

高減衰化を目標とした制振構造物の簡易設計手法に関する研究

令和 2年 6月

森 川 和 彦

目次

1	序論	1
1.1	研究背景	1
1.2	既往の研究	5
1.3	研究目的と論文構成	8
2	オイルダンパーを用いた C 型制振システムの簡易設計法	17
2.1	緒言	17
2.2	ダンパー配置の効率性	18
2.3	簡易設計法の構築	38
2.4	提案手法の精度検証	46
2.5	結言	63
3	ダイナミック・マスを利用した MC 型制振システム	65
3.1	緒言	65
3.2	層剛性低減を利用した複数モードの制御	66
3.3	振動実験による提案システムの性能検証	80
3.4	提案システムの応答低減効果	88
3.5	MC 型制振システムのダンパー配置の効率性	94
3.6	結言	119
4	C-MC 併用型制振システムの簡易設計法	122
4.1	緒言	122
4.2	C-MC 併用型制振システムの提案	124
4.3	簡易設計法の拡張	135
4.4	提案配置方法の有用性検証	141
4.5	結言	154
5	結論	156

1 序論

1.1 研究背景

a) 振動の制御

近年では、建物を設計する際には常時荷重の設計に加えて耐風・耐震設計が行われる。それぞれの建物において、必要とする性能を満足することを目的として免震や制振といった振動制御を行うことも多くなっている。

耐震構造は歴史と実績がある通常の建物であり、部材の耐力や粘りで地震の揺れに耐える構造である。それに対して免震構造や制振構造は、建物に入る地震のエネルギーを免震装置やダンパーによって吸収することにより建物の揺れを低減する構造である。特に制振構造は、制御方法や制御装置が多種多様となる¹⁻¹⁻³⁾。

建物の振動を低減する方法は、アクティブ制御・セミアクティブ制御・パッシブ制御に分類される。アクティブ制御は、望ましい応答状態にするために外部供給エネルギーによって制御装置を動かす方法である。建築分野においても研究開発が進められており、採用例もある。外部からの供給エネルギーが小さいのがセミアクティブ制御であり、中小地震や風による振動の制御に多く用いられる。大地震時の振動制御としてはほとんどがパッシブ制御であり、外部供給エネルギーはない。本論での研究対象もパッシブ制御の制振構造としている。

建物の動的な挙動を表現する際には、運動方程式が用いられる。振動の制御とは、運動方程式上の質量項や減衰項、剛性項の操作を意味している。最も一般的なのが、建物の2点間の相対応答量に対して制御力を作用させる方法である。地震エネルギーを吸収するために建物の層間に設置するダンパーは多種多様であり、その一つに速度の増加に伴い抵抗力が増加する粘性ダンパーがある。材料自体の粘性特性を利用したものが粘性ダンパーであるが、流体の絞り抵抗を利用したオイルダンパーも粘性ダンパーの一種と位置付けることもできる。また、物質の塑性変形による履歴あるいは物質間の摩擦による履歴を利用して地震時に建物に入力されるエネルギーを熱に変換して主要部材の損傷を抑制する装置もあり、それらは履歴型ダンパーと呼ばれている。その一つである座屈拘束ブレースは、部材によって座屈を防いで安定したループを描くブレースシステムであり、適用例は多い。履歴を利用して地震のエネルギー

を熱に変換して損傷を抑制する装置のうち、物質間の摩擦による履歴を利用するものが摩擦ダンパーである。物質の塑性変形を利用する履歴型ダンパーは、弾塑性ダンパーと呼ばれている。前者の粘性ダンパーは、速度に対して抵抗力を発生させる速度依存型であり、主に減衰項の制御となる。とはいえ、実際には取付部分の剛性も影響するため、剛性項も間接的に制御される。また、後者の履歴型ダンパーは変位に対して抵抗力を発生させる変位依存型である。非線形履歴特性を利用するこれらのダンパーは主に剛性項の制御となるが、ダンパー材料の減衰の影響を考慮すれば、減衰項も制御することになる。

また近年では慣性質量効果を狙う制御も考案されており、それを実現する装置はダイナミック・マスと呼ばれている。小さな実質量が変位増幅機構によって増幅されて大きな動的質量となり、その慣性質量効果を利用している。加速度に対して抵抗力を発生させるダイナミック・マスを利用することにより、運動方程式の質量項の制御に相当することも可能となる。

剛性項や減衰項、さらには質量項を操作することが振動制御と考えることができるが、一方で、建物の応答は、入力地震動や建物の特性が複雑に影響する。ここ数十年でコンピュータのCPU性能は飛躍的に向上し、現在では各種ダンパーの位置や耐力等をパラメータとした数多くのスタディを実施することも比較的容易となってきたが、目標性能を満足するパラメータの抽出は、応答解析に頼り過ぎた設計になっていると言わざるを得ない状況にある。

b) 耐震設計と入力地震動

耐震及び免震・制振（震）技術により、地震国である日本においても、現行の規準によって設計された建物が倒壊に至る被害は少なくなってきた。そのような現状の設計の基本となっているのは建築基準法であり、人命の保護を目的とした最低限の耐震性能が規定されている。我が国の耐震設計の考え方は、下記のようにまとめることができる¹⁻⁴⁻⁶⁾。

1916年の佐野利器によって発表された「家屋耐震構造論」ではじめて地震動の最大加速度 α と重力の加速度 g との比 α/g である震度という概念が打ち出され、関東地震が発生した翌年の1924年に市街地建築物で耐震設計に震度0.1を用いるように規定された。1950年の建築基準法では、建築に作用するさまざまな荷重が長期荷重と短期荷重に分けられた。これは1934年の室戸台風が契機となっている。地震荷重は短期荷重として扱われるようになり、設計震度は従来の0.1から0.2に引き上げとなった。1968年

の十勝沖地震では鉄筋コンクリート造の建物が大きな被害を受けた。短柱のせん断破壊が原因であったことから、1971年の改正では帯筋の間隔は30cmから15cmに狭められることとなった。その後の1981年には建築基準法施行令が大改正され、新耐震設計法と呼ばれる設計法が始まった。従来の許容応力度設計法はそのまま1次設計として残し、新たに2次設計が導入された。地震荷重は従来の静的荷重としての設計震度ではなく、建物の動的な応答を考慮して設計用層せん断力係数で規定されることになった。

超高層建物の設計には、動的設計法が取り入れられた。1963年以降は建築基準法第38条に基づいて個別に認定を行う方式となり、それまでの高さ制限は緩和された。設計で用いられる時刻歴応答解析では、供用期間中に遭遇する恐れのある最大の地震（レベル1）と建設地で想定される最大の地震動（レベル2）による時刻歴応答解析から求まる最大応答値に対して耐震性の判定を行う2段階の検討が行われてきた。入力地震動としては、観測地震動が用いられた。当初は地震波の最大加速度値で基準化されたが、80年代に入ると最大速度値で基準化する速度評価が一般的となり、レベル1地震動は最大速度 $V_{max}=25\text{cm/s}$ 、レベル2地震動は 50cm/s で基準化する方法が定着した。2000年改正基準法告示では、中地震動は稀に作用する地震動で大地震動は極めて稀に作用する地震動と発生頻度を用いた表現に変わった。地震動は解放工学的基盤上の応答スペクトル $S_v=81.5\text{cm/s}$ ($h=5\%$)で規定され、このスペクトルに適合する継続時間が60秒以上の模擬波による検証が加わった。また、超高層建物や免震建物の設計では当該建物に影響を与える地震を対象に建設値の地震動を計算し、それをサイト波として用いるようになった。

1995年の兵庫県南部地震後は全国各地で被害地震が多発することになるが、K-NETやKiK-netなどの地震観測網が充実したことで数多くの強震観測記録が蓄積されることとなった。防災科学技術研究所によって全国規模の強震観測網が整備され、K-NET（全国強震ネットワーク）が構築された。また、地震調査研究推進本部の設置によって、基盤的地震観測網と呼ばれる総合的な地震観測網の整備が開始され、KiK-net（基盤強震観測網）と呼ばれる地表・地中の強震観測網も整備された。地震観測網が整備されると、多くの強振動記録が計測され公表されることとなった。これらの観測記録によれば、極めて稀に発生する地震動として解法工学的基盤で規定された擬似速度応答スペクトル ${}_pS_v=80\text{cm/s}$ ($h=5\%$)や保有水平耐力計算における第2種地盤の設計用速度応答スペクトル ${}_pS_v=150\text{cm/s}$ ($h=5\%$)をはるかに上回る地震動が観測されている。1995年兵庫県南部地震のJR鷹取や2004年の新潟県中越地震の川口町川口、2011年東北地方太平洋沖地震のK-NET 築館や2016年熊本地震の益城町宮園では ${}_pS_v=300$

～500cm/s ($h=5\%$) に及んでいるとの報告もある¹⁻⁷⁾。

また、いくつかの地域では、予測地震動が公開されている¹⁻⁸⁾。活断層を震源とする直下地震による地震動予測や海溝型巨大地震による長周期地震動予測等によれば、予測された地震動の擬似速度応答スペクトルやエネルギースペクトルは、告示の極めて稀に発生する地震動を大きく上回るものも少なくない。

大地震が発生すれば、建物には被害が生じる。その都度原因が追究され、必要に応じてその後に法整備等が進められるというのが現状である。

c) 性能設計

1995年の兵庫県南部地震以降は、地震地域係数で一律に規定されてきたそれまでの設計用地震荷重に加えて、建設地の地震環境を考慮したサイト波を用いることも多くなってきた。さらに、2011年東北地方太平洋沖地震以降は、これまでの設計用地震動を大きく上回る巨大地震を想定する必要も出てきており、建物に要求される設計目標も多様化している。従来設計で想定していた振幅レベルや継続時間を大きく上回る地震動に対する配慮が必要になってきていると言える。

我が国では、建設地に依らずに建物に標準的に求められる性能（告示波）と建設地の地震環境を考慮した地震動（サイト波）の両者を考える必要がある。巨大地震は、東北地方太平洋沖地震のようなプレート境界で発生する海溝型と熊本地震のような活断層で発生する内陸型に分けられ、これらの地震による建物の応答性状は大きく異なる。どのような地震にどのように備えるのかは極めて重要である。

例えば、日本建築構造技術者協会（JSCA）では1995年兵庫県南部地震の教訓をもとにして、2000年の建築基準法告示の改正に対応した目標性能と性能メニューを提示している¹⁻⁹⁾。その中では、性能設計の考え方が示されている。現行の設計法における地震の大きさは、中地震（稀に発生する地震動）と大地震（極めて稀に発生する地震動）の2段階としているが、余裕度検証用の地震動として震度7程度の巨大地震に対する耐震性能を把握するための地震動の設定も必要だと言える。耐震性能を高めることは、損害額の低減や事業継続・早期復旧、ライフサイクルコストの低減にもつながり、強固なBCPを構築するためにも耐震性能を高めることが有効となることは言うまでもない。

地震が生じた際の建物の応答として、構造部材や非構造部材がともに弾性範囲内で挙動していれば、地震が複数回発生したとしても被害が大きくなる心配は少ない。ところが、部材の挙動が弾性範囲を超

えるような場合には、以後の地震の揺れに対して被害が一気に増加してしまうという可能性も出てくる。とはいえ、将来起こりうるどのような地震が生じても絶対に壊れない建物を設計することは事実上不可能であり、仮に可能であったとしてもそれが効率的であるとは限らない。現状では地震時の建物の動的な挙動が全て明確になっているとは言えず、多くの仮定やばらつきも含まれているということをしっかりと認識しておく必要がある。建築基準法は倒壊を回避するための最低基準にすぎず、耐震診断や改修の指針類を利・活用したとしても継続した使用が保証される訳ではない。例え、設計規準であっても自然現象が正しく考慮されているとは言い切れない現状も理解した上で設計法を構築する必要がある。

最大値が 1000cm/s/s を超えるような加速度記録が様々な地点において観測されながらも、その周囲にある建物に構造的な被害はほとんどないことも多い。その理由の解明は大きな課題である。また、入力地震動としてどのレベルまで考えておく必要があるのかという命題も課題の一つであるが、今ある知見を総動員したとしても、早々に答えを導き出すことは困難だと言わざるを得ない。そのような状況の下では、自らの責任で設定する入力レベルに応じて目標性能も自らが設定することができる性能設計的な考え方が望ましいと言える。

1.2 既往の研究

制振構造物の簡易設計法は、最適設計との関連が強い。ここでは、ダンパー配置の最適設計に関する研究とともに近年研究開発が進んでいるダイナミック・マスを利用した制振システムに関する既往の研究についてまとめる。

a) ダンパー配置の最適設計

地震や風などの動的な外乱を受ける構造物の応答値を低減する手段の一つとして制振構造が多く採用されている。しかしながら、ある目標応答値を満足するための設計パラメータや制振部材の配置パターンには一般解が存在しないため、現行の制振設計は時刻歴応答解析による試行錯誤的な検討に依存している。このような背景から最適設計・最適配置に関する研究は多い。代表的なものを挙げると、下記に分類される。

- ① 時刻歴応答解析による最大応答値の評価
- ② 固有振動解析から得られる応答倍率の評価
- ③ 応答スペクトル法による最大応答推定値の評価
- ④ エネルギーの釣合に基づく応答予測式

評価関数を用いる最適化手法は、①に分類されるものが多い。辻ら¹⁻¹⁰⁾はダンパーのリリーフ荷重を設計変数とした方法を提案している。また、中川ら¹⁻¹¹⁾は付加減衰定数を設計変数とした方法を提案しており、この方法に近いものとして田守ら¹⁻¹²⁾の遺伝的アルゴリズムを用いた最適化手法がある。これらは時刻歴応答解析等の応答計算の繰り返しによって最適解を算出するものである。時刻歴応答解析に主架構の非線形性を考慮することは比較的容易である。熨斗ら¹⁻¹³⁾はオイルダンパーのリリーフ荷重と減衰係数の両者を設計変数とする手法を主体架構が一部塑性化する場合にも適用し、弾性範囲に留まる場合との違いを明らかにしている。探索法による最適化問題で求まるのは解の集合体であるため、設計者としてどの解を選択すれば良いのかを判断することが難しい場面も多い。定常応答における最適設計に関する研究は、②に分類される。定点理論を基にした方法が背戸ら¹⁻¹⁴⁾により提案されており、その発展形として蔭山ら¹⁻¹⁵⁾は多質点系の連結制振手法の最適ダンパー量を示している。定常応答の最適値を評価する方法では、地震入力時の最大応答値との対応を把握しにくく、主架構の非線形性を考慮することも簡単ではない。③に分類されるものとしては笠井ら¹⁻¹⁶⁾の応答推定を用いた研究がある。等価線形化理論に基づく応答推定法として各層の等価剛性を調整するようにダンパーを分配する手法が提案されているが、建物モデルは弾性体を仮定している。秋山ら¹⁻¹⁷⁾によるエネルギーの釣合に基づく応答予測の研究は④に分類される。主架構が塑性化する場合にまで拡張したのが北村ら¹⁻¹⁸⁾で、履歴型制振部材を取り付けた制振構造の最適応答予測式を提案している。

b) ダイナミック・マスを利用した同調システム

従来の制震構造では、粘性・粘弾性ダンパーやオイルダンパーを用いた減衰操作による制御や履歴型ダンパーや座屈拘束ダンパー、摩擦ダンパーを用いた剛性操作による制御によって振動エネルギーを吸収させるのが一般的である。近年、慣性質量効果を利用する制震システムの研究開発が精力的に進められ、実案件で適用される事例が増えつつある。

層間変位に応じて運動する補助質量を配置した応答制御の研究があり、奥村らは対向ピストン式やラックピニオン式等の機構により回転慣性を利用する「慣性接続要素」を実現し、「振動遮断接続機構」を提案している¹⁻¹⁹⁾。片山らは、ラックピニオン式やボールネジ式等の機構で同様の回転慣性を利用する「回転慣性型変位抑制機構」を開発している¹⁻²⁰⁾。川股らは液体の移動を利用した機構^{1-21,22)}、山本らは振り子と梃子を利用した機構の研究¹⁻²³⁾を行っている。また、石丸らによる補助質量機構を利用したモード制御に関する研究がある¹⁻²⁴⁾。黒田らは増幅機構付き減衰装置「減衰こま」を開発し、副次的に慣性質量効果があると報告している¹⁻²⁵⁾。さらに発展させたのが石丸・古橋らで、節点間の加速度に比例して反力を生じる慣性接続要素を用いて振動モードの制御や応答低減の設計手法を開発している^{1-26,27)}。

大きな慣性質量効果が生成されるダイナミックマス（以下D.M.）を利用した制震システムとして、石丸・秦らは直列ばねを連結部材として利用し、D.M.と粘性ダンパーを並列に配置したD.M.同調システム及びその簡易設計手法を提案している^{1-28,29)}。

また、斉藤・井上らはTMDの概念を利用した同調粘性マスダンパーを提案している¹⁻³⁰⁾。慣性要素と柔な支持部材を直列に連結したものであり、最適同調となる質量比や粘性減衰定数を陽な形で定式化している。1質点系を対象としたものであるが、後に杉村・五十子らによって多質点系へも拡張されている¹⁻³¹⁾。磯田・半澤らは慣性要素の構造物への組み込み方に関する検討を進めており¹⁻³²⁾、ダンパーを並列に設置する場合やばねと直列したダンパーを並列に設置した場合の最適諸元も誘導している。また、低層部に慣性要素を集中配置する低層集中制震に関する応答低減効果等も報告されており、多層の建物を2層モデルの1層目だけに制震装置を配置した2質点系振動モデルで評価した最適諸元も定式化されている¹⁻³³⁾。多くの最適式が提案されているが、実設計における様々な制約条件を勘案すると、制震システムとしては高性能だけでなく設計自由度の高さも重要となる。

マスダンパーによる同調を利用したモード制御に関する研究は複数モードの制御にも拡張されており

1-34,35)、慣性要素を利用するものとして五十子・齊藤らによる同調粘性マスダンパーの層分布に関する最適設計法等が報告されている^{1-36,37)}。しかし、これらの研究では、制御の対象となる主系の剛性までは設計変数として論じられていない。

ダイナミック・マスを利用した同調システムでは、定点理論に基づく最適パラメータの設定方法が提案されているが、これらは定常応答時の最適値であるため、設計用入力地震動に対するクライテリアを満足するために必要なダンパー量を把握することはできず、実務設計においては利便性がやや欠けていると言わざるを得ない。

1.3 研究目的と論文構成

制振構造物の設計では、試行錯誤的に時刻歴応答解析を繰り返して目標性能を満たすダンパー台数を算出している。ダンパーは多様で、特性の適切な評価が重要となる。制振設計では、どのような入力地震動を想定し、どんなダンパーをどこにどれだけ配置するのかを考える必要がある。多くのパラメータがあるため、コンピュータの高性能化に伴って計算速度は飛躍的に向上したものの、検討に多大な労力を要している。一方、設計の初期段階では、平面・断面計画に未確定な部分が多い。ダンパーの設置スペースは意匠・設備計画との調整も必要で、目標性能を満たすために必要なダンパーの概算台数を早期に把握したいという要望も多い。この段階では、より簡便に判断したいのが実状である。そのため、従来のような試行錯誤的な繰り返し計算で目標性能を満たす制振パラメータを決定するのではなく、より簡易な手法の確立が望まれている。

当然、設計では効率性も求められる。ダンパー量を最少化する方法として最適化手法を利用する研究もあるが、繰り返し計算である応答解析の結果は設定した入力地震動に対する特殊解でしかない。入力異なればその解も異なり、設計的な判断は困難である。応答解析結果のみではどのパラメータがどの程度応答低減に寄与しているのかの判断が難しく、建物の応答量を把握する上では入力地震動の特性とは分離して設計対象の固有周期や減衰定数といった動特性の評価が必要不可欠と言える。設計の初期段階では計画の変更点も多いが、建物の固有周期や減衰定数を把握できていれば応答低減に大きく影響するパラメータの見極めができ、変更も容易となる。

また、ダンパーの配置方法に着目した研究は少ない。JSSIの「パッシブ制振構造 設計・施工マニュアル

ル」¹⁻³⁸⁾には剛性比例型でダンパーを配置する方法の提案があるが、構造物の剛性分布は下層程大きい
ため、下層部のダンパーが過剰となる傾向がある。また、この手法では主架構を弾性と仮定している。
近年の入力地震動の増大傾向を勘案すると、どのような地震動に対しても主架構を弾性とする設計が効
率的であるとは判断できない。今後は最低限の安全基準を満たす設計だけでなく、性能設計的な考え方
を取り入れた事例が増加するものと推察される。極めて稀に発生する入力地震動を大きく超えた余裕度
レベルに対しては、主架構の塑性化を考慮した設計手法も必要と言える。

ダンパー台数の検討では配置できるスペースに制限がある場面が多く、ダンパーは意匠計画等に支障
がない位置に配置される。主架構の損傷を抑えるためには建物の減衰性能を高め、揺れにくく設計する
ことが重要である。ダンパー台数を削減できる制振システムが有益で、強く望まれていることも言うま
でもない。

このような背景から、ダンパー台数を削減できる制振システムの開発を意図して、本研究では現状の
設計手法を簡便化させた設計法を提案している。合わせて、減衰定数を効率良く付与するダンパーの効
率的な配置方法についても分析し、主架構の塑性化も考慮して近年の入力地震動の増大傾向にも対応で
きるように拡張性のある設計手法を構築している。本論で提案している設計法は試行錯誤的な応答解析
の繰り返しではない。設計図表を利用することで検討に要する負荷が大幅に軽減される。設計の初期段
階では、十分な精度で目標性能を満たすより少ないダンパー台数の概算が極めて容易となる。なお、本
論で提案しているダイナミック・マスを利用した制振システムは効率良く減衰定数を付与することがで
き、ダンパー台数の削減が可能となる。

まずは、オイルダンパーを用いた制振システム（C型）の動特性を検証し、固有周期に応じた効率的
となるダンパーの配置方法を提案している。また、石丸・秦らが提案している応答性能設計図表¹⁻³⁹⁾を
利用した簡易設計法を構築し、設計例により妥当性を検証している。

続いて、近年の開発も進んでいる慣性質量効果を利用したダイナミック・マスを用いた制振システム
（MC型）を提案している。制振層の剛性を低減させることで、より少ないダンパー台数で減衰性能を大
きく向上するシステムを構築できることを示している。解析及び実験的な検証により提案システムの有
用性を確認している。また、ダンパー配置方法の効率性の分析とともに、利点と欠点を整理している。

さらに、下層にダイナミック・マスによる同調システム、上層にオイルダンパーを配置する併用シス

テム（C-MC 併用型）を提案している。構築した簡易設計法を併用システムでも適用できるように拡張し、併用型ではより少ないダンパー台数で高次モードにも減衰定数を付与できるシステムを構築でき、効率良く応答を低減できることを示している。また、設計者が参考にできる効率的なダンパー配置も提示している。

本論文の構成は以下の通りである。

1章「序論」では、研究の背景を概観している。現状の設計方法に関する課題点や既往研究を整理し、本研究の目的と論文の構成を述べている。

2章「オイルダンパーを用いたC型制振システムの簡易設計法」では、オイルダンパー（C型）の配置方法について述べている。まずは、ダンパー台数と地震波倍率から構成される効率性の評価指標を構築している。その指標を用いて主架構の塑性化を考慮する場合に剛性比例や全層同一、層間刺激関数に比例する配置とそれらを組み合わせる方法の効率性を評価し、評価の高い配置を提案している。構造物の1次固有周期に応じて、効率的な配置方法は異なることを示している。

また、石丸・秦らが提案する応答性能設計図表を利用して設計作業を単純化する簡易設計法について述べている。提案手法では、応答解析の繰り返しは不要となる。設計する制振システムが目標性能を満たすために必要なモーダル減衰定数を応答性能設計図表で把握し、より少ないダンパー台数で必要な減衰定数を付与する方法を構築している。複素固有値解析により算出した構造物の固有周期に応じて、より少ない台数で目標性能を満たす効率的なダンパーの配置方法を容易に決定でき、既往研究¹⁻¹⁶⁾にある応答が小さいC型の剛性比例配置と同等の応答変位を3割程度の台数減でも実現できることを示し、試設計例により精度も検証している。

なお、内部減衰をレーリー型で仮定する場合は高次モードの減衰定数が小さくなる。高次モードの減衰定数が小さい場合はダンパーが少ない層で主架構の塑性化が進行する傾向にあることを示し、ダンパーを全層に設けて高次モードの減衰定数にも配慮する考え方が重要であると述べている。

また、C型配置の課題点として効率性の向上に限界がある点を挙げている。

3章「ダイナミック・マスを利用したMC型制振システム」では、ダイナミック・マスを利用した制

振システム（MC型）を提案している。オイルダンパーの配置方法の工夫だけではダンパー台数の大幅な削減は困難で、高減衰化にも限界がある。そこで、慣性質量効果を利用するデバイスを用いて高減衰化を図る制振システムを提案している。ダイナミック・マスを用いて複数のモードに同調させる制振システムを構築し、合わせて制振層の剛性を低減することでシステムのモーダル減衰定数を大きく向上できることを示している。複素固有値解析により制振層の位置や複数モードの制御、制振層の剛性を低減する効果を定量的に把握し、モーダル減衰定数とダイナミック・マス及びオイルダンパーの必要量の関係性を整理している。制御する振動モードの腹となる位置にダンパーを配置すれば、効率良くモーダル減衰定数を付与できると述べている。

続いて、提案システムの動特性を振動実験により確認し、その有用性を検証している。設計例では、高次モードにも減衰定数を付与することで、少ないダンパー台数で応答加速度も低減できる制振システムとなることを示している。高次モードの制御では、1次モード制御に必要な量の $1/4\sim 1/2$ のダンパー台数で同程度のモーダル減衰定数を付与できると述べている。

また、MC型の配置方法の効率性についても述べている。入力地震動により主架構の塑性化の程度は異なるため、弾性剛性に対して同調させるシステムを構成し、主架構の塑性化を考慮してMC型を構成する際の利点と欠点を明確にしている。MC型では全層同一配置が効率的であると述べ、建物規模が大きい場合にはダンパー台数の削減効果が小さいと指摘している。また、同調モードではC形より効率良く減衰定数を付与できるが、同調モード以外に減衰定数が付与されない点を課題に挙げている。

4章「C-MC併用型制振システムの簡易設計法」では、下層にダイナミック・マスによる同調システム、上層にオイルダンパーを配置する併用システム（C-MC併用型）を提案している。この提案ではC型及びMC型配置の課題点を改善している。

下層に全層同一で配置するMC型で1次モード、上層に剛性比例で配置するC型で2次モードに減衰定数を付与し、既往研究のC型剛性比例配置と同程度の変形・加速度を4~5割減程度のダンパー台数で実現できると述べている。

なお、ダイナミック・マスを用いるMC型の設計として定点理論の考え方に基づく応答倍率を最小化する手法の提案があるが、地震入力時の応答量は把握できない。C-MC併用型のダンパー配置方法の効率性を明確にし、2章で提案した簡易設計法の適用性を拡張している。2~4章でのC型・MC型・C-MC

併用型配置方法に関する分析結果も反映し、固有周期と減衰定数に応じた効率的な配置方法も提示している。拡張した設計法では併用システムでも目標性能を満たすダンパー台数を容易に把握できると述べている。

5章「結論」では、本研究で得られた知見をまとめ、今後の課題を述べている。

参考文献

- 1-1) 日本建築学会：やさしくわかる建物振動制御、2014.6
- 1-2) 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 第3版、2013.11
- 1-3) 日本建築学会：鋼構造制振設計指針、2014.11
- 1-4) 国土交通省住宅局建築指導課（編）、建築技術研究会（編）：基本建築基準法関係法令集 2019年版、2018.11
- 1-5) 日本建築学会：建築物荷重指針・同解説（2015）、2015.5
- 1-6) 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－、2013.9
- 1-7) 国土技術政策総合研究所、建築研究所：平成28年熊本地震建築物被害調査報告（速報）、2016.9
- 1-8) 建築研究所：建築研究資料第147号のデータ利用について、
<http://smo.kenken.go.jp/long/long147.html>（2019.1.29 閲覧）
- 1-9) 日本建築構造技術者協会：JSCA 性能設計説明書 2017年版 耐震性能編、2018.3
- 1-10) 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ス荷重決定法、日本建築学会構造系論文集、第77巻、第678号、pp.1237-1246、2012.8
- 1-11) 中川 肇、浅野幸一郎：Maxwell型非線形粘性ダンパーを有する構造物の最適地震応答制御について、日本建築学会構造系論文集、第542号、pp.83-89、2001.4
- 1-12) 田守伸一郎、松谷有祐、林 善太郎：多質点系構造物モデルにおける遺伝的アルゴリズムによる免震装置の最適選択計画 その1 基礎免震の場合、日本建築学会構造系論文集、第588号、pp.63-70、2005.2
- 1-13) 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ス荷重・減衰係数決定法、構造工学論文集、Vol.59B、pp.299-307、2013.3
- 1-14) 背戸一登、松本幸人：振動の制御、1993.3

- 1-15) 蔭山 満、安井 譲、背戸一登：多モード連結制振を対象とした連結バネとダンパーの最適配置に関する研究、日本建築学会構造系論文集、第 538 号、pp.79-86、2000.12
- 1-16) 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、第 630 号、pp.1281-1288、2008.8
- 1-17) 原田幸博、秋山 宏：エネルギー集中型柔剛混合骨組の耐震設計、日本建築学会構造系論文集、第 472 号、pp.57-66、1995.6
- 1-18) 北村春幸、財津和廉、馬谷原 伴恵：主架構の塑性化を考慮した制振構造物のエネルギーの釣合に基づく応答評価法、日本建築学会構造系論文集、第 599 号、pp.71-78、2006.1
- 1-19) 奥村敦史：振動遮断接続機構、「早稲田大学技術シリーズ」、NO.TLO200-02、2000.3
- 1-20) 片村立太、松永義憲、緑川浩史：免震装置用回転型変位抑制機構、機械力学・計測制御講演論文集、pp.1560-1555、2000.9
- 1-21) 川股重也他：制振機構に関する研究その 1～3、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.857-862、1973.10
- 1-22) 川股重也他：慣性ポンプダンパーによる構造物の振動制御その 7～8、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.669-672、1989.10
- 1-23) 山本鎮男他：振り子とてこの作用を応用した球形タンクの免震装置、圧力技術、Vol.13、No.5、1975
- 1-24) 石丸辰治：構造物の地震応答制御概論、「応用力学シリーズ 2 建築構造物の設計力学と制御動力学」、日本建築学会、pp199-202、1994.11
- 1-25) 黒田英二他：増幅機構付き減衰装置の開発その 1～7、日本建築学会大会学術講演梗概集、1997.8～2000.9
- 1-26) 古橋 剛、石丸辰治：慣性接続要素によるモード分離 慣性接続要素による応答制御に関する研究その 1、日本建築学会構造系論文集、第 576 号、pp.55-62、2004.2

- 1-27) 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
- 1-28) 石丸辰治、三上淳治、秦 一平、古橋 剛：D.M. 同調システムの簡易設計法、日本建築学会構造系論文集、第 75 卷 第 652 号、pp.1105-1112、2010.6
- 1-29) 石丸辰治、秦 一平、三上淳治、公塚正行：付加剛比による D.M. 同調システムの簡易設計法、日本建築学会構造系論文集、第 75 卷、第 654 号、pp.1455-1464、2010.8
- 1-30) 齊藤賢二、中南滋樹、木田英範、井上範夫：慣性接続要素と最適化された柔バネ要素と粘性要素を有する 1 層応答制御システムの振動実験、構造工学論文集、Vol.54B、pp.623-634、2008.3
- 1-31) 杉村義史、五十子幸樹、後藤 航、齊藤賢二、井上範夫：同調粘性マスダンパーの鉄筋コンクリート造建物への有効性の検討、日本建築学会技術報告集、第 17 卷、第 37 号、pp.841-846、2011.10
- 1-32) 磯田和彦、半澤徹也、田村和夫：慣性質量ダンパーを組合わ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、第 74 卷、第 642 号、pp.1469-1476、2009.8
- 1-33) 磯田和彦、半澤徹也、田村和夫：慣性質量を組み込んだ低層集中制震に関する基礎的研究、日本建築学会構造系論文集、第 78 卷、第 686 号、pp.713-722、2013.4
- 1-34) 山下繁生、大熊政明、瀬戸一登、長松昭男：複数動吸振器の同時調整法、日本機械学会論文集 C 編、第 57 卷、第 534 号、pp.399-406、1991.2
- 1-35) Said Elias, Vasant Matsagar, T.K. Datta : Effectiveness of distributed tuned mass dampers for multi-mode control of chimney under earthquakes, Engineering Structures, Vol.124, pp.1-6, 2016.6
- 1-36) K. Ikago, K. Saito and N. Inoue : Optimum Multi-Modal Seismic Control Design of High-Rise Buildings using Tuned Viscous Mass Dampers, The Thirteenth International Conference on Civil, Structuring and Environmental Engineering Computing, Paper 170, 2011.9

- 1-37) Yongkui Wen, Zhengqing Chen and Xugang Hua : Design and Evaluation of Tuned Inerter-Based Dampers for the Seismic Control of MDOF Structures, Journal of Structural Engineering, ASCE, Ppublished Online, 2016.11
- 1-38) JSSI : パッシブ制振構造 設計・施工マニュアル 第3版
- 1-39) 秦 一平、石丸辰治、長谷川 純 : 非線形粘性ダンパーと弾塑性ダンパーを併用した系の応答性能設計手法、日本建築学会構造系論文集、第 617 号、pp.47-54、2007.7

2 オイルダンパーを用いた C 型制振システムの簡易設計法

2.1 緒言

2.1.1 背景

地震や風などの動的な外乱を受ける構造物の応答値を低減する手段の一つとして制振構造が多く採用されている。しかしながら、ある目標応答値を満足するための設計パラメータや制振部材の配置パターンには一般解が存在しないため、現行の制振設計は時刻歴応答解析による試行錯誤的な検討に依存している。

本章ではオイルダンパーを用いた制振構造建物を対象として、主架構の塑性化を反映したモーダルパラメータの抽出・評価によって動特性を把握しながら簡易に制振パラメータを設計する手法を構築する。現行の設計では意匠や設備等、建築計画上の理由から制振装置を配置できる箇所の制約が多い。また、極めて稀に発生する地震動あるいはそれ以上の地震動に対しては、ある程度は主架構の塑性化を許容する設計も多くなっていくものと推察される。そのような状況下における制振設計の初期段階では、主架構が塑性化する場合でも設定した目標クライテリアを満足できる概算ダンパー量を容易に見積もることが可能な手法は極めて有用となる。

2.1.2 本章の目的と構成

本章の目的は主架構の塑性化を考慮した簡易設計法を構築することである。本章で提案する簡易制振設計法は石丸・秦ら²⁻¹⁾により提案された応答性能設計図表(2.3.1項参照)により目標応答値を満足する制振パラメータを容易に見積もる手法を用いて多質点モデルに適用する場合の層方向におけるダンパーの効率的な配置方法の提案とともに、具体的な設計例によって提案の妥当性を検証する。2.2節ではオイルダンパーを用いた制振システムの配置方法に関する効率性を評価し、2.3節では簡易設計法を構築している。2.4節では設計例を通じて提案の検証を行っている。

2.2 ダンパー配置の効率性

制振設計を効率的に行うためには、基本計画の段階で設計の全体像を決定する必要がある。検討するモデルに対して各層にどれだけのダンパー量を投入すればどの程度の制振効果が得られるのかを把握するためには、豊富な知識と経験がない限りは解析的な試行錯誤が必要となる。簡易にダンパーを配置する方法が望まれており、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²⁻²⁾では、層方向に対してダンパー量を層剛性の比例倍に分配する方法が提案されている。この方法は設計初期段階においてダンパー投入量の見当を得るために実用上有効な手段とされている。こうした研究を背景に、本章では定点理論に基づいたダンパーパラメータの設計方法を利用して、より少ないダンパー量で設計目標を満足できる簡易な配置方法を提案する。なお、本章ではオイルダンパーの層間配置を想定する。本節で述べるダンパーパラメータの設定方法及び評価では、線形のダッシュポットとばね材を直列したマクスウェルモデルにより理論を構築するが、2.4節の提案手法の精度検証（手順）では、リリース付のダンパーパラメータへの置換についても言及する。

2.2.1 定点理論に基づくダンパーパラメータの設計法

定点理論とは、制振モデルの応答倍率においてダンパーパラメータの値に関係なく定まる定点の存在を利用して最適値を設計する考え方である。例として、1質点系モデルにオイルダンパーの設置を検討する場合、制振モデルは図 2-1 に示す通りで、ダンパーはダッシュポットとばね材（取付部材）の直列形式によってモデル化される。そのため、設計時に必要となるダンパーパラメータは、減衰係数 c_d および取付部剛性 k_d である。この時、取付部剛性 k_d の値を任意で一定値とし、ダンパーの減衰係数 c_d をゼロ及び無限大とした場合、それぞれの系の応答倍率曲線から交点 P が存在することになる（図 2-2 参照）。この交点 P は減衰係数 c_d に依存しないため、減衰係数 c_d を変化させても応答倍率曲線は交点 P を通ることになる（図 2-2 点線）。この公理を利用して、応答倍率が定点で最大となる時が最適減衰であるというのが定点理論に基づく最適設計の考え方である。石丸ら²⁻³⁾による最適減衰の条件を以下に示す。

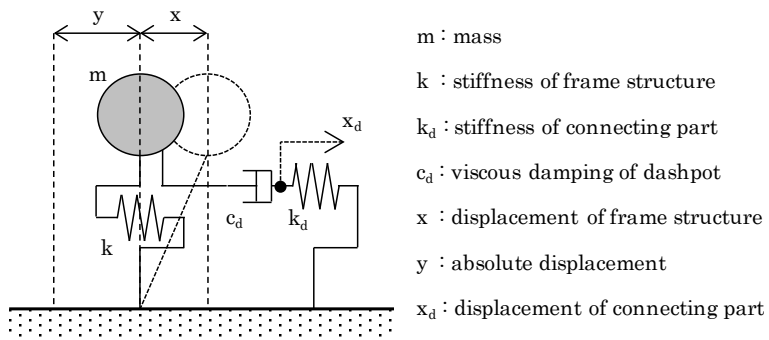


図 2-1 取付部剛性を考慮した解析モデル

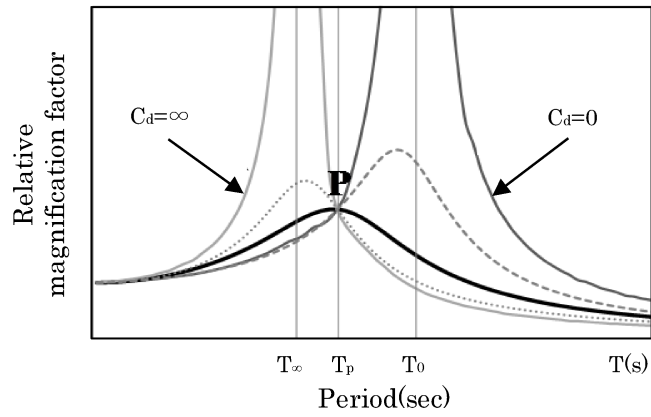


図 2-2 定点理論に基づく応答性能の評価

図 2-1 に示す制振モデルの振動方程式は次に示す通りである。

$$\begin{aligned} m(\ddot{x} + \ddot{y}) + kx + c_d(\dot{x} - \dot{x}_d) &= 0 \\ k_d x_d - c_d(\dot{x} - \dot{x}_d) &= 0 \end{aligned} \quad (2-1)$$

ここで以下に示す表記を導入する。

$$\kappa_k = \frac{k_d}{k}, \quad \omega_0^2 = \frac{k}{m}, \quad \frac{c_d}{m} = 2h_d\omega_0, \quad \lambda = \frac{\omega}{\omega_0} \quad (2-2)$$

定常振動を考えると $x = Xe^{i\omega t}$ 、 $y = Ye^{i(\omega t + \phi)}$ とすれば、制振モデルの応答倍率 X/Y は次のようになる。

$$\frac{X}{Y} = \frac{\lambda^2(\kappa_k + 2h_d\lambda i)}{\kappa_k(1 - \lambda^2) + 2h_d\lambda i(\kappa_k + 1 - \lambda^2)} e^{i\phi} \quad (2-3)$$

式 (2-3) において、 $h_d = 0$ の場合と $h_d = \infty$ の場合の応答倍率を求めると次式を得る。

$$\begin{aligned} h_d = 0 \text{ の場合} \quad \frac{X}{Y} &= \frac{\lambda^2}{1 - \lambda^2} \\ h_d = \infty \text{ の場合} \quad \frac{X}{Y} &= \frac{\lambda^2}{\kappa_k + 1 - \lambda^2} \end{aligned} \quad (2-4)$$

$h_d = 0$ 、 $h_d = \infty$ の共振曲線の交点 P での振動数比を λ_p と表せば定点における周期 T_p は式 (2-5) のように表せる。

$$\begin{aligned} \left| \frac{\lambda^2}{1 - \lambda^2} \right|_p &= \left| \frac{\lambda^2}{\kappa_k + 1 - \lambda^2} \right|_p \\ \rightarrow \lambda_p &= \sqrt{\frac{2 + \kappa_k}{2}} \quad \therefore T_p = T_0 \sqrt{\frac{2}{2 + \kappa_k}} \end{aligned} \quad (2-5)$$

また、付加剛性比 κ_k と、減衰係数 c_d をゼロおよび無限大にした場合の固有周期 T_0 および周期 T_∞ との関係は式 (2-6) となる。

$$\lambda_\infty^2 = 1 + \kappa_k \quad \therefore T_\infty = T_0 \sqrt{\frac{1}{1 + \kappa_k}} \quad (2-6)$$

次に、 λ_p における応答倍率は次式となる。

$$\left| \frac{\lambda^2}{\kappa_k + 1 - \lambda^2} \right|_p = \frac{\frac{2 + \kappa_k}{2}}{\kappa_k + 1 - \frac{2 + \kappa_k}{2}} = \frac{2 + \kappa_k}{\kappa_k} \quad (2-7)$$

さらに工学的観点から応答倍率の最大値を $1/2h$ とすれば、最適な粘性減衰定数 h_{opt} は次のように表すことができる。

$$h_{opt} = 0.5 \sim 0.6 \frac{\kappa_k}{\kappa_k + 2} \quad (2-8)$$

式 (2-8) は付与できる最大の粘性減衰定数は付加剛性比 κ_k によって決定される事を示している。また、係数は 0.5 とするのが正しいが、高次の振動モードの影響が大きく寄与する高層のモデルを設計対象とする場合は係数を 0.6 としたほうが最適減衰式の整合性が良い。

最適減衰の条件式は固有周期で整理されている。多質点系の任意の層にダンパーを配置する場合も同様にして、減衰係数 c_d をゼロおよび ∞ とした時の T_0 および T_∞ を固有値解析によって算出してあげれば良い。応答に支配的な 1 次モードの特性を抽出すれば、おおよその特性を把握することができる。

2.2.2 簡易なダンパー配置方法の提案

本章で扱うダンパー配置とは、粘性系ダンパーの各層への投入量の検討に必要なパラメータ（減衰係数 c_d と取付部剛性 k_d ）を決定することである。パッシブ制振構造設計・施工マニュアル²⁻²⁾では建物の層剛性に対して比例倍にダンパーパラメータを決定する方法が提案されている。建物モデルのパラメータに対して比例倍に決定する方法は簡易的ではあるものの、上層部や下層部において過剰にダンパーが配置される場合もある等、必ずしも効率的とは言い切れない。本章で提案する配置方法は、以降に示す 3 種 (Arrange1 3) の配置方法により決定した各層のダンパーパラメータを比較し、最小値をとって組み合わせるという単純な手法である。この方法のメリットは、設計目標をより少ないダンパー台数で満足する配置を時刻歴応答解析に依存することなく簡易に決定できる点であり、主架構が塑性化する場合にも有効である。以下に提案する配置方法の概要を示す。

・剛性比例配置 (Arrange1) 主架構層剛性の比例倍にダンパーパラメータ（減衰係数 c_d と取付部剛性 k_d ）を決定する方法。応答性能設計図表より設定した粘性減衰定数（粘性減衰定数の設定手順は 2.4 節の設計例で述べる）を基に式 (2-6)、式 (2-8) より T_∞ を算出する。計画する全ダンパーの減衰係数 c_d を無限大として、1 次の固有周期が T_∞ となるように取付部剛性 k_d を層剛性の比例倍に決定する。次に式 (2-5) より求まる定点周期 T_p となるように減衰係数 c_d を剛性比例倍に調整し、1 次モードの粘性減衰定数が最初に設定した値を満たしていることを確認する。層剛性の比例倍に決定するため、剛性比例配置は下

層のダンパーパラメータが大きくなる。

- ・全層同一配置 (Arrange2) ダンパーパラメータを全層で同一に配置する方法。手順は上記の剛性比例配置と同様で、ダンパーパラメータの調節を全層同一にして行う。そのため、全層同一配置は上層でダンパーパラメータが大きくなる。
- ・刺激関数比例配置 (Arrange3) 非制振対象モデルの1次モードの層間刺激関数に対して比例倍でダンパーパラメータを決定する方法。
- ・組み合わせ配置 (剛性比例、全層同一)(Proposal1) 剛性比例配置・全層同一配置によって決定したダンパーパラメータを各層で比較し最小値を選択して組み合わせる方法。
- ・組み合わせ配置 (剛性比例・全層同一・刺激関数比例)(Proposal2) 剛性比例配置・全層同一配置・刺激関数比例配置によって決定したダンパーパラメータを各層で比較し最小値を組み合わせる方法。

2.2.3 ダンパー配置の効率性評価

提案した組み合わせ配置 (Proposal2) は、剛性比例・全層同一・刺激関数比例の3種を組み合わせることで対象モデルの上層部と下層部でダンパー量を最も多く減らすことができる。しかし、2次モード以上の高次成分の寄与が大きくなる固有周期の長いモデルに適用した場合は上層部で設計目標を満足できないケースが存在する。その場合、上層でのダンパー台数は Proposal2 よりも多くなる Proposal1 を選択するなど、対象とするモデルの固有周期に応じてダンパー配置の組み合わせ方法を変更することが効率的な設計につながってくる。そこで、ダンパー配置方法の効率性を評価する。対象モデルの固有周期に応じた効率的な配置方法の傾向を示す評価グラフを作成した。

評価値の構成

2.2.2 項で挙げた5種のダンパー配置方法の効率性を「ダンパーの合計台数」と「入力地震波倍率」の2つの評価項目によって評価する。「ダンパーの合計台数」は、オイルダンパー1本あたりの減衰力を1000kNとして選定したときの合計台数である。「入力地震波倍率」は、ダンパーを配置した制振モデルの主架構の最大塑性率が3.0となる時の入力地震波倍率である。算出方法の概念図を図2-3に示す。本

章では、損傷の許容値としての最大塑性率を 2.0 程度と想定している。塑性化の影響がより大きくなる場合の傾向を把握するために、最大塑性率は 3.0 と設定した。「ダンパーの合計台数」及び「入力地震波倍率」はそれぞれ剛性比例配置を基準に数値化(表 2-1)し、式 (2-9) に示す 2 つの評価項目の積で評価値を構成している。ダンパー配置方法の優劣は、評価値の大小によって判断する。

$$\text{〇〇配置の評価値} = \frac{1}{\frac{\text{〇〇配置のダンパー台数}}{\text{剛性比例配置のダンパー台数}}} \times \frac{\text{〇〇配置の地震波倍率}}{\text{剛性比例配置の地震波倍率}} \quad (2-9)$$

なお、式 (2-9) での評価には以下の条件を設定しておく。

- ・あるダンパー配置を評価する場合、評価対象のダンパー配置と基準となる剛性比例配置は同等な 1 次のモーダル減衰定数を有する。
- ・いずれかの層にダンパーを配置する。つまりダンパーを設置しない場合は評価の対象とならない。
- ・主架構の塑性化は 3 程度までとする。

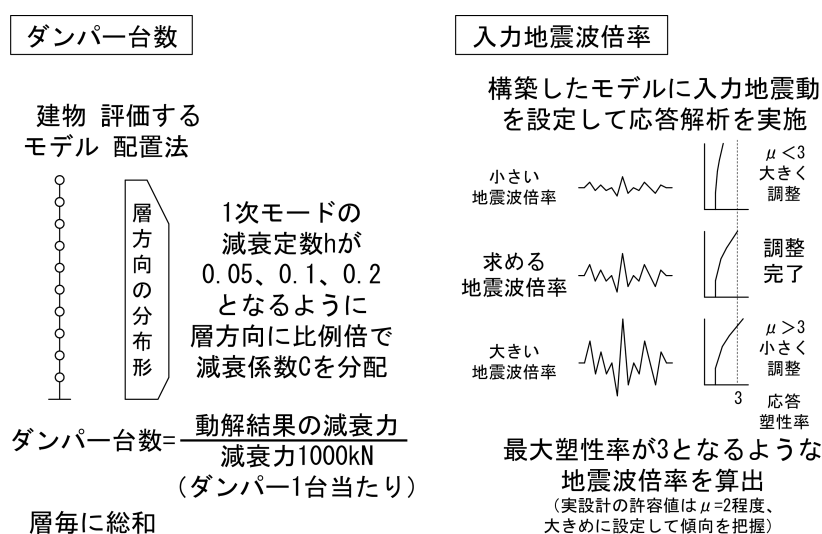


図 2-3 ダンパー台数と入力地震波倍率の概念図

表 2-1 配置法の評価

Evaluation items	Numerical value of Evaluation items
Number of dampers	$\frac{\text{Number of dampers determined by any arrangement}}{\text{Number of dampers determined by Arrange1}}$
Magnification of Seismic waves	$\frac{\text{Inputwave amplification of any arrangement}}{\text{Inputwave amplification of Arrange1}}$

効率性の評価

固有周期に応じたダンパー配置の効率性を評価するため、表 2-2 に示す 1 次固有周期が異なる 5 つのモデルに対して提案した各ダンパー配置を適用し、式 (2-9) による評価値を算出した。5 つの建物モデルの諸元を表 2-3～表 2-7 に示す。入力地震動は、JMA-Kobe 1995 NS、Hachinohe 1968 NS、Taft 1952 EW、El-Centro 1940 NS、BCJ-L2 の計 5 波とし、平均化処理をして評価値を算出している。傾向を示した評価グラフを図 2-4～図 2-6 に示す。図ではモデルの 1 次固有周期ごとに各配置の評価値をプロットし、最小自乗法による近似直線でダンパー配置の傾向を示している。なお、各図はダンパー台数毎の傾向を把握できるように、制振モデルの 1 次モードの粘性減衰定数 h の大きさごとに分けて作成した ($h = 0.05, 0.1, 0.2$)。剛性比例配置を基準に評価項目を数値化しているため、モデルの固有周期に関わらず、剛性比例配置の評価値は 1.0 で一定である。例えばある配置方法の評価値が 1.0 よりも大きければその配置は相対的に剛性比例配置よりも効率的と判断でき、反対に評価値が 1.0 を下回れば剛性比例配置よりも効率的でないと判断する。グラフから固有周期の短いモデルでは剛性比例・全層同一・刺激関数比例の 3 種を組み合わせた配置方法 (Proposal2) が効率的であるが、高次モードの影響が比較的大きく寄与する長周期のモデルでは剛性比例・全層同一の 2 種を組み合わせた配置 (Proposal1)、もしくは剛性比例配置単独としたほうが効率的であることがわかる。また、付与する粘性減衰定数が大きくなるにしたがって剛性比例・全層同一・刺激関数比例の 3 種を組み合わせた配置方法 (Proposal2) の評価値は低くなる傾向がある。

評価グラフの作成において、特性の異なる地震動での結果を平均化して最小自乗法で傾向を近似することは、本来は厳密性を欠くが、設計初期段階においてダンパー台数を概算することを目的とすればおよその傾向を捉えていると筆者らは考えている。

表 2-2 解析モデル一覧

	Number of stories	Natural period(sec)
Model1	10	1.4
Model2	15	1.8
Model3	20	2.5
Model4	26	2.7
Model5	41	3.3

表 2-3 解析モデル諸元 (10 層建物モデル)

FL	Mass (ton)	Initial stiffness (kN/m)	Bilinear stiffness factor p_d	Yield deformation (m)
10	901	395,679	0.012	0.021
9	683	427,153	0.037	0.028
8	686	464,322	0.033	0.032
7	686	504,272	0.034	0.035
6	696	649,052	0.030	0.030
5	700	676,765	0.038	0.031
4	706	699,169	0.049	0.032
3	708	784,529	0.049	0.030
2	710	812,124	0.052	0.030
1	722	527,041	0.049	0.047

表 2-4 解析モデル諸元 (15 層建物モデル)

FL	Mass (ton)	Initial stiffness (kN/m)	Bilinear stiffness factor p_d	Yield deformation (m)
15	855	569,367	0.008	0.012
14	894	649,727	0.011	0.019
13	900	726,754	0.014	0.024
12	903	768,072	0.016	0.028
11	906	766,948	0.018	0.033
10	912	781,477	0.020	0.037
9	915	787,252	0.019	0.040
8	924	877,352	0.020	0.038
7	924	916,607	0.027	0.039
6	927	915,482	0.023	0.042
5	931	910,024	0.027	0.044
4	931	997,065	0.029	0.042
3	934	1,257,397	0.040	0.034
2	937	1,481,343	0.041	0.031
1	937	3,147,039	0.060	0.015

表 2-5 解析モデル諸元 (20 層建物モデル)

FL	Mass (ton)	Initial stiffness (kN/m)	Bilinear stiffness factor p_d	Yield deformation (m)
20	1,882	612,652	0.052	0.011
19	1,422	700,085	0.075	0.015
18	1,438	819,981	0.078	0.017
17	1,438	892,567	0.084	0.018
16	1,459	1,103,628	0.079	0.017
15	1,464	1,138,198	0.078	0.018
14	1,464	1,202,985	0.080	0.018
13	1,473	1,268,004	0.070	0.018
12	1,478	1,447,078	0.034	0.018
11	1,482	1,474,640	0.032	0.018
10	1,469	1,501,369	0.051	0.018
9	1,469	1,525,125	0.057	0.018
8	1,472	1,615,607	0.052	0.019
7	1,474	1,663,862	0.050	0.018
6	1,474	1,693,948	0.052	0.018
5	1,478	1,892,755	0.043	0.018
4	1,486	1,949,716	0.043	0.018
3	1,496	2,226,559	0.039	0.016
2	1,507	2,333,520	0.043	0.016
1	1,552	1,873,067	0.050	0.021

表 2-6 解析モデル諸元 (26 層建物モデル)

FL	Mass (ton)	Initial stiffness (kN/m)	Bilinear stiffness factor p_d	Yield deformation (m)
26	1,812	984,000	0.137	0.006
25	1,514	1,356,000	0.143	0.007
24	1,514	1,530,000	0.146	0.009
23	1,514	1,644,000	0.123	0.011
22	1,514	1,716,000	0.100	0.013
21	1,516	1,770,000	0.088	0.015
20	1,518	1,824,000	0.076	0.017
19	1,518	1,878,000	0.069	0.018
18	1,518	1,908,000	0.065	0.019
17	1,518	1,968,000	0.063	0.019
16	1,518	1,998,000	0.064	0.019
15	1,518	2,040,000	0.065	0.020
14	1,518	2,100,000	0.064	0.020
13	1,524	2,148,000	0.064	0.020
12	1,524	2,184,000	0.065	0.020
11	1,524	2,226,000	0.065	0.020
10	1,524	2,256,000	0.066	0.020
9	1,524	2,280,000	0.066	0.020
8	1,524	2,328,000	0.066	0.020
7	1,524	2,364,000	0.066	0.020
6	1,524	2,424,000	0.067	0.020
5	1,526	2,550,000	0.069	0.019
4	1,528	2,646,000	0.071	0.019
3	1,528	2,856,000	0.070	0.018
2	1,528	3,912,000	0.077	0.013
1	2,014	1,884,000	0.098	0.029

表 2-7 解析モデル諸元 (41 層建物モデル)

FL	Mass (ton)	Initial stiffness (kN/m)	Bilinear stiffness factor p_d	Yield deformation (m)
41	2,687	3,760,000	0.035	0.002
40	1,848	2,752,000	0.053	0.005
39	1,834	2,936,000	0.055	0.006
38	1,837	3,064,000	0.056	0.007
37	1,837	3,152,000	0.056	0.007
36	1,837	3,264,000	0.056	0.008
35	1,837	3,376,000	0.057	0.008
34	1,837	3,440,000	0.057	0.009
33	1,837	3,488,000	0.058	0.009
32	1,837	3,544,000	0.060	0.010
31	1,837	3,584,000	0.060	0.010
30	1,837	3,648,000	0.059	0.011
29	1,835	3,808,000	0.059	0.011
28	1,837	4,040,000	0.057	0.010
27	1,837	4,096,000	0.057	0.011
26	1,837	4,096,000	0.057	0.011
25	1,837	4,032,000	0.056	0.011
24	1,855	3,976,000	0.057	0.012
23	1,855	4,000,000	0.057	0.012
22	1,855	4,064,000	0.057	0.012
21	1,867	4,240,000	0.057	0.012
20	1,857	4,480,000	0.056	0.012
19	1,857	4,560,000	0.056	0.012
18	1,857	4,600,000	0.056	0.012
17	1,857	4,632,000	0.056	0.012
16	1,857	4,664,000	0.056	0.012
15	1,857	4,688,000	0.056	0.012
14	1,857	4,720,000	0.056	0.013
13	1,857	4,776,000	0.056	0.013
12	1,857	4,856,000	0.057	0.013
11	1,857	4,904,000	0.057	0.013
10	1,857	4,952,000	0.057	0.013
9	1,857	5,048,000	0.057	0.013
8	1,857	5,168,000	0.057	0.012
7	1,857	5,288,000	0.057	0.012
6	1,853	5,368,000	0.058	0.012
5	1,857	5,512,000	0.059	0.012
4	1,857	5,800,000	0.061	0.011
3	1,857	6,784,000	0.064	0.010
2	2,061	6,104,000	0.073	0.011
1	1,973	8,320,000	0.073	0.008

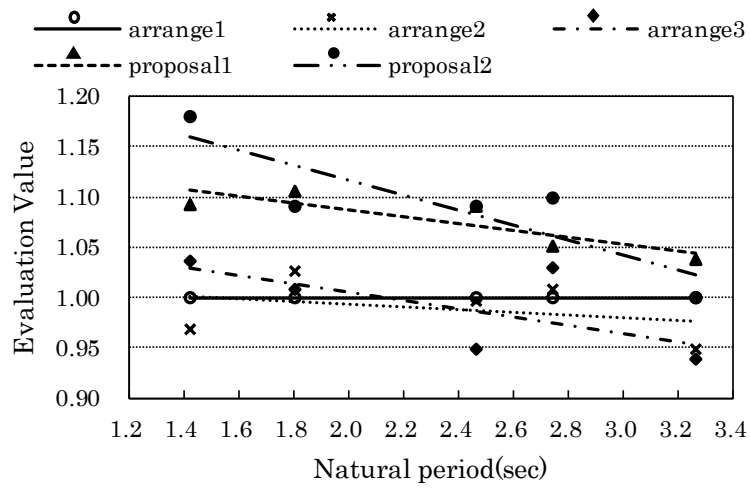


図 2-4 ダンパー配置法の評価（減衰定数 5%）

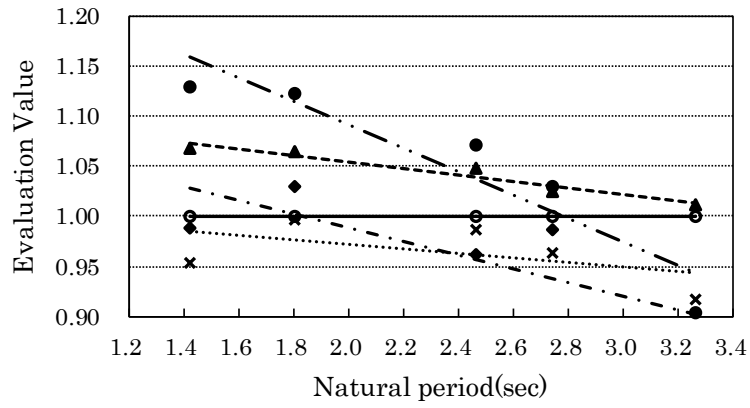


図 2-5 ダンパー配置法の評価（減衰定数 10%）

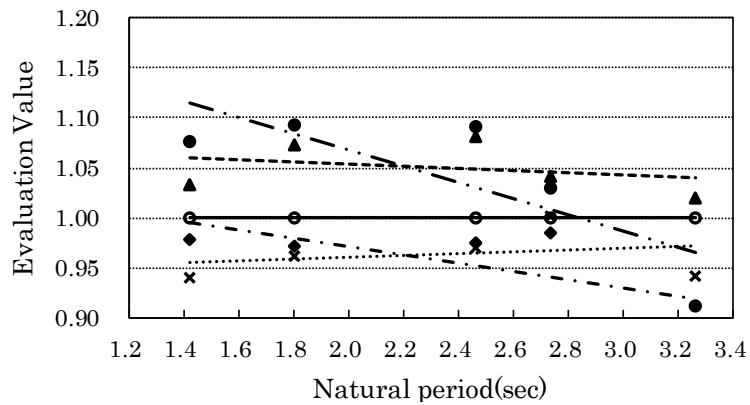


図 2-6 ダンパー配置法の評価（減衰定数 20%）

参考として、各評価値を算出した際のダンパー台数及び地震波倍率に関する因子毎の評価値を図 2-7～図 2-21 にまとめておく。刺激関数比例配置 (Arrange3) は 1 次モードで揺れる位置に多くダンパーを配置することで 1 次モードの減衰定数を効率よく高めることができ、ダンパー台数の評価値は高くなる。一方、高次モードに付与される減衰定数は小さくなるので、高次モードが影響する地震波倍率は小さくなる傾向がある。

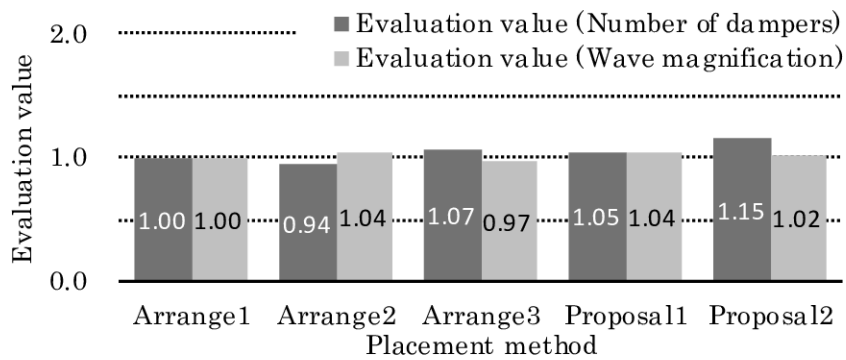


図 2-7 各因子の評価値 (10 層モデル、 $h=0.05$)

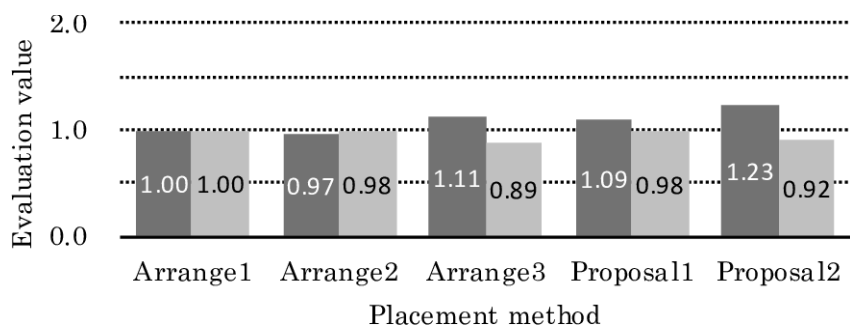


図 2-8 各因子の評価値 (10 層モデル、 $h=0.1$)

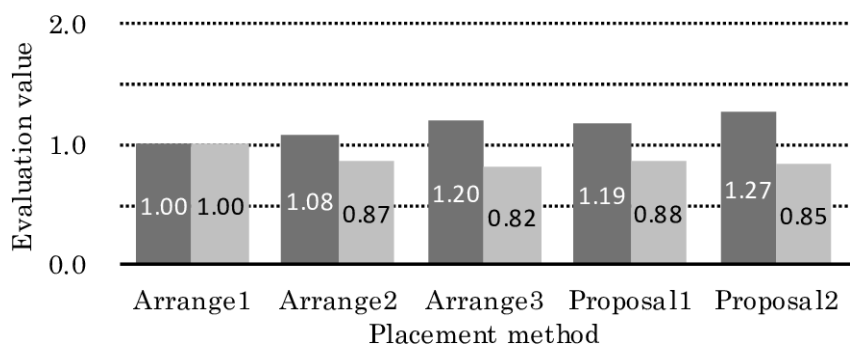


図 2-9 各因子の評価値 (10 層モデル、 $h=0.2$)

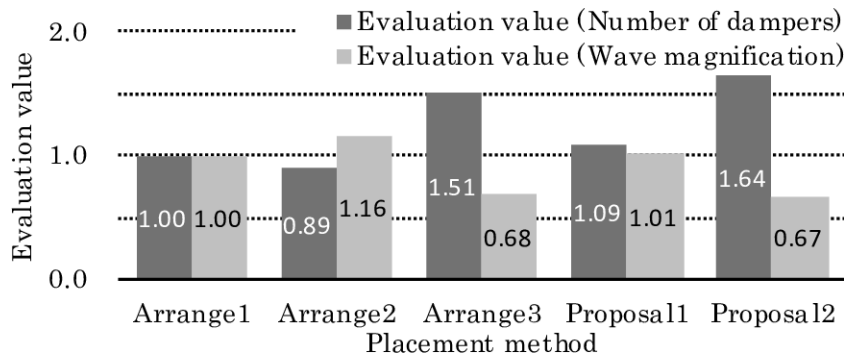


図 2-10 各因子の評価値（15層モデル、 $h=0.05$ ）

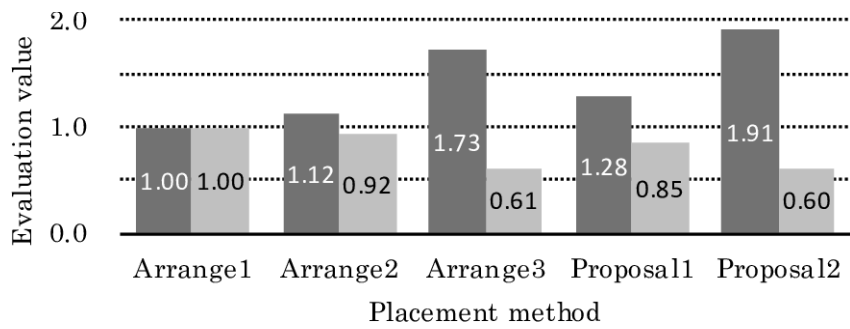


図 2-11 各因子の評価値（15層モデル、 $h=0.1$ ）

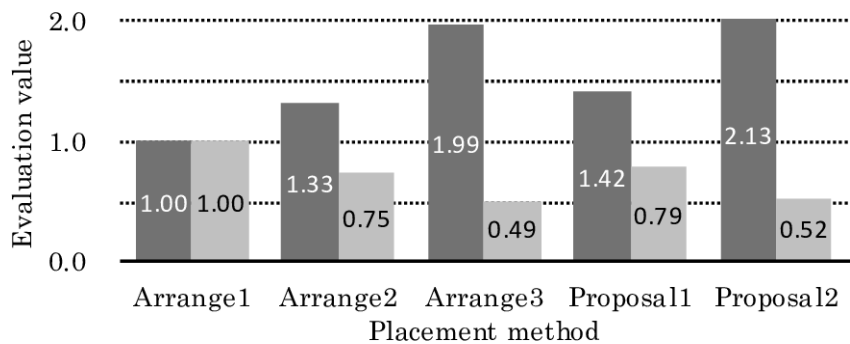


図 2-12 各因子の評価値（15層モデル、 $h=0.2$ ）

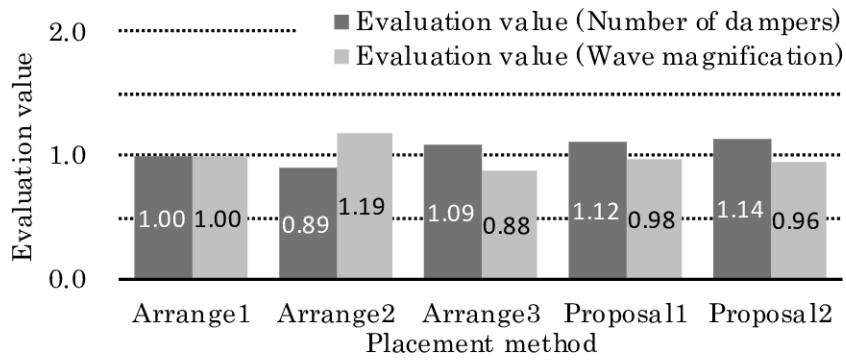


図 2-13 各因子の評価値 (20 層モデル、 $h=0.05$)

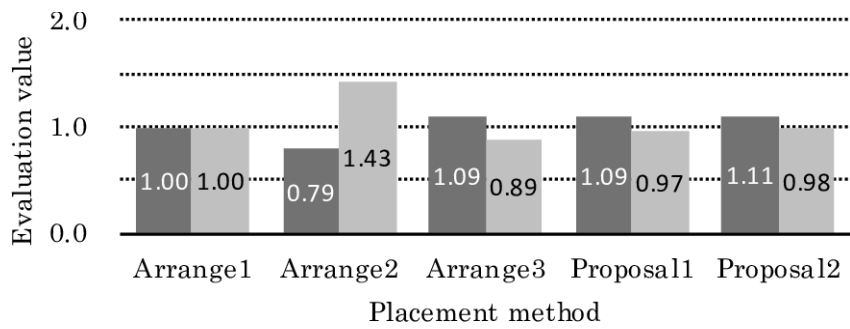


図 2-14 各因子の評価値 (20 層モデル、 $h=0.1$)

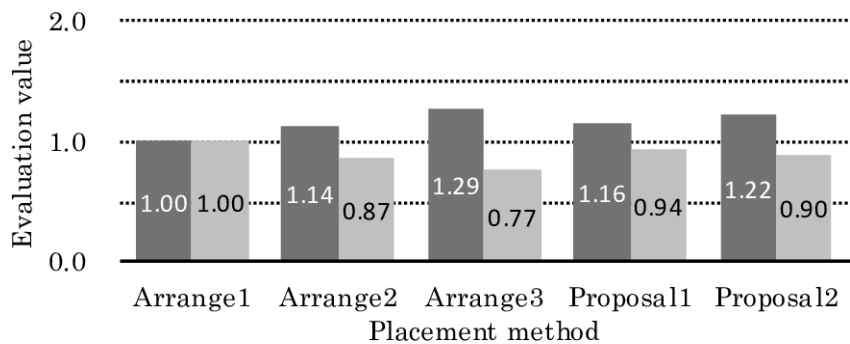


図 2-15 各因子の評価値 (20 層モデル、 $h=0.2$)

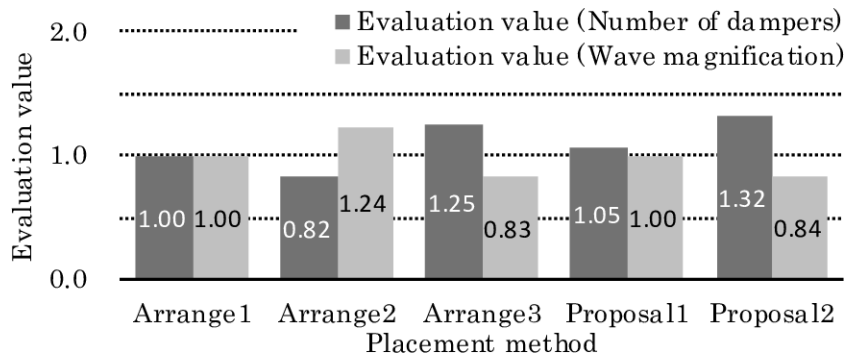


図 2-16 各因子の評価値 (26 層モデル、 $h=0.05$)

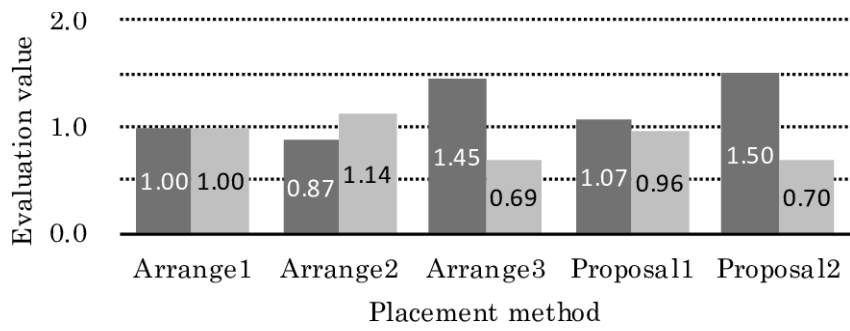


図 2-17 各因子の評価値 (26 層モデル、 $h=0.1$)

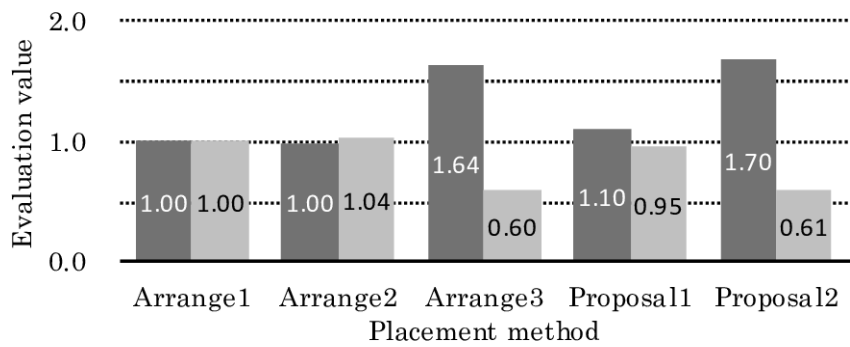


図 2-18 各因子の評価値 (26 層モデル、 $h=0.2$)

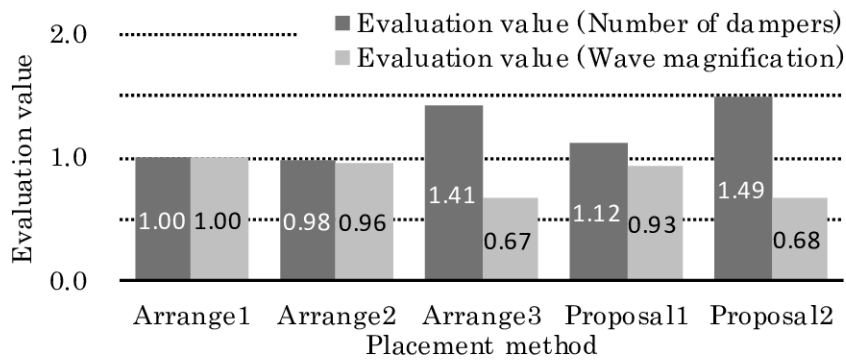


図 2-19 各因子の評価値 (41 層モデル、 $h=0.05$)

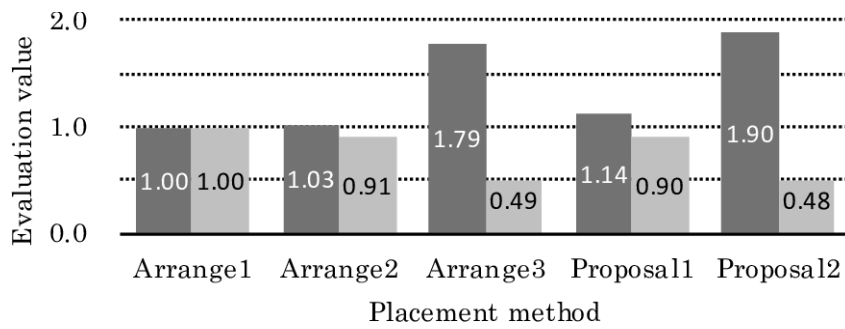


図 2-20 各因子の評価値 (41 層モデル、 $h=0.1$)

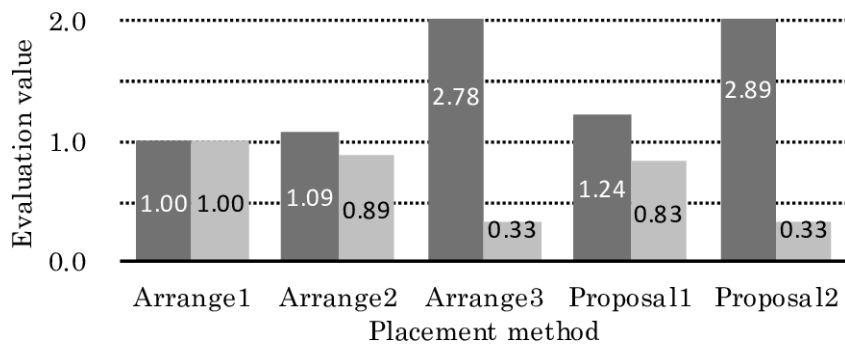


図 2-21 各因子の評価値 (41 層モデル、 $h=0.2$)

2.3 簡易設計法の構築

2.3.1 応答性能設計図表

制振設計を容易にするためには入力に対してモデルの応答特性を考慮しつつ目標とする性能をどのような仕様で実現できるかを簡便に把握できる方法が必要となる。石丸・秦らは「エネルギースペクトルの変数分離」の考え方に基づき応答性能設計図表を提案している²⁻¹⁾。粘性ダンパーや弾塑性ダンパーを併用したモデルのエネルギー応答の等価な速度スペクトル $S_{Bi}(T')$ は地震動のスペクトル特性 ${}_pS_{v,10}(T_0)$ と、固有周期 T_E 、粘性減衰定数 h_0 、塑性率 μ_d 、バイリニア係数 p_d などのモデルパラメータ、さらには粘性ダンパーのパラメータ μ_v や p_v が複雑に影響し合うが、こうした複雑な関係を式 (2-10) のように工学的な意味で変数分離している。それにより、実験式 κ_{10} と設計用の弾性応答スペクトル ${}_pS_{v,10}(T_0)$ との積から弾塑性応答の最大値を簡易に予測することが可能となっている。この実験式 κ_{10} を図化することで簡易に応答予測及び、目標応答を満足する設計パラメータを求めることができる。

$$S_{Bi}(T_{eq}) \approx {}_pS_{v,10}(T_0) \cdot \kappa_{10}(h_0, \mu_v, p_v, \mu_d, p_d) \quad (2-10)$$

応答性能設計図表による設計方法は、バイリニア型弾塑性モデルと粘性減衰モデルを有する 1 質点系モデルの応答値を予測、また目標応答値を満足するための弾塑性パラメータ μ_d 、 p_d (図 2-22 参照) と粘性減衰パラメータ h_0 、 μ_v 、 p_v (図 2-23 参照) の組合せを逆算的に求めることができる方法である。

この手法は、入力地震動の応答スペクトルと定常応答における 1 質点系モデルパラメータ μ_d 、 p_d 、 h_0 、 μ_v 、 p_v から求まる応答倍率の掛け算による方法であり、式 (2-10) に示した「エネルギースペクトルの変数分離」という概念に基づき理論構築を行っている。図 2-24 に示すように式 (2-14) のエネルギースペクトル S_{Bi} が、弾性周期 T_0 から式 (2-27) の等価周期 T_{eq} にシフトすることで応答スペクトル ${}_pS_{v,40}(T_0)$ との比がほぼ一定になることから、地震動特性に依存しない応答倍率式を誘導することができる。その応答倍率式は、式 (2-11) の弾塑性モデルの修正エネルギー式 $E_{Bi,d}$ と式 (2-12) の粘性減衰モデルの修正エネルギー式 $E_{Bi,h}$ の和を運動エネルギーに変換することで、式 (2-13) に示す擬似速度 S_{Bi} を算出する。式 (2-13) を代入して式 (2-14) になり、式 (2-14) と式 (2-10) の関係から、式 (2-15) の関係式が導かれて式 (2-16) のように変換できる。さらに変換することで、応答変位倍率式である式 (2-17) を導くことができる。次に、系の最大絶対加速度の評価式を導くため、式 (2-18) に示すような等価円振動数 ω_{eq}

の等価弾性系で調和振動するものと仮定し、 $x = asin\omega_{eq}t$ で定常振動しているものとすれば式 (2-19) で表され、その絶対値は式 (2-20) となる。式 (2-20) の $\omega_{eq}^2 a$ は最大変位時のバイリニア型弾塑性系の最大荷重の加速度換算値 $A_{max,d}$ を示している。式 (2-21) の $A_{max,d}$ は、式 (2-22) の関係にあり、その関係から式 (2-23) を求めることができる。式 (2-23) を式 (2-21) に代入すれば、絶対加速度と応答変位の関係式である式 (2-24) が導かれる。式 (2-24) から図 2-28 に示す応答性能設計図表が作図可能である。なお、バイリニア型弾塑性系の塑性率が 3 以下の場合にはエネルギー吸収量が小さいため、粘性減衰定数 $h = 10\%$ の擬似速度応答スペクトル ${}_pS_{v,10}$ により変数分離が行われ、その精度も確認されている。

$$E_{Bi,d} = \frac{1}{2}k^2x_{e,d}^2\{6(\mu_d - 1)(1 - p_d) + p_d(\mu_d^2 + 1) + 1\} \quad (2-11)$$

$$E_{Bi,h} = \frac{1}{2}\pi C_0 V_{max} D_{max} \left[1 + \frac{2(1 - p_v)}{\pi} \left\{ \frac{\sqrt{\mu_v^2 - 1}}{\mu_v^2} - \cos^{-1}\left(\frac{1}{\mu_v}\right) \right\} \right] \quad (2-12)$$

$$\frac{1}{2}mS_{Bi}^2 = E_{Bi,d} + E_{Bi,h} \quad (2-13)$$

$$S_{Bi} = \omega_0 x_{e,d}^2 \{6(\mu_d - 1)(1 - p_d) + p_d(\mu_d^2 - 1)\} + \pi 2h_0 \omega_0 \omega_{eq} D_{max} \left[1 + \frac{2(1 - p_v)}{\pi} \left\{ \frac{\sqrt{\mu_v^2 - 1}}{\mu_v^2} - \cos^{-1}\left(\frac{1}{\mu_v}\right) \right\} \right] \quad (2-14)$$

$$S_{Bi} = {}_pS_{v,40} \cdot \kappa_{40}(h_0, \mu_v, p_v, \mu_d, p_d) = \omega_0^2 x_{e,d}^2 [\{6(\mu_d - 1)(1 - p_d) + p_d(\mu_d^2 - 1) + 1\} + \frac{\pi 2h_{eq}\mu_d^2}{\gamma}] \quad (2-15)$$

$$\left(\frac{\omega_0 x_{e,d}}{{}_pS_{v,40}}\right) = \frac{\kappa_{40}(h_0, \mu_v, p_v, \mu_d, p_d)}{\sqrt{\{6(\mu_d - 1)(1 - p_d) + p_d(\mu_d^2 - 1) + 1\} + \frac{\pi 2h_{eq}\mu_d^2}{\gamma}}} \quad (2-16)$$

$$\left(\frac{D_{max}}{D_{40}}\right) = \frac{\mu_d}{\gamma} \left(\frac{\omega_0 x_{e,d}}{{}_pS_{v,40}}\right) \quad (2-17)$$

$$-(\ddot{x} + \ddot{y}) = 2h'_{eq}\omega_{eq}\dot{x} + \omega_{eq}^2 x \quad (2-18)$$

$$-(\ddot{x} + \ddot{y}) = 2h'_{eq}\omega_{eq}\dot{x} + \omega_{eq}^2 x = \omega_{eq}^2 a(2h'_{eq}\cos\omega_{eq}t + \sin\omega_{eq}t) \quad (2-19)$$

$$-|\ddot{x} + \ddot{y}|_{max} = \omega_{eq}^2 a \sqrt{1 + 4h'^2_{eq}} \quad (2-20)$$

$$ABS_{max} = A_{max,d} \sqrt{1 + 4h'^2_{eq}} \quad (2-21)$$

$$A_{max,d} = \{1 + p_d(\mu_d - 1)\} A_{y,d}$$

$$\left(\frac{A_{y,d}}{A_{40}}\right) = \gamma \left(\frac{\omega_0 x_{e,d}}{p S_{v,40}}\right), \quad \left(\frac{A_{max,d}}{A_{40}}\right) = \left(\frac{A_{y,d}}{A_{40}}\right) \{1 + p_d(\mu_d - 1)\} \quad (2-22)$$

$$A_{max,d} = \frac{\gamma^2}{\mu_d} \{1 + p_d(\mu_d - 1)\} \left(\frac{D_{max}}{D_{40}}\right) A_{40} \quad (2-23)$$

$$\left(\frac{ABS_{max}}{A_{40}}\right) = \frac{\gamma^2}{\mu_d} \{1 + p_d(\mu_d - 1)\} \sqrt{1 + 4h'^2_{eq}} \left(\frac{D_{max}}{D_{40}}\right) \quad (2-24)$$

$$\gamma = 1 + \sqrt{\frac{\mu_d}{1 + p_d(\mu_d - 1)}} - \sqrt{\frac{2}{1 + p_d}} \quad \mu_d \geq 3$$

$$\gamma = 0.155 \left(\frac{\mu_d}{1 + p_d(\mu_d - 1)}\right) + 0.845 \quad \mu_d \geq 3 \quad (2-25)$$

$$h'_{eq} = \frac{(E'_d + E'_h)}{4\pi E_{eq,d}} \quad (2-26)$$

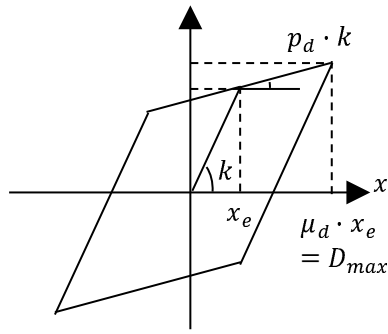


図 2-22 バイリニア履歴のモデル

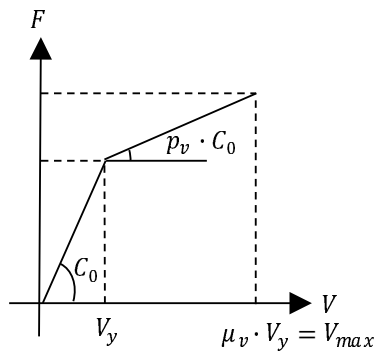


図 2-23 非線形オイルダンパーのモデル

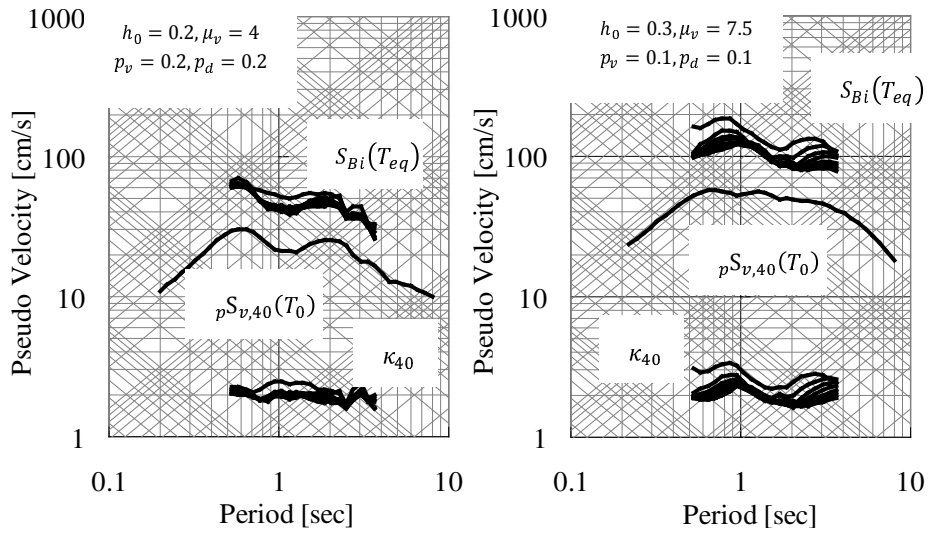


図 2-24 エネルギースペクトルと擬似速度応答スペクトルの関係 (左 : El Centro 1940 NS、右 : JR 鷹取 1995 NS)

2.3.2 設計手法と設計手順

本設計法では、応答性能設計図表から設計目標を満足するために必要な粘性減衰定数を求め、提案したダンパー配置方法により適正なダンパーパラメータを決定することで時刻歴応答解析による計算負荷を軽減し、設計の簡易化を図っている。設計法のフローと各手順の詳細を図 2-25 に示す。

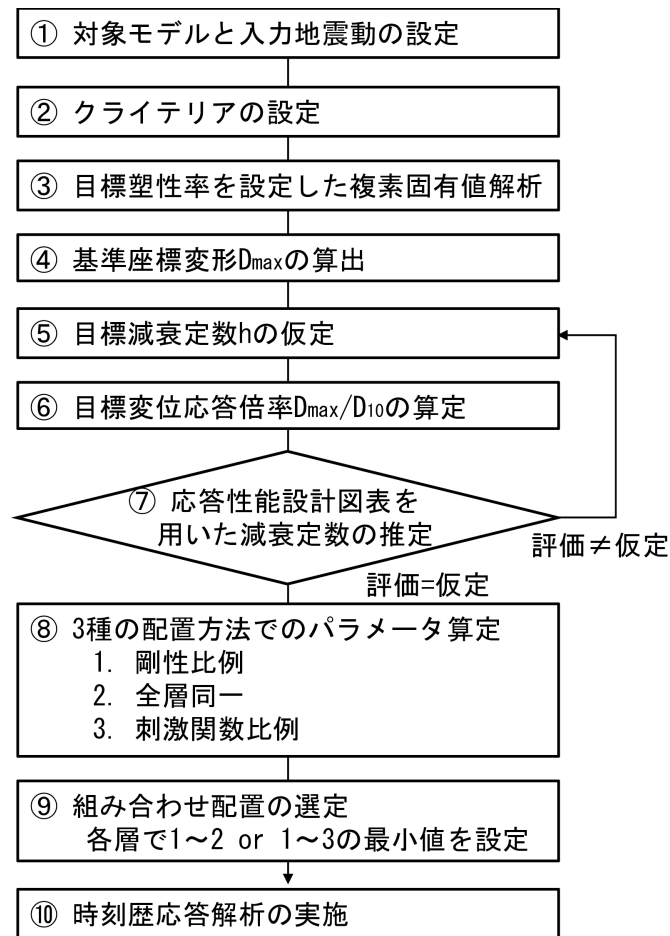


図 2-25 簡易設計フロー

① 対象モデル及び設計用入力地震動の設定

建物モデルと入力地震動を設定する。

② 目標クライテリアの設定

本論文では主架構の塑性化を考慮に入れ、目標クライテリアとして各層の塑性率の最大値を決定する。

③ 塑性化を考慮した動特性の把握

目標クライテリアとして設定した各層の塑性率を用いて複素固有値解析を行う。石丸らの等価線形化法²⁻⁴⁾に基づき、塑性化を考慮した対象モデルの動特性（等価周期 T_{eq} 及び等価粘性減衰定数 h_{eq} ）を把握する。図 2-26 に示すようにバイリニア型の履歴特性を定常振動していると仮定してフーリエ級数の第 1 項である楕円で近似する手法を採用している。塑性率とバイリニア係数を設定することにより、剛性は複素ばねとして評価される。なお、等価周期は、履歴減衰も存在する系の実効円振動数として弾塑性時刻歴応答解析の統計的平均値から得られた式 (2-27) で定義されたものである。塑性率が小さい場合には、複素固有値解析から算出される周期がほぼ同等となるため、本論では代用している。

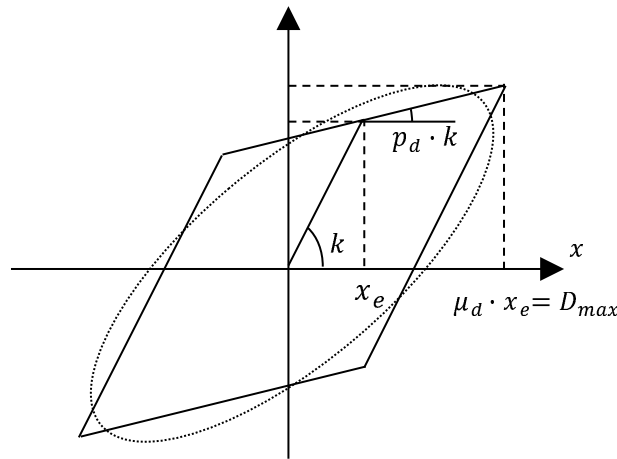


図 2-26 バイリニア履歴の等価線形化

$$T_{eq} = T_0 \left\{ 1 + \sqrt{\frac{\mu_d}{1 + p_d(\mu_d - 1)}} - \sqrt{\frac{2}{1 + p_d}} \right\} \quad \mu_d \geq 3$$

$$T_{eq} = T_0 \left\{ 0.155 \left[\frac{\mu_d}{1 + p_d(\mu_d - 1)} \right] + 0.845 \right\} \quad \mu_d \geq 3 \quad (2-27)$$

④基準座標 D_{max} の算出

対象モデルの基準となる変形量 D_{max} を式 (2-28) より算出する。 n を変化させた時の最小値が D_{max} である。

$$D_{max} = \min\left(\frac{n\mu_d \cdot n x_e}{n\beta\gamma}\right) \quad (2-28)$$

$n\mu_d$:塑性率、 $n x_e$:弾性限変形、 $n\beta\gamma$:層間刺激関数、 n :層

⑤ 目標粘性減衰定数 h_{GD} の仮定

設計対象のモデルに付与する粘性減衰定数 h_{GD} を仮定する。

⑥ 応答スペクトルから定点周期における変位量 D_{10} の読取

式 (2-8) の係数を 0.5 として付加剛性比 κ_k について解くと式 (2-29) となる。さらに、式 (2-5)、式 (2-6) の T_0 を等価周期 T_{eq} とすれば式 (2-30)、式 (2-31) となる。また、式 (2-32) は、擬似速度応答スペクトル値を等価固有円振動数で除したものであり、速度を変位に換算したものである。式 (2-29)、式 (2-30) から定点周期を算出し、設計用入力地震動の定点周期における粘性減衰定数 $h = 10\%$ の擬似速度応答スペクトル ${}_p S_{v,10}$ を読み取って変位量 D_{10} (添え字 10 は $h = 10\%$ を意味する) を算出する。次に④で算出した D_{max} を用いて目標変位倍率 D_{max}/D_{10} を求める。

$$\kappa_k = \frac{4h_{GD}}{1 - 2h_{GD}} \quad (2-29)$$

$$T_p = T_{eq} \sqrt{\frac{2}{2 + \kappa_k}} \quad (2-30)$$

$$T_\infty = \frac{T_{eq}}{\sqrt{1 + \kappa_k}} \quad (2-31)$$

$$D_{10} = \frac{{}_p S_{v,10}}{\omega_{eq}} \quad (2-32)$$

⑦ 応答性能設計図表による減衰定数の推定

目標となる粘性減衰定数を応答性能設計図表から推定する場合に必要なパラメータは次に示す通りである。

- ・対象モデルのバイリニア係数 p_d
- ・対象モデルの塑性率 μ_d
- ・速度応答スペクトル $S_{v,10}$
- ・擬似速度応答スペクトル ${}_p S_{v,10}$
- ・目標変位倍率 D_{max}/D_{10}

以上の4指標を算出し、応答性能設計図表から必要な粘性減衰定数を推定する。ここで手順⑤で仮定した値と近似しなければ粘性減衰定数を再度仮定し直す。この過程を行うことで定点における過不足のない最適な粘性減衰定数を把握することが可能となる。

⑧～⑩ダンパーパラメータの決定と時刻歴応答解析

推定した粘性減衰定数を基に提案したダンパー配置方法により各層のダンパーパラメータを決定し、時刻歴応答解析を実施する。

2.4 提案手法の精度検証

前節の手順に従った設計事例を示す。

① 対象モデル及び設計用入力地震動の設定

対象モデルはパッシブ制振構造設計・施工マニュアル²⁻²⁾に掲載されているテーマストラクチャーの10層及び20層せん断型質点系モデルとし、内部減衰はレイリー型で $h_1 = h_2 = 2\%$ とする。非制振時の固有値解析結果を表 2-8 に示す。設計用入力地震動は、最大速度を 50cm/s と 75cm/s に基準化した BCJ-L2 波を用いる。図 2-27 にそれぞれの応答スペクトルを示す。なお、表 2-9 に諸元を示す 10 層モデルを例にして設計手順を示すこととし、20 層モデルについては最後に結果のみを示す。

② 目標クライテリアの設定

目標クライテリアは、50cm/s に基準化した BCJ-L2 波に対して最大塑性率を 1.0 (弾性限以内)、75cm/s 入力に対しては構造躯体の塑性化を考慮して最大塑性率を 2.0 とする。表 2-10 に各レベルの目標クライテリアを示す。

表 2-8 非制振モデルの固有値解析結果

model	T_{eq} (sec)		h_{eq}	
	10 story model	1 st mode	2.01	1 st mode
2 nd mode		0.76	2 nd mode	0.02
3 rd mode		0.46	3 rd mode	0.03
20 story model	1 st mode	3.7	1 st mode	0.02
	2 nd mode	1.41	2 nd mode	0.02
	3 rd mode	0.86	3 rd mode	0.03

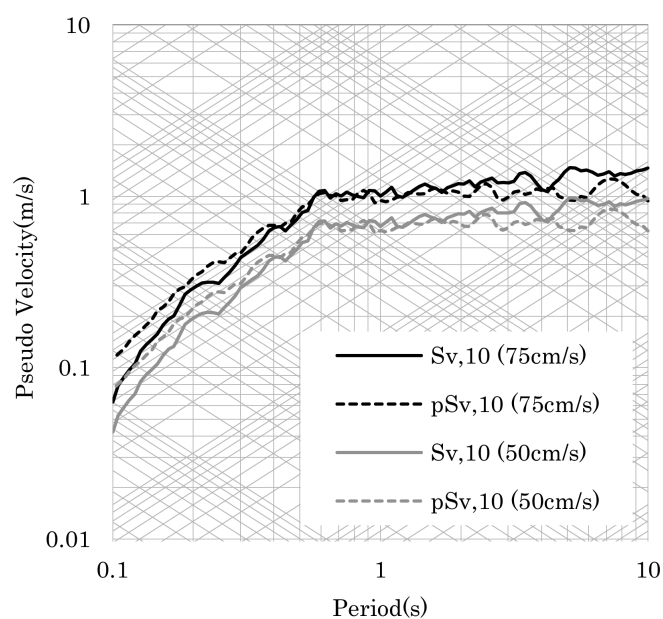


図 2-27 応答スペクトル (BCJ-L2、減衰定数 10%)

表 2-9 解析モデル諸元 (10層モデル)

FL	Mass (ton)	Initial stiffness (kN/m)	Bilinear stiffness factor p_d	Yield deformation (m)
10	875	158,550	0.116	0.034
9	649	180,110	0.103	0.042
8	656	220,250	0.166	0.042
7	660	244,790	0.291	0.043
6	667	291,890	0.233	0.040
5	670	306,160	0.332	0.041
4	676	328,260	0.326	0.040
3	680	383,020	0.210	0.037
2	682	383,550	0.258	0.037
1	700	279,960	0.161	0.055

表 2-10 設計クライテリア

Seismic wave	Level of Seismic wave	Maximum ductility factor
BCJ-L2	Level2 (50cm/s)	$\mu_d \leq 1.0$
BCJ-L2	Level3 (75cm/s)	$\mu_d \leq 2.0$

③ 塑性化を考慮した動特性の把握

非制振対象モデルに対して時刻歴応答解析を実施する。得られた各層の最大塑性率から目標となる塑性率を決定する。表 2-11 より 50cm/s 入力の場合には第 9 層で最大塑性率が 1.73 となっていることから、設定した目標クライテリア 1.0 となる倍率 0.58 を各層に乗じた結果を目標塑性率とする。複素固有値解析より、塑性化を考慮した対象モデルの動特性を把握する。75cm/s 入力に対しても手順は同様である。

表 2-11 目標塑性率

FL	50cm/s		75cm/s	
	Without dampers	Target	Without dampers	Target
10	1.44	0.83	2.37	1.74
9	1.73	<u>1.00</u>	2.72	<u>2.00</u>
8	1.51	0.87	2.15	1.58
7	1.48	0.86	1.77	1.30
6	1.55	0.90	1.83	1.34
5	1.28	0.74	1.56	1.15
4	1.28	0.74	1.51	1.11
3	1.49	0.86	1.67	1.23
2	1.47	0.85	1.58	1.16
1	1.54	0.89	2.12	1.56

④ 基準座標 D_{max} の算出

対象モデルの基準となる変形量 D_{max} を式 (2-28) より算出する。

⑤～⑦ 応答性能設計図表による必要減衰定数の推定

手順⑤より、仮定した粘性減衰定数を基に式 (2-30) から定点周期 T_p を把握し、粘性減衰定数 $h = 10\%$ の擬似速度応答スペクトルを読み取って定点周期における変位量 D_{10} を算出する。次に手順④で求め

た基準座標変形 D_{max} と D_{10} を用いて目標変位応答倍率 D_{max}/D_{10} を算出して応答性能設計図表より目標となる粘性減衰定数を読み取る。読み取った粘性減衰定数が仮定した値と近似しない場合は手順⑤に戻る。本例では BCJ-L2 波 50cm/s 入力時に必要な粘性減衰定数は $h_{GD} = 0.1$ となり、75cm/s 入力では $h_{GD} = 0.05$ となった。75cm/s 入力の場合を例にすると、式 (2-28) から $D_{max} = 0.34\text{m}$ となる。 $h_{GD} = 0.05$ と定すると $T_p = 2.05\text{sec}$ となり、応答スペクトル値を読み取って $D_{10} = 0.32\text{m}$ を算出する。 $D_{max}/D_{10} = 1.05$ となり、図 2-28 より $\mu_d = 2.0$ の線との交点から $h = 0.05$ が求まり、仮定と近似して終了となる。図 2-28 は 75cm/s 入力時の応答性能設計図表の読み取り例である。応答性能図表は、実効固有円振動数の等価弾性系で調和振動するものと仮定して導出されたものであり、基準座標絶対加速度 ABS_{max} を $h = 10\%$ 時の加速度 A_{10} で除した目標加速度応答倍率と目標変位応答倍率の関係を把握できる。計算式等は、2.3.1 項にまとめてある。

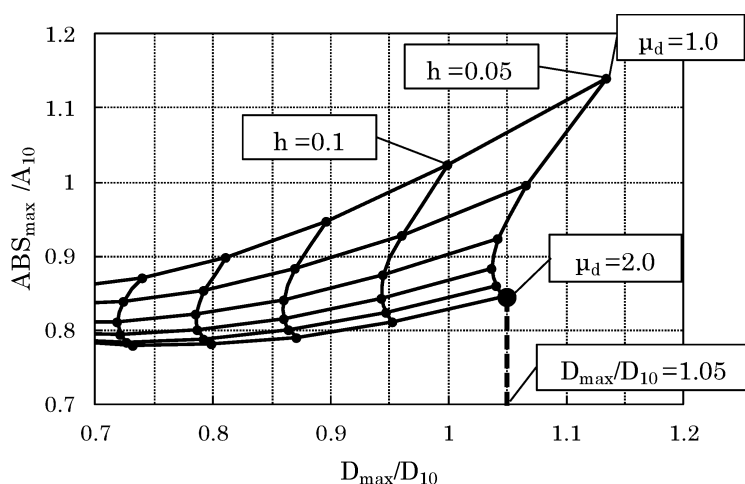


図 2-28 応答性能設計図表による必要減衰量の評価

⑧ ダンパー配置の決定

入力レベル 50cm/s 及び 75cm/s に対して設定した粘性減衰定数を基に各層のダンパーパラメータを決定する。各ダンパー配置を適用した制振モデルの複素固有値解析結果を表 2-12 に示す。1 次モードの減衰定数が応答性能設計図表から設定した粘性減衰定数よりも大きいことが確認できる。表 2-12 の T_{eq} 及び h_{eq} は主架構の非線形性を考慮して評価される等価周期と等価粘性減衰定数である。

・剛性比例配置 (Arrange1)

ダンパーパラメータを主架構剛性の比例倍に決定する方法である。50cm/s 入力に対しては、減衰係数は主架構剛性の 0.13sec 倍、取付部剛性は 0.45 倍となった。75cm/s 入力に対しては、減衰係数は主架構剛性の 0.09sec 倍、取付部剛性は 0.19 倍となった。

・全層同一配置 (Arrange2)

全層のダンパーパラメータを同一に決定する方法である。50cm/s 入力に対しては、減衰係数は 45,973kN・sec/m、取付部剛性は 131,351kN/m となった。75cm/s 入力に対しては、減衰係数は 27,000kN・sec/m、取付部剛性は 54,000kN/m となった。

・刺激関数比例配置 (Arrange3)

対象モデルの 1 次層間刺激関数に対して比例倍となるようにダンパーパラメータを決定する配置方法である。

・組み合わせ配置 (剛性比例・全層同一)(Proposal1)

剛性比例配置・全層同一配置により決定した各層のダンパーパラメータを比較し、最小値をとる。

・組み合わせ配置 (剛性比例・全層同一・刺激関数比例)(Proposal2)

剛性比例配置・全層同一配置・刺激関数比例配置により決定した各層のダンパーパラメータを比較し最小値をとる。

表 2-12 複素固有値解析結果（上段：50cm/s 入力、下段：75cm/s 入力）

50cm/s	Arrange1		Arrange2		Arrange3		Proposal1		Proposal2	
	T_{eq} (sec)	h_{eq}	T_{eq} (sec)	h_{eq}	T_{eq} (sec)	h_{eq}	T_{eq} (sec)	h_{eq}	T_{eq} (sec)	h_{eq}
1 st mode	1.79	0.12	1.76	0.11	1.8	0.11	1.8	0.11	1.81	0.11
2 nd mode	0.64	0.07	0.61	0.06	0.64	0.07	0.64	0.07	0.64	0.06
3 rd mode	0.38	0.05	0.37	0.05	0.39	0.05	0.39	0.05	0.39	0.05

75cm/s	Arrange1		Arrange2		Arrange3		Proposal1		Proposal2	
	T_{eq} (sec)	h_{eq}	T_{eq} (sec)	h_{eq}	T_{eq} (sec)	h_{eq}	T_{eq} (sec)	h_{eq}	T_{eq} (sec)	h_{eq}
1 st mode	2.01	0.06	2.01	0.06	2.01	0.06	2.02	0.06	2.03	0.06
2 nd mode	0.78	0.04	0.76	0.04	0.77	0.04	0.79	0.04	0.79	0.04
3 rd mode	0.47	0.04	0.46	0.04	0.47	0.04	0.47	0.04	0.47	0.04

⑨ オイルダンパーの選定

2つの入力レベルに対して設定した減衰係数 c_d を基にリリーフ機構を有するオイルダンパーを選定する。まずはオイルダンパーを線形とした場合の解析を行う。減衰係数 ($c_{50cm/s}$ 、 $c_{75cm/s}$) と、夫々の応答解析から得られる最大速度 ($v_{50cm/s}$ 、 $v_{75cm/s}$) 及び最大減衰力 ($F_{50cm/s}$ 、 $F_{75cm/s}$) の関係は図 2-29 となる。参考のため図中には 10 層モデル第 1 層の各種数値を記している。選定するオイルダンパーの台数は、1 次粘性減衰係数が 50cm/s 用の減衰係数 $c_{50cm/s}$ と 75cm/s 用の $c_{75cm/s}$ の大きい方と同等以上となるように決定する。リリーフ速度を粘性減衰係数が大きい方の弾性解析時の最大速度より大きくなるように設定し、50cm/s 入力時にはリリーフ速度に達しないようにする。その条件下で、必要減衰係数となる $c_{50cm/s}$ をオイルダンパー 1 台当たりの 1 次粘性減衰係数で除して台数を算出する。第 1 層の例では、 $37,795/9,380$ で 4 台となる。なお、選択した非線形オイルダンパーで $v_{75cm/s}$ 時の減衰力が $F_{50cm/s}$ より大きくなり 75cm/s 入力時に必要な履歴面積は確保されることを確認する。他の層においても同様の手順で算定すれば良い。

表 2-13 にオイルダンパーの選定結果を示す。ダンパーは既製品から選択することとした。ダンパーは、最大速度 0.3m/sec 入力時の最大減衰力 (kN の前の数字) で分類されており、選択した各層のリリーフ速度、ダンパーの本数、1 次粘性減衰係数および 2 次減衰比をまとめてある。10 層モデルでは最大減衰

力が異なる3種のオイルダンパーを計36本選択した。剛性比例配置の場合は、計50本となった。減衰力の総計を比較すると Proposal2 は 35,600kN、剛性比例配置は 52,000kN となり、提案した配置方法を用いることでより少ないダンパー台数となる。なお、剛性比例配置の選定結果は表 2-14 に示す通りである。

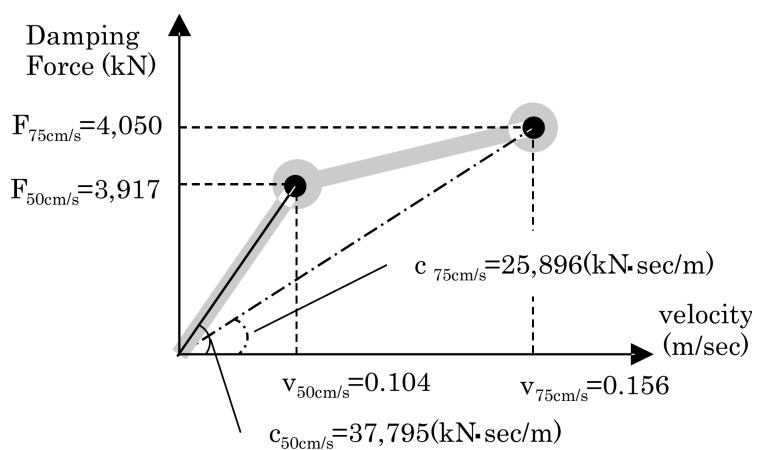


図 2-29 非線形オイルダンパーの設定

表 2-13 提案配置のダンパー台数（上段：10層モデル、下段：20層モデル）

FL	Relief velocity (m/sec)	Number of damper					Damping coefficient (kN·sec/m)	Damping ratio
		500kN	1000kN	1500kN	2000kN	total		
10	0.128	1	1			2	9,380	0.19
9			1	1		2	15,630	0.19
8		1	3			4	21,880	0.19
7			3	1		4	28,130	0.19
6			3	1		4	28,130	0.19
5			1	3		4	34,390	0.19
4			1	3		4	34,390	0.19
3			3	1		4	28,130	0.19
2			1	3		4	34,390	0.19
1					4	4	37,520	0.19

FL	Relief velocity (m/sec)	Number of damper					Damping coefficient (kN·sec/m)	Damping ratio
		500kN	1000kN	1500kN	2000kN	total		
20	0.128		4			4	75,000	0.04
19	0.064		6			6	75,000	0.07
18			6			6	75,000	0.07
17			3	3		6	93,750	0.07
16			2	4		6	100,000	0.07
15			2	4		6	100,000	0.07
14			2	4		6	100,000	0.07
13			1	5		6	106,250	0.07
12			1	5		6	106,250	0.07
11				3	3	6	131,250	0.07
10				2	4	6	137,500	0.07
9				2	4	6	137,500	0.07
8					6	6	150,000	0.07
7				6	2	8	162,500	0.07
6				6	2	8	162,500	0.07
5				4	4	8	175,000	0.07
4				4	4	8	175,000	0.07
3				4	4	8	175,000	0.07
2				4	4	8	175,000	0.07
1				4	4	8	175,000	0.07

表 2-14 剛性比例配置のダンパー台数（上段：10層モデル、下段；20層モデル）

FL	Relief velocity (m/sec)	Number of damper					Damping coefficient (kN·sec/m)	Damping ratio
		500kN	1000kN	1500kN	2000kN	total		
10	0.128		4			4	25,000	0.19
9			4			4	25,000	0.19
8			2	2		4	31,260	0.19
7				4		4	37,520	0.19
6			4	2		6	43,760	0.19
5			3	3		6	46,890	0.19
4			1	5		6	53,150	0.19
3			1	5		6	53,150	0.19
2			1	5		6	53,150	0.19
1				4		4	37,520	0.19

FL	Relief velocity (m/sec)	Number of damper					Damping coefficient (kN·sec/m)	Damping ratio
		500kN	1000kN	1500kN	2000kN	total		
20	0.043		1	3		4	103,140	0.04
19				2	2	4	131,260	0.04
18					4	4	150,000	0.04
17					4	4	150,000	0.04
16				5	1	6	178,150	0.04
15				4	2	6	187,520	0.04
14				3	3	6	196,890	0.04
13				1	5	6	215,630	0.04
12					6	6	225,000	0.04
11				7	1	8	234,410	0.04
10				7	1	8	234,410	0.04
9				5	3	8	253,150	0.04
8				4	4	8	262,520	0.04
7				2	6	8	281,260	0.04
6					8	8	300,000	0.04
5				7	3	10	309,410	0.04
4				6	4	10	318,780	0.04
3				5	5	10	328,150	0.04
2				4	6	10	337,520	0.04
1				4	6	10	337,520	0.04

⑩ 時刻歴応答解析

図 2-30、図 2-31 に 10 層および 20 層モデルの時刻歴応答解析結果を示す。提案したダンパー配置方法が 2 つの入力レベルにおいて目標クライテリアを概ね満足しており、設計初期段階の検討としては十分な精度と言える。

ここで、ダンパーを下層部に集中して配置した場合の影響を確認しておく。図 2-30 には 10 層モデルの第 1 層から第 4 層のみ（各層に 1000・1500 kN ダンパーを 1・5 台ずつ配置）、図 2-31 には 20 層モデルの第 1 層から第 8 層のみ（2000kN ダンパーを第 1～6・7～8 層に 18・14 台ずつ配置）に全層同一配置と同様の手順で 1 次のモーダル減衰定数が同等となるようにダンパーを集中して配置した場合の結果も重ね書いてある。50cm/s 入力時には目標クライテリアである弾性範囲内を満足しているが、主架構の塑性化を考慮した 75cm/s 入力の場合にはダンパーを特定の層に集中して配置するとダンパー非設置層で大きく塑性化して目標を満足しない傾向がみられた（剛性比例配置での 75cm/s 入力の場合の最大塑性率は 1.3）。

図 2-32 では提案法と下層集中配置時の高次モードの影響を比較している。刺激関数に基準座標応答値を乗じてモードの応答とし、それぞれ 1 次モードのみと 3 次までの SRSS による評価値を重ね書いてある。SRSS による評価は過大気味ではあるが、ダンパーが配置されていない層では、1 次のモード形の変化とともに、2～3 次モードの影響も大きくなっている。ダンパーはなるべく全層に分散させることが望ましく、高次モードの影響が大きい場合には上層でのダンパー台数が増える Proposal1 が効率的だと言える。

図 2-33～図 2-40 には、10 層及び 20 層建物モデルに対して設計した各配置方法の応答解析結果（絶対加速度・速度・層変位・層間変形）をまとめてある。提案配置の加速度は若干大きめとなるものの、速度や変位、層間変形は概ね剛性比例配置の場合と同程度となっていることが分かる。

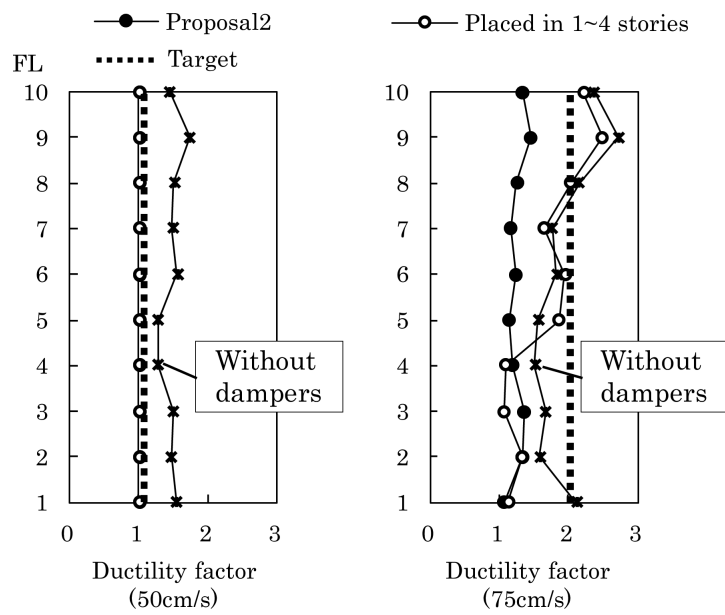


図 2-30 応答解析結果 (10 層モデル)

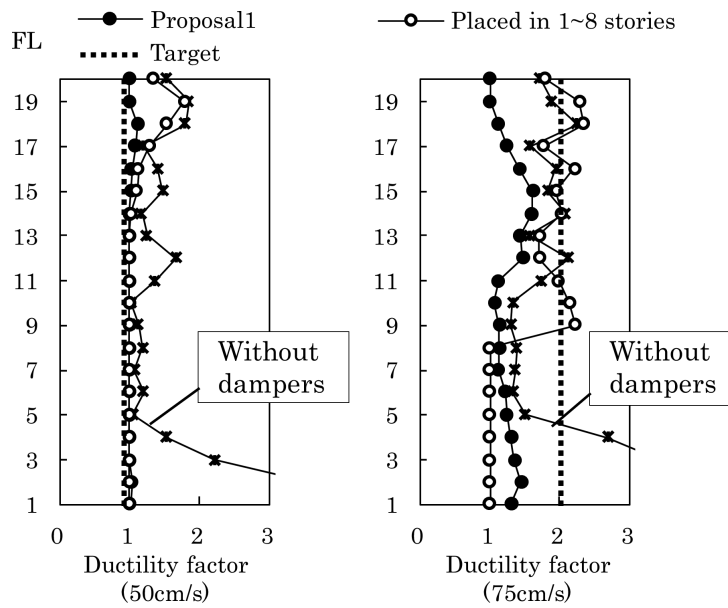


図 2-31 応答解析結果 (20 層モデル)

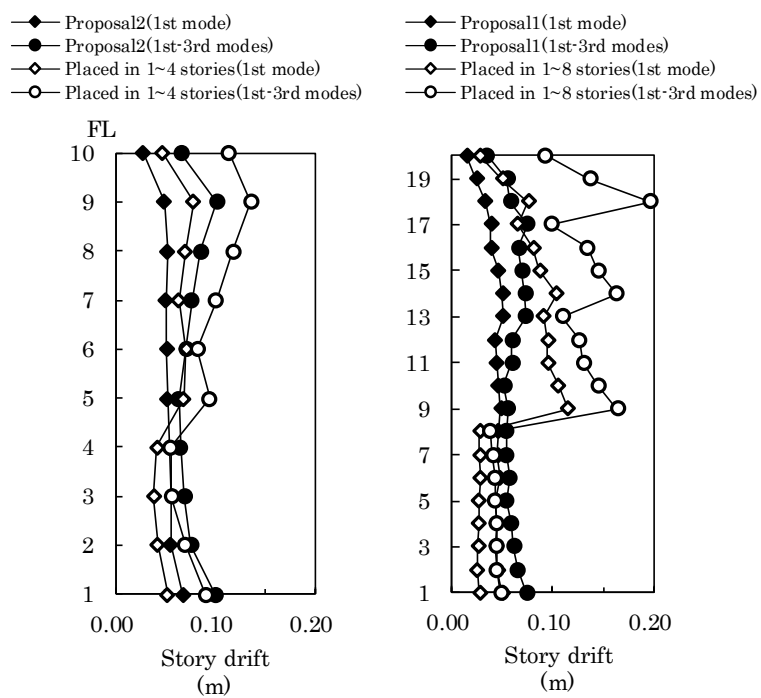


図 2-32 モーダル応答量の比較

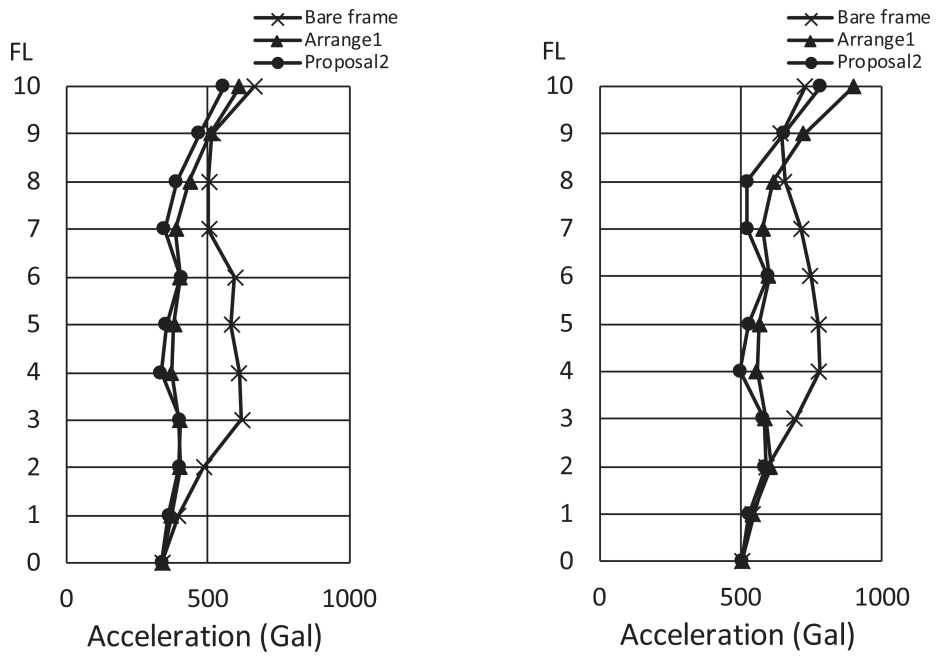


図 2-33 10 層モデルの応答絶対加速度（左図が 50cm/s 入力、右図が 75cm/s 入力）

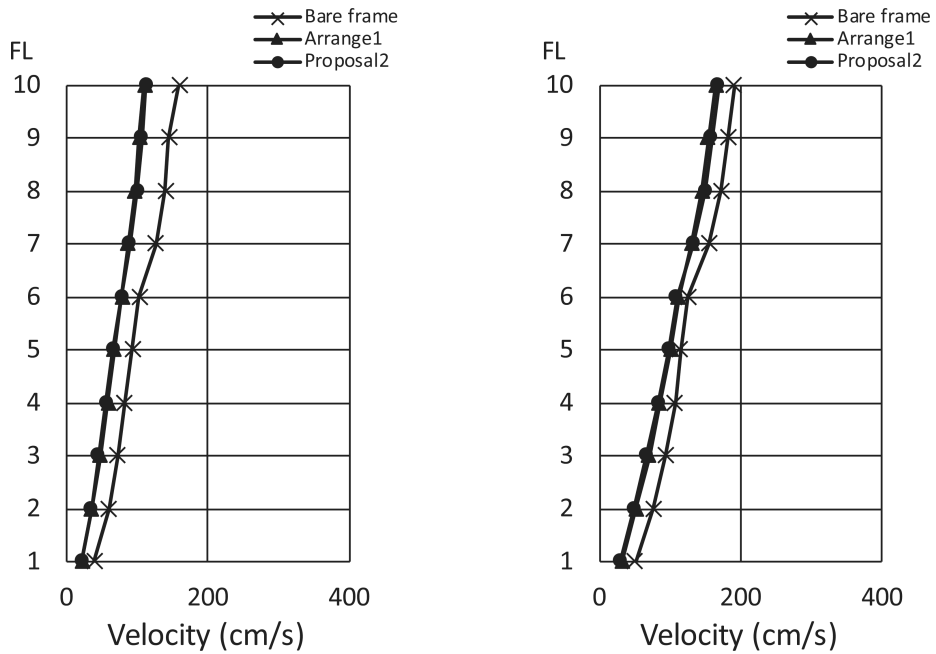


図 2-34 10 層モデルの応答速度（左図が 50cm/s 入力、右図が 75cm/s 入力）

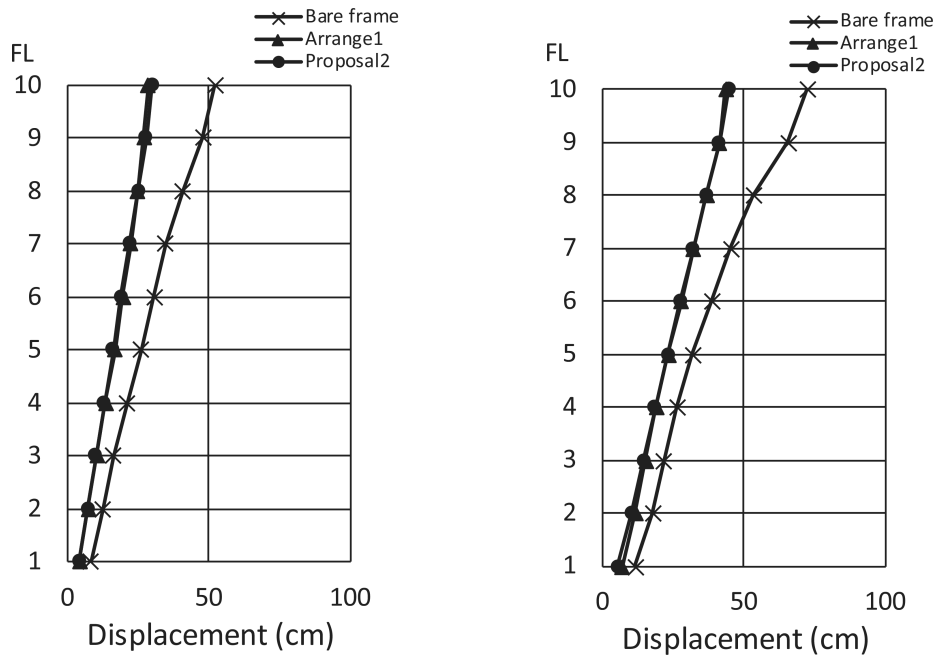


図 2-35 10層モデルの応答層変位（左図が 50cm/s 入力、右図が 75cm/s 入力）

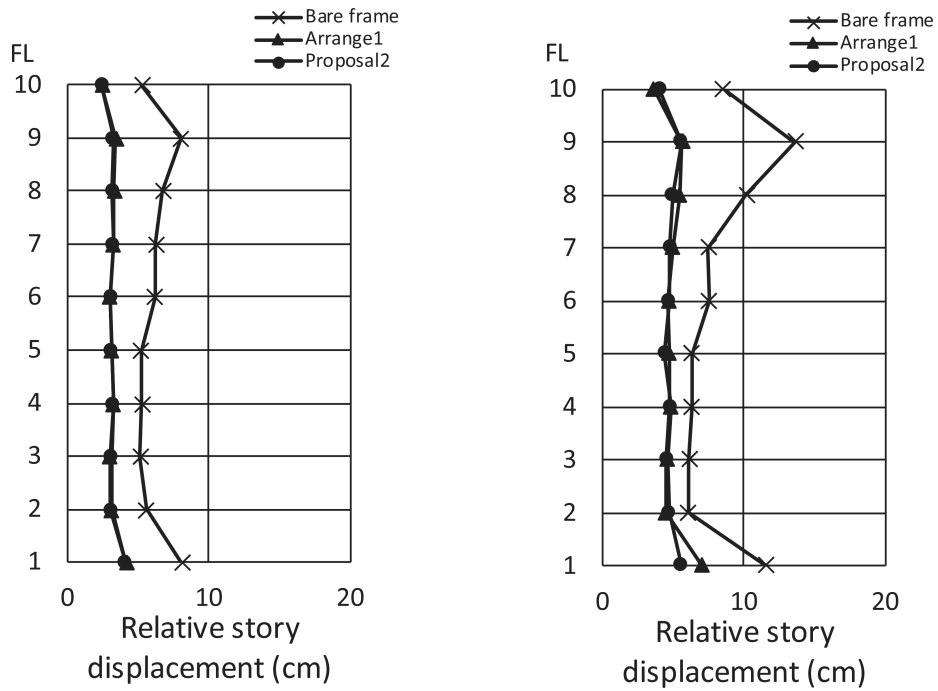


図 2-36 10層モデルの応答層間変位（左図が 50cm/s 入力、右図が 75cm/s 入力）

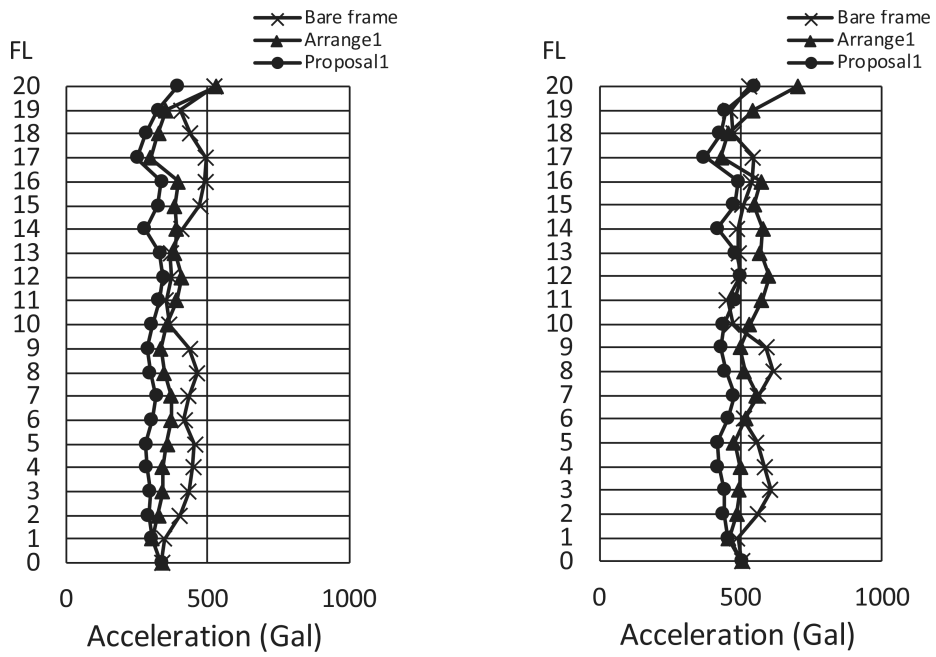


図 2-37 20 層モデルの応答絶対加速度（左図が 50cm/s 入力、右図が 75cm/s 入力）

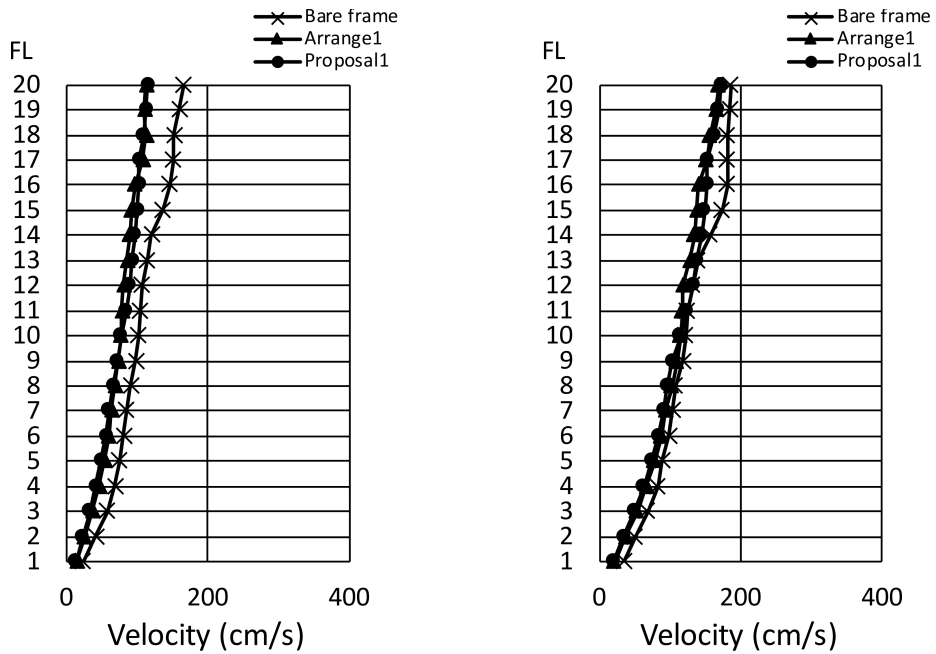


図 2-38 20 層モデルの応答速度（左図が 50cm/s 入力、右図が 75cm/s 入力）

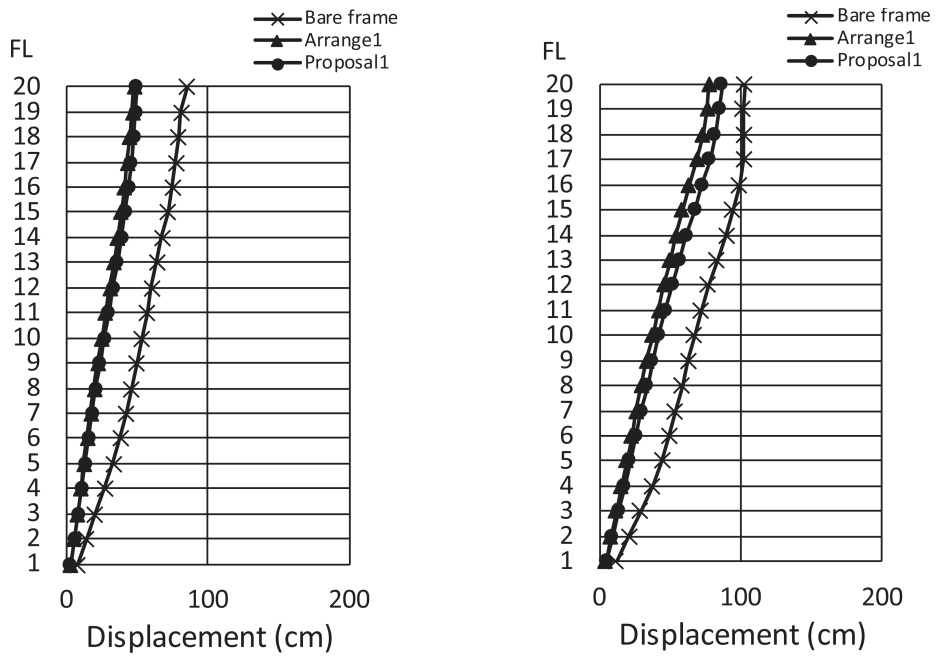


図 2-39 20 層モデルの応答層変位 (左図が 50cm/s 入力、右図が 75cm/s 入力)

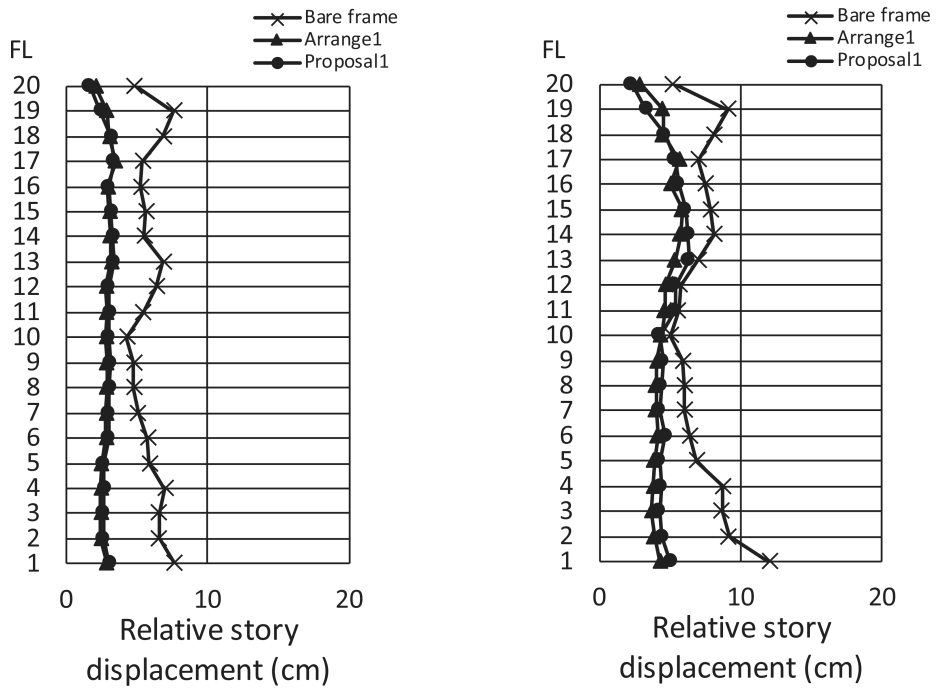


図 2-40 20 層モデルの応答層間変位 (左図が 50cm/s 入力、右図が 75cm/s 入力)

2.5 結言

本章では、オイルダンパーを用いた C 型制振構造物の簡易設計法の提案を行った。また、合わせてオイルダンパーの効率的な配置法についても提案した。オイルダンパーの配置法の効率性は複数の建物モデル及び入力地震動を用いて評価した。構築した設計フローを利用した 10 層及び 20 層建物モデルにおける設計例を示し、時刻歴応答解析により応答量を確認した。検討によって得られた知見を以下に示す。

- 設計対象建物モデルの固有周期に応じて、効率的なダンパーの配置方法は異なる。固有周期が短い場合には高次モード成分の影響が少なく、剛性比例・全層同一・刺激関数比例配置により各層のダンパーパラメータを決定することで効率的となる。また、固有周期が長く高次モードの影響が大きい場合には、剛性比例・全層同一配置の組み合わせを用いることで効率的となる。
- 10 層建物モデルによる試設計例では、既往研究にある剛性比例型に配置する場合と比較して 3 割減程度のダンパー台数で同等のクライテリアを満足できることを確認した。
- 主架構の塑性化を許容する場合には、特定層のみに集中してダンパーを配置するとダンパー台数が少ない層で塑性化が進行する傾向がある。ダンパーは各階に分散して配置することが望ましい。
- 定点理論に基づく最適設計の考え方及び応答性能設計図表を利用することによってクライテリアを満足するために設計対象建物に付与すべき必要減衰定数が明確となる。固有周期に応じて簡易に各階のダンパー台数を決定することが可能である。
- 簡易設計法を用いた試設計例を示し、設計初期段階のダンパー台数を概算する上では十分な精度を有していることを確認した。

なお、オイルダンパーを用いた C 型制振構造物では各階のダンパー台数が過剰となる場合も多く、配置法による効率性の向上だけでは限界がある点が課題と言える。

参考文献

- 2-1) 秦 一平、石丸辰治、長谷川 純：非線形粘性ダンパーと弾塑性ダンパーを併用した系の応答性能設計手法、日本建築学会構造系論文集、第 617 号、pp.47-54、2007.7
- 2-2) JSSI：パッシブ制振構造 設計・施工マニュアル 第 3 版
- 2-3) 石丸辰治、秦 一平、三上淳治、公塚正行：付加剛比による D.M. 同調システムの簡易設計法、日本建築学会構造系論文集、第 75 巻、第 654 号、pp.1455-1464、2010.8
- 2-4) 石丸辰治、江原栄次、石垣秀典、森川和彦：パッシブ型制震構造物の等価線形化による応答解析法、日本建築学会構造系論文集、第 66 巻、第 542 号、pp.91-98、2001.4

3 ダイナミック・マスを利用した MC 型制振システム

3.1 緒言

従来の制振構造では、粘性・粘弾性ダンパーやオイルダンパーを用いた減衰操作による制御や履歴型ダンパーや座屈拘束ダンパー、摩擦ダンパーを用いた剛性操作による制御によって振動エネルギーを吸収させるのが一般的である。近年、慣性質量効果を利用する制振システムの研究開発が精力的に進められ、実案件で適用される事例も増えつつある。

マスダンパーによる同調を利用した研究として、石丸・秦らは直列ばねを連結部材として利用し、D.M. と粘性ダンパーを並列に配置した D.M. 同調システム及びその簡易設計手法を提案している^{3-1,2)}。本章ではその拡張を図る。同調モードを 1 次モードのみに限定せず、2 次モード等の高次モードも同時に制御する制振システムを構築する。制振装置を配置する場合には制振層の剛性を低減させることが制振効果の向上に繋がることは知られているものの、その効果を定量的に評価した報告は見られない。そこで、層剛性の低減効果も評価した上で、効率性を積極的に活用した設計自由度のある制振システムを提案する。原系の剛性も調整しながら制振システムを構築している点が、大きな特徴である。なお、石丸・秦らによって提案されている複素固有値を利用した簡便な最適パラメータの設定手法^{3-1,2)}は多自由度系で成立することも示されているが、複数のモードを同時に同調させる場合にも適用可能であることも合わせて確認する。

本章の構成を記す。3.2 節では、縮約モデルを構築し、パラメータスタディによる解析的な検討を行う。剛性低減の効果にも着目して、提案システムの制振性能を評価する。3.3 節では、提案システムの妥当性を振動実験により検証する。3.4 節では、20 層の建物モデルにおいて制振デバイスの設定例を示す。時刻歴応答解析によって提案システムの応答低減効果を確認し、その有用性を確認する。3.5 節では D.M. 同調システムの配置方法に関する効率性を評価する。

3.2 層剛性低減を利用した複数モードの制御

3.2節では、パラメータスタディによってD.M.同調システムの制振効果を定量的に評価する。複素固有値解析を利用したパラメータ設定手法が複数モードを制御する場合においても適用可能であることを確認するとともに、層剛性を低減する効果の把握も試みる。

3.2.1 検討モデルの構築

検討モデルを図3-1に示す。本章では、鉄骨造20層の建物を想定している。振動実験を行うことを考慮して、8質点系に縮約した基本モデルを構築した。基本モデルの諸元を表3-1に示す。なお、1次モード及び2次モードで1%となるレーリー型の減衰を設定している。表3-2に固有値解析結果、図3-2に刺激関数を示す。考察の一助となるように、層間の刺激関数も併記した。

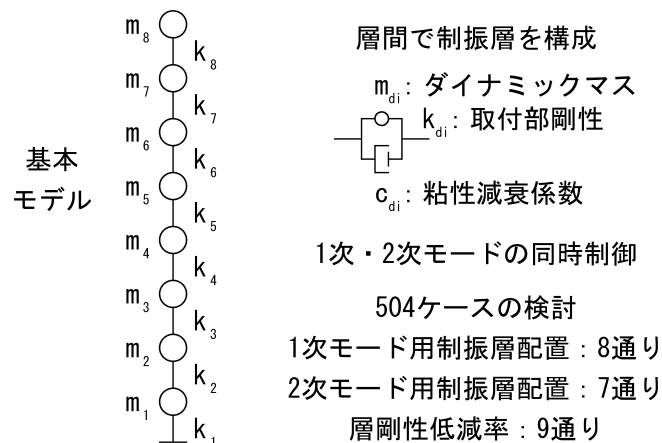


図 3-1 検討モデルの概要

表 3-1 基本モデルの諸元

層	質量 m_j (kg)	剛性 k_j (kN/m)
8	1,000	160
7	1,000	180
6	1,000	205
5	1,000	225
4	1,000	250
3	1,000	270
2	1,000	295
1	1,000	315

表 3-2 基本モデルの固有値

モード	固有周期 T_j (s)	粘性減衰 定数 h_j
1	2.10	0.01
2	0.76	0.01
3	0.47	0.01
4	0.35	0.02
5	0.29	0.02
6	0.25	0.02
7	0.22	0.03
8	0.20	0.03

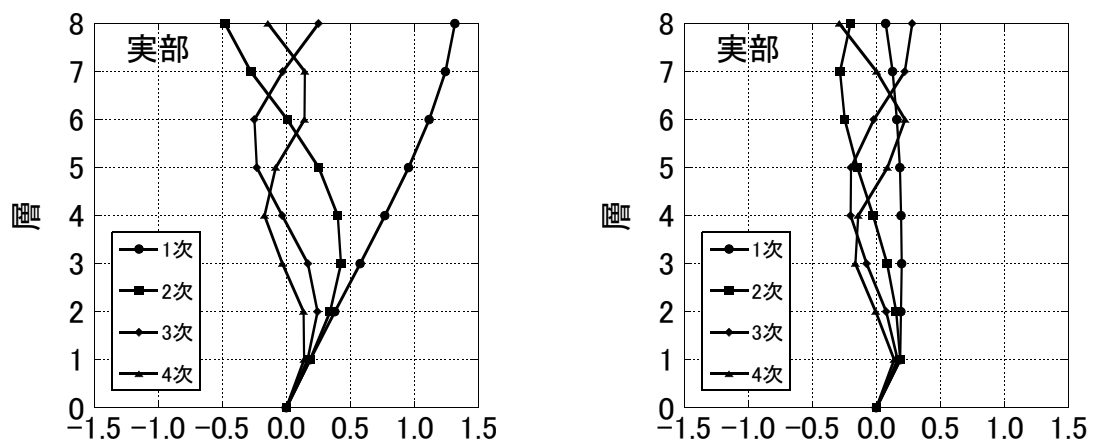


図 3-2 基本モデルの刺激関数 (左：層、右：層間)

3.2.2 パラメータスタディ

a) 制振モデルの設定

制振モデルでは、基本モデルの層間に D.M. を配置する。1 次モードを第 i 層（第 1～8 層の 8 通り）のみ、2 次モードを第 j 層のみ（1 次モードの制振層とする第 i 層以外の 7 通り）で同時に制御する。なお、本検討では、制振装置を配置する層剛性の低減率 (0.1～0.9 の 9 通り) もパラメータとする（計 $8*7*9=504$ ケース）。制振モデルの制振層の剛性は基本モデルの層剛性に剛性低減率を乗じたものとし、制振層以外は基本モデルと同じ剛性とする。剛性低減率は、剛性低減量が大きいほど小さい値となる。同調設計をする際に各制振層に設定する取付部の剛性 k_{di} は層剛性の低減分とし、トータルとして各層での剛性は基本モデルと同じになる条件とした。既往の研究によれば、取付部剛性が大きいほど付与できる減衰定数も大きくなる^{3-1,2)}。鉄骨量が等しくなると同時に、取付部の剛性は剛性低減率が小さいほど減衰効率が向上するような設定としている。

b) 同調設計の手順

同調設計は既往研究の最適設計手順^{3-1,2)}に従う。まずは、取付部剛性を設定して、式 (3-1) より付加剛性比 κ_k を算出する。ここで、 T_0 及び T_∞ は、D.M. 同調システムの粘性減衰係数 c_d を 0 及び ∞ とした場合の制振対象モードの固有周期である。次に、最適同調式である式 (3-2) が成立するように D.M. 量を算出する。 $T_{0,j}$ は制振対象モードの固有周期、 $T_{0,D.M.}$ は D.M. を付与することによって新たに生成される振動モードの固有周期である。式 (3-2) を満足させることで、減衰値によらずに応答倍率曲線が通る二つの定点の高さが揃うこととなる。最後に最適減衰式である式 (3-3) が成立するように減衰定数 h_j を算出する。複素固有値解析の繰り返しにより調整するという手順となる。2 次モードの最適値は、1 次モードの最適値を算定した後に同様の手順によって決定する。

$$\kappa_k = \left(\frac{T_0}{T_\infty} \right)^2 - 1 \quad (3-1)$$

$$T_{\infty} = \sqrt{T_{0,j}T_{0,D.M.}} \quad (3-2)$$

$$h_j = 0.6 \sqrt{\frac{\kappa_k}{2 + \kappa_k}} \quad (3-3)$$

ここでは、一例を示す。剛性低減率を 0.5 とした場合の結果であり、1 次モードを第 1 層、2 次モードを第 2 層で制御したケースである。最適同調パラメータである表 3-3 を設定した場合の固有値解析結果を表 3-4 に示す。表中の入力低減率は、式 (3-4) により算出したものである。制振システムの質量マトリクスを用いて算出した有効質量 ${}_jM_0$ に対する D.M. の量を 0 とした質量マトリクスで算出した有効質量 ${}_jM$ の比である。D.M. を有する系では入力低減効果があるが、その入力低減率と同様の意味となる³⁻³⁾。 η_j が無視できる程小さい場合には応答に関係しないモードであるため、同調の収斂計算においては、どのモードが対象であるかを η_j の値によって判断する。

$$\eta_j = \frac{{}_jM'}{{}_jM_0} \quad (3-4)$$

表 3-3 最適同調パラメータ例

層	D.M.	取付部剛性	粘性減衰係数
1	m_{d1} (kg)	k_{d1} (kN/m)	c_{d1} (kN·s/m)
	10,200	158.0	14.1
2	m_{d2} (kg)	k_{d2} (kN/m)	c_{d2} (kN·s/m)
	1,200	148.0	4.4

表 3-4 固有値解析結果例

モード	固有周期 T_j (s)	粘性減衰 定数 h_j	入力低減率 η_j
1	2.72	0.13	0.66
2	1.96	0.14	0.30
3	0.86	0.10	0.63
4	0.66	0.10	0.38
5	0.47	0.02	0.97
6	0.35	0.02	1.00
7	0.29	0.02	0.99
8	0.25	0.02	0.99
9	0.22	0.03	0.99
10	0.20	0.03	0.97

主系の1次モード（表中の1次）で13%、2次モード（表中の3次）では10%と大きな減衰定数が得られている。表 3-4 における2次、4次モードは、D.M.(質量)と取付部剛性(ばね)を直列に接続することにより新たに発生する振動モードである。また、主系の3~8次モード（表 3-2 の3~8次と表 3-4 の5~10次）の固有値は全く変わっておらず、制御対象以外のモードへの影響はほとんどみられない。図 3-3 は刺激関数であるが、D.M.を付与することによって位相差が生じて複素数となる。ここでは、理解しやすいように各層の刺激関数値を複素平面上（実軸 (Real) と虚軸 (Imag.)）にベクトルとして描画してある³⁻⁴⁾。ベクトルの大きさは点円線で示すともに、各層の実軸横にも数値を表記した。D.M.を付与することによって新たに発生する2次モード及び4次モードは、それぞれ主系の1次モード（図中の1次）及び2次モード（図中の3次）を制御するモードである。それぞれ $\pi/2$ の位相差が生じており、同調関係が成立している。図 3-4 に最上層である第8層と中間の第4層の応答倍率を示す。点線が $c_d = 0$ 、細実線が $c_d = \infty$ とした場合の結果で、最適同調時の応答倍率は定点理論に基づき点線・細実線の交点を通る曲線となる。D.M.を同調させることで主系の1次と2次モード付近の応答増幅が抑えられていることが分かる。1次モードは減衰定数が13%であり、固有周期付近での応答倍率は概ね $1/2h = 1/(2 * 0.13) = 3.8$ 程度となる。

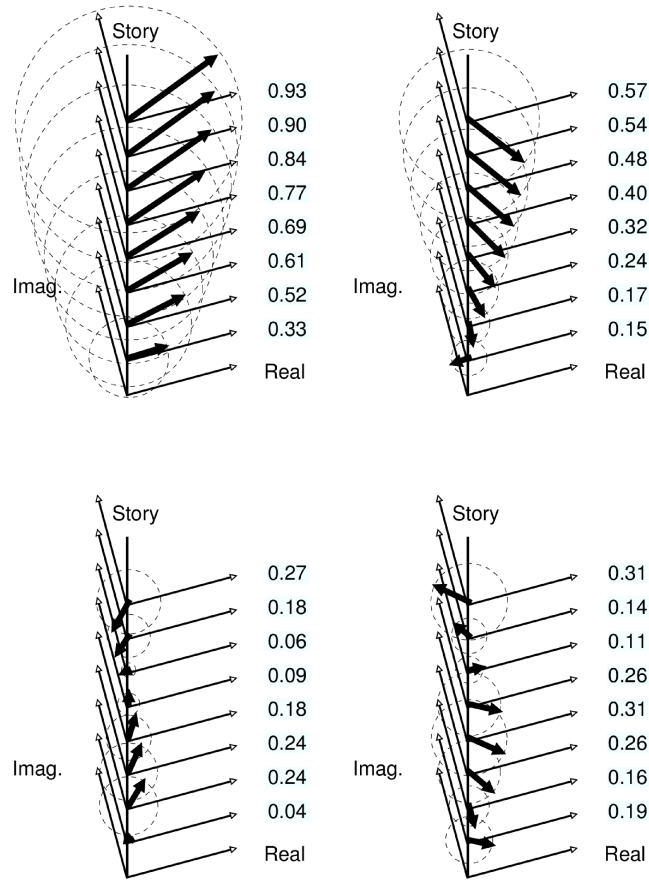


图 3-3 刺激関数例 (上左から 1~4 次モード)

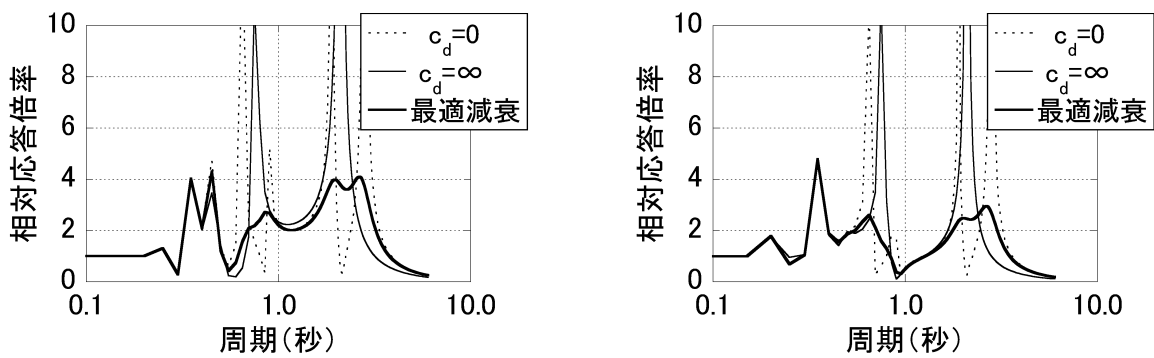


图 3-4 応答倍率例 (左: 第 8 層、右: 第 4 層)

c) 剛性低減の効果

図 3-5 に剛性低減率と 1 次モードの付加剛性比及び粘性減衰定数の関係を示す。付加剛性比は石丸・秦らが提案している式 (3-1) の κ_k であり、系に付与できる減衰定数は付加剛性比によって決まる。

図 3-6 は層剛性低減率と粘性減衰定数の関係で、1 次モードの制振層が異なるケースの結果をまとめたものである。ここでは、図 3-5 も合わせて差が顕著であったケースで比較する。1 次モード用を第 1 層に配置した場合と第 8 層に配置した場合では、結果が大きく異なっている。第 6 層程度までであれば第 1 層に配置した場合とあまり変わらないが、上層に配置するほど効率は悪くなる傾向にある。図 3-2 には層間の刺激関数を示したが、第 6 層より上層で 1 次モードの刺激関数が小さくなっていることと対応が良い。本検討においては、取付部の剛性値は上層ほど小さくなるが、一定値とした場合においてもほぼ同様の傾向であった。また、剛性を低減する影響は大きく、制振層が同じ位置であっても粘性減衰定数では数倍の差が生じていることも分かる。

図 3-7 は剛性低減率と 2 次モードの粘性減衰定数との関係をまとめたものである。1 次モード用を配置した層の影響はほとんどなく、剛性を低減する影響が支配的である。また、2 次モード用を配置した層により、得られる粘性減衰定数には大きな差が生じている。

図 3-8 は剛性低下率と応答指標との関係を示したものである。ここでの応答指標とは、応答倍率を $1/2h$ として最上層での刺激関数値（絶対値）との積を算定したものであり、1~4 次モード寄与分を二乗和の平方根で評価している。1 次モードの粘性減衰定数の差により、1 次モード用を第 8 層に配置した場合よりも第 1 層に配置した場合の方が応答指標値も全体的に小さくなっている。なお、2 次モード用を第 4 層に配置した時の応答指標値は他と比較して大きくなっており、効率が良いとは言えない。2 次モードの粘性減衰定数がほとんど増加していない影響である。応答指標値にほとんど差がないということは、制振装置をある程度自由な層に配置しても同程度の制振効果を期待できるということを意味している。例えば第 4 層を制振層とするのであれば、1 次モードを制御するのが効率的と言える。

図 3-9 は同調設計で算定した 1 次モード用のダイナミックマス量である。1 次モード用は第 8 層に配置するよりも第 1 層に配置した場合の方が全体的に大きめのマスが必要となる。なお、剛性を低減することによって主系の周期は大きく異なるため、剛性低減率と必要なダイナミックマスとの関係には極大値が生じている。

剛性低減率と粘性減衰係数の関係を図 3-10 に示す。若干の影響はあるものの、2 次モードの制振層に関わらず、1 次モード用の必要デバイス量はほぼ同等の値となっている。2 次モード用の必要量は付与できる減衰定数に応じた値となり、2 次モードで節となる第 4 層が制振層となる場合にはほとんど減衰定数を付与することはできない。

図 3-11 に示す 2 次モード用のダイナミックマス量は、図 3-9 と比較すると 1/10 程度になっている。制御モードの有効質量の比率が、それと同程度である。

付与できる粘性減衰定数は付加剛性比に依存するが、取付部剛性を変えてその傾向をまとめたのが図 3-12 である。取付部の剛性によって付与できる減衰が数%増減することが分かる。

図 3-13 は BCJ-L2 を入力とした場合の総入力エネルギーをプロットしたものである。剛性低減によって、総入力エネルギーには若干の増減が見られた。また、1 次モード用を第 8 層に配置した効率の悪いケースにおいては、ばらつきも大きくなる傾向にあった。

図 3-14 は 1 次モード及び 2 次モード用ダンパーの消費エネルギー量である。剛性低減率が 0.5~0.9 の範囲では 1 次モード用を配置する位置による総入力エネルギーの差はあまり大きくないため、総入力エネルギーに対する比率にすると 1 次モード用は第 1 層に配置したケースで 6 割程度、第 8 層に配置したケースでは 4 割程度となる。また、2 次モード用は、1 次モード用の配置層の影響は少なく 2 割程度となる。残りは、レーリー減衰として消費されている。両者の差は明確となる。

相対的にはあるが、応答指標値が小さい場合には 1 次モードや 2 次モード制御用の制振デバイスで効率的にエネルギーが吸収される傾向がある。制振層の選択の際には応答指標値を確認することが望ましいが、一般的な建物の剛性分布の場合には概ね同様の傾向となる。図 3-8 は 1 次モード用の制振装置を第 1 層及び第 8 層にしたケースであるが、それ以外の層に配置した場合の結果も把握しておけば、その傾向を参考にして応答指標値が小さくなるように制振層を設定することが容易となる。

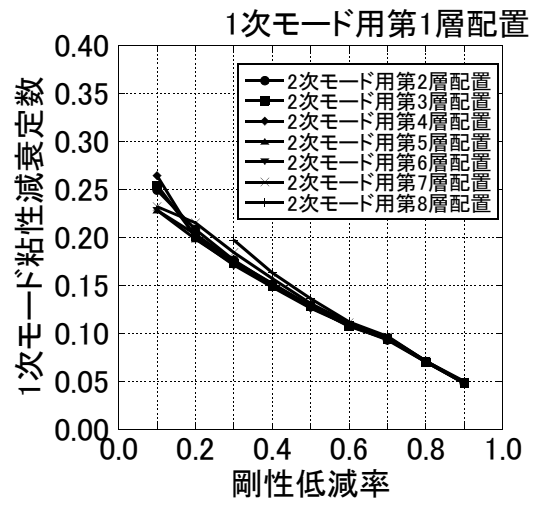
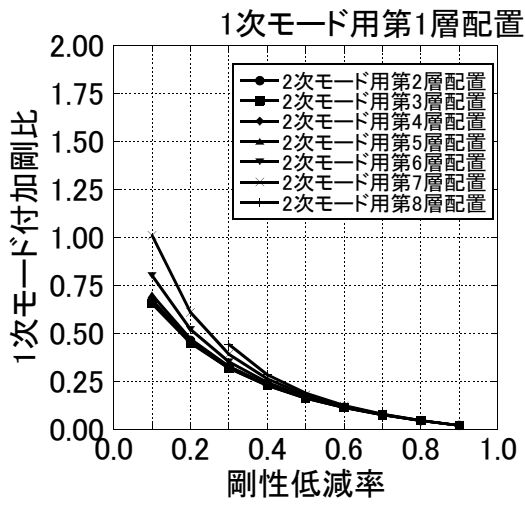


図 3-5 層剛性低減率と1次モード付加剛性比・粘性減衰定数の関係

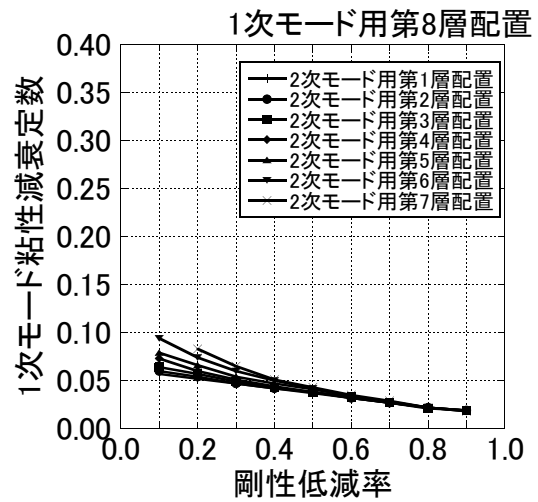
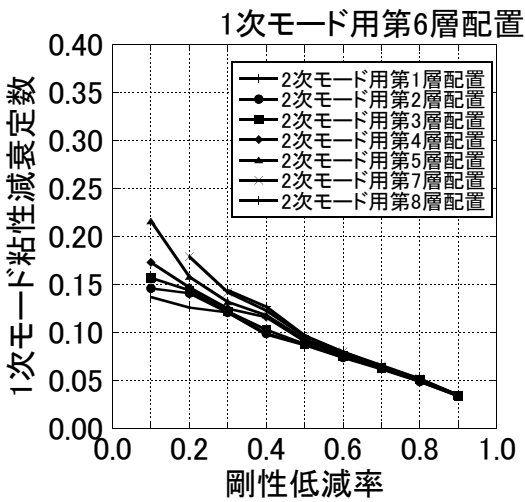


図 3-6 層剛性低減率と1次モード粘性減衰定数の関係

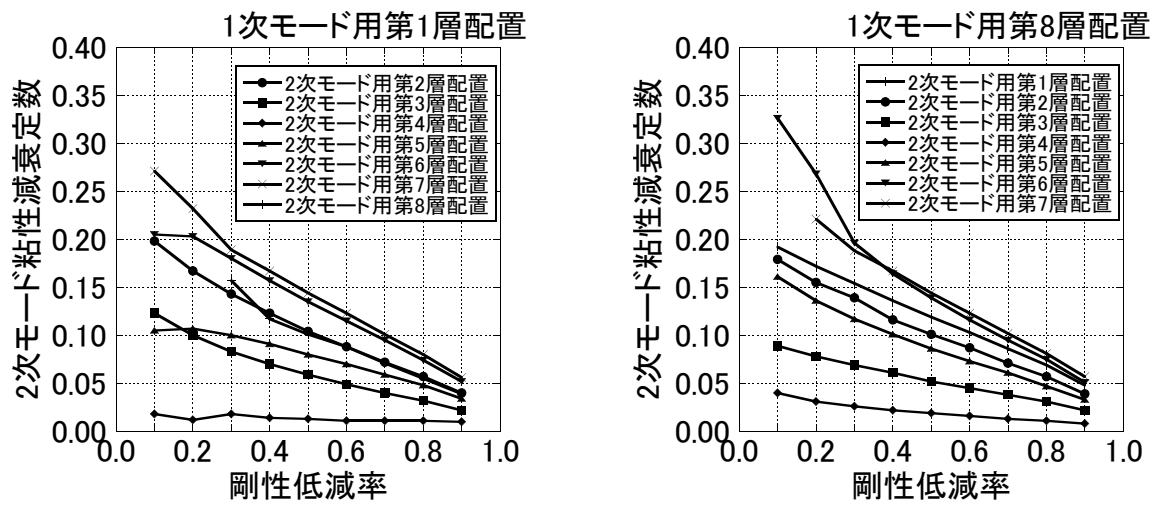


図 3-7 層剛性低減率と1次モード粘性減衰定数の関係

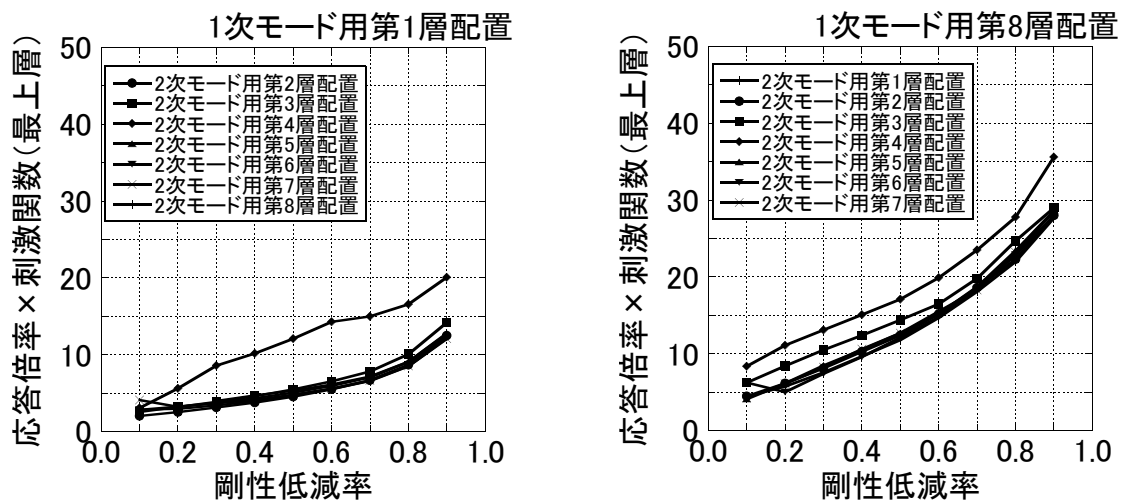


図 3-8 層剛性低減率と応答指標の関係

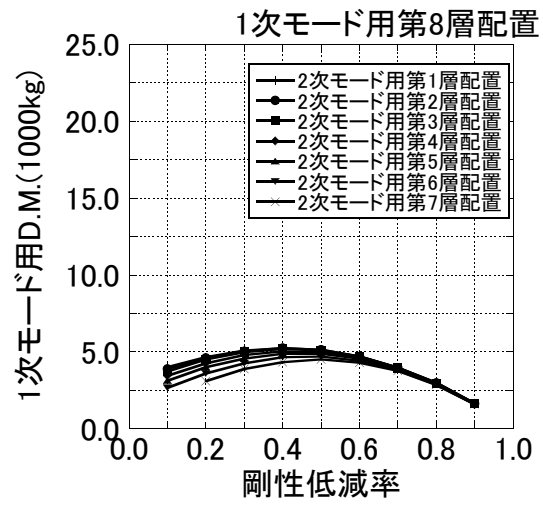
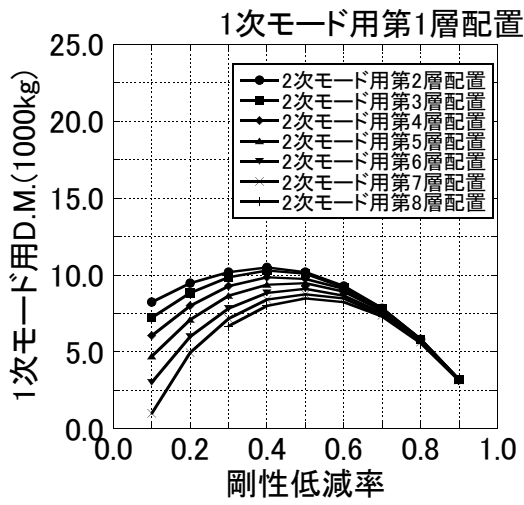


図 3-9 層剛性低減率と1次モード用ダイナミックマスの関係

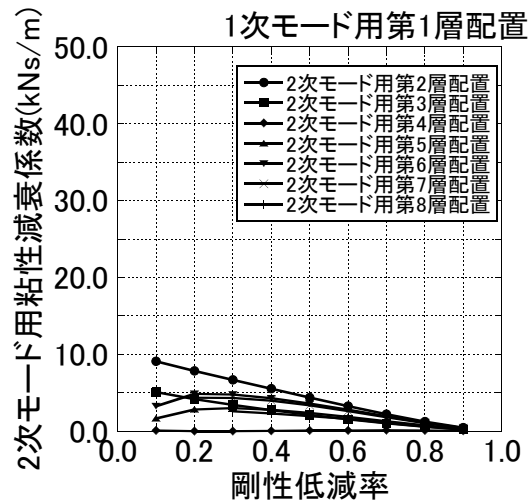
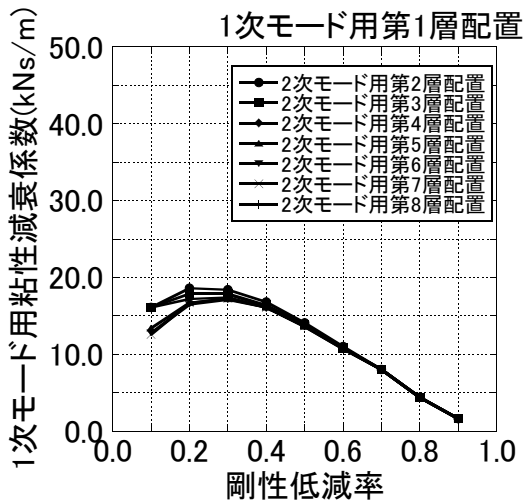


図 3-10 層剛性低減率と粘性減衰係数の関係

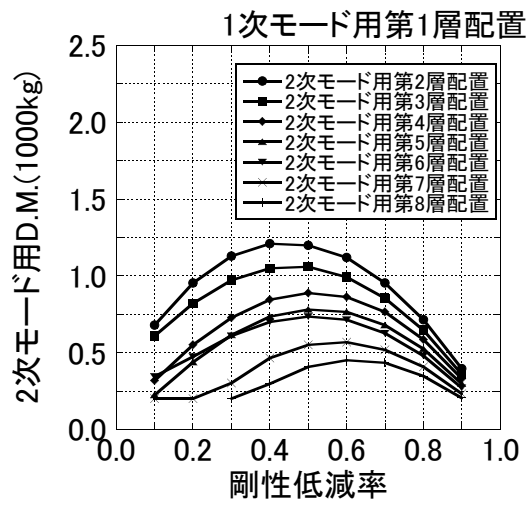


図 3-11 層剛性低減率と 2 次モード用ダイナミックマスの関係

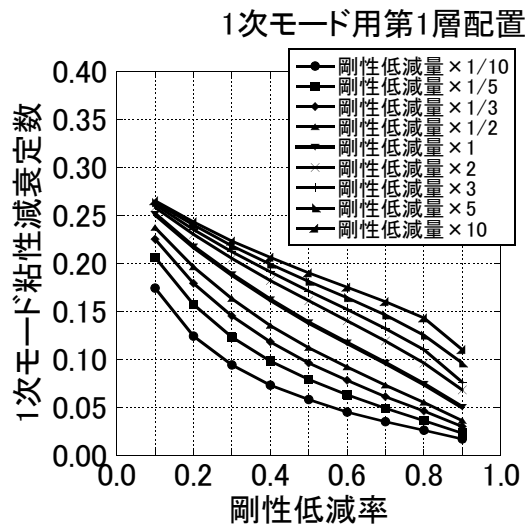


図 3-12 取付部剛性の違いによる 1 次モード粘性減衰定数

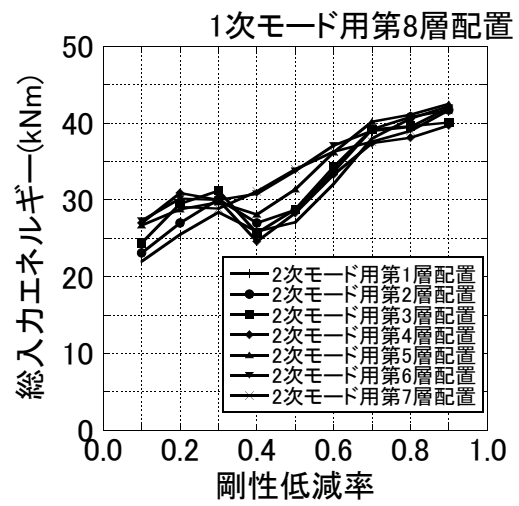
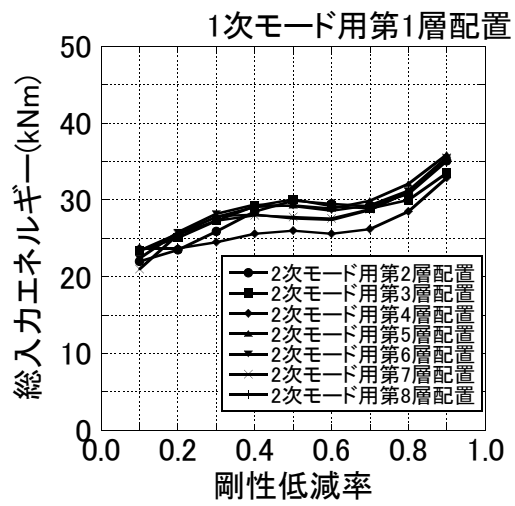


図 3-13 層剛性低減率と総入力エネルギーの関係

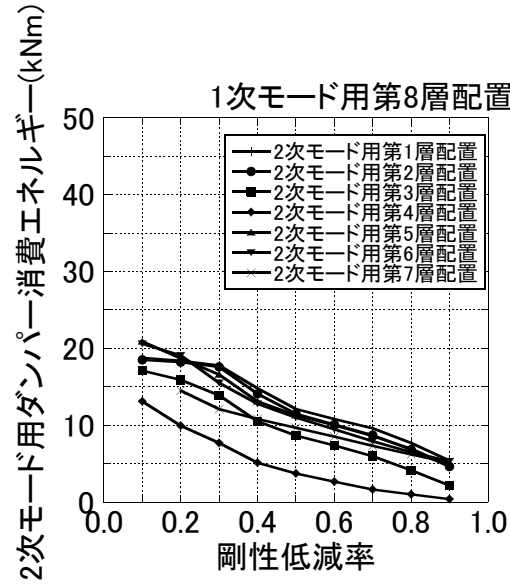
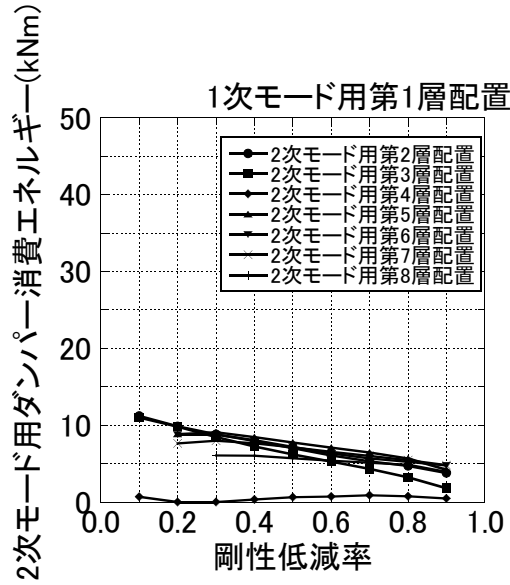
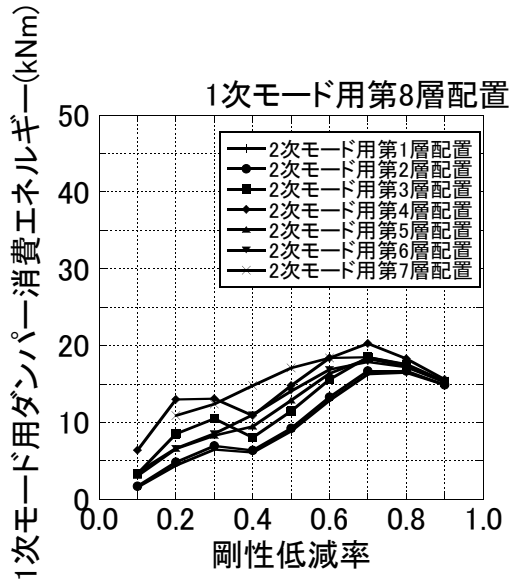
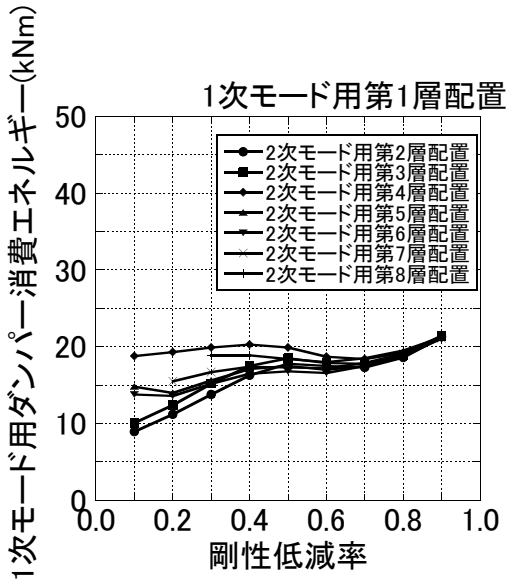


図 3-14 層剛性低減率とダンパー消費エネルギーの関係

3.3 振動実験による提案システムの性能検証

3.3 節では、剛性低減効果を利用して複数モードに同調させた制振システムの有効性について、8層せん断型モデル試験体を用いた振動実験により検証する。

3.3.1 実験モデルの構築

a) 試験体概要

本実験に用いる8層せん断型モデル試験体の立面図を図 3-15 に示す。各層の質量は 1000kg、層剛性は剛性比が最上層で 0.5 で最下層で 1.0 となる台形分布、1 次固有周期が 2.10 秒の設定は 3.2 節での検討モデルと同じである。試験体の復元力は、各層 4 本設置したコイルばねに全て負担させている。つまり、コイルばねを 1 本減らす毎に層剛性が 25% 低減されることになる。また、試験体にはリニアガイドを使用することで、せん断変形のみ作用するように工夫している。図 3-16 に示すように、制振装置は D.M. と線形粘性ダンパーを並列に配置した。取付部剛性にも層剛性と同じくコイルばねを用いており、並列に配置された制振装置と直列に配置することで D.M. 同調システムが構成されている。なお、予備加振結果（図 3-17）に基づく工学的な判断により、内部減衰はレーリー減衰で 1 次、2 次にそれぞれ 2% と設定している。固有値解析の結果は、表 2 の粘性減衰定数が 2 倍となるだけであるため、ここでは省略する。

b) 実験モデルの粘性減衰定数の把握

ここでは、8層試験体モデルの減衰設定の妥当性を確認する。

実験では本加振に先立った非制振試験体の予備加振により、実験モデルに設定する粘性減衰定数の確認を行っている。第 8 層と第 4 層の相対応答倍率を図 3-17 に示す。実験値は、1 次及び 2 次モードで 2% となるレーリー型の減衰を設定した解析値と良く対応していることが分かる。

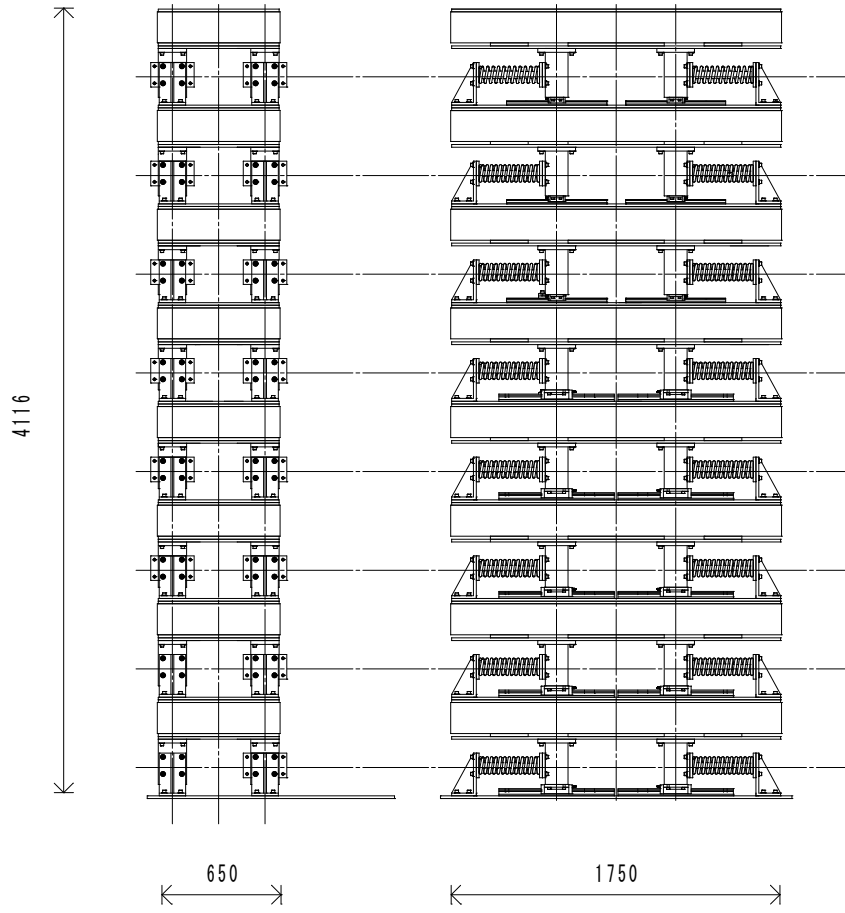


图 3-15 試驗体立面图

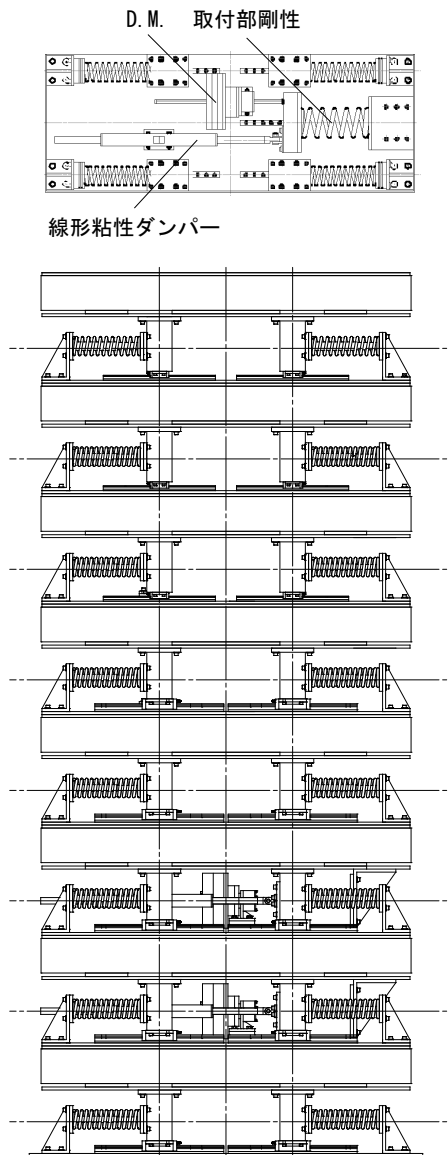


図 3-16 実験モデル（上：制振層配置、下：立面）

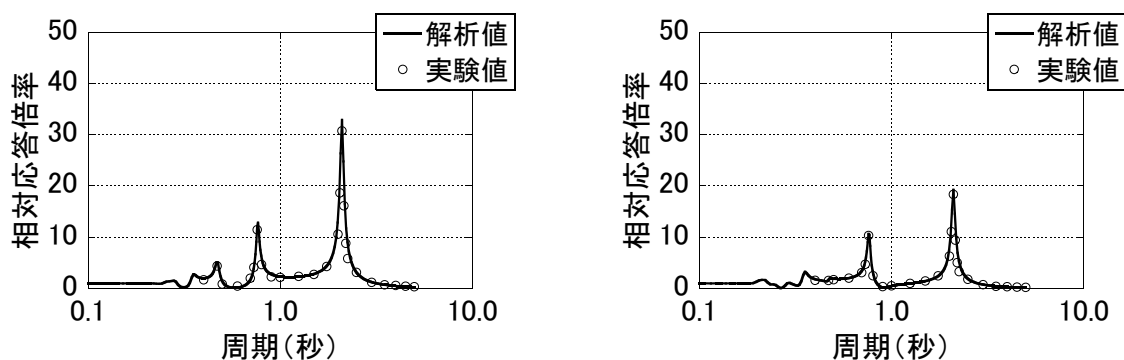


図 3-17 非制振モデルの予備加振結果応答倍率例（左：第 8 層、右：第 4 層）

c) 実験モデルの最適設計

ここでは、1 次を 3 層、2 次を 2 層で制御したモデルを対象とする。実建物においては制約条件から最下層を制振層に設定できない場合もあり、そのような状況下での選択肢の一つと言える。比較対象は、制振層の剛性を 50%に低減したモデルである。最適設計したモデルを Model A、剛性を低減したモデルを Model B とする。なお、実験モデルは各種の検証を目的として設計したものであるため、制振デバイス量は 3.2 節のパラメータと同じものではないが、モーダルの粘性減衰定数が同程度となるような設定の一例である。

3.2 節と同様にしてパラメータを算定すると、最適デバイス量は表 3-5 のようになる。固有値解析結果及び刺激関数をそれぞれ表 3-6、図 3-18 に示す。なお、解析モデルにおいても内部減衰としてレーリー減衰で 1 次、2 次にそれぞれ 2%で与えている。主系の 1 次、2 次 (表中では 1 次、3 次) モードの粘性減衰定数を見ると、Model A に比べて Model B の粘性減衰定数は、1 次、2 次モード共に 2、3%程度向上している。剛性を低減することで、制振対象モードの粘性減衰定数が向上することが分かる。なお、試験体数の制約により Model B の制振デバイスも表 3-5 と同じ設定としている。剛性低減時には最適値も異なるという点では、Model B では同調が若干ずれている設定になっている。また、図 3-18 より、Model A に比べ、Model B の方が主系の 1 次、2 次 (同図中では 1 次、3 次) モードの刺激関数が小さくなっていることが分かる。最上層で比較をしてみると、1 次モードの絶対値としては、0.93 から 0.77 と 2 割程度小さくなっている。刺激関数が小さくなるに伴い、応答値は低減されることになる。

表 3-5 最適デバイス量

層	D.M.	取付部剛性	粘性減衰係数
3	m_{d1} (kg)	k_{d1} (kN/m)	c_{d1} (kN·s/m)
	9,400	135.0	10.2
2	m_{d2} (kg)	k_{d2} (kN/m)	c_{d2} (kN·s/m)
	1,800	220.0	6.0

表 3-6 Model A と Model B の固有値

モード	Model A (最適設計)			Model B (剛性低減)		
	固有周期 T_j (s)	粘性減衰 定数 h_j	入力低減率 η_j	固有周期 T_j (s)	粘性減衰 定数 h_j	入力低減率 η_j
1	2.26	0.10	0.61	2.78	0.12	0.59
2	1.85	0.10	0.35	1.98	0.12	0.37
3	0.80	0.10	0.63	0.91	0.14	0.46
4	0.67	0.10	0.35	0.68	0.08	0.63
5	0.46	0.03	0.99	0.47	0.03	0.98
6	0.34	0.03	1.00	0.35	0.03	1.00
7	0.28	0.04	1.00	0.29	0.04	0.99
8	0.24	0.05	1.00	0.25	0.05	0.99
9	0.21	0.05	0.99	0.22	0.05	0.99
10	0.16	0.05	0.98	0.19	0.04	0.96

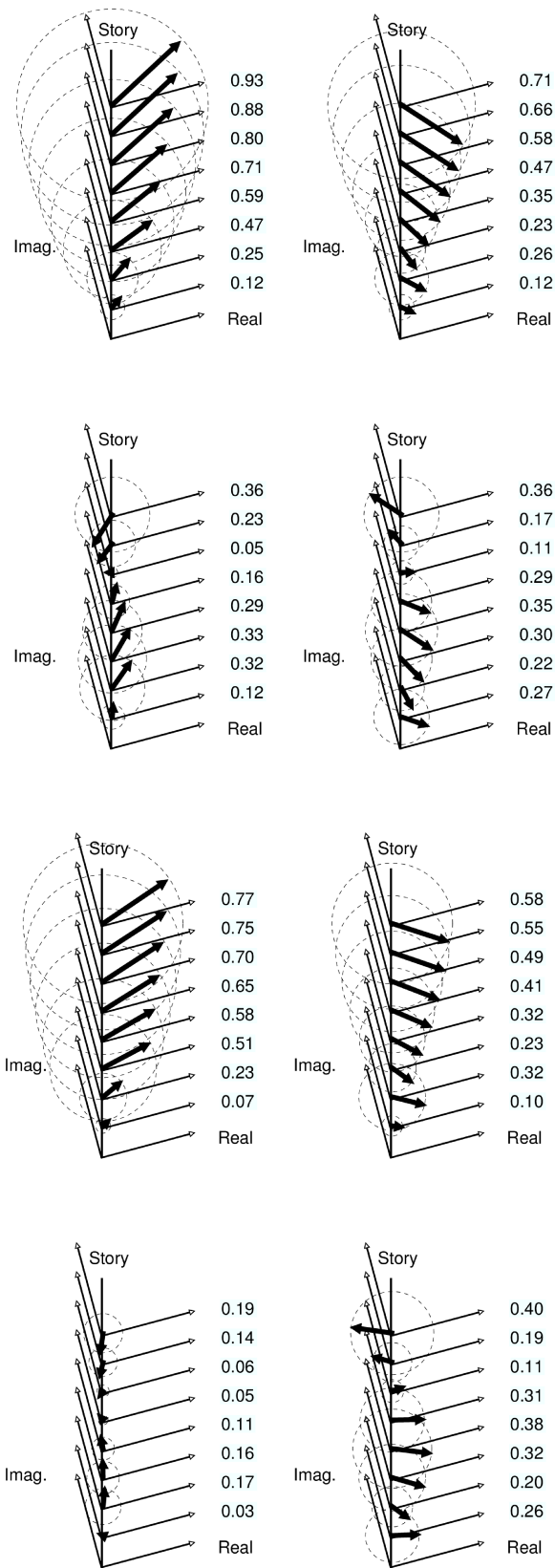


図 3-18 実験モデルの刺激関数（上二段：Model A、下二段：Model B、左上から1～4次モード）

3.3.2 振動実験概要

a) 測定方法

本実験では、振動台変位及び各層の層間変位をレーザー変位計により計測した。また、各層の加速度を加速度計により計測した。

b) 正弦波加振実験

本実験では、変位応答倍率によって剛性低減効果の有効性を検証する為、正弦波加振実験を行った。振動台の加振周期の範囲は、0.4～5.0 秒とした。また、試験体の各層に用いたリニアガイドの摩擦が切れる振幅は加振周期によって異なる為、振動台の加振振幅は 2.0～20.0mm の範囲で調整して実験を行った。

c) 実験結果

実験により得られた相対変位応答倍率を図 3-19 に示す。図中の点線及び細実線は、それぞれ $c_d = 0$ 及び $c_d = \infty$ 、太実線は最適設計時の解析値で、マーカーは実験値を表している。同図には、最上層と中間層である第 8 層と第 4 層の結果を示している。同図より、解析値と実験値は、概ね良い対応をしていることが分かる。第 8 層の 1 次、2 次モードの変位応答倍率を比較すると、Model A がそれぞれ 6.0 倍、3.5 倍程度に対し、Model B が 3.5 倍、2.5 倍程度となっており、層剛性を低減することにより変位応答は低減されている。

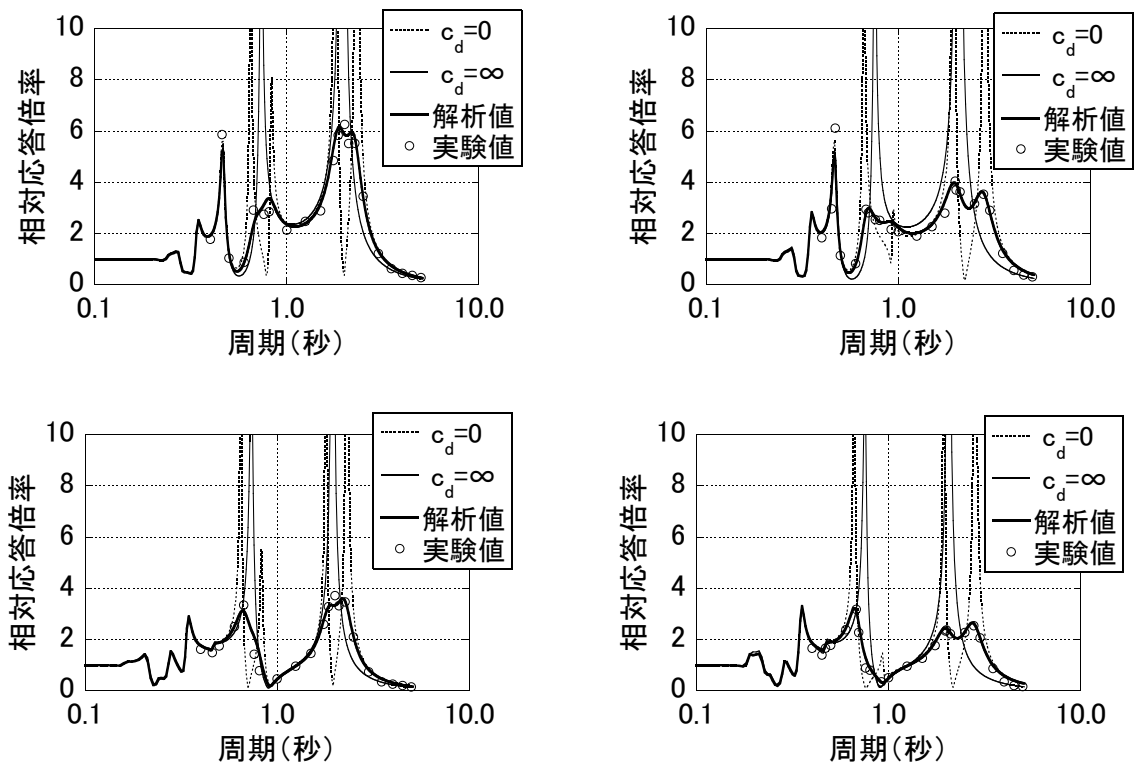


図 3-19 加振実験結果（第 8 層と第 4 層の相対応答倍率（左：Model A、右：Model B）

3.4 提案システムの応答低減効果

3.4.1 検討モデルの概要

ここで対象とする20層モデルは図3-1に示す基本モデルと同じせん断質点系モデルであり、縮約前の建物モデルに相当する。非制振時の諸元を表3-7に示す。減衰を1次と2次で1%となるレーリー型で設定した点も同様である。各階の階高は3.5mとした。10次モードまでの固有値解析結果が表3-8であり、4次モード程度までは表3-2の基本モデルの結果と対応している。図3-20が刺激関数である。

表 3-7 20層非制振モデルの諸元

層	質量 m_j (kg)	剛性 k_j (kN/m)
20	1,000,000	914,000
19	1,000,000	962,000
18	1,000,000	1,010,000
17	1,000,000	1,060,000
16	1,000,000	1,110,000
15	1,000,000	1,150,000
14	1,000,000	1,200,000
13	1,000,000	1,250,000
12	1,000,000	1,300,000
11	1,000,000	1,350,000
10	1,000,000	1,400,000
9	1,000,000	1,440,000
8	1,000,000	1,490,000
7	1,000,000	1,540,000
6	1,000,000	1,590,000
5	1,000,000	1,640,000
4	1,000,000	1,680,000
3	1,000,000	1,730,000
2	1,000,000	1,780,000
1	1,000,000	1,830,000

表 3-8 20 層非制振モデルの固有値

モード	固有周期 T_j (s)	粘性減衰 定数 h_j
1	2.10	0.01
2	0.75	0.01
3	0.45	0.01
4	0.33	0.02
5	0.26	0.02
6	0.21	0.03
7	0.18	0.03
8	0.16	0.04
9	0.14	0.04
10	0.13	0.04

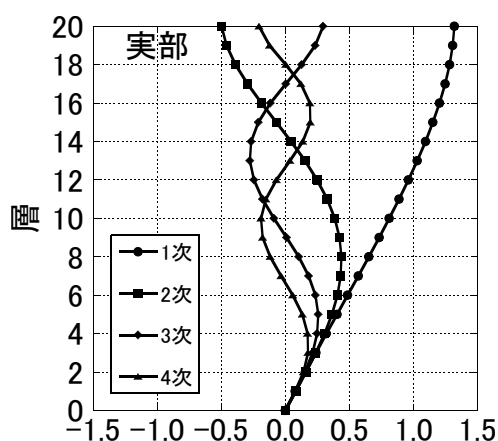


図 3-20 20 層非制振モデルの刺激関数

3.4.2 制振デバイスの設定

パラメータスタディによる検討結果を参考にして、制振デバイスを設定する。通常は、応答指標が小さくなるのは下層階を制振層とする場合である。本例では下部の 1/4 層のみを制振層に設定する。縮約モデルによる検討結果は 20 層建物モデルにおいて（整数値とならないが）2.5 層間で制振層を構成することに相当する。20 層モデルで複数層を制振層とした場合でも効率はや多少落ちることになるが、基本的には付加剛性比を参考にして設定する。ここでは、第 1～3 層を 1 次モードの制振層とした。また、加速度低減を主目的として 2 次モードの制振層は第 4～5 層とした。なお、第 1～3 層は制振効率を向上させ

るために主系の剛性を0.7倍としたが、第4～5層は必要D.M.量は小さくなること及び層間変形の増大を防ぐために刺激関数値等を参考にして剛性低減は行わないこととした。剛性を低減する層では、制振デバイスは耐震ブレースの代替にもなる。なお、2次モードの制振層数を2層にしていることを考慮し、第4～5層の取付部剛性は剛性低減後の主系剛性に比例するように設定した。20層モデルの制振デバイス量を表3-9、制振モデルの固有値解析結果を表3-10に示す。粘性減衰定数は、1次モードで11%、2次モード（表中では3次）で6%となっている。刺激関数が図3-21である。原系の1次モードを制御するのが2次モードで、原系の2次モード（図中の3次モード）を制御するのが4次モードである。第20層と第10層の応答倍率を図3-22に示す。1次及び2次モード付近での最適同調時の応答倍率は、第20層で5.0と4.0、第10層ではどちらも3.5程度となっている。共振振幅となる $1/2h$ は、 $1/(2*0.11)=4.5$ 程度である。

表 3-9 20層制振モデルの制振デバイス量

層	D.M. m_d (kg)	取付部剛性 k_d (kN/m)	粘性減衰係数 c_d (kN·s/m)
5	6,980,000	701,000	13,800
4	7,180,000	722,000	14,200
3	39,800,000	519,000	50,800
2	40,900,000	534,000	52,200
1	42,000,000	549,000	53,600

表 3-10 20層制振モデルの固有値

モード	固有周期 T_j (s)	粘性減衰 定数 h_j	入力低減率 η_j
1	2.38	0.11	0.64
2	1.86	0.11	0.33
3	0.79	0.06	0.55
4	0.69	0.06	0.44
5	0.45	0.01	0.99
6	0.33	0.02	1.00
7	0.25	0.02	1.00
8	0.21	0.03	1.00
9	0.18	0.03	1.00
10	0.16	0.03	1.00

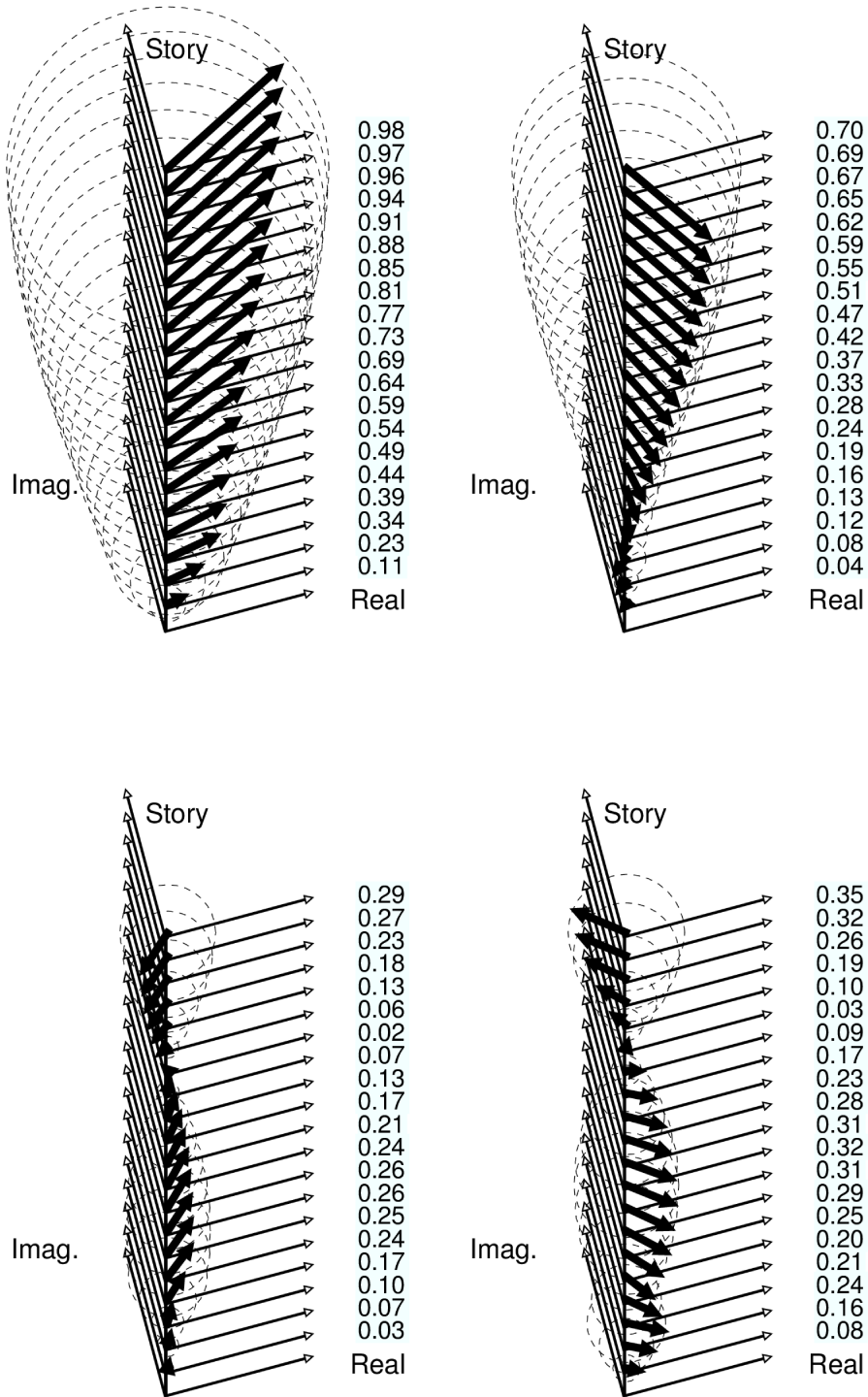


図 3-21 20 層制振モデルの刺激関数 (上左から 1~4 次モード)

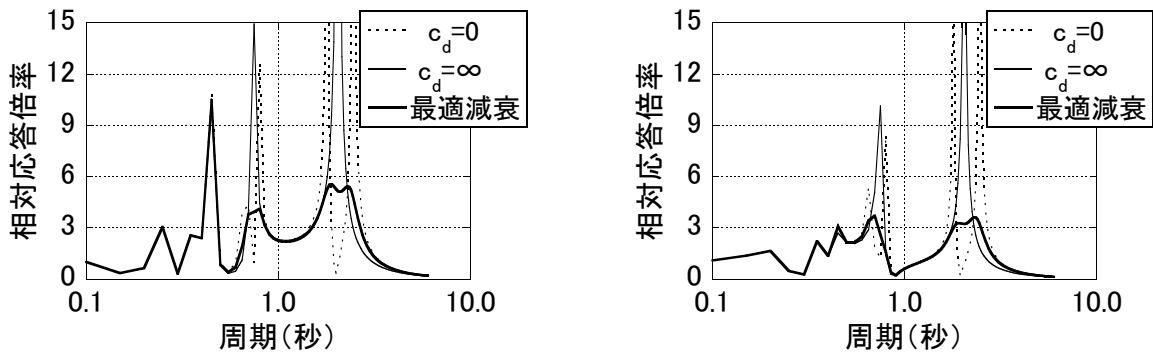


図 3-22 20 層制振モデルの応答倍率（左：第 20 層、右：第 10 層）

時刻歴応答解析

図 3-23 に BCJ-L2 を入力とした場合の応答解析結果を示す。参考として、1 次モードのみに同調させた（制振デバイスは表 3-9 の第 1～3 層のみを設定）場合の結果も重ね書いた。層間変形及び加速度ともに、非制振時の応答は 1 次及び 2 次モードに同調させた提案システムでは大きく低減されていることが分かる。2 次モード（表 3-10 中の 3 次）の減衰定数は 6% 程度であるが、高次モードの同調を併用することによって加速度は十分に低減されている。制振層を 5 層にして 1 次モードのみに同調させた場合に得られる粘性減衰は 13% 程度となるが、加速度応答の低減にはそれほど期待はできない。図 3-24 は層間変形が大きい第 10 層の層間変形の時刻歴波形であり、非制振と 1 次 2 次同調時の結果を重ね書いて比較している。点線の非制振時に対して、実線の提案システムでは最大振幅が半分程度以下となっている。また、早い段階から揺れが小さくなっていることが分かる。表 3-11 に最大応答変位をまとめた。1 次モードを同調させている第 1～3 層の層間変位は 3cm 程度であるのに対して、D.M. に生じている相対変位は 6cm 以上と倍程度になっている。D.M. が TMD 的に機能することにより、エネルギーは効率的に吸収される。

本例では制振層の変形量が若干大きいですが、高強度鋼材等を採用して弾性設計するといった選択肢も十分にあり得ると思われる。制振デバイス設定の一例を示したが、実設計においては目標性能や制約条件等に応じて剛性低減を組み合わせることで制振層数等を選択・決定することになる。

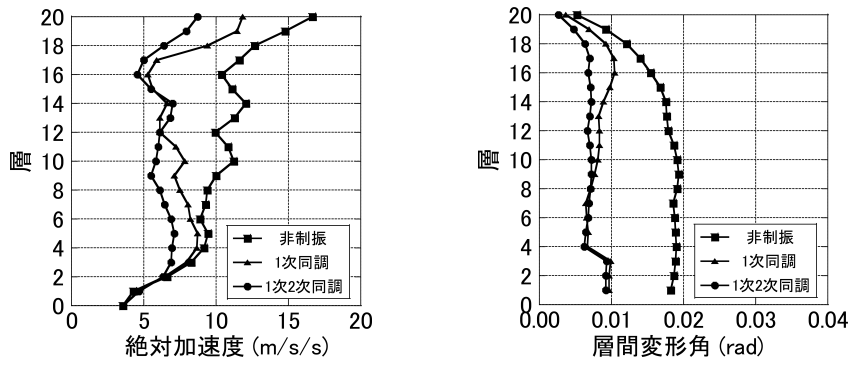


図 3-23 20 層制振モデルの応答解析結果（左：絶対加速度、右：層間変形角）

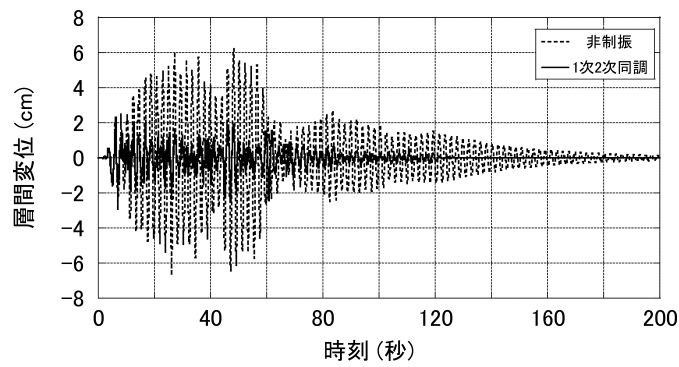


図 3-24 第 10 層層間変位の時刻歴波形

表 3-11 最大応答変位

層	層間変位 (cm)	D.M.に生じる 相対変位 (cm)
5	2.2	3.2
4	2.2	3.6
3	3.3	6.4
2	3.2	6.3
1	3.2	6.2

3.5 MC 型制振システムのダンパー配置の効率性

目標応答値を満足する制振パラメータ (減衰定数 h) は、石丸・秦らの応答性能設計図表³⁻⁵⁾を用いることで容易に概算することができる。この減衰定数 h と設計対象モデルの固有周期を基に、以降に示す定点理論に基づく最適パラメータの設定方法により必要なダンパー量を決定して、層方向におけるダンパーを効率的に配置する。

本章では定点理論に基づく最適パラメータの設定方法を利用して、より効率的となるダンパー量で設計目標を満足する D.M. 同調システムの簡易な配置方法について検討する。

以降では、D.M. を利用した同調システムを MC 型、2 章で検討を行った粘性系ダンパーを用いた制振システムを C 型と呼称する。

3.5.1 定点理論に基づくダンパーパラメータの設計法

本章では、取付部材を介して、粘性体を含まない回転慣性質量ダンパー (D.M.) とオイルダンパーを並列に設置することを想定する。MC 型では図 3-25 に示すようにダッシュポットと D.M. の並列機構をばね材 (取付部材) で支持することにより同調付加振動系を構成する。定点理論は、取付部剛性により応答倍率上の二つの定点高さを揃え、減衰係数により定点での高さが最大となるような最適値を設計する考え方である。ここで、式 (3-5) に示す表記を導入すると MC 型の振動方程式は式 (3-6) となる。

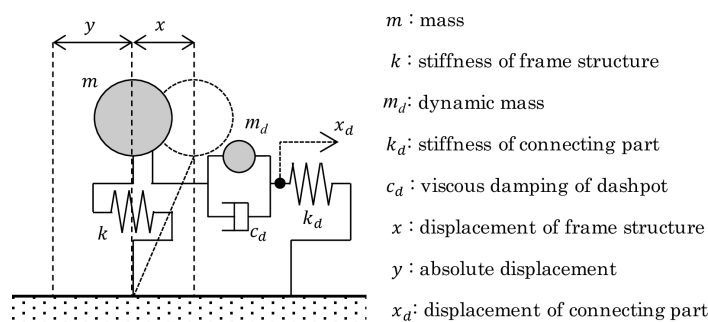


図 3-25 解析モデル (MC 型)

$$\eta_d = \frac{m_d}{m} \quad , \quad \kappa_k = \frac{k_d}{k} \quad , \quad \omega_0^2 = \frac{k}{m} \quad , \quad \omega_d^2 = \frac{k_d}{m}$$

$$\frac{k_d}{m} = \frac{k_d}{k} \frac{k}{m} = \omega_0^2 \kappa_k \quad , \quad \frac{c_d}{m} = 2h_d \omega_d \eta_d \quad , \quad \frac{c_d}{m_d} = 2h_d \omega_d \quad (3-5)$$

$$\begin{Bmatrix} \ddot{x}_d \\ \ddot{x} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} 2h_d \omega_d & -2h_d \omega_d \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{x}_d \\ \dot{x} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} \omega_d^2 \kappa_k (1 + \frac{1}{\eta_d}) & \omega_0^2 \\ \omega_0^2 \kappa_k & \omega_0^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x_d \\ x \end{Bmatrix} = - \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \end{Bmatrix} \ddot{y} \quad (3-6)$$

取付部剛性 k_d を任意で一定値とし、減衰係数 c_d を無限大、 m_d をゼロとした時 ($h_d = \infty$) の固有円振動数は次式となる。

$$\omega_\infty^2 = \frac{k + k_d}{m} = \omega_0^2 + \omega_0^2 \kappa_k \quad (3-7)$$

$\omega_0 = 2\pi/T_0$ 、 $\omega_\infty = 2\pi/T_\infty$ とおけば式 (3-7) は次のように表せる。

$$\left(\frac{T_0}{T_\infty}\right)^2 = 1 + \kappa_k \quad (3-8)$$

$h_d = \infty$ の応答倍率図は固有周期を T_∞ とする減衰ゼロの応答倍率図と解釈できる (図 3-26 点線)。また、 $h_d = 0$ の時は、減衰がゼロの時の固有周期 $T_{0,1}$ と、D.M. とばね材を直列に接続することで生成される振動モードの周期 $T_{0,2}$ を中心に応答倍率図を2つ描いたものとみなせる (図 3-26 灰色線)。よって、P 点の振幅値に関して次式が成立する。

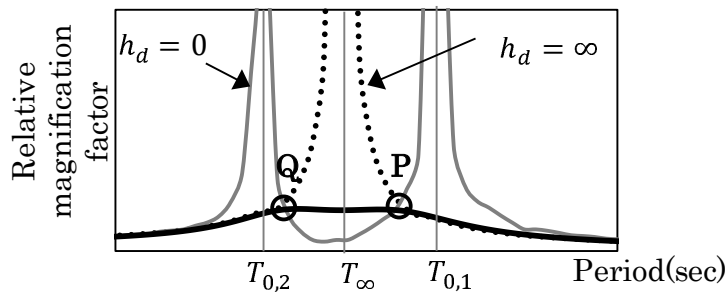


図 3-26 定点理論に基づく応答性能の評価

$$\frac{1}{\left(\frac{T_{0,1}}{T_P}\right)^2 - 1} = \frac{1}{1 - \left(\frac{T_\infty}{T_P}\right)^2} \quad (3-9)$$

左辺は周期 $T_{0,1}$ を中心とした減衰ゼロの周期 T_P (定点周期) の応答倍率であり、右辺は周期 T_∞ を中心とした減衰ゼロの周期 T_P の応答倍率である。周期 $T_{0,2}$ に対しても同様の展開をすれば次式が誘導される。

$$T_P = \sqrt{\frac{T_{0,1}^2 + T_\infty^2}{2}}, \quad T_Q = \sqrt{\frac{T_\infty^2 + T_{0,2}^2}{2}} \quad (3-10)$$

定点 P と Q の振幅値が等しいことを最適同調の条件とすれば次式が成立する。

$$T_\infty = \sqrt{T_{0,1}T_{0,2}} \quad (3-11)$$

応答倍率が定点 P と Q で最大となる最適な粘性減衰定数は式 (3-12) のように表すことができ、これは付加剛性比 κ_k により決定される。また、式 (3-13) は 2 章で示した C 型における最適な減衰定数である。MC 型と C 型で付加剛性比 κ_k を同一とした時、最適な減衰定数には式 (3-14) に示すように平方根の差があると報告されている³⁻²⁾。

$$h_{D.M.} = 0.5 \sqrt{\frac{\kappa_k}{\kappa_k + 2}} \quad (3-12)$$

$$h_{oil} = 0.5 \frac{\kappa_k}{\kappa_k + 2} \quad (3-13)$$

$$\frac{h_{D.M.}}{h_{oil}} = \sqrt{\frac{2 + \kappa_k}{\kappa_k}} \quad (3-14)$$

図 3-27 は式 (3-12)～式 (3-14) を図化したものである。付加剛性比 κ_k を 0.2 とした場合、C 型では 5%、MC 型では 16.6% の減衰を付与できる。また、付加剛性比 κ_k が 0.45 では、10% 及び 23.5% の減衰となる。それぞれの MC 型の最適減衰量は、C 型の 3.3 倍及び 2.3 倍である。齊藤ら³⁻⁶⁾ によるシステム変形に対する粘性要素の変形比を算出すると、付加剛性比が 0.2 及び 0.45 の場合、D.M. に生じる相対変位は層間

変位に対してそれぞれ 2.0 倍、1.5 倍程度となる。Maxwell 型で配置したオイルダンパーにおいて、取付部剛性による変位のロス を 5% とした場合で比較すると、 $(0.95/2.0)^2 = 1/4.4$ 及び $(0.95/1.5)^2 = 1/2.5$ の減衰係数で同等の減衰定数を得ることができる。別途 D.M. は必要となるものの、D.M. による同調システムでは減衰定数が効率良く付与されることが分かる。

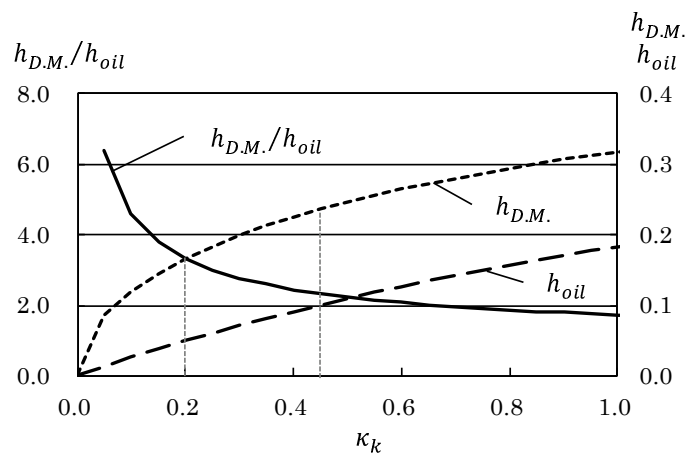


図 3-27 粘性減衰定数—付加剛性比関係

3.5.2 簡易なダンパー配置方法の提案

本検討ではダンパーの配置方法を設定して、MC型の各層への投入量の検討に必要なパラメータ（慣性質量 m_d 、減衰係数 c_d 、取付部剛性 k_d ）を決定する。本節では2章に倣い、以降に示す5種の配置方法の効率を評価する。なお、本論では構造躯体の塑性化を考慮するが、塑性化の程度は入力地震動により異なるため、本節では弾性時の周期に対して同調させるシステムとしている。

・剛性比例配置 (Arrange1)

主架構層剛性の比例倍にダンパーパラメータ（慣性質量 m_d 、減衰係数 c_d 、取付部剛性 k_d ）を決定する方法。

応答性能設計図表より設定した粘性減衰定数を基に式 (3-12) 及び式 (3-8) を用いて T_{∞} を算出する。計画する全ダンパーの減衰係数 c_d を無限大として、1次の固有周期が T_{∞} となるように取付部剛性 k_d を層剛性の比例倍に決定する。次に、1次モードの固有周期 $T_{0,1}$ と D.M. により生成されるモードの固有周期 $T_{0,2}$ が式 (3-11) の関係を満たすように慣性質量 m_d を剛性比例倍に調節する。最後に減衰係数 c_d を剛性比例倍に調整し、1次モーダル粘性減衰定数が目標とする値となる式 (3-12) を満たしていることを確認する。

・全層同一配置 (Arrange2)

ダンパーパラメータを全層で同一に配置する方法。

手順は上記の剛性比例配置と同様で、ダンパーパラメータの調節を全層同一にして行う。

・刺激関数比例配置 (Arrange3)

対象モデル非制振時の1次モードの層間刺激関数に対して比例倍にダンパーパラメータを決定する方法。

・組み合わせ配置 (剛性比例, 全層同一)(Proposal1)

剛性比例配置・全層同一配置によって決定したダンパーパラメータを各層で比較し最小値を選択して組み合わせる方法。

・組み合わせ配置 (剛性比例・全層同一・刺激関数比例)(Proposal2)

剛性比例配置・全層同一配置・刺激関数比例配置によって決定したダンパーパラメータを各層で比較し最小値を組み合わせる方法。

3.5.3 ダンパー配置に応じた制振の効率

a) 評価値の構成

3.5.2 項で挙げた 5 種のダンパー配置方法の効率性を「ダンパーの合計台数」と「入力地震波倍率」の 2 つの評価項目によって評価する。2.2.3 項とほぼ同様の評価を行うが、D.M. の扱い等を追記しつつ手順を再掲しておくこととする。評価項目の「ダンパーの合計台数」は既製品のラインナップを参考に、D.M. は 1 基あたりの慣性質量 m_d を 6,500(ton) として台数を算定した。また、オイルダンパーは、各層で応答解析結果の最大減衰力を 2,000(kN) で除して台数を算定した。なお、等価に置き換えた場合で最大減衰力を決めたものであり、リリース等は設定していない。「入力地震波倍率」は、2 章と同じく 1 次のモーダル減衰定数が同等となるようにダンパーを配置した制振モデルで主架構の応答最大塑性率が 3.0 となるように調整した入力地震波の倍率である。本論では損傷の許容値としての最大塑性率を 2.0 と想定しており、最大塑性率を 3.0 として設定しているのは塑性化の影響がより大きくなる場合の傾向を把握するためである。「ダンパーの合計台数」及び「入力地震波倍率」はそれぞれ剛性比例配置を基準に数値化し、式 (3-15) に示す 2 つの評価項目の積で評価値を構成している。配置方法の優劣は、評価値の大小によって判断する。例えばある配置方法の評価値が 1.0 よりも大きければその配置は相対的に剛性比例配置よりも効率的と判断でき、反対に評価値が 1.0 を下回れば剛性比例配置よりも効率的でない判断する。

$$\text{〇〇配置の評価値} = \frac{1}{\frac{\text{〇〇配置のダンパー台数}}{\text{剛性比例配置のダンパー台数}}} \times \frac{\text{〇〇配置の地震波倍率}}{\text{剛性比例配置の地震波倍率}} \quad (3-15)$$

なお、式 (3-15) での評価には以下の条件を設定しておく。

- ・あるダンパー配置を評価する場合、評価対象のダンパー配置と基準となる剛性比例配置は同等な 1 次のモーダル減衰定数を有する。
- ・2 章の検討においてダンパー量が少ない層では塑性化が進行する傾向がみられた点を考慮し、ダンパーは全層に配置する。

b) 効率性の評価

固有周期に応じたダンパー配置の効率性を評価するため、表 3-12 に示す非制振時の 1 次固有周期が異なる 5 つのモデルに対して提案した各ダンパー配置を適用し、式 (3-15) による評価値を算出した。表 3-12 に示す各モデルの諸元は表 2-3～表 2-7 に示した通りで、各パラメータを図化したのが図 3-28 と図 3-29 である。入力地震動は、日本建築センター模擬波 (BCJ-L2)、El Centro 1940 NS、Hachinohe 1968 NS、JMA Kobe 1995 NS、Taft 1952 EW の計 5 波とし、平均化処理をして評価値を算出している。

表 3-12 解析モデル

	Number of stories	Natural period(sec)
Model1	10	1.4
Model2	15	1.8
Model3	20	2.5
Model4	26	2.7
Model5	41	3.3

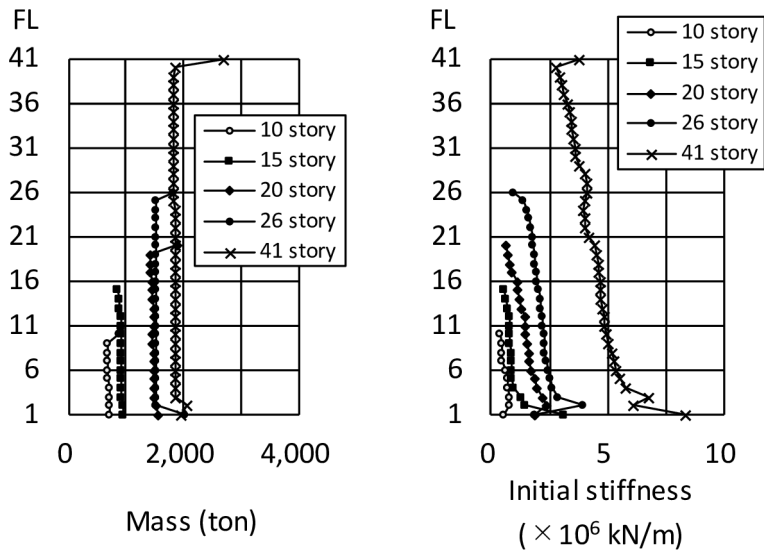


図 3-28 対象モデルの重量と剛性一覧

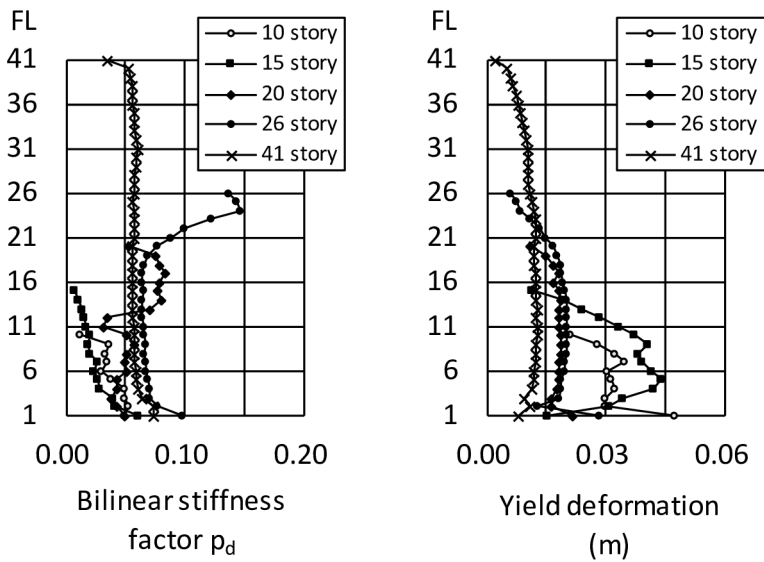


図 3-29 対象モデルのバイリニア係数と弾性限変形一覧

なお、上層で曲げ変形が大きくなる場合には、ダンパー台数の補正を行う。本論ではせん断モデルを用いた検討を行っているが、構造骨組の各層に生じる層間変形は、せん断変形と曲げ変形に分けられる。パッシブ制振構造設計・施工マニュアル³⁻⁷⁾等にもあるように、柱の軸変形は上層で累積されるため、高層・超高層建物では曲げ変形成分が大きくなる。高層・超高層モデルでは、曲げ変形の影響を考慮してダンパー台数を補正する評価としている。図 3-30 は、26 層及び 41 層の曲げせん断モデルに単位の力が作用した時の層間変形に対するせん断変形の比率をプロットしたものである。せん断モデルと曲げせん断モデルの同一層でのダンパーによるエネルギー吸収量（履歴面積）が同等となるように、せん断モデルの各層の減衰係数を曲げせん断モデルにおけるせん断変形比の自乗で除して割り増して台数を補正している。例えば、せん断モデルのある層でのダンパーの必要台数が n 台、曲げせん断モデルの該当層でのせん断変形の比率が 0.71 である場合には、 $n \times 1/0.71^2=2n$ 台が補正後の評価台数となる。

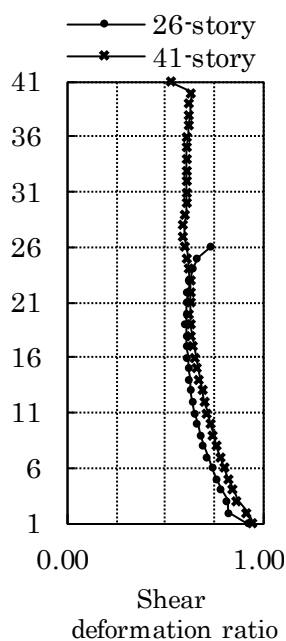


図 3-30 26 層・41 層モデルのせん断変形比

図 3-31～図 3-33 は MC 型とした場合での各配置方法の効率を評価したものである。図 3-31～図 3-33 ではモデルの 1 次固有周期ごとに各配置の評価値をプロットし、最小自乗法による近似直線はダンパー

配置の傾向を示している。なお、各図はダンパー数毎の傾向を把握できるように、制振モデルの1次モードの粘性減衰定数 h の大きさごとに分けて作成した ($h=0.05, 0.1, 0.2$)。剛性比例配置を基準に評価項目を数値化しているため、モデルの固有周期に関わらず、剛性比例配置の評価値は1.0で一定である。

MC型では、全体的にばらつきが大きくなっている。減衰定数 $h=0.05$ の評価図である図 3-31 をみると、付与減衰定数が小さい場合には、各配置方法での評価の差は小さい。一方、減衰定数 $h=0.1$ 及び $h=0.2$ の評価図が図 3-32 と図 3-33 である。付与減衰定数が大きくなるほど評価の差も大きくなり、全層同一配置 (Arrange2) の評価値が高くなる傾向がある。なお、MC型では、組み合わせ配置 (Proposal1) の評価は比較的高かったものの、配置方法を組み合わせさせた効果はあまりなかった。

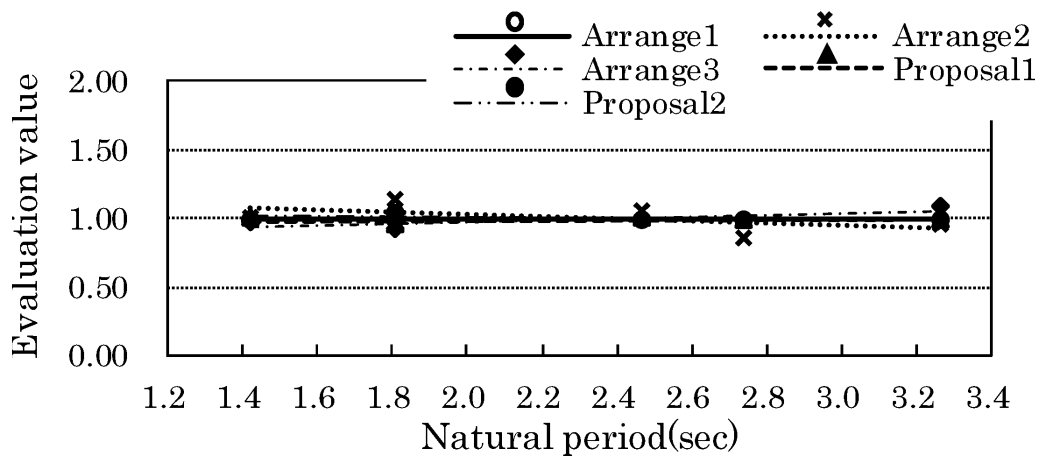


図 3-31 ダンパー配置法の評価 (h=0.05)

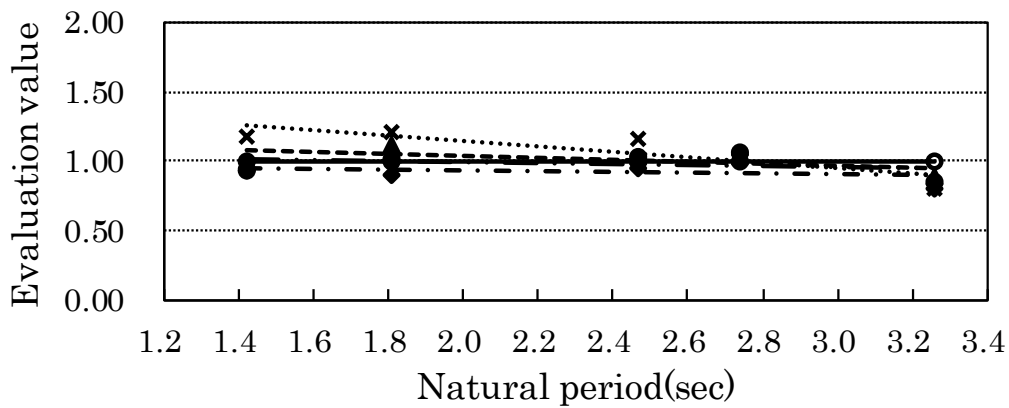


図 3-32 ダンパー配置法の評価 (h=0.1)

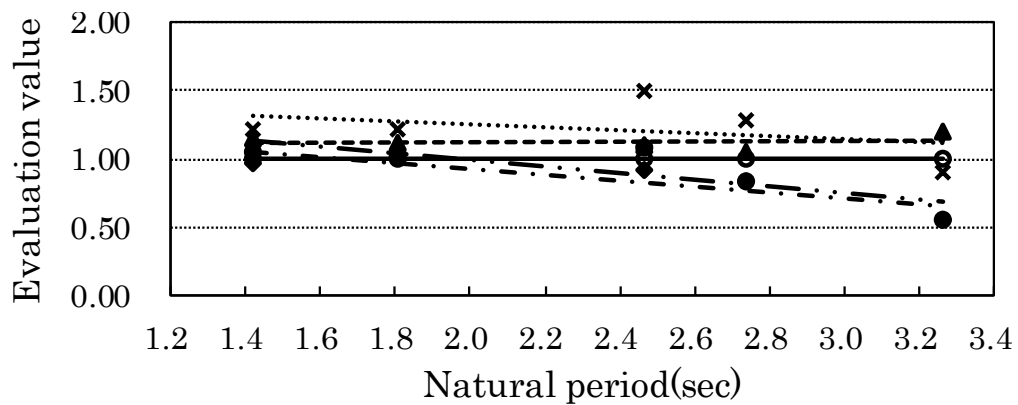


図 3-33 ダンパー配置法の評価 (h=0.2)

図 3-34～図 3-48 は 10・15・20・26・41 層モデルにおける式 (3-15) のダンパー台数及び地震波倍率に関する因子毎の評価値である。グラフ中の左右二つの数値の積が、図 3-31～図 3-33 に示す各配置方法の評価値となる。20 層モデルで減衰量 $h=0.1$ の場合の地震波倍率の評価値を入力地震動毎に分けてプロットした結果を図 3-49 に示す。横軸の $wv1\sim wv5$ は、順に前述した入力地震動の 5 波、 ave はそれらの平均である。 ave は図 3-41 で示す地震波倍率の評価値である。図 3-49 をみると、剛性比例配置 (Arrange1) と比較して、各配置方法の地震波倍率の評価値は 0.8～1.4 にばらついている。本項「振動特性の分析」でも検討モデルの動特性を確認しながら考察をしているが、1 次のモーダル減衰定数を同等とした場合の比較であるため、高次モードの影響が大きいものと推察される。図 3-41 及び図 3-42 より減衰量 $h=0.1$ 及び $h=0.2$ の場合、全層同一配置では他の配置方法よりもダンパー台数は多くなるが (評価値は小さくなるが)、地震波倍率の評価は高くなる。配置方法を組み合わせた Proposal1 や Proposal2 ではダンパー台数は削減できるが、地震波倍率の評価はあまり変わらない傾向が見られた。

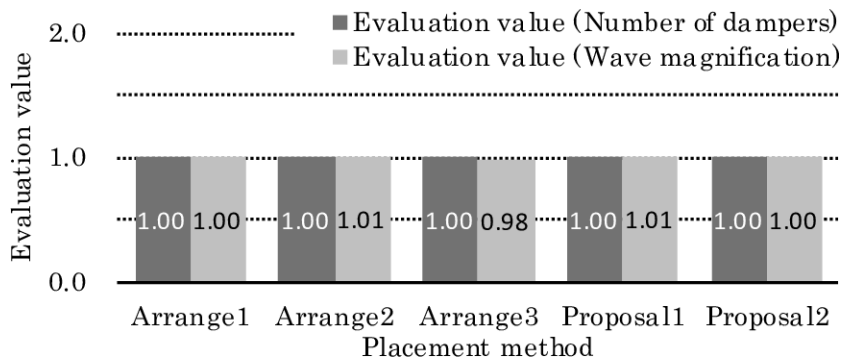


図 3-34 各因子の評価値 (10 層モデル、 $h=0.05$)

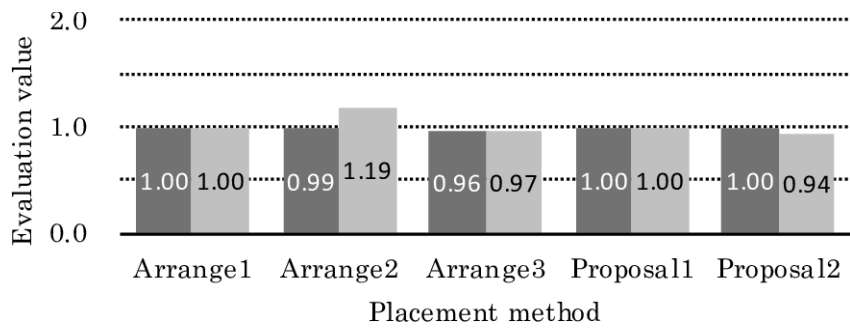


図 3-35 各因子の評価値 (10 層モデル、 $h=0.1$)

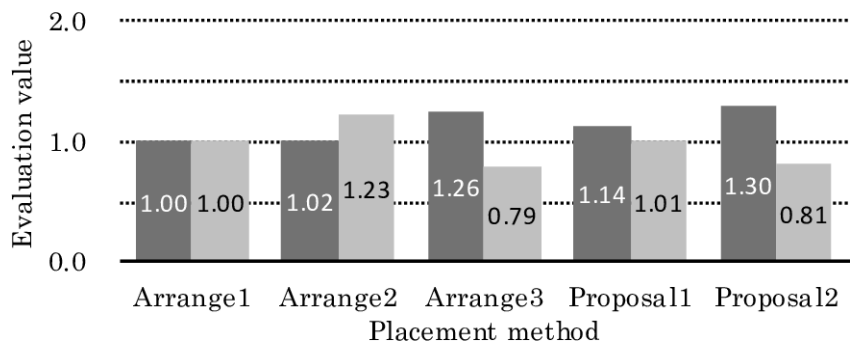


図 3-36 各因子の評価値 (10 層モデル、 $h=0.2$)

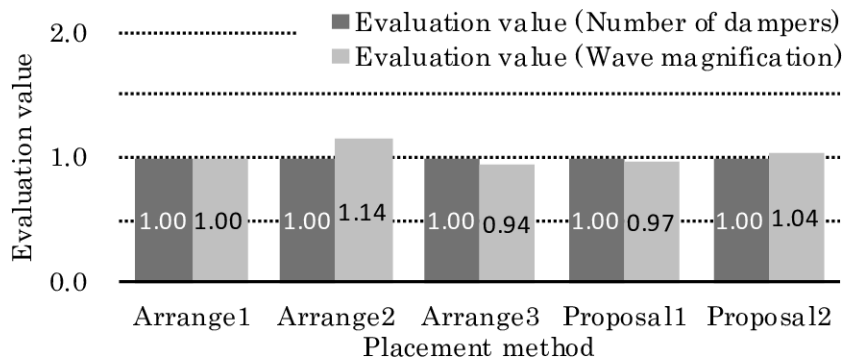


図 3-37 各因子の評価値 (15 層モデル、 $h=0.05$)

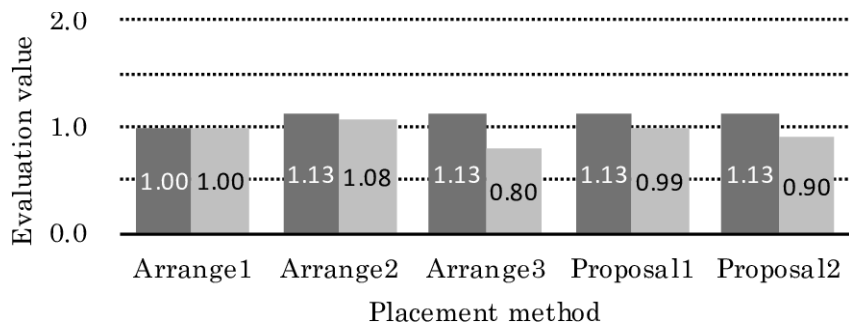


図 3-38 各因子の評価値 (15 層モデル、 $h=0.1$)

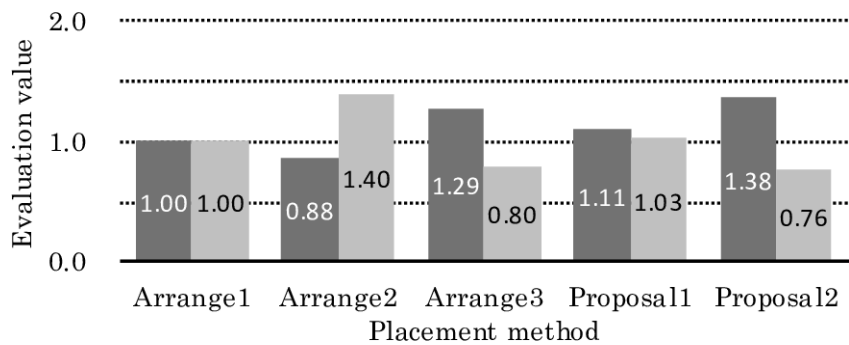


図 3-39 各因子の評価値 (15 層モデル、 $h=0.2$)

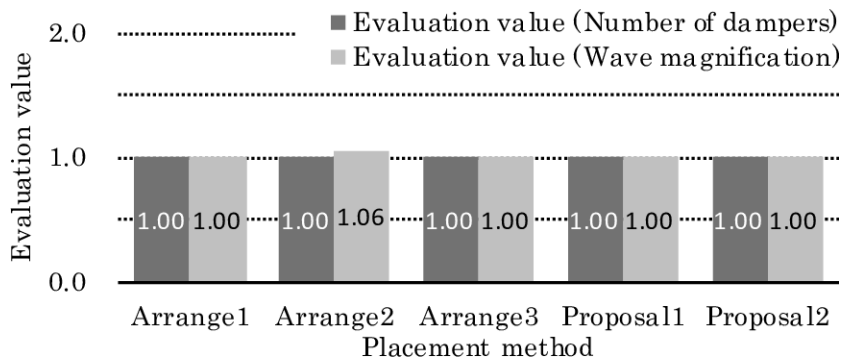


図 3-40 各因子の評価値 (20 層モデル、 $h=0.05$)

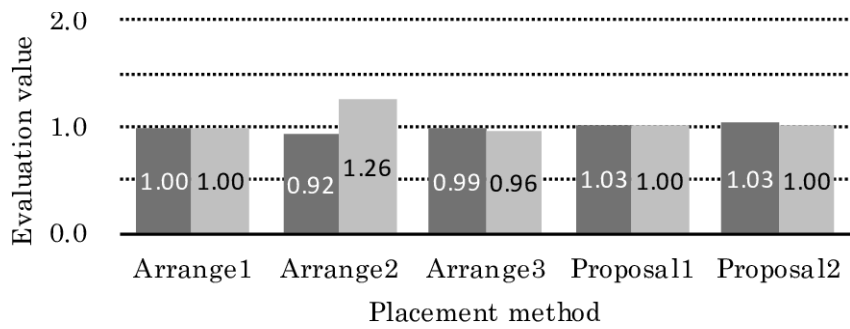


図 3-41 各因子の評価値 (20 層モデル、 $h=0.1$)

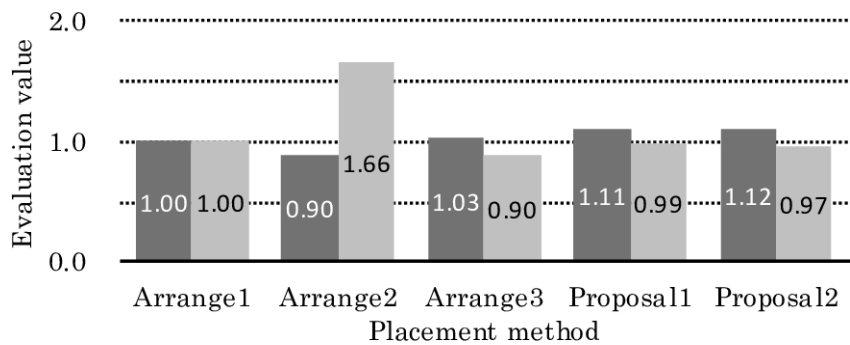


図 3-42 各因子の評価値 (20 層モデル、 $h=0.2$)

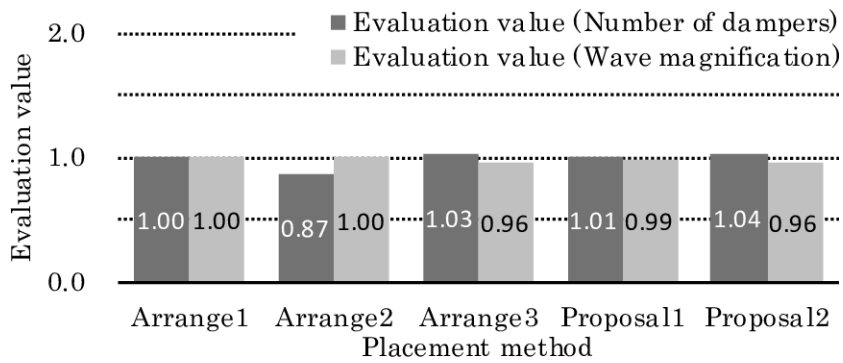


図 3-43 各因子の評価値 (26 層モデル、 $h=0.05$)

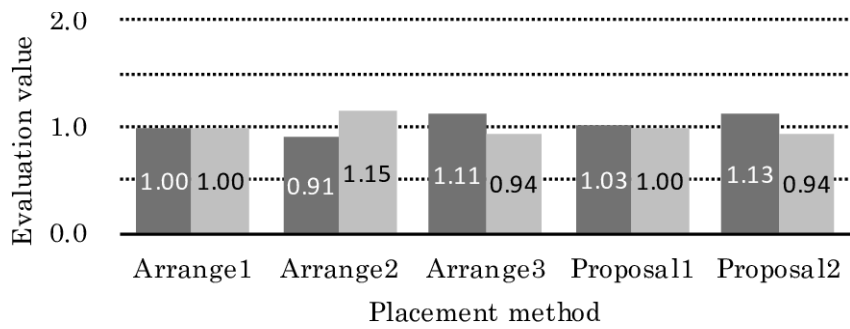


図 3-44 各因子の評価値 (26 層モデル、 $h=0.1$)

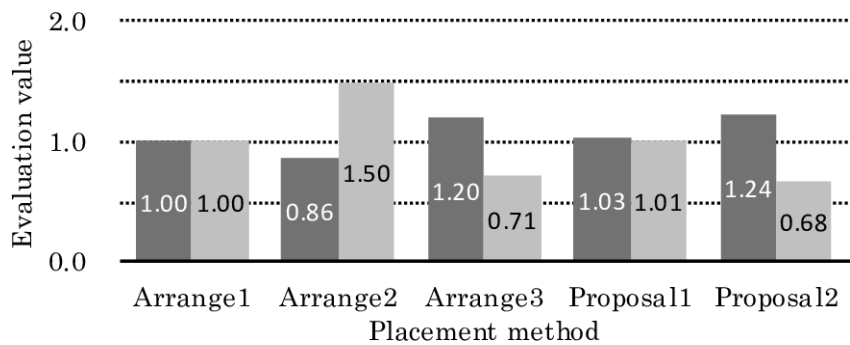


図 3-45 各因子の評価値 (26 層モデル、 $h=0.2$)

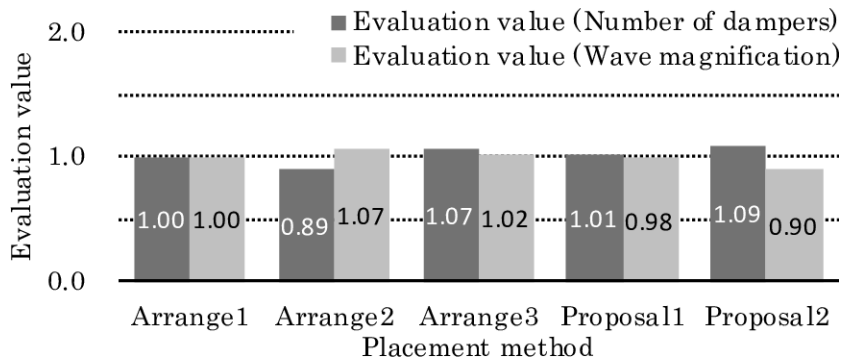


図 3-46 各因子の評価値 (41 層モデル、 $h=0.05$)

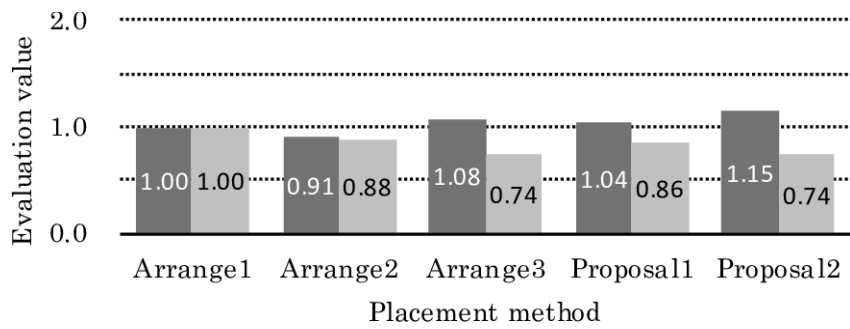


図 3-47 各因子の評価値 (41 層モデル、 $h=0.1$)

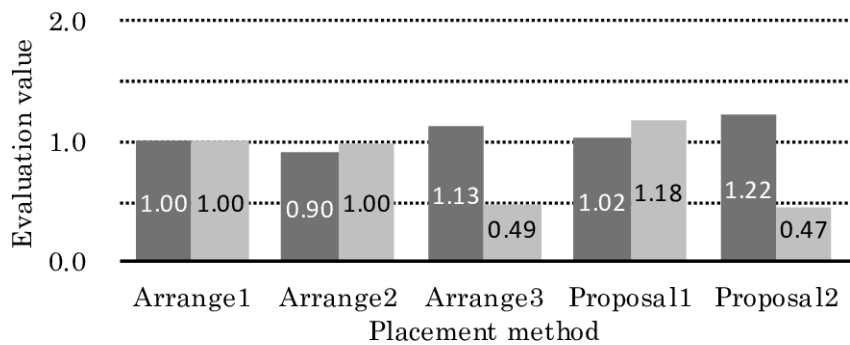


図 3-48 各因子の評価値 (41 層モデル、 $h=0.2$)

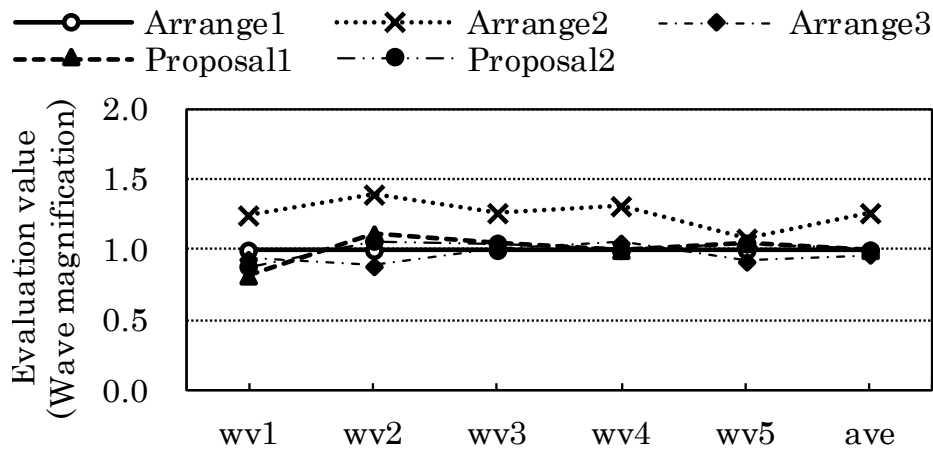


図 3-49 地震波応答倍率の評価値 (20 層モデル、 $h=0.1$)

c) 振動特性の分析

ここでは、本項「効率性の評価」で評価を行ったせん断型 20 質点系モデル (1 次周期 : 2.5sec) を例にして、MC 型の振動特性を分析する。なお、塑性化の状況は入力地震動により異なること、及び想定している塑性率は 3 であることを考慮し、本論では弾性時の周期に対して同調させている。また、制振システムによる振動特性の把握を目的としているため、本検討では構造減衰は考慮していない。

検討に用いる MC 型の配置方法は剛性比例配置 (Arrange1) とし、1 次のモーダル減衰定数を $h=0.1$ としたケースである。表 3-13 に MC 型のダンパーパラメータを示す。表中には第 1 層でのパラメータをまとめ、括弧書きで示しているのが主系の剛性値に対する倍率である。また、振動特性の比較のため、剛性比例配置で 1 次モーダル減衰定数 $h=0.1$ となる C 型のダンパーパラメータも併記している。表 3-14 にそれぞれの制振システムを付加した時の複素固有値解析結果を示す。主系の 3 次モードまでの固有周期と対応する減衰定数をまとめたものである。なお、多質点系の場合には縮約した 1 質点系のモデルに同調させるのではなく、各層にダンパーを配置した多質点系モデルの複素固有値解析により求まる同調モードの固有周期や減衰定数が式 (3-11) や式 (3-12) を満たすように設定している³⁻²⁾。

表 3-13 及び表 3-14 より、1 次のモーダル減衰定数が同等の条件下で MC 型と C 型のダンパーパラメータを比較すると、MC 型は C 型よりも少ない減衰係数で必要な減衰定数を満足することができてい

る。ただし、MC型では同調させている1次以外のモードには減衰は付与されない。図3-50には、非制振時の刺激関数が概ね1.0となる第13層での応答倍率曲線(周期1.4-3.8(sec))を示している。図3-50を見ると、MC型では同調させたモード(本例では1次モード)の応答倍率はC型と同等の5程度であるが、ピーク帯域(2.2~2.6sec)がC型よりも広いことから、1次モード近辺での応答値に差が生じるものと推察される。また、図3-51に示す高次のモードの応答倍率は減衰定数が付与されるC型よりも大きくなる。

なお、図3-50及び図3-51には全層同一配置によるMC型(Arrange2、各層で慣性質量 $m_d=15,291$ ton、減衰係数 $c_d=16,122$ kN・sec/m、取付部剛性 $k_d=115,200$ kN/m)の結果も重ね書いてある。MC型では高次の減衰は付与されないが、配置方法によって高次のモード形状には違いが生じる。高次モード帯域での応答倍率が異なっているのもその影響であり、本項「効率性の評価」で述べた地震波倍率の評価値がばらつく要因の一つでもある。

高次モードの寄与分が大きいモデルの場合にはMC型を使った設計は必ずしも効率的とは言えず、注意が必要である。

表 3-13 第1層のダンパーパラメータ (Arragen1)

	MC type	C type
Dynamic mass m_d (ton)	18,399 (0.01)	-
Damping coefficient c_d (kN・sec/m)	19,530 (0.01)	247,245 (0.13)
Stiffness of connecting part k_d (kN/m)	137,858 (0.01)	824,149 (0.44)

表 3-14 複素固有値解析結果

	MC type (Arrange1)		C type (Arrange1)	
	T (sec)	h	T (sec)	h
1 st mode	2.61	0.10	2.25	0.10
2 nd mode	0.88	0.00	0.78	0.06
3 rd mode	0.55	0.00	0.48	0.04

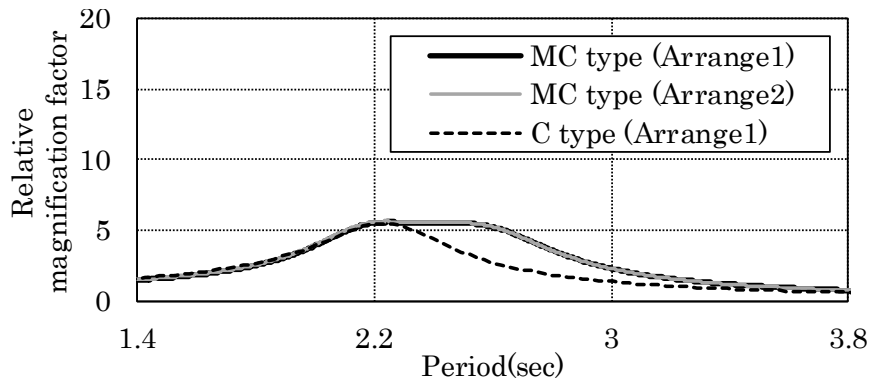


図 3-50 第13層の応答倍率（1.4～3.8秒）

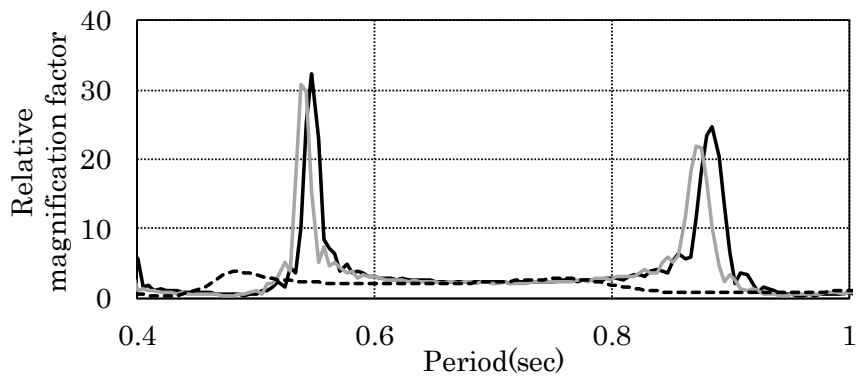


図 3-51 第13層の応答倍率（0.4～1.0秒）

図 3-52～図 3-54 に本項「効率性の評価」での評価値算定における応答最大塑性率分布の例を示す。20 層モデルで減衰定数が $h=0.05 \cdot 0.1 \cdot 0.2$ のケースにおいて、地震動 5 波（BCJ-L2、El centro NS、Hachinohe NS、JMA Kobe NS、Taft EW）を入力とした場合の 3 つの配置方法（Arrange1～3）による結果を重ね書いたものである。いずれの配置法でも応答最大塑性率が 3 となっているのは最上層である。全層同一配置（Arrange2）の場合には、下層部分の複数層で塑性率が 1 を超えている傾向がみられた。各層のバイリニア履歴となる荷重変形関係をバイリニア係数と図 3-53 に示した応答塑性率を用いて楕円で近似する等価線形化³⁻⁸⁾をして複素固有値解析を行った結果を表 3-15 に示す。上層で塑性化している剛性比例配置 (Arrange1) 及び下層でも塑性化している全層同一配置 (Arrange2) のケースでの評価例である。主架構の塑性化によって 1 次固有周期は伸びるものの、表 3-14 や 4.3.2 項で示す表 4-1 に示す弾性時の周期と比較すると、その伸び率は数%程度である。付与している減衰定数が大きいほど、固有周期のずれによる影響は小さくなる。MC 型では主架構の塑性化により同調のずれが生じるものの、図 3-53 に示す程度の塑性化であればその影響はあまり大きくなると判断できる。なお、主架構の塑性化により、履歴減衰の効果を示す h_{cs} が大きいことも確認できる。

表 3-15 複素固有値解析結果

	MC type (Arrange1)			MC type (Arrange2)		
	T (sec)	h	h_{cs}	T_{eq} (sec)	h	h_{cs}
1 st mode	2.62	0.09	0.02	2.77	0.14	0.03
2 nd mode	0.96	0.00	0.12	0.98	0.00	0.13
3 rd mode	0.62	0.00	0.10	0.62	0.00	0.14

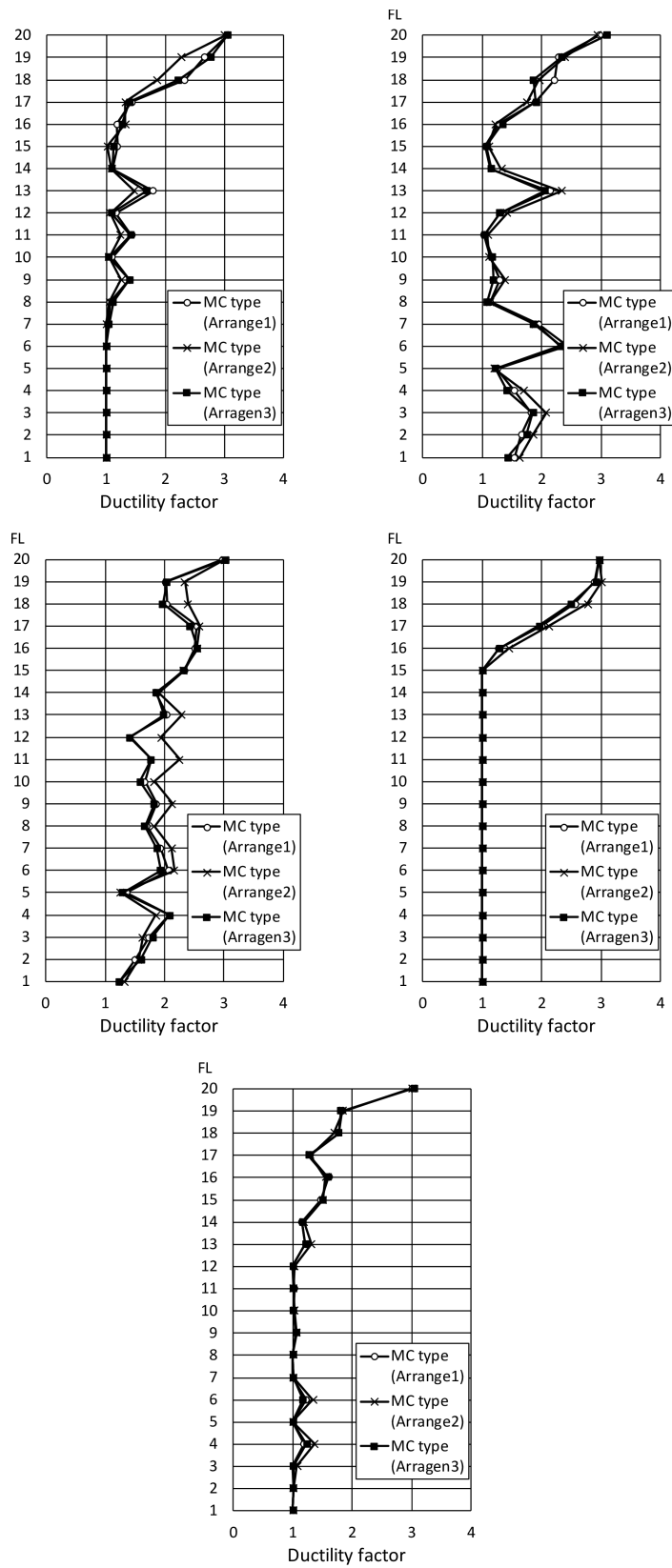


図 3-52 応答最大塑性率分布 (20層モデル、減衰定数 5%、上段は BCJ-L2 と El centro NS 入力、中段は Hachinohe NS と JMA Kobe NS 入力、下段は Taft EW 入力)

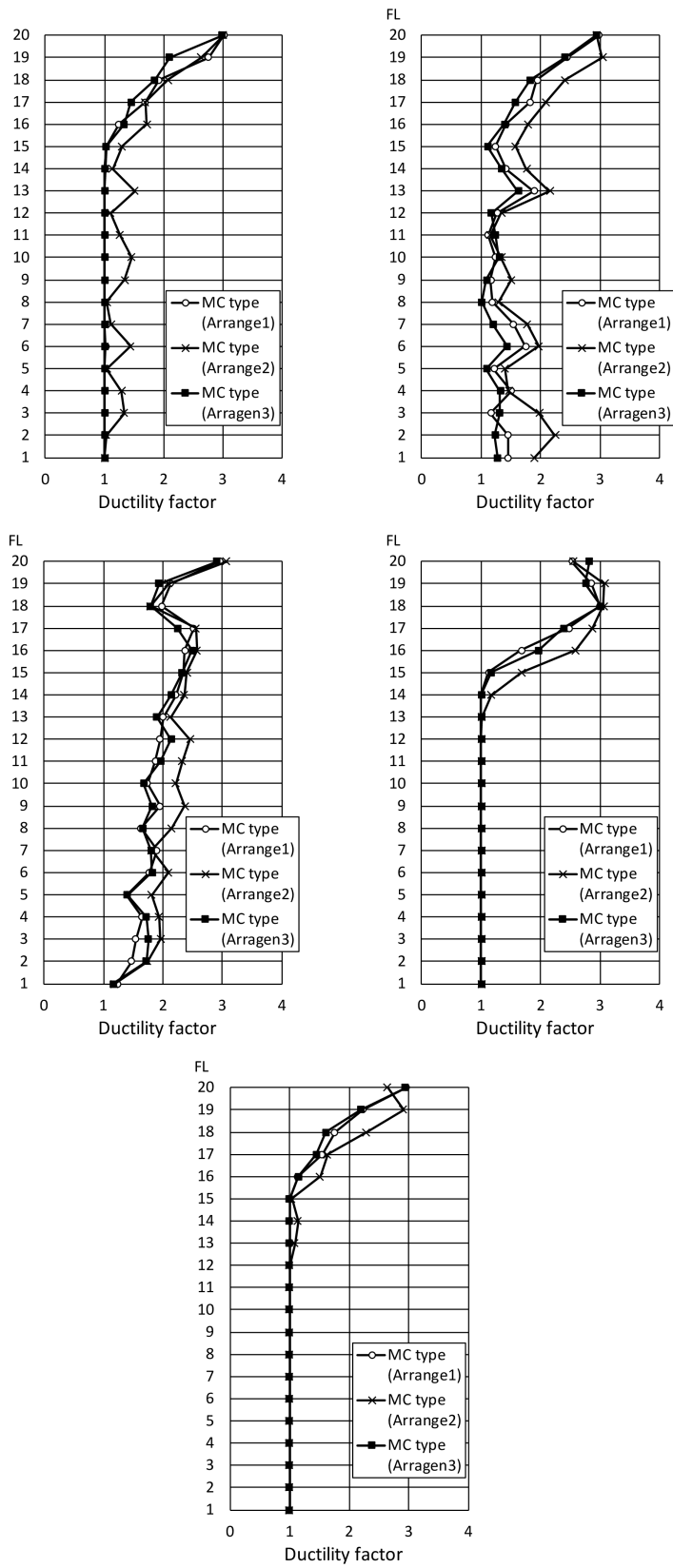


図 3-53 応答最大塑性率分布 (20層モデル、減衰定数 10%、上段は BCJ-L2 と El centro NS 入力、Hachinohe NS と JMA Kobe NS 入力、下段は Taft EW 入力)

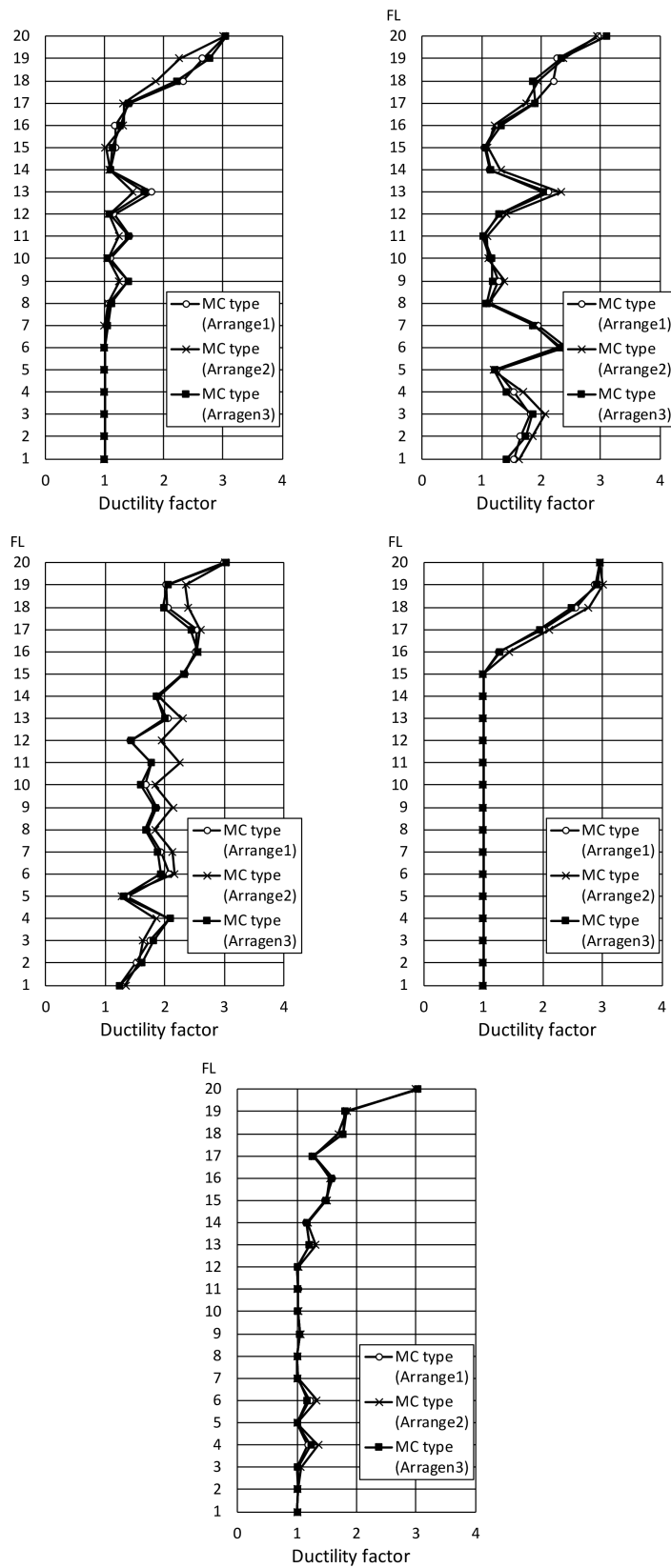


図 3-54 応答最大塑性率分布 (20層モデル、減衰定数 20%、上段は BCJ-L2 と El centro NS 入力、Hachinohe NS と JMA Kobe NS 入力、下段は Taft EW 入力)

図 3-55 及び図 3-56 は 20 層モデルの全層同一配置で減衰定数 $h=0.1$ の場合において、表 3-15 の分析と同様にして複素固有値解析により評価した粘性減衰及び履歴減衰の効果を示す減衰定数である。高次の履歴減衰のばらつきは、地震波倍率にも影響しているものと推察される。なお、入力地震動の特性により応答最大塑性率分布は異なるものの、主架構の塑性化による周期の伸びが大きく 1 次モードの粘性減衰が小さくなるケースでは、1~3 次モードの履歴減衰が大きくなっていることも分かる。

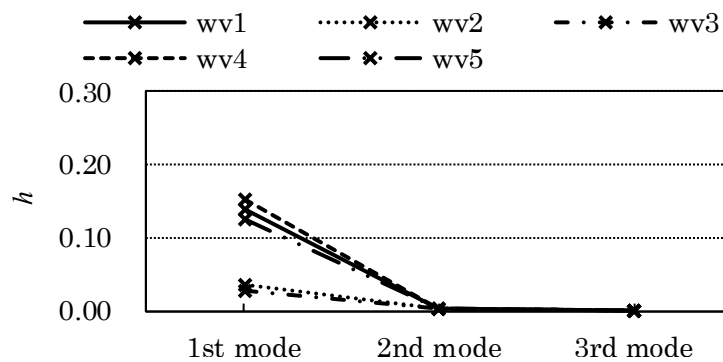


図 3-55 等価粘性減衰定数 (20 層モデル、 $h=0.1$)

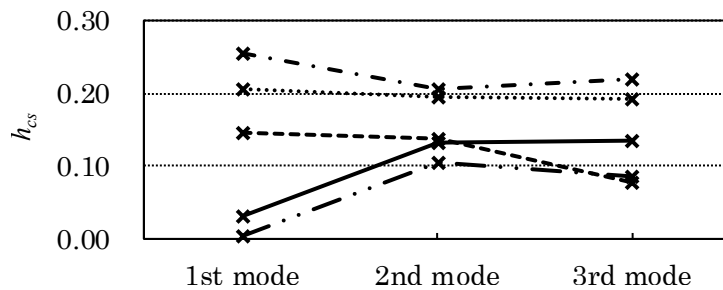


図 3-56 履歴減衰の効果を示す等価粘性減衰定数 (20 層モデル、 $h=0.1$)

耐力分布の影響等、今後さらなる検討・分析を進めていく必要もあるが、配置方法の違いが高次モードの応答特性に影響を与え、地震波倍率の評価値が変動したものと推察される。MC 型の場合には、高次モード成分の配慮も必要である。

3.6 結言

本章では、ダイナミック・マスを利用した MC 型の制振システムを提案した。まずは、主架構の層剛性の低減効果を利用した複数モード D.M. 同調システムを提案した。縮約モデルを用いたパラメータスタディにより層剛性を低減させた効果を定量的に評価し、振動実験により提案システムの有用性を検証した。続いて、20 層建物モデルにおける制振デバイスの設定例を示し、時刻歴応答解析によって応答低減効果を確認した。また、同調システムの配置方法に関する効率性について評価した。検討において、以下の知見を得た。

- D.M. 同調システムは、複数モードの同時制御も可能である。D.M. 同調システムによって付与できる減衰性能は制御モードの形状からその効率性を判断することが可能であり、制御する振動モードの腹の位置への配置が効果的である。1 次モード用の制振デバイスは、中間層以下に配置した場合であれば、どの層でもほぼ同等の減衰性能を付与することができる。2 次モード用の制振デバイスを最上層や中間層に配置した場合には効率が悪い。
- 8 層せん断モデル試験体を用いた振動実験により、複数モード制御や層剛性の低減効果を確認した。実験結果は、理論的に求めた減衰性能と対応することを確認した。
- 制振層の剛性を低減させるとモード形が変化し、付与できる減衰性能は向上する。ただし、減衰定数だけでなく、刺激関数も合わせて評価することが必要である。
- 石丸・秦らによって提案されている複素固有値解析を介した D.M. 同調パラメータの設定手法は、高次モードを同時に制御する場合にも適用可能である。また、1 次モードと比較して、高次モードの制御に必要なデバイス量は少なく、高次モードの同時制御によって変位応答だけでなく加速度応答も効率的に低減できる。入力特性や建物特性、目標性能に応じて制振層の設定・選択ができ、設計の自由度は高い。

- MC型の配置では高次モードの影響によりばらつきが大きいが、全層同一配置が効率的となる。C型配置よりも効率よく減衰定数を付与することができるが、同調モード以外には減衰定数は付与されない。既存のデバイスでは、建物規模が大きくなるとダンパー台数の削減効果は小さくなる傾向がある。

MC型制振構造物は同調モード以外には減衰定数は付与されないため、高次モードの影響が大きくなる場合の適用性が課題となる。

参考文献

- 3-1) 石丸辰治、三上淳治、秦 一平、古橋 剛 : D.M. 同調システムの簡易設計法、日本建築学会構造系論文集、第 75 卷 第 652 号、pp.1105-1112、2010.6
- 3-2) 石丸辰治、秦 一平、三上淳治、公塚正行 : 付加剛比による D.M. 同調システムの簡易設計法、日本建築学会構造系論文集、第 75 卷、第 654 号、pp.1455-1464、2010.8
- 3-3) 石丸辰治 : 対震設計の方法、建築技術、2008.7
- 3-4) 石丸辰治 : 応答性能に基づく「対震設計」入門、彰国社、2004.3
- 3-5) 秦 一平、石丸辰治、長谷川 純: 非線形粘性ダンパーと弾塑性ダンパーを併用した系の応答性能設計手法、日本建築学会構造系論文集、第 617 号、pp.47-54、2007.7
- 3-6) 齊藤賢二、中南滋樹、木田英範、井上範夫 : 慣性接続要素と最適化された柔バネ要素と粘性要素を有する 1 層応答制御システムの振動実験、構造工学論文集、Vol.54B、pp.623-634、2008.3
- 3-7) JSSI : パッシブ制振構造 設計・施工マニュアル 第 3 版
- 3-8) 石丸辰治、江原栄次、石垣秀典、森川和彦 : パッシブ型制震構造物の等価線形化による応答解析法、日本建築学会構造系論文集、第 66 卷、第 542 号、pp.91-98、2001.4

4 C-MC 併用型制振システムの簡易設計法

4.1 緒言

4.1.1 背景

地震や風などの動的な外乱を受ける構造物の応答を低減する制振構造には、各種のデバイスが用いられている。オイルダンパーや弾塑性ダンパーが一般的と言えるが、近年では慣性質量効果を利用したダンパーに関する研究開発が進み、実案件での適用例も増加傾向にある。

ダイナミック・マスを利用した制振システムでは、定点理論に基づく最適パラメータの設定方法が提案されている。これらは、定常応答時の最適値であるため、設計用入力地震動に対するクライテリアを満足するために必要なダンパー量を把握することはできず、実務設計においては利便性がやや欠けていると言わざるを得ない。

制振設計の多くは、時刻歴応答解析を繰り返す試行錯誤的な検討によって目標応答値を満足するための設計パラメータを決定しているのが現状である。これに対し筆者ら⁴⁾¹⁾は粘性系ダンパーの層方向におけるダンパーの効率的な配置方法を提案している。この手法では、時刻歴応答解析の繰り返し計算をせずに図表を基に目標応答値を満足するダンパー数を過不足なく、簡易に概算することが可能となっている。複素固有値解析によってモーダルパラメータを抽出するため、動特性の把握も容易であり、設計初期段階の人的負荷を大幅に軽減できる手法である。また、近年の入力地震動の増大傾向を勘案して主架構の塑性化も考慮している。本章は、その簡易手法に D.M. を利用した制振システムも適用できるように拡張したものである。

4.1.2 本章の目的と構成

本章の目的は、2章で構築したオイルダンパーを用いた制振システムの簡易設計法を D.M. を利用する場合の効率性を考慮して拡張することである。C型・MC型制振構造物の課題点を改善する配置方法を提案し、その場合の設計法を構築している。多質点系モデルにおける粘性系ダンパーの効率的な配置方法を、D.M. を利用した制振システムへと拡張し、試設計によってその有効性や妥当性を検証した結果について報告する。4.2節では上層で Maxwell 型のオイルダンパー、下層では D.M. を利用した同調シ

システムを配置する C-MC 併用型制振システムを提案し、その効率性も確認する。4.3 節では簡易設計法の拡張を行い、4.4 節では試設計により提案の妥当性を検証する。

4.2 C-MC 併用型制振システムの提案

同等な1次のモーダル減衰定数を有するという条件下では、MC型はC型に比べダンパー量の削減が見込めるものの、高次モードにおける応答低減効果が小さくなり、必ずしも効率的であるとは言い切れない。そこで本章では、高次モードの影響が大きい上層部では2次モードに減衰定数を付与するC型、下層部では1次固有周期に同調するMC型を併用する配置手法（以降C-MC併用型）を提案する。

4.2.1 併用系の構成

MC型は同調させている1次以外のモードには減衰定数は付与されない。そのため1次モードの層間刺激関数が大きくなる層に配置するのが望ましい。本論では下層にMC型を配置し、上層にC型を併用する。なお、上層のC型は、1次モードに同調させるMC型では付与されない2次モードの減衰定数付与を意図したものである。C型を剛性比例配置としているのは、上層におけるダンパーパラメータを削減するためである。

4.2.2 振動特性の確認

3.5.3項の20層モデルに対してC型とMC型を併用した場合（減衰定数 $h=0.1$ ）の振動特性を確認する。

はじめに、1次のモーダル減衰定数が $h=0.1$ となるようなC型を剛性比例配置(Arrange1)、MC型を全層同一配置(Arrange2)とする各層のダンパーパラメータを算定する。次に、図4-1左図に示す対象モデルの2次モードにおいて刺激関数が最大となる第8層目（図中に△で示す）を配置切替層とする。なお、図4-1右図は層間の刺激関数の大きさを示している。配置切替層より上層では、2次や3次モードの層間刺激関数値が大きいことが分かる。配置切替層より上層（第8～20層）では、2次モードに減衰定数を付与するC型のパラメータを剛性比例配置で設定し（本例では層剛性に対して k_d は0.39倍、 c_d は0.05倍）、2次モードの減衰定数が表4-1に示すC型剛性比例配置(Arrange1)の数値（本例だと $h_2=0.06$ ）と同等になるように決定する。最後に、MC型全層同一配置(Arrange2)の上層（8～20層）（3.5.3項で述べた $m_d=15,291\text{ton}$ 、 $c_d=16,122\text{kN}\cdot\text{s/m}$ 、 $k_d=115,200\text{kN/m}$ を設定）を取り除き、上記で設定した2次

モードに減衰定数を付与する C 型のパラメータを併用する。

C-MC 併用型の複素固有値解析結果を表 4-1、応答倍率曲線を図 4-2 及び図 4-3 に示す。それぞれ比較用に、C 型剛性比例配置 (Arrange1) 及び MC 型全層同一配置 (Arrange2) の結果も併記してある。C-MC 併用型は組み合わせによって簡易に配置する手法としているため、1 次のモーダル減衰定数は C 型や MC 型よりも若干小さくなる傾向にある。C-MC 併用型の場合、図 4-2 に示す 1 次モードのピーク帯域は MC 型よりも狭くなっている。また、1 次モード以外にも減衰定数が付与されていることにより、図 4-3 に示す 2~3 次モード成分の応答倍率のピークも C 型と同程度となること等が確認できる。

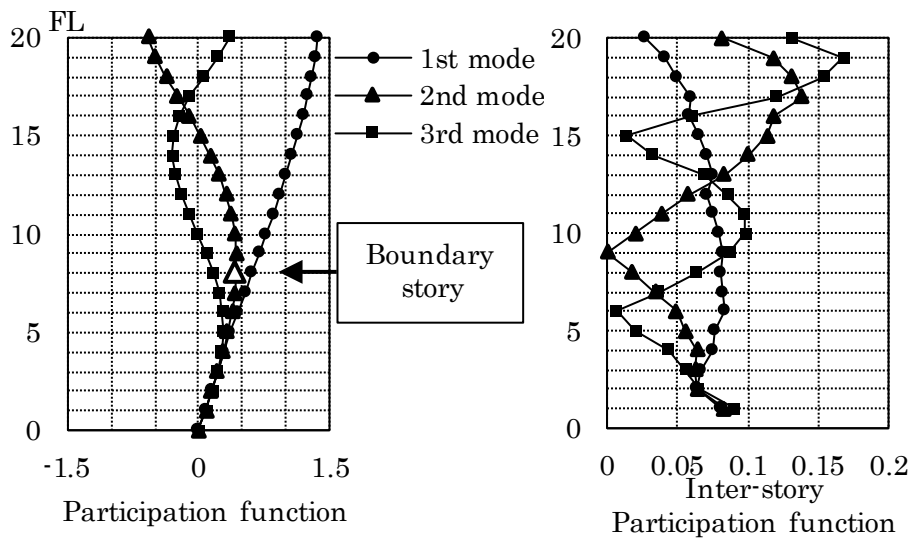


図 4-1 C-MC 型における境界層の位置

表 4-1 複素固有値解析結果

	MC type (Arrange2)		C type (Arrange1)		C-MC type	
	T (sec)	h	T (sec)	h	T (sec)	h
1 st mode	2.61	0.10	2.25	0.10	2.47	0.09
2 nd mode	0.87	0.00	0.78	0.06	0.86	0.06
3 rd mode	0.54	0.00	0.48	0.04	0.51	0.06

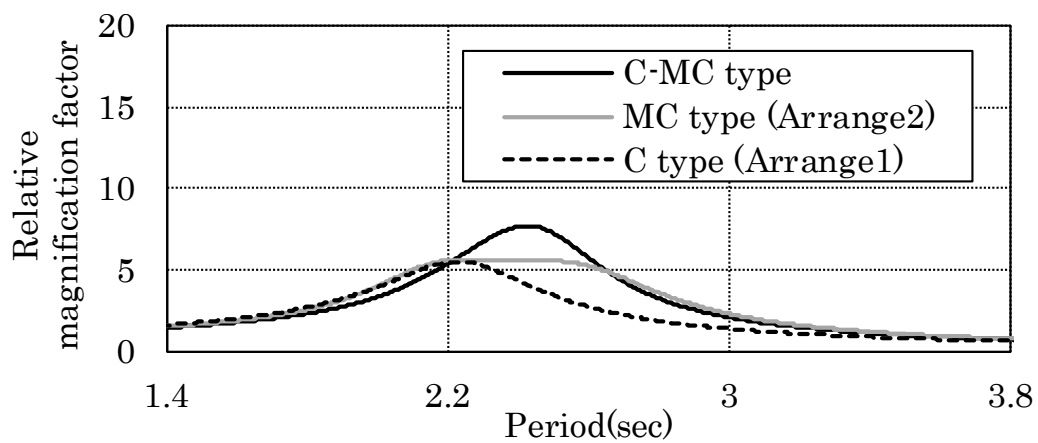


図 4-2 第 13 層の応答倍率 (1.4~3.8 秒)

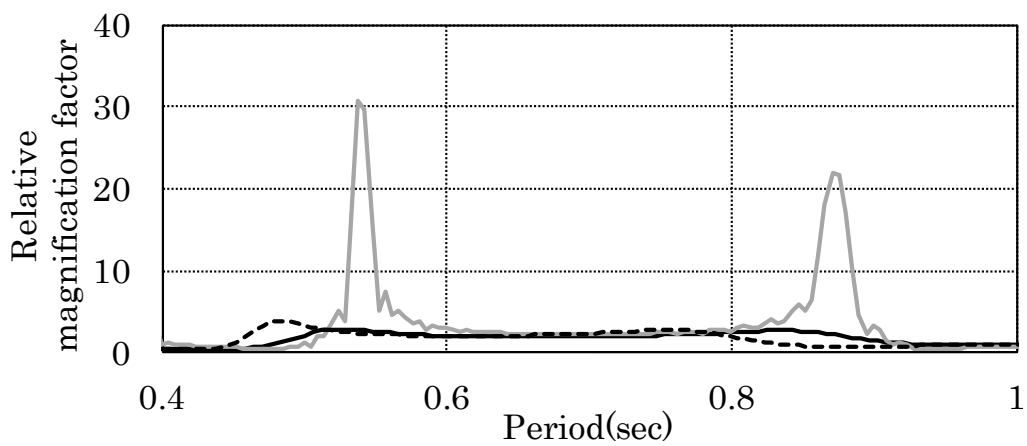


図 4-3 第 13 層の応答倍率 (0.4~1.0 秒)

効率性の評価

評価図を用いて提案した C-MC 併用型の効率性を評価する。3.5.3 項で述べた評価方法を用い、本節では C 型剛性比例配置を基準に評価グラフ (図 4-4~図 4-6) を作成した。また、10・15・20・26・41 層モデルの因子毎の評価値を図 4-7~図 4-21 に示す。図 4-22 は、20 層モデルで減衰定数 $h=0.1$ の場合の入力地震動毎の地震波倍率の評価値である (横軸は図 3-49 と同様)。C-MC 併用型では高次モードにもある程度の減衰定数が付与されるため、図 4-13~図 4-15 や図 4-22 に示すように地震波倍率の評価値は MC 型よりも大きくなる。図 4-4 に示す減衰定数 ($h=0.05$) の場合で C-MC 併用型と MC 型を比較すると、図 4-13 に示すように、ダンパー台数は同等で、地震波倍率は MC 型よりも大きくなっている。その影響で固有周期によらず図 4-4~図 4-6 での評価が高くなる。また、減衰定数が大きいと図 4-5 及び図 4-6 に示すように MC 型や C-MC 併用型は固有周期が長い場合の評価が低くなる傾向にあるが、その場合でも MC 型よりも大きく C 型剛性比例配置 (Arrange1) と同程度の評価値となっている。C-MC 併用型は評価が高い配置方法であることがわかる。

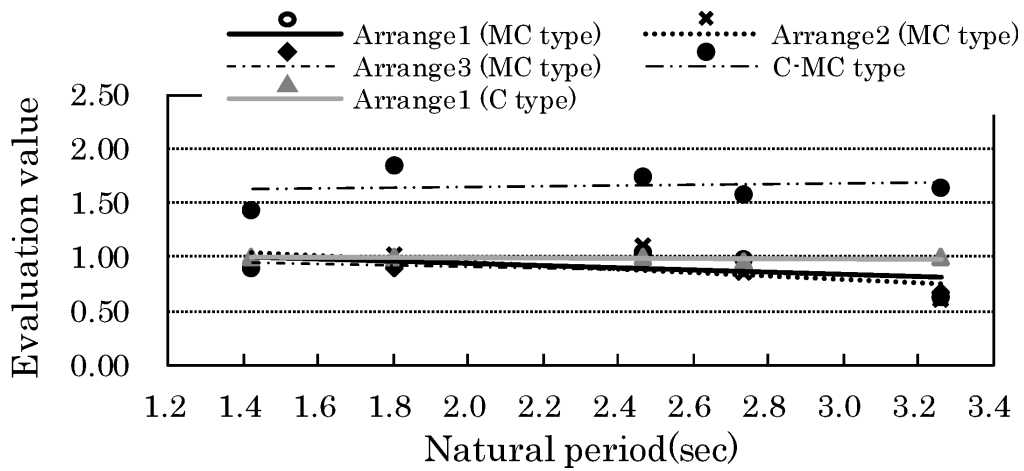


図 4-4 ダンパー配置法の評価 (h=0.05)

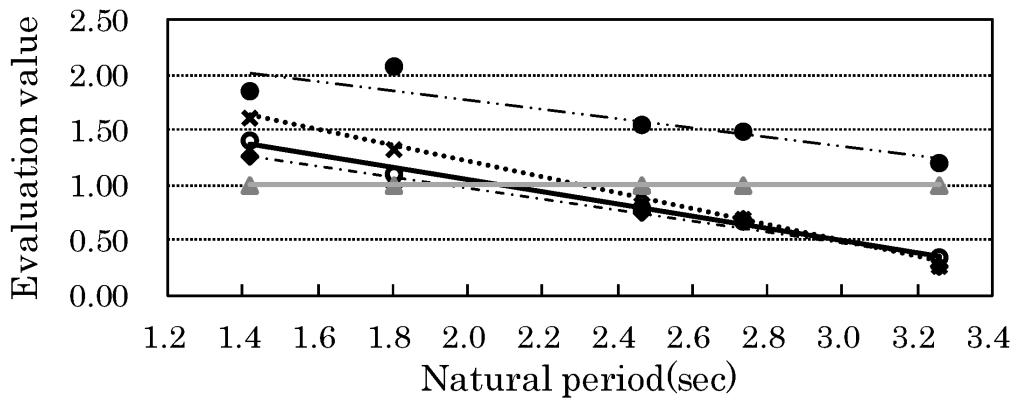


図 4-5 ダンパー配置法の評価 (h=0.1)

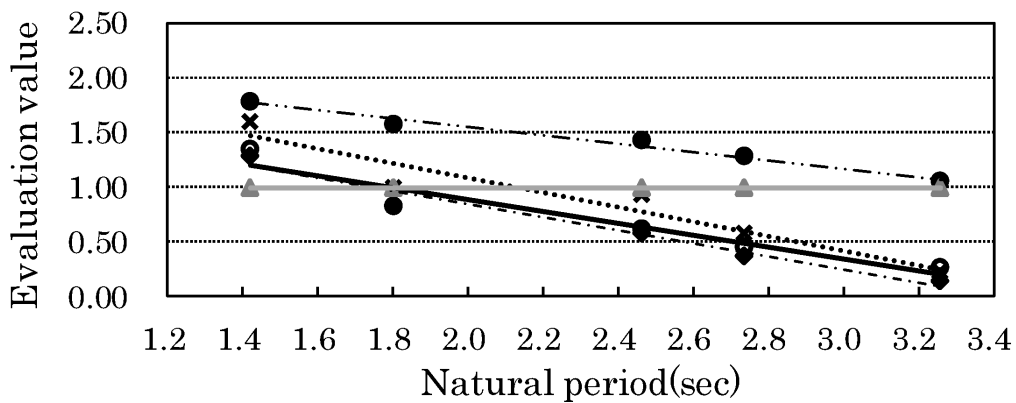


図 4-6 ダンパー配置法の評価 (h=0.2)

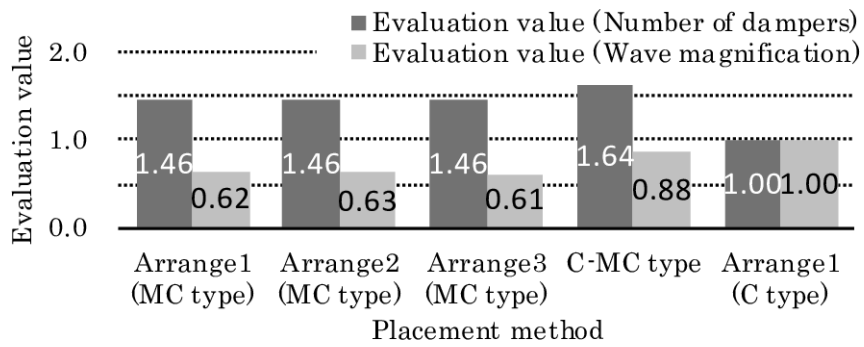


図 4-7 各因子の評価値 (10層モデル、 $h=0.05$)

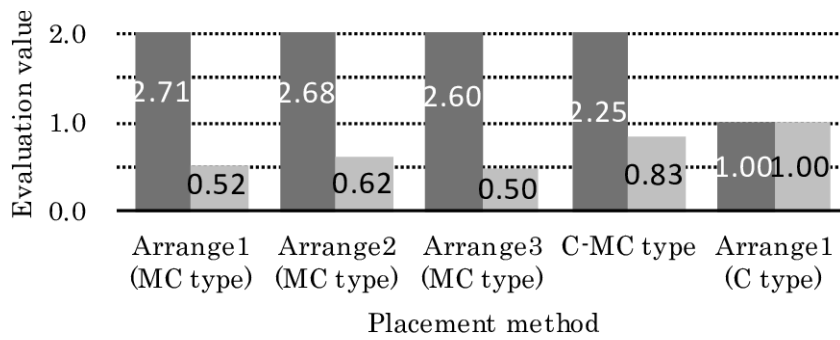


図 4-8 各因子の評価値 (10層モデル、 $h=0.1$)

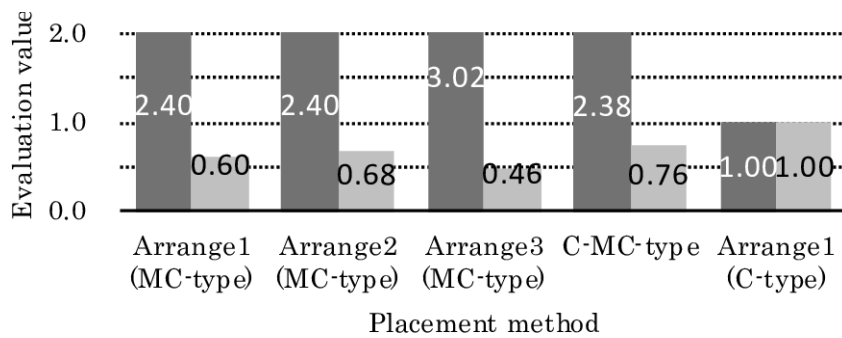


図 4-9 各因子の評価値 (10層モデル、 $h=0.2$)

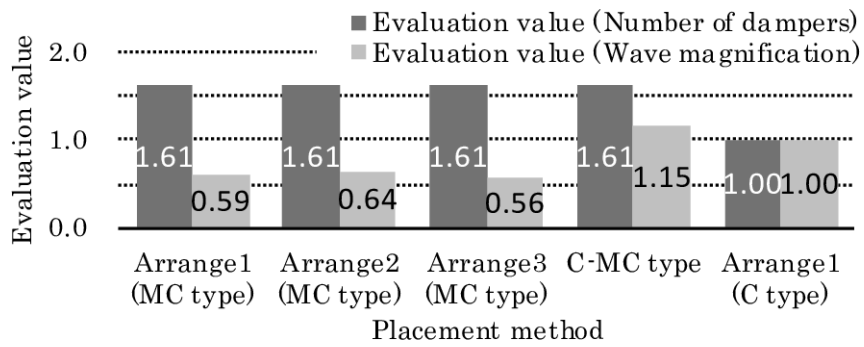


図 4-10 各因子の評価値 (15層モデル、 $h=0.05$)

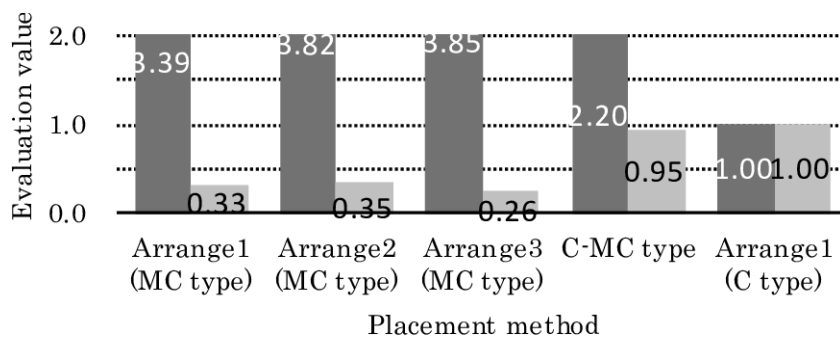


図 4-11 各因子の評価値 (15層モデル、 $h=0.1$)

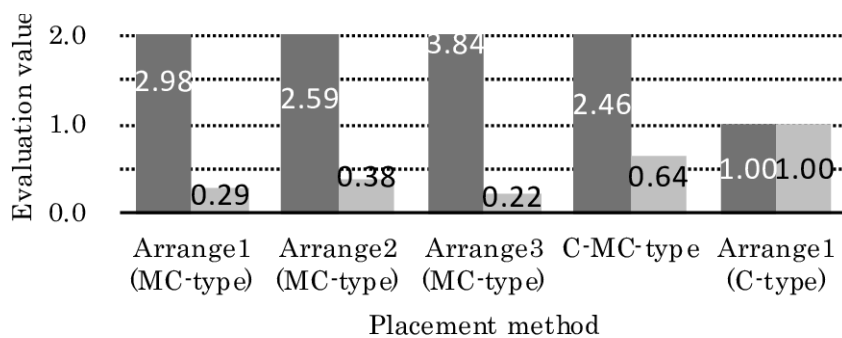


図 4-12 各因子の評価値 (15層モデル、 $h=0.2$)

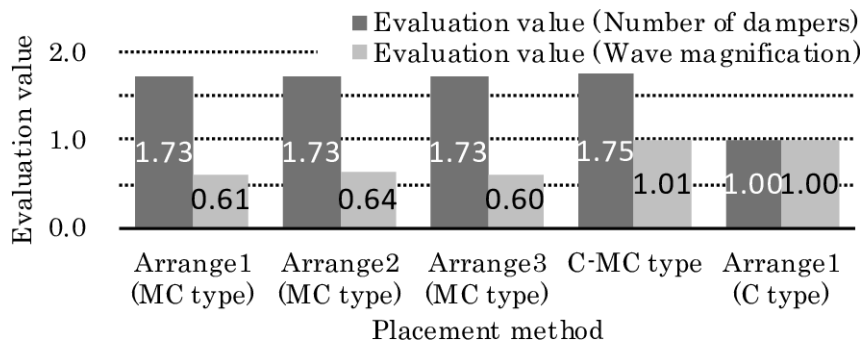


図 4-13 各因子の評価値 (20 層モデル、 $h=0.05$)

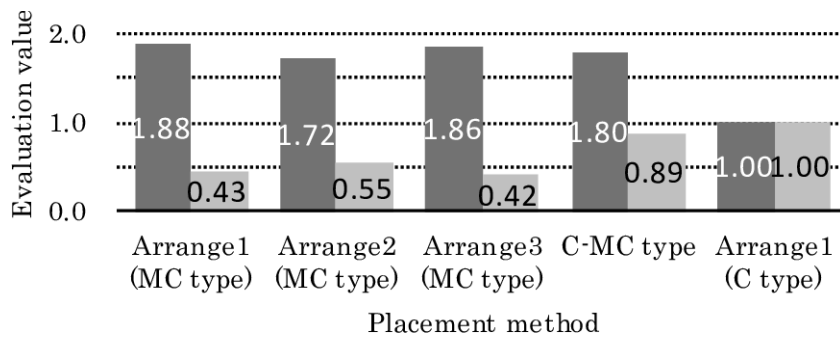


図 4-14 各因子の評価値 (20 層モデル、 $h=0.1$)

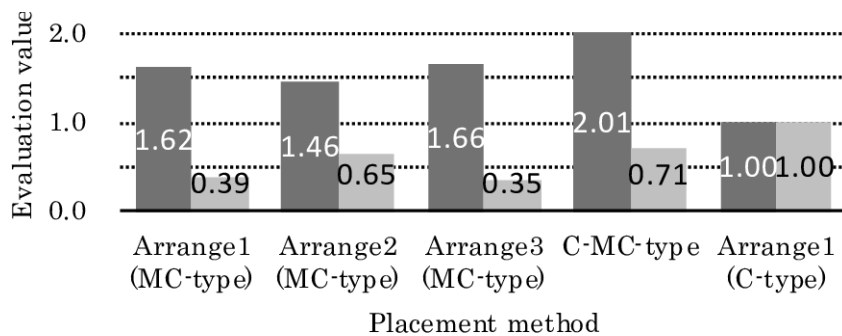


図 4-15 各因子の評価値 (20 層モデル、 $h=0.2$)

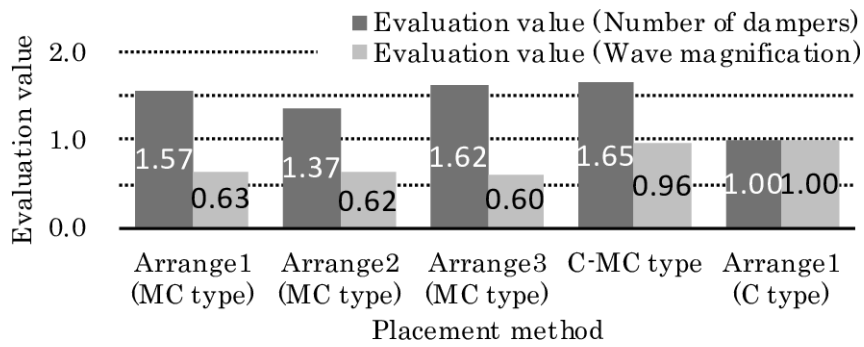


図 4-16 各因子の評価値 (26 層モデル、 $h=0.05$)

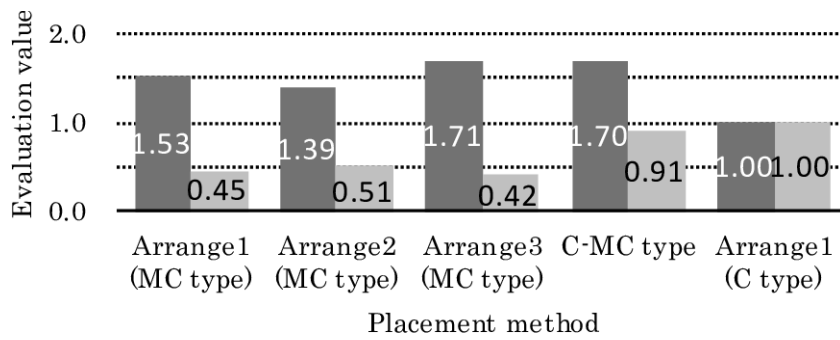


図 4-17 各因子の評価値 (26 層モデル、 $h=0.1$)

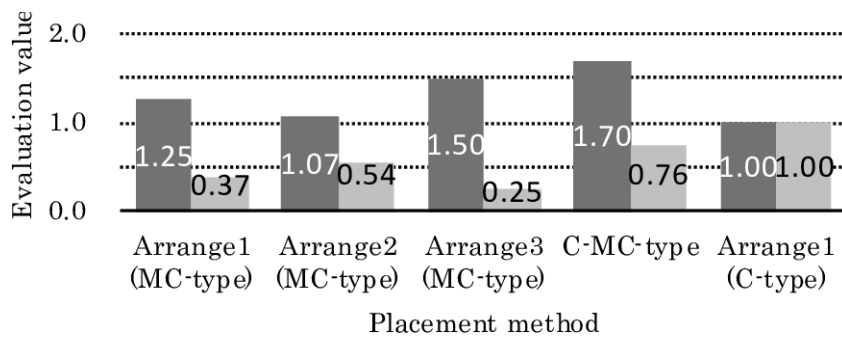


図 4-18 各因子の評価値 (26 層モデル、 $h=0.2$)

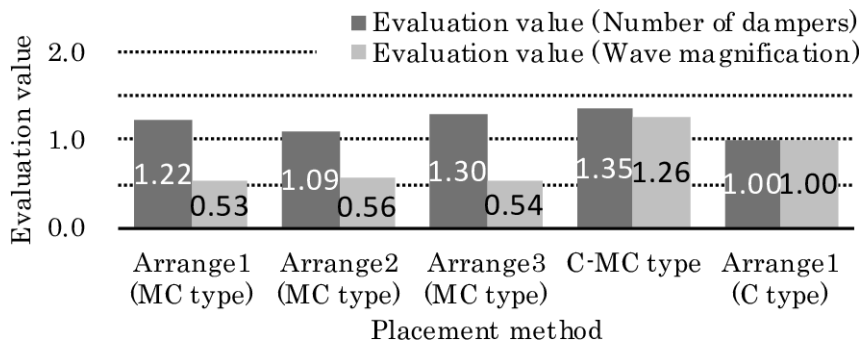


図 4-19 各因子の評価値 (41 層モデル、 $h=0.05$)

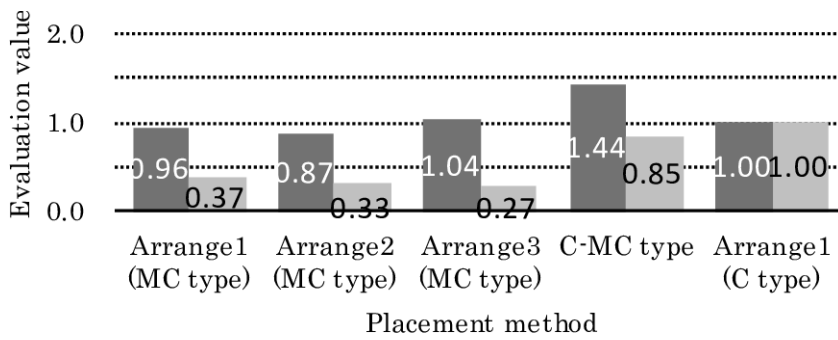


図 4-20 各因子の評価値 (41 層モデル、 $h=0.1$)

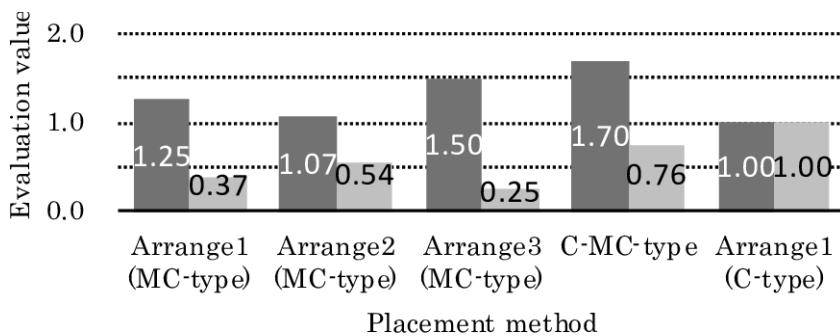


図 4-21 各因子の評価値 (41 層モデル、 $h=0.2$)

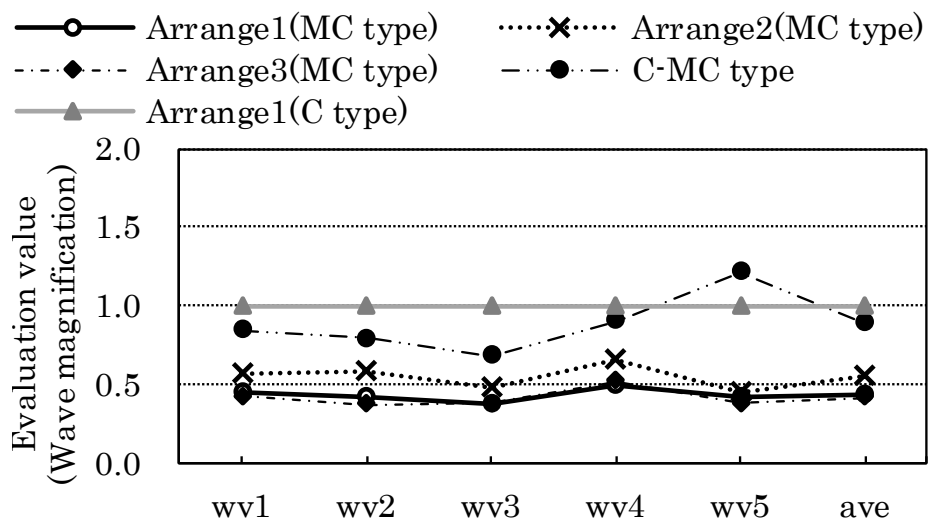


図 4-22 地震波応答倍率の評価値 (20層モデル、 $h=0.1$)

4.3 簡易設計法の拡張

4.3 節では、2 章で提案した応答性能設計図表を用いた簡易設計手法を拡張する。

4.3.1 効率的配置方法の選定

ここでは、前項までの効率性評価の結果をまとめる。C 型の組み合わせによる提案配置、MC 型全層同一配置、C-MC 併用型の評価値を基準としている C 型剛性比例配置の結果と重ね書いて図 4-23～図 4-25 に示す。一般的に、C-MC 型の配置の評価値が高いが、ダイナミック・マスの量が多く必要となる固有周期が長く減衰定数が大きい場合には C 型提案配置と同程度の評価値になっている。また、固有周期が短く減衰定数が大きい場合には MC 型の評価値も高い。それらの傾向から、図 4-26 に示す固有周期及び減衰定数に応じて配置方法を選定すれば効率的な計画となる。

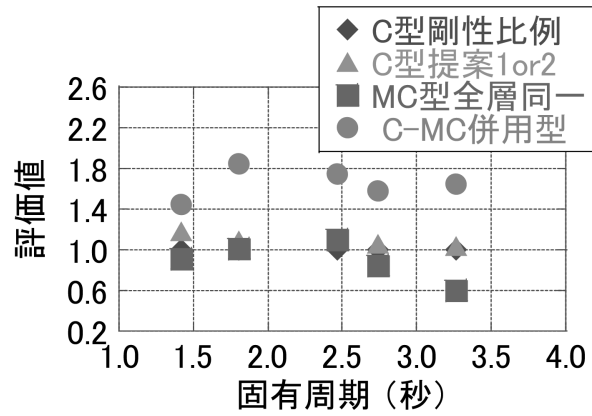


図 4-23 評価図まとめ (h=5%)

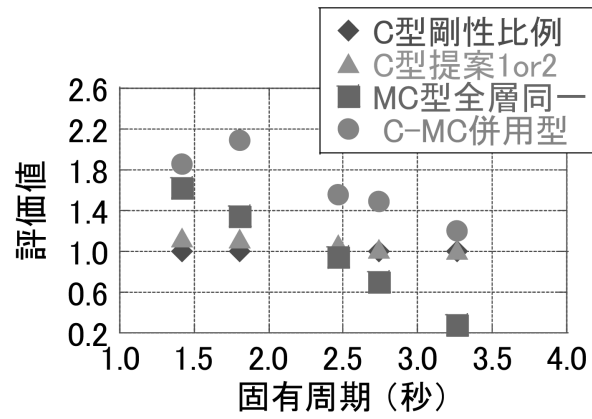


図 4-24 評価図まとめ (h=10%)

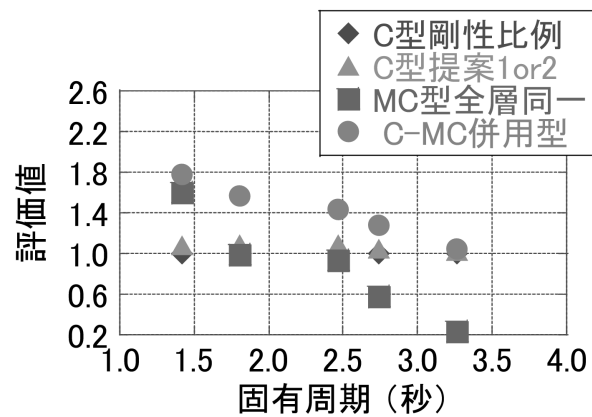


図 4-25 評価図まとめ (h=20%)

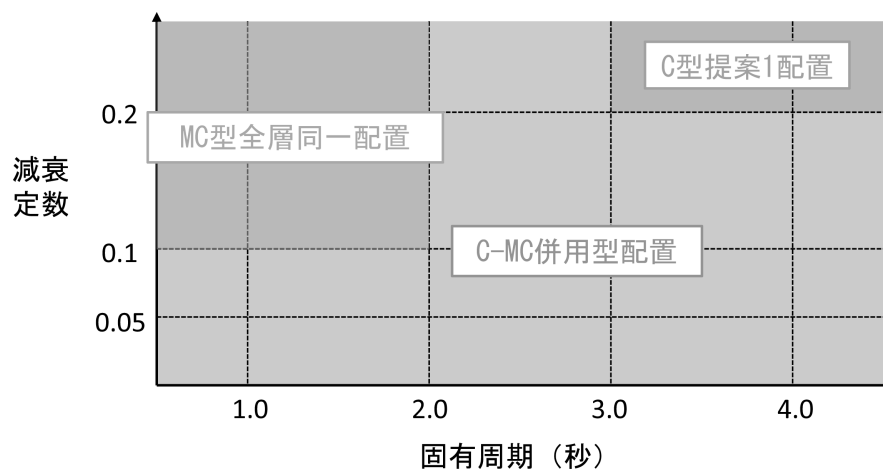


図 4-26 効率的な配置方法の選定

4.3.2 簡易設計フローの拡張

ここに、2章で提案した応答性能設計図表を用いた粘性減衰定数の見積手順を図 4-27 に示す簡易設計フローに従い下記に概要をまとめておく。なお、図 4-27 に示すフロー図の⑧と⑨は C-MC 併用型用に修正を加えてある。また、MC 型の場合にも、⑧～⑨にて配置方法を選定&設定すれば、ほぼ同様の手順で適用することが可能となる。

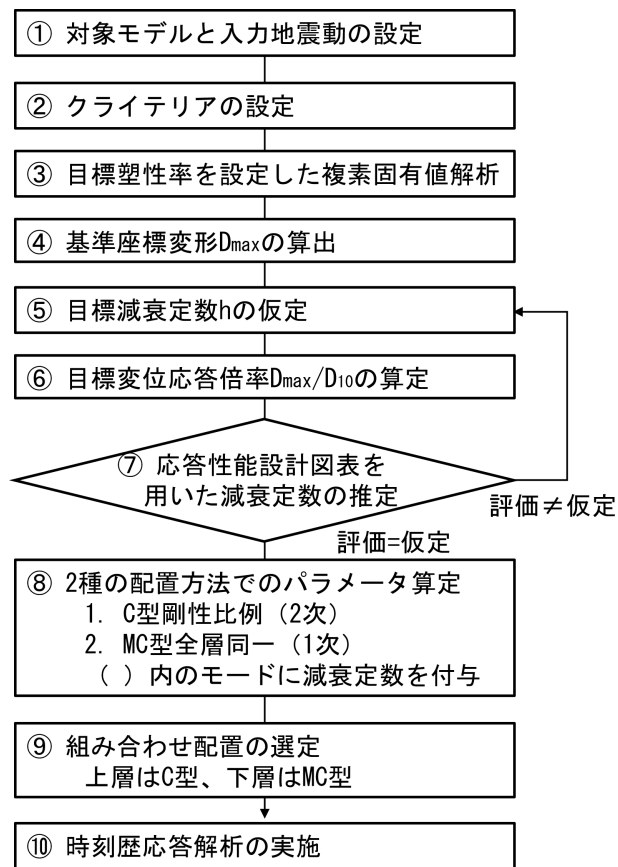


図 4-27 簡易設計フロー (C-MC 併用型)

手順①では設計用に入力地震動を設定し、手順②で設計目標となる各層の主架構塑性率（目標塑性率）を設定する。応答性能設計図表から粘性減衰定数を概算するためには、下記のパラメータが必要となる。

I. 設計目標となる塑性率 μ_d

II. 対象モデルのバイリニア係数 p_d

III. 速度応答スペクトル $S_{v,10}$ 、擬似速度応答スペクトル ${}_pS_{v,10}$

IV. 目標変位倍率 D_{max}/D_{10}

手順③では対象モデルに目標塑性率を設定して複素固有値解析を行い1次モードの等価周期 T_{eq} 、モーダル塑性率 μ_d 、モーダルバイリニア係数 p_d を把握する。求まる塑性率、バイリニア係数を I、II とする。手順④では目標塑性率 ${}_n\mu_d$ 、弾性限変形 ${}_nx_e$ 、層間の刺激関数 ${}_n\beta\gamma$ を式 (4-1) に代入し、対象モデルの基準となる変形量 D_{max} を算出する。手順⑤では最初に粘性減衰定数 h_{GD} を仮定し、式 (4-2)、式 (4-3) の関係から定点周期 T_p を算出する。設計用入力地震動の応答スペクトル ($h=0.1$) で定点周期 T_p における速度応答スペクトル $S_{v,10}$ と擬似速度応答スペクトル ${}_pS_{v,10}$ が III である。 ${}_pS_{v,10}$ を式 (4-4) に代入することで得られる D_{10} と手順④で設定した D_{max} から IV を算出する。I~III を用いて作図した応答性能設計図表から IV を満たす粘性減衰定数を読み取り、手順⑤の仮定値と近似していれば見積終了となる。

$$D_{max} = \min\left(\frac{{}_n\mu_d \cdot {}_nx_e}{{}_n\beta\gamma}\right) \quad (4-1)$$

$$\kappa_k = \frac{4h_{GD}}{1 - 2h_{GD}} \quad (4-2)$$

$$T_P = T_{eq} \sqrt{\frac{2}{2 + \kappa_k}} \quad (4-3)$$

$$D_{10} = \frac{{}_pS_{v,10}}{\omega_{eq}} \quad (4-4)$$

また、固有周期及び減衰定数から判断・決定ができる効率的な配置の選定結果を考慮すれば、簡易設計フローは図 4-28 のようにまとめることができる。

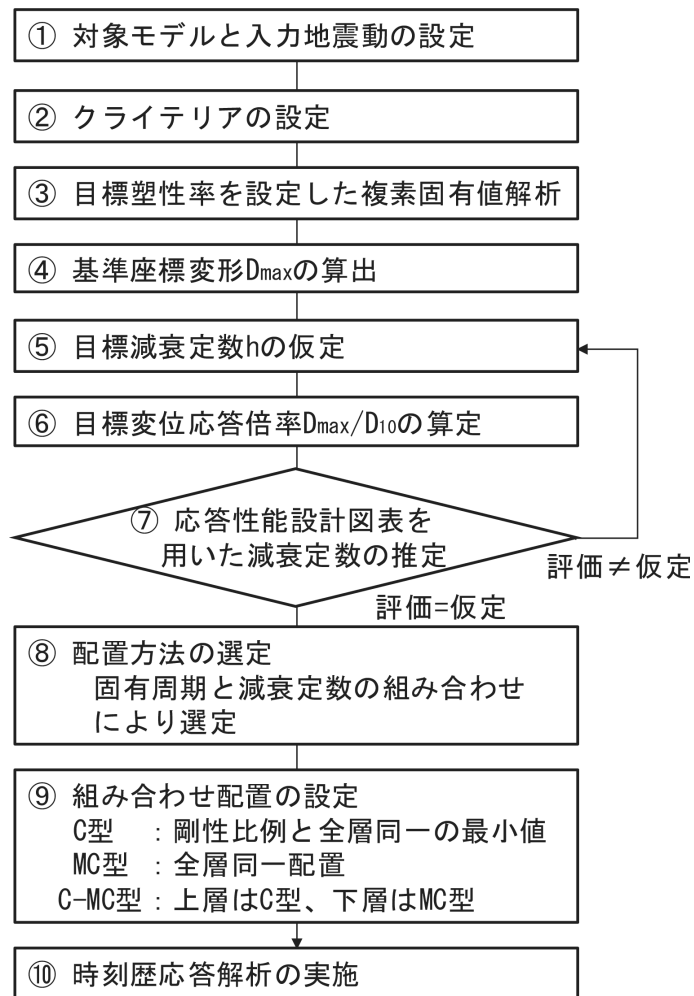


図 4-28 簡易設計フロー（C型・MC型・C-MC併用型選定版）

4.4 提案配置方法の有用性検証

手順に従って試設計を行い、提案した C-MC 併用型の妥当性を検証する。簡易設計手順では最初に応答性能設計図表から設計目標を満足するために必要な粘性減衰定数を概算する。見積もった粘性減衰定数を基に提案したダンパー配置方法により各層のダンパーパラメータを決定することで、時刻歴応答解析の繰り返し計算による負荷を軽減することができる。

対象モデル及び設計クライテリアは 2 章の設計事例と同様とする。なお、10 層モデルを例にして設計手順を示すこととし、20 層モデルについては最後に結果のみを示す。(手順番号は、図 4-27 フロー参照)。2 章で示した試設計例での固有周期及び減衰定数から、図 4-28 により、本例では C-MC 併用型が効率的配置方法となる。

① 対象モデル及び設計用入力地震動

対象モデルはパッシブ制振構造設計・施工マニュアル⁴⁻²⁾に掲載されているテーマストラクチャーの 10 層及び 20 層せん断型質点系モデルとし、内部減衰はレイリー型で $h_1 = h_2 = 2\%$ とする。非制振時の固有値解析結果を表 4-2 に示す。設計用入力地震動は、最大速度を 50cm/s と 75cm/s に基準化した BCJ-L2 波を用いる。

表 4-2 固有値解析結果（非制振）

		T (sec)	h
10-story model	1 st mode	2.01	0.02
	2 nd mode	0.76	0.02
	3 rd mode	0.46	0.03
20-story model	1 st mode	3.70	0.02
	2 nd mode	1.41	0.02
	3 rd mode	0.86	0.03

② 目標クライテリア

目標クライテリアは、50cm/s に基準化した BCJ-L2 波に対しては最大塑性率を 1.0 (弾性限内)、75cm/s 入力に対しては構造躯体の塑性化を考慮して最大塑性率を 2.0 とする。

③～⑦ 減衰量の推定

2章の手順に従って減衰定数を推定する。なお、併用型を設計する場合にも、C型の定点周期 T_P における変位を算出すれば良い。50cm/s 入力に対しては $h=0.1$ 、75cm/s 入力に対しては $h=0.05$ となる。(詳細は2章参照)。

⑧ ダンパー配置の決定 (C-MC 併用型)

まずは、1次のモーダル減衰定数が上記手順で設定した値となるように2つの入力レベルに対してC型とMC型を構成する。C型は剛性比例配置 (Arrange1)、MC型は全層同一配置 (Arrange2) により各層のダンパーパラメータを設定する。表4-3に第1層のダンパーパラメータを示す。表中の括弧内数値は主系の剛性値に対する倍率を示している。表4-4は各制振モデルの複素固有値解析結果である。表中の数値は内部粘性減衰を除いた時の結果を示している。本章では、75cm/s 入力に対するパラメータ設定においても50cm/s 入力に対して算定した取付部剛性値を用いて必要減衰係数を算定しているため(2章では75cm/s 入力に対して算定した取付剛性値を設定)、表4-4の75cm/s 欄の数字は2章のC型剛性比例配置 (Arrange1) の結果と差異が生じているが、ダンパー台数の算定結果は、2章と同じである。次に、主系2次モードの刺激関数が最大となる層(図4-29に△で示す)を配置切替層として設定する。配置切替層から上層では2次モードに減衰定数を付与するC型のダンパーパラメータを剛性比例配置で決定する。本例では表4-4に示す50cm/s 入力時に必要なC型 (Arrange1) の固有値解析より算出した2次モードの減衰定数 $h_2=0.05$ を付与するために必要なC-MC併用型の上層に設定するパラメータは、層剛性に対して k_d が0.33倍、 c_d が0.11sec倍となる。なお、取付部剛性 k_d は、2次モードにおいて定点周期 T_P が付与減衰定数 $h_2=0.05$ より算出される付加剛性比 κ_k と固有周期との関係を示す式(4-3)を満たすように設定している。また、減衰係数 c_d は極大値となる2次モードの減衰定数が付与量を満たす設定となっている。配置切替層より下層では表4-3に示す50cm/s 入力欄のMC型全層同一配置 (Arrange2) のダンパーパラメータを採用する。10層モデルでは第1～3層をMC型、第4～10層をC型とした。(20層モデルでは第1～7層をMC型、第8～20層をC型とした。)

表 4-3 10 層モデル第 1 層のダンパーパラメータ

	C type (Arrange1)		MC type (Arrange2)		
	c_d (kNs/m)	k_d (kN/m)	m_d (ton)	c_d (kNs/m)	k_d (kN/m)
50 (cm/s)	37,795 (0.14)	125,982 (0.45)	1,946	2,521	22,000
75 (cm/s)	7,559 (0.03)	125,982 (0.45)	1,946	1,518	22,000

表 4-4 10 層モデルの複素固有値解析結果（上段：50cm/s 入力、下段：75cm/s 入力）

50 (cm/s)	C type (Arrange1)		MC type (Arrange2)		C-MC type	
	T (sec)	h	T (sec)	h	T (sec)	h
1 st mode	1.79	0.10	2.13	0.10	2.01	0.09
2 nd mode	0.64	0.05	0.72	0.00	0.71	0.05
3 rd mode	0.38	0.03	0.44	0.00	0.42	0.05

75 (cm/s)	C type (Arrange1)		MC type (Arrange2)		C-MC type	
	T (sec)	h	T (sec)	h	T (sec)	h
1 st mode	2.15	0.04	2.32	0.04	2.23	0.04
2 nd mode	0.82	0.09	0.81	0.00	0.82	0.07
3 rd mode	0.46	0.11	0.49	0.00	0.47	0.09

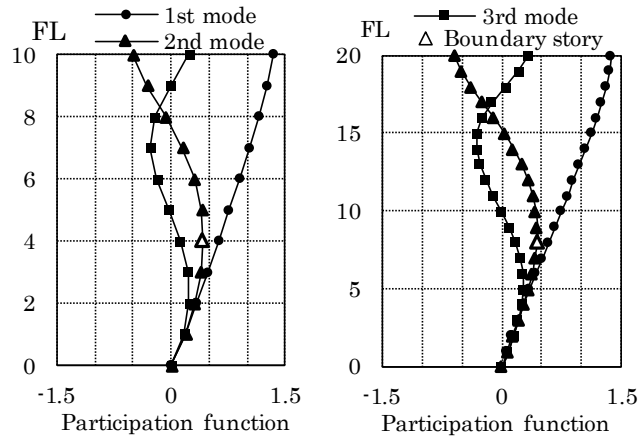


図 4-29 C-MC 型における境界層の位置

⑨ ダンパーの選定

2つの入力レベルに対して設定した C-MC 併用型のダンパーパラメータを基に、D.M. とリリーフ機構を有するオイルダンパーを選定する。10層モデルにおいて全層同一配置 (Arrange2) で MC 型を構成すると、2,000ton の D.M. を各層に 1 基配置することになり、計 10 基である。C-MC 併用型は第 1~3 層に各 1 基で計 3 基となった。

オイルダンパーの選定手順は 2 章と同じであるため、ここでの詳細な説明は省略する。概略をまとめると以下となる。まずは線形のオイルダンパーを用いた応答解析により最大速度を算出し、50cm/s 入力時に必要な減衰係数量を確保しつつリリーフ速度が最大速度より大きくなるダンパーを選定する。その際、75cm/s 入力時に必要な減衰定数が履歴面積として確保されていることを確認するという簡易な手順により各層のオイルダンパーを選定する。

表 4-5 に C-MC 併用型でのオイルダンパーの選定結果を示す。ダンパーは最大速度 0.3m/sec 入力時の最大減衰力 (kN の前の値) で分類されており、選択した各層のリリーフ速度、ダンパー本数、1 次粘性減衰係数および 2 次減衰比をまとめている。10 層モデルでは最大減衰力が異なる 4 種のオイルダンパーを計 24 本選択した。なお、2 章より C 型剛性比例配置の場合は計 50 本となる。減衰力の総計を比較すると、剛性比例配置の 52,000kN に対して C-MC 併用型では 25,800kN となった。提案した併用配置を

用いることでより少ないダンパー量となっている。

C-MC 併用型の第1～3層では、慣性質量の実デバイスにおいて、ボールナット部に封入したグリースに起因して発生する減衰力⁴⁻³⁾や粘性体の封入⁴⁻⁴⁾等を考慮すれば、オイルダンパーの台数は表中の半数程度となる。第1～3層でのダンパー設置に必要なスペースとしては、C型剛性比例配置（第1層で1500kNを4基、第2～3層で1000kNを1基と1500kNを5基）の場合と比較して、D.M.の台数を考慮しても1/2～1/3程度となっている。本例でのD.M.に生じるダンパー反力は2,000kNを超えており、過負荷防止の点では台数を倍増する対応も必要である。その場合には、下層でのスペースは同等～2/3程度となる。なお、ダンパー総数としては3台増で30台となるが、C型剛性比例配置の場合の50台と比較すると4割減である。空いたスペースには剛性要素やさらなる減衰要素を付与すること等もでき、C-MC 併用型では計画面での自由度が大きく向上する利点がある。

表 4-5 C-MC 型のダンパー台数 (上段 : 10 層モデル、下段 : 20 層モデル)

FL	Number of damper						Relief velocity (m/sec)	Damping coefficient (kN·sec/m)	Damping ratio
	D.M.	Oil damper							
	2000ton	500kN	1000kN	1500kN	2000kN	total			
10				2		2	0.128	18,760	0.19
9				2		2		18,760	0.19
8					2	2		25,000	0.26
7					2	2		25,000	0.26
6					2	2		25,000	0.26
5				4		4		37,520	0.19
4				4		4		37,520	0.19
3	1	1	1			3		4,690	0.19
2	1	1	1			3		4,690	0.19
1	1	1	1			3		4,690	0.19

FL	Number of damper						Relief velocity (m/sec)	Damping coefficient (kN·sec/m)	Damping ratio
	D.M.	Oil damper							
	6500ton	500kN	1000kN	1500kN	2000kN	total			
20					2	2	0.128	25,000	0.26
19					2	2		25,000	0.26
18					2	2		25,000	0.26
17					2	2		25,000	0.26
16				4		4		37,520	0.19
15				4		4		37,520	0.19
14				4		4		37,520	0.19
13				3	1	4		37,520	0.21
12					4	4		40,640	0.26
11					4	4		50,000	0.26
10					4	4		50,000	0.26
9					4	4		50,000	0.26
8					4	4		50,000	0.26
7	5				2	7		0.064	50,000
6	5				2	7	50,000		0.07
5	5				2	7	50,000		0.07
4	5				2	7	50,000		0.07
3	5				2	7	50,000		0.07
2	5				2	7	50,000		0.07
1	5				2	7	50,000		0.07

⑩ 時刻歴応答解析

図 4-30、図 4-31 に 10 層および 20 層モデルの時刻歴応答解析結果を示す。比較として、C 型剛性比例配置や MC 型全層同一配置の結果も重ね書いている。提案した C-MC 併用型では 20 層モデルの 1～2 層でクライテリアを若干超える場合があるものの、2つの入力レベルにおいて目標を概ね満足しており、設計初期段階の検討としては十分な精度と言える。

図 4-32 と図 4-33 では、内部減衰の違いによる MC 型全層同一配置の応答結果を比較している。MC type' は、内部減衰として剛性比例型の減衰を仮定した場合の応答である。剛性比例型の減衰のように高次に大きな減衰定数が付与されて高次モード成分の寄与が比較的小さくなる場合には、MC 型を採用してもクライテリアを概ね満足できることが分かる。

図 4-34～図 4-41 には、10 層及び 20 層建物モデルに対して設計した各配置方法の応答解析結果（絶対加速度・速度・層変位・層間変形）をまとめてある。C-MC 型併用配置は、C 型剛性比例配置の場合よりも応答が大きくなることはあるものの、ダンパー台数が $1/2 \sim 2/3$ 程度となっていることを考慮すれば十分とも判断できる。

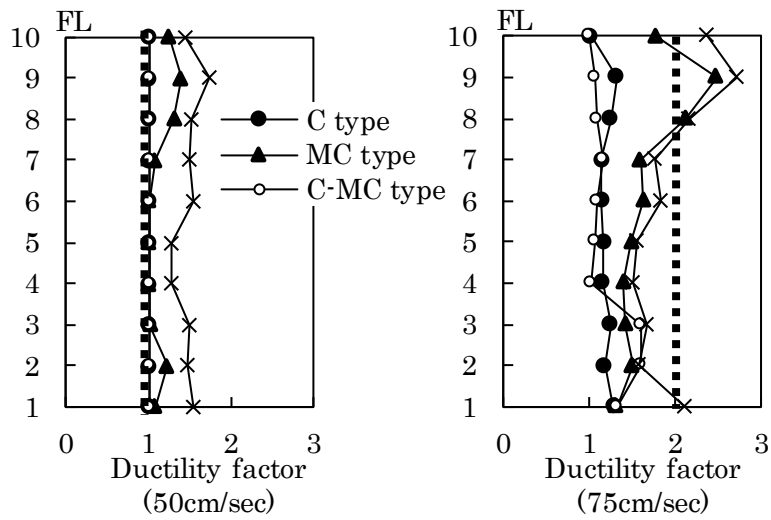


図 4-30 応答解析結果 (10層モデル)

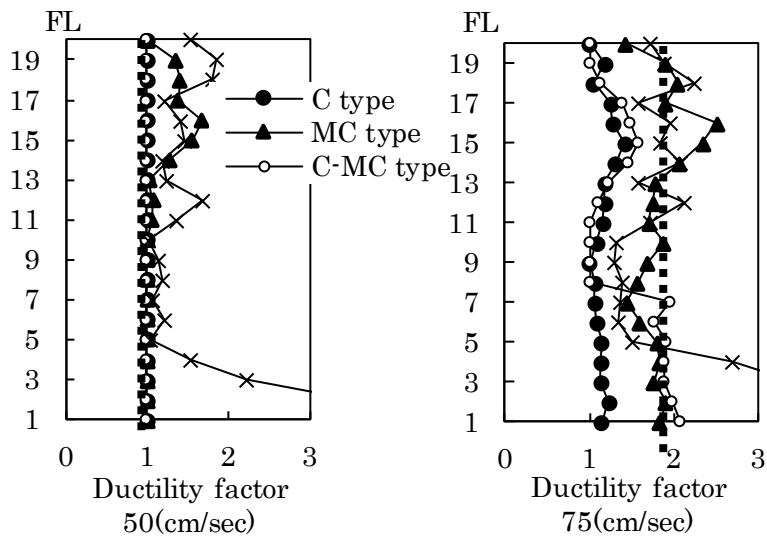


図 4-31 応答解析結果 (20層モデル)

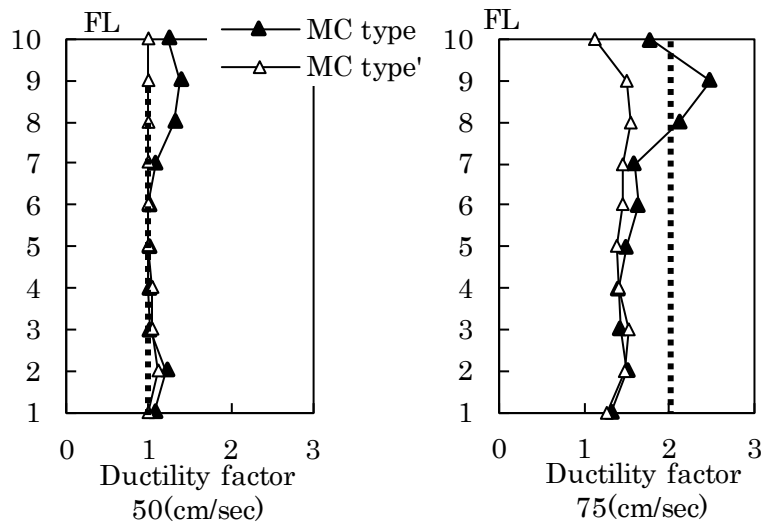


図 4-32 内部減衰の違いによる応答差 (10層モデル)

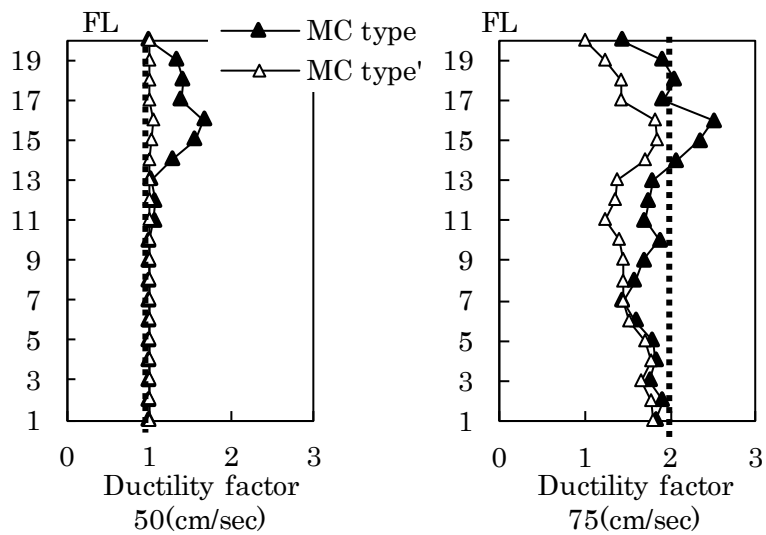


図 4-33 内部減衰の違いによる応答差 (20層モデル)

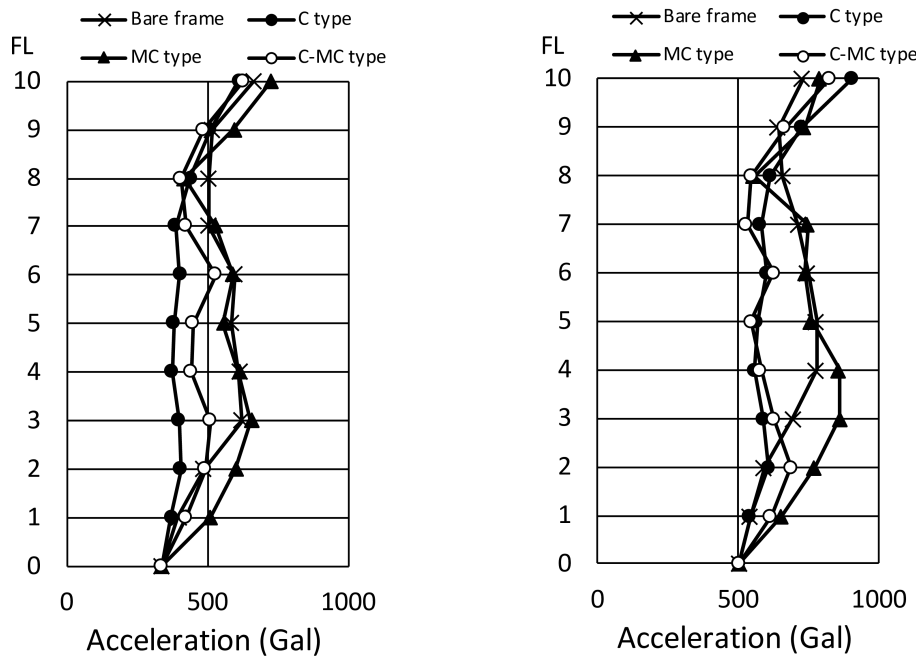


図 4-34 10層モデルの応答絶対加速度（左図が 50cm/s 入力、右図が 75cm/s 入力）

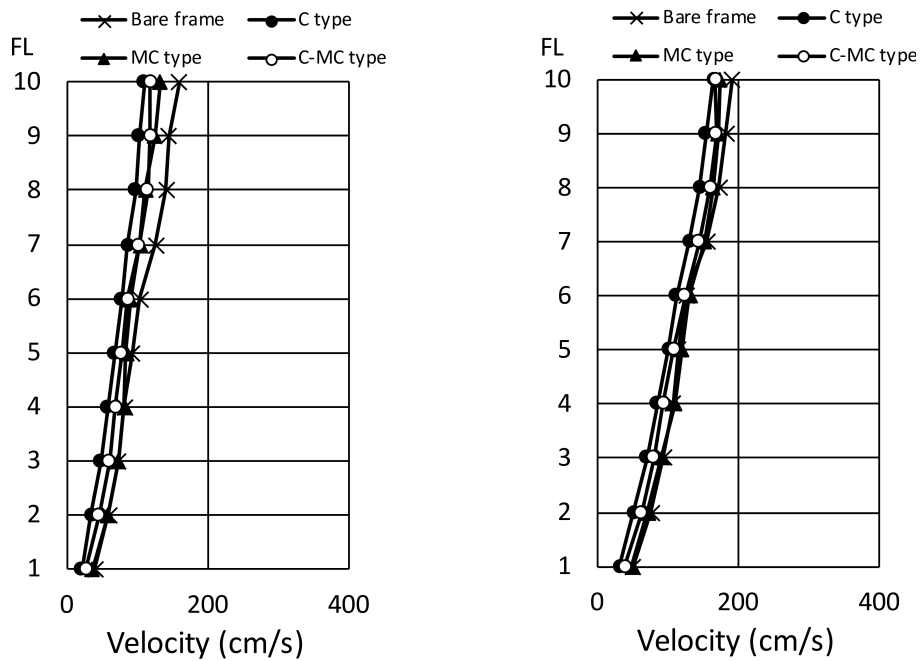


図 4-35 10層モデルの応答速度（左図が 50cm/s 入力、右図が 75cm/s 入力）

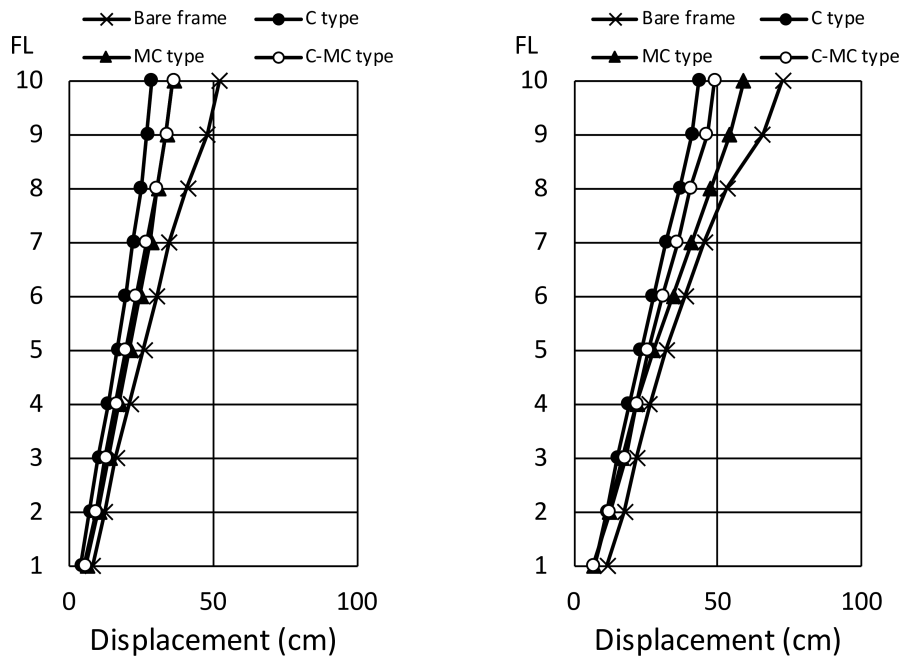


図 4-36 10層モデルの応答層変位 (左図が 50cm/s 入力、右図が 75cm/s 入力)

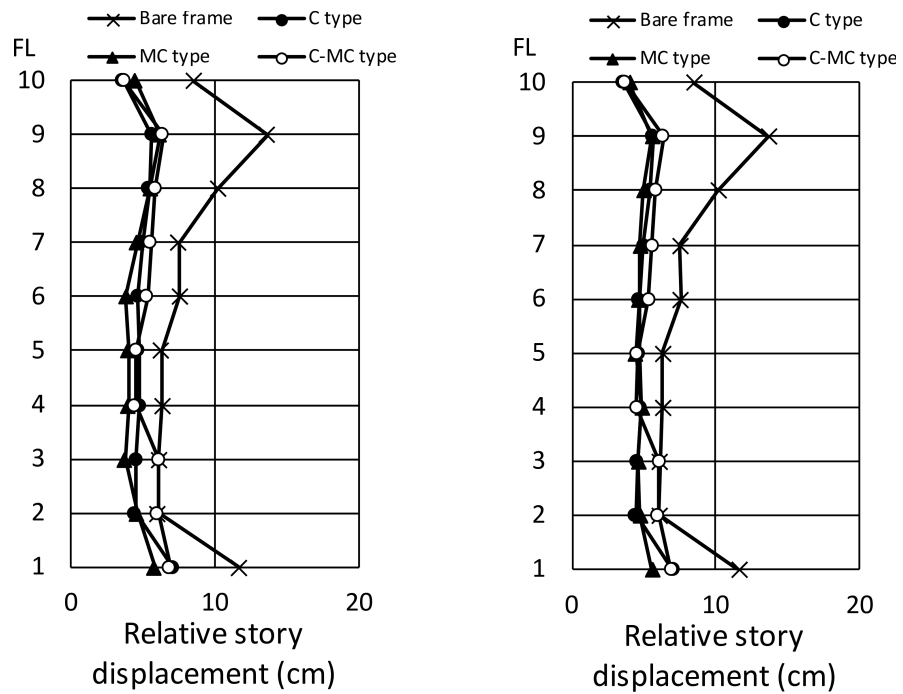


図 4-37 10層モデルの応答層間変位 (左図が 50cm/s 入力、右図が 75cm/s 入力)

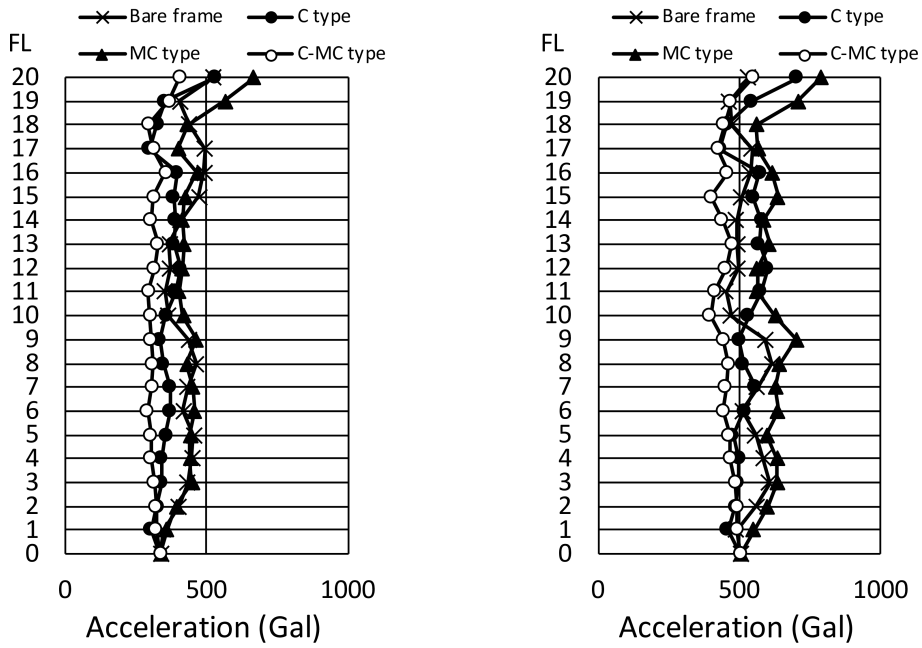


図 4-38 20 層モデルの応答絶対加速度 (左図が 50cm/s 入力、右図が 75cm/s 入力)

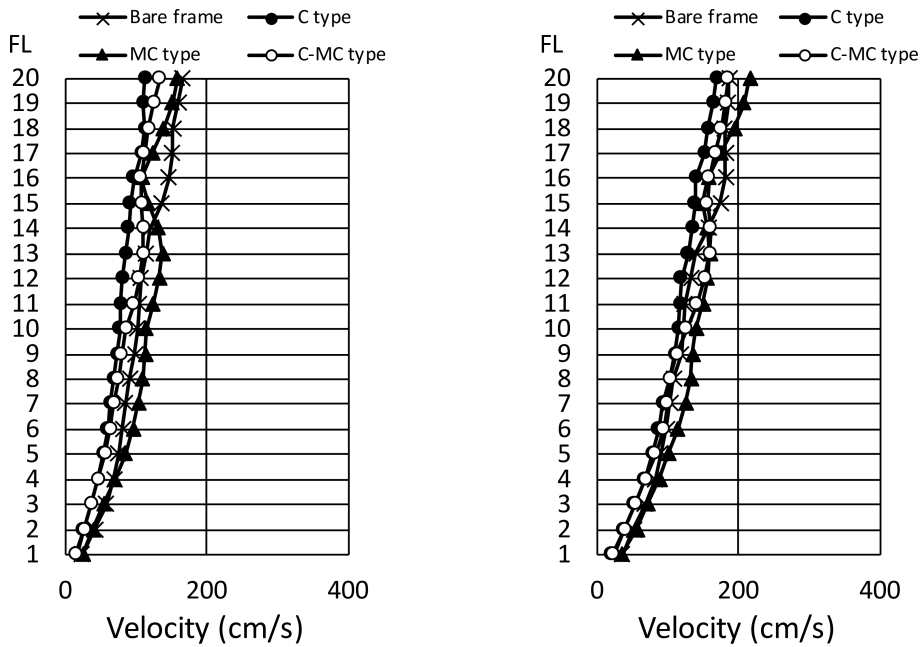


図 4-39 20 層モデルの応答速度 (左図が 50cm/s 入力、右図が 75cm/s 入力)

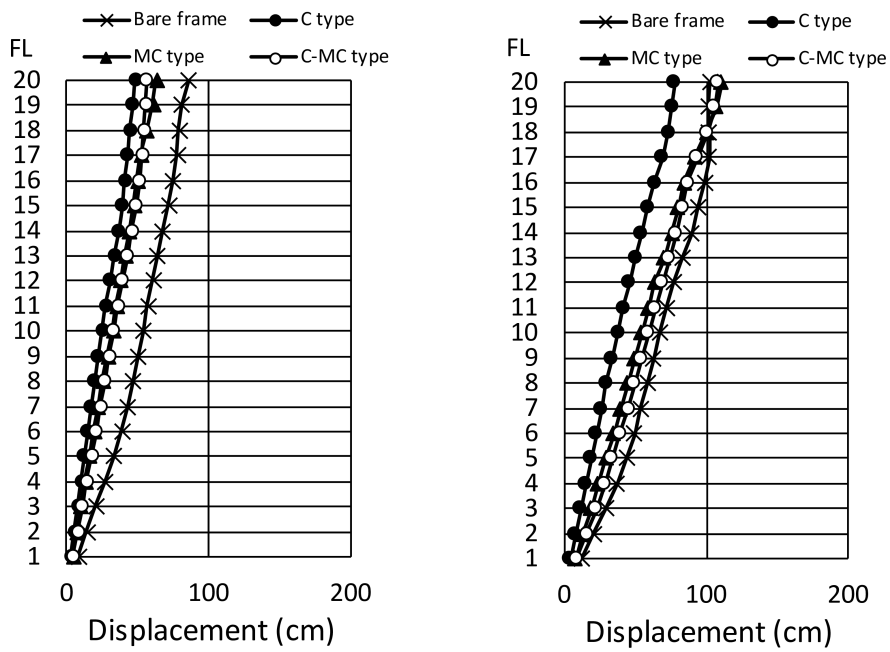


図 4-40 20 層モデルの応答層変位 (左図が 50cm/s 入力、右図が 75cm/s 入力)

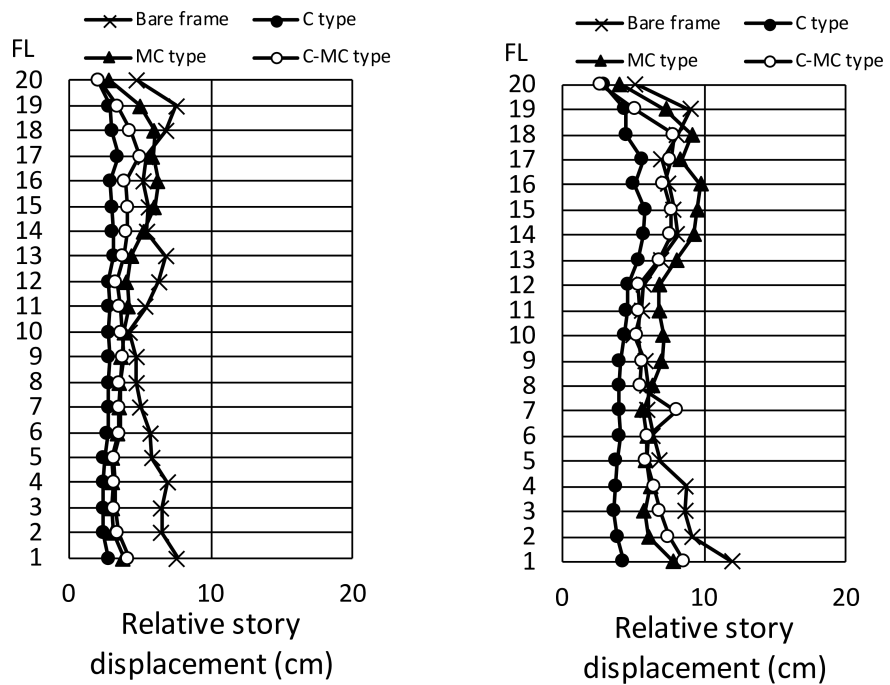


図 4-41 20 層モデルの応答層間変位 (左図が 50cm/s 入力、右図が 75cm/s 入力)

4.5 結言

本章では、C型とMC型を併用するC-MC型のダンパー配置方法を提案し、その有用性を検証した。2章で提案した構造躯体の塑性化を考慮した制振構造物の簡易設計法の考え方をD.M.を利用したMC型及びC-MC併用型へと拡張し、その適用性を確認した。また、簡易設計フローによる10層及び20層建物モデルの設計例を示すとともに、時刻歴応答解析によって提案の有効性を確認した。本研究で検討した範囲内においては以下の知見が得られた。

- 上層にC型、下層にMC型を配置するC-MC併用型は、ダンパー台数の削減を図りつつ高次モードにも減衰を付与することができ、効率的なダンパー配置となる。10層建物モデルでは、4～5割減程度のダンパー台数で同等のクライテリアを満足することを確認した。
- 2章で構築した簡易設計法は、MC型やC-MC併用型にも適用することができ、ほぼ同様の手順での設計が可能である。これによってクライテリアを満足するために設計対象建物に付与すべき各階のダンパー台数を簡易に決定することができる。
- C型及びMC型を改善するC-MC併用型を提案した。また、簡易設計法では固有周期と減衰定数に応じて配置方法を選定するように拡張した。C型及びMC型を改善する提案であるC-MC型併用型は、全体的に効率が良い。なお、周期が3秒以上で減衰が20%よりも大きい場合にはC型配置を選択しても良く、周期が2秒以下で減衰が10%よりも大きい場合はMC型を選択しても効率的な計画となる。

一方、提案手法の更なる拡張を図る上では、履歴系ダンパーを用いる場合の設計理論の構築等が課題として残されている。

参考文献

- 4-1) 森川和彦、服部恵多、秦 一平：構造躯体の塑性化を考慮した制振構造物の簡易設計方法に関する研究、日本建築学会構造系論文集、第 83 巻、第 753 号、pp.1583-1593、2018.11
- 4-2) JSSI：パッシブ制振構造 設計・施工マニュアル 第 3 版
- 4-3) 杉本浩一、福喜多 輝、半澤徹也、岡本真成：慣性質量ダンパーの実大加振実験と力学モデルの構築、日本建築学会構造系論文集、第 83 巻、第 749 号、pp.997-1007、2018.7
- 4-4) 木田英範、渡邊義仁、中南滋樹、田中久也、杉村義文、斉藤賢二、五十子 幸樹、井上範夫：軸力制限機構付き同調粘性マスダンパーの実大加振実験とその解析的検証、日本建築学会構造系論文集、第 76 巻、第 665 号、pp.1271-1280、2011.7

5 結論

本研究では現状の設計手法を簡便化させた設計法を提案した。合わせて、減衰定数を効率よく付与するダンパーの効率的な配置方法についても分析と提案をし、主架構の塑性化も考慮して近年の入力地震動の増大傾向にも対応できるように拡張性のある設計手法を構築した。

まずは、オイルダンパーを用いた制振システム（C型）の動特性を検証し、固有周期に応じた効率的なダンパーの配置方法を提案した。また、石丸・秦らが提案している応答性能設計図表¹⁻³⁸⁾を利用した簡易設計法を構築し、設計例により妥当性を検証した。

続いて、近年研究開発が進んでいる慣性質量効果を利用したダイナミック・マスを用いた制振システム（MC型）を提案した。制振層の剛性を低減させることで、より少ないダンパー量で減衰性能を大きく向上するシステムを構築できることを示した。解析及び実験的な検証によって提案システムの有用性を確認した。また、効率的なダンパー配置方法についても分析するとともに、利点と欠点を整理した。

さらに、下層にダイナミック・マスによる同調システム、上層にオイルダンパーを配置する併用システム（C-MC併用型）を提案した。構築した簡易設計法を併用システムでも適用できるように拡張し、併用型ではより少ないダンパー量で高次モードにも減衰定数を付与できるシステムを構築でき、効率良く応答を低減できることを示した。また、設計者が参考にできる効率的なダンパーの配置方法も提示した。

1章「序論」では、研究の背景を概観した。現状の設計方法に関する課題点や既往の研究を整理した上で、本研究の目的と論文の構成を述べた。

2章「オイルダンパーを用いたC型制振システムの簡易設計法」では、オイルダンパー（C型）の配置方法について述べた。まずは、ダンパー台数と地震波倍率から構成される合理性の評価指標を構築した。その指標を用いて主架構の塑性化を考慮する場合に剛性比例や全層同一、層間刺激関数に比例する配置とそれらを組み合わせる方法についての効率性を分析し、評価の高い配置方法を提案した。構造物の1次固有周期に応じて、効率的な配置方法は異なることを示した。

また、石丸・秦らが提案する応答性能設計図表¹⁻³⁸⁾を利用して設計作業を単純化する簡易設計法について述べた。提案する簡易設計法では、時刻歴応答解析の繰り返し計算は不要となる。設計する制振システムが目標性能を満足するために必要なモーダル減衰定数を応答性能設計図表により把握し、より少ないダンパー台数で必要な減衰定数を付与する方法を構築した。複素固有値解析により算出した構造

物の固有周期に応じて、より少ない台数で目標性能を満たす効率的なダンパーの配置方法を容易に決定でき、既往研究にある応答が小さいC型を剛性比例で配置した場合と同等の応答変位を3割程度の台数減でも実現できることを示し、試設計例により精度を検証した。

なお、内部減衰をレーリー型で仮定する場合には高次モードに付与される減衰定数が小さくなる。高次モードの減衰定数が小さい場合にはダンパーが少ない層で主架構の塑性化が進行する傾向にあることを示し、ダンパーを全層に設けて高次モードの減衰定数にも配慮する考え方が重要であると述べた。

また、C型配置の課題点として、効率性の向上に限界がある点を挙げた。

3章「ダイナミック・マスを利用したMC型制振システム」では、ダイナミック・マスを利用した制振システム（MC型）を提案した。オイルダンパーの配置方法を変えただけではダンパー台数の大幅な削減は困難であり、高減衰化にも限界がある。そこで、近年研究開発が進められている慣性質量効果を利用するデバイスを用いて、高減衰化を図る制振システムを提案した。ダイナミック・マスを利用して複数のモードに同調させる制振システムを構築し、合わせて制振層の剛性を低減することによってシステムのモーダル減衰定数を大きく向上させることができることを示した。複素固有値解析によって制振層の位置や複数モードの制御、制振層の剛性を低減する効果を定量的に把握し、モーダル減衰定数とダイナミック・マス及びオイルダンパーの必要量の関係性を整理した。制御するモードの層間刺激関数が大きい位置に制振デバイスを配置することで、効率的にモーダル減衰定数を増加できることを示した。

続いて、提案システムの動特性を振動実験によっても確認し、その有用性を検証した。設計例では、高次モードにも減衰定数を付与することによって、より少ないダンパー台数で応答加速度も低減できる制振システムを構築できることを示した。高次モードの制御では、1次モードの制御における必要量よりも $1/4\sim 1/2$ のダンパー台数で同程度のモーダル減衰定数を付与できると述べた。

また、MC型の配置方法に関する効率性についても述べた。入力地震動により主架構の塑性化の程度は異なるため、弾性剛性に対して同調させるシステムを構成しており、主架構の塑性化を考慮してMC型を構成する際の利点と欠点を整理して明確にした。MC型では全層同一配置が効率的であると述べ、建物規模が大きくなるとダンパー台数の削減効果が小さくなる点を指摘した。また、同調モードではC形よりも効率よく減衰定数を付与できるものの、同調させているモード以外には減衰定数が付与されないことを課題に挙げた。

4章「C-MC併用型制振システムの簡易設計法」では、下層にダイナミック・マスによる同調システ

ム、上層にオイルダンパーを配置する併用システム（C-MC 併用型）を提案した。この提案は C 型及び MC 型配置の課題点を改善する提案である。

下層に全層同一で配置する MC 型で 1 次モード、上層に剛性比例で配置する C 型で 2 次モードに減衰定数を付与することにより、既往研究にある全層を C 型剛性比例配置とした場合と同程度の変形・加速度を 4～5 割減程度のダンパー台数で実現できることを示した。

なお、ダイナミック・マスを利用する MC 型の設計方法としては定点理論の考え方に基づいて応答倍率を最小化する手法の提案があるが、地震入力時の応答量は把握できない。C-MC 併用型におけるダンパー配置方法の効率性を明確にするとともに、2 章で提案した簡易設計法の適用性を拡張させた。2～4 章での C 型・MC 型・C-MC 併用型配置方法に関する分析結果も反映させて、固有周期と減衰定数により効率的となる配置方法を選択できるようにした。拡張した簡易設計法では併用システムの設計においても目標性能を満足するためのダンパー台数を容易に把握できることを示した。

本論では、粘性減衰を効率よく付与するダンパーの配置方法について検討した。制振デバイスには粘性系だけでなく履歴系のダンパーもあり、両者を併用する制振システムの構築も可能である。等価線形化をして複素固有値解析によって建物の動特性を把握するという本論の設計思想も適用・応用できるものと考えられるが、現状では課題となる点もまだまだ多い。それらについては、今後の課題として取り組んでいきたい。

謝辞

本論文は、清水建設技術研究所において実施した研究のうち、制振構造の設計法に関する成果をとりまとめたものです。本論文を作成するにあたって、数多くの方々にご指導・ご鞭撻をいただきました。ここに、感謝の気持ちを記します。

筆者が研究生活を始めるにあたって、日本大学前教授 故石丸辰治博士には研究者の道を目指すきっかけを与えていただくとともに、研究者としての基礎も育てていただきました。深く感謝申し上げます。

本論文をまとめるにあたり、日本大学教授 秦一平博士には適切なお助言をいただきました。心より感謝申し上げます。

学位論文審査において、貴重なご指導とご助言をいただいた日本大学教授 古橋剛博士、中島肇博士、北嶋圭二博士には心より感謝申し上げます。

著者が所属する清水建設株式会社において、技術研究所所長 石川裕博士には学位取得の機会と自由な研究環境を与えていただきました。技術研究所安全安心技術センター所長 福喜多輝博士には数多くのご意見やご激励とともに、上司として数々のご配慮をいただきました。心より感謝申し上げます。

筆者が本論文をまとめることができたのは、清水建設株式会社技術研究所や他部署の数多くの方々の力添えによるものです。特に、2019年に設計本部構造設計部に入社した服部恵多氏には解析や結果の整理・分析等において多大なるご協力をいただきました。厚くお礼申し上げます。

最後に、筆者の我儘を陰ながら支えてくれた妻礼子、母、今は亡き父に深く感謝いたします。

2020年6月 森川 和彦