

鉄骨弾性フレームの合成効果を考慮した制振改修 RC 建物の応答評価

RESPONSE EVALUATION OF BRB RETROFIT IN RC BUILDINGS BY CONSIDERING THE COMPOSITE EFFECT OF ELASTIC STEEL FRAME

藤下和浩 ——— * 1 松井良太 ——— * 2
スッチュ・ファーフイー * 3 竹内 徹 — * 4

Kazuhiro FUJISHITA — * 1 Ryota MATSUI ——— * 2
Fatih SUTCU ——— * 3 Toru TAKEUCHI ——— * 4

キーワード：

既存 RC 建物の制振改修, 座屈拘束ブレース, 鉄骨弾性フレーム, 合成効果, 最悪ケース解析

Keywords:

Response control retrofit of existing RC buildings, Buckling restrained brace, Elastic steel frame, Composite effect, Worst-case analysis

On the retrofit of existing sub-standard RC building with buckling restrained braces (BRBs), the insulation of elastic steel frame around BRBs is effective for restraining the residual deformation and the distribution of damage to whole structure. On this paper, the non-linear hysteresis of steel frame member including the composite effect observed during the previous cyclic loading test is modelled to investigate its influence on the over-all structural response. Also, when the composite effect is unevenly distributed on each retrofit member, the worst distribution case of the composite effect is searched with genetic algorithm on the aspect of seismic performance is investigated.

1. 序

国内のみならず海外においても既存 RC 建物の耐震性能の向上は大きな課題となっており, 弾塑性ダンパーを用いた制振改修¹⁾の適用も検討され始めている。海外の既存 RC 架構の耐力は日本に比べ低いため, 筆者ら²⁾は耐震改修における目標層間変形角を RC 架構の塑性化を許容した 1/150 とし, 座屈拘束ブレース (BRB) の周囲に弾性要素として機能する鉄骨フレーム (付加弾性骨組) を導入することで, 主架構の残留変形や特定層への損傷の集中を抑制する改修構法を提案し, その妥当性を解析的に検討した。また既論³⁾ではトルコの既存 RC 架構を模した実大に近い 1 スパンの RC フレームを対象とした制振改修の適用実験により, 改修の目標層間変形角 1/150 において BRB による十分なエネルギー吸収がなされ, 概ね既存 RC 架構の使用継続性が保たれることを確認した。なお, 低強度コンクリートを用いた建物は提案手法の想定範囲外としている。

既往実験³⁾において, モルタル・アンカーで構成される接合部と

付加弾性骨組の合成効果による剛性・耐力の向上がみられ, 耐震改修指針⁴⁾による計算値を大きく上回った。しかし, こうした部材の合成効果が耐震改修架構全体の耐震性能に及ぼす影響は分かっていない。また地震時に改修建物において部材の合成効果が各層でばらつく場合, 改修架構の剛性が層方向に偏在することで特定の層へ損傷集中が生じ改修建物の耐震性能に悪影響を与える可能性がある。

本論では既往実験の結果に基づいて部材の合成効果を非線形の復元力特性によりモデル化し, トルコの既存 RC 建物を想定した多質点せん断モデルに組み込んで時刻歴応答解析を行うことで, 部材の合成効果が改修架構の応答値に与える影響を分析する。また多層構造物各層において部材の合成効果がばらつく場合において, 改修架構の地震時応答を最悪化する層剛性分布である最悪ケースを遺伝的アルゴリズムにより探索し, 得られた最悪ケースの応答評価を行うことにより, 部材の合成効果のばらつきが改修架構の耐震性能に与える影響について分析する。最後に分析結果を踏まえて最悪ケースにおける応答の低減に必要な部材量を調査する。

2. 部材の合成効果を考慮した制振改修架構の応答評価

本章では既往の改修設計法²⁾に基づき設計された制振改修建物を表現した多質点モデルを対象として, 実験で得られた部材の合成効果を考慮した時刻歴応答解析を行い, 合成効果が架構全体の応答値に与える影響について分析する。

2.1 部材の合成効果を考慮した復元力特性の設定

付加弾性骨組の復元力特性として, 図 1 に示す既往の 1 スパン制

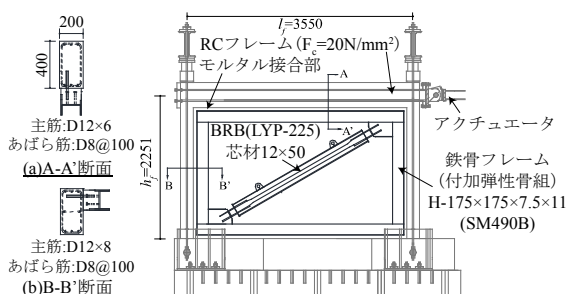


図 1 トルコの既存 RC 建物に対する制振改修の適用実験の概要³⁾

*1 東京工業大学建築学系 博士課程・修士 (工学)
(〒152-8552 東京都目黒区大岡山 2-12-1-M1-29)

*2 東京工業大学建築学系 助教・博士 (工学)

*3 イスタンブール工科大学土木工学科 助教・博士 (工学)

*4 東京工業大学建築学系 教授・博士 (工学)

*1 Grad. Stud., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, M. Eng.

*2 Asst. Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

*3 Asst. Prof., Dept. of Civil Eng., Istanbul Technical Univ., Turkey, Dr. Eng.

*4 Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

振補強フレームの繰返し載荷実験³⁾において観測された部材の合成効果を考慮した履歴モデルを設定する。実験においては、図2に示すように付加弾性骨組のせん断剛性が載荷振幅に応じて次第に低下する現象がみられた。これは、載荷振幅が小さい時は仮定できた RC フレーム、モルタル、付加弾性骨組の平面保持が境界部の滑りにより次第に成り立たなくなり、各部材が独立的な挙動を示すようになったためと考えられる。図2において付加弾性骨組の剛性割増率 a_c (初期せん断剛性(仮定モデル(図3右)・接合部のモルタル非考慮)に対する各載荷サイクルにおける最大点の割線剛性の比率)は、変形の増大に伴い低下するものの、水平変形角 2%まで常に a_c は 1 以上となっており、部材の合成効果が生じていることが確認できる。

そこで部材の合成効果によるせん断剛性の増加と載荷振幅の増大に伴う合成効果の低下及び付加弾性骨組の降伏現象を考慮し、図4に示すトリリニア原点指向型の復元力特性により部材の履歴モデルを設定する。載荷実験により得られた付加弾性骨組とモルタル接合部の骨格曲線と対応するようにパラメータを決定し、初期剛性時における剛性割増率 a_c^{ini} を RC フレーム、圧入モルタルと付加弾性骨組を一体断面とみなした計算値である 7.9 と定め、実験値の骨格曲線に基づき 1 次剛性低減率 $\alpha_1=0.25$, 2 次剛性低減率 $\alpha_2=0.01$, 1 次折れ点の水平変形角 $\theta_1=0.15\%$, 2 次折れ点の水平変形角 $\theta_2=1\%$ と決定する。図5に既往試験³⁾における付加弾性骨組とモルタル接合部の骨格曲線(実線)と設定したトリリニアの近似曲線(点線)を比較する。両者は概ね対応しており、設定したトリリニアの骨格曲線は概ね妥当といえる。

2.2 設定した復元力特性の妥当性

合成効果を考慮した履歴モデルの妥当性を確認するため、構築した復元力特性を組み込んだ線材解析モデルを用いた再現解析を行い、実験値との対応を確認する。解析モデルは図6に示す短軸ばねで構成される線材モデルとし、付加弾性骨組の梁は剛棒、柱はせん断ばねに単純化してモデル化する。せん断ばねの復元力特性として図5に示した骨格曲線を有するトリリニア原点指向型の復元力特性を適用する。RC 部材は材端曲げばね、BRB は塑性化部のみ軸ばねとし弾性部及び接合部は剛域とする。また復元力特性はそれぞれトリリニアの Takeda モデル⁹⁾、実験で得られた芯材降伏後の歪硬化率 0.05 を考慮したバイリニアモデルとする。既存 RC 架構と補強部材の接合部は文献6)を参考にして、アンカーのせん断伝達機構を模擬した剛塑性のせん断ばねと補強部材のパンチング効果を考慮した圧縮弾性の軸ばねを集約要素として配することによりモデル化する。既往実験³⁾の載荷履歴(図7)を用いた水平載荷時の試験体の履歴ループに関して図8に実験値と解析値を比較する。図8(a)より設定した付加弾性骨組の履歴モデルは水平変形角 2%まで 20%以内の精度で概ね適切に実験結果を評価することがわかる。一方、図8(b)より、BRB を導入した場合水平変形角 1%以上でやや評価精度が低下するが、これは水平変形の増大に伴い BRB の歪硬化率が解析における設定値(0.05)に比べ低下したためと考えられる。

2.3 部材実験に基づき設定した復元力特性の適用範囲

既往実験の結果をもとにモデル化した復元力特性を、様々な寸法を有する架構に適用する場合、試験体の寸法と実際の建物 1 スパンの寸法差によっては、実験で観測された合成効果に基づく部材のせん断剛性の援用が難しい場合があると考えられる。そこで、2.1 節

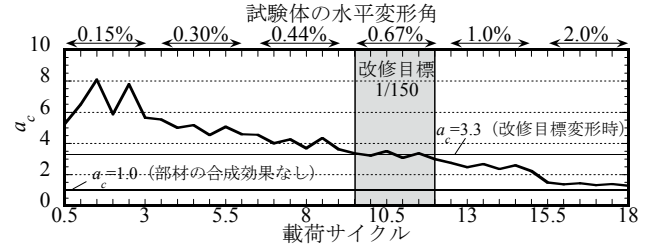


図2 付加弾性骨組の剛性割増率 a_c の推移

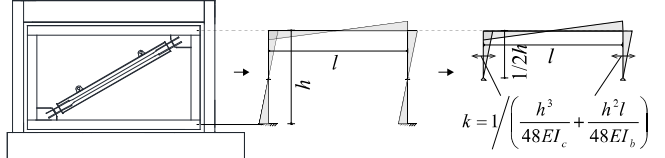


図3 試験体フレームのせん断剛性の計算モデル

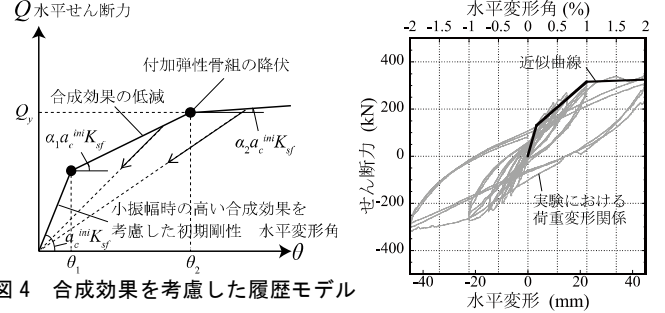


図4 合成効果を考慮した履歴モデル

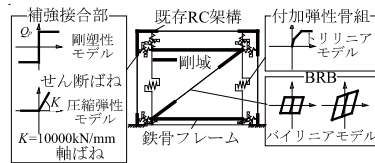
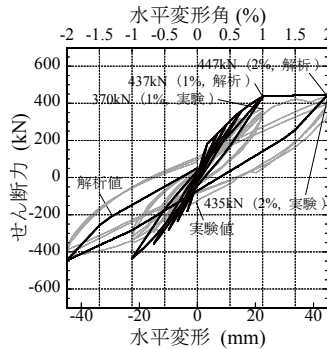


図6 解析モデル



(a) RC フレーム+付加弾性骨組

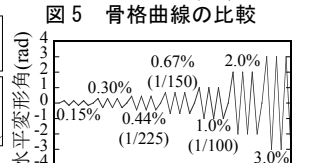
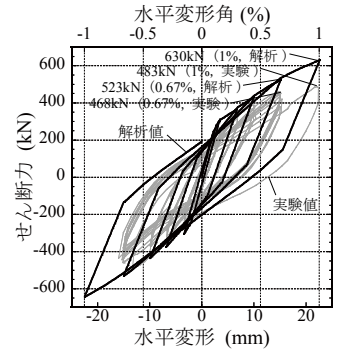


図7 載荷履歴



(b) RC フレーム+付加弾性骨組+BRB

図8 実験値と解析値の比較

で設定した復元力特性の適用範囲について検討する。

仮に試験体と実建物の部材ディテールが同等で、ともに合成効果により柱梁の曲げ剛性が $E_c I_c \rightarrow E_c' I_c'$, $E_b I_b \rightarrow E_b' I_b'$ に増加する場合、幅 l 、高さ h の試験体の剛性割増率 a_c および形状の異なる幅 al 、高さ bh の架構の剛性割増率 a_c' は、図3に示すように反曲点高比 0.5 の門型フレームを想定することで、それぞれ式(1)、(2)で表される。なお式中においてフレーム形状の拡大比率 $M=b/a$ とおく。

$$a_c = \frac{E_b' E_c' I_b' I_c'}{E_b E_c I_b I_c} \cdot \frac{E_b I_b h + E_c I_c l}{E_b' I_b' h + E_c' I_c' l} \quad (1)$$

$$a_c' = \frac{E_b' E_c' I_b' I_c'}{E_b E_c I_b I_c} \cdot \frac{E_b I_b M h + E_c I_c l}{E_b' I_b' M h + E_c' I_c' l} \quad (2)$$

式(1), (2)の差をとると,

$$a_c - a_c' = \frac{E_b' E_c' I_b' I_c'}{E_b E_c I_b I_c} \cdot \frac{Ih(1-M)(E_b I_b E_c' I_c' - E_b' I_b' E_c I_c')}{(E_b' I_b' h + E_c' I_c' l)(E_b' I_b' Mh + E_c' I_c' l)} \quad (3)$$

$$If(a=b \cup E_b I_b E_c' I_c' = E_b' I_b' E_c I_c') \Rightarrow a_c = a_c' \quad (4)$$

式(4)より既往実験³⁾に用いた試験体とアスペクト比が等しい架構($a=b$ ($M=1$)), または合成効果による柱梁の曲げ剛性の増加率が等しい改修架構($E_b I_b : E_c I_c = E_b' I_b' : E_c' I_c'$)において, 試験体と同等の部材ディテールを有していれば, 本論で実験に基づき設定した復元力特性のパラメータが適用可能といえる。解析では上記の条件の成立する範囲を想定し, 提案する復元力特性を直接適用する。

2.4 部材の合成効果を考慮した時刻歴応答解析

部材の合成効果をモデル化した復元力特性を組み込んだ多質点せん断モデルの時刻歴応答解析を行い, 部材の合成効果が制振改修架構全体の応答値に及ぼす影響を分析する。

対象モデルとして図9に示すトルコの既存RC造学校校舎を模した5層立体モデルの長手方向の増分解析により得られた多質点モデル(表1)と多質点モデルの1~4層の剛性および耐力を低減させた低剛性モデル(1L~4Lモデル)を設定する。また5層モデルと同レ

ベルの耐力水準を有する9層モデル(表2)を合わせて設定する。

筆者ら²⁾は等価線形化法に基づき耐震改修における目標層間変形角1/150におけるRC架構, 付加弾性骨組, 弾塑性ダンパーの割線剛性, 履歴ループを評価し, 応答スペクトル法による応答予測を適用することにより, 層間変形角一定法⁷⁾を用いて制振改修における各層の必要ダンパー量を決定する改修設計法を提案した。対象RC架構に対し同手法に基づき各層のダンパー量を決定した改修モデルを検討対象とし, 耐震改修における目標層間変形角は既報²⁾と同様に1/150とする。改修時の付加部材としてバイリニアの復元力特性を有する弾塑性ダンパー(降伏変形角1/830)と付加弾性骨組を用い, 両者の剛性比 $k_{sp}/k_d=\gamma_s$ は文献²⁾に基づき各層で一定の0.05とする。図10に設計された改修モデルの一部における各層の設計ダンパー耐力を黒丸で既存RC架構の耐力を白丸で示す。対象とする既存RC架構の耐力が低いため, 各モデルにおけるダンパー耐力/主架構耐力は2~3程度と高くなっていることが分かる。

時刻歴応答解析においてはNewmark- β 法⁸⁾(平均加速度法, $\beta=1/4$)を用いP- Δ 効果は考慮しない。入力地震波はBCJ-L2とし, 減衰は初期剛性比例型減衰 $h=0.03$ とする。せん断ばねの復元力特性としてRC架構はトリリニアのTakedaモデル⁵⁾, 付加弾性骨組は合成効果

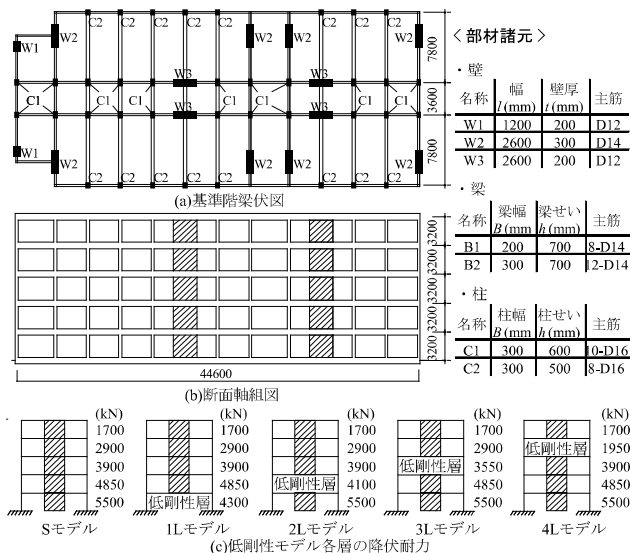


図9 改修対象モデル(トルコのRC造学校校舎²⁾)

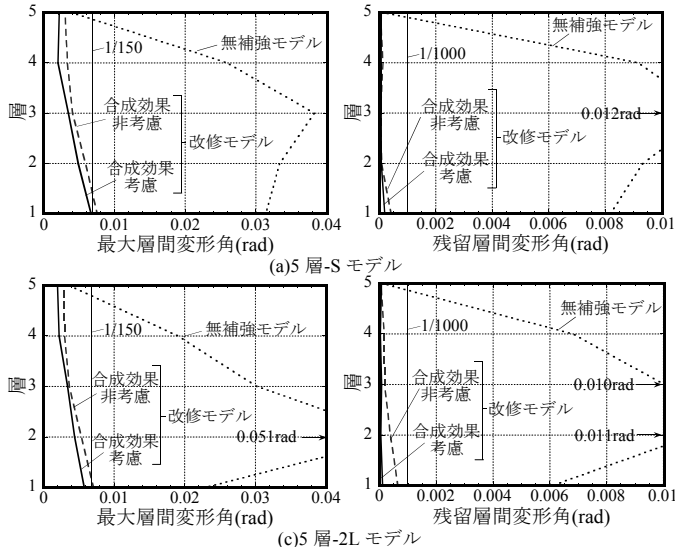


図10 改修モデルの設計内容

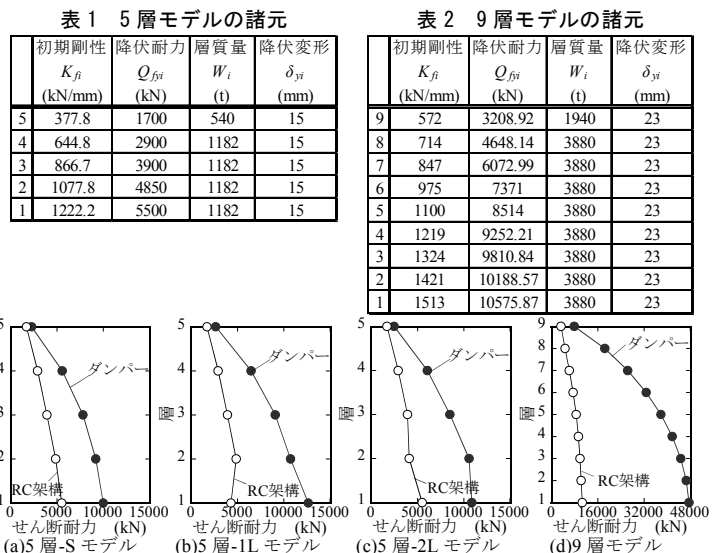


図11 改修設計解の応答値(合成効果考慮・非考慮)

を考慮しない場合弾性とし、考慮する場合は 2.1 節で設定した非線形のトリリニアモデルを用いる（いずれも $\gamma_s=0.05$ ）。また弾塑性ダンパーは歪硬化率 0.05 を考慮したバイリニアモデルとする。各モデルの最大・残留層間変形角の一部を図 11 に示す。図中実線が合成効果考慮の場合、点線が合成効果非考慮の場合を示す。図より付加弾性骨組接合部の合成効果を考慮した場合、各層において非考慮の場合に比べ最大応答値がやや低減し、各層で平均 2 割程度応答値が低減する傾向がみられる。5 層モデルにおいては合成効果による残留応答値の低減もみられる。また、改修モデルにおいては部材の合成効果の考慮非考慮に関わらず、最大層間変形角は概ね改修目標層間変形角 1/150 にあり、残留層間変形角は建物の使用継続性を確保する 1/1000 以下⁹⁾となっており改修設計は妥当といえる。以上より骨組に導入した制振ユニット全体において既往実験に近い条件での部材の合成効果が生じる場合、改修の目標変形までの載荷振幅における層剛性の増加に伴い、各改修モデルにおいて架構全体の応答値がやや低減し構造物の耐震性能が向上するといえる。

3. 合成効果発現の不確定性を考慮した最悪ケース解析

2 章では多層構造物に導入した全ての改修部材が各層で同程度の合成効果を発揮すると仮定し応答評価を行った。しかし、実際には各箇所において部材の合成効果の程度がばらつくことにより改修架構の剛性が偏在し、特定の層への損傷集中が生じる可能性がある。そこで本章では最適化アルゴリズムを用いた最適化手法により、部材の合成効果のばらつきを考慮した場合に改修後の架構の応答値を最悪化する最悪ケースを探索し、合成効果の偏在が改修架構の耐震性能に与える影響に関して分析する。

3.1 探索手法の概要

既往文献 10)において、ある設計変数 $\mathbf{x}$ に変動領域 Ω の範囲で不確定変動 θ が生じる場合の最悪地震時応答 $g_{\max}(\mathbf{x})$ は式(5)のように定式化され最悪ケース解析と定義されている。

$$g_{\max}(\mathbf{x}) := \max_{\theta \in \Omega} g(\mathbf{x} + \theta) \quad (5)$$

本検討では制振改修における各層のダンパーおよび主架構のせん断耐力・剛性は固定の設計変数 $\mathbf{x}$ とし、各層のダンパー剛性に対する付加弾性骨組の剛性比 γ_s を合成効果の生起に依存する不確定な設計変数 θ として変動させることで解析を行う。目的関数 g としては最悪地震時応答に加え層への損傷集中度を検討し、式(5)を満たす不確定変動 θ をそれぞれ最悪ケースと定義する。

既報 11)では遺伝的アルゴリズム (GA) により多質点モデルの弾塑性時刻歴応答を評価し、目的関数を最小化する最適化システムを構築しており、同手法を最悪ケース解析に応用し、図 12 に示す最悪ケースの探索システムを構築する。前章で扱った改修設計解をモデル化した N 層の多質点モデルにおいて、不確定変動 θ として付加弾性骨組の剛性を各層でランダムに与えた設計解の応答評価に基づく適合度関数を GA により評価し最大化する。

まず、層への損傷集中度 g_1 を目的関数とした最悪ケース解析を行うため、 g_1 の逆数を最適化計算における目的関数 f_1 とし、 f_1 を最小化することで g_1 を最大化する最悪ケースを探索する。この最悪ケース解析 (SOP1) を式(6)に定義する。なお $y_i^{\max}$ は多質点モデル i 層の最大応答値を表す。

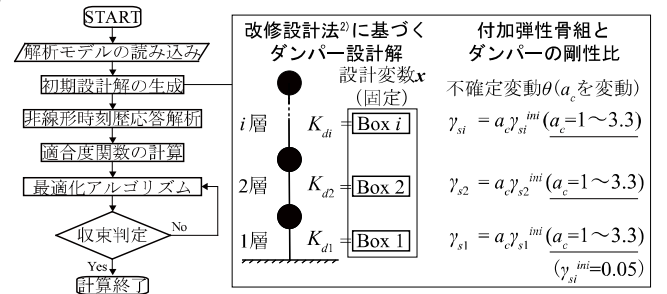


図 12 遺伝的アルゴリズムによる最悪ケースの探索概念

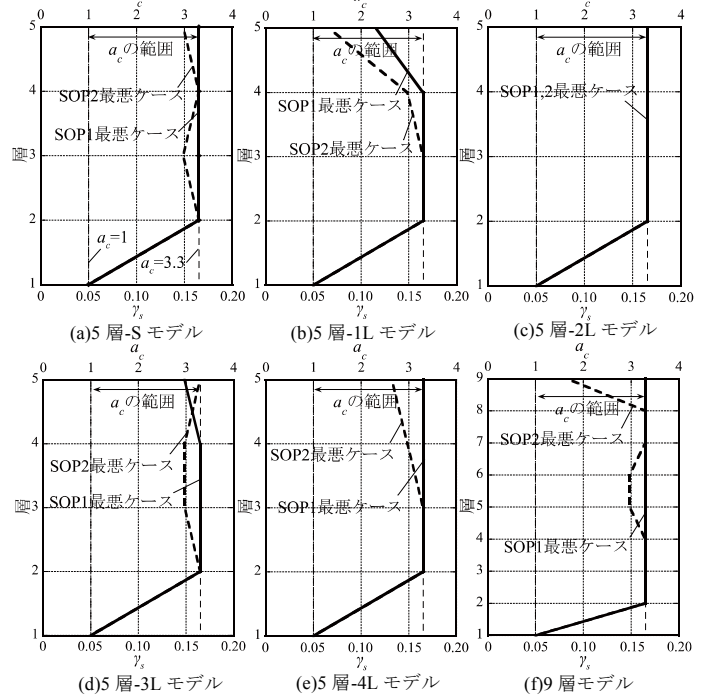


図 13 最悪ケースにおける付加弾性骨組の剛性分布

$$\text{minimize } f_1 = \frac{1}{g_1} = \frac{1}{\max(y_i^{\max}, i=1, \dots, N) / \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N y_i^{\max}} \quad (6)$$

次に最大応答値 g_2 を目的関数とした最悪ケース解析を行うため、同様に g_2 の逆数を最適化計算における目的関数 f_2 とし、 f_2 を最小化することで g_2 を最大化する最悪ケースを探索する。この最悪ケース解析 (SOP2) を式(7)に定義する。

$$\text{minimize } f_2 = 1/g_2 = 1/\max(y_i^{\max}, i=1, \dots, N) \quad (7)$$

探索における最適化アルゴリズムとして単純遺伝的アルゴリズム (SGA) を用い、選択手法はトーナメント手法、トーナメントサイズは 2 とする。交叉は一様交叉を用い、交叉率は 0.4、突然変異率は 0.01 とする。1 世代の個体数は 5 層モデルで 200 個体、9 層モデルで 400 個体とする。また解の収束条件は 100 世代連続で解の値が変化しないこととする。GA による最悪ケースの探索難度を下げるため θ の変動領域 Ω は、 $\gamma_s=0.05$ ($a_c=1$) ~ 0.165 ($a_c=3.3$) を 8 等分に離散化し候補数を限定する。変動領域の上限値は図 2 より耐震改修の目標層間変形角 1/150 における既往実験の付加弾性骨組の剛性割増率 $a_c=3.3$ に基づき設定する。全候補数は 5 層モデルで $8^5=32,768$ 、9 層モデルで $8^9=134,217,728$ となり、対象モデルの層数が増えると候補数は急激に増加する。時刻歴応答解析における解

析条件および入力地震波は前章と同様とし、付加弾性骨組の復元力特性は弾性とし、剛性を変化させることで合成効果を考慮する。

3.2 最悪ケースの探索結果

最適化計算により得られた最悪ケースにおける付加弾性骨組の剛性分布を図13に示す。対象モデルは解空間が比較的小さいため探索において概ね15世代程度で収束解に至る。図中実線が層への損傷集中度を目的関数とした最適ケース（SOP1）、点線が最大変形層の最大応答値を目的関数とした最適ケース（SOP2）における付加弾性骨組の剛性分布を示す。図より、各モデルにおいて1層の a_c が最小値をとり、他層の a_c が最大値または最大に近い値をとる場合、最悪ケースとなることがわかる。これは、対象とした解析モデルが補強後において1層の変形が最大となるような剛性分布を有していたためと考えられる。またSOP1とSOP2を比較すると上層でややSOP2がSOP1に比べて小さくなる場合があるものの両者ともに a_c の分布形状は概ね一致することがわかる。よって、最悪ケースとなる付加弾性骨組の剛性分布において、層の損傷集中度と架構の最大変形層の応答値はともに最大化される傾向があるといえる。

また最悪ケース解析における全層で部材の合成効果を考慮せず各層の層剛性が最も低くなる解、すなわち全層で $a_c=1$ となる解が最悪ケースとして選ばれていない。最悪ケースでは部材の合成効果の偏在に伴い層への損傷集中度が高まることにより、部材の合成効果が全く生じない場合に比べても最大変形層の最大応答値が大きくなることを上記の結果は示唆している。

3.3 最悪ケースの応答値

多質点モデルの時刻歴応答解析における各改修設計解の最大層間変形角を図14に示す。図中において点線は部材の合成効果が全層で生じない場合、白丸が全層において付加弾性骨組の剛性割増率 $a_c=3.3$ の合成効果が生じる場合、黒丸が各層の剛性割増率のばらつきを考慮した際の最悪ケース（SOP1）の場合をそれぞれ示す。図より全層において同様の合成効果を見込んだ場合、合成効果非考慮の場合に比べて最大応答値が低減する一方で、合成効果が偏在する最悪ケースにおいては最大変形層の応答値が合成効果非考慮の場合に比べ、30%~40%程度増加していることがわかる。また最悪ケースにおいて最大変形層となる1層の最大層間変形角は、制振改修の目標層間変形角1/150を上回っていることが確認できる。

各改修架構において、部材の合成効果が層方向に均等に分布した場合に最大変形となる層と最悪ケース時に合成効果が生起しない層が一致することから、変形が最大となる層と他層の相対的な剛性差をさらに広げるように部材の合成効果が分布した場合、低剛性層への損傷集中が顕著になることで最悪地震時応答を示すと考えられる。

以上より、部材の合成効果の架構内における偏在が改修架構の層剛性分布に悪影響を与えることで最も危険側の分布である最悪ケースとなった場合、低剛性層への損傷集中により合成効果を考慮しない場合に比べて架構の最大応答値が励起されるといえる。

3.4 最悪ケースの応答制御

合成効果を考慮しない解析において改修架構が最大応答値を示す層のみ付加弾性骨組の合成効果が発揮されない最悪ケースの応答制御を行う上では、同層のダンパー設計解を増加させる必要があると考えられる。そこで、最悪ケースの応答低減に必要なダンパー量を調査するため最大変形層である1層のダンパー量のみを変動させた

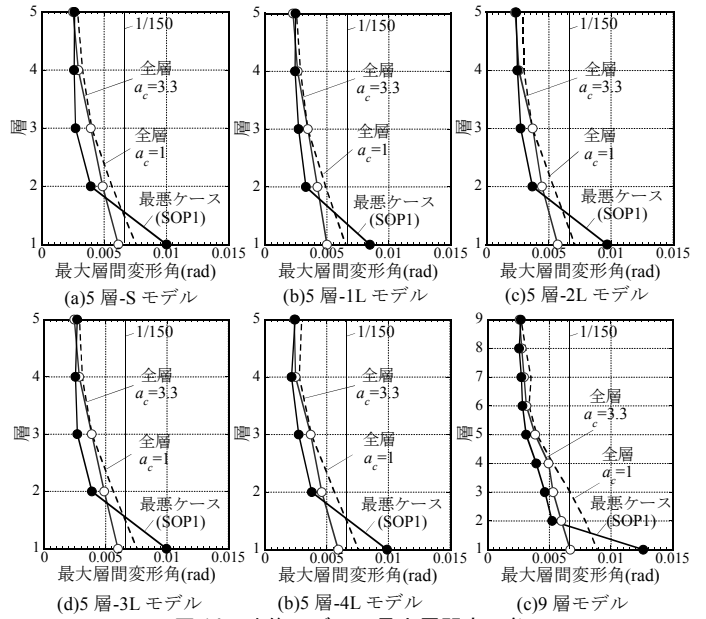


図14 改修モデルの最大層間変形角

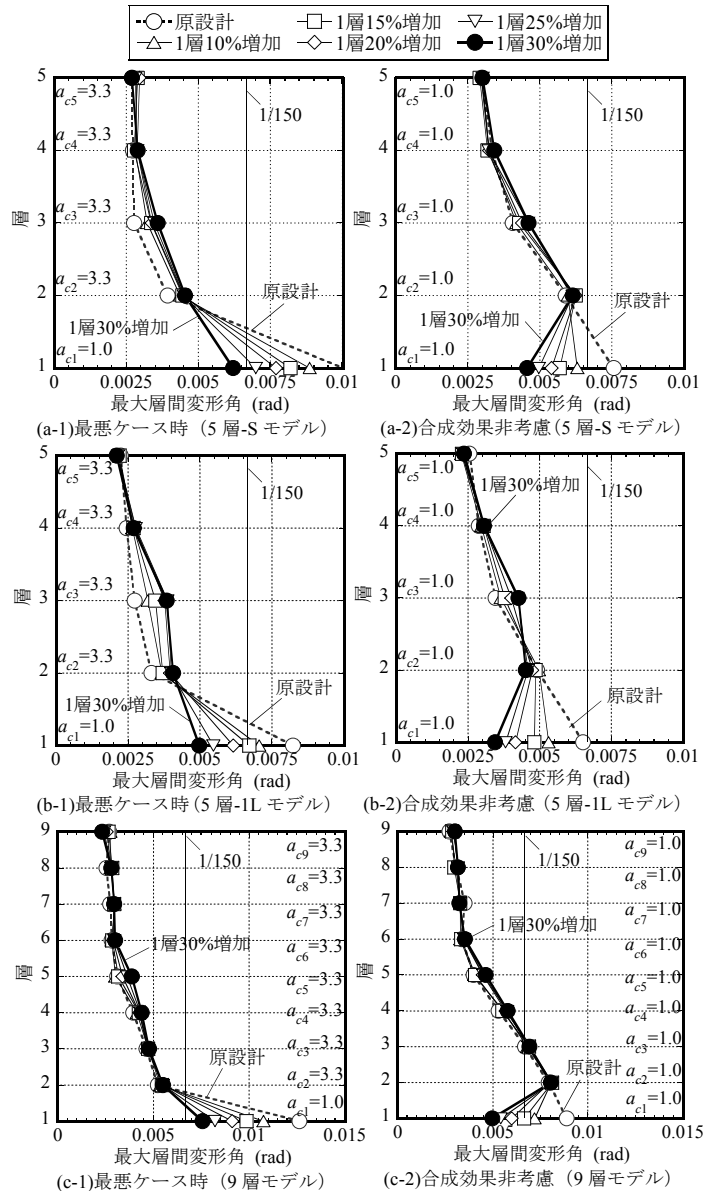


図15 最大層間変形角の比較（ダンパー量変動、 γ_s 固定）

パラメトリックスタディを行う。応答解析における解析条件は前節と同様とし、SOP1 と SOP2 の最悪ケース解析による結果を考慮して、架構の最下層のみ合成效果が発揮されず、他の層では剛性割増率 $a_c=3.3$ の合成效果が得られる場合を最悪ケースとして想定する。各層の γ_s は 0.05 で固定とする。得られた各ケースの応答値を図 15 に示す。図より、各モデルにおいて、1 層の投入ダンパー量にほぼ比例する形で 1 層の最大応答値が低減し、本論での対象モデルでは 1 層のダンパー量を 3 割程度増加させた場合、最悪ケースおよび合成效果が生じない場合の最大応答値は概ね改修における目標層間変形角 1/150 程度に収まることがわかる。

次に設計解におけるダンパー量を固定とし、全層の付加弾性骨組の投入量を変動させたモデルの応答値を図 16 に示す。投入する付加弾性骨組のダンパーに対する比率は各層で一律とする。図より、 γ_s を増やすことで最悪ケースの微小な応答低減が見られるが、1 層の投入ダンパー量を増加させた場合に比べ変形最大層の応答低減量は少ない。これは、付加弾性骨組の剛性を高く設定すると、合成效果の偏在による層方向の付加弾性骨組の剛性の偏在がより顕著となるためと考えられる。一方、合成效果を考慮しない場合では最も変形の大きい下層の応答が低減されており、付加弾性骨組を増やすことによる架構の損傷分布の均等化が確認できる。

4. 結

本論では、既往の制振改修の適用実験³⁾で確認された部材の合成效果をモデル化し、付加弾性骨組と接合モルタルの合成效果の発現と各改修部材における合成效果のばらつきが建物の最大応答値に及ぼす影響に関して分析した。以下に得られた知見を示す。

- 1) 既往実験における付加弾性骨組の合成效果を原点指向型トリニアの復元力特性を有するせん断ばねによりモデル化しその妥当性を実験結果と比較することにより示した。
- 2) 付加弾性骨組の合成效果をモデル化した復元力特性を制振改修架構全体に適用した場合、合成效果を考慮しない場合に比べ骨組の最大応答値が各層において平均 2 割程度低減した。
- 3) 部材の合成效果が各層でばらついて生じる条件下で、最も不利な応答値を示す最悪ケースを SGA により探索するシステムを構築した。得られた最悪ケースは改修架構において最大変形となる層のみ合成效果が発揮されない場合やその近傍の状態であった。
- 4) 合成效果が層方向にばらつく際の最悪ケースの最大応答値は合成效果が全層で均一な場合に比べて 30~40%程度励起された。最悪ケース時の最大変形層のダンパー量を 30%程度増やすことで、最大応答値を改修の目標層間変形角程度に抑制できる。

参考文献

- 1) 竹内徹, 安田幸一, 湯浅和博, 岡山俊介, 宮崎健太郎, 岩田衛: 統合ファサードによる既存不適格建物の改修, 日本建築学会技術報告集, No.24, pp.161-166, 2006.12
- 2) 藤下和浩, スッチュ・ファティフ, 松井良太, 竹内徹: 損傷配分に着目したトルコにおける多層 RC 建物の制振改修, 日本建築学会構造系論文集, Vol.79, No.699, pp.661-669, 2014.5
- 3) 藤下和浩, パル・アフメット, スッチュ・ファティフ, 松井良太, 寺嶋正雄, チェリック・ジェム・オグズ, 竹内徹: 制振部材および弾性フレームを付加した低耐力 RC 架構の繰返し載荷実験, 日本建築学会構造系論文集, Vol.81, No.727, pp.1574-1584, 2016.9

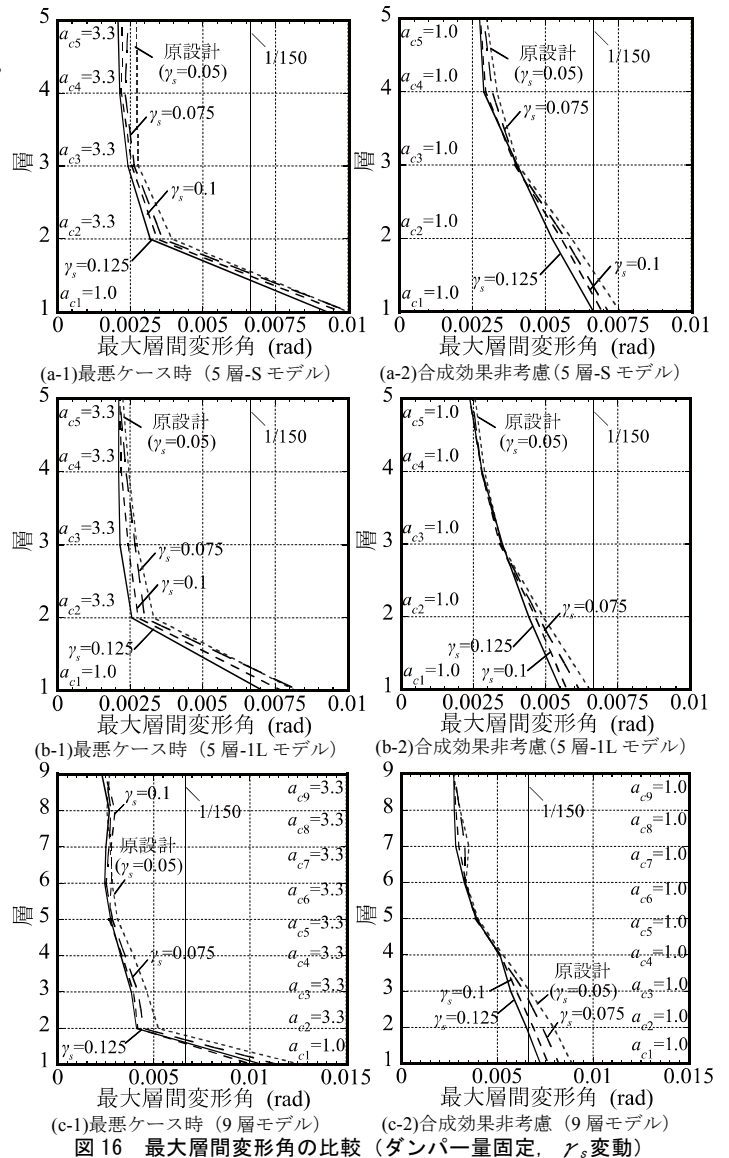


図 16 最大層間変形角の比較 (ダンパー量固定, γ_s 変動)

- 4) 日本建築防災協会: 既存鉄筋コンクリート造建築物の耐震改修設計指針・同解説 2001 年改訂版, 2001.10
- 5) Takeda T., Sozen M.A. and Nielsen N.N.: Reinforced concrete response to simulated earthquakes, Journal of Structural Division, Journal of structural Engineering, ASCE, Vol.96, ST12, pp.2557-2573, 1970
- 6) 日本建築学会構造委員会, 既存中層鉄筋コンクリート造建築物の等価線形化法を用いた耐震性能評価法, 2014 年度日本建築学会大会 (近畿) 構造部門 (RC 構造) PD 資料, pp.78, 2014.9
- 7) 笠井和彦, 伊藤浩資: 弾塑性ダンパーの剛性・降伏力・塑性率の調節による制振構造の応答制御法, 日本建築学会構造系論文集, 第 595 号, pp.45-55, 2005.9
- 8) Newmark, N. M. and Rousenbluth, E.: Fundamentals of Earthquake Engineering Prentice-Hall Inc, 1971
- 9) 日本建築センター: エネルギーの釣合いに基づく耐震計算法の技術基準解説及び計算例とその解説, 2005.10
- 10) 山川誠, 大崎純: 構造特性の不確実性に対する第 k 順序統計量を用いた最悪応答解析, 2014 年度日本建築学会大会学術講演梗概集 (構造 I), pp.411-412, 2014.9
- 11) 藤下和浩, スッチュ・ファティフ, 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, 2016.3

[2016 年 6 月 1 日原稿受理 2016 年 7 月 20 日採用決定]