



周期変動に適応可能なセミアクティブ同調質量ダンパに関する研究

中井, 武

(Degree)

博士 (工学)

(Date of Degree)

2022-03-07

(Date of Publication)

2023-03-01

(Resource Type)

doctoral thesis

(Report Number)

乙第3412号

(URL)

<https://hdl.handle.net/20.500.14094/D2003412>

※ 当コンテンツは神戸大学の学術成果です。無断複製・不正使用等を禁じます。著作権法で認められている範囲内で、適切にご利用ください。



神戸大学博士論文

周期変動に適応可能な
セミアクティブ同調質量ダンパに関する研究

2022年1月

中井 武

目 次

1章 序論	1
1.1 背景	1
1.2 本研究の目的と既往研究	5
1.3 本論文の構成	8
2章 既往の TMD の概要と基本特性	9
2.1 単一 TMD の基本特性	10
2.1.1 力学モデル	10
2.1.2 ランダム振動論に基づいた制震効果の評価法	11
2.1.3 TMD の最適設計式と設定パラメータの影響	12
2.1.4 主系の周期変動が制震効果に与える影響	18
2.2 多重 TMD の基本特性とその課題	20
2.2.1 力学モデルと設定法	20
2.2.2 主系の周期変動が制震効果に与える影響	21
2.3 剛性・減衰可変 TMD の機構とその課題	25
2.3.1 力学モデル	25
2.3.2 既往の研究で提案されている機構	26
2.4 まとめ	32
3章 周期変動に適応可能なセミアクティブ TMD の機構と設計法	33
3.1 減衰係数切替式適応 TMD (ACVD TMD) の機構	35
3.2 ACVD TMD の周期調整の原理	36
3.3 ACVD TMD の設計法	40
3.3.1 復元力要素の剛性の設計法	40
3.3.2 減衰要素の減衰係数の設計法	42
3.3.3 減衰要素の応答ストロークおよび減衰力	44
3.4 定常応答特性の比較	47
3.4.1 主系の平均応答	47
3.4.2 TMD ストローク	49
3.5 切替式減衰要素を用いた合理化の検討	51
3.5.1 段階切替式の減衰係数の設定法	51
3.5.2 対応周期範囲と切替段数の関係	53
3.6 過渡応答における制震効果	56
3.6.1 検討方法	56

3.6.2	制御遅れがない場合の制震効果	58
3.6.3	制御遅れがある場合の制震効果	59
3.7	中間質量の影響に関する検討	61
3.7.1	中間質量が制震効果に及ぼす影響	61
3.7.2	中間質量を考慮した設計パラメータの補正法	63
3.7	まとめ	69
4章	周期変動に適応可能なセミアクティブTMDの制御法	70
4.1	基本検討モデルと入力外乱	71
4.2	既往の制御法とその課題	73
4.2.1	入力外乱の卓越振動数に合わせる手法	73
4.2.2	システム同定により主系に同調させる手法	75
4.3	エネルギー吸収効率を評価指標とした制御法の提案	77
4.3.1	制御法の概要	77
4.3.2	制御の安定性に関する検討	80
4.3.3	制御アルゴリズム	83
4.3.4	ACVD TMDの制御法	89
4.3.5	評価指標に関する考察	90
4.4	地震応答解析による制御法の検証	93
4.4.1	解析モデルと検討ケース	93
4.4.2	入力地震動	96
4.4.3	解析結果とその考察	98
4.5	地震応答解析を用いたパラメータスタディ	104
4.5.1	検討モデルと検討ケース	104
4.5.2	入力地震動	104
4.5.3	解析結果とその考察	107
4.6	まとめ	124
5章	試設計と縮小試験体による振動台実験	125
5.1	実大装置の試設計	126
5.1.1	基本仕様	126
5.1.2	各部の設計	128
5.2	縮小試験体と制御システム	136
5.2.1	試験体の概要	136
5.2.2	制御プログラムの概要	141
5.2.3	計測計画の概要	145

5.3	振動台実験	146
5.3.1	基本特性確認試験	146
5.3.2	地震応答波試験	148
5.4	まとめ	153
6章	結論	154
6.1	結論	154
6.2	今後の課題と展開	157
	関係論文	159
	参考文献	160
	謝辞	167
	付録	168
付録 1	留数積分による平均応答の代数解	168
付録 2	システム同定による固有周期の逐次同定法	174
付録 3	離散時間系におけるフィルタの演算法	177
付録 4	連結数の拡張に関する検討	181
付録 5	二方向異周期 TMD への展開	185

1 章 序論

1.1 背景

現在、東京や大阪などの大都市近郊には多数の超高層集合住宅が建設されており、高層階からの眺望や好立地による利便性などを背景に高い人気を博している。2011年3月11日に発生した東北地方太平洋沖地震では、これらの建物において耐震安全性に関わる深刻な被害はみられなかったものの、建物の固有周期が地震前よりも長くなるなどの変化があったことが強震記録の分析により確認されている^[1,2]。また室内被害の面では、家具の移動や転倒の頻度が低層住宅よりも高く、居住者が揺れの最中に感じた不安感も大きかったことが、地震後のアンケート調査に基づいて明らかにされている^[3]。これらの被害の要因としては、海溝型の大規模な地震による長周期地震動が挙げられており^[4]、震災を契機として超高層集合住宅の大地震に対する安全性の向上や、地震時における不安感の低減が重要課題として広く認識されるようになってきた。このような状況を背景として、2016年6月には国土交通省より「超高層建築物等における南海トラフ沿いの巨大地震による長周期地震動への対策について」と題する通知^[5]が発せられた。ここでは、関東・静岡・中京・大阪の各対象地域内において超高層建築物等を新築する際に長周期地震動に対する検討を行うことが求められるとともに、既存の超高層建築物等に対しても自主的な検証や補強を行うことが促されている。しかし、既存の超高層集合住宅においては、建物所有者や居住者の合意形成の難しさに加え、費用や補強方法の問題があり、現在のところ手が付けられていないものが大半である。

一方、事務所や宿泊施設を主な用途とする鉄骨造の既存超高層建物においては、長周期地震動対策が行われる事例が増加している。最も一般的な対策はオイルダンパなどの制震部材をブレースを介して層間に追加設置し、減衰を付加することによって地震時の最大振幅や揺れの継続時間を抑制する手法である。一例として、2009年に都内の地上54階建ての鉄骨造建物（1979年竣工）の制震改修工事^[6]が本手法によって実施され、その後発生した2011年の東北地方太平洋沖地震において応答低減効果が確認されている^[7]。この手法は制震部材の設置スペースが確保できるのであれば多様な構造形式に汎用的に用いることができるが、改修計画によってはブレースやダンパが室内空間に現れ、使い勝手の悪化や眺望の阻害の要因となる場合がある。また、専有部における室内工事を伴う場合、建物利用者が不在の時間帯に工事を行うか、一時退去を求める必要があるなど、施工面での制約も多い。

このような状況に対し、筆者らは超大型の同調質量ダンパ（TMD: Tuned Mass Damper）を建物屋上に設置する長周期地震動対策法を提案し、2015年に地上55階建ての鉄骨造建物（1974年竣工）に適用した^[8]。約300tonの錘を有する懸垂式のTMDユニットを建

物屋上に計6基設置するという対策であり、適用後の観測記録の分析を通して、TMDによる制震改修が中小地震や強風など比較的小さな外乱に対しても有効に機能することを確認している。この手法は、屋上付近に装置を設置するだけで良いため、改修後の建物の使い勝手にほとんど影響を与えない。また工事範囲が限定されることから、建物利用者が居ながらの状態でも施工することも容易である。この適用を契機として、国内の研究機関や建設会社において様々な機構の大地震対応 TMD が開発されており^[9,10]、新築建物に適用される事例も報告されている^[11]。

他の制震改修法としては、建築計画や構造架構の特徴を利用する手法が存在する。地震時に大きな相対変位が生じる箇所を架構の中に意図的に設け、そこに集中的にダンパ等を設置することによって振動エネルギーを吸収する手法である。免震層を介して建物上部に躯体を増築する手法^[12]や、隣接する増築建物とオイルダンパで繋ぐ手法^[13]、および建物全体の曲げ変形に伴う上層階と地面の鉛直方向の変位差を利用する手法^[14]などが提案・適用されている。この種の手法は、新築の超高層建物においては従来から用いられており^[15,16]、高い制震効果を得られることが知られているが、建築計画および構造計画上の制約が多い既存建物に汎用的に用いることは難しい。

以上のように、鉄骨造の既存超高層建物では様々な長周期地震動対策法が提案されており、適用事例も増加してきている。しかし、冒頭にあげたような超高層集合住宅に同様の手法を用いるには、以下に示すような解決すべき課題が存在する。まず、層間にダンパを追加設置する手法であるが、一般階に補強を行う場合、有効床面積の減少や眺望の阻害、外観デザインの変化につながるため、所有者や居住者の合意を得るのが難しい。また、中間階や基礎部に新たな免震層を設ける手法は負担軸力が大きい超高層建物では現実的ではない。したがって、超高層集合住宅において最も居住者への影響が小さく、現実的な制震改修法は TMD によるものと考えられる。TMD による制震改修は、中小地震や強風に対する揺れを抑制し不安感を低減することもできるため、特に居住性が重視される住宅用途に適した手法である。

さて、超高層集合住宅の多くは鉄筋コンクリート (RC) 造や鉄骨鉄筋コンクリート (SRC) 造であり、地震等の外乱を受けた際に生じるひび割れによって建物の固有周期が長くなり、通常の TMD では同調ずれを起こしてしまうという問題がある。現在のところ、この種の建物に大地震対応 TMD を用いる場合は、大地震時 (塑性化後) において効果的な TMD の設定を地震応答解析などによって試行錯誤的に見つけ、結果として建物の初期の固有周期よりもかなり長めに同調周期を合わせる手法が採用されている^[17,18]。この設定法は塑性化後の制震効果を重視しているため、大地震を受けるまでは中小地震や強風に対する制震効果を期待することができず、折角の補強を居住性の向上に活かすことができない。また、部材の履歴則をはじめとした数々の仮定が内在する弾塑性地震応答解析を、TMD の設定の拠り所としており、解析モデルの精度が制震効果に大きな影響を与えうるといえる問題もある。このような状況に対して、本研究では電気制御によっ

て、建物の周期変動に適応可能な実用性に優れた TMD を提案する。

TMD は錘の慣性力を利用して制震効果を得る質量ダンパの一種であるが、ここで近年の建物の応答制御に用いられる質量ダンパとその特徴について概観する。質量ダンパはその動作原理によって、「パッシブ型」、「アクティブ型」、および「セミアクティブ型」の 3 種類に大きく分類される^[19]。

パッシブ型の質量ダンパは復元力要素や減衰要素の受動的な抵抗力を利用する装置である。建物の応答制御に用いられるパッシブ型の質量ダンパは、そのほとんどが装置と建物の共振現象を利用する TMD であり、超高層建物や自立塔の風揺れ対策として古くから活用されてきた^[20]。これを超高層建物における大地震対応とするためには、建物質量の数パーセントに相当する大きな質量の錘を用い、それを平面二方向に 1~2 メートル程度動かせるようにすることが求められる^[21]。特に既存の超高層建物では設置場所の空間や構造強度が限られるため、この大質量・大ストロークの要件を満たすのは容易ではなく、錘の支持機構において様々な工夫が行われている。代表的なものとして、鋼製ケーブルによる懸垂式^[8,10]や、積層ゴム支承を多段に積み重ねた方式^[11]、またはリニアスライダを併用した方式^[9]等が挙げられる。このように超高層建物用の大地震対応 TMD は大掛かりな支持機構を要し、多くの場合それが錘に復元力を付与する機能を兼ねるため、TMD の周期を自在に変化させることは難しい。

また、設計想定以上の入力に対して錘の変位が過大にならないように抑制するフェイルセーフ機構も重要となる。フェイルセーフ機構としては、一定の速度を超えると油圧回路によってダンパの減衰力を急激に上昇させる方式^[8]や、TMD の支持架台にリリース機能を設ける方式^[22]などが提案されているが、これらは通常時の制震効果と設計想定以上の入力に対する安全確保の両立を目的としたものである。さらに、二方向に異なる周期を有する建物への適用も大地震対応 TMD の重要課題として挙げられる。塔状比や構造形式が平面二方向で異なる建物では、各方向の固有周期が大きく離れる場合がある。一般に、錘を支持するための懸垂機構や積層ゴムは、水平方向に等方的な復元力特性を有するため、TMD の平面二方向の固有周期は等しくなる。このような状況に対処するため、近年では、一方向に慣性質量ダンパを組み込み、その質量効果を利用することで二方向の固有周期を異なるものに調整する機構が提案されている^[23]。

アクティブ型の質量ダンパは、油圧アクチュエータやリニアモータによって錘を強制的に駆動し、その反力を制御力として利用する制震装置であり、一般に AMD (Active Mass Driver または Active Mass Damper) と呼称される^[24,25]。AMD は TMD と比較すると比較的小さい錘で大きな減衰効果を得られ、また振動開始直後から制震効果を得られるという利点を有する。さらに、装置の固有周期を建物に同調させることが制御の必要条件ではないため、原理的には建物の固有周期によらず制震効果を発揮することができる。しかし、大地震に対しても効果が期待できるほど大きな錘を用いるには、巨大な駆動装置と膨大なエネルギー供給が必要とされるため現実的ではない。また、外部エネルギーを用い

て錘を駆動させるため、万一不適切な制御を行ってしまった場合、建物に対する加振力となってしまうリスクが存在する。以上の理由から、特に信頼性が重視される大地震対応の制震装置としてアクティブ型の質量ダンパを用いることは難しく、現在ではそのほとんどが風揺れや中小地震時の居住性向上を目的としたものに留まっている。単純に錘を駆動するだけではなく、TMD と組み合わせることによって制震効率を向上させた組み合わせ式の質量ダンパ(ATMD: Active Tuned Mass Damper、または HMD: Hybrid Mass Damper)も実用化^[26,27]されているが、これも、外部からの供給エネルギーが加振力となり得るリスクは排除できず、多くの場合大地震時には装置の駆動を停止する措置がとられている。

セミアクティブ型の質量ダンパは、外部エネルギーを装置の特性変化にのみ使用する方式である。地面や建物に設置したセンサを用いて建物の揺れを抑制するために最適な装置特性を判断して制御することにより、パッシブ型を超える制震効果を得ることを目的としている。変化させる主な対象は、TMD の減衰要素また剛性要素であり、それぞれに対応した適用法が提案されている。減衰要素を変化させる方式の一例として、TMD の振幅が予め定めた閾値を超えた際に電氣的にオイルダンパの制御弁を操作して減衰係数を高め、オーバーストロークを避ける方法が建物用 TMD に適用されている^[28]。剛性要素を変化させる方式としては、復元力要素として用いるばねの傾きを変化させる方法や、振り子の長さを変化させる方法が提案されており^[29]、こちらは TMD の固有周期を変化させることを狙ったものである。上記のいずれにも属さない方式のセミアクティブ型の TMD として、初期変位付与型の TMD が挙げられる^[30]。この方式は、一般的な TMD が苦手とする衝撃的な応答に対する効果を向上させる手法として提案されており、衝撃力が入力する瞬間に予め与えた初期変位を解放することによって応答の第一波の抑制を図るものである。以上のように、セミアクティブ型の質量ダンパはその目的に応じて様々なタイプが提案されているが、パッシブ型およびアクティブ型の質量ダンパと比較すると実建物への適用例は少なく、多くは研究レベルに留まっている。

以上のように、数多くの質量ダンパがこれまで開発・適用されてきたが、現在のところ広い範囲の周期変動に適応可能な超高層建物用の大地震対応 TMD は実現していない。加振力としてエネルギー供給してしまうリスクが無いセミアクティブ型の TMD は、信頼性が重視される大地震対応のシステムとして魅力的であるが、大質量・大ストロークが要求されるのはパッシブ型の TMD と同様であり、実現するためには数百トン級の錘を支持しながら TMD の振動特性（共振周期・減衰定数）を大きく、かつ即座に変えられる機構が必要である。また、地震動の作用時間中に塑性化によって徐々に長くなっていく建物周期に、TMD 特性をどのように追従させるかという制御則の構築も重要な研究課題となる。本研究は、実用的な周期調整機構と、それに適した制御法を提案することにより、制震対象の周期変動に適応可能なセミアクティブ TMD を実現し、RC 建物の耐震安全性の向上に寄与することを目指す。

1.2 本研究の目的と既往研究

本研究の目的は、制震対象の周期変動に適応可能なセミアクティブ TMD を提案することである。研究の構成を下記に示す。

- I. 実用的な機構の提案と設計法の構築
 - II. 安定した制御則の構築と地震応答解析による効果の検証
 - III. システムの試作と振動台実験による制御動作の検証
- 以下に本研究の目的と関連する既往研究についてまとめる。

I. 実用的な機構の提案と設計法の構築

本研究の第一の目的は、制震対象の周期変動に適応可能な TMD（周期適応型 TMD）の実用性に優れた機構を提案するとともに、その設計法を提示することである。周期適応型 TMD に関する既往の研究では、主に下記に示す二つのアプローチがとられてきた。

一つ目は異なる設定の複数の TMD を用いる手法（多重 TMD）である。TMD の配置計画や設置場所の耐力上の問題に対処するために、同一の設定の TMD を複数設置することは一般的に行われている。これは力学的には錘質量をすべて足した一つの大きな TMD（単一 TMD）を設置するのと等価である。一方、岩浪らはそれぞれの TMD の設定を互いに異なるものに調整することで、主系の周期変動に対してロバスト性を持たせる手法を提案している^[31]。この手法は完全にパッシブな線形の機構で実現でき、制御操作が必要ないという利点があるが、変動する主系の周期に対して錘質量の全てを同調させることはできないため、投入する錘質量に対する制震効率の面で課題が残る。

二つ目は TMD の周期と減衰定数を両方とも可変にする手法（剛性・減衰可変 TMD）である。この手法は適切に制御できれば錘質量の全てが制震対象に同調するため、多重 TMD と比較して制震効率に優れる。Nagarajaiah らは、懸垂式 TMD において振り子の吊り長さや支点位置を変えることで周期制御する機構や、コイルばねを復元力要素とする TMD において、ばねの傾きを変えることで周期制御する機構を提案している^[29]。また、減衰要素に MR ダンパを使用し、印可電流の逐次操作によって負剛性効果を生み出すことで、TMD の周期と減衰定数を制御する機構等も提案されている^[32]。これらの手法は、投入する錘質量の全てを制震対象に同調させることができるため、多重 TMD と比較すると制震効率に優れる。一方、このような TMD を完全にパッシブな構成で実現するのは難しいため、建物の制震装置として用いるにあたっては、耐久性や信頼性に優れ、かつ容易に操作できる機構とすることが求められる。

本論文では、建物の周期変動に適応可能なセミアクティブ TMD の実用性に優れた機構を提案する。図 1.2.1 に提案する TMD の基本構成を示す。本 TMD は復元力要素を 2 層の積層ゴムで構成し、その一方に並列に減衰係数切替型オイルダンパを配置したものである。TMD 設置位置の応答加速度を加速度センサで計測し、計測された記録に基づい

てコントローラでオイルダンパの減衰係数を切り替える。この機構では、減衰係数切替型オイルダンパが周期調整と減衰付与という TMD にとって重要な二つの役割を担うため、積層ゴム等の剛性の操作無しに広い範囲の周期変動に対応することができる。このような機構の設計法を明らかにすることが本論文の第一の目的である。

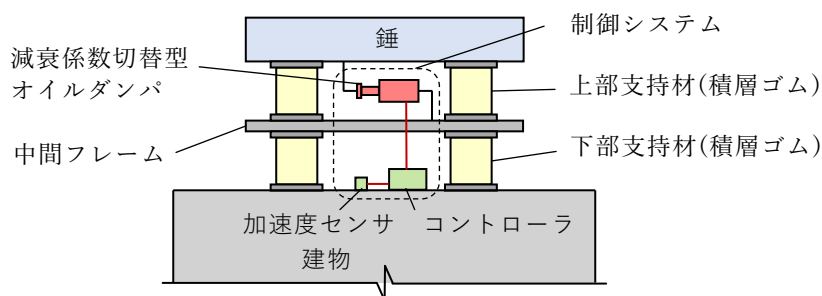


図 1.2.1 減衰係数切替式適応 TMD (ACVD TMD)

II. 安定した制御則の構築と地震応答解析による効果の検証

本研究の第二の目的は、周期適応型 TMD を安定的に制御するための制御則を構築し、その効果を地震応答解析によって検証することである。セミアクティブ TMD の制御法という観点では、大きく分けて以下の二つの手法が挙げられる。

一つ目は入力外乱の卓越振動数に TMD を同調させる手法である。Nagarajaiah らは入力外乱を短時間フーリエ変換によって分析し、その卓越振動数にリアルタイムで TMD の振動数を合わせるといった制御法を提案している^[33]。この制御法の本来の狙いは、主系の周期変動を想定したものではなく、卓越振動数が変化する入力に対してパッシブ型の TMD を超える制震効果を狙ったものである。しかし、主系との同調を重視していないこの手法が周期変動を起こす対象に対して有効な制御法となる可能性はある。一方、地震動のようにある程度広い周期帯域を有する入力に対しても、有効な制御法となり得るのかについては検証する必要がある。

二つ目は変動する主系の周期に追従するように TMD を同調させる手法である。実建物においては変動する建物周期を直接得ることはできないため、なんらかの手法によって周期同定を行う必要がある。Nagarajaiah らは短時間フーリエ変換に経験的モード分解法を組み合わせることで建物応答における支配的な振動数を求め、それに TMD を同調させる手法を提案している^[29]。また、堀らは建物内に設けた複数の加速度センサの観測記録を用いて、ARX モデルを用いたシステム同定によって建物周期を推定し、それに TMD を同調させるという制御法を提案している^[34]。このようなシステム同定によって妥当な結果を得るためには、一般に観測データの十分な前処理と適切なパラメータ選定

が不可欠とされており^[35]、信頼性が求められる大地震対応 TMD の自動制御にこの種の手法が適するののかについては、十分に確認する必要がある。

本論文では、まず多数の時刻歴応答解析結果を統計的に分析する手法によって、これら既往の制御手法の利点や欠点について論ずる。その後、TMD によるエネルギー吸収効率を評価指標とした新しい制御法を提案する。この制御法は TMD 設置位置の加速度応答のみを用いて TMD の制御を行うことができ、比較的容易に実建物に適用することができる。検討においては、制御に用いるパラメータの推奨値を示すとともに、制震対象や外乱のばらつきに対する制御の安定性を検証する。また、RC 造の超高層建物を模擬した多質点系モデルを用いた地震応答解析により、建物が長周期化していく状況に対して TMD が時々刻々に追従可能であり、従来のパッシブ型の TMD との比較を通して提案する制御法の妥当性を確認する。

III. システムの試作と振動台実験による制御動作の検証

本研究の第三の目的は、TMD の縮小試験体と制御システムを試作して振動台実験を行い、試験体の挙動および制御システムの動作を確認することである。制御システムには、例えば加速度センサの計測ノイズやコントローラの処理速度、および減衰係数切替型オイルダンパの制御弁の切り替えに要する時間のように、計算機上のシミュレーションで無視している実機ならではの問題が存在する。振動台実験はこれらの影響を確認し、実用化に向けた目途をつけることを目的としている。

試験体の製作に先立ち、実大サイズの装置の試設計を行う。試設計においては、錘や鉄骨フレーム、積層ゴムやオイルダンパなどの TMD の構成要素の設計法の概略を示し、それらが現実に製作可能な仕様、サイズであることを確認する。次に、約 1/10 スケールの縮小試験体を製作し、提案した TMD の機構が想定通りの動特性を有すること、および試作した制御システムの動作に問題がないことを二方向同時入力の振動台実験によって検証する。

1.3 本論文の構成

1 章では、研究背景と研究目的、および既往研究の概要を示した。

2 章では、本論文で提案する周期適応型 TMD の比較対象となる既往の TMD の概要と、それらの周期変動に対する制震効果について考察する。はじめに、最も一般的な従来型の TMD として、1 自由度の線形 TMD を用いて基本的なパラメータを整理するとともに、ランダム振動論に基づいた制震効果の評価法を示す。また、TMD の最適設定をその導出過程とともに示し、設定が最適設定からずれた場合の制震効果の低下やストロークの増減を定量的に把握する。次に、異なる設定の TMD を並列に設置する多重 TMD（二重 TMD、四重 TMD）の基本特性を調査し、制震対象の周期変動に対する制震効果を把握する。その後、固有周期と減衰定数を両方変化させる、剛性・減衰可変 TMD について考察する。既往の研究で提案されている機構を示し、建物用の大地震対応 TMD として用いる上での課題について論ずる。

3 章では、提案する周期適応型 TMD の機構と設計法を示す。提案する機構は、2 層に積み重ねた剛性要素の一方に並列に、可変減衰要素を設ける構成であり、可変減衰要素の減衰係数を切り替えるだけで広い範囲の周期に追従することができる。はじめに、周期調整の原理を複素剛性の観点から明らかにし、その原理に基づいて剛性要素と減衰要素の設計法を提示する。次に、周期変動に対する制震効果を従来型の TMD と比較することによって、提案した設計法の妥当性を確認する。また、減衰係数の切り替えを連続的にする必要は無く、数段階の切り替えで十分な制震効果を得られることを示す。最後に、錘以外の部分の構造体の質量が制震効果に与える影響について把握する。

4 章では、周期適応型 TMD の制御法を示す。大地震を受けた際に変動する建物周期に追従するためには、地震動の作用時間中に建物の振動状態を時々刻々に分析し、適した状態に TMD 特性を素早く切り替える必要がある。はじめに、既往の研究において提案されている剛性・減衰可変 TMD の制御法を示し、その特徴や制御における課題を把握する。次に、エネルギー吸収効率を評価指標として用いた制御法を提案するとともに、提案した制御法の効果を地震応答解析によって確認する。入力地震動の種別や大きさ、TMD の質量比をパラメータとした検討を行い、RC 建物用大地震対応 TMD に求められる装置仕様について明らかにする。

5 章では、提案する TMD の実現可能性の検証を目的とした振動台実験について述べる。はじめに、実大の TMD ユニットの試設計を通じて、構成要素の設計法を示す。次に、これを縮小した振動台実験用の試験体、および制御システムの仕様を示す。試験体は実物の約 1/10 スケールであるが、制御システムは実機と同様の部品で構成されている。最後に、加振条件および振動台実験結果を示し、試験体の挙動および制御システムの動作が想定通りであることをシミュレーション解析との比較によって確認する。

6 章では、研究内容を総括するとともに今後の研究課題および展開について述べる。

2章 既往の TMD の概要と基本特性

TMD は、錘、減衰要素、および復元力要素で構成され、制震対象（主系）の応答を低減するための最適設定式が種々の評価規範に基づいて提案されている。代表的なものとして、Den Hartog と Brock により提案された定点理論に基づく最適設定式が挙げられる^[1]。一方、Crandall と Mark はホワイトノイズ入力外乱に対して定常振動する主系の二乗平均応答を最小化する評価規範を提案しており^[2]、G. B. Warburton はその最適設定式を代数解の形で与えている^[3]。これらの最適設定式は主系の固有周期が既知かつ不変であることを前提に導かれているため、主系の固有周期が想定した値と異なる場合や、主系の固有周期が変動する場合、TMD は同調ずれを起こして所期の効果を発揮することができない。このような状況に対処するため、互いに異なる周期を有する複数の TMD を設置する手法や、固有周期と減衰定数を操作することができる TMD が、既往の研究では提案されてきた。本章では、周期適応型 TMD の重要な比較対象である、これら既往の TMD の概要を示すとともに、周期変動に対する制震効果を把握する。

2.1 節では、最も基本的な 1 自由度系のパッシブ型 TMD を対象として、検討に用いる基本パラメータを整理する。その後、TMD の制震効果をランダム振動論^[2,4]に基づいて定量的に評価する手法を示し、その評価方法に基づいた最適設定式を定義する。また、TMD の設定が最適設定からずれた場合の制震効果や応答ストロークの変化の度合いを把握し、1 自由度系のパッシブ型 TMD の周期変動に対する限界を明らかにする。

2.2 節では、互いに異なる同調周期を有する複数の TMD を設置する手法（多重 TMD）について検討を行う。多重 TMD に関しては、目的に応じた多様な研究が行われており、その一環として、広い振動数帯域の外乱に対して単一 TMD を超える制震効果を得られることが^[5-7]明らかにされている。また、RC 造建物を対象に多重 TMD を用いることで周期変動に対してロバスト性を持たせられることが既往の研究^[8]において明らかにされており、本研究ではこの用途に焦点を当てた検討を行う。多重 TMD は完全にパッシブな従来型の TMD と同様の機構で実現できるという利点があるが、投入する錘質量に対する制震効率の面、および TMD のストロークの面で課題が残ることが示される。

2.3 節では、剛性・減衰可変型の TMD について検討を行う。これは TMD の周期と減衰定数をそれぞれ可変とし、地震動の作用時間中に逐次操作する機構である。変動する主系の固有周期に追従して、TMD の固有周期を変化させることができるのであれば、投入した錘質量の全てが同調するため多重 TMD よりも制震効率を上げることができる。しかし、超高層建物に適用する大地震対応 TMD では数百トン級の大質量の錘が必要とされるため、これを支持しながら素早く周期や減衰係数を変化させるのは容易ではない。ここでは、既往の研究で提示された周期操作のための手法を概観し、それらの課題について述べる。

2.1 単一 TMD の基本特性

2.1.1 力学モデル

制震対象（主系）と TMD から成る系の力学モデルを図 2.1.1 に示す。主系は非減衰弾性とし、質量 M 、剛性 K の 1 自由度系とする。TMD は質量 m の錘と、減衰係数 c のダッシュポット要素、および剛性 k のばね要素で構成される 1 自由度系とし、以降これを単一 TMD (Single TMD) と称する。

TMD においては、主系の質量 M に対する錘の質量 m の比が制震効果を決定づける重要なパラメータとなることから、これを質量比 μ と置いて次式によって定義する。

$$\mu = \frac{m}{M} \quad (2.1.1)$$

一般に、質量比 μ が大きくなるほど主系の変位応答 X_0 や TMD のストローク δ は抑制される。また、入力地震動のスペクトル特性に対する制震効果のロバスト性が向上する。超高層建物用の大地震対応 TMD では、積載可能な錘質量と期待される制震効果のバランスを考慮して、建物の 1 次有効質量の 5% 程度の質量比が選択されることが多いため、本論文では質量比 2%~10% を主な検討範囲とする。

次に、主系の固有周期の変動量（周期ずれ）を表すパラメータ η を次式で定義する。

$$\eta = \frac{T}{T_0} = \frac{\Omega_0}{\Omega} \quad (2.1.2)$$

ここで、 T_0 は周期変動前の主系の固有周期、 T は周期変動後の主系の固有周期を示す。同様に Ω_0 は周期変動前の主系の固有円振動数、 Ω は周期変動後の主系の固有円振動数である。一般的な RC 建物の周期変動の範囲は、初期周期の 2 倍程度までが想定されるため、本論文では周期ずれ η が 1~2 程度を検討範囲とする。

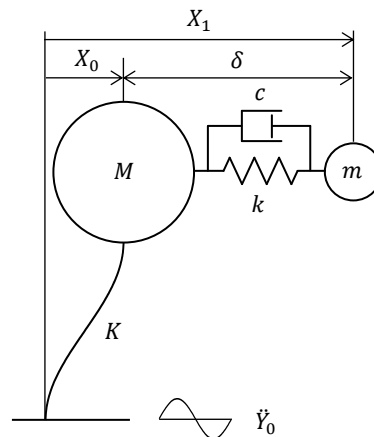


図 2.1.1 単一 TMD の力学モデル

2.1.2 ランダム振動論に基づいた制震効果の評価法

本研究では、定常振動状態における主系の変位応答の2乗平均平方根をランダム振動論に基づいて求め、その大小によって TMD による制震効果を評価する。ランダム振動論では、地震動のように様々な振動数成分を含んだ不規則外乱を確率変数として捉え、それに対する応答もパワースペクトル密度などの確率統計的な量によって評価される。例えば図 2.1.1 の系において、着目する応答（主系の変位 X_0 や TMD のストローク δ ）を定常確率過程とみなすと、そのパワースペクトル密度 $S(p)$ は次式で定義される。

$$S(p) = \lim_{T_L \rightarrow \infty} \frac{|F(ip)|^2}{T_L} \quad (2.1.3)$$

ここで、 p は円振動数、 T_L は振動の継続時間、 $F(ip)$ は着目する応答のフーリエ変換である。線形の定常ランダム振動を仮定すると、図 2.1.2 に示すように応答のパワースペクトル密度 $S(p)$ は、外乱のパワースペクトル密度 $S_0(p)$ と系の伝達関数 $H(ip)$ の絶対値の2乗の積で表される。応答の2乗平均期待値 σ^2 は次式のように表される^[2,4]。

$$\sigma^2 = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} S(p) dp = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} |H(ip)|^2 S_0(p) dp \quad (2.1.4)$$

従って、定常振動における応答の RMS 値（Root Mean Square Value）は次式で表される。本論文では σ を平均応答、 σ^2 を2乗平均応答と呼ぶ。

$$\sigma = \sqrt{\frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} |H(ip)|^2 S_0(p) dp} \quad (2.1.5)$$

主系を建物と想定して地震動に対する安全性を評価する場合、まず着目すべき応答量は主系の変位である。また、TMD の成立性を検討するにあたっては、その応答ストロークを把握することも重要である。外乱である地震動のスペクトル特性を正確に予測することは難しいため、本章の検討では外乱を $S_0(p)=1$ （一定）の定常ホワイトノイズ地動と仮定する。その外乱に対して、(2.1.5)式によって主系の変位や TMD ストロークの平均応答を求め、その大小に基づいて TMD の制震効果や応答ストロークを定量的に評価する。なお、この手法は地震動に対する応答評価という観点においても、妥当な結果を与えることが既往の研究により確認されている^[9]。

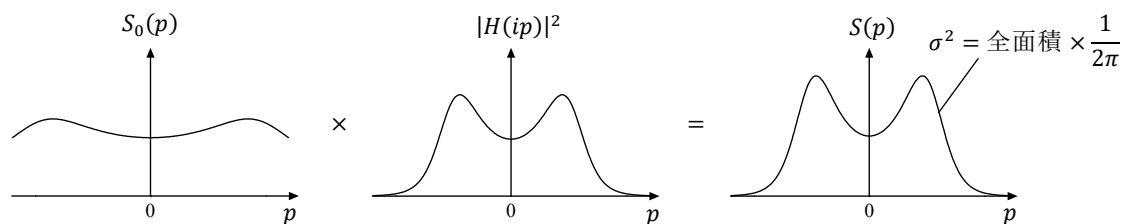


図 2.1.2 応答のパワースペクトル密度の算定法

2.1.3 TMD の最適設定式と設定パラメータの影響

ランダム振動論に基づいて定められる TMD の最適設定式を示し、その条件下における主系の変位、および TMD ストロークの平均応答を導出する。また、TMD の設定パラメータが最適設定からずれた場合に、それが主系の変位や TMD ストロークにどのような影響を与えるのか把握する。

図 2.1.1 の系において、非減衰の主系を仮定すると、加振円振動数 p の調和外乱（地動加速度）に対する主系の変位の伝達関数 $H_{x_0}(ip)$ は次式で表される。

$$H_{x_0}(ip) = \frac{p^2 - 2i(1 + \mu)\xi h \Omega p - (1 + \mu)\xi^2 \Omega^2}{p^4 - 2i(1 + \mu)\xi h \Omega p^3 - \{(1 + \mu)\xi^2 + 1\}\Omega^2 p^2 + 2i\xi h \Omega^3 p + \xi^2 \Omega^4} \quad (2.1.6)$$

ここで、 $\mu = m/M$ （質量比）、 $\omega = \sqrt{k/m}$ （TMD 系の固有円振動数）、 $\xi = \omega/\Omega$ （TMD 系と主系の固有円振動数比）、 $h = c/(2\sqrt{mk})$ （TMD 系の減衰定数）である。地動のパワースペクトル密度 $S_0(p)=1$ （一定）と仮定して、(2.1.6)式を(2.1.4)式に代入すると、留数積分^[付録 1]を用いて、主系の 2 乗平均応答 $\sigma_{x_0}^2$ に関する次の代数解を得ることができる。

$$\sigma_{x_0}^2 = \frac{4(1 + \mu)^3 \xi^2 h^2 + (1 + \mu)^4 \xi^4 - (2 - \mu)(1 + \mu)^2 \xi^2 + 1}{4\mu \xi h \Omega^3} \quad (2.1.7)$$

この式を、振動数比 ξ 、および減衰定数 h の関数とみなすと、 $\sigma_{x_0}^2$ には極小値が存在し、その時の振動数比 ξ_{opt} と減衰定数 h_{opt} は次の 2 式を連立して得ることができる。

$$\frac{\partial \sigma_{x_0}^2}{\partial \xi} = 0 \quad (2.1.8)$$

$$\frac{\partial \sigma_{x_0}^2}{\partial h} = 0 \quad (2.1.9)$$

これを解くと、定常ホワイトノイズ地動加速度に対して、主系変位の 2 乗平均応答 $\sigma_{x_0}^2$ を最小化する振動数比 ξ_{opt} および減衰定数 h_{opt} の組み合わせを、質量比 μ の関数として次式のように求めることができる^[3]。本論文ではこれらを TMD の最適設定と定義する。式中の ω_{opt} は TMD の最適固有円振動数である。

$$\xi_{opt} = \frac{\omega_{opt}}{\Omega} = \frac{1}{1 + \mu} \sqrt{1 - \frac{\mu}{2}} \quad (2.1.10)$$

$$h_{opt} = \sqrt{\frac{\mu(4 - \mu)}{8(1 + \mu)(2 - \mu)}} \quad (2.1.11)$$

地震動のように広い振動数帯域を有する地動外乱に対して上記の設定は良好な制震効果を与え、主系減衰が数%程度と小さい場合はそれが最適設定に与える影響は十分に小さい^[9]。

(2.1.7)式の ξ および h に、(2.1.10)式と(2.1.11)式をそれぞれ代入することで、パワースペクトル密度1のホワイトノイズ地動に対する、最適設定のTMDが設置された主系の平均応答 $\sigma_{x_0,opt}$ を、次式のように得ることができる。 $\sigma_{x_0,opt}$ は振動数 Ω の主系に設けられた、質量比 μ の単一TMDによって実現可能な制震効果の限界値に相当する。

$$\sigma_{x_0,opt} = \left\{ \frac{(1+\mu)^3(4-\mu)}{4\mu} \right\}^{\frac{1}{4}} \Omega^{-\frac{3}{2}} \quad (2.1.12)$$

次に最適設定時のTMDストロークの平均応答を求める。円振動数 p の調和外乱（地動加速度）に対するTMDストロークの伝達関数 $H_\delta(ip)$ は次式のように表される。

$$H_\delta(ip) = \frac{-\Omega^2}{p^4 - 2i(1+\mu)\xi h \Omega p^3 - \{(1+\mu)\xi^2 + 1\}\Omega^2 p^2 + 2i\xi h \Omega^3 p + \xi^2 \Omega^4} \quad (2.1.13)$$

$S_0(p) = 1$ （一定）と仮定して(2.1.13)式を(2.1.4)式に代入すると、留数積分^[付録1]を用いて次式の代数解を得ることができる。

$$\sigma_\delta^2 = \frac{(1+\mu)^2 \xi^2 + \mu}{4\mu \xi^3 h \Omega^3} \quad (2.1.14)$$

(2.1.14)式の ξ および h に、(2.1.10)式と(2.1.11)式をそれぞれ代入すると、最適設定時のTMDストロークの平均応答 $\sigma_{\delta,opt}$ を次式のように得ることができる。

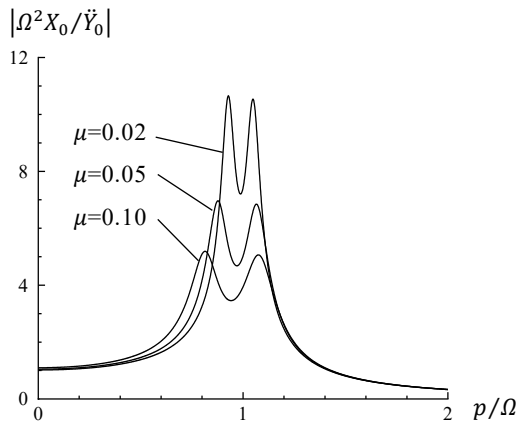
$$\sigma_{\delta,opt} = \left\{ \frac{(1+\mu)^7(2+\mu)^2}{\mu^3(2-\mu)^2(4-\mu)} \right\}^{\frac{1}{4}} \Omega^{-\frac{3}{2}} \quad (2.1.15)$$

以上、本論文で用いる最適設定を定義するとともに、その条件下における主系の変位およびTMDストロークの平均応答の代数解を導出した。

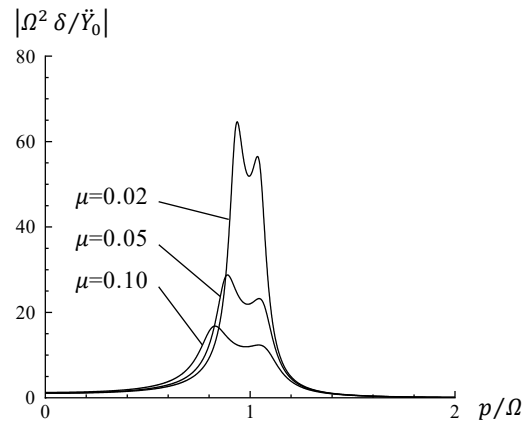
最適設定時における主系の変位、およびTMDストロークの伝達関数を図2.1.3に示す。これらは、(2.1.6)式および(2.1.13)式を用いて伝達関数を求め、横軸および縦軸を主系の円振動数 Ω で基準化したものである。主系の変位に関しては、質量比が大きくなるほど伝達関数の下の領域の面積が小さくなっており、平均応答が抑制されることが分かる。ストロークに関しても同じく質量比が大きくなるほど平均応答は抑制される傾向にある。

TMDの固有円振動数を最適設定から変えた場合の伝達関数を図2.1.4に示す。最適設定に対し $\pm 20\%$ のずれであるが、主系の変位応答が非常に大きくなる振動数帯域が現れる。

TMDの減衰定数を最適設定から変えた場合の伝達関数を図2.1.5に示す。主系の変位においては、減衰定数を最適値から減らした場合は二つのピークが高くなるのに対し、減衰定数を増やした場合はピークが一つになる特徴が確認できる。一方、TMDストロークの伝達関数は、減衰定数を増やすと全振動数帯域で抑制される傾向にある。

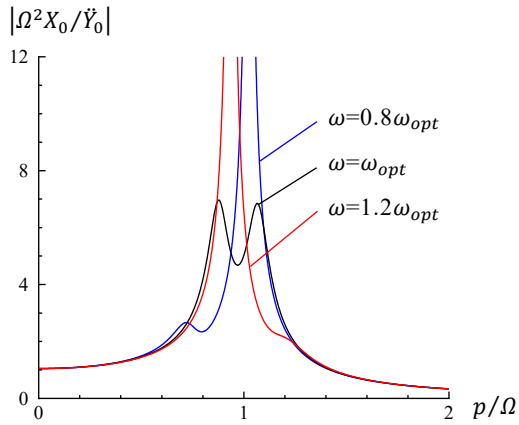


(a) 主系の変位

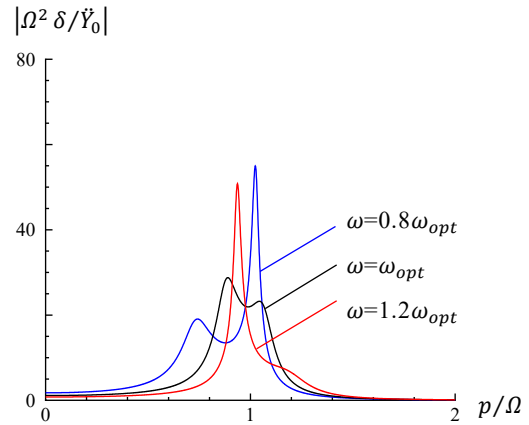


(b) TMD ストローク

図 2.1.3 最適設定時における伝達関数 ($\omega=\omega_{opt}$, $h=h_{opt}$)

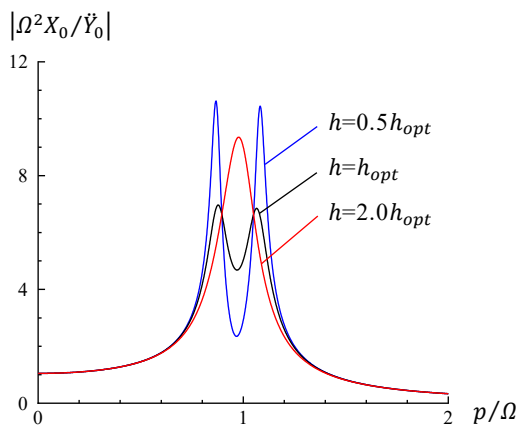


(a) 主系の変位

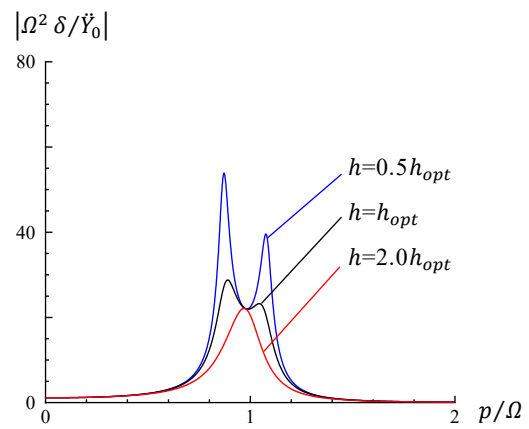


(b) TMD ストローク

図 2.1.4 TMD の固有円振動数を最適設定から変えた場合の伝達関数 ($\mu=0.05$, $h=h_{opt}$)



(a) 主系の変位



(b) TMD ストローク

図 2.1.5 TMD の減衰定数を最適設定から変えた場合の伝達関数 ($\mu=0.05$, $\omega=\omega_{opt}$)

次に TMD の設定が最適設定からずれた場合の、主系変位および TMD ストロークの平均応答に関して考察する。(2.1.7)式によって得た、TMD の固有円振動数 ω と主系変位の平均応答 σ_{x_0} の関係を図 2.1.6(a)に示す。この検討では、TMD の減衰定数は $h = h_{opt}$ に設定している。質量比を大きくするほど同調時 ($\omega = \omega_{opt}$) の平均応答を抑制することができており、また同調ずれに対して鈍感になることが確認できる。図中には、 $S_0=1$ と仮定して次式によって得た σ_{SDOF} を破線で併記している。

$$\sigma_{SDOF} = \sqrt{\frac{S_0}{4h_s\Omega^3}} \quad (2.1.16)$$

これはパワースペクトル密度 1 のホワイトノイズ地動を入力した際の、固有円振動数 Ω 、減衰定数 h_s の 1 自由度系の変位の平均応答を表しており、 σ_{x_0} と比較することで平均応答等価の観点から TMD による付加減衰定数を見積もることができる。例えば質量比 0.05 の TMD では、同調時 ($\omega = \omega_{opt}$) において 5%程度の付加減衰を得られるのに対し、20%程度の同調ずれ ($\omega = 0.8\omega_{opt}$ 、または $\omega = 1.2\omega_{opt}$) を起こした場合の付加減衰は 2%程度まで低下している。同調ずれに伴う制震効果の低下の度合いは、質量比を大きくすることで緩和するが、 ω_{opt} に対して 20%を超えるような同調ずれに、質量比を大きくして対応するのは現実的ではない。図 2.1.6(b)に(2.1.14)式より求めた TMD の円振動数とストロークの平均応答の関係を示す。この結果も TMD の減衰定数を $h = h_{opt}$ として求めたものである。質量比が大きいほど TMD ストロークの平均応答は小さくなっており、また ω/ω_{opt} に対しては単調減少の関係にある。 ω を ω_{opt} よりも小さく設定することは、制震効果が低下するだけでなく、TMD ストロークの増大にも繋がるためデメリットが大きい。

TMD の減衰定数と主系変位の平均応答の関係を図 2.1.7(a)に、TMD の減衰定数とストロークの平均応答の関係を図 2.1.7(b)に示す。この検討では TMD の円振動数は $\omega = \omega_{opt}$ に設定している。主系の平均応答 σ_{x_0} をみると、たとえば h/h_{opt} が 0.1 の時の値と、 h/h_{opt} が 10 の時の値が一致している。すなわち、最適減衰定数に対してある係数を乗じた場合と、同じ係数で除した場合の主系の平均応答は一致する。

この関係は以下に示す式展開によって説明することができる。 a と b が共に正の実数の場合、相加平均と相乗平均の大小関係において一般に次式が成り立つ。

$$\frac{a+b}{2} \geq \sqrt{ab} \quad (2.1.17)$$

(等号成立は $a = b$ のとき)

したがって、 A と B および h を正の実数とにおいて、 $a = Ah$ 、 $b = B/h$ と表される場合、次の関係式を得ることができる。

$$Ah + \frac{B}{h} \geq 2\sqrt{AB} \quad (2.1.18)$$

(等号成立は $h = \sqrt{B/A}$ のとき)

さて、主系の二乗平均応答の代数解は(2.1.7)式のように表されるが、これを h の関数とみて $\xi = \xi_{opt}$ と置き換えて次式を得る。

$$\sigma_{x_0}^2(h) = \frac{(1+\mu)^3 \xi_{opt}}{\mu \Omega^3} h + \frac{(1+\mu)^4 \xi_{opt}^4 - (2-\mu)(1+\mu)^2 \xi_{opt}^2 + 1}{4\mu \xi_{opt} \Omega^3} \cdot \frac{1}{h} \quad (2.1.19)$$

この式の h および $1/h$ の係数をそれぞれ A 、 B と置いて(2.1.18)式の関係を用いると、主系の変位の平均応答 σ_{x_0} に関して次式が導かれる。

$$\sigma_{x_0}(h) = \sqrt{Ah + \frac{B}{h}} \geq \sqrt{2\sqrt{AB}} \quad (2.1.20)$$

(等号成立は $h = \sqrt{B/A}$ のとき)

$\sigma_{x_0}(h)$ は $h = \sqrt{B/A}$ の時に最小値をとるが、当然ながらこの減衰定数は(2.1.11)式の h_{opt} と一致し、その時の主系変位の平均応答は(2.1.12)式の $\sigma_{x_0,opt}$ と一致する。したがって、 $h_{opt} = \sqrt{B/A}$ を(2.1.20)式の h に代入すると次の関係式を得ることができる。

$$\sigma_{x_0}(h_{opt}) = \sigma_{x_0}(\sqrt{B/A}) = \sqrt{2\sqrt{AB}} = \sigma_{x_0,opt} \quad (2.1.21)$$

一方、 h_{opt} に乘じる係数を R とおいて、 $h = R \cdot h_{opt}$ を(2.1.20)式に代入すると、

$$\sigma_{x_0}(R \cdot h_{opt}) = \sigma_{x_0}(R\sqrt{B/A}) = \sqrt{R \cdot A\sqrt{B/A} + \frac{B}{R\sqrt{B/A}}} = \sqrt{\left(R + \frac{1}{R}\right)\sqrt{AB}} \quad (2.1.22)$$

また、 h_{opt} を除する係数を R とおいて、 $h = h_{opt}/R$ を(2.1.20)式に代入すると、

$$\sigma_{x_0}\left(\frac{h_{opt}}{R}\right) = \sigma_{x_0}\left(\frac{\sqrt{B/A}}{R}\right) = \sqrt{A \frac{\sqrt{B/A}}{R} + \frac{R \cdot B}{\sqrt{B/A}}} = \sqrt{\left(R + \frac{1}{R}\right)\sqrt{AB}} \quad (2.1.23)$$

したがって、最適減衰定数 h_{opt} にある係数を乘じた場合と、同じ係数で除した場合の主系の平均応答が一致することが理解できる。

ここで、(2.1.21)式と(2.1.22)式を比較すると、主系変位の平均応答に関して、(2.1.24)式を得ることができる。また、TMD ストロークの平均応答に関しては、(2.1.14)式より明らかに(2.1.25)式の関係が成立する。ここで、式中の R は任意の正の実数である。

$$\sigma_{x_0}(Rh_{opt}) = \sqrt{\frac{R + 1/R}{2}} \sigma_{x_0,opt} \quad (2.1.24)$$

$$\sigma_{\delta}(Rh_{opt}) = \sqrt{\frac{1}{R}} \sigma_{\delta,opt} \quad (2.1.25)$$

導出の過程から明らかなように、(2.1.24)式および(2.1.25)式は質量比によらず成立する。現

実の TMD の設計では、定常振動における制震効果を多少犠牲にしても、ストロークの抑制や過渡的な応答の改善を狙って、減衰定数を最適減衰定数より大きく設定することがしばしば行われる。(2.1.24)式および(2.1.25)式は、TMD においてこのような措置を行う際の制震効果の変化、およびストロークの増減を簡易に把握するための有効な指標となる。

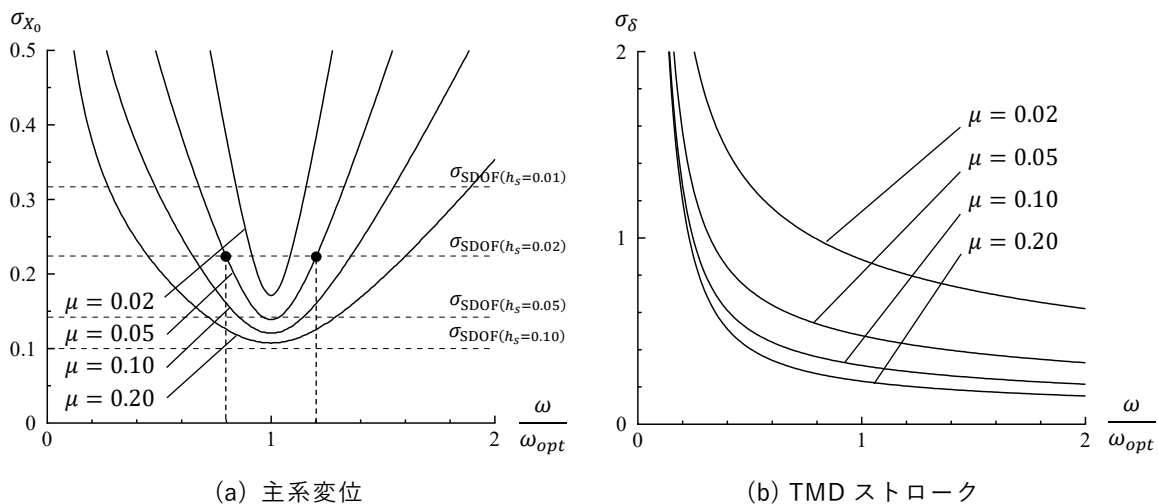


図 2.1.6 TMD の固有円振動数を最適設定から変えた場合の平均応答 ($\mu=0.05, h=h_{opt}$)

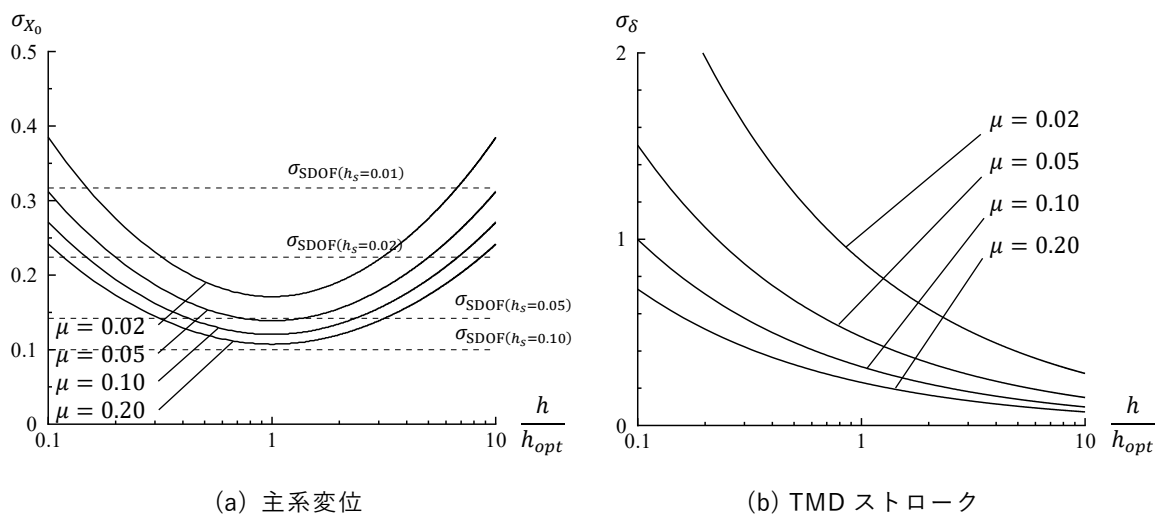


図 2.1.7 TMD の減衰定数を最適設定から変えた場合の平均応答 ($\mu=0.05, \omega=\omega_{opt}$)

本項では、主系の固有周期を固定し、TMD 設定が最適設定からずれた場合の平均応答を評価することによって同調の重要性を示した。また、減衰定数を最適設定からずらす場合に、それが制震効果や TMD ストロークに与える影響を把握するための略算式を提示した。次項では、TMD の固有周期を固定し、主系の固有周期が変化する場合の制震効果について調査する。

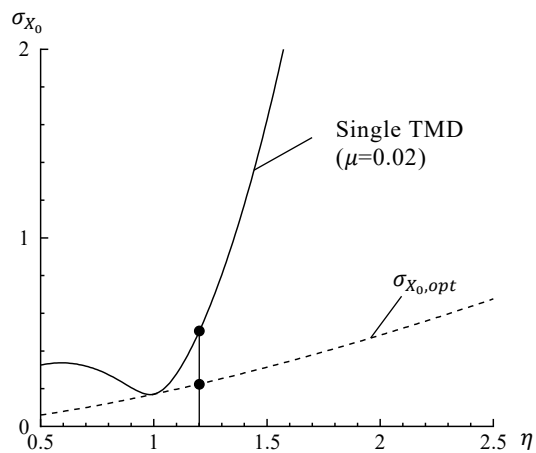
2.1.4 主系の周期変動が制震効果に与える影響

主系の固有周期が変動した場合の TMD による制震効果について検討する。検討対象は図 2.1.1 の系とし、主系の減衰は 0、主系の初期固有周期 T_0 は 1 秒、外乱は $S_0(p)=1$ (一定)の定常ホワイトノイズ地動とする。また、TMD は主系の初期固有周期 T_0 に対して最適設定されているものと仮定する。主系が周期変動した際の主系変位の平均応答 σ_{x_0} は(2.1.7)式を、TMD ストロークは(2.1.14)式を用いて算出する。

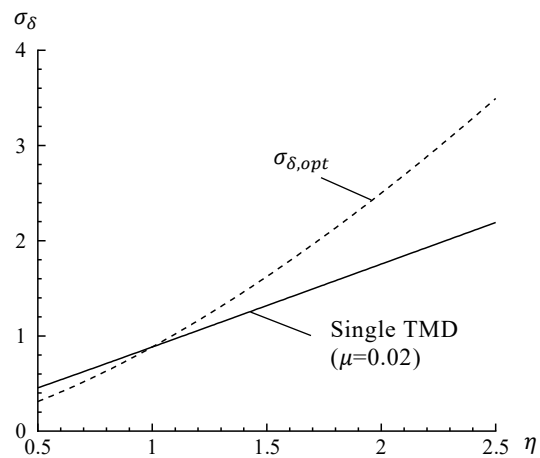
図 2.1.8(a)に、質量比 $\mu=0.02$ の場合の主系変位の平均応答と周期ずれ η の関係を示す。破線で示す $\sigma_{x_0,opt}$ は、変動後の固有周期 ηT_0 に対して最適設定された TMD を設置した場合の結果であり(2.1.12)式で算定した。 $\eta=1.2$ の結果をみると、初期固有周期 T_0 に同調させた TMD による主系の平均応答は $\sigma_{x_0,opt}$ の 2 倍程度となっており、質量比 $\mu=0.02$ の単一 TMD では主系の周期変動に対して十分対応できていないことが分かる。図 2.1.8(b)に、質量比 $\mu=0.02$ の場合の TMD ストロークの平均応答を示す。破線で示す $\sigma_{\delta,opt}$ は、変動後の固有周期 ηT_0 に対して最適設定された TMD を設置した場合のストロークの平均応答であり(2.1.15)式で算定した。TMD ストロークは η に対して単調増加の関係にあり、 η が 1 以上の領域では、TMD の同調ずれによりストロークの平均応答は $\sigma_{\delta,opt}$ を下回る。

図 2.1.9(a)に、質量比をパラメータとした主系変位の平均応答の検討結果を示す。質量比を大きくすると、同調周期 ($\eta=1.0$) における制震効果が向上し、同時に周期ずれした場合の制震効果も向上する。図中には(2.1.16)式を用いて求めた、減衰定数 h_s の 1 自由度系の平均応答 σ_{SDOF} を併記している。建物用の大地震対応 TMD としては比較的大きい $\mu=0.10$ の場合でも、 $\eta=1.5$ を超える周期ずれに対しては付加減衰量が 1%程度まで低下してしまうことが分かる。図 2.1.9(b)に、TMD の減衰定数をパラメータとした検討結果を示す。減衰定数が h_{opt} よりも小さい場合、同調位置 ($\eta=1.0$) および周期ずれした位置 ($\eta < 1.0$ および $\eta > 1.0$ の範囲)の全領域において、減衰定数が h_{opt} の場合よりも主系の平均応答は大きくなっている。すなわち同調時の制震効果と周期ずれに対するロバスト性がともに低下する。一方、減衰定数が h_{opt} よりも大きい場合は、同調位置の平均応答は h_{opt} の場合よりも大きくなるものの、大きく周期ずれした位置の平均応答は h_{opt} の場合よりも小さくなっている。つまり、減衰定数を最適設定よりも大きく設定することは、TMD ストロークの抑制以外に、周期ずれに対するロバスト性の向上の面で有効である。

以上、単一 TMD における周期ずれと制震効果の関係を、ランダム振動論に基づいて評価した。制震対象の周期変動に対しては、質量比を大きく設定することによってある程度の対応が可能である。しかし、建物用 TMD の錘質量は、設置スペースや構造強度によって制約を受けることが多く、周期ずれに対するロバスト性の向上だけを目的として、質量比を極端に大きくする対応は現実的ではない。したがって RC 超高層建物のように、1.5 倍から 2 倍という比較的大きな周期ずれが予想される対象に対しては、他の手法による対策が必要となる。

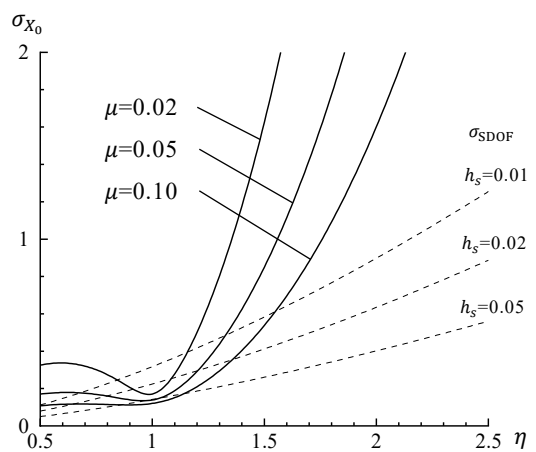


(a) 主系変位

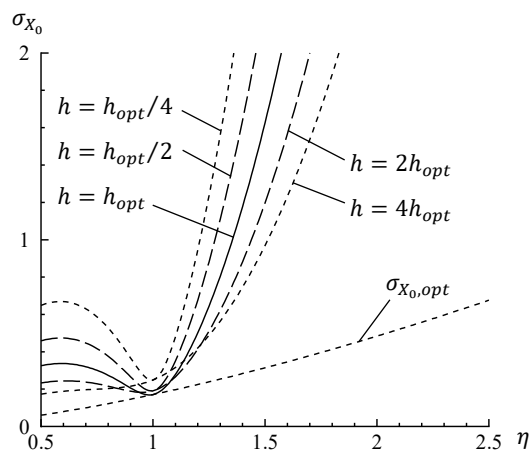


(b) TMD ストローク

図 2.1.8 周期変動に対する平均応答 ($\omega=\omega_{opt}$, $h=h_{opt}$)



(a) 質量比の影響



(b) 減衰定数の影響

図 2.1.9 TMD のパラメータが主系の平均応答に与える影響

2.2 多重 TMD の基本特性とその課題

2.2.1 力学モデルと設定法

図 2.2.1 に本節で検討対象として取り上げる二重 (Dual) TMD と四重 (Quad) TMD の力学モデルを示す^[10]。質量 M 、剛性 K の 1 自由度系の主系に設定の異なる複数の TMD を並列に設置したモデルであり、 i 番目の TMD の錘質量を m_i 、復元力要素の剛性を k_i 、減衰要素 (図ではダッシュポットの表記を省略) の減衰係数を c_i と置く。TMD の制震効果は、前節での検討と同じく主系の変位の平均応答によって評価する。ここで、主系は非減衰とし、初期固有周期 T_0 は 1 秒、外乱は $S_0(p)=1$ (一定) の定常ホワイトノイズ地動を仮定する。

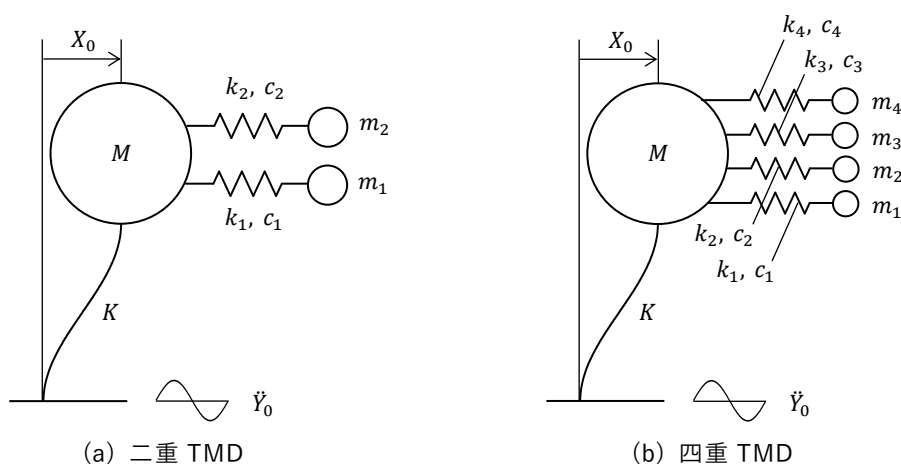


図 2.2.1 多重 TMD の力学モデル

多重 TMD の制震効果は、投入する錘質量の合計を揃えた単一 TMD と比較して評価する。多重 TMD の各錘質量を個別に設定することも考えられるが、検討が複雑になることを避けるために、本検討では全ての錘質量を同一と仮定する。このとき総質量比を μ 、設置する TMD の総数を N_{TMD} と置くと、錘質量 m_i は次式によって表される。

$$m_i = \frac{\mu M}{N_{\text{TMD}}} \quad (2.2.1)$$

ここで、個別質量比 μ_i を次式によって定義する。

$$\mu_i = m_i/M \quad (2.2.2)$$

周期変動する主系に適応するためには、各 TMD の固有周期を主系の周期変動幅に合わせてばらつかせて設定する必要がある。ここでは、(2.1.10)式の最適設定を準用し、次式に基づいて各 TMD の固有円振動数 ω_i ($=\sqrt{k_i/m_i}$) を設定することとした。

$$\omega_i = \frac{1}{1 + \mu_i} \sqrt{1 - \frac{\mu_i}{2}} \cdot \frac{\Omega_0}{\eta_i} \quad (2.2.3)$$

ここで、 η_i は*i*番目の TMD を同調させる周期ずれを示しており、以降はこれを同調周期と呼ぶ。 Ω_0 は主系の初期固有円振動数である。 η_i は最も長い同調周期 η_t を与条件として、次式により設定する。

$$\eta_i = 1 + \frac{\eta_t - 1}{N_{\text{TMD}} - 1} (i - 1) \quad (2.2.4)$$

例えば四重 TMD ($N_{\text{TMD}}=4$) の場合、 $\eta_t=1.5$ の同調周期 η_i は 1.00, 1.17, 1.33, 1.50 となり、 $\eta_t=2.0$ の同調周期 η_i は 1.00, 1.33, 1.67, 2.00 となる。

次に各 TMD の減衰定数 $h_i (= c_i/(2\sqrt{m_i k_i}))$ の設定法について述べる。減衰定数に関しても、(2.1.11)式の最適設定を準用することとし、個別質量比 μ_i に基づいて次式によって基準となる減衰定数 h_{opt} を算定する。制震効果の評価においては、図 2.1.9(b)で検討したのと同様に、 h_{opt} に係数をかけてその影響を確認する。

$$h_{opt} = \sqrt{\frac{\mu_i(4 - \mu_i)}{8(1 + \mu_i)(2 - \mu_i)}} \quad (2.2.5)$$

2.2.2 主系の周期変動が制震効果に与える影響

多重 TMD において主系の周期変動が TMD の制震効果に与える影響を確認する。多重 TMD が設置された主系の平均応答を代数計算によって求めるのは非常に煩雑であるため、ここでは伝達関数の絶対値の 2 乗をコンピュータを用いた数値積分によって求め、その結果を(2.1.5)式に代入して主系の変位の平均応答を算出した。

図 2.2.2(a)に総質量比 $\mu=0.02$ 、 $\eta_t=1.5$ の二重 TMD を設置した場合の主系変位の平均応答を示す。図中の実線 (Dual TMD) は二つの TMD を同時に設置した場合の結果を、破線はそれぞれ個別に $\mu=0.01$ の単一 TMD として設置した場合の結果を示す。二重 TMD を設置した場合の平均応答は、各 TMD を単一 TMD として設置した場合の平均応答の下限値に近い性状を示す。図 2.2.2(b)は同じ総質量比で四重 TMD とした場合の結果である。こちらも、基本的には各 TMD を単一 TMD として設置した場合の下限値に近い性状を示すが、二重 TMD と比較すると中間の周期帯域の制震効果が改善され、 $\eta=1\sim 1.5$ の範囲で全体的に周期ずれに対する応答が平均化されていることが分かる。

図 2.2.3(a)に $\eta_t=2.0$ として設定した二重 TMD を設置した場合の結果を示す。 $\eta_t=1.5$ の場合と比較すると、中間の周期帯域における制震効果の低下が顕著となっており、図 2.2.3(b)に示した四重 TMD においても同様の傾向がみられる。

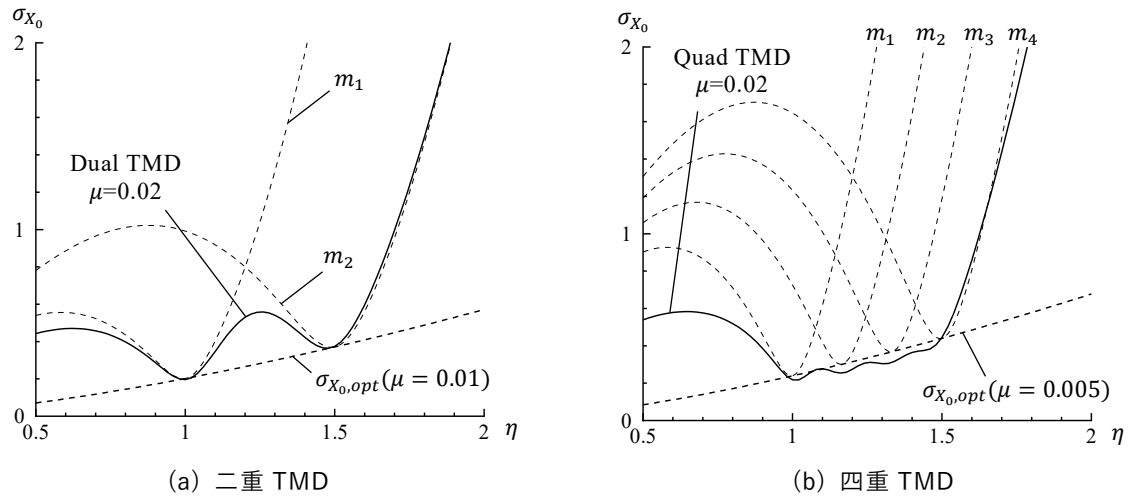


図 2.2.2 周期変動に対する主系の平均応答 ($\mu=0.02$, $\eta_t=1.5$, $h_i=h_{opt}$)

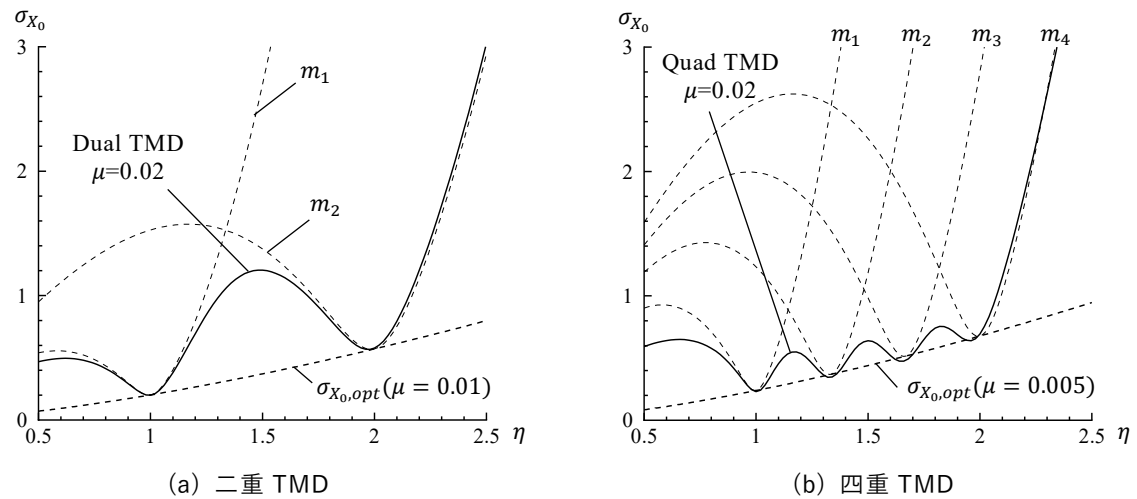


図 2.2.3 周期変動に対する主系の平均応答 ($\mu=0.02$, $\eta_t=2.0$, $h_i=h_{opt}$)

図 2.2.4(a)に総質量比 μ をパラメータとした場合の二重 TMD の検討結果を示す。質量比が大きくなるほど同調位置における平均応答は抑制され、 $\eta=1.5$ 付近の制震効果が大きく改善されることが分かる。図中には(2.1.16)式によって求めた、減衰定数 h_s の1自由度系の平均応答 σ_{SDOF} を併記しているが、これと比較すると総質量比 $\mu=0.10$ の二重 TMD は同調周期で5%程度、中間の周期帯域で2%程度の付加減衰を得られることが分かる。しかし、総質量比 $\mu=0.05$ の場合には中間の周期帯域において付加減衰が1%を下回っており、二重 TMD で広い周期帯域に対応するためには大きな質量比が必要となる。図 2.2.4(b)に同じ条件下で四重 TMD とした場合の検討結果を示す。四重 TMD の場合、同調位置の制震効果は二重 TMD よりも劣るが、中間位置は上回る。四重 TMD では総質量比 $\mu=0.05$ の場合でも付加減衰が2%を下回ること無く、主系の周期ずれに対して苦手な周期帯域を持たずに平均的に性能を発揮できていることが分かる。

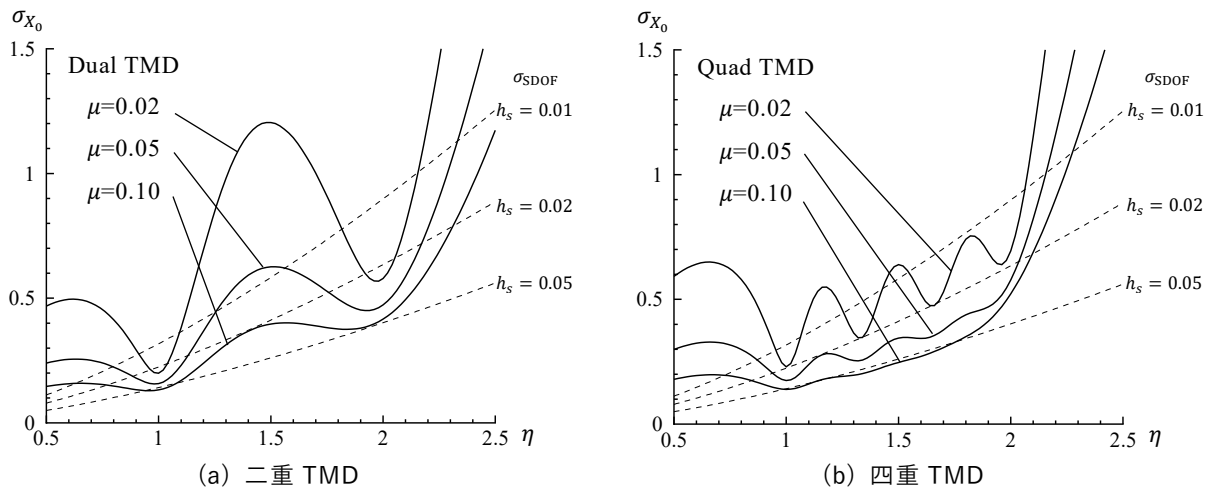


図 2.2.4 質量比が主系の平均応答に与える影響($\eta_t=2.0$, $h_i=h_{opt}$)

図 2.2.5(a)に TMD 部の減衰定数をパラメータとした場合の二重 TMD の検討結果を示す。減衰定数を(2.2.5)式による h_{opt} よりも大きくすると、 $\eta=1.5$ 付近の平均応答は抑制されるものの、同調周期 ($\eta=1.0$ および 2.0) における平均応答は増加する。この傾向は図 2.2.5(b)に示す四重 TMD でも同様であり、周期変動に対するロバスト性と、同調位置における局所的な制震効果はトレードオフの関係となる。なお、図中には総質量比を(2.1.12)式に代入して算定した $\sigma_{X_{0,opt}}$ を示している。これは総投入質量が同じ単一 TMD で実現可能な制震効果の限界値に相当するが、全周期帯域において二重 TMD と四重 TMD 設置時の平均応答は $\sigma_{X_{0,opt}}$ よりも大きくなっている。これは、多重 TMD はそれぞれの TMD の設定が異なるため、投入した質量の全てが主系の振動と同調することができず、投入質量の一部が有効に機能していないためである。

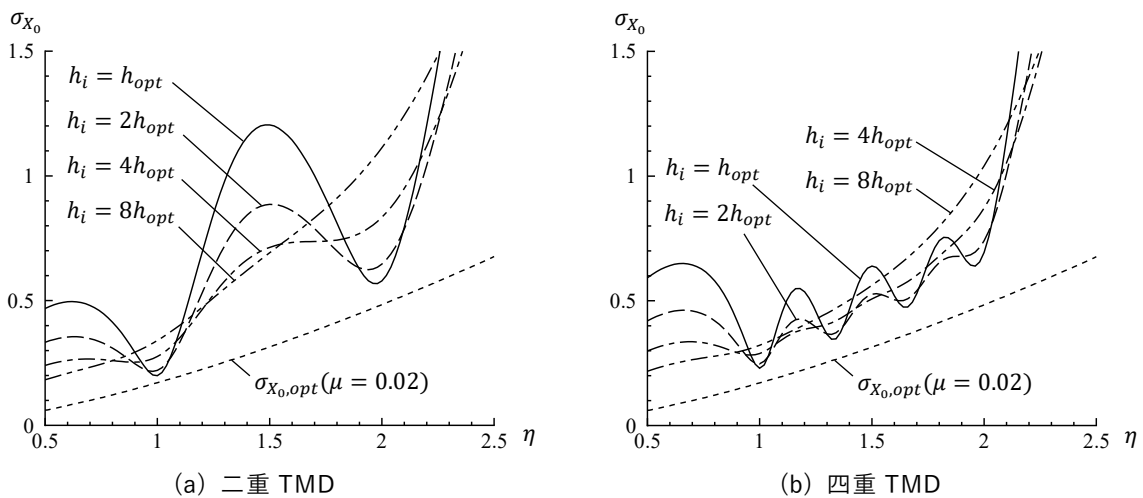


図 2.2.5 減衰定数が主系の平均応答に与える影響($\mu=0.02$, $\eta_t=2.0$)

図 2.2.6(a)に二重 TMD のストロークの平均応答を示す。ここでは、図 2.2.5 において比較的良好な制震効果となる $h_i=2h_{opt}$ と $h_i=4h_{opt}$ の結果を示した。なお、図中には(2.1.15)式により算定した同じ総質量比の単一 TMD のストローク $\sigma_{\delta,opt}$ を併記している。主系が周期変動する前は短周期側の TMD のストロークが大きいのが、長周期化するとそれに同調する長周期側の TMD のストロークが大きくなる。主系が長周期化した後は、短周期側の TMD のストロークが小さくなっていることから、同調する TMD しか有効に機能していないことが分かる。図 2.2.6(b)に四重 TMD のストロークの平均応答を示す。四重 TMD では全体的に二重 TMD よりも個別質量比が小さくなるため、ストロークの平均応答が大きい。多重 TMD の設計にあたっては、主系の制震効果だけではなく、ストロークに関しても過大な応答とならないように配慮する必要がある。

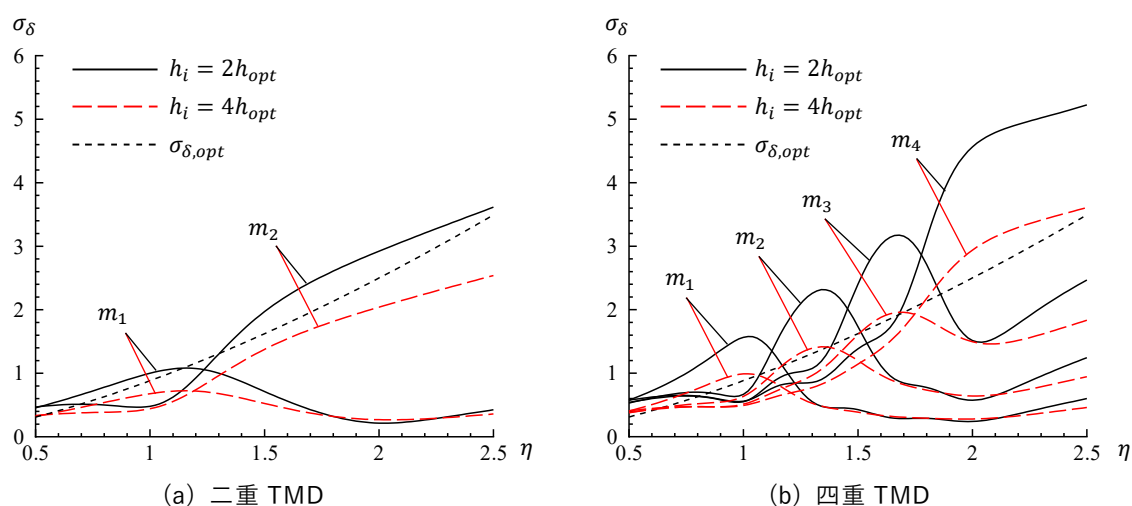


図 2.2.6 周期変動に対する TMD ストロークの平均応答 ($\mu=0.02, \eta_t=2.0$)

以上、周期変動する主系に対する多重 TMD の制震効果、およびストロークについて設定パラメータの影響とともに考察した。対応する周期範囲が広い場合、質量比の小さい多重 TMD では各 TMD の同調周期の間で制震効果が低下する。減衰定数を(2.2.5)式の h_{opt} より大きめに設定することで制震効果の平準化を図ることが可能であるが、その場合は同調周期における制震効果を多少犠牲にすることになる。また、質量比が小さい多重 TMD では、特に長周期側の TMD のストロークが大きくなる傾向が見受けられ、これを抑制するという観点からも減衰定数を h_{opt} より大きめに設定することが必要となる。

多重 TMD では全ての錘質量が同時に主系に同調することができないため、投入質量に対する制震効果の面で、完全に同調した単一 TMD には及ばない。また、設置条件や装置構成によるところはあるものの、建物屋上などの限られた範囲に複数の装置を設置しなければならない制約を加味すると、多重 TMD は主系の周期変動に適応可能な TMD として抜本的な解決策とはなっていない。

2.3 剛性・減衰可変 TMD の機構とその課題

2.3.1 力学モデル

図 2.3.1 に本節で検討対象として取り上げる剛性・減衰可変 TMD の力学モデルを示す。質量 M 、剛性 K の 1 自由度系の主系に可変剛性要素と可変減衰要素を介して質量 m の錘を設置したモデルである。地震動等の外乱を受けて主系が振動している状況下において、何らかの手法で主系の固有周期を同定することができるのであれば、次式によって可変剛性要素の剛性 k_v と可変減衰要素の減衰係数 c_v を求め、各要素を逐次操作することによって、周期変動する主系に追従する TMD を実現することができる。

$$k_v = m\omega_{opt}^2 \quad (2.3.1)$$

$$c_v = 2m\omega_{opt}h_{opt} \quad (2.3.2)$$

ここで、 ω_{opt} は(2.1.10)式を用いて求めた TMD の最適円振動数、 h_{opt} は(2.1.11)式を用いて求めた TMD の最適減衰定数である。

例えば、主系の周期が初期固有周期の 2 倍まで変動すると仮定すると、可変剛性要素の剛性 k_v は 1/4 倍に、可変減衰要素の減衰係数 c_v は 1/2 倍に低下させる必要がある。減衰係数に関しては、減衰係数切替型のオイルダンパ等を用いることで容易に対応することができるが、剛性に関しては機構の工夫が必要となる。建物用の大地震対応 TMD では多くの場合、復元力要素が錘の支承としての役割を兼ねている。そのため、錘が揺動している状況下において、その自重を支えながらも初期の 1/4 倍まで素早く剛性を変化させるのは難しいためである。

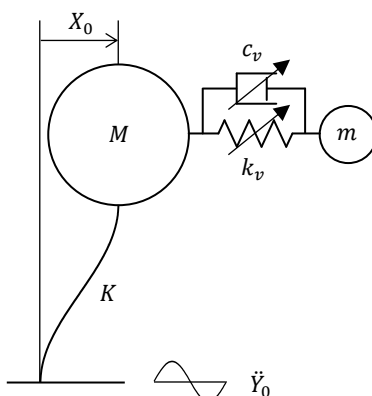


図 2.3.1 剛性・減衰可変 TMD の力学モデル

2.3.2 既往の研究で提案されている機構

既往の研究で提案されている、構造物用の周期可変型 TMD の機構を概観し、超高層建物用大地震対応 TMD としての適性を論ずるとともに、それらの課題について考察する。

(1) 振り子の回転半径を変化させる手法

懸垂式の TMD では、吊り長さを変化させることで TMD の固有周期を変化させる手法が提案されている。図 2.3.2(a)に Nagarajaiah らによって提案された機構 (ALP: Adaptive Length Pendulum) を示す^[11]。錘を吊るワイヤをサーボモータ等によって巻き取ることで吊り長を変化させる手法である。振れ角が小さいとき、懸垂式の TMD の固有周期 T_d は、 L を吊り長さ、 g を重力加速度と置いて次式で表される。

$$T_d = 2\pi \sqrt{\frac{L}{g}} \quad (2.3.3)$$

例えば、 $T_d=2$ 秒から $T_d=4$ 秒まで TMD の固有周期を変化させる場合、吊り長さを約 1m から 4m に変える必要がある。数百トンの質量を支えながら、短い時間でこの操作を行うのは容易ではなく、また周期を短くする（錘を挙上する）必要が生じた場合に大きな揚重能力が必要とされるという問題がある。さらに、錘に取り付けられるオイルダンパ等の減衰要素の配置方法も課題となる。吊り長さを数メートル単位で変化させた際に追従可能な機構とする必要があるためである。このような課題を解決するために、図 2.3.2(b)に示すようにワイヤの水平変位を拘束する筒を支点位置に設け、それを上下に移動させることで固有周期を調整する機構が提案されている^[11]。この機構は、可動部である吊りの支点部分に大きな水平力が生じ、また錘が揺れている状況下での操作が難しいといった課題がある。

また、吊り長さを調整する方式には、振れ角が大きい場合に幾何学的な非線形性の影響が無視できなくなるという問題も存在する。図 2.3.3(a)に振り子の力学モデルを示す。振れ角を θ と置くと吊り材の張力 F_r は重力の張力方向成分と遠心力の和として次式で表される。

$$F_r = mg\cos\theta + mL\dot{\theta}^2 \quad (2.3.4)$$

TMD による制御力として建物に作用する力 F_h は張力の水平方向成分となるので、 $F_h = F_r\sin\theta$ と表される。図 2.3.3(b)に周期 2 秒の振り子における振れ角 θ と制御力 F_h の関係を示す。振れ角が 30 度を超えると半サイクルあたり二つのピークが生じており、また振れ角が大きくなるにつれて振り子の固有周期が長くなっている。懸垂式 TMD で吊り長を操作して振れ角が大きくなる場合は、このような幾何学的非線形性の影響が顕著となり、周期が比較的短い対象に適用しにくいという課題がある。

以上の理由から、懸垂式 TMD の吊り長さを変化させる手法は、広い周期帯域に適応可能な建物用大地震対応 TMD に用いるのは難しいと考えられる。

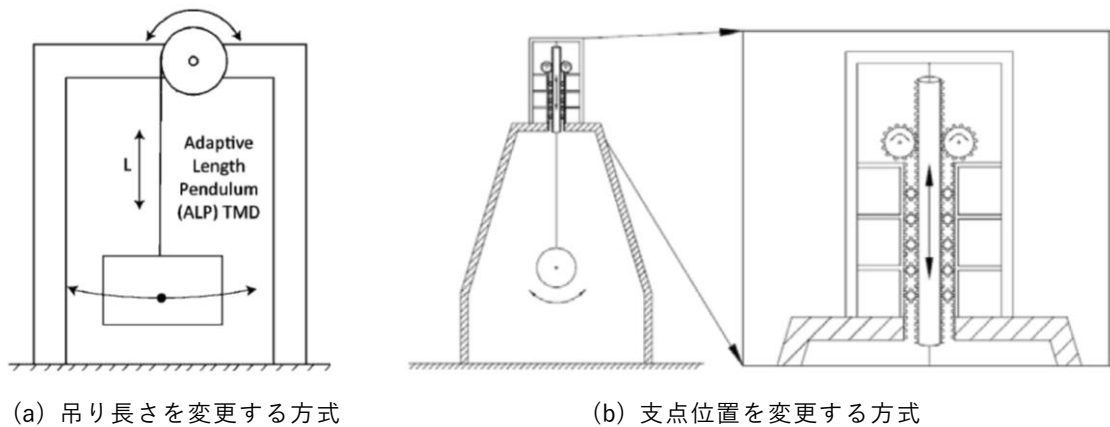


図 2.3.2 ALP damper (Nagarajaiah 2005) [11]

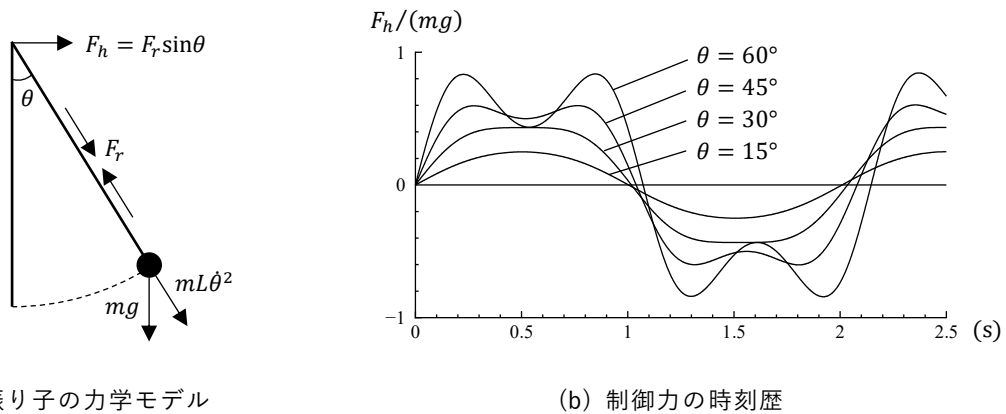


図 2.3.3 振り子の幾何的な非線形性が制御力に与える影響

懸垂式 TMD と同様に重力を復元力として利用する機構として、図 2.3.4 に示すように V 字型のレールをローラーで支持し、レールの傾きを変えることで振り子中心を移動させ、固有周期を変化させる機構が考案されている [12]。これは鉄骨造超高層建物の居住性向上のために設けられた HMD (周期同調タイプのアクティブ質量ダンパ) の機構の一部として既に実用化されているものである。当該装置では、質量 110ton の錘を用いながらも、固有周期を 3.7 秒から 5.8 秒まで変化させることができ、許容ストロークは ±100cm である。この機構は吊り長を変える手法と比較すると、特に高さ方向の装置サイズを小さく抑えながらも、大きな範囲の周期調整が可能という利点を有する。一方、周期調整に伴って錘の重心位置を変化させる必要があるため、操作にはある程度の時間と、大きな動力が必要とされる。また、平面二方向に効かせることができず、大地震対応 TMD として用いるにあたっては投入質量に対する制震効率の面で課題が残る。

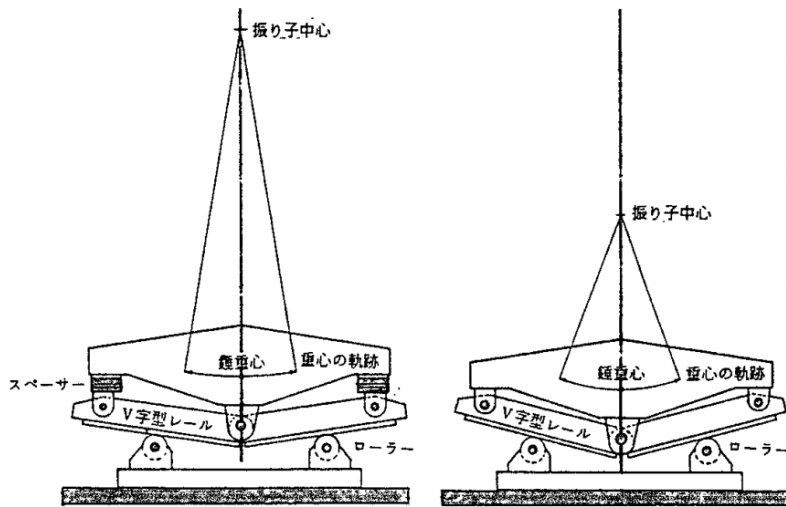


図 2.3.4 V 字型レールを用いた周期調整機構 (Arita et al.) [12]

(2) ばねの有効剛性を変化させる手法

ばね反力を復元力として用いる TMD では、ばね要素の傾きを調整することによって錘の振動方向の等価剛性を変え、TMD の固有周期を調整する機構が提案されている。図 2.3.5 に Nagarajaiah によって提案された機構 (SAIVS: Semi-Active and Independently Variable Stiffness device) を示す^[13,14]。コイルばねをひし形に組み立てて、錘の振動方向と直交に配置したリニアアクチュエータを伸縮させることによりコイルばねの傾きを制御する手法である。コイルばねの角度を θ と置くと、装置全体の固有周期は次式で表される。

$$T_d = \pi \sqrt{\frac{m}{k_e \cos^2 \theta}} \quad (2.3.5)$$

ここで、 m は錘の質量、 k_e はばね一つあたりの軸剛性を示している。この機構では、例えば固有周期を初期の 2 倍まで変化させるためには $\cos \theta$ を 1/2 倍とすることが必要であり、大きな角度変化が求められる。また、コイルばねではストロークが 1 メートルを超えるような TMD への適用が難しい点や、設置に要する面積が大きくなることが懸念される。さらに、平面二方向の変位への対応や、コイルばねの角度変化を制御するためのリニアアクチュエータ容量、およびその制御時間に関しても課題となる。また、コイルばねを復元力要素として用いる場合、リニアスライダ等の錘を支持する機構を別途設けなければならない、復元力要素が支持機構を兼ねる懸垂式 TMD や多段積層ゴム式 TMD と比較すると、装置の製作コスト面で不利となる傾向にある。

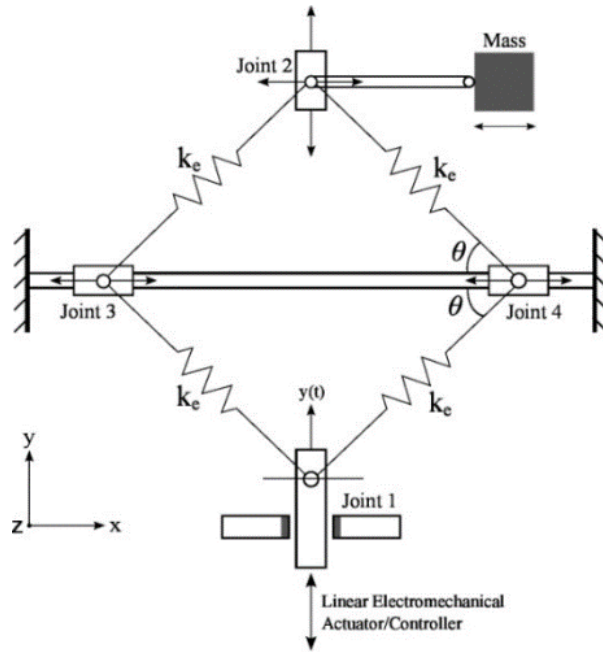


図 2.3.5 SAIVS device (Nagarajaiah 2000)^[13,14]

類似の機構として、図 2.3.6 に示す折り畳み機構 (FVSS: Folding Variable Stiffness Spring) が Rafieipour らによって提案されている^[15]。折りたたまれたピン接合のビーム要素を TMD の復元力要素として用い、アクチュエータによって傾斜を変えることで、周期調整を行う手法である。本手法は、連結数を増やすことで対応する周期範囲を拡張することができるという利点を持つが、錘との接続方法など具体的なディテールの提示には至っていない。

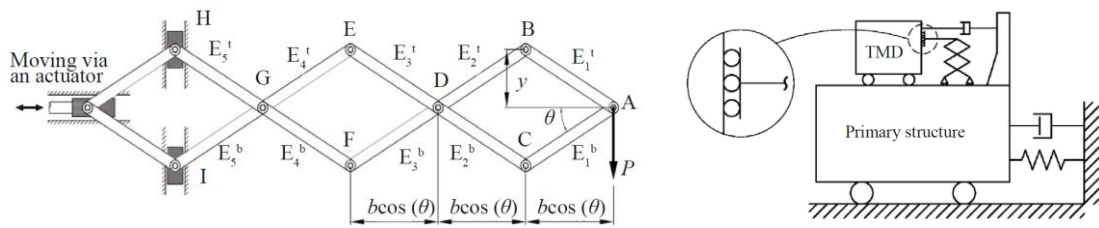


図 2.3.6 FVSS (Rafieipour 2014)^[15]

また、てこの支点位置を変えることで、TMD の周期調整を行う機構 (LSCMD: Leverage-type Stiffness Controllable Mass Damper) が Chu らによって提案されている^[16]。図 2.3.7 に示すように、てこの支点位置を変化させることで、TMD の復元力を変化させる機構である。

本機構においても平面二方向への対応が構造的に難しいという点、また支持機構を別途設ける必要があるという点は克服できておらず、建物用大地震対応 TMD に用いるには更なる機構の改良が必要である。

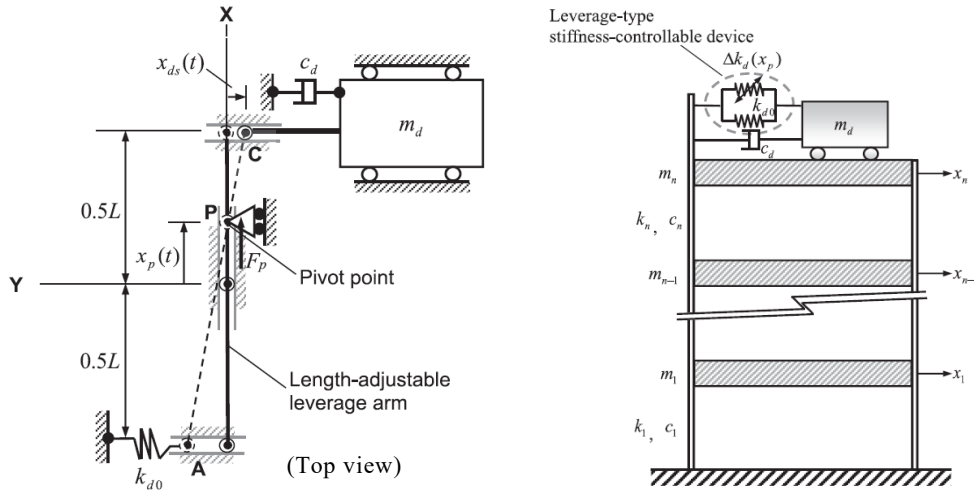


図 2.3.7 LSCMD (Chu 2016)^[16]

(3) 錘の質量を変化させる手法

異なるアプローチとして、TMD の錘質量を変化させることで周期を調整する機構が Wang らによって提案されている^[17]。図 2.3.8 に示すように錘を流体（水）とすることで、ウォーターポンプによって錘側と固定側のタンクの質量比をリアルタイムで変化させるというコンセプトである。これは、歩道橋の上下振動の抑制を目的として考案された装置であるが、同様の機構を超高層建物の制震装置として用いるには、錘の体積が大きくなり過ぎる点や、ポンプにより流体を移動させるための制御時間が課題となると考えられる。

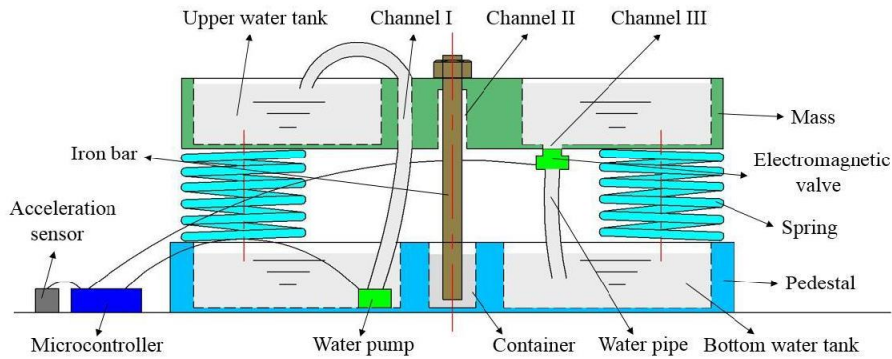


図 2.3.8 Variable mass system (Wang 2018)^[17]

(4) MR ダンパを用いる手法

他の手法として、図 2.3.9 に示すように減衰要素を MR ダンパに置き換える機構が提案されている。MR ダンパは MR 流体(Magneto-Rheological fluid)の磁界に対する粘性変化の性質を利用して、印加電流に応じて抵抗力を変えることができる特性を有する。近年では±1メートルの大ストロークの MR ダンパが開発されており、TMD への実適用例も報告されている^[18]。

これを TMD の周期調整に用いる場合、TMD の応答に応じて MR ダンパの抵抗力を逐次調節することで負剛性効果を生み出し、周期の調整と減衰の付与を MR ダンパに担わせる。本手法は装置構成を単純にすることができるため、力学的な実現の難易度は高くない。一方、錘の揺動状態に応じて適切な負剛性効果を生むために緻密な電流の制御が必要とされる^[19]。また、長期間ダンパを静置した際の磁性粒子の沈降や、環境温度や稼動に伴う温度上昇により力学的特性が変化する点など^[20]、安定した制御を行う上での課題がいくつか残されている。

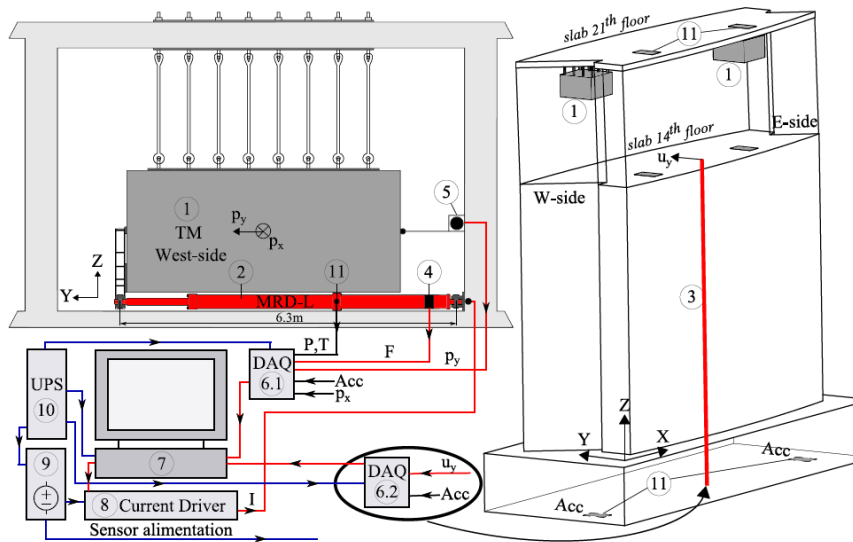


図 2.3.9 MR ダンパを用いたセミアクティブ TMD (Zemp 2017)^[18]

以上、既往の研究で提案されている周期可変型 TMD の機構を概観した。超高層建物用の大地震対応 TMD では、数百トン級の大質量の錘を安定的に支持しながらも、1メートルを超える大ストロークで、平面二方向に稼動させる必要がある。さらに、大地震下において時々刻々と変化する建物周期に即座に追従できる周期調整の速度と、万一の場合を対象としたシステムの信頼性、および数十年にわたる長期間の使用に耐えうる耐久性が要求される。既往の研究で提案された機構は、これらの課題の完全な解決には至っておらず、更なる機構の改良や新しい機構の開発が必要とされている。

2.4 まとめ

本章では、本論文で提案する周期適応型 TMD の重要な比較対象となる、既往の TMD の概要を示すとともに、それらの周期変動に対する制震効果を把握した。

はじめに、最も基本的な 1 自由度系の TMD (単一 TMD) を対象として、基本的なパラメータを整理するとともに、TMD による制震効果をランダム振動論に基づいて定量的に評価する手法を示した。検討においては、定常ホワイトノイズ地動に対する主系の変位の 2 乗平均平方 (平均応答) を制震効果の評価に用いることとし、TMD 特性が最適設定からずれた場合の制震効果および TMD ストロークの変化について、代数解に基づいて明らかにした。

次に、既往研究で提案されている周期適応型の TMD の課題について述べた。互いに異なる同調周期を有する複数の TMD を設置する方法 (多重 TMD) は投入する錘質量が全て同時に同調することはないため、剛性と減衰を両方とも自在に変化させられる TMD (剛性・減衰可変 TMD) と比較すると制震効果が劣る。一方、剛性・減衰可変 TMD は大質量の錘を使用する際の機構の実現難易度が高く、既往研究で提案されている周期調整機構では、超高層建物用の大地震対応 TMD として用いるにあたり課題が残ることを示した。

次章では、上記の課題の解決を目指して本論文で提案する周期適応型 TMD の機構、および設計法について述べ、既往の TMD との比較を通して、その制震効果を把握する。

3 章 周期変動に適応可能なセミアクティブ TMD の機構と設計法

超高層建物用の大地震対応 TMD においては、復元力要素として鋼製のケーブルや積層ゴムが用いられることが多い。これらは錘に水平方向の復元力を与える役割を持つと同時に、錘の自重を支持する要素でもあるため、TMD の作動中にその特性を変化させることは難しい。本章では、可変オイルダンパの減衰係数の操作によって TMD の共振周期を変化させるという、新しい周期適応型のセミアクティブ TMD の機構を提案し、その設計法を示す。また、定常的なホワイトノイズ入力に対する制震効果をランダム振動論に基づいて定量的に評価し、2 章で述べた既往の TMD と比較する。

3.1 節では、セミアクティブ TMD の機構を提案する。この機構は、可変オイルダンパの減衰係数の切り替えによって TMD の共振振動数を変化させるものであり、復元力要素の操作を一切必要としないという利点を有する。単純な構成でありながらも広い周期変動幅に適応可能であり、特に大質量の錘と大ストロークを必要とする、建物用の大地震対応 TMD として適している。

3.2 節では、提案するセミアクティブ TMD の周期調整の原理について複素剛性の観点から考察する。検討に用いる主要なパラメータを整理するとともに、減衰係数の操作によって対応可能な周期変動の範囲が定量的に示される。また、共振周期を変化させた際に等価減衰定数が連動して変化するという特徴が示される。

3.3 節では、提案するセミアクティブ TMD の設計法を提示する。この設計法は、2.1 節で示した従来型の単一 TMD の最適設計式を準用したものであり、予め定めた TMD の質量比と対応しようとする主系の周期変動範囲を与条件として、TMD の復元力要素の剛性および可変オイルダンパの減衰係数を設定するものである。

3.4 節では、2.1 節で示したランダム振動論に基づく手法を用いて、主系の周期変動に対する TMD の制震効果を評価する。応答ストロークやオイルダンパの減衰力についても分析を行い、提案するセミアクティブ TMD が既往の TMD と比較して制震効果の面で優位であることを確認する。

3.5 節では、提案する TMD において、可変オイルダンパの減衰係数を連続的に変化させる必要はなく、段階的な切り替えで主系の周期変動に対して十分な制震効果を発揮できることが示される。数段階の減衰係数の切り替えで広い周期範囲に対応できるのであれば、オイルダンパの機構の合理化の面で有用である。また、次章で提案するセミアクティブ TMD の制御法においては、TMD のとり得る状態を予め規定することが必要とされる。TMD の減衰係数を段階的に設定することは、これらの課題を解決するための重要な概念となる。ここでは段階的な切り替え方式を採用した場合に、どの程度制震効果が劣化するののかについて定量的に把握し、推奨される切替段数を提示する。

3.6 節では、過渡的な応答状態における TMD の制震効果について検討する。地震時において建物の塑性化状況を即座に把握することはできないため、建物が周期変動を起こした際に時間遅れなく TMD を追従させることは難しい。このような、制御に伴う時間遅れがある場合にどの程度制震効果が劣化するのか、またどの程度までの時間遅れであれば既往のパッシブ型 TMD の制震効果を上回ることができるのかについて、多数の時刻歴応答解析結果を統計的に処理することによって明らかにする。

3.7 節では、錘以外の質量（中間質量）の影響について検討する。提案するセミアクティブ TMD は積層ゴムを多段に積み重ねた構成であるため、積層ゴムやオイルダンパ自身の質量、およびそれらを接続するフレーム部材の質量が存在する。このような錘以外の質量が、TMD の制震効果や対応可能な周期範囲に与える影響を把握し、どの程度の質量ならば影響を無視し得るのか確認する。また中間質量の影響が無視できない場合に、TMD の設計パラメータを補正する手法を提案する。

3.1 減衰係数切替式適応 TMD (ACVD TMD) の機構

提案するセミアクティブ TMD の具体的な構成の例を図 3.1.1 に示す。錘の支持機構を 2 層に積み重ねた積層ゴムとし、一方の積層ゴムに並列に減衰係数切替型のオイルダンパを設置する。地震動の作用時間中に変動する建物の振動状態を加速度センサで観測し、その情報に基づいてコントローラで最適な TMD の設定を探索する。その結果に応じてオイルダンパの減衰係数を制御することで TMD の振動特性を変化させ、建物応答の低減を図る。同様の力学系はケーブルによる懸垂式をはじめとして、様々な他の支持機構によっても実現することができるが^[5.1 節, 付録 4]、本章では最も基本的な構成である 2 層のモデルで検討する。

周期調整の基本的な概念図を図 3.1.2 に示す。オイルダンパの減衰係数が大きいときは、上段の積層ゴムが動的に拘束されるため TMD は比較的短周期の共振周期を有する。一方、オイルダンパの減衰係数が小さいときは、上下両方の積層ゴムが大きく変形するため、相対的に長周期の共振周期となる。この機構は、減衰要素が周期調整と減衰付与の二役を兼ねており、非常に単純な構成で平面二方向への対応が可能であるため、特に大質量の錘を必要とする建物用の大地震対応 TMD への適用が容易である。

本 TMD は減衰係数の切り替えによって自身の共振周期を建物の周期変動に適応させるという特徴を有していることから、本論文ではこれを減衰係数切替式適応 TMD (ACVD TMD: Adaptive Control by Variable Dampers -TMD) と称する。

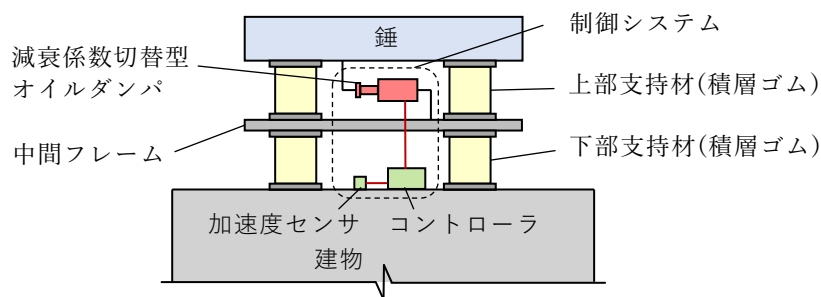


図 3.1.1 減衰係数切替式適応 TMD(ACVD TMD)の基本構成

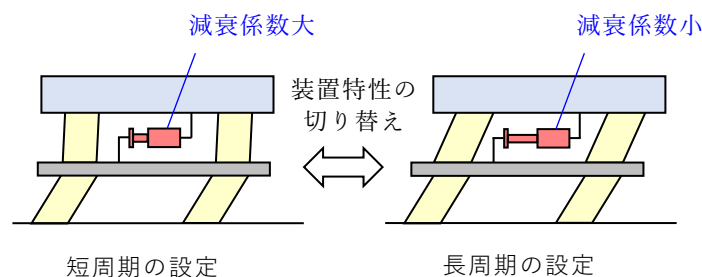


図 3.1.2 共振周期制御のコンセプト

3.2 ACVD TMD の周期調整の原理

ACVD TMD の周期調整の原理を複素剛性の観点から考察する。検討に用いる力学モデルを図 3.2.1 に示す。二段の積層ゴムは剛性 k および k' の直列ばねでモデル化する。減衰係数切替型オイルダンパは可変ダッシュポットでモデル化し、その減衰係数を c とする。本 TMD では、直列ばねの剛性比が対応可能な周期範囲を決定づける重要なパラメータとなるため、これを λ と置いて次式で定義する。

$$\lambda = \frac{k'}{k} \quad (3.2.1)$$

前章における検討と同様に、特記なき限り主系の減衰は 0、固有周期 1 秒とし、質量比は $\mu = m/M$ とする。また、TMD 各部のストローク $\delta_1 \sim \delta_3$ を図中に示すように設定する。

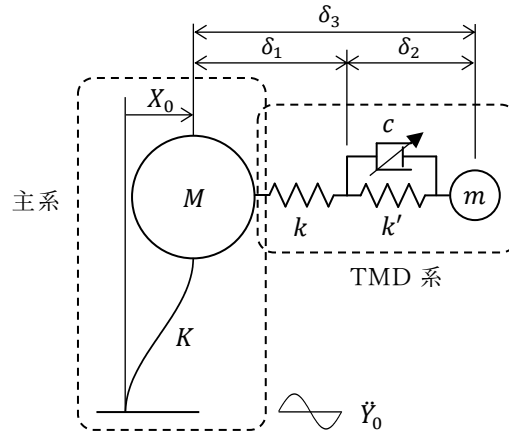


図 3.2.1 ACVD TMD の力学モデル

図 3.2.1 の TMD 系に着目して、可変ダッシュポットの減衰係数と TMD 系の共振円振動数および等価減衰定数の関係を求める。ここでは、可変ダッシュポットの減衰係数は連続的に変えることができ、その範囲は十分広いものと仮定する。円振動数 p の複素定常外力 $F = e^{ipt}$ を考えると、これに対する k, k' および c で構成された TMD 系の支持部の複素剛性 k^* は次式で表される (補足 1)。

$$k^* = \frac{\lambda k^2 + k c p i}{(1 + \lambda) k + c p i} \quad (3.2.2)$$

共振円振動数を ω_e とおくと、共振状態 $p = \omega_e$ における等価剛性 k_e は次式で表される。

$$k_e = \text{Re}[k^*] = \frac{g_e^2 + \lambda(1 + \lambda)}{g_e^2 + (1 + \lambda)^2} \cdot k \quad (3.2.3)$$

ここで、 g_e は次式に示す無次元のパラメータである。

$$g_e = \frac{c\omega_e}{k} \quad (3.2.4)$$

共振条件 $\omega_e^2 = k_e/m$ に、(3.2.3)式を代入し、

$$\omega = \sqrt{\frac{k}{m}} \quad (3.2.5)$$

とにおいて整理すると、次式が得られる。

$$\frac{\omega_e}{\omega} = \sqrt{\frac{g_e^2 + \lambda(1 + \lambda)}{g_e^2 + (1 + \lambda)^2}} \quad (3.2.6)$$

(3.2.4)式に示すように、 g_e は ω_e の一次式であるので、(3.2.6)式は ω_e の複二次方程式となる。二次方程式の解と係数の関係を用いてこれを解くと、可変減衰要素の減衰係数と TMD 系の共振円振動数の関係を、次式のように閉じた形で得ることができる。

$$\frac{\omega_e}{\omega} = \sqrt{\frac{g_0^2 - (1 + \lambda)^2 + \sqrt{g_0^4 - 2g_0^2(1 - \lambda^2) + (1 + \lambda)^4}}{2g_0^2}} \quad (3.2.7)$$

式中の g_0 は、 m と k で無次元化された減衰係数であり次式で表される。以降はこれを無次元化減衰係数と呼ぶ。

$$g_0 = \frac{c\omega}{k} = \frac{c}{\sqrt{mk}} \quad (3.2.8)$$

一方、共振状態における等価減衰定数 h_e を次式で定義する。

$$h_e = \text{Im} \left[\frac{k^*}{2k_e} \right] = \frac{g_e}{2g_e^2 + 2\lambda(1 + \lambda)} \quad (3.2.9)$$

ここで、(3.2.4)式と(3.2.8)式より、

$$g_e = \frac{\omega_e}{\omega} g_0 \quad (3.2.10)$$

であるので、これを(3.2.9)式に代入すると、TMD の等価減衰定数に関して次式を得ることができる。

$$h_e = \frac{(\omega_e/\omega)g_0}{2(\omega_e/\omega)^2 g_0^2 + 2\lambda(1 + \lambda)} \quad (3.2.11)$$

式中の ω_e/ω は(3.2.7)式に示すように λ と g_0 のみの関数であるため、剛性比 λ を仮定すれば無次元化減衰係数 g_0 と ω_e/ω の関係、および g_0 と h_e の関係が定まる。

図 3.2.2(a)に(3.2.7)式によって求めた g_0 と ω_e/ω の関係を示す。 g_0 を大きくしていくと可変ダッシュポットの動的な剛性が相対的に大きくなるため、 ω_e/ω は 1 に漸近する。一方、

$g_0=0$ すなわち可変ダッシュポットの減衰係数 c が 0 の時、 ω_e は k と k' の直列剛性に基づいた固有円振動数となるため、 ω_e/ω は次式で表される。

$$g_0 = 0 \text{ のとき} : \frac{\omega_e}{\omega} = \sqrt{\frac{(1/k + 1/k')^{-1}}{k}} = \sqrt{\frac{\lambda}{1 + \lambda}} \quad (3.2.12)$$

図 3.2.2(b) に (3.2.11) 式によって求めた g_0 と等価減衰定数 h_e の関係を示す。剛性比 λ が小さい方が h_e は大きくなる。また、 h_e は極大値を有し、その値は $\partial h_e / \partial \lambda = 0$ を解くことで次式のように得ることができる。

$$h_{max} = \frac{1}{4\sqrt{\lambda(1 + \lambda)}} \quad (3.2.13)$$

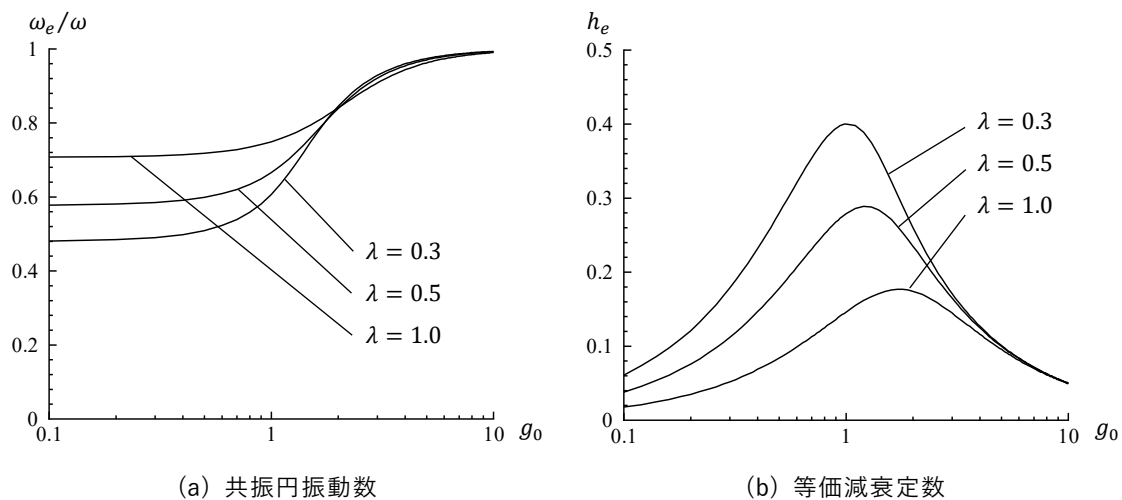


図 3.2.2 TMD 系の動特性

以上の検討より、ACVD TMD は可変減衰要素の減衰係数の操作によって、TMD 部の共振円振動数 ω_e を変化させられるが、その際に等価減衰定数 h_e も連動して変化することが確認された。共振円振動数と等価減衰定数を個別に任意に設定することができないため、ACVD TMD を制震対象の周期変動に適応可能な TMD として利用するためには、各構成要素の特性 (k , k' , c) の適切な設計法が必要となる。

(補足 1) 複素剛性 k^* の特性について

参考として、 $\lambda=0.5$ として算定した (3.2.2) 式の複素剛性 k^* を図 3.2.3 に示す。横軸は ω で基準化した加振円振動数 p 、縦軸は k で基準化した複素剛性 k^* の実部と虚部を示す。また、図中には (3.2.7) 式によって算定した ω_e/ω を併記している。複素剛性の実部は p に対して単調増加の関数となる。一方虚部は極大値を有するが、その位置は g_0 の設定に依存する。

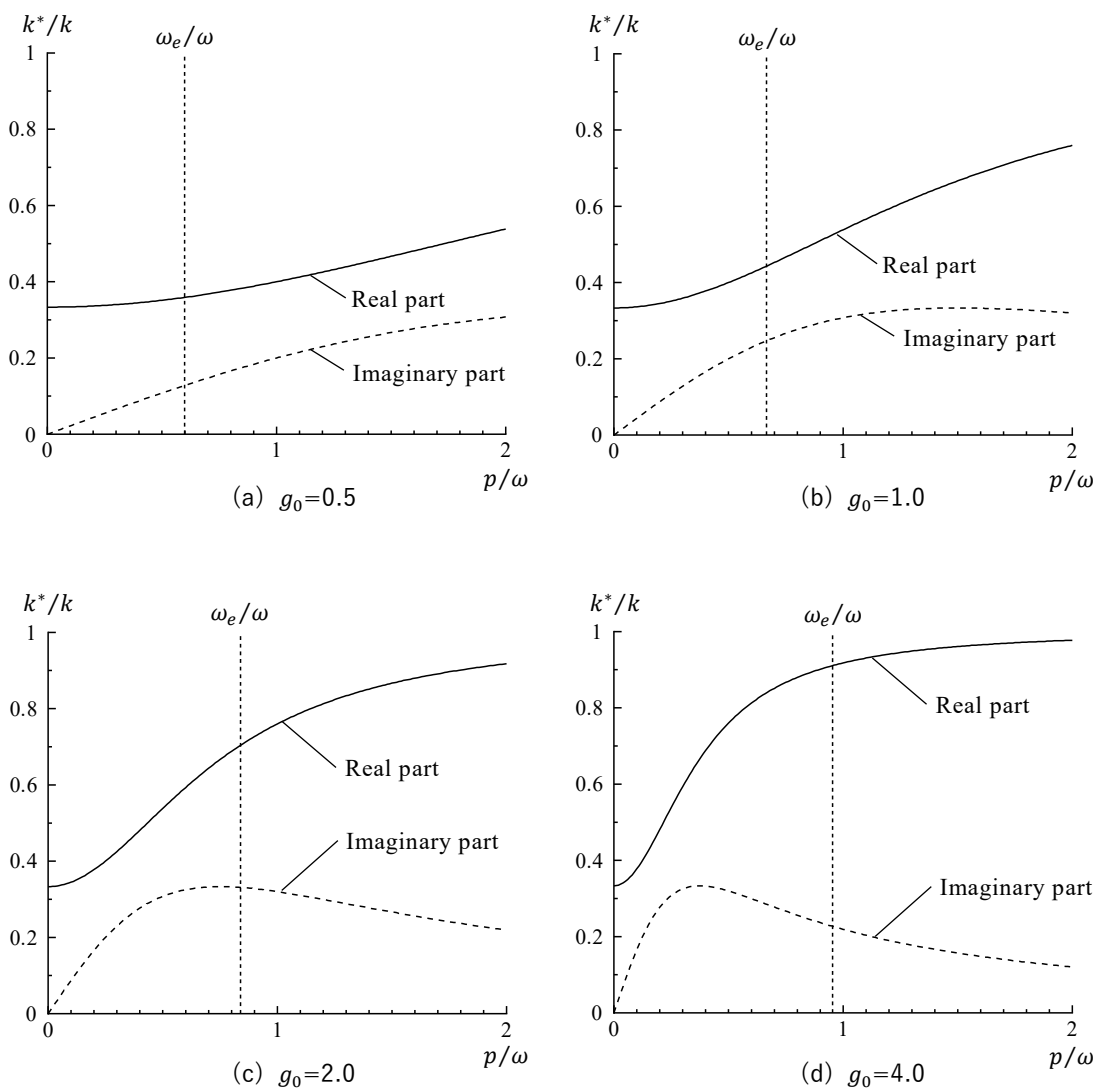


図 3.2.3 加振円振動数と複素剛性の関係 ($\lambda=0.5$)

(補足 2) 複素剛性における減衰定数について

複素剛性 k^* から数学的に厳密に導かれる減衰定数は(3.2.14)式の左辺で表される^[1]。(3.2.9)式では減衰定数が小さい場合の近似 ($\sin \theta \approx \theta$) を利用して得た同式右辺を等価減衰定数 h_e とみなして式の展開を行った。なお、本論文で取り扱う減衰定数の範囲において、近似誤差が設計結果に与える影響は十分小さい。

$$\sin\left(\frac{1}{2} \tan^{-1} \frac{\text{Im}[k^*]}{\text{Re}[k^*]}\right) \approx \text{Im}\left[\frac{k^*}{2k_e}\right] \quad (3.2.14)$$

3.3 ACVD TMD の設計法

ホワイトノイズ地動に対する主系変位の平均応答最小化の観点から、ACVD TMD の設計法を提案する。設計法の構築においては、次式の単一 TMD の最適設定式を準用する。

$$\omega_{opt} = \frac{1}{1 + \mu} \sqrt{1 - \frac{\mu}{2}} \Omega \quad (3.3.1) \quad (2.1.10) \text{再掲}$$

$$h_{opt} = \sqrt{\frac{\mu(4 - \mu)}{8(1 + \mu)(2 - \mu)}} \quad (3.3.2) \quad (2.1.11) \text{再掲}$$

ここで、 ω_{opt} は TMD の最適円振動数、 h_{opt} は TMD の最適減衰定数、 μ は質量比、 Ω は主系の固有円振動数である。

建物用の TMD では、設置スペースや構造強度の条件から投入可能な錘質量の限界値が決まっていることが多く、それにコストや制震効果とのバランスを加味して質量比を設定することになる。また、想定する建物の周期ずれの範囲については、建物の構造形式や既往の観測事例に基づいて設計者が判断する必要がある。本節では、質量比 μ 、および想定する周期ずれの最大値 η_t を与条件とし、復元力要素および減衰要素の設計法を示す。

3.3.1 復元力要素の剛性の設計法

図 3.3.1 に設計法の概念図を示す。ここでは TMD 系の共振円振動数 ω_e と等価減衰定数 h_e を同じグラフ上に示している。(3.3.2) 式の h_{opt} が TMD 系の等価減衰定数の最大値 h_{max} よりも小さい場合、 $h_e = h_{max}$ となる箇所が二つ存在するので、それぞれを A 点、B 点と置く。

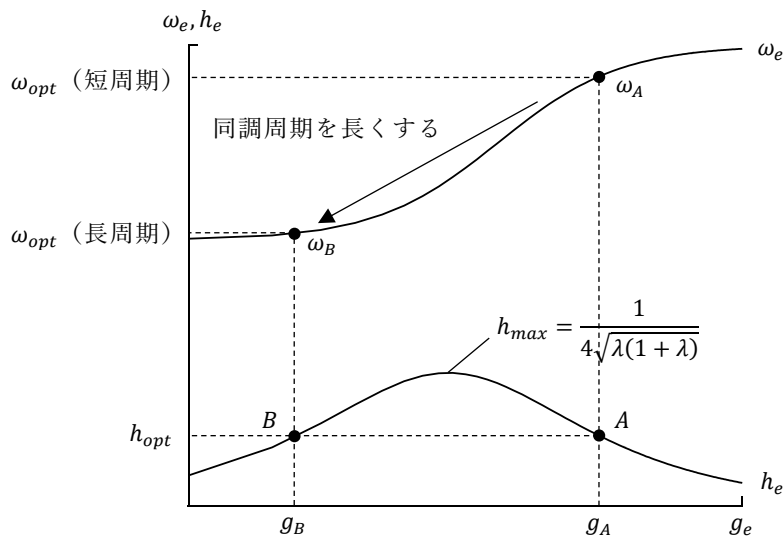


図 3.3.1 ACVD TMD の設計法の概念図

前節で示したように TMD 系の共振円振動数 ω_e および等価減衰定数 h_e はそれぞれ(3.2.6)式および(3.2.9)式によってパラメータ g_e の関数として得られている。A 点および B 点に対応するパラメータ g_A および g_B は、(3.2.9)式の左辺を h_{opt} と置いて g_e について解いた解であるので次式で表される。

$$g_A, g_B = \frac{1 \pm \sqrt{1 - 16\lambda(1 + \lambda)h_{opt}^2}}{4h_{opt}} \quad (3.3.3)$$

ここで、図 3.3.1 に示すように、 g_A に対応する TMD 系の共振円振動数 ω_A が初期状態の主系の固有周期 T_0 に同調するように TMD の剛性条件を設計すれば、そこから可変減衰要素の減衰係数を減ずることで TMD 系の共振周期を伸ばし、伸長する主系の固有周期に適應することが可能となる。この考え方に基づいて、(3.2.6)式において $\omega_e = \omega_{opt}$ 、 $g_e = g_A$ と置いて整理すると、剛性 k は次式のように表される。

$$k = \frac{g_A^2 + (1 + \lambda)^2}{g_A^2 + \lambda(1 + \lambda)} m \omega_{opt}^2 \quad (3.3.4)$$

次に剛性比 λ の設定法について検討する。主系の固有周期が T_0 から $\eta_t T_0$ まで変化すると仮定する。TMD をこの範囲に適應させるためには $\eta_t = \omega_A / \omega_B$ を満たす必要があるため、この式に(3.2.6)式の ω_e を ω_A および ω_B に置き換えて代入すると次式が得られる。

$$\eta_t = \frac{\omega_A}{\omega_B} = \sqrt{\frac{\{g_A^2 + \lambda(1 + \lambda)\}\{g_B^2 + (1 + \lambda)^2\}}{\{g_B^2 + \lambda(1 + \lambda)\}\{g_A^2 + (1 + \lambda)^2\}}} \quad (3.3.5)$$

図 3.3.2 に(3.3.5)式によって得られた λ と η_t の関係を示す。質量比 μ を小さくすると λ は $1/(\eta_t^2 - 1)$ に漸近する。この式は $c=0$ 時の TMD 系の共振円振動数と $c=\infty$ 時の共振円振動数の比を η_t と等値することにより求めることができる。設計においては、想定する周期ずれの最大値 η_t から剛性比 λ を求める必要があるが、(3.3.5)式をそのまま用いるのは煩雑であるため、本研究では $\eta_t \geq 1.5$ の範囲において次の略算式を提案する。

$$\lambda = \frac{\alpha}{\eta_t^2 - 1}, \quad \alpha = \frac{1 - \sqrt{\mu^{\eta_t}}}{1 + \mu} \quad (3.3.6)$$

この略算式は、 $1/(\eta_t^2 - 1)$ に係数 α を乗じる形を仮定して定式化されている。 α の算定式の形自体に意味は無いが、できるだけ広い範囲の μ と η_t に対して(3.3.5)式の良い近似を与えるように試行錯誤的に定めたものである。図 3.3.2 には(3.3.6)式による算定結果を併記しているが、RC 造の超高層建物において主なターゲットとなる $\eta_t \geq 1.5$ の範囲において、良好に対応していることが分かる。

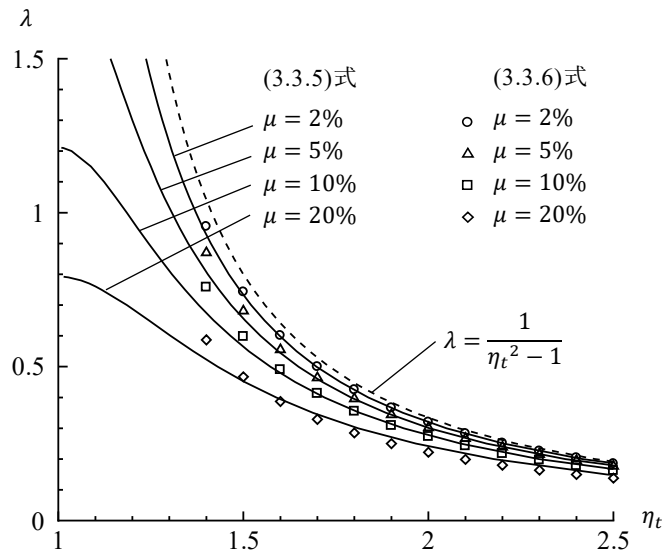


図 3.3.2 $\lambda - \eta_t$ 関係

以上、ACVD TMD の復元力要素の剛性 k および k' の設計法は下記①～⑤のようにまとめることができる。

- ① TMD の質量比 μ と、想定する主系の周期ずれの範囲 η_t を設定する。
- ② (3.3.6)式の略算式を用いて、剛性比 λ を設定する。
- ③ (3.3.3)式を用いて、 g_A を算定する。式中の h_{opt} は(3.3.2)式によって求める。
- ④ (3.3.4)式を用いて、剛性 k を算定する。式中の ω_{opt} は(3.3.1)式において、 $\Omega = \Omega_0$ (初期状態の主系の固有円振動数) とおいて算定する。
- ⑤ (3.2.1)式を用いて、剛性 k' を算定する。

3.3.2 減衰要素の減衰係数の設計法

次に可変減衰要素の減衰係数 c の設計法について検討する。前述の手法で設計された剛性条件 (k, k') を有する図 3.2.1 の系において、主系の剛性 K が変化して周期ずれ η が生じた状態を仮定する。ホワイトノイズ地動に対する主系変位の平均応答 σ_{x_0} を最小化する減衰係数 c の値は、伝達関数の下の部分の面積を最小化する設定となる。ここでは、伝達関数 $H_{x_0}(ip)$ を(付 1.6)式のように設定し、 c をパラメータとしたコンピュータによる数値積分によって σ_{x_0} を最小化する設定を探索した。図 3.3.3 に探索結果を示すが、ここでは探索解を(3.2.8)式によって無次元化している。以後、これを最適減衰係数 g_{opt} と呼ぶ。なお、やや煩雑な計算を要するが、付録 1 に示すように代数計算によって g_{opt} を得ることもできる。いずれにしても、周期ずれ η と g_{opt} の厳密な関係を算定するには労力を要するので、ここでは略算式による減衰係数の設計法を検討する。

図 3.3.3 をみると、 g_{opt} は $\eta = 1$ で極大値を、 $\eta = \eta_t$ で極小値をとることが分かる。それぞれは図 3.3.1 の A 点および B 点に対応するので、次式によって極大値を与える無次元化

減衰係数 g_{max} と、極小値を与える無次元化減衰係数 g_{min} を得ることができる。ここで、 g_{max} は(3.2.6)式および(3.2.10)式の g_e に g_A を代入して g_0 について整理して得たものであり、 g_{min} は同様に g_e に g_B を代入して得たものである。

$$g_{max} = g_A \sqrt{\frac{g_A^2 + (1 + \lambda)^2}{g_A^2 + \lambda(1 + \lambda)}}, \quad g_{min} = g_B \sqrt{\frac{g_B^2 + (1 + \lambda)^2}{g_B^2 + \lambda(1 + \lambda)}} \quad (3.3.7)$$

以上の検討結果より、主系の周期ずれ η に対して設定すべき可変減衰要素の無次元化減衰係数の設計値 g_d を次式のように提案する。

$$\begin{aligned} g_d &= g_{max} & (\eta < 1) \\ g_d &= g_{max} \eta^\beta, \quad \beta = \frac{\log g_{min} - \log g_{max}}{\log \eta_t} & (1 \leq \eta < \eta_t) \\ g_d &= g_{min} & (\eta_t \leq \eta) \end{aligned} \quad (3.3.8)$$

この提案式の $(1 \leq \eta < \eta_t)$ の範囲は、 g_d を η の指数関数と仮定し、それが $(1, g_{max})$ と (η_t, g_{min}) を通過することを条件として導いたものである。また、それ以外の範囲は基本的には TMD の適用範囲外であるため一定値とした。図 3.3.3 にはこの提案式による算定値を併記しているが、 η_t の値に関わらず $(1 \leq \eta < \eta_t)$ の範囲において g_d は g_{opt} を良好に表現できていることが確認できる。

図 3.3.4 に、減衰要素を g_{opt} で設定した場合と、 g_d で設定した場合の主系変位の平均応答の比較を示す。 $(1 \leq \eta < \eta_t)$ の範囲において、両者はほぼ一致していることから、上述の設計法の妥当性を確認することができる。(3.2.8)式の関係を用いて g_d を有次元化すると、周期ずれ η に対応した可変減衰要素の減衰係数 c を次式によって得ることができる。

$$c = g_d \sqrt{mk} \quad (3.3.9)$$

以上、ACVD TMD の可変減衰要素の減衰係数 c について、数値計算結果をもとに提案式を導出した。設計手法は下記①～④のようにまとめられる。

- ① (3.3.3)式を用いて、 g_A および g_B を算定する。式中の h_{opt} は(3.3.2)式によって求める。
- ② (3.3.7)式を用いて、無次元化減衰係数の上限値 g_{max} 、および下限値 g_{min} を算定する。
- ③ (3.3.8)式を用いて、周期ずれ η に対する無次元化減衰係数の設計値 g_d を算定する。
- ④ (3.3.9)式を用いて、 g_d を有次元の減衰係数 c に換算する。

なお、本論文 4 章で提案する RC 造建物を対象とした ACVD TMD の制御法において、周期ずれ η を直接的に求めることは無いため、本項で示した $(1 \leq \eta < \eta_t)$ の範囲の g_d をそのまま設計値として用いることは無い。上記の減衰係数の設計法は、制震対象の変動する固有周期が明確に把握できる場合を対象とした知見として提示したものである。

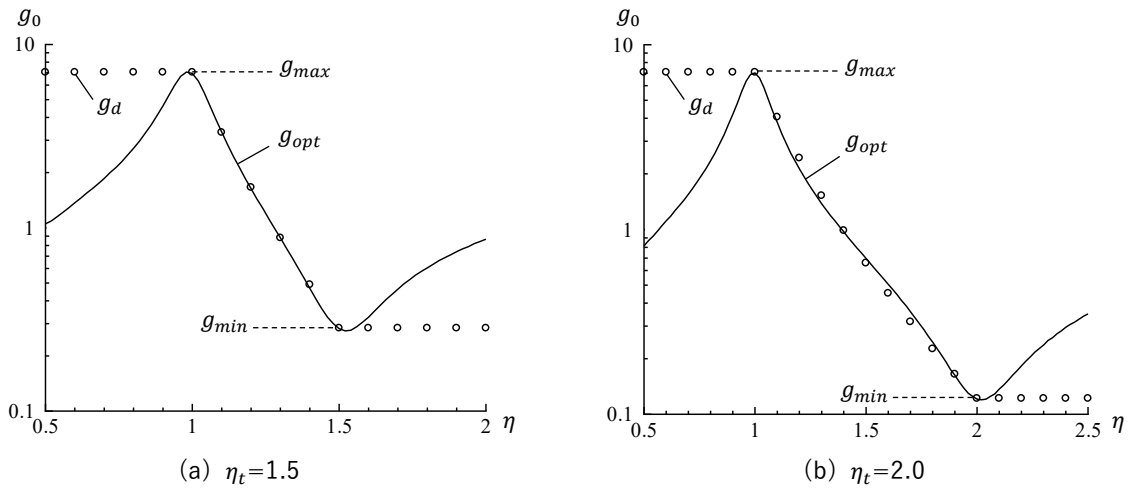


図 3.3.3 数値積分による探索解 g_{opt} と設計値 g_d の比較($\mu=0.02$)

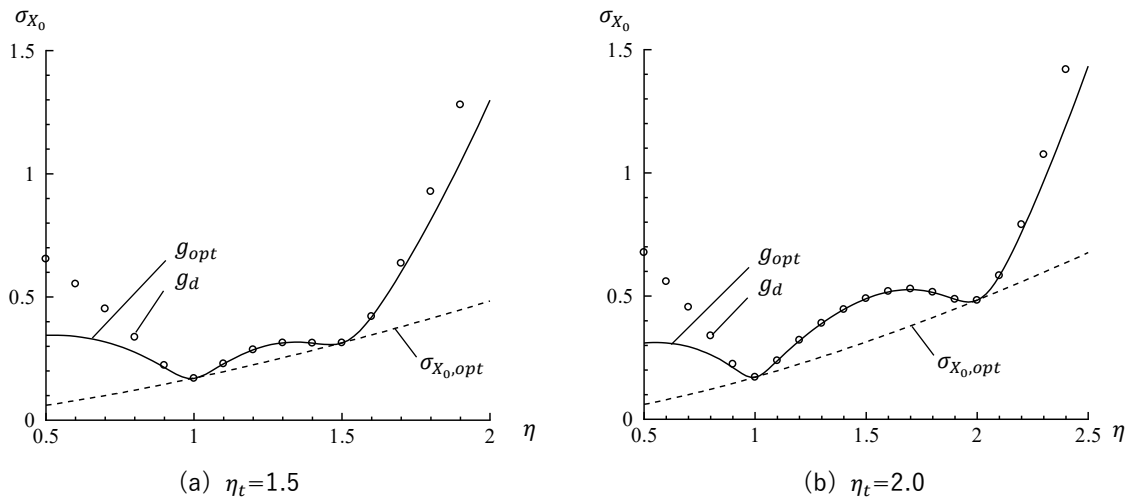


図 3.3.4 主系変位の平均応答の比較($\mu=0.02$)

3.3.3 減衰要素の応答ストロークおよび減衰力

ランダム振動論に基づいて、ACVD TMD の減衰要素の応答ストロークおよび減衰力に関する検討を行う。

ストロークの平均応答 σ_δ は、(2.1.5)式の伝達関数 $H(ip)$ を節点間の相対変位の伝達関数 $H_\delta(ip)$ に置き換えて求めることができる。ここでは、 $H_{\delta_1}(ip) \sim H_{\delta_3}(ip)$ を(付 1.14)式のように置いてコンピュータを使用した数値積分によって得た解を示すが、(付 1.15)式～(付 1.17)式に示すように代数計算によって解を得ることも可能である。図 3.3.5 に $\mu=0.02$ の場合の各部ストロークの算定結果を示す。 $\sigma_{\delta_1} \sim \sigma_{\delta_3}$ はそれぞれ図 3.2.1 の $\delta_1 \sim \delta_3$ の部位の相対変位の平均応答である。 $\eta=1$ においては $\sigma_{\delta_3} \approx \sigma_{\delta_1}$ の関係がみられることから、各ばね要素の変形は位相差を有することが分かる。

一方、 $\eta=\eta_t$ においては概ね $\sigma_{\delta_3} \approx \sigma_{\delta_1} + \sigma_{\delta_2}$ の関係がみられ、各ばね要素の変形の位相は揃っている。このとき σ_{δ_1} と σ_{δ_2} の比は各部位の剛性比の逆数となるため、次式が成立する。

$$\frac{\sigma_{\delta_2}}{\sigma_{\delta_1}} < \frac{1}{\lambda} \quad (3.3.10)$$

なお、この式では減衰要素の動的剛性を加味して不等号を用いているが、 $\eta=\eta_t$ の場合のように減衰係数が比較的小さい領域においては、左辺と右辺は概ね等しくなる。したがって、 $\eta=\eta_t$ において全体ストローク σ_{δ_3} に関して次式が成立する。

$$\sigma_{\delta_3} \approx \sigma_{\delta_1} + \sigma_{\delta_2} > (1 + \lambda)\sigma_{\delta_2} \quad (3.3.11)$$

図 3.3.5 には、理想的な剛性・減衰可変 TMD のストローク $\sigma_{\delta,opt}$ を併記しているが、 $\eta=\eta_t$ において全体ストローク σ_{δ_3} は $\sigma_{\delta,opt}$ と概ね等しい。そこで、(3.3.11)式の σ_{δ_3} を $\sigma_{\delta,opt}$ に置き換えて整理すると、減衰要素のストロークの平均応答 σ_{δ_2} に関する次の関係式を得ることができる。なお、式中の $\sigma_{\delta,opt}$ は(2.1.15)式を用いて求めることができる。

$$\sigma_{\delta_2} < \frac{1}{1 + \lambda} \sigma_{\delta,opt} \quad (3.3.12)$$

次に減衰要素に生じる減衰力について考察する。図 3.3.6 に $\mu=2\%$ の条件で、次式によって算定した減衰力の平均応答を示す。

$$\bar{\sigma}_F = \frac{c\sigma_v}{k\sigma_{\delta_1}(\eta=1)} \quad (3.3.13)$$

$\bar{\sigma}_F$ は直列に接続されるばね要素(剛性 k) の $\eta=1$ における復元力の平均応答で基準化された、可変減衰要素の減衰力の平均応答である。式中の σ_v は δ_2 部の変形速度の平均応答であり、(2.1.5)式の $H(ip)$ を節点間の相対速度の伝達関数として算定した。この図によると、可変減衰要素の減衰力は $\eta=1$ のときに最も大きくなり、その値は直列に接続されるばね要素の復元力と概ね等しい。図中には、同様の手法で求めた理想的な剛性・減衰可変 TMD の減衰要素の減衰力の平均応答 $\bar{\sigma}_{F,opt}$ を示しているが、これと比較すると ACVD TMD の減衰要素の減衰力は大きいことが分かる。

なお、図 3.3.5 および図 3.3.6 には、減衰要素の設定を g_d とした場合の結果を併記しているが、検討対象としている周期ずれの範囲 $\eta=1\sim\eta_t$ においては、減衰要素の設定を g_{opt} とした場合と同様の性状を示すことが確認できる。

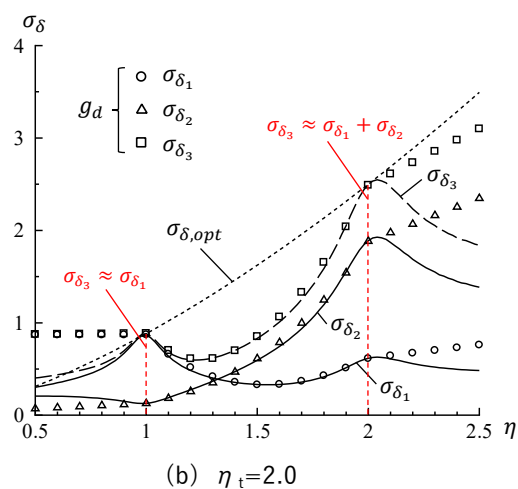
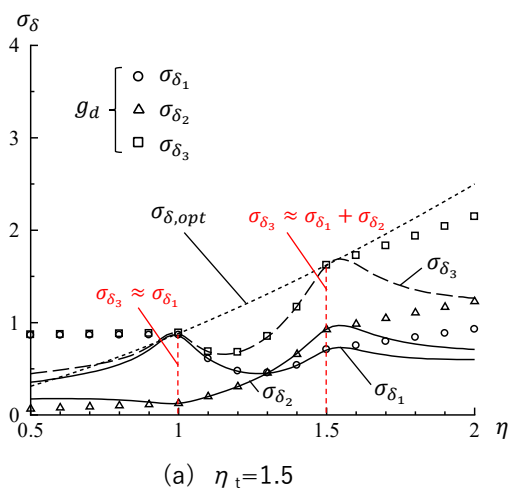


図 3.3.5 各部ストロークの平均応答 ($\mu=0.02$)

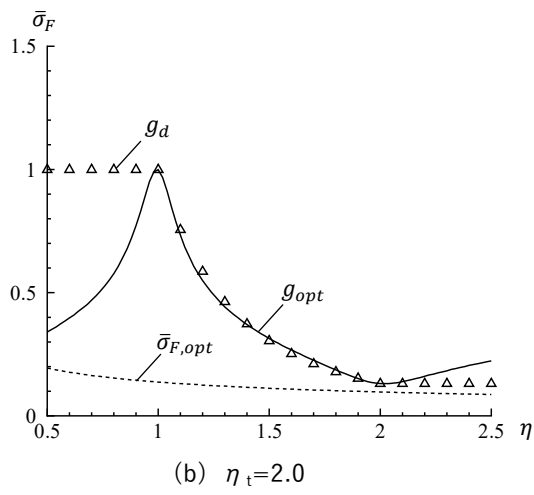
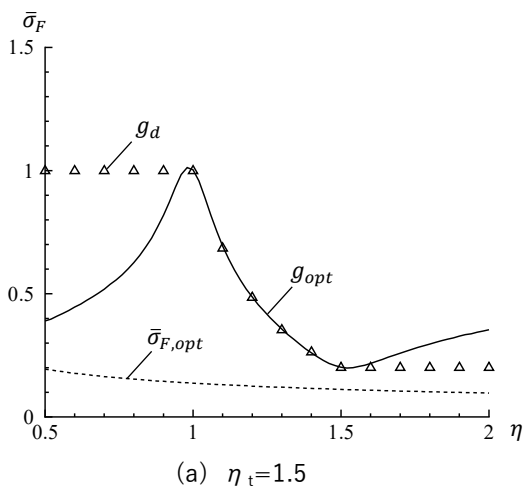


図 3.3.6 減衰要素の減衰力の平均応答 ($\mu=0.02$)

3.4 定常応答特性の比較

定常応答における ACVD TMD の制震効果を多重 TMD と比較する。検討モデルは図 3.2.1 の力学モデルとし、主系の初期固有周期は 1 秒とした。また、入力はいこれまでの検討と同様にパワースペクトル密度 1 の定常ホワイトノイズ地動とした。

3.4.1 主系の平均応答

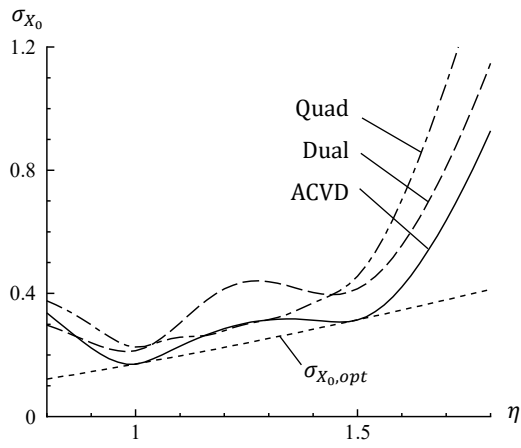
ACVD TMD を設置した場合の主系変位の平均応答を、同等の対応周期範囲、および総質量比となるように設定された二重 TMD (Dual TMD) および四重 TMD (Quad TMD) と比較する。想定する周期ずれの範囲は $\eta_t=1.5$ 、および $\eta_t=2.0$ の 2 ケースとし、質量比は $\mu=0.02, 0.05, 0.10$ の 3 ケースを設定する。

ACVD TMD の復元力要素の剛性、および可変減衰要素の減衰係数は前節で示した設計法により設定した。二重 TMD および四重 TMD は最も短周期側の TMD を $\eta=1.0$ に、最も長周期側の TMD を $\eta=\eta_t$ に同調させるように、2.2 節と同様の方法で設定した。二重 TMD および四重 TMD の減衰定数に関しては 2 章の検討結果を参考に、 $\eta=1.0\sim\eta_t$ の範囲における主系の周期変動に対する感度を小さくできる値として、表 3.4.1 に示すように h_{opt} の倍数で設定した。 h_{opt} は(2.2.5)式に示したように、個別の質量比に基づいて定めたものである。

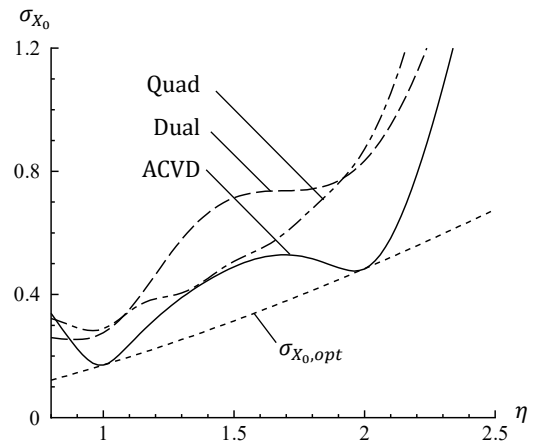
表 3.4.1 二重 TMD および四重 TMD で採用した減衰定数

Case	$\mu=0.02$	$\mu=0.05$	$\mu=0.10$
$\eta_t=1.5$	$2h_{opt}$	h_{opt}	h_{opt}
$\eta_t=2.0$	$4h_{opt}$	$2h_{opt}$	h_{opt}

図 3.4.1～図 3.4.3 に検討の結果を示す。それぞれ横軸に主系の周期ずれを、縦軸に主系の変位の平均応答をとる。ターゲットとする周期範囲 ($\eta=1.0\sim\eta_t$) においては、ACVD TMD を設置した主系の平均応答は、多重 TMD の場合よりも抑制されていることが分かる。また、同調周期 ($\eta=1.0$ および η_t) における平均応答をみると、ACVD TMD は $\sigma_{x_0,opt}$ と同等であるのに対し、多重 TMD ではそれよりも大きくなっている。

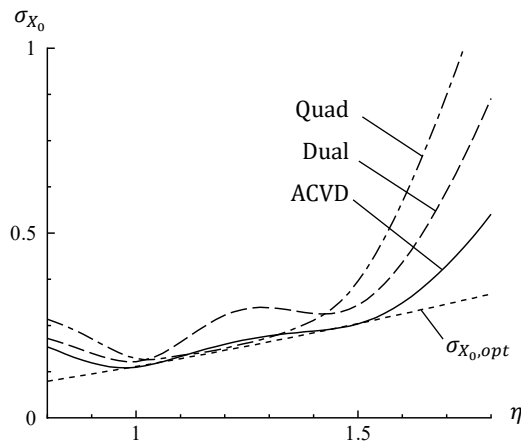


(a) $\eta_t=1.5$

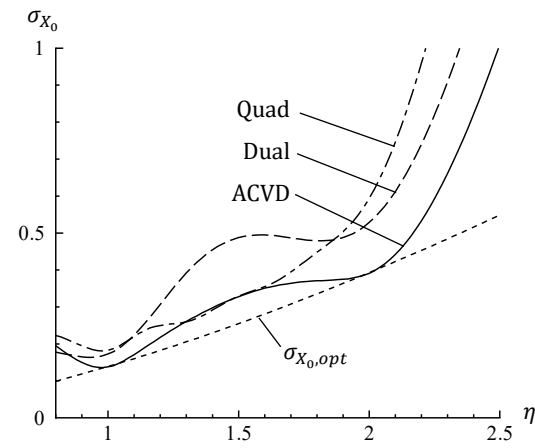


(b) $\eta_t=2.0$

図 3.4.1 主系の平均応答の比較($\mu=0.02$)

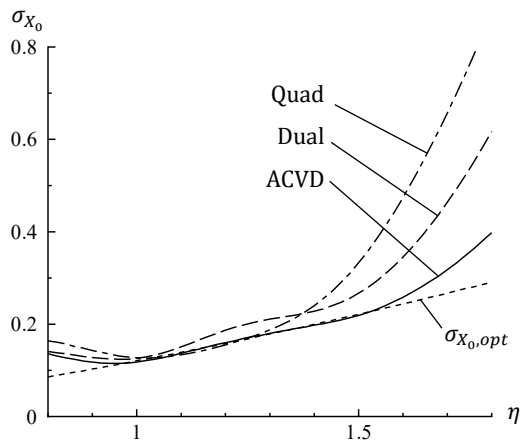


(a) $\eta_t=1.5$

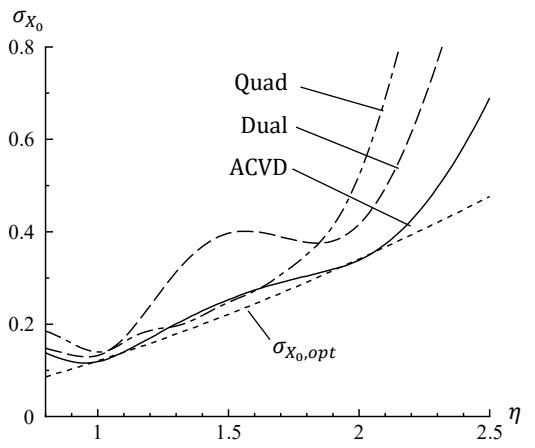


(b) $\eta_t=2.0$

図 3.4.2 主系の平均応答の比較($\mu=0.05$)



(a) $\eta_t=1.5$



(b) $\eta_t=2.0$

図 3.4.3 主系の平均応答の比較($\mu=0.10$)

図 3.4.4 に次式によって算定した、ターゲットとする周期範囲における主系の平均応答の平均値 $\sigma_{x_0,ave}$ を示す。

$$\sigma_{x_0,ave} = \frac{1}{\eta_t - 1} \int_1^{\eta_t} \sigma_{x_0} d\eta \quad (3.4.1)$$

$\eta_t=1.5$ 、および $\eta_t=2.0$ の両方のケースにおいて、ACVD TMD の $\sigma_{x_0,ave}$ は多重 TMD (Dual, Quad) 以下となっている。特に質量比が小さいほどこの差は顕著となっており、ACVD TMD は比較的小さい質量比で、大きな周期ずれに対応する場合に有効なシステムであることが確認できる。

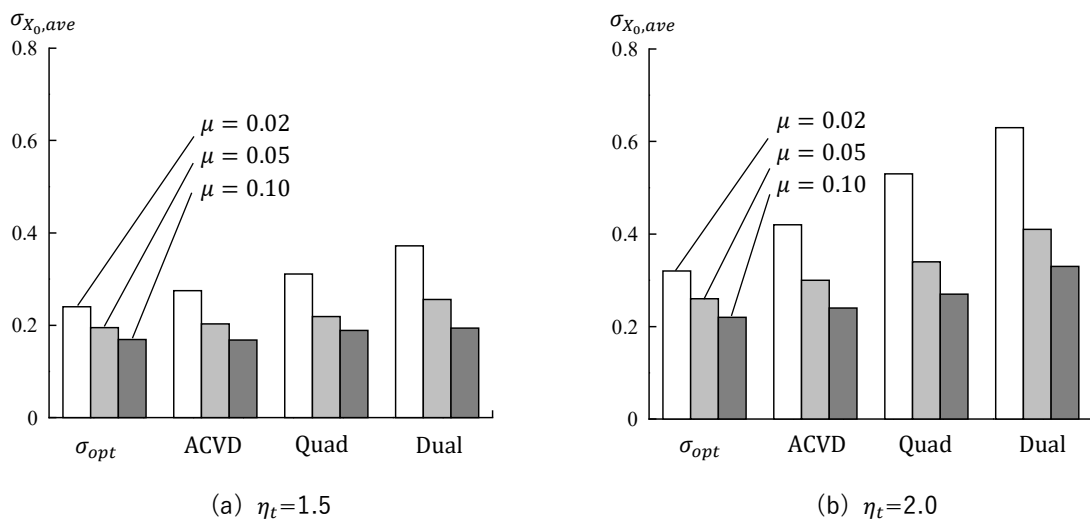


図 3.4.4 ターゲットとする周期範囲における主系の平均応答

3.4.2 TMD ストローク

次に ACVD TMD のストロークの平均応答を多重 TMD と比較する。図 3.4.5 に代表的なケースとして、 $\eta_t=2.0$ 、質量比 $\mu=0.02$ および $\mu=0.05$ の場合の結果を示す。ここで、多重 TMD の設定は表 3.4.1 の通りである。実線は ACVD TMD の結果を示しており、これらの図では全ストローク σ_{δ_3} と、減衰要素部分のストローク σ_{δ_2} の二つを示している。破線は多重 TMD の結果を示しており、個別の TMD のストロークの平均応答の包絡線である。ターゲットとする周期範囲 ($\eta=1\sim\eta_t$) において、ACVD TMD の減衰要素部分のストローク σ_{δ_2} は多重 TMD のストロークを下回っていることが分かる。したがって、装置の製作や改修工事における揚重計画上の課題となることが多い、ダンパストロークの低減という面で ACVD TMD は有効であることが確認された。また、全ストローク σ_{δ_3} についても、 $\mu=5\%$ の結果では Dual TMD や Quad TMD より小さく抑えられており、TMD 設置スペースの確保という面でも有利であることが確認された。

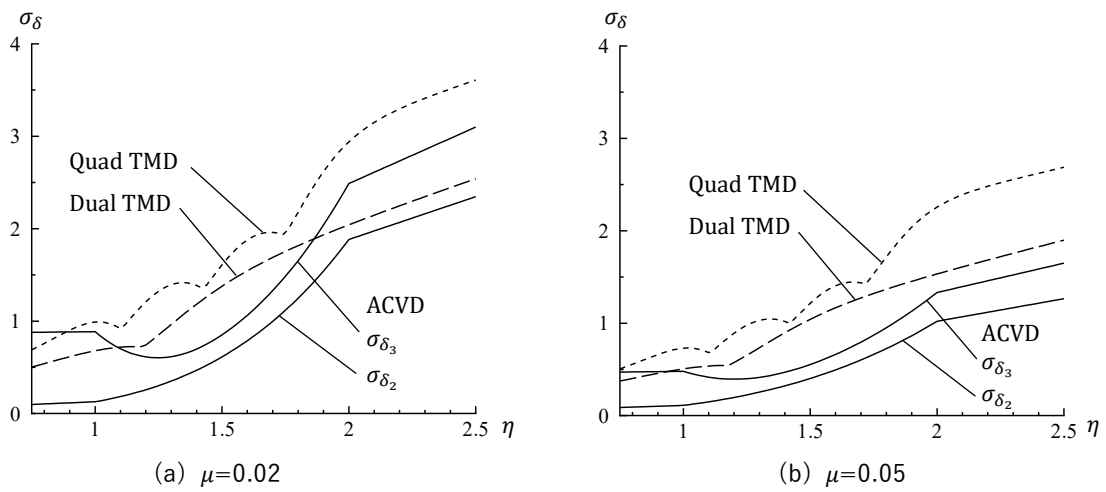


図 3.4.5 ストロークの平均応答の比較($\eta_t=2.0$)

以上、本節では ACVD TMD の動特性を多重 TMD と比較することによって、TMD による制震効果およびストロークについて定量的に評価した。ACVD TMD は同調周期($\eta=1, \eta_t$)において、理想的な剛性・減衰可変 TMD と同等の制震効果を発揮することができる。また、ターゲットとする周期範囲 ($\eta=1 \sim \eta_t$) において、制震効果と応答ストロークの両面で同じ総質量比の多重 TMD 以上の性能を有する優れたシステムであることが確認された。

3.5 切替式減衰要素を用いた合理化の検討

ここまでの検討では、可変減衰要素の減衰係数は連続的に変えられるものと想定してきた。一方、実適用を考えると数段階の減衰係数の切り替えで対応できれば、可変オイルダンパの機構の合理化の面で有用である。本節では、前者を連続可変式、後者を段階切替式と称し、段階切替式において各減衰係数をどのように設定すれば良いか検討する。また段階切替式とした場合に、連続可変式と比較してどの程度制震効果が劣化するのかについて検討し、ACVD TMD の設定において推奨される切替段数を提示する。

3.5.1 段階切替式の減衰係数の設定法

図 3.5.1(a)に可変減衰要素の減衰係数を g_{opt} の 1 倍から 4 倍まで増加させた場合の主系変位の平均応答 σ_{x_0} を示す。また、図 3.5.1(b)に 1 倍から 1/4 倍まで減少させた場合の結果を示す。2つの図を比較すると、 g_{opt} にある係数を乗じた場合と、 g_{opt} を同じ係数で除した場合の主系の平均応答は一致することが分かる。この特性は、2.1.3 項で述べたのと同様に主系の平均応答の代数解が次式の形で表されるためである。(A, B の値は(付 1.10)式参照)

$$\sigma_{x_0}(c) = \sqrt{Ac + \frac{B}{c}} \quad (3.5.1)$$

この特性を利用して、制震効果の劣化をできるだけ抑制しながら(3.3.8)式における $g_{min} \sim g_{max}$ の範囲を 2 段階(無次元化減衰係数 g_1 と g_2 、ただし $g_1 > g_2$) に分割することを考える。図 3.5.2 に考え方の概念図を示す。最適減衰係数 g_{opt} は $g_{min} \sim g_{max}$ の値をとり得るので、 $g_{min} \sim g_{max}$ 間の任意の点から g_1 または g_2 までの距離 (g_{opt} に乗じる値、または g_{opt} を除する値) の最大値を R と置き、これを最小化するように g_1 と g_2 を設定することとした。

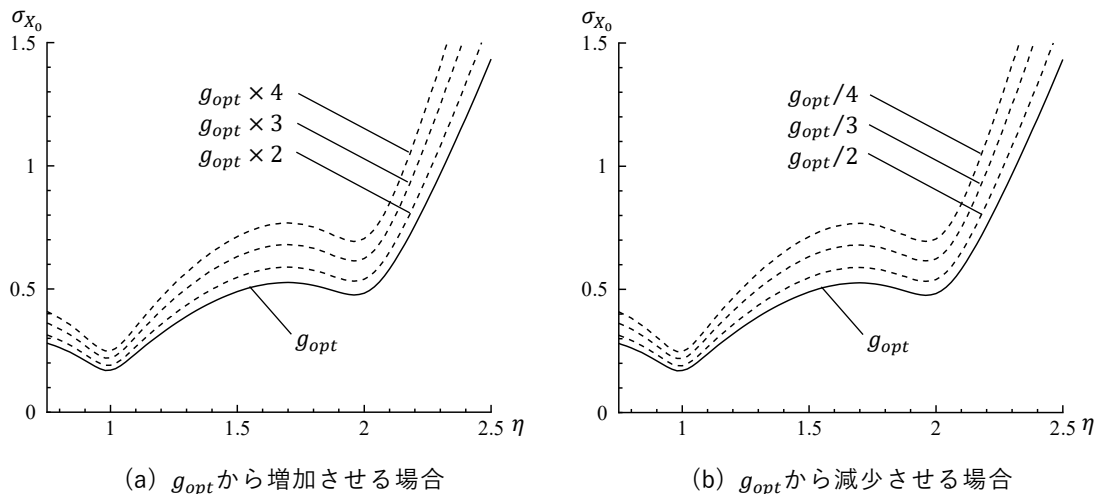


図 3.5.1 主系の平均応答と無次元化減衰係数の関係 ($\mu=0.02$, $\eta_t=2.0$)

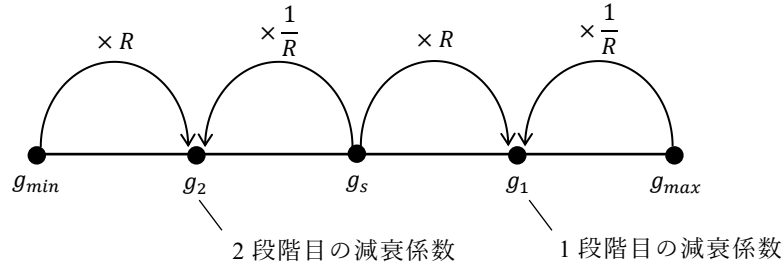


図 3.5.2 段階切替式概念図

この考え方に基づくと、次式を立式することができる。

$$R = \frac{g_{max}}{g_1} = \frac{g_1}{g_s} = \frac{g_s}{g_2} = \frac{g_2}{g_{min}} \quad (3.5.2)$$

式中の g_s は 1 段階目と 2 段階目の切替点に対応する無次元化減衰係数である。 g_{opt} が g_s よりも大きい場合は g_1 を選択し、逆に小さい場合は g_2 を選択することで、 g_{opt} から g_1 または g_2 までの距離は R 以下となる。(3.5.2) 式を満たす g_1, g_2 は、2 段階の切り替えとする場合に、 R を最小化する解となる。

(3.5.2) 式から g_s を消去すると次式が得られる。

$$g_1 = g_{max}^{\frac{3}{4}} g_{min}^{\frac{1}{4}}, \quad g_2 = g_{max}^{\frac{1}{4}} g_{min}^{\frac{3}{4}} \quad (3.5.3)$$

これを一般化して N 段階の切り替えに拡張すると、 N 段階中の i 段階目の無次元化減衰係数 g_i は次式で表される。

$$g_i = g_{max}^{\left(1 - \frac{2i-1}{2N}\right)} g_{min}^{\left(\frac{2i-1}{2N}\right)} \quad (3.5.4)$$

一方、(3.5.2) 式の g_s に対応する周期ずれ η_s は g_s を (3.3.8) 式の g_d と等値することで得ることとし、このとき $\eta_s = \eta_t^{1/2}$ となる。同様に一般化して、 N 段階の切り替えに拡張すると、 N 段階中の i 段階目と $(i+1)$ 段階目を切り替える周期ずれ η_i は次式で表される。

$$\eta_i = \eta_t^{\frac{i}{N}} \quad (3.5.5)$$

以上、ACVD TMD を段階的な切替式とする場合の減衰係数、および切替点の周期ずれの求め方を示した。図 3.5.3(a) に $\mu=0.02, \eta_t=2.0$ の条件で、上記の手法で二段切替 (2 modes) および三段切替 (3 modes) として設定した場合の無次元化減衰係数を示す。また、図 3.5.3(b) にその際の主系の平均応答を示す。初期固有周期の 2 倍までという広い周期範囲を設定した場合においても、2~3 段階という少数の減衰係数の切り替えで、連続可変式に近い制震効果を得られていることが分かる。

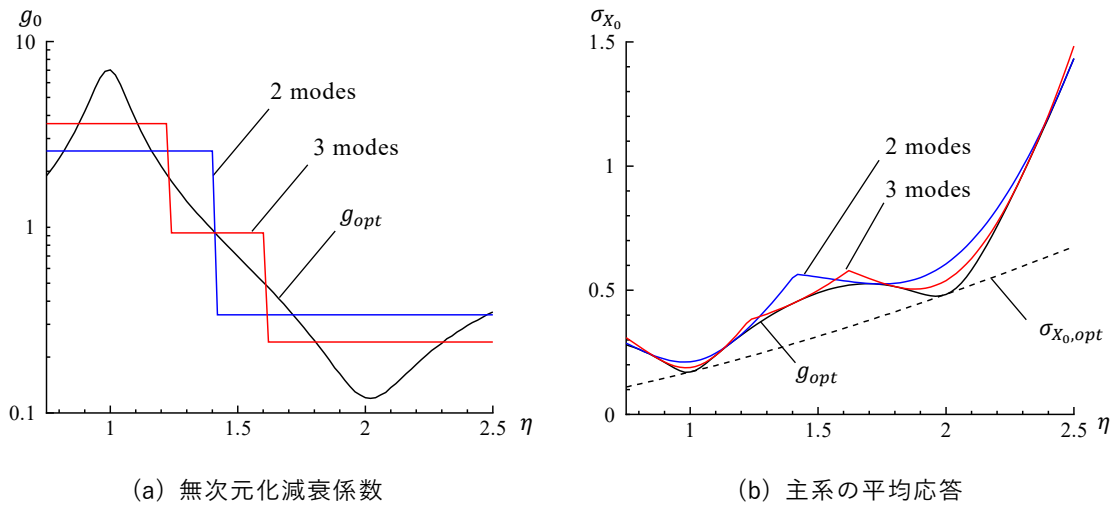


図 3.5.3 段階切替式とした場合の ACVD TMD の特性 ($\mu=0.02$, $\eta_t=2.0$)

3.5.2 対応周期範囲と切替段数の関係

次章ではセミアクティブ TMD の制御手法について検討するが、TMD がとり得る数段階の状態 (TMD 切替モード) を予め規定することは、提案する制御法を適用するにあたって必須の条件となる。したがって、本節で提示した段階切替式の考え方は機構の合理化のみならず、制御法の適用を可能にするための重要な概念となる。次章で提案する制御法では TMD 切替モードの数が少ない方が制御に伴う計算負荷を低減できるため、ACVD TMD においてはいたずらに切替段数を増やさずに、できるだけ少数の切替段数で想定する周期変動幅に対応するのが理想的である。ここでは、質量比 μ とターゲットとする周期範囲 η_t を与条件として、ACVD の切替段数と制震効果の関係を調査し、ACVD TMD を段階切替式として設計する場合に推奨される切替段数を明らかにする。

図 3.5.4(a)に $\mu=0.02$ 、 $\eta_t=1.5$ とした場合の、 $\sigma_{x_0,opt}$ で基準化した主系の変位の平均応答を示す。図中の切替無しは、 $N=1$ として(3.5.4)式により算定した g_i を用いた場合の参考結果である。この場合、ターゲットとする周期範囲の中央付近でしか TMD は同調しないため、 $\eta=1$ および $\eta=\eta_t$ で大きく制震効果が劣化している。一方、二段切替の場合は逆にターゲットとする周期範囲の中央付近で制震効果が劣化している。三段切替の場合は、中央 (2 段目) の TMD 切替モードが切替無しの設定と同じになるため、部分的に切替無しと同じ制震効果となる。二段切替と比較すると、中央付近の制震効果の劣化を抑制できており、 $\eta=1$ および $\eta=\eta_t$ における制震効果も改善できていることが確認できる。

図 3.5.4(b)に $\eta_t=2.0$ とした場合の結果を示す。二段切替および三段切替とした場合の、連続可変式に対する制震効果の劣化の度合いは、 $\eta_t=1.5$ の場合よりも大きくなっていることが確認できる。

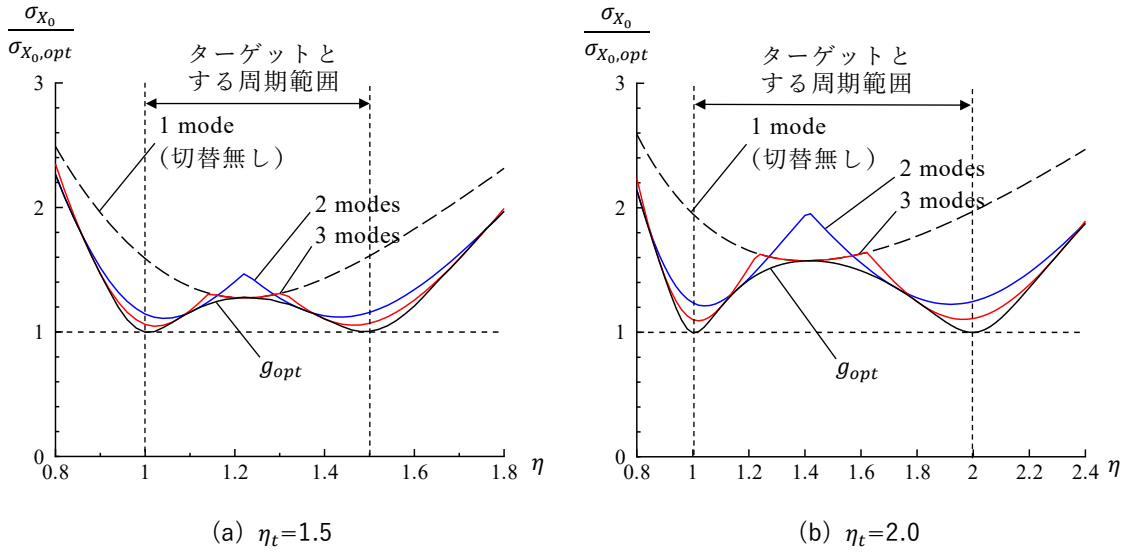


図 3.5.4 段階切替式とした場合の平均応答の増大率 ($\mu=0.02$)

次に、平均応答の増大率を示す指標 ρ_{ave} と ρ_{max} を次式で定義し、ACVD TMD の切替段数 N が制震効果の劣化にどの程度影響するのか定量的に把握する。

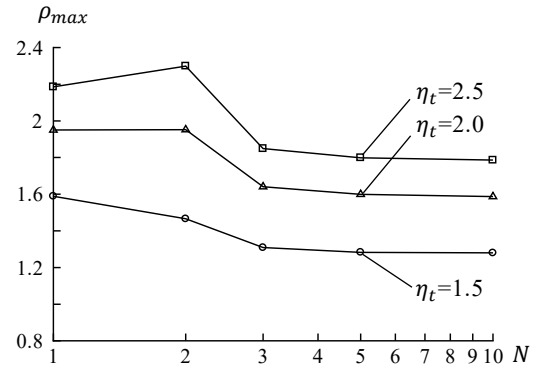
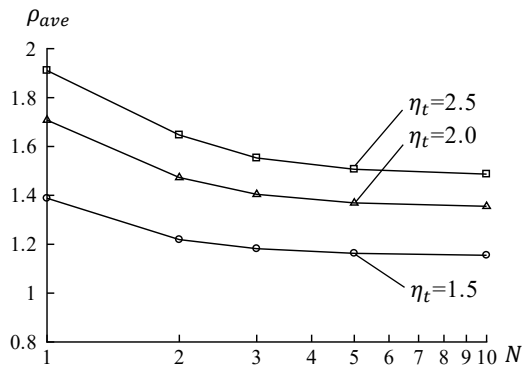
$$\rho_{ave} = \frac{1}{\eta_t - 1} \int_1^{\eta_t} \frac{\sigma_{x_0}}{\sigma_{x_0,opt}} d\eta \quad (3.5.6)$$

$$\rho_{max} = \max_{1 \leq \eta < \eta_t} \left(\frac{\sigma_{x_0}}{\sigma_{x_0,opt}} \right) \quad (3.5.7)$$

これらは、同じ質量比を有する最適設定の 1 自由度系 TMD に対する、段階切替式の TMD の $1 \leq \eta < \eta_t$ の範囲における制震効果の劣化度（劣化しているほど値が大きくなる）を表している。 ρ_{ave} は劣化度の平均値、 ρ_{max} は最も不利な周期ずれにおける劣化度である。

図 3.5.5～図 3.5.7 に ρ_{ave} と ρ_{max} の算定結果を示す。いずれの図も横軸を切替段数 N としており、今回の検討条件では $N=10$ は十分多い切替段数であるため連続可変式と概ね同等の結果である。劣化度の平均値 ρ_{ave} および最大値 ρ_{max} は質量比が小さい方が大きくなる傾向にある。また、図 3.5.5(b) をみると二段切替の ρ_{max} が切替無し ($N=1$) よりも大きくなるケースが確認できる。これは前述のようにターゲットとする周期範囲の中央付近の制震効果の劣化によるものである。今回の検討範囲 ($\mu=0.02 \sim 0.10$ 、 $\eta_t=1.5 \sim 2.5$) においては、二段切替と三段切替の境界で、 ρ_{ave} および ρ_{max} の差がある程度確認できるが、それ以上 N を増やしても改善効果は軽微である。したがって、本論文ではこの検討範囲における ACVD TMD の切り替え段数を $N=3$ とすることを推奨する。

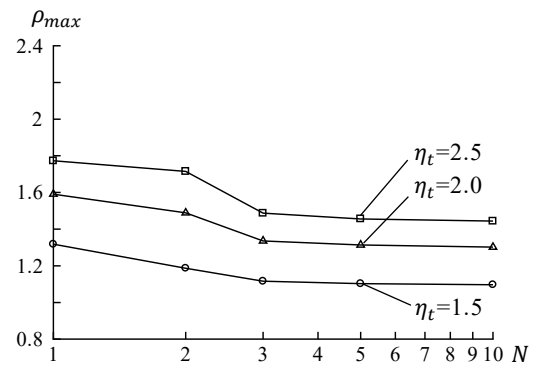
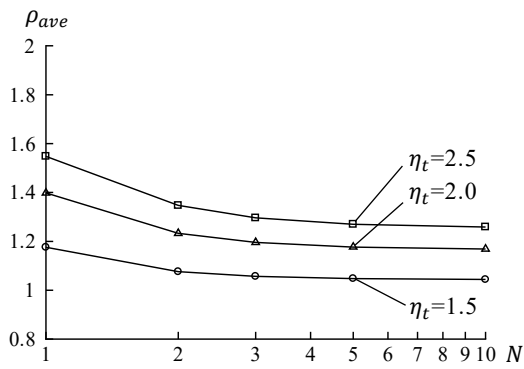
以上、段階切替式とする場合の TMD モード数と制震効果の関係について検討し、ACVD TMD は 3 段階程度の切替段数で、制震効果の劣化度を最低限に抑制しながらも、広い周期帯域に対応可能であることを確認した。



(a) 平均値

(b) 最大値

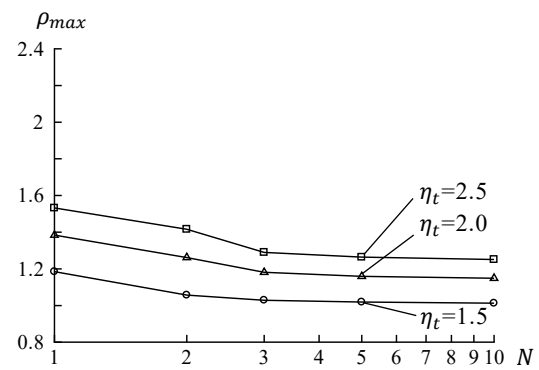
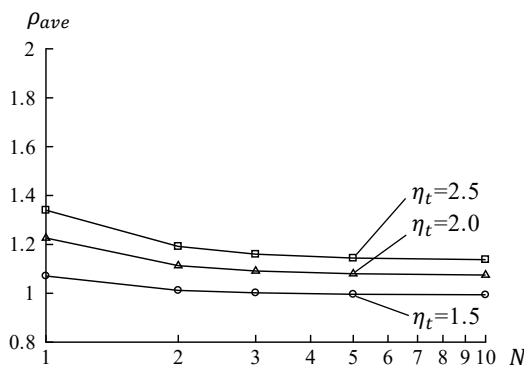
図 3.5.5 切替段数(N)と平均応答の増大率の関係 ($\mu=0.02$)



(a) 平均値

(b) 最大値

図 3.5.6 切替段数(N)と平均応答の増大率の関係 ($\mu=0.05$)



(a) 平均値

(b) 最大値

図 3.5.7 切替段数(N)と平均応答の増大率の関係 ($\mu=0.10$)

3.6 過渡応答における制震効果

前節までの検討では、ランダム振動論の定常解に基づいて TMD による制震効果の評価を行ったため、主系の周期変動直後の過渡的な応答に対しても ACVD TMD が有効に機能するのかについては確認されていない。また、TMD のセミアクティブ制御においては、まずは主系の振動状態を把握して、その後適切な設定に可変減衰要素を操作する必要がある。そのため、ある程度の制御遅れ（主系の固有周期が変動した後に、減衰要素を対応した減衰係数に切り替えるまでの時間）を避けることができない。

例えば、本震を受けて建物の固有周期が伸びた後の余震を対象とする場合や、経年による緩やかな建物の固有周期の変動を想定する場合は、十分な制御時間の猶予があるため、このような制御遅れは問題にならない。一方、地震動の作用時間中に時々刻々と変動する建物の固有周期に追従しようとする場合は、制御遅れが制震効果に与える影響が無視できない。本節では、ホワイトノイズ地動を入力外乱とした、多数の時刻歴応答解析結果を統計的に処理することによって、主系の周期変動直後の過渡的な振動状態における ACVD TMD の制震効果を把握する。さらに、制御遅れが制震効果に与える影響を分析し、多重 TMD の制震効果と比較することによって、ACVD TMD の制御システムに求められる性能を検討する。

3.6.1 検討方法

検討は図 3.2.1 の力学モデルを用いる。主系は初期固有周期 $T_0=1$ 秒とし、時刻歴応答解析中の特定の時刻において剛性 K を変化させることによって固有周期を伸ばす。主系の減衰定数は切り替えられる周期 T に対して 3%の瞬間剛性比例型内部粘性減衰を与える。TMD は 3.3 節で示した設計法に基づいて剛性および減衰係数を設定した ACVD TMD とし、質量比 μ は 0.02, 0.05, 0.10 の 3 ケースを考慮する。また、想定する周期ずれの最大値 η_t は、1.5 および 2.0 の 2 ケースを考慮する。地動加速度はパワースペクトル密度 1 のバンドリミテッドホワイトノイズとし、時間刻みは 0.01 秒、継続時間は 81.92 秒とした。波形の作成において 50Hz を超える部分の振幅スペクトルは 0 とし、位相スペクトルは乱数で与えた。これを合計 1000 波作成し、それらに対する主系の応答のアンサンブル平均によって TMD の制震効果を評価する^[2,3]。

図 3.6.1 に周期変動直後の制震効果の評価法の概念図を示す。主系の初期固有周期 T_0 を時刻歴応答解析の途中で $\eta_t T_0$ に伸長させ、その直後の応答によって TMD の制震効果を評価する。本検討では、解析初期における静止状態からの過渡応答の影響を避けるため、ほぼ定常とみなせる加振開始後 60 秒以降に主系の剛性を切り替えて周期を伸ばした。なお、この操作は剛性変化に伴って履歴減衰が生じるを避けるため、主系の変位応答 X_0 が 0 となるタイミングで行うこととした。周期変動直後の評価時間 t_e における応答の RMS 値 R_{ave} 、および最大応答 R_{max} を次式によって算定する。

$$R_{ave} = \frac{1}{J} \sum_{j=1}^J \sqrt{\frac{1}{t_e} \int_{t_p}^{t_p+t_e} X_0(t)^2 dt} \quad (3.6.1)$$

$$R_{max} = \frac{1}{J} \sum_{j=1}^J \left(\max_{t_p \leq t < t_p+t_e} |X_0(t)| \right) \quad (3.6.2)$$

式中の J は試行する入力波数 (=1000) を示す。評価時間 t_e は周期変動後の主系周期 ($\eta_t T_0$) の倍数とし、周期変動直後を重視した $t_e=4\eta_t T_0$ と、それよりも評価時間を長くとした $t_e=8\eta_t T_0$ の2ケースを設定した。

TMDの可変減衰要素の無次元化減衰係数は、(3.3.8)式によるものとし初期値を g_{max} とする。減衰係数の制御の方法によって、①適応制御無し、②適応制御(制御遅れ無し)、③適応制御(制御遅れ有り)の3つのケースを設定する。「①適応制御無し」では、減衰係数を初期値(g_{max})のまま変化させない。「②適応制御(制御遅れ無し)」では、主系の周期伸長と同時に減衰係数を変化させる。「③適応制御(制御遅れ有り)」では、主系の周期伸長から制御遅れ時間 t_L 秒後に減衰係数を変化させる。図3.6.1(c)には、 $\mu=0.05$, $\eta_t=2.0$ の場合の主系の変位時刻歴の一例を示している。これは、制御時間遅れ t_L を変動後の固有周期2秒に対して2周期遅れの4秒とした場合の結果である。「③適応制御(制御遅れ有り)」の場合、主系が長周期化した後に「②適応制御(制御遅れ無し)」の場合よりも主系の変位応答 X_0 が一時的に増大するが、減衰係数を操作した後3周期程度で制御遅れ無しの場合と同等の応答になることが分かる。

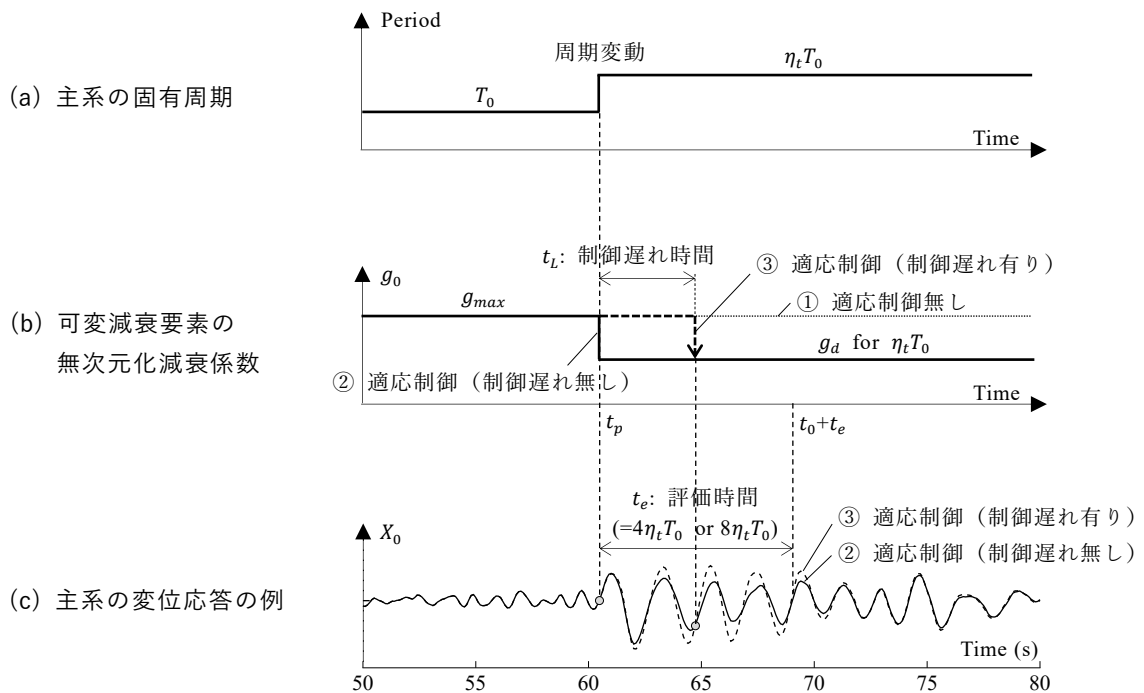


図 3.6.1 過渡応答における制震効果の評価方法

3.6.2 制御遅れがない場合の制震効果

主系の周期変動直後の過渡的な振動状態においても、ACVD TMD が制震効果を発揮することができるのか、「①適応制御無し」と「②適応制御（制御遅れ無し）」を比較することによって検討する。

図 3.6.2 に、(3.6.1)式によって求めた R_{ave} の比較を示す。全てのケースにおいて、「②適応制御（制御遅れ無し）」の応答は「①適応制御無し」より小さくなっており、評価時間が比較的短い $t_e=4\eta_t T_0$ においても明確な差が確認できる。図 3.6.3 に、(3.6.2)式によって求めた R_{max} の比較を示す。 R_{ave} と比較するとやや差が小さくなる傾向にあるが、最大応答の低減に関しても有効であることが分かる。

以上の検討より、ACVD TMD は時間遅れ無しで制御される場合、主系の周期変動直後の過渡的な振動状態においても、制震効果を発揮できることが確認された。また平均的な応答のみならず、建物の構造安全性に直結する最大応答も抑制することが可能であり、大地震対応 TMD としての有効性を確認することができた。

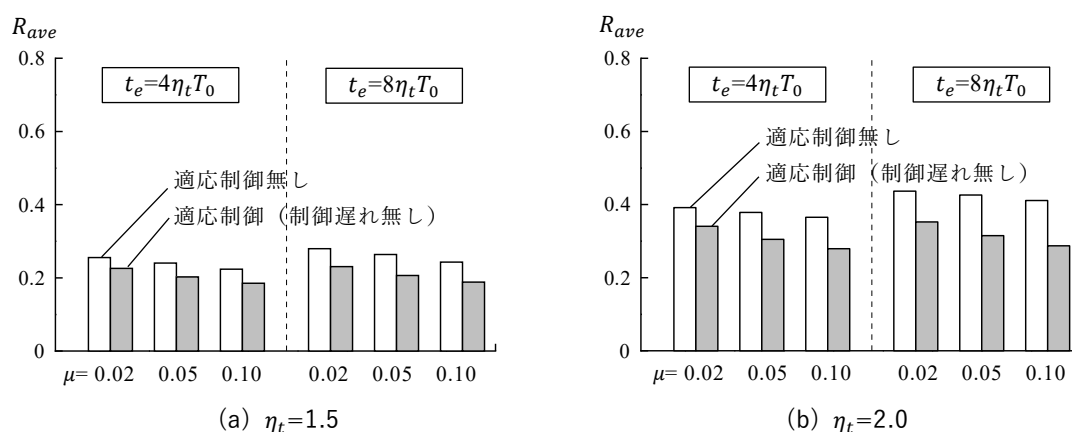


図 3.6.2 評価時間における主系の変位応答の RMS 値

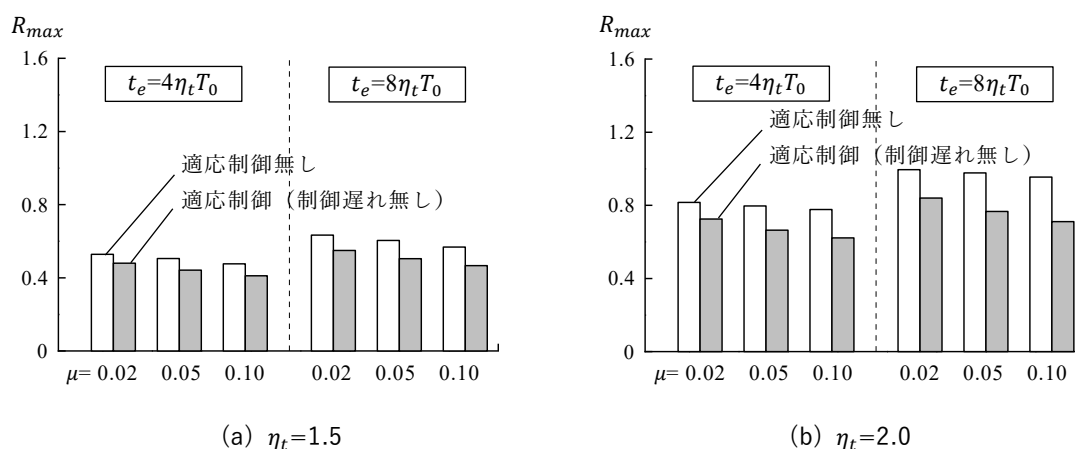


図 3.6.3 評価時間における主系の変位応答の最大値

3.6.3 制御遅れがある場合の制震効果

ACVD TMD がパッシブ型の TMD である二重 (Dual) TMD や四重 (Quad) TMD の制震効果を上回るためには、どの程度の制御時間で可変減衰要素を操作する必要があるのか、制御遅れと主系の変位応答の関係に着目して検討する。ACVD TMD における制御遅れの影響は次式に示す応答比 ρ_L によって評価する。

$$\rho_L = \frac{R_{ave,t_L}}{R_{ave,0}} \quad (3.6.3)$$

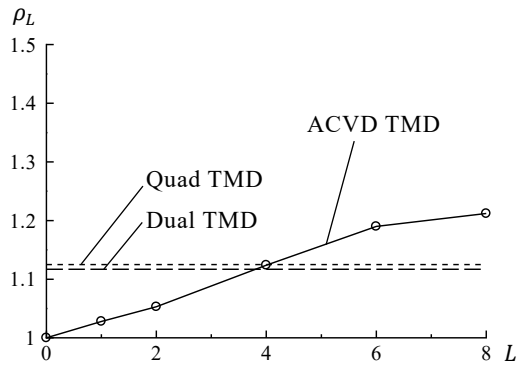
ここで、 $R_{ave,0}$ は ACVD TMD における「②適応制御 (制御遅れ無し)」の場合の主系変位の平均応答を示し、 R_{ave,t_L} は「③適応制御 (制御遅れ有り)」の平均応答を示す。いずれも (3.6.1)式を用いて算定し、本検討では評価時間 $t_e=8\eta_t T_0$ とした。

図 3.6.4～図 3.6.6 に制御遅れと応答比 ρ_L の関係を示す。これらの図の横軸 L は、変更後の固有周期で基準化した制御遅れ時間であり、次式で表される。

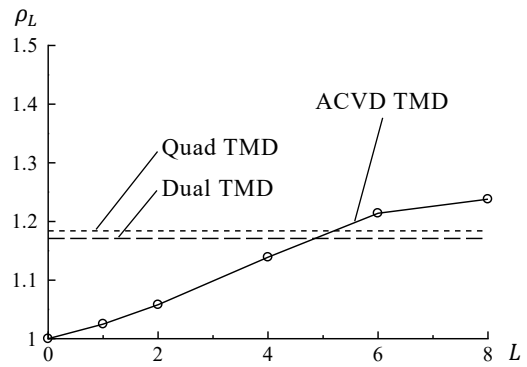
$$L = \frac{t_L}{\eta_t T_0} \quad (3.6.4)$$

これらの結果より、制御遅れ時間 t_L が長くなるほど応答比 ρ_L が増加することが分かる。質量比 μ が大きくなるほど、また周期変動の幅 η_t が大きくなるほど制御遅れの影響は大きくなるが、検討範囲で最も影響の大きい $\mu=0.10$ 、 $\eta_t=2.0$ の場合においても、変動後の周期に対して2周期遅れで制御できれば応答比 ρ_L は1.1程度、4周期遅れで制御できれば ρ_L は1.2程度に収まる。同図には、同様に $R_{ave,0}$ で基準化した二重 TMD および四重 TMD の平均応答を破線で示している。これら多重 TMD の設定は表 3.4.1 と同じである。二重 TMD と四重 TMD を比較すると、二重 TMD の平均応答が小さくなっているが、これは本検討で周期変動幅を η_t としたことに起因している。すなわち、四重 TMD が $\eta=1\sim\eta_t$ の応答を平均的に低減するのに対し、二重 TMD は $\eta=1$ と $\eta=\eta_t$ の応答を重点的に低減するためである。

これら多重 TMD の応答比と比較すると、ACVD TMD の制震効果が多重 TMD の制震効果を上回るために必要な制御時間の目安を把握することができる。それぞれの交点を読み取ると $\mu=0.02$ の場合は変動後の周期の4～5倍程度、 $\mu=0.05$ および $\mu=0.10$ の場合は変動後の周期の3～4倍程度となっている。したがって、主系の周期変動直後の過渡応答における制震効果を重視して ACVD TMD を用いる場合、これらの値がパッシブ型 TMD を上回るための制御時間の目安となる。

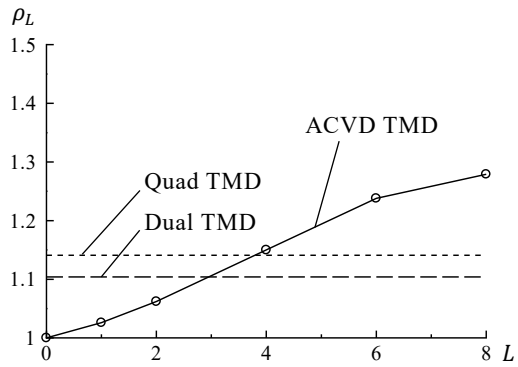


(a) $\eta_t=1.5$

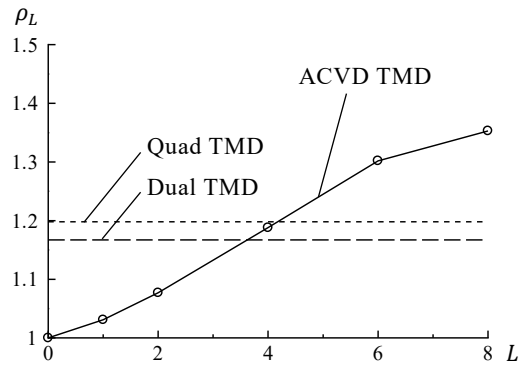


(b) $\eta_t=2.0$

図 3.6.4 制御遅れが制震効果に与える影響 ($\mu=0.02$)

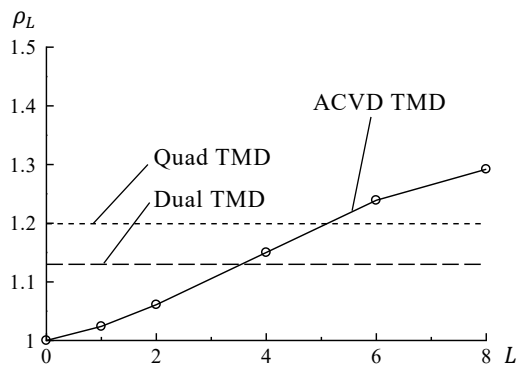


(a) $\eta_t=1.5$

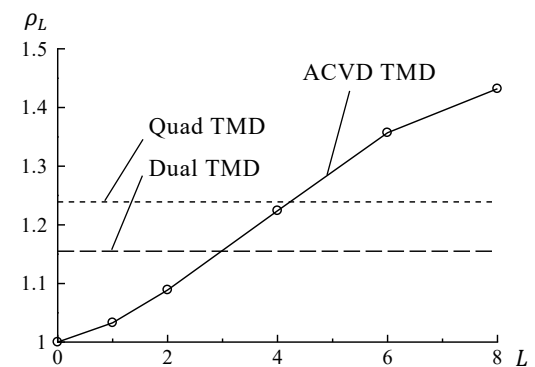


(b) $\eta_t=2.0$

図 3.6.5 制御遅れが制震効果に与える影響 ($\mu=0.05$)



(a) $\eta_t=1.5$



(b) $\eta_t=2.0$

図 3.6.6 制御遅れが制震効果に与える影響 ($\mu=0.10$)

3.7 中間質量の影響に関する検討

3.3 節で提示した ACVD TMD の設計法は、錘以外の質量が存在しない仮定で導かれたものである。しかし、実際には積層ゴムやオイルダンパ、またはそれらを接続するフレームの自重が存在し、錘質量に対するそれらの比率が大きい場合、TMD の制震効果に影響を及ぼす可能性がある。本節では、はじめに TMD の二つの復元力要素の間に存在する質量（以下、中間質量）が、対応可能な周期範囲に及ぼす影響を把握する。次に、中間質量が無視できない程大きい場合に、復元力要素の剛性や減衰要素の減衰係数を補正する手法を提案する。

3.7.1 中間質量が制震効果に及ぼす影響

図 3.7.1 に検討モデルを示す。図 3.2.1 と同様に、固有周期 1 秒、質量 M の 1 自由度の主系に設置される錘質量 m の TMD を想定し、2 つのばねの間に中間質量 m' を設定する。ここで、錘質量に対する中間質量の比を ν と置いて次式で定義する。

$$\nu = \frac{m'}{m} \quad (3.7.1)$$

図 3.1.1 に示したような一般的な構成を用いる場合は、 $\nu=0.1\sim 0.2$ 程度に収まることが多い。しかし、大規模な TMD では中間質量部分に点検用の歩廊が追加されるなど、より大きな中間質量となる場合がある。ここでは、より広い範囲の中間質量の影響を把握するために、 $\nu=0\sim 1.0$ を検討範囲とする。中間質量を考慮しない質量比 μ 、および中間質量を考慮した質量比 μ' を次式で定義する。

$$\mu = \frac{m}{M}, \quad \mu' = \frac{m + m'}{M} \quad (3.7.2)$$

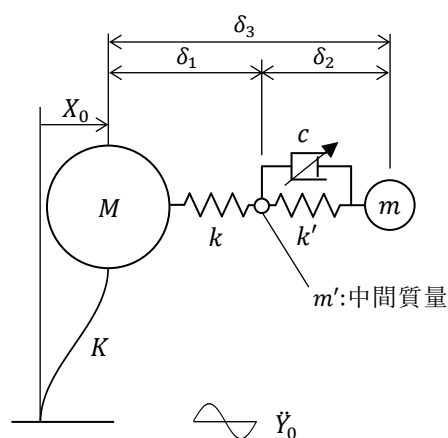


図 3.7.1 中間質量を考慮した検討モデル

図 3.7.2 に $\mu=0.02$ 、 $\eta_t=2.0$ の条件下において中間質量が制震効果に与える影響を示す。入力外乱はこれまでの検討と同様にパワースペクトル密度 1 のホワイトノイズ地動とした。赤色で示した $\nu=0.0$ は中間質量が無い状態の主系変位の平均応答を示す。復元力要素の剛性 k および k' を 3.3.1 項で示した手法で算定 ($\lambda=0.32$) した後、減衰係数 c をパラメータとして、主系の平均応答 σ_{x_0} を最小化する設定を数値計算により探索した結果である。破線で示す $\sigma_{x_0,opt}$ は (2.1.12) 式によって求めた、最適設定の単一 TMD により実現される主系の平均応答である。中間質量が無い場合、投入された質量が全て TMD の錘として有効に作用するため、 $\eta=1.0$ と $\eta=2.0$ の 2 点において $\mu=0.02$ として算定した $\sigma_{x_0,opt}$ と概ね一致する。

$\nu=0.1\sim 1.0$ は、剛性条件を $\nu=0.0$ の場合から変えずに、中間質量を追加してから減衰係数 c をパラメータとして主系の平均応答 σ_{x_0} を最小化する設定を探索した結果である。中間質量が増加するに従い、当初 $\eta=1$ にあった同調位置が長周期側にずれることが分かる。一方、 $\eta=2$ の同調位置は中間質量に大きな影響を受けておらず、中間質量が大きい方が良好な制震効果を示している。青色で示した $\nu=1.0$ は錘の質量と中間質量が同値の場合を示すが、主系の平均応答は $\eta=1.4$ 付近で $\mu=0.04$ として算定した $\sigma_{x_0,opt}$ と概ね一致している。これは、中間質量と錘が両方とも TMD の錘として作用していることを示している。一方 $\eta=2.0$ においては、主系の平均応答は $\mu=0.04$ の $\sigma_{x_0,opt}$ に達していない。これは、中間質量が錘よりも小さい振幅で揺動するため、TMD の錘として有効に活用できていないことを示している。

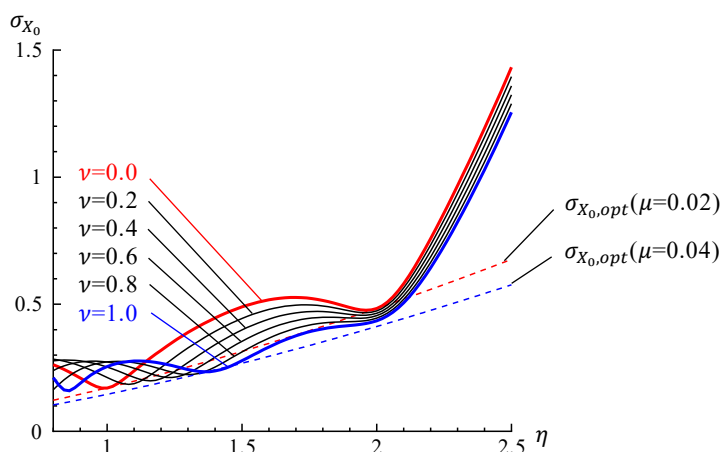


図 3.7.2 中間質量の影響 ($\mu=0.02$, $\eta_t=2.0$)

以上の検討より、中間質量の影響を無視して復元力要素の剛性を設定すると、中間質量が大きい場合に特に短周期側の同調がずれる傾向が確認された。また、適切なパラメータ設定を行うことができれば、中間質量を TMD の錘として有効に活用できる可能性があることが示された。

3.7.2 中間質量を考慮した設計パラメータの補正法

本項では、3.3 節で示した設計手法に基づく TMD のパラメータを、中間質量の比率に応じて補正するための略算式を提案し、その効果を確認する。設計における与条件は、質量比 μ 、想定する主系の周期ずれの範囲 η_t 、および中間質量の錘質量に対する比 ν である。

(1) 復元力要素の剛性の補正法

短周期側の同調位置では、減衰要素の減衰係数が比較的大きいため、錘質量と中間質量は概ね一体として揺動する。錘質量と中間質量を一体として考えた時の固有円振動数を、中間質量を無視した場合の固有円振動数と等値すると、次式を得ることができる。

$$\sqrt{\frac{k_r}{m+m'}} = \sqrt{\frac{k}{m}} \quad (3.7.3)$$

式中の k_r は補正後の 1 層目の復元力要素の剛性、 k は中間質量を無視して 3.3 節の方法で求めた復元力要素の剛性である。 $m+m'=(1+\nu)m$ であるのでこれを(3.7.3)式に代入すると、TMD の 1 層目の復元力要素の剛性の補正式を次のように得ることができる。

$$k_r = (1+\nu)k \quad (3.7.4)$$

一方、長周期側の同調位置では、図 3.7.2 に示したように特段の剛性の調整をしなくとも効果的な制震効果を得られている。そこで、補正後の 2 層目の復元力要素の剛性を k'_r と置いて、補正前と補正後の直列剛性を等値した次の方程式を立式する。

$$\left(\frac{1}{k} + \frac{1}{k'}\right)^{-1} = \left(\frac{1}{k_r} + \frac{1}{k'_r}\right)^{-1} \quad (3.7.5)$$

これを整理して、(3.7.4)式、および $k' = \lambda k$ の関係を用いると、次式を得ることができる。

$$k'_r = \frac{1+\nu}{1+\nu+\nu\lambda} k' \quad (3.7.6)$$

式中の k' は中間質量を無視して 3.3 節の方法で求めた 2 層目の復元力要素の剛性である。

図 3.7.3 に剛性条件の補正を行った際の、パワースペクトル密度 1 の定常ホワイトノイズ地動に対する主系の平均応答を示す。図 3.7.2 と比較すると、 $\eta=1.0$ における同調が改善され、 μ' を質量比とした場合の $\sigma_{x_0,opt}$ と概ね一致することが分かる。また、 $\eta=2.0$ においても中間質量無しの場合を超える制震効果を得られている。

図 3.7.4 に中間質量が TMD ストロークの平均応答に与える影響を示す。 $\eta=1.0$ におけるストロークの平均応答は μ' を質量比とした場合の $\sigma_{\delta,opt}$ と概ね一致する。一方、 $\eta=2.0$ におけるストロークの平均応答は μ を質量比とした場合の $\sigma_{\delta,opt}$ と概ね一致する。全体として中間質量が有る場合の応答ストロークは、中間質量が無い場合のそれよりも抑制されることが確認できる。

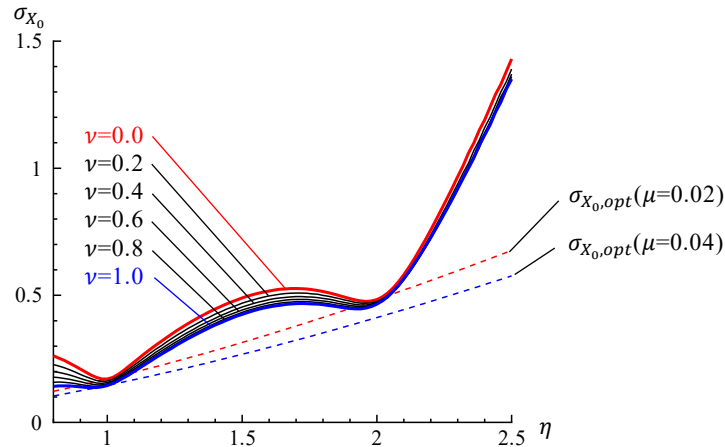


図 3.7.3 剛性補正した場合の中間質量の影響 ($\mu=0.02$, $\eta_t=2.0$)

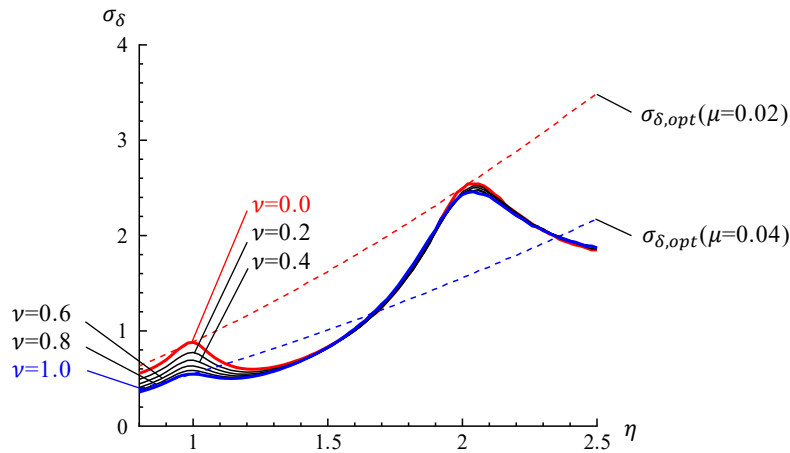


図 3.7.4 中間質量が全体ストローク (δ_3) に与える影響 ($\mu=0.02$, $\eta_t=2.0$)

以上、中間質量が有る場合の復元力要素の剛性の補正法について検討した。図 3.7.2 で示したように、中間質量の垂質量に対する比 v が十分小さい（目安として $v \leq 0.2$ ）場合は、中間質量が TMD の制震効果に与える影響は小さいため、特段の補正は必要ない。それよりも中間質量が大きく、影響が無視できない場合は以下の手法によって各部剛性を補正することで、制震効果の向上を図ることができる。

- ① 3.3.1 項で示した手法に基づいて、復元力要素の剛性 k および k' を算定する。
- ② (3.7.4) 式を用いて、TMD の 1 層目の復元力要素の補正された剛性 k_r を求める。
- ③ (3.7.6) 式を用いて、TMD の 2 層目の復元力要素の補正された剛性 k'_r を求める。

(2) 減衰要素の減衰係数の補正法

3.5 節で述べた段階切替式の採用を前提として、減衰要素の減衰係数の補正法を検討する。減衰係数の設定にあたっては、まず無次元化減衰係数の最大値 g_{max} と最小値 g_{min} を求めることが必要となる。図 3.7.5 に前述の剛性補正を行った条件下において算定した最適減衰係数 g_{opt} を示す。それぞれは錘質量 m および補正前の剛性 k を用いて(3.2.8)式により無次元化されたものである。 $\eta=1$ で極大値をとり、 $\eta=\eta_t$ で極小値をとるという特徴は中間質量の有無によらず共通であるが、中間質量が大きくなるにつれて中間質量無しとの乖離が大きくなること分かる。

図 3.7.6 に中間質量が無い場合の値で基準化した g_{opt} を、 ν をパラメータとして示す。ここでは、質量比 μ を 0.02、0.05、0.10 の 3 ケース設定し、また η_t を 1.5 と 2.0 の 2 ケース考慮した。それぞれのケースにおいて剛性は(3.7.4)式および(3.7.6)式によって補正されており、その条件下において最適減衰係数 g_{opt} を探索した。結果をみると、 $\eta_t=1.5$ と $\eta_t=2.0$ の両ケースとも ν と g_{opt} の関係は同様の傾向を示している。減衰係数が極大値をとる $\eta=1$ において質量比 μ が g_{opt} (後述する $g_{max,r}$ に対応) に与える影響は小さく、また減衰係数が極小値をとる $\eta=\eta_t$ においても質量比 μ が g_{opt} ($g_{min,r}$ に対応) に与える影響は比較的小さい。そこで、本研究では ν だけの関数で減衰係数の補正を行うこととし、次式を提案する。

$$g_{max,r} = \left(1 - \frac{1.05\nu}{0.6 + \nu}\right) g_{max} \quad (3.7.7)$$

$$g_{min,r} = \left(1 - \frac{0.35\nu}{0.6 + \nu}\right) g_{min} \quad (3.7.8)$$

ここで、 $g_{max,r}$ および $g_{min,r}$ は中間質量が有る場合の無次元化減衰係数の上下限值を示す。同様に、 g_{max} および g_{min} は中間質量が無い場合の上下限值である。図 3.7.6 にはこれらの式による算定結果を併記しているが、 μ や η_t によらず良好な近似を与えていることが分かる。

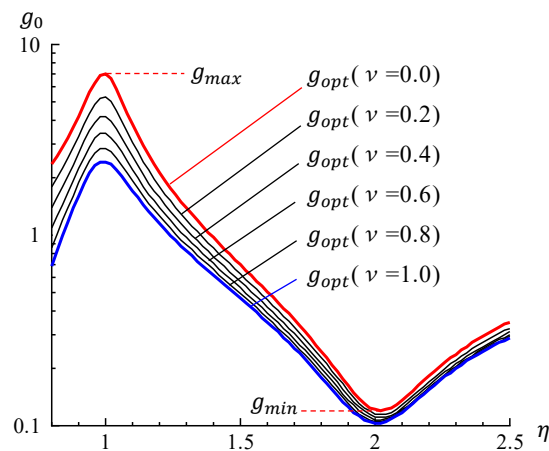


図 3.7.5 中間質量と最適減衰係数の関係 ($\mu=0.02$, $\eta_t=2.0$)

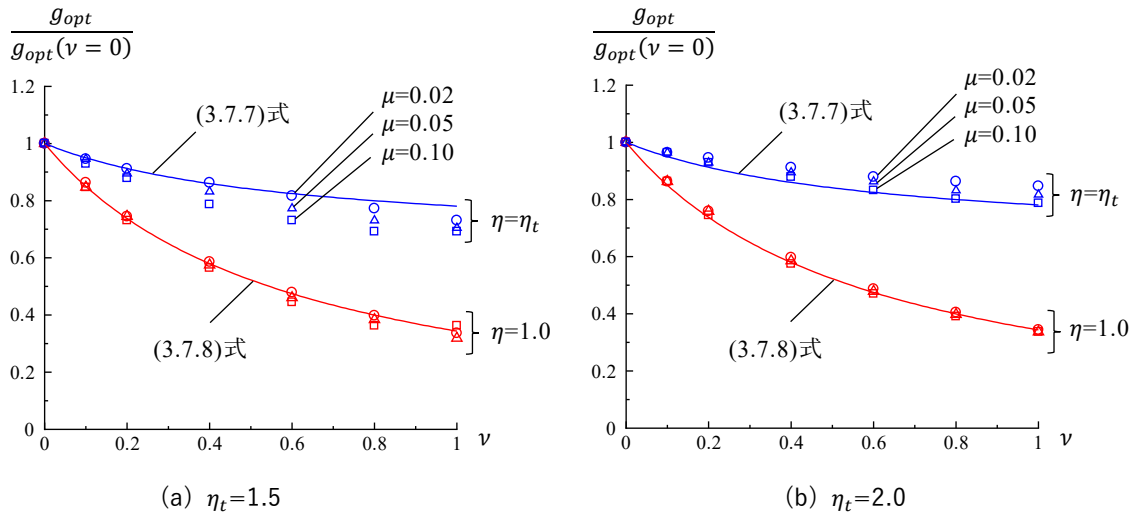


図 3.7.6 中間質量比 v と最適減衰係数 g_{opt} の関係

$g_{max,r}$ および $g_{min,r}$ を求めることができれば、3.5 節と同様に N 段中の i 段目の無次元化減衰係数 $g_{i,r}$ を次式で算定することができる。

$$g_{i,r} = g_{max,r} \left(1 - \frac{2i-1}{2N}\right) g_{min,r} \left(\frac{2i-1}{2N}\right) \quad (3.7.9)$$

(3.2.8)式を用いて $g_{i,r}$ を有次元化すると、 i 段目の補正された減衰係数 $c_{i,r}$ を次式によって得ることができる。式中の m は錘の質量、 k は中間質量を無視して、(3.3.4)式によって算定した1層目の復元力要素の剛性である。

$$c_{i,r} = g_{i,r} \sqrt{mk} \quad (3.7.10)$$

以上、段階切替式とする場合を対象として、中間質量の影響を考慮して減衰要素の減衰係数を補正する方法を示した。剛性の場合と同様に、中間質量の錘質量に対する比 v が小さい(目安として $v \leq 0.2$)場合は、特段の補正は必要ない。中間質量が大きく、その影響が無視できない場合は、以下の手法によって各 TMD モードの補正された減衰係数 $c_{i,r}$ を算定することができる。

- ① (3.3.3)式を用いて、 g_A および g_B を算定する。式中の h_{opt} は(3.3.2)式によって求める。
- ② (3.3.7)式を用いて、無次元化減衰係数の上下限值 g_{max} および g_{min} を算定する。
- ③ (3.7.7)式、および(3.7.8)式を用いて、 $g_{max,r}$ および $g_{min,r}$ を求める。
- ④ (3.7.9)式を用いて、 i 段目の TMD モードの無次元化減衰係数 $g_{i,r}$ を求める。
- ⑤ (3.7.10)式を用いて、 $g_{i,r}$ を有次元の補正された減衰係数 $c_{i,r}$ に換算する。

(3) 定常応答特性の比較

図 3.7.1 の検討モデルにパワースペクトル密度 1 の定常ホワイトノイズを入力した際の主系の平均応答によって制震効果を評価し、前述の設計法の妥当性を確認する。ここでは、以下の①～③のモデルの比較を行う。

- ① 中間質量無しとし、3.3 節の方法で復元力要素の剛性を決定し、3.5 節の方法で 3 段階の切替式として減衰要素の減衰係数を設定したモデル ($\nu=0.0$)
- ② 中間質量有りとするが、復元力要素の剛性と、減衰要素の減衰係数は①と同じ値をそのまま用いるモデル (補正無し)
- ③ 復元力要素の剛性と、減衰要素の減衰係数を補正したモデル (補正有り)

図 3.7.7 に質量比 $\mu=0.02$ の場合の検討結果を示す。(a)は中間質量の比率 $\nu=0.2$ の場合の結果であり、(b)は $\nu=1.0$ の場合の結果である。(a)の結果をみると中間質量の影響は小さく、補正をしない場合に $\eta=1$ 付近の同調がわずかにずれる程度である。このとき、 $\eta=1$ 付近の同調位置は長周期側にずれるため、 $\eta > 1.1$ の領域においてはむしろ補正無しの制震効果が良好となる。また、補正有りの場合は、対応しようとする周期範囲 $1 \sim \eta_t$ の全領域において、 $\nu=0.0$ の制震効果を上回っている。一方、(b)の結果をみると中間質量の影響が大きく出ており、補正無しの場合は $\eta=1.0$ 付近の制震効果が大きく劣化する。以上の検討より、 $\nu=0.2$ 程度までは中間質量の影響を無視して各部のパラメータを設定しても大きな支障は無いと考えられる。それを超える場合は、前節の方法で補正することにより、 $\eta=1$ 付近の同調を改善して、 $1 \sim \eta_t$ の全領域において中間質量無しの制震効果を上回ることが可能となる。

図 3.7.8 に質量比 $\mu=0.05$ の場合の検討結果を示す。この検討では、中間質量の比率 $\nu=1.0$ とした。(a)は対応しようとする周期範囲 $\eta_t=1.5$ の結果であり、(b)は $\eta_t=2.0$ の結果である。 $\eta_t=1.5$ の結果をみると、補正無しの場合は η が小さい範囲で制震効果が大きく低下している。 $\eta_t=2.0$ の結果では制震効果の低下の程度は比較的小さいものの、 $\eta=1.0$ 付近では $\nu=0.0$ の制震効果を下回っている。一方、補正有りの場合は $\eta=1 \sim \eta_t$ の全領域において $\nu=0.0$ よりも良好な制震効果を示していることが確認できる。

以上、本節では ACVD TMD の中間質量が制震効果に与える影響を把握し、その影響を考慮した TMD の設計法を提案した。中間質量が錘質量に対して概ね 20%程度までは、その影響を無視して TMD の各部設計を行っても大きな支障は無い。それを上回る場合は、本節で提案した設計法により各部パラメータを補正することにより、中間質量無しの場合と比較して同等以上の制震効果を得ることができる。

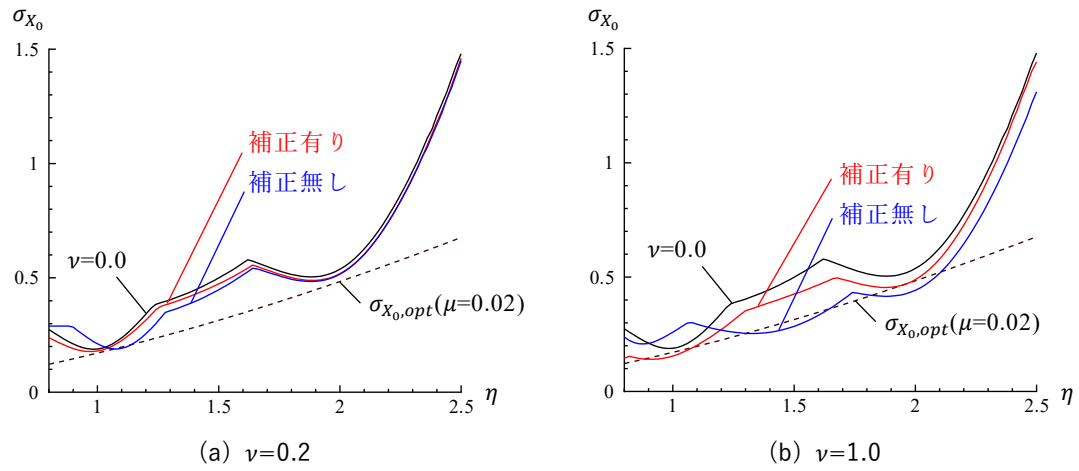


図 3.7.7 提案設計式の検証 ($\mu=0.02, \eta_t=2.0$)

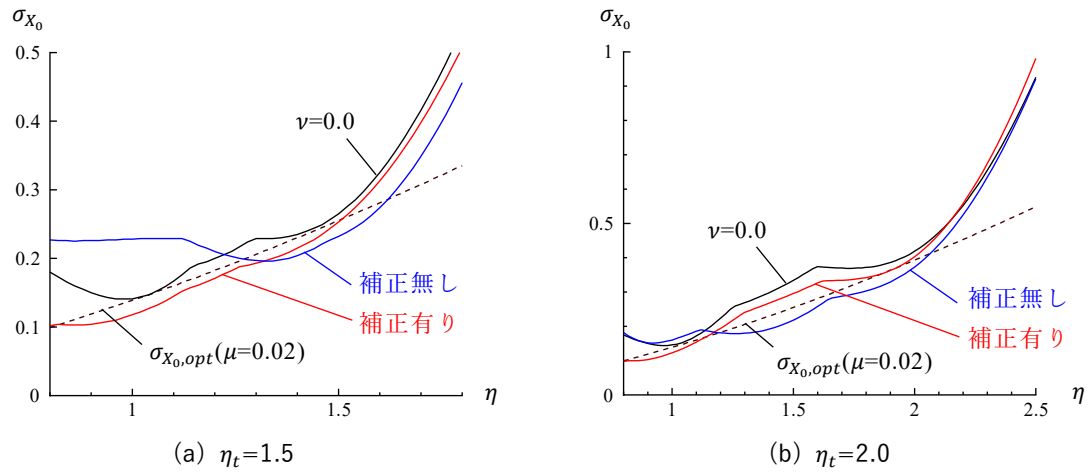


図 3.7.8 提案設計式の検証 ($\mu=0.05, v=1.0$)

3.8 まとめ

本章では、減衰係数切替式適応 TMD (ACVD TMD) の機構と設計法を提案した。

提案した機構は、錘の支持機構を 2 段の積層ゴムとし、一方の積層ゴムに並列に減衰係数切替型オイルダンパを設ける TMD 機構である。この機構はオイルダンパが周期調整と減衰付与の二役を兼ねており、錘の支持機構の剛性操作を要しないという特長がある。

既往の単一 TMD の最適設定式を準用して ACVD TMD の復元力要素の剛性や減衰要素の減衰係数を設計する手法を提案した。この手法で設計した TMD を既往の TMD (多重 TMD、剛性・減衰可変 TMD) と比較し、制震効果が多重 TMD よりも優れており、剛性・減衰可変 TMD に近づくものであることを示した。また、減衰係数を連続的に変化させる必要はなく 3 段階程度の切り替えで十分な制震効果を発揮できることを確認した。

多数の時刻歴応答解析を統計的に処理する手法を用いて、制御の遅れが制震効果に与える影響を評価した。主系の周期変動直後の過渡応答を重視する場合、パッシブ型の多重 TMD の制震効果を超えるためには、 $\mu=0.02$ の場合は変動後の主系周期の 4~5 倍程度、 $\mu=0.05$ および $\mu=0.10$ の場合は同じく 3~4 倍程度の時間が、制御システムに許される制御時間の目安となる。

装置構成上、完全になくすことができない錘以外の質量 (中間質量) の影響を評価し、目安として錘質量の 20% 程度までは中間質量の影響が小さいことを示した。また中間質量がそれよりも大きい場合、設計値を補正することで中間質量を錘の一部として利用できることを示し、その補正手法を提示した。

次章では、ACVD TMD の制御手法を提案するとともに、その制震効果を地震応答解析によって確認する。

4 章 周期変動に適応可能なセミアクティブ TMD の制御法

本章では、減衰係数切替式適応 TMD (ACVD TMD) の制御法を提案し、地震応答解析によってその有効性を確認する。TMD を時々刻々に変化する建物周期に追従させるためには、地震動の作用時間中にリアルタイムで建物の振動状態を観測し、それに応じて TMD のパラメータの設定を時々刻々適切に変化させることが求められる。観測される応答波形は、建物の塑性化状態のみならず、入力地震動の卓越周期や設置されている TMD の設定など、様々な不確定要素の影響を受けている。自動制御ではこのような観測波形を適切に処理し、効果的な TMD の設定を素早く、かつ安定的に見つけ出す必要がある。また、実適用を考えると、建物内に多くの計測器が必要な制御法や、制御に伴う計算量が過大な制御法は望ましくない。本章では、TMD のエネルギー吸収効率に着目することによってこれらの課題を解決した、実用的な制御法を提案する。

4.1 節では、制御法の検討に用いる基本検討モデル、および入力波形について述べる。検討モデルは剛性・減衰が共に可変な TMD を設置した 1 自由度系の主系とし、これまでの検討と同様に主系の変位の平均応答によって TMD の制震効果を評価する。本章では平均応答を時刻歴応答解析によって算定することとし、入力にはホワイトノイズ、または周波数特性にピークを有する乱數位相の地動加速度を用いる。

4.2 節では、既往の研究で提案されたセミアクティブ TMD の制御法とその課題について述べる。Nagarajaiah ら^[1]は短時間フーリエ変換^[2]を用いて入力地動の卓越振動数を求め、それに TMD を同調させる手法を提案している。また、堀ら^[3]は変動する主系の固有周期をシステム同定によって推定し、それに TMD を同調させる手法を提案している。これら、「入力地動のスペクトルピークに TMD を同調させる手法」と、「主系の固有周期に TMD を同調させる手法」に着目し、それらの特徴と課題について考察する。

4.3 節では、エネルギー吸収効率を評価指標とした制御法を提案する。入力は乱數位相の地動加速度とし、TMD の設定や地動のスペクトルピークによらず、安定的に適切な TMD 設定が見つけられることを、多数の時刻歴応答解析結果を統計的に分析することによって示す。また一定時間ごとに区切った解析窓を用いた制御アルゴリズムを提案し、そこで用いる制御パラメータの推奨値を示す。

4.4 節および 4.5 節では、ACVD TMD に提案した制御法を組み合わせたシステムの有効性を、地震応答解析によって確認する。建物モデルは RC 造の超高層建物を模した弾塑性多質点系とし、既往観測波や模擬地震動を入力波として用いる。前章と同様に多重 TMD や剛性・減衰可変 TMD と比較することによって制震効果を評価する。また、入力レベルをパラメータとした検討を行い、提案する制御法により、建物の塑性化状況に応じて適切な制御が行われることを検証する。

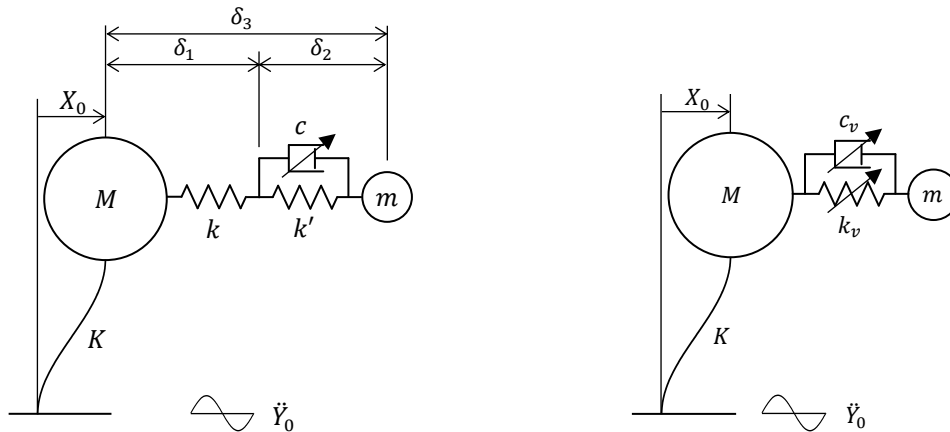
4.1 基本検討モデルと入力外乱

本章における主要な目的は、図 4.1.1(a)に示す ACVD TMD の制御手法を確立することであるが、検討の見通しを良くするために、まずは図 4.1.1(b)に示す基本検討モデルにおける制御則を構築することを目指す。

図 4.1.1(b)は、質量 M 、剛性 K の 1 自由度の主系に、復元力要素の剛性および可変減衰要素の減衰係数をそれぞれ変えることができる 1 自由度の TMD を設置したモデルである。図中の \dot{Y}_0 は地動加速度、 X_0 は地表面に対する主系の相対変位を示す。検討では、TMD 部の剛性 k_v 、および減衰係数 c_v をそれぞれ操作することで、TMD 部の固有円振動数 $\omega(=\sqrt{k_v/m})$ と減衰定数 $h(=c_v/2m\omega)$ を変化させる。主系の固有周期 T は 1.0 秒、無減衰弾性と仮定する。また、これまでの検討と同様に、主系の質量に対する TMD の質量 m の比を質量比 $\mu = m/M$ 、主系の固有円振動数を Ω と置いて、TMD の最適円振動数 ω_{opt} は(4.1.1)式により、最適減衰定数 h_{opt} は(4.1.2)式によって定義する。

$$\omega_{opt} = \frac{1}{1+\mu} \sqrt{1 - \frac{\mu}{2}} \Omega \quad (4.1.1) \quad (2.1.10) \text{再掲}$$

$$h_{opt} = \sqrt{\frac{\mu(4-\mu)}{8(1+\mu)(2-\mu)}} \quad (4.1.2) \quad (2.1.11) \text{再掲}$$



(a) ACVD TMD (図 3.2.1 再掲)

(b) 基本検討モデル (図 2.3.1 再掲)

図 4.1.1 検討力学モデル

地動のスpekトル特性が TMD による制震効果や制御に与える影響を把握するため、本論文では次式のパワースpekトル密度 $S(p)$ を有する乱數位相の地動加速度を多数作成し、これらに対する主系の応答を統計的に処理することによって検討を行う。

$$S(p) = \frac{1}{a(p_0 - p)^2 + 1} \quad (4.1.3)$$

ここで、 p は円振動数、 p_0 はピーク位置の円振動数、 a は帯域の広がりを表す係数である。図 4.1.2 に $S(p)$ と波形の例を示す。 a が 0 の時は $S(p)=1$ のホワイトノイズであり、 a を大きくするにつれて波形は定常正弦波に近づく。

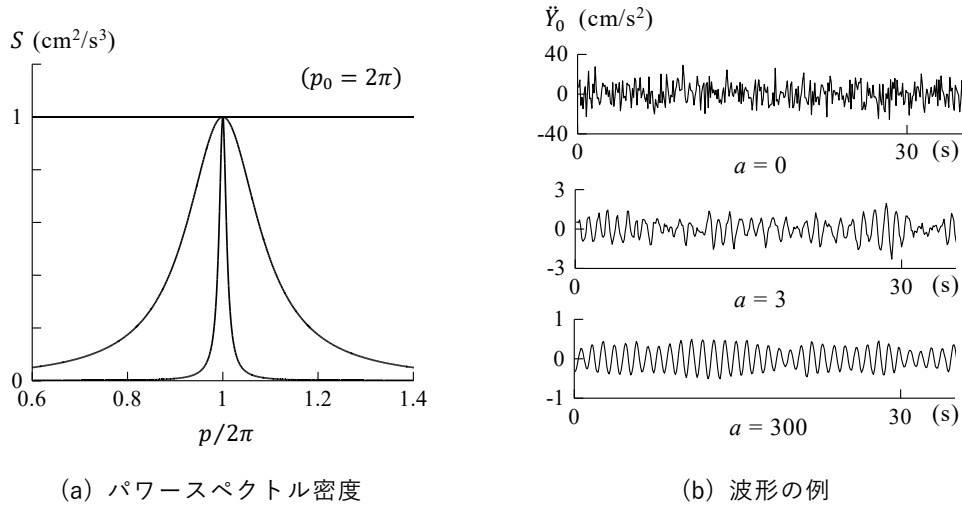


図 4.1.2 入力に用いる地動加速度

図 4.1.3 に時刻歴応答解析結果を用いた平均応答の評価法を示す。加振開始直後の過渡応答の影響を避けるため、 t_p 秒間の助走期間を設け、その後の t_e 秒の評価区間における主系の変位の平均応答のアンサンブル平均 σ_{X_0} を次式によって算定し、制震効果を評価する。

$$\sigma_{X_0} = \frac{1}{J} \sum_{j=1}^J \sqrt{\frac{1}{t_e} \int_{t_p}^{t_p+t_e} X_0(t)^2 dt} \quad (4.1.4)$$

ここで、 J は試行する時刻歴波形の数、 $X_0(t)$ は主系の変位応答の時刻歴である。定常的な振動状態を安定して求められるパラメータとして、本章の検討では、 $J=100$ 波、 $t_p=80$ 秒、 $t_e=80$ 秒とした。

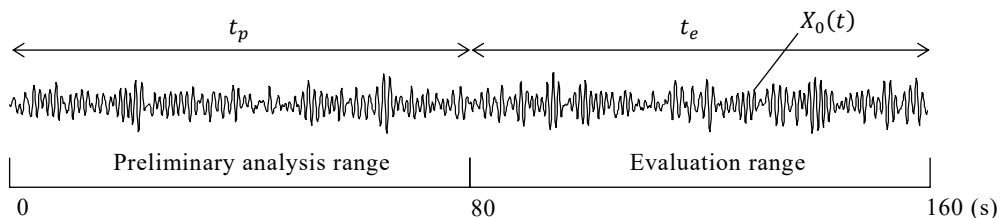


図 4.1.3 時刻歴応答解析結果を用いた平均応答の評価法

4.2 既往の制御法とその課題

4.2.1 入力外乱の卓越振動数に合わせる手法

Nagarajaiah らは、周期可変 TMD の制御法として入力外乱を短時間フーリエ変換によって分析し、その卓越振動数にリアルタイムで TMD の振動数を合わせるという制御法を提案している^[1]。この制御法の本来の狙いは、主系の周期変動を想定したものではなく、TMD の周期を変えられるという特長を生かして、従来のパッシブ型 TMD 以上の制震効果を得ようというものである。一方、この手法は主系との同調を意図していないため、周期変動する主系に対しても有効である可能性がある。地震動のような非定常波の卓越振動数の分析手法については各種提案^[2,4]されており、それぞれの精度や計算速度は様々であるので本論文ではその議論は割愛する。ここでは、入力外乱の卓越振動数に TMD の振動数を合わせるという制御法の基本性能を、前節で述べた時刻歴応答解析結果を統計的に処理する手法を用いて調査し、本研究の目的である地震対応のセミアクティブ TMD に用いる制御法として有用であるのかについて検討する。

図 4.2.1 に、TMD を入力に同調させた場合、および主系に同調させた場合の地動加速度に対する主系の変位の伝達関数を実線で示す。これらは、図 4.1.1(b)の基本検討モデル (TMD の質量比 0.05) を用いて算定した。図中には、TMD の固有円振動数 0.8Ω (Ω は主系の固有円振動数) の場合の伝達関数を破線で示し、地動の振動数 0.8Ω のときの値をプロットしている。TMD の固有円振動数をパラメータとして同様に得られた点を結ぶと、入力振動数に TMD の振動数を合わせた時の伝達関数 (入力に同調) を図の赤の実線のように得ることができる。一方、図中には(4.1.1)式および(4.1.2)式の最適設定の TMD による伝達関数 (主系に同調) を黒の実線で併記している。これらを比較すると、入力が定常正弦波、もしくはそれに近い狭帯域の振動数成分からなるものであれば、TMD の振動数を入力の卓越振動数に合わせることで、主系に同調させる場合の制震効果を上回ることが確認できる。

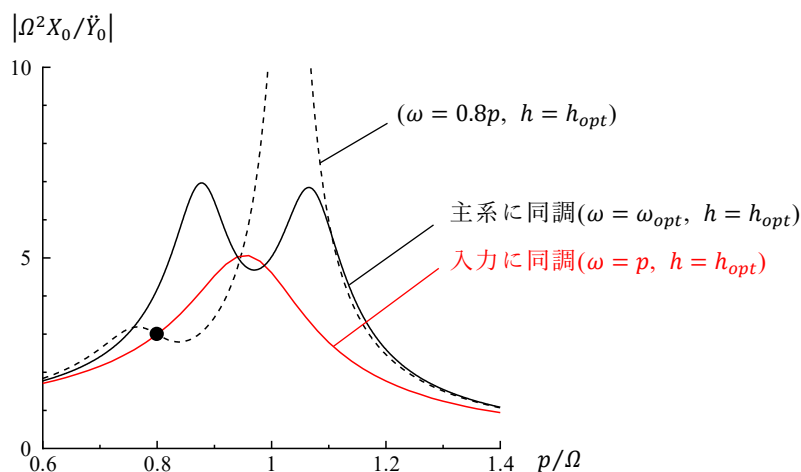


図 4.2.1 地動加速度に対する主系変位の伝達関数 ($\mu=0.05$)

一方、地震動は通常ある程度広い振動数帯域を有する。そこで、入力振動数帯域と、入力の卓越振動数に TMD を同調させる制御法の制震効果の関係を、前節で示した手法を用いて検討する。入力地動加速度は(4.1.3)式のパワースペクトル密度を有する乱数位相の波とし、 $a=300$ と $a=3$ の 2 ケースを考慮する。図 4.2.2 にスペクトルピークの振動数 p_0 をパラメータとして時刻歴応答解析を実施し、(4.1.4)式によって評価した結果を示す。 $a=300$ の非常に狭帯域な入力に対しては、入力の卓越振動数に同調させた TMD の制震効果が、主系に同調させた TMD の制震効果を上回る。一方、 $a=3$ のやや広い帯域幅を有する入力に対しては、主系に同調させた TMD の制震効果の方が優れている。

以上の検討より、入力に TMD を同調させる制御法が優れた効果を発揮するのは、例えば一部の機械振動で観察されるような非常に狭帯域かつ定常的な入力外乱に対してのみであり、地震動のようにある程度広い振動数帯域の入力に対しては、主系に同調させる方が効果的であることが確認された。

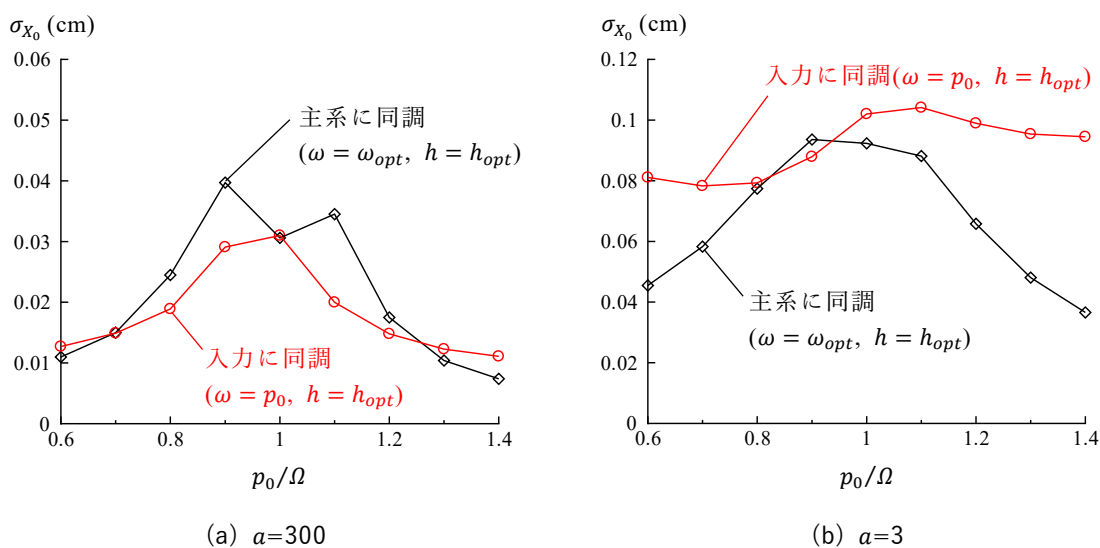


図 4.2.2 入力波特性と各制御法による制震効果の関係($\mu=0.05$)

4.2.2 システム同定により主系に同調させる手法

ある程度広い振動数帯域を有する地震動を想定した場合、変動する主系の固有周期に対して、絶えず(4.1.1)式および(4.1.2)式によって最適設定されるように追従する TMD が望ましい。実建物においては変動する主系の固有周期を直接得ることはできないため、観測記録を元になんらかの手法でリアルタイムに周期同定する必要がある。このような課題に対し、Nagarajaiah らは経験的モード分解法と短時間フーリエ変換を用いる手法により振動の卓越周期を求める手法を提案している^[5]。また、堀らは ARX モデルを用いた忘却係数付き逐次最小二乗法^[6,7]によって主系の 1 次固有周期を同定し、それに同調するように TMD を調整する制御法を提案している^[3]。図 4.2.3 に ARX モデルを用いた固有周期のオンライン同定の概要を示す。

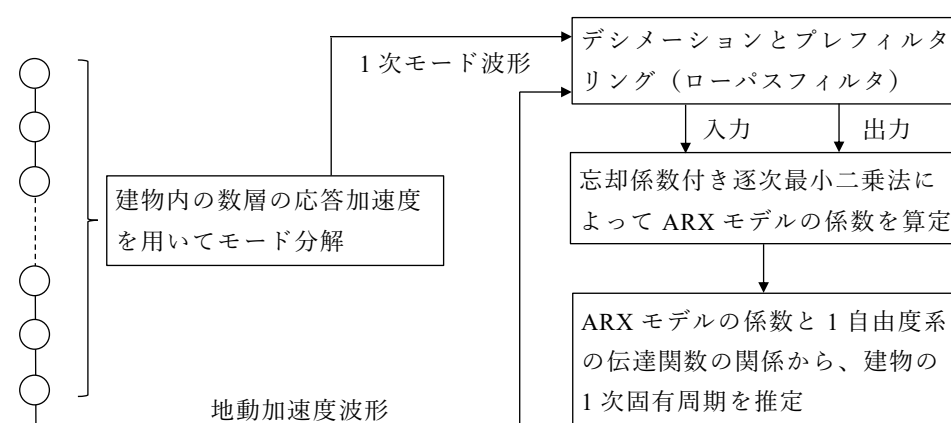


図 4.2.3 ARX モデルを用いた固有周期のオンライン同定法

本項では、後述する RC 超高層建物を模した初期固有周期 2.5 秒の弾塑性多質点モデル (図 4.4.1(a)の主系部分) に模擬地震動 (図 4.4.2(a)の告示波・八戸 EW 位相) を入力した場合を対象として、ARX モデルによる周期同定を行い、その精度と安定性を確認する。前処理として、10F・20F・30F の加速度応答波形を用いてモード分解を行い、抽出された 1 次モードの加速度波形にカットオフ振動数 0.5 Hz の Butterworth 型のローパスフィルタを適用した後、ARX モデルを用いて 1 次周期を同定した。これらシステム同定の詳細な手順については付録 2 に詳述する。

図 4.2.4(a)に周期同定の結果を示す。図中の T_{eq} は、各層が経験した正負の最大層間変形から各層の等価剛性 (割線剛性) を算定し、解析時間ステップごとに固有値解析を実行して求めた等価固有周期の時刻歴である。現実の建物ではこのような計算はできないため、これは解析でのみ知ることができる参考値となる。等価固有周期 T_{eq} は、加振開始後 30 秒から 60 秒の間で初期固有周期 2.5 秒から 4 秒付近までおよそ 1.6 倍程度長くなっていることが分かる。ARX モデルによる同定結果 T_{id} は等価固有周期 T_{eq} に対して、若干の遅れがあ

るものの変化を概ね捉えている。ただし、この結果は観測記録の前処理（モード分解、フィルタリング等）と ARX モデルのパラメータ（共分散行列の初期設定、忘却係数等）を試行錯誤して得た結果である。

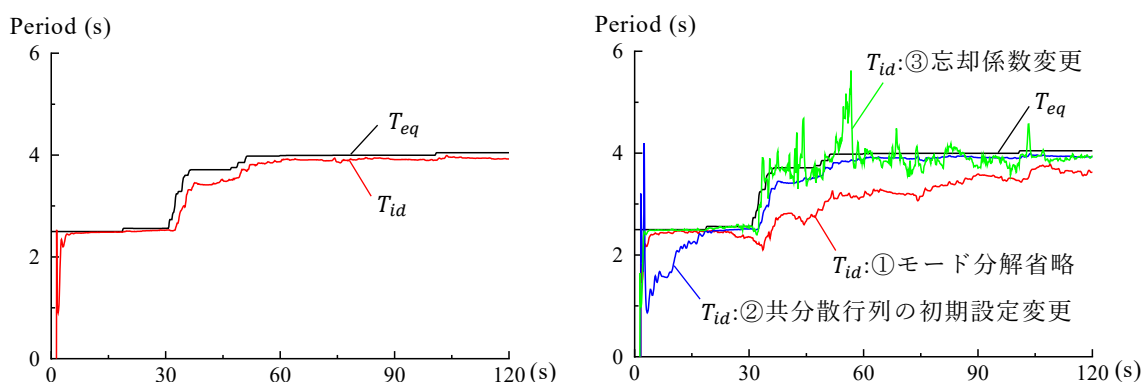
図 4.2.4(b)に信号の前処理や ARX モデルのパラメータ設定が同定結果に与える影響を示す。これらは、下記の 3 つの条件を前述の検討から変更して周期同定を行った結果である。

- ① 最上階の加速度波形を 1 次モード波形とみなして同定を実施（モード分解を省略）
- ② ARX モデルの共分散行列の初期設定 P_0 を変更（10000→100）
- ③ 逐次同定の忘却係数を変更（0.99→0.90）

①のモード分解を省略したケースでは、時刻歴の後半部分になっても良好な結果を得られていない。また、②の初期設定を変更したケースでは加振開始直後（同定開始直後）の収束が遅くなっている。③の忘却係数を変更したケースでは、塑性化が進行した後の同定結果が安定していない。このようにシステム同定で多自由度系の固有周期を求めるには、信号の前処理やパラメータ設定における試行錯誤が不可欠である。

また、TMD が存在する場合は、TMD と建物が連成した固有モードとなるため、同様の手法で建物単体の 1 次固有周期を正確に同定できるのかについては、より詳細な検討が求められる。さらに、入力に 1 次モードの周期成分が含まれない場合に妥当な同定結果を得ることができないという点や、モード分解するために建物内に複数の観測点を要し、観測器の故障や信号伝達経路の断線に対する冗長性に欠けるといった点も問題となる。

以上の理由から、システム同定を用いた自動制御は適用上のリスクが大きく、制震装置にとって重要な信頼性に欠けるため、本研究が対象とする大地震対応の TMD への適用は難しい。なお、この手法は主系の固有周期との同調を図っているため、狭帯域な入力に対しては前項で示した入力に同調させる手法ほどの効果を得ることはできない。



(a) 1 次固有周期の同定結果

(b) 設定パラメータが同定結果に及ぼす影響

図 4.2.4 ARX モデルによる周期同定結果

4.3 エネルギー吸収効率を評価指標とした制御法の提案

本節では TMD のエネルギー吸収効率を評価指標とした新しい制御法を提案する。提案する制御法は、狭帯域の入力に対しては入力のパーク振動数に同調させ、広帯域の入力に対しては主系に同調させるという、周期可変型の TMD にとって望ましい特性を簡単なアルゴリズムで実現し、前節で示した既往の制御法の課題を解決することを目指したものである。なお、本論文の 3 章では、ホワイトノイズ地動に対する主系の変位の平均応答を最小化するという観点から、TMD の設計法を構築した。本章で提示する制御法も同様に、ホワイトノイズ地動に対する主系の変位の平均応答を抑制するという条件で導かれる。

4.3.1 制御法の概要

(1) 基本コンセプト

3.5 節では、ACVD TMD は 3 段階程度の減衰係数の切り替えで 2 倍程度の主系の周期変動幅に対して良好な制震効果を得られることを明らかにした。図 4.1.1(b)の基本検討モデルのような 1 自由度の可変 TMD においても同様に、構成要素の特性（復元力要素の剛性・可変減衰要素の減衰係数）を連続的に変化させるのではなく、数段階の切り替え式とすることによって機構の合理化を図ることが考えられる。この場合、制御においては主系の厳密な固有周期を求める必要はなく、観測記録をもとに可変 TMD が機械的に取り得る数段階の状態（以下、TMD 切替モードと呼ぶ）のうち、どれを選択すべきかが判断できれば十分である。

図 4.3.1 に本研究で提案する制御法のコンセプトを示す。この制御法では TMD 設置位置の加速度情報のみを制御のための判断材料として使用する。予め各 TMD 切替モードに対応した仮想的な TMD の数値計算モデル（以下、仮想 TMD）を用意しておき、TMD 設置位置で計測された応答加速度を入力とした短時間の時刻歴応答解析を実行する。この解析で、単位時間当たりの吸収エネルギーに基づいた評価指標（後述）が最大となる仮想 TMD を見つけ、設置されている TMD の特性を対応する TMD 切替モードに合わせる。

この制御法は、時間あたりの TMD によるエネルギー吸収量を最大化するという点で物理的な意味が明快である。また、各 TMD 切替モードの数値計算モデルが準備できるのであれば、種々の可変 TMD に汎用的に適用することができる。制御に必要なのは TMD 設置位置の加速度情報だけなので、建物内に複数の計測器を設置する必要はなく、計測器の故障や断線のリスクを低減することができる。

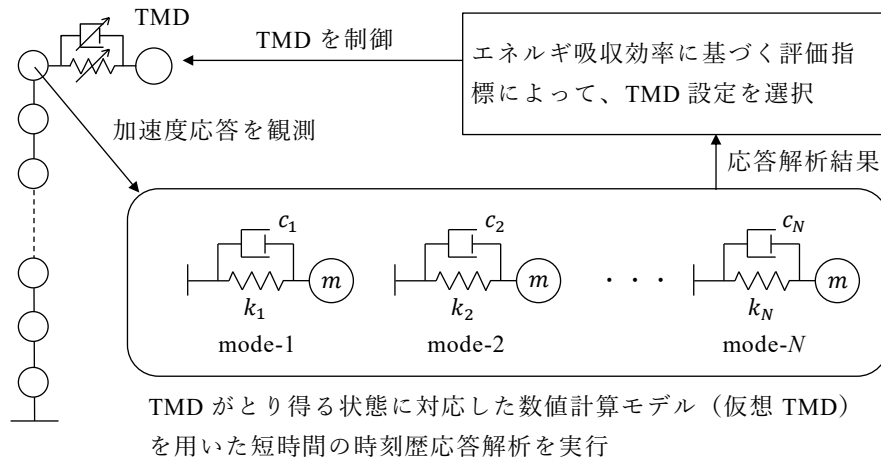


図 4.3.1 提案する制御法のコンセプト

(2) 評価指標

ホワイトノイズ地動を仮定した際の、仮想 TMD の設定と単位時間あたりの吸収エネルギーの関係を調査し、提案制御法の評価指標を提示する。本検討では、最も基本的なケースとして図 4.1.1(b)の無減衰 1 自由度の主系に、最適設定された TMD が設置されている力学モデルを考える。入力は何図 4.1.2 に示したホワイトノイズ ($a=0$) とし、時刻歴応答解析結果を統計的に処理する手法を用いて検討する。

本検討では、仮想 TMD の固有円振動数 ω_i を $0.5\omega_{opt} \sim 2.0\omega_{opt}$ ($0.1\omega_{opt}$ 刻み)、減衰定数 h_i を $0.25h_{opt} \sim 4.0h_{opt}$ ($0.25h_{opt}$ 刻み) で設定し、 i 番目の仮想 TMD の単位時間あたりの吸収エネルギー ΔE_i を、(4.1.4)式と同様の考え方に基いて次式で評価する。

$$\Delta E_i = \frac{1}{J} \sum_{j=1}^J \left(\frac{1}{t_e} \int_{t_p}^{t_p+t_e} c_i v_i(t)^2 dt \right) \quad (4.3.1)$$

ここで、 c_i は仮想 TMD の減衰要素の減衰係数、 $v_i(t)$ は減衰要素の変形速度である。

図 4.3.2(a) に仮想 TMD の固有円振動数 ω_i と単位時間あたりの仮想 TMD の吸収エネルギー ΔE_i の関係を示す。ここでは、各仮想 TMD の減衰定数は最適設定 h_{opt} としている。 ΔE_i は $\omega_i/\omega_{opt} = 1$ の近傍で極大値をとっており、単位時間当たりの吸収エネルギーが最大となる仮想 TMD は、(4.1.1)式の最適設定 ω_{opt} に概ね対応することが分かる。

図 4.3.2(b) に仮想 TMD の減衰定数 h_i と ΔE_i の関係を示す。ここでは、各仮想 TMD の円振動数を最適設定 ω_{opt} としている。結果をみると、減衰定数が小さいほど ΔE_i が大きくなっていることが分かる。これは、減衰定数が異なる TMD 切替モードを用いる場合、 ΔE_i をそのまま評価指標として用いると、制震効果（主系の平均応答の抑制効果）に関係なく、減衰定数が小さい設定が選ばれやすくなることを示している。この傾向は、主系と仮想 TMD の間の相互作用を、主系と最適設定の TMD の相互作用に置き換えて計算を行っていること

に起因しており、その影響を補正するために本研究では次式の評価指標 $\Delta E_i'$ を提案する。

$$\Delta E_i' = \left(\frac{h_i}{h_{opt}} \right)^{0.3} \Delta E_i \quad (4.3.2)$$

図 4.3.3 に h_i と $\Delta E_i'$ の関係を示す。上記の補正により評価指標 $\Delta E_i'$ の極大値は $h_i/h_{opt}=1$ 近傍となる。したがって、設置されている TMD が最適設定、入力地動がホワイトノイズという条件下において、(4.3.2)式の評価指標を用いれば TMD 設置位置の加速度情報のみで最適設定に近い TMD 設定を見つけることができる。なお、冗長な説明を避けるために本項では上記の説明に留めるが、提案した評価指標に用いている係数 $(h_i/h_{opt})^{0.3}$ の設定の根拠や物理的な意味合いに関しては、4.3.5 項において改めて詳述する。

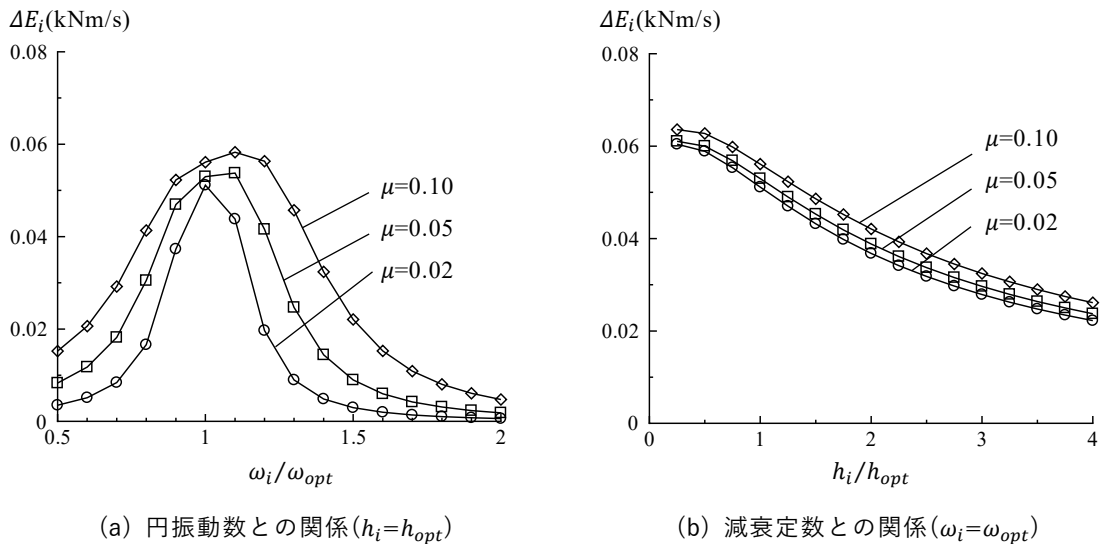


図 4.3.2 仮想 TMD における単位時間あたりの吸収エネルギー

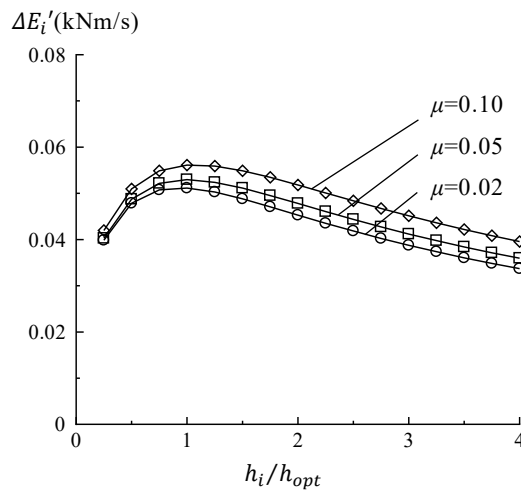


図 4.3.3 仮想 TMD の減衰定数と評価指標の関係 ($\omega_i = \omega_{opt}$)

4.3.2 制御の安定性に関する検討

前項で提示した評価指標は最適設定の TMD が設置された系に、ホワイトノイズ地動が作用した場合を仮定して導かれたものである。実際の制御プロセスにおいては、制御に用いる観測記録を取得している時に選択されている TMD 切替モード（以下、観測時 TMD）の設定が、最適設定からずれている状況が想定される。また、入力が狭帯域でその卓越周期が主系の固有周期からずれている場合なども考えられる。本節では、このような状況下においても、適切な TMD 設定を安定的に見つけることができるのか、仮想 TMD の評価指標 $\Delta E_i'$ と、その仮想 TMD の設定を選択した場合に期待される主系の平均応答 σ_{x_0} の関係によって検討する。

(1) TMD が最適設定されている状態からの制御

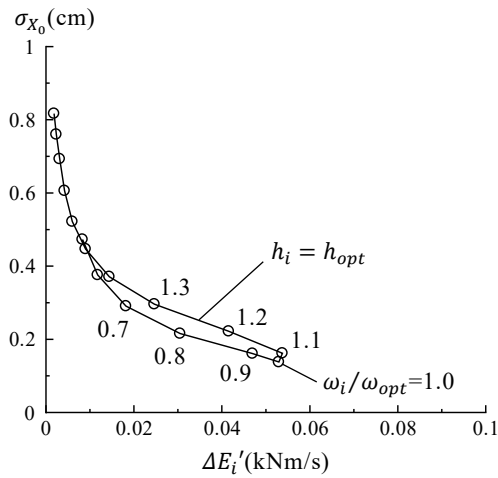
最も基本的なケースとして、観測時 TMD が最適設定で、入力がホワイトノイズ地動の場合の図 4.1.1(b)の系を対象として検討する。ある仮想 TMD における $\Delta E_i'$ と主系の平均応答 σ_{x_0} の関係は、以下の二種類の時刻歴応答解析結果を組み合わせることによって求める。

- ①最適設定された TMD が設置された状態の時刻歴応答解析を実行し、(4.3.2)式によって仮想 TMD の評価指標 $\Delta E_i'$ を求める。
- ②設置されている TMD の設定をその仮想 TMD の設定に置き換えて、再び同じ入力に対する解析を実施し、(4.1.4)式によって主系の平均応答 σ_{x_0} を求める。

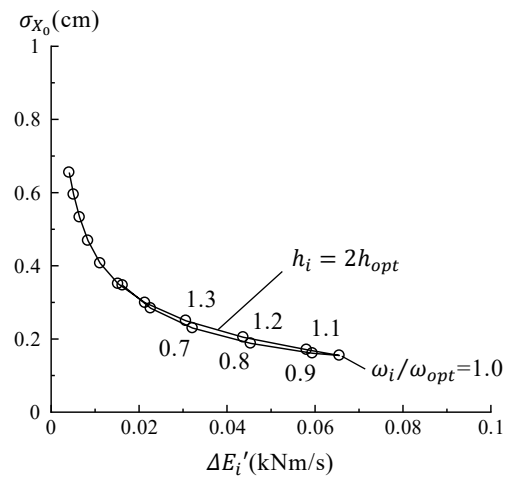
以上①と②の手順によって、仮想 TMD の評価指標 $\Delta E_i'$ と、それに対応する TMD 切替モードを選択した場合に期待される主系の平均応答 σ_{x_0} の関係を求めることができる。本検討では、想定する仮想 TMD の設定をパラメータとして同様の解析を実行し、 σ_{x_0} と $\Delta E_i'$ の関係を得た。

図 4.3.4(a)に、観測時 TMD が最適設定の場合の検討結果を示す。 σ_{x_0} と $\Delta E_i'$ は負の相関関係を示しており、評価指標 $\Delta E_i'$ が大きい仮想 TMD の設定を選択することが、主系の平均応答 σ_{x_0} の低減に繋がること分かる。

図 4.3.4(b)は、観測時 TMD、仮想 TMD とともに減衰定数を $2h_{opt}$ として同様の検討を行った結果である。図 4.3.4(a)では、 $\omega_i/\omega_{opt}=1$ と $\omega_i/\omega_{opt}=1.1$ の評価指標が概ね同じだったのに対し、図 4.3.4(b)では明確に $\omega_i/\omega_{opt}=1$ の評価指標が最大となっている。これは観測時 TMD の減衰定数が最適設定よりも大きい場合、伝達関数が単峰形となる（図 2.1.5 参照）ためであり、本研究で提案する制御法では減衰定数を h_{opt} よりやや大きめにすることで適切な設定を見つけやすくなることを示している。減衰定数を h_{opt} よりやや大きめに設定することは、TMD の設計においてしばしば問題となる過大なストロークの防止にもつながるため、制御の安定化と機構設計の合理化の両面で有効である。



(a) $\omega = \omega_{opt}$, $h = h_{opt}$

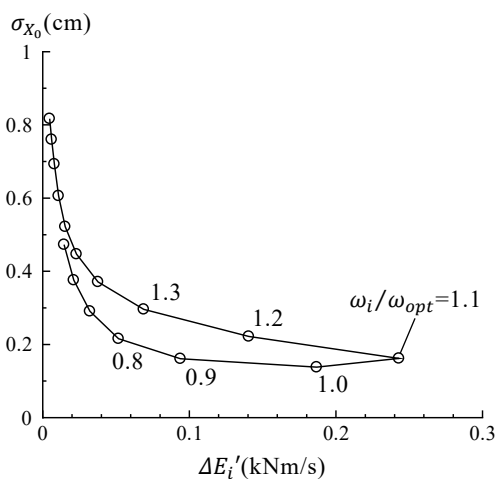


(b) $\omega = \omega_{opt}$, $h = 2h_{opt}$

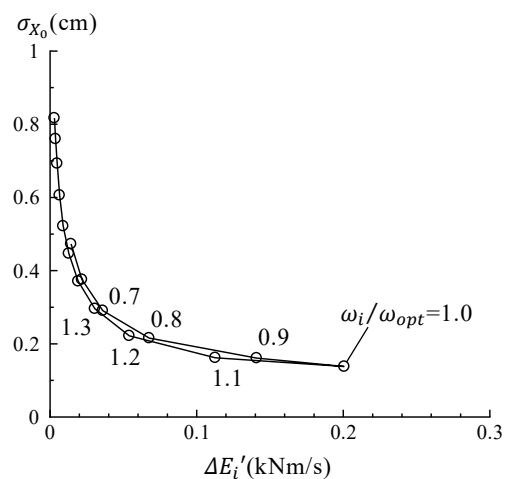
図 4.3.4 ホワイトノイズ入力時の評価指標と主系の平均応答の関係 ($\mu=0.05$)

(2) TMD が最適設定からずれている状態からの制御

観測時 TMD の同調周期が最適設定 ω_{opt} からずれている場合を対象に、同様の手順で検討を行った。図 4.3.5(a)に観測時 TMD が長周期側にずれている場合 ($\omega = 0.8\omega_{opt}$) の結果を、図 4.3.5(b)に観測時 TMD が短周期側にずれている場合 ($\omega = 1.2\omega_{opt}$) の結果を示す。本検討においても入力ホワイトノイズとした。これらの結果も全体として負の相関関係を示しており、提案した評価指標を用いることによって、観測時 TMD の同調周期が最適設定からずれていたとしても適切な TMD 設定を見つけられることが確認できた。また、評価指標が最大となる仮想 TMD は主系の固有円振動数付近のものとなっている。



(a) $\omega = 0.8\omega_{opt}$, $h = h_{opt}$



(b) $\omega = 1.2\omega_{opt}$, $h = h_{opt}$

図 4.3.5 TMD 設定が最適設定からずれている場合の影響 ($\mu=0.05$)

(3) 入力のスpekトル特性が狭帯域の場合の制御

観測時 TMD を最適設定とし、入力のスpekトル特性を狭帯域にした場合の結果を図 4.3.6(a)、および図 4.3.6(b)に示す。本結果では、横軸・縦軸ともに最適設定の TMD の計算結果 ($\Delta E'_{opt}$, $\sigma_{X_0,opt}$) で基準化している。この結果も、全体として負の相関関係を示しており、入力が狭帯域の場合も提案する制御法によって適切な TMD 設定を見つけられることが分かる。また、評価指標が最大となるのは、入力のピーク振動数に近い仮想 TMD となっており、その制震効果は最適設定の TMD を上回っている。4.2.1 項で既に述べたとおり、この効果は地震動のようにある程度広い振動数帯域を有する入力に対して期待することは難しいが、機械振動をはじめとした定常的かつ狭帯域な入力を対象に、提案する制御法を用いる場合の大きな利点となる。

以上、本節で提示した制御法は、設置されている TMD の設定状況や入力外乱のスpekトル特性によらず、主系の応答低減に有効な設定を安定して見つけられることを確認した。また、入力外乱が狭帯域の時はそのピーク振動数に同調し、入力外乱が広帯域の時は主系の固有周期に同調するという、4.2.1 項で示した既往の制御法の長所を兼ね備えることを示した。

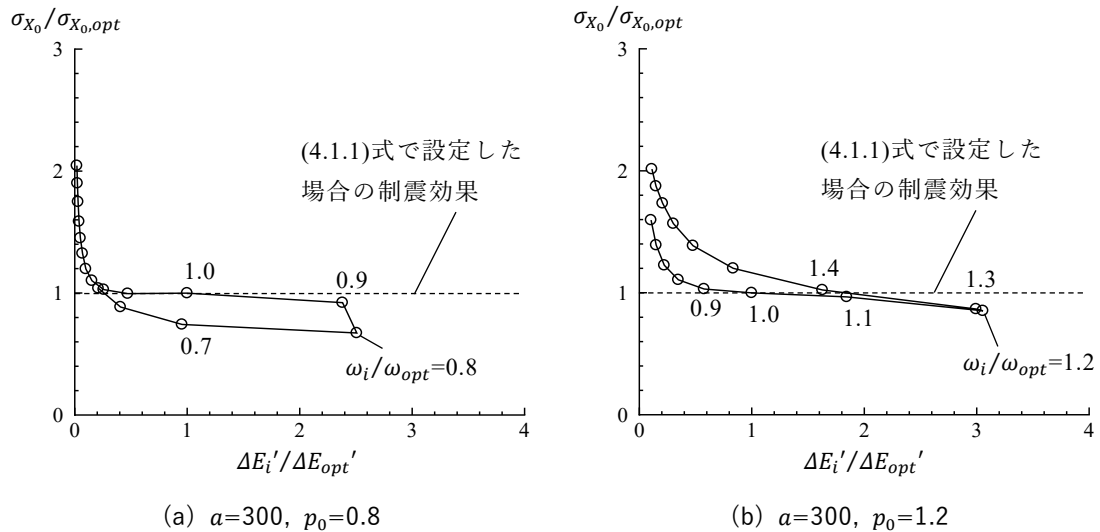


図 4.3.6 入力外乱のスpekトル特性の影響 ($\mu=0.05$)

4.3.3 制御アルゴリズム

前項では制御に用いる評価指標を提示し、それが定常的な入力に対する主系の応答低減に有効であることを示した。本項ではそれを実際の制御システムに落とし込むための計算方法を示し、制御に用いるパラメータを整理するとともにそれらの推奨値を提示する。

(1) 解析窓を用いたアルゴリズムの概要

図 4.3.1 の概念図で示した通り、提案する制御法では各仮想 TMD に対して一定の間隔で区切られた短時間の時刻歴応答解析を実行する。以下、この時刻歴応答解析の単位を解析窓と称し、その長さを窓長と呼ぶ。 i 番目の仮想 TMD の、時刻 t_0 に開始する解析窓における評価指標 E_{i,t_0} は(4.3.2)式に基づいて次式で算定する。

$$E_{i,t_0} = \left(\frac{h_i}{h_{opt}} \right)^{0.3} \int_{t_0}^{t_0+W_L} c_i v_i(t)^2 dt \quad (4.3.3)$$

ここで、 h_i は仮想 TMD の減衰定数、 c_i は減衰要素の減衰係数、 $v_i(t)$ は減衰要素の変形速度、 W_L は解析窓の窓長である。図 4.3.7 に、ある一つの仮想 TMD における評価指標の算定イメージを示す。(4.3.3)式中の $c_i v_i(t)^2$ は正の実数であるため、解析窓内における評価指標は時間に対して単調増加の関数となる。解析窓の終端において当該解析窓における評価指標を確定し、応答解析におけるパラメータ（評価指標および仮想 TMD の応答値）を 0 に初期化した後、次の解析窓の計算を始める。制御においては、基本的には上記の計算を繰り返すが、このままでは TMD の特性を変化させる間隔が解析窓長 W_L に依存し、 W_L を長く設定した場合に建物の急な特性変化に対応することができない。

この課題に対処するため、本研究では図 4.3.8 に示すように解析窓の開始時刻をずらした複数の時刻歴応答解析を並行して解くことで、より短い時間区切りで評価指標を取得する制御アルゴリズムを採用する。図 4.3.9 にこの手法によって解いた評価指標の例を示す。時間区切りを短くすることによって、仮想 TMD が共振的な応答を示す時間帯をより正確に捉えることが可能となる。

TMD 切替モードの総数 (= 仮想 TMD の総数) を N 、解析窓のずらし時間を W_D と置くと、同時に処理すべき時刻歴応答解析の数 N_A は次式で表される。

$$N_A = N \frac{W_L}{W_D} \quad (4.3.4)$$

一般的な RC 造の超高層建物を想定すると、 N は 2~4 程度、 W_L/W_D は 5~10 程度あれば十分であり、同時に処理すべき時刻歴応答解析の数は最大 40 程度となるが、仮想 TMD は単純な線形モデルであり、一般的なスペックの PC や制御用のマイクロコンピュータで十分リアルタイムに処理できる計算量である。

また、共振的な大入力に対する即応性を犠牲にすることなく、地動の一時的な卓越振動

数の変動に起因する不要な切り替え動作を回避するために、過去の評価指標の最大値 E_{\max} を一定時間記憶しておき、新たに算定された評価指標 E_{i,t_0} がそれを更新した時のみ TMD を操作する処理を導入する。解析窓終端位置において、 E_{i,t_0} を算定する時刻を t_c と置き、記憶時間を W_B とすると、 E_{\max} は次式で表される。

$$E_{\max} = \max \left\{ E_{i,t_0}; \begin{array}{l} i = 1, 2, \dots, N \\ t_0 = t_c - W_L - jW_D, \quad j = 1, 2, \dots, W_B/W_D \end{array} \right\} \quad (4.3.5)$$

図 4.3.10 に TMD を 3 モードの切り替えとする場合の評価指標と制御方法の例を示す。この場合、各モードに対応した仮想 TMD を 3 つ用意し、それぞれに上記の計算を実行することで各仮想 TMD の評価指標 E_{i,t_0} を求める。基本的には最も E_{i,t_0} が大きい TMD 切替モードを選択することになるが、実際に TMD を操作するのは新たに算定された E_{i,t_0} が E_{\max} を超えた時のみである。 E_{\max} は W_B の間保持されるので、非共振的な状況における一時的な評価指標の逆転は TMD の操作に反映されない。逆に、共振的な状況では E_{i,t_0} は増加しながら E_{\max} を超えることになるので即座に TMD の操作が行われる。上記の制御によって、非共振的な状況における必要のない頻繁な切替動作を回避しながらも、共振的な入力に対する即応性を確保することが可能となる。なお、記憶時間 W_B は制御の精度や計算負荷に関係しないため、制御の目的に従ってある程度自由に設定できるパラメータであるが、本章の検討では $W_B = W_L/2$ として検討を行う。

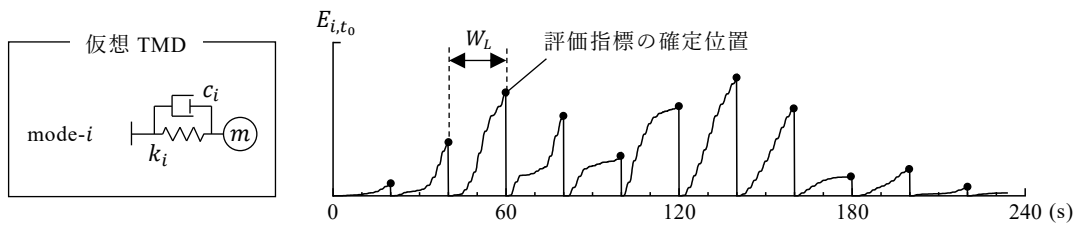


図 4.3.7 一つの仮想 TMD における評価指標の算定イメージ ($W_L=20s$ の場合)

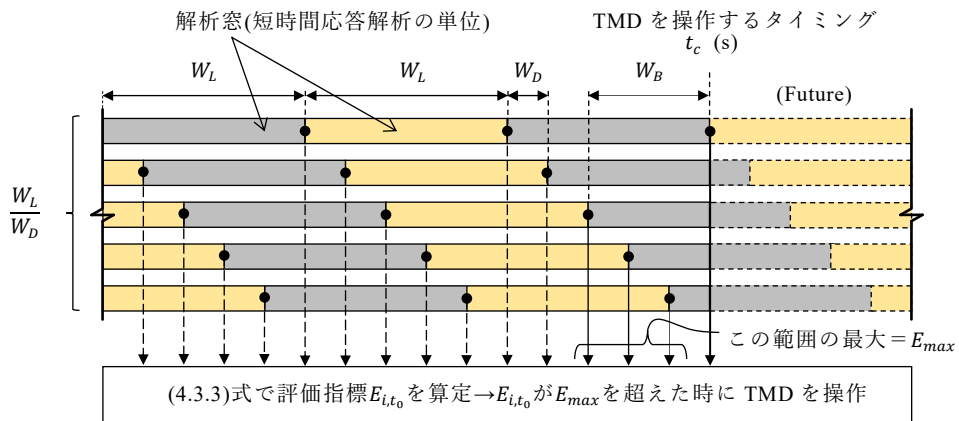


図 4.3.8 制御アルゴリズムの概要 ($W_L/W_D=5, W_B/W_D=3$ の場合の例)

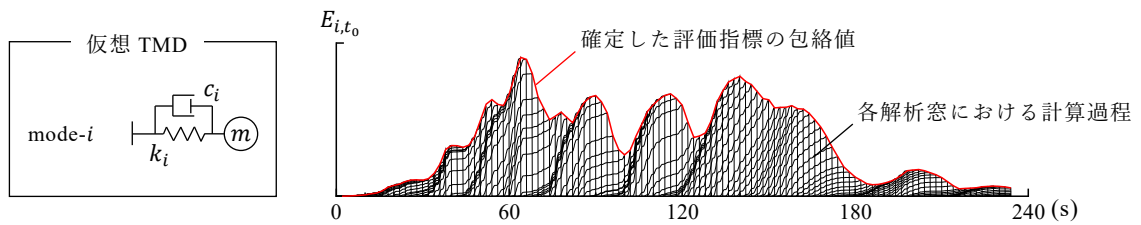


図 4.3.9 評価指標の包絡値の例 ($W_L=20s, W_D=2s$ の場合)

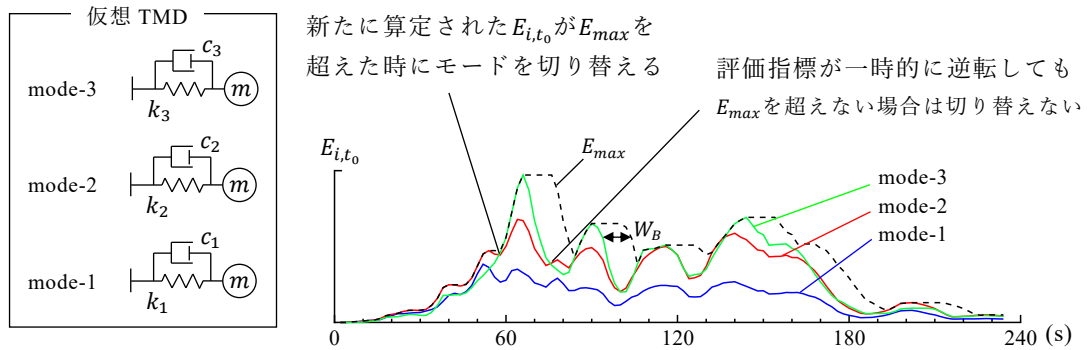


図 4.3.10 評価指標と制御方法の例 ($N=3, W_L=20s, W_D=2s, W_B=10s$ の場合)

(2) 解析窓長に関する検討

前述のアルゴリズムは多数の短時間時刻歴応答解析の積み重ねであり、制御の基本性能を高めるには各解析窓で効果的な設定を見つける精度を上げる必要がある。解析窓長が短すぎると、仮想 TMD の共振的な応答が計算結果に表れる前に時刻歴応答解析を打ち切ることになるため、制御の精度が低下する。逆に窓長が長すぎると、過去の古い情報を計算に用いることになるため、建物の振動性状が変化したときに対する即応性が低下する。ここでは、解析窓長と期待される制震効果の関係を調査し、提案した制御法における適切な解析窓長を提示する。

検討モデルは図 4.1.1(b)の基本検討モデルとし、入力地動は図 4.1.2 の乱数位相の波とする。主系は弾性とし、固有周期 1 秒に対して 3% の内部粘性減衰を与える。初期状態の TMD（観測時 TMD）の設定は特に記載がない場合は最適設定とする。この検討では、広い振動数範囲を十分細かく分割した多数の仮想 TMD を準備し、一つの解析窓における評価指標が最大となる設定を探索する。その TMD 設定により実現される制震効果を、解析窓の窓長をパラメータとして評価する。

図 4.3.11 に具体的な検討の手順を示す。周期 1 秒の主系に対して、固有振動数が 0.5Hz ~ 2.0Hz (0.01Hz 刻み) の計 151 個の仮想 TMD を設定する。まず、加振開始後 20 秒の時点を開始時刻とする長さ W_L の解析窓を考え、当該解析窓における評価指標 E_{i,t_0} を(4.3.3)式によって算定する。次に解析窓の終端において、TMD の設定を評価指標が最大となる仮想 TMD のものに切り替える。その後、主系の平均応答を(4.1.4)式によって算定し、TMD による制震効果を評価する。

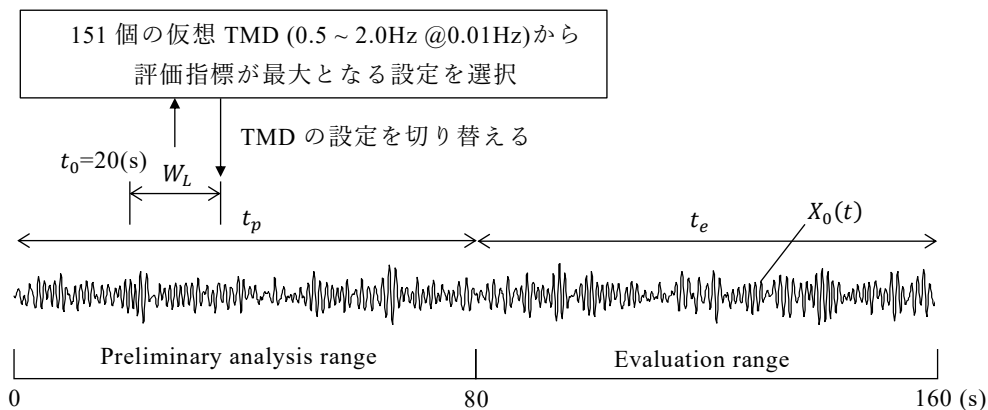


図 4.3.11 解析窓長と制震効果の関係の評価方法

図 4.3.12(a)に質量比 $\mu=0.05$ 、ホワイトノイズ入力の場合の結果を示す。横軸は解析窓長 W_L とし、縦軸は TMD 無しの平均応答で基準化された、TMD を設置した場合の平均応答である。図中には最適設定 (ω_{opt}, h_{opt}) された TMD を設置した場合の平均応答を右端に併記している。解析窓長 W_L が 4 秒程度までは平均応答は順調に減少していくが、 W_L が 8 秒程度

で概ね下げ止まることが分かる。なお、図中には次式で算定した標準偏差SDを示している。

$$SD = \sqrt{\frac{1}{J} \sum_{j=1}^J ({}_j\sigma_{X_0} - \sigma_{X_0})^2} \quad (4.3.6)$$

ここで、 ${}_j\sigma_{X_0}$ は次式で算定される、 j 番目の入力波における主系の平均応答である。

$${}_j\sigma_{X_0} = \sqrt{\frac{1}{t_e} \int_{t_p}^{t_p+t_e} X_0(t)^2 dt} \quad (4.3.7)$$

標準偏差が小さいということは、入力波によるばらつきが小さく、安定した制御が行われることを示している。 W_L を長くとるほど標準偏差は小さくなっていることから、解析窓長 W_L を長くとることは、制震効果の向上とともに制御の安定化の面でも有効であることが確認できる。

同条件下において減衰定数を $2h_{opt}$ とした場合の結果を図4.3.12(b)に示す。この検討では、観測時TMDも $(\omega_{opt}, 2h_{opt})$ に設定して検討を行った。図4.3.12(a)と比較すると、より早く $(\omega_{opt}, 2h_{opt})$ の制震効果に近づいていることが分かる。また、標準偏差も全体的に小さくなっており、安定的な制御が行われている。これは、図4.3.4(b)で考察した結果とも合致しており、減衰定数を最適減衰定数 h_{opt} よりもやや大きめに設定することが本制御法で有利であることが、この検討からも確認できる。

図4.3.13に質量比をパラメータとした検討結果を示す。検討した全ての質量比において窓長と制震効果の関係は同様の傾向を示す。いずれも、最初から最適設定に固定した場合の制震効果には及ばないものの、 $W_L=4\sim 8$ 秒程度でそれに迫る制震効果を得られている。

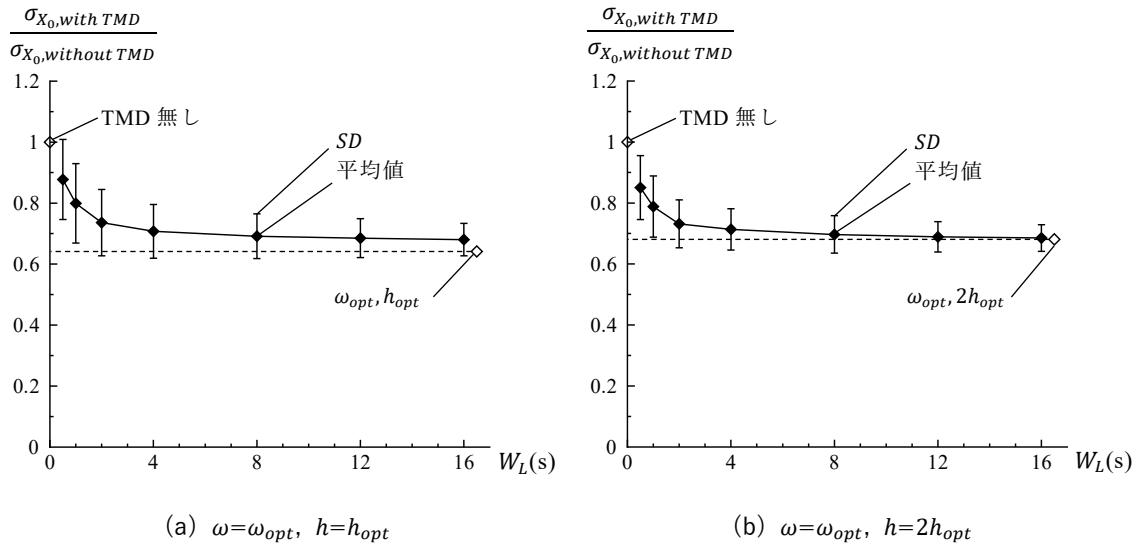


図 4.3.12 解析窓長と応答低減率の関係 ($\mu=0.05$)

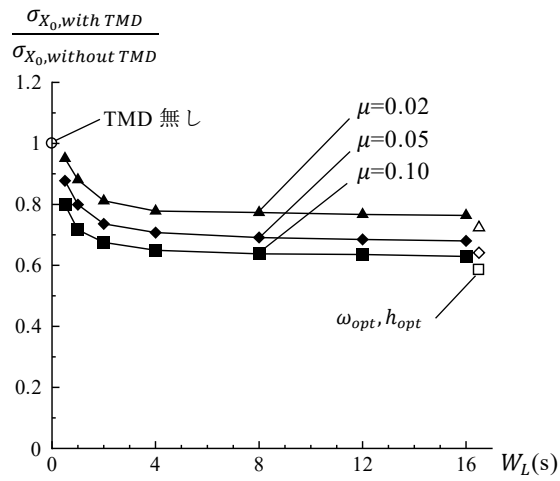
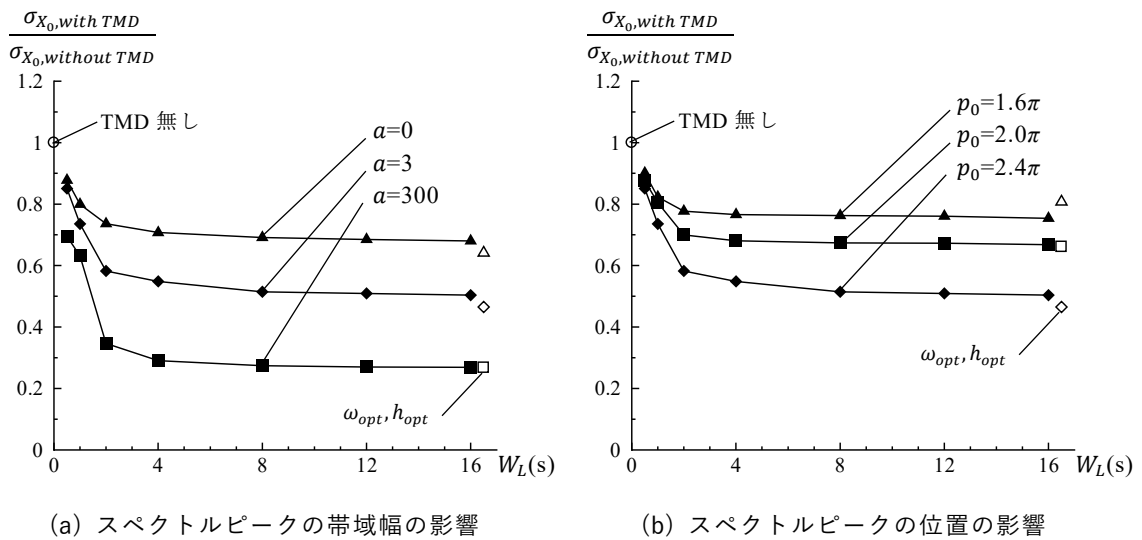


図 4.3.13 質量比の影響 ($\omega=\omega_{opt}$, $h=h_{opt}$)

次に、入力外乱の特性が制御性能に与える影響について検討する。図 4.3.14(a)に入力のパワースペクトル密度のピークを主系の固有周期と一致させた場合の結果を示す。ここでは(4.1.3)式における a 、すなわちピークの鋭さをパラメータとした。結果をみると、 a が大きいほうが平均応答は早く下げ止まっている。これは、主系に共振的な狭帯域の入力に対して、提案制御法はより早く有効な設定を見つけ出せることを示している。図 4.3.14(b)に入力外乱のパワースペクトル密度のピークを主系の固有周期からずらした場合の結果を示す。この場合も、概ね $W_L=4\sim 8$ 秒程度で良好な設定を見つけ出せており、また入力によっては最適設定を上回る制震効果を得られるケースも確認できる。



(a) スペクトルピークの帯域幅の影響

(b) スペクトルピークの位置の影響

図 4.3.14 入力外乱のスペクトル特性の影響 ($\mu=0.05$)

ここまで、主系の固有周期 1 秒のモデルを用いて検討してきたが、入力がある程度広い振動数帯域を有する場合、仮想 TMD の応答は主系の固有振動数付近が卓越した狭帯域過程となるため、これらの結果は主系の固有周期で基準化して考えることができる。つまり、制御の精度と即応性のバランスを考えると、解析窓長 W_L は主系の周期の 4 倍から 8 倍程度が適当である。塑性化により主系の固有周期が初期固有周期の 2 倍程度まで伸びると想定するならば、初期固有周期の 8 倍に W_L を設定しておけば、伸びた後の周期に対しても 4 倍を確保することができ、適切な制御を行うことができる。

4.3.4 ACVD TMD の制御法

ここまで図 4.1.1(b)に示した 1 自由度系の TMD を対象に、提案制御法の妥当性を検討してきた。本節では、図 4.1.1(a)に示した ACVD TMD に提案制御法を適用する手法について述べる。

3 章で示した本 TMD の設計法では、図 4.3.15(a)に示すように、建物の初期状態に対して g_A の減衰係数が最適設定となるように TMD を設計する。そうすれば、減衰係数を g_A から減ずることで TMD の共振周期が徐々に長くなるため、長周期化する建物に追従することが可能となる。また、例えば減衰係数が 3 モードの切替式の場合は、同図中の AB 間を内分する 3 点が各 TMD 切替モードの設計値となる。ここで等価減衰定数 h_e に着目すると、A 点および B 点では h_{opt} なのに対し、その間の等価減衰定数は h_{opt} よりも大きくなっている。前節で述べたように、 h_{opt} よりもやや大きめの減衰を設定することは、制御の安定性の面から有利であることから、本章で提示した制御法は ACVD TMD に適した手法である。

制御においては、図 4.3.15(b)に示すように各 TMD 切替モードに対応した力学モデルをそのまま仮想 TMD として用いる。評価指標 E_{i,t_0} は(4.3.3)式をそのまま用いて求めることができ、式中の h_i には各仮想 TMD の等価減衰定数 h_e を代入すればよい。なお、 h_e は(3.2.11)式によって求めることができる。

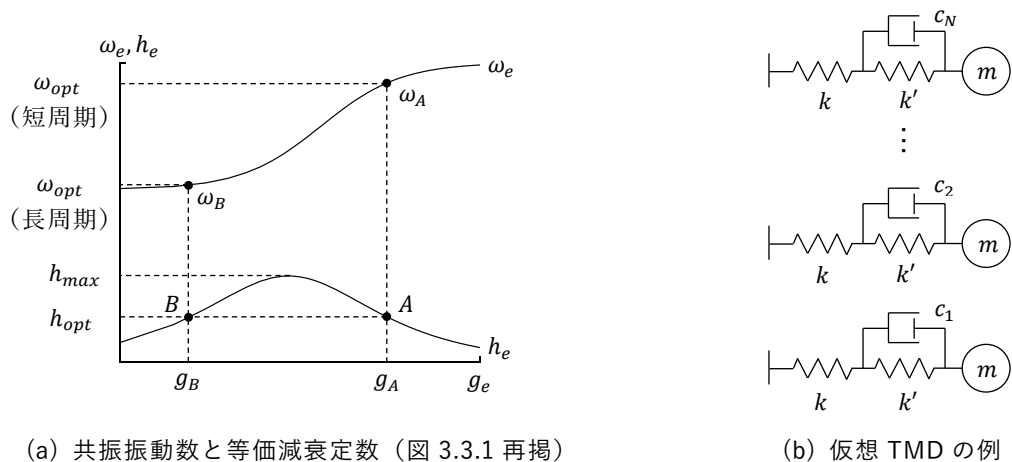


図 4.3.15 ACVD TMD の制御法

4.3.5 評価指標に関する考察

本項では、4.3.1 項で提案した評価指標 $\Delta E_i'$ の成り立ちを示し、その物理的な意味あいについて述べる。以下に提案した評価指標 $\Delta E_i'$ を再掲する。

$$\Delta E_i' = \left(\frac{h_i}{h_{opt}} \right)^{0.3} \Delta E_i \quad (4.3.2)$$

再掲

ここで、 h_i は仮想 TMD の減衰定数、 h_{opt} は TMD の最適減衰定数、 ΔE_i は単位時間あたりの仮想 TMD の吸収エネルギーである。4.3.3 項で示した制御アルゴリズムから分かるように、制御において必要とされるのは各仮想 TMD の評価指標の単純な大小関係である。したがって、全 TMD 切替モードの減衰定数が等しい場合、係数 $(h_i/h_{opt})^{0.3}$ は等しくなるため、仮想 TMD の吸収エネルギー ΔE_i をそのまま評価指標として用いても差し支えはない。一方、4.3.4 節で示したように、ACVD TMD においてはその機構上、各 TMD 切替モードの等価減衰定数が異なる値となるため、係数 $(h_i/h_{opt})^{0.3}$ による補正が必要となる。

図 4.3.16(a)に 4.3.1 項の検討における ΔE_i の算定イメージを示す。ここでは、主系に設置されている TMD (観測時 TMD) を最適設定とし、その状態で観測された主系の応答加速度を仮想 TMD に入力して吸収エネルギーを算定した。つまり観測時 TMD と仮想 TMD の減衰定数は一致していない。次に、観測時 TMD の減衰定数が仮想 TMD の吸収エネルギーに与える影響を探るため、図 4.3.16(b)のモデルを用いて検討を行う。これは、観測時 TMD と仮想 TMD の設定を合わせたモデルであり、当然ながら、このモデルにおいて仮想 TMD の吸収エネルギーは、観測時 TMD による吸収エネルギーと一致する。その他のモデルの条件や入力条件は 4.3.1 項の検討モデルと同様である。

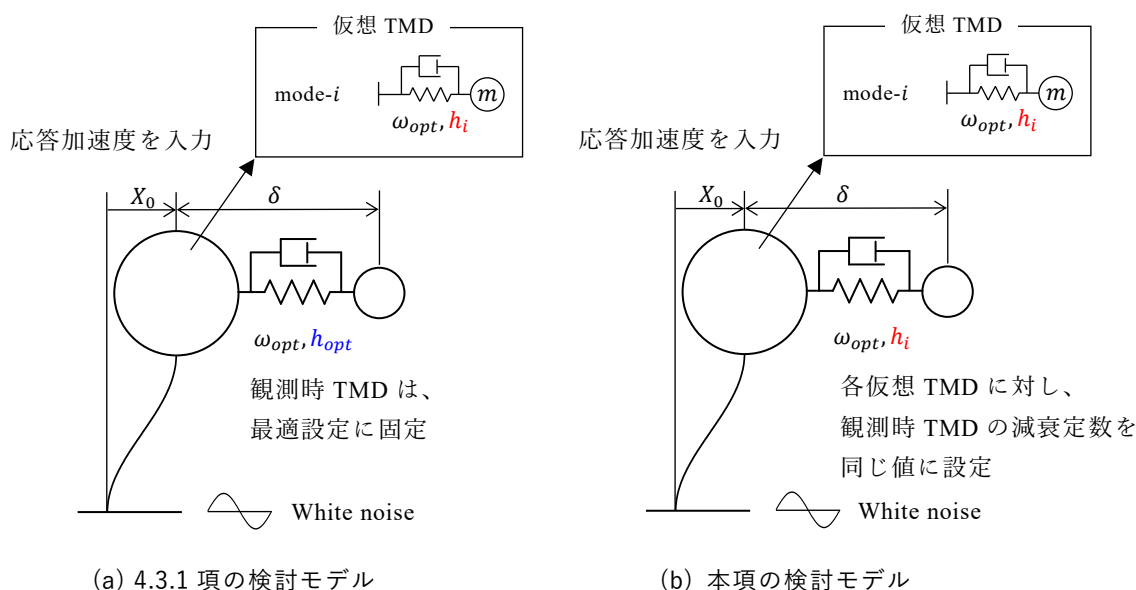


図 4.3.16 吸収エネルギー ΔE_i の算定イメージ

図 4.3.17 に質量比 $\mu=0.05$ の場合の仮想 TMD の吸収エネルギー ΔE_i と、仮想 TMD の減衰定数 h_i の関係を、(4.3.1)式によって算定した結果を示す。(a)観測時 TMD が最適設定の場合、 ΔE_i は h_i に対して単調減少の関係にある。一方、(b)観測時 TMD と仮想 TMD の減衰定数が同じ場合、 ΔE_i は h_i によらず一定の値をとっている。このように、仮想 TMD による吸収エネルギーは観測時 TMD の減衰定数の設定に大きな影響を受け、 h_i が観測時 TMD よりも小さい場合は吸収エネルギーが大きく評価され、逆に h_i が観測時 TMD よりも大きい場合は吸収エネルギーが小さく評価される傾向にある。したがって、図 4.3.16(a)のモデルにおいて、主系の変位の平均応答 σ_{x_0} を基準とした評価指標を構築するには、何らかの補正が必要となる。

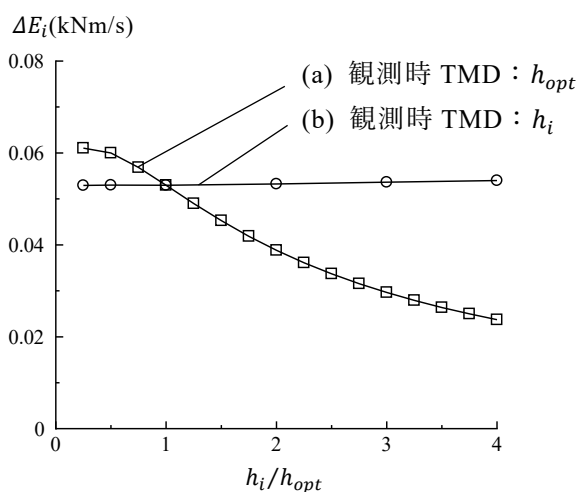


図 4.3.17 仮想 TMD による単位時間あたりの吸収エネルギー ($\mu=0.05$)

さて、図 4.3.16(b)のモデルでは観測時 TMD と仮想 TMD が同じモデルとなっているので、仮想 TMD の減衰定数 h_i と主系の平均応答 σ_{x_0} の関係は、(2.1.24)式に $R = h_i/h_{opt}$ を代入して次式のように表される。これは、 $h_i = h_{opt}$ で極小値をとる関数である。

$$\frac{\sigma_{x_0}(h_i)}{\sigma_{x_0}(h_{opt})} = \sqrt{\frac{h_i/h_{opt} + h_{opt}/h_i}{2}} \quad (4.3.8)$$

評価指標として用いるためには、 $h_i = h_{opt}$ で極大値をとる方が都合が良いので、両辺の逆数をとって次式を得る。

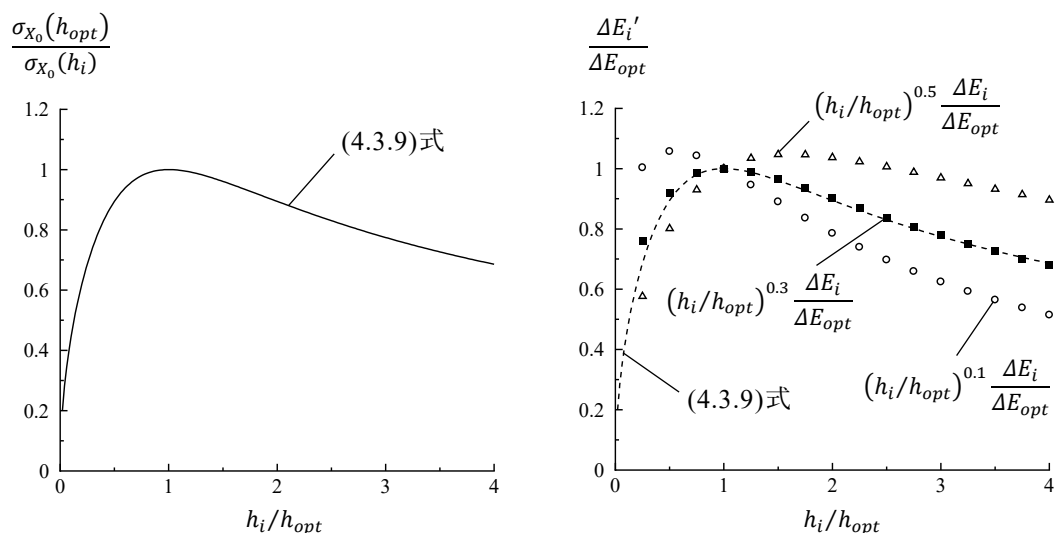
$$\frac{\sigma_{x_0}(h_{opt})}{\sigma_{x_0}(h_i)} = \sqrt{\frac{2}{h_i/h_{opt} + h_{opt}/h_i}} \quad (4.3.9)$$

図 4.3.18(a)に(4.3.9)式の関係を示す。これは、 $h_i = h_{opt}$ において極大値をとり、また TMD の減衰定数と主系の平均応答の関係が反映された関数である。本研究では、図 4.3.16(a)の

モデルにおける仮想 TMD の吸収エネルギーが、(4.3.9)式と対応するように補正係数を設定している。

図 4.3.18(b)に補正係数の検討結果を示す。図の縦軸は $h_i = h_{opt}$ 時の吸収エネルギー ΔE_{opt} で基準化した、補正係数をかけた仮想 TMD の吸収エネルギー $\Delta E_i'$ を示す。結果をみると、補正係数を $(h_i/h_{opt})^{0.3}$ とした場合に、(4.3.9)式と良好に対応していることが分かる。本研究ではこのような考え方に基づいて、(4.3.2)式の評価指標を提案している。なお、本項では質量比 $\mu=0.05$ のケースを基に補正係数を設定したが、これが他の質量比に対しても妥当であることは、図 4.3.3 により理解することができる。

また、本研究では基本的に (h_i/h_{opt}) のべき指数を 0.3 として提案しているが、図 4.3.18(b)をみると分かるように、これを変えることで選択される TMD 切替モードに重みづけすることができる。べき指数を小さく設定すると減衰定数の小さな TMD 設定が選択されやすくなり、逆に大きく設定すると減衰定数の大きな TMD 設定が選択されやすくなる。



(a) 減衰定数と(4.3.9)式の関係

(b) 補正係数の検討

図 4.3.18 (4.3.8)式と補正係数の関係 ($\mu=0.05$)

4.4 地震応答解析による制御法の検証

4.4.1 解析モデルと検討ケース

RC 造の超高層建物を模した解析モデルを用いて、本章で提示した制御法の妥当性を確認する。図 4.4.1 に解析モデルを示す。主系は多質点せん断モデルとし各層に武田モデル^[8]の弾塑性復元力特性を与える。層の初期剛性 K_0 および降伏耐力 Q_y は台形分布とし、最下層の降伏せん断力係数 C_B を 0.13 とした。主系の初期 1 次固有周期 T_0 は 2.5 秒とし、この周期に対して 3%の瞬間剛性比例型内部粘性減衰を与える。表 4.4.1 に主系の諸元を示す。

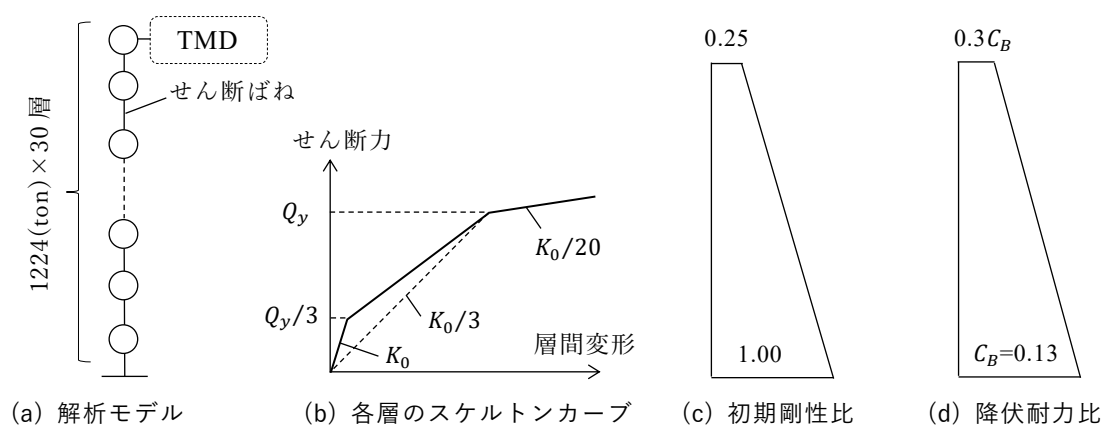


図 4.4.1 解析モデル

表 4.4.1 主系の設定

層	K_0 (kN/m)	Q_y (kN)	層	K_0 (kN/m)	Q_y (kN)
30	998716	14040	15	2548447	30985
29	1102031	15170	14	2651762	32115
28	1205347	16299	13	2755078	33244
27	1308662	17429	12	2858393	34374
26	1411977	18559	11	2961709	35503
25	1515293	19688	10	3065024	36633
24	1618608	20818	9	3168339	37763
23	1721924	21948	8	3271655	38892
22	1825239	23077	7	3374970	40022
21	1928554	24207	6	3478286	41152
20	2031870	25337	5	3581601	42281
19	2135185	26466	4	3684917	43411
18	2238501	27596	3	3788232	44541
17	2341816	28726	2	3891547	45670
16	2445132	29855	1	3994863	46800

本章の検討では、下記(1)~(4)の TMD を想定し、それぞれの制震効果を比較する。

(1) 単一 (Single) TMD

Single TMD は、主系の初期固有周期 (2.5 秒) に同調させたパッシブ型の TMD である。錘の質量は、次式に示す頂部で評価した 1 次モードの有効質量 M_e に対して質量比が 0.05 となるように設定した^[9]。

$$M_e = \{ {}_1u \}^T [M] \{ {}_1u \} \quad (4.4.1)$$

ここで、 ${}_1u$ は頂部で基準化した 1 次モードベクトル、 M は建物モデルの質量マトリクスである。Single TMD の諸元を表 4.4.2 に示す。

表 4.4.2 単一 (Single) TMD の設定

	TMD 設定値	備考
錘質量	743.8 (ton)	$\mu=0.05$
周期	2.66 (s)	$T_0=2.5$ (s) に同調
減衰定数	0.110	h_{opt}

(2) 二重 (Dual) TMD

2.2 節で検討した Dual TMD を、制震対象の周期変動に配慮したパッシブ型 TMD の代表例として検討ケースに加える。2 つの TMD の質量比 (μ_1, μ_2) は同一とし、一方を主系の初期固有周期に、もう一方を初期固有周期の 1.66 倍に同調させた。2.2 節では、個別質量比に対して減衰定数をやや大きめに設定することで、同調周期の間の領域における制震効果が改善されることを示した。ここでは、周期変動に対する制震効果と、応答ストロークのバランスを考慮して、各 TMD の減衰定数を h_{opt} の 2 倍に設定した。Dual TMD の諸元を表 4.4.3 に示す。

表 4.4.3 二重 (Dual) TMD の設定

	TMD 設定値	備考
錘質量	TMD-1: 371.9 (ton)	$\mu_1=0.025$
	TMD-2: 371.9 (ton)	$\mu_2=0.025$
周期	TMD-1: 2.58 (s)	$T_0=2.5$ (s) に同調
	TMD-2: 4.28 (s)	$T=1.66 \cdot T_0$ に同調
減衰定数	TMD-1: 0.157	$2h_{opt}$
	TMD-2: 0.157	$2h_{opt}$

(3) 減衰係数切替式適応 (ACVD) TMD

ACVD TMD は図 4.1.1(a)に示した、本論文の主要な検討対象であるセミアクティブ TMD である。3 モードの減衰係数 (c_1, c_2, c_3) の切替式として設計されており、4.3 節で述べたアルゴリズムによる制御を行う。建物頂部 (TMD 設置位置) の応答加速度に、カットオフ振動数 0.5Hz の Butterworth 型ローパスフィルタ^[付録 3]を適用してから、仮想 TMD への入力として用いた。解析窓の窓長 W_L は主系の初期 1 次固有周期の 8 倍の 20 秒とし、各解析窓の終端で TMD の減衰係数を切り替える。また、計算負荷と制御の即応性のバランスを考慮し、本検討では窓のずらし時間 W_D は 2 秒とした。記憶時間 W_B は制御動作の感性に関するパラメータとなるが、主要動終了後の制御状況の把握を目的として、本検討では比較的短い設定である 10 秒に設定した。表 4.4.4 に ACVD TMD の諸元を示す。

表 4.4.4 減衰係数切替式適応 (ACVD) TMD の設定

	TMD 設定値	備考
錘質量	743.8 (ton)	$\mu=0.05$
剛性	$k=4466$ (kN/m) $k'=2233$ (kN/m)	剛性比 $\lambda=0.5$ として、 3章の方法で設定
減衰係数	$c_1=5243$ (kNs/m) $\cdots h_e=0.171$ $c_2=2102$ (kNs/m) $\cdots h_e=0.288$ $c_3=843$ (kNs/m) $\cdots h_e=0.167$	3段階の切替式として、 3章の方法で設定
制御パラメータ	$W_L=20$ (s), $W_D=2$ (s), $W_B=10$ (s)	4.3 節の推奨値より設定

(4) 理想的な剛性・減衰可変 (Ideal variable) TMD

本 TMD は図 4.1.1(b)に示した剛性可変の復元力要素と、減衰係数可変の減衰要素を有するセミアクティブ TMD である。変動する主系の 1 次固有周期を逐次同定し、それに TMD が常時同調するように復元力要素とダッシュポットの操作を行う。しかし、4.2 節で述べたように、現実には安定して主系の固有周期をオンラインで同定することは難しい。そこで、本検討では各層が経験した正負の最大変形から算定した等価剛性を用いて、解析ステップ毎に固有値解析を実行して 1 次の等価固有周期 T_{eq} を算定し、それに同調させるように (4.1.1)式、および(4.1.2)式を用いて、復元力要素の剛性と減衰要素の減衰係数を変化させる。なお、TMD の残留変形や履歴による減衰効果を避けるために、TMD 特性は錘と主系頂部の相対変位が 0 となった瞬間に切り替えることとした。建物剛性を直接計測することは現実にはできないため、本 TMD は実現不可能な理想モデルであるが、周期追従型のセミアクティブ TMD の制震効果の限界を測るために、ここでは比較対象に加えている。表 4.4.5 に Ideal variable TMD の諸元を示す。

表 4.4.5 理想的な剛性・減衰可変 (Ideal variable) TMD の設定

	TMD 設定値	備考
錘質量	743.8 (ton)	$\mu=0.05$
周期	初期値：2.66 (s) 塑性化後：(4.1.1)式	$T_0=2.5$ (s)に同調 $T = T_{eq}$ に同調
減衰定数	0.110	h_{opt}

4.4.2 入力地震動

本節の検討では、平成 12 年建設省告示第 1461 号に示された解放工学的基盤で規定された加速度応答スペクトルに適合するよう作成した、下記(a)~(c)の 3 種類の位相の模擬地震動（告示波）を入力として用いる。

(a) 八戸 EW 位相

・・・1968 年十勝沖地震（M7.9）八戸港における観測記録の東西成分^[10]

(b) 神戸 NS 位相

・・・1995 年兵庫県南部地震（M7.3）神戸海洋気象台における観測記録の南北成分^[11]

(c) 臨海位相

・・・東京臨海部を想定して作成されたレベル 2 模擬地震動（1992 年）^[12]

図 4.4.2 に各入力地震動の地動加速度時刻歴を示す。検討では、構造安全性に直結する指標である変位の最大応答とともに、建物利用者が継続的に体感する揺れの強さに対応する指標として変位の RMS 値を制震効果の評価に用いる。図中に各地震動における RMS 値の取得範囲を示す。これは地動加速度二乗和の累積値が総和の 1%に達した時間から 99%に達する時間によって設定した。

図 4.4.3 に速度応答スペクトルと減衰定数の関係を、図 4.4.4 に時間帯毎の最大応答値から作成した速度応答スペクトルを示す。(a)の八戸 EW 位相は、海溝型地震による地震動の特徴を有しており主要動の後半部分に長周期成分を多く含む。また、主要動を受けて建物が長周期化した後にさらに共振的な入力を長く受け続ける。(b)の神戸 NS 位相は、内陸地殻内地震による地震動の特徴を有し、主要動継続時間が比較的短い。このタイプの地震ではパルス的な入力により、錘が揺動していない状態で大きな地震力を受けるため、TMD の制震効果が発揮されにくい傾向にある。また、短い時間で急激に建物の塑性化が進行して長周期化するため、セミアクティブ TMD にとっては制御の即応性が求められる厳しい条件となる。(c)の臨海位相は、東京臨海部を想定して作成された模擬地震動の位相を用いており、超高層 RC 建物が数多く建設されている当該地域を意識して採用した。(a)の地震動と同様に、地震動の後半部分においても比較的大きな成分を有する入力である。

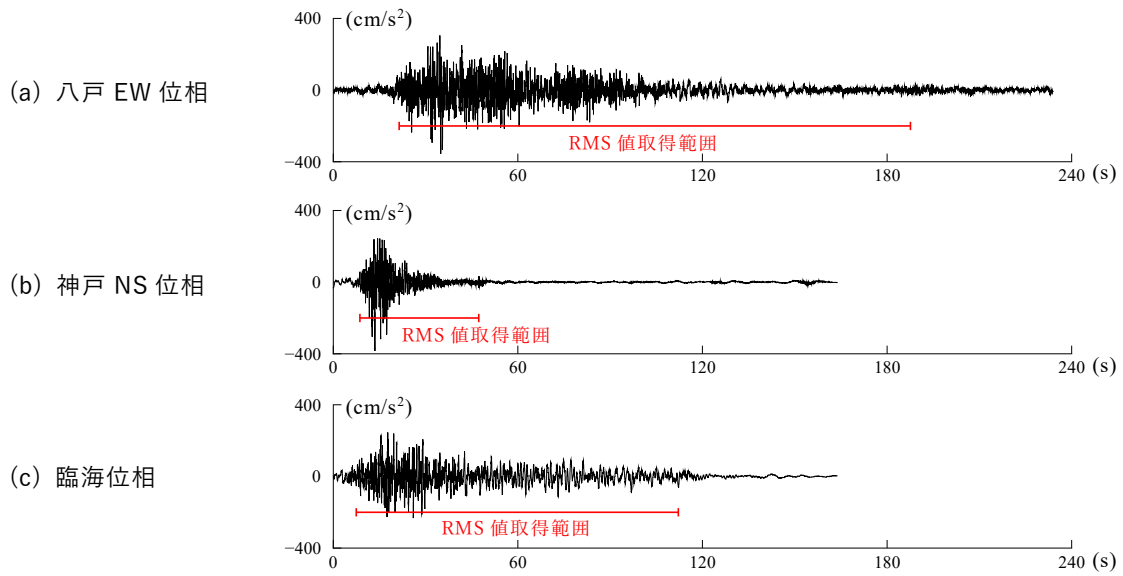


図 4.4.2 入力地震動の加速度時刻歴

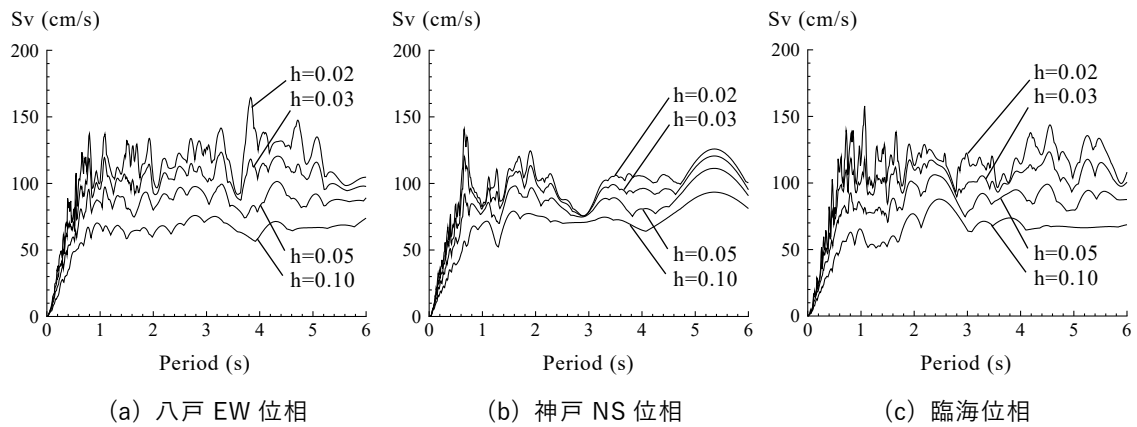


図 4.4.3 入力地震動の速度応答スペクトル

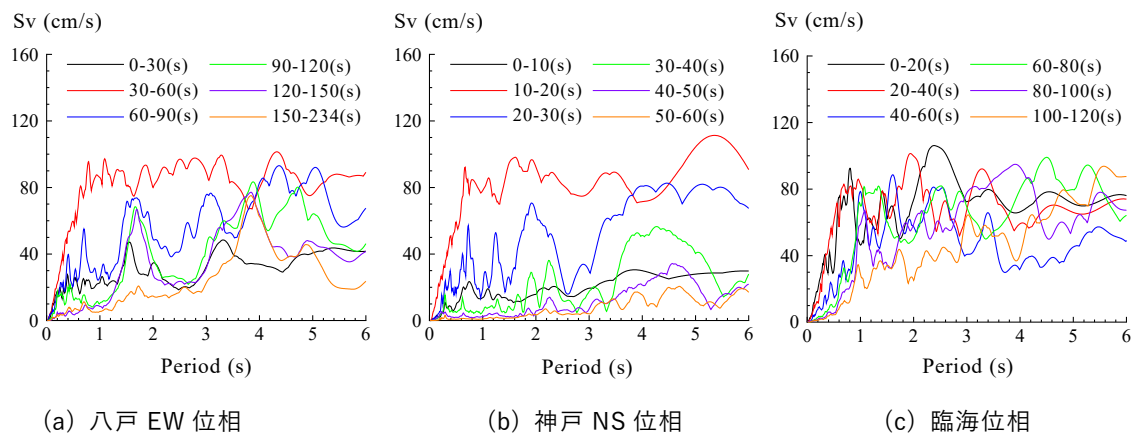


図 4.4.4 入力地震動の時間帯毎の速度応答スペクトル (h=0.05)

4.4.3 解析結果とその考察

図 4.4.5 に各階の最大応答変位を、図 4.4.6 に各階の応答変位の RMS 値を示す。各解析ケースでは塑性化によって主系の等価固有周期は 4 秒程度まで伸長する。最大応答変位、RMS 値共に、最も制震効果に優れるのは Ideal variable TMD であるが、本論文で提案する ACVD TMD もそれに近い効果を示している。ACVD TMD は建物の耐震安全性の向上のみならず、建物利用者が強い揺れを体感する時間を低減することが可能であることが確認された。一方、Single TMD の制震効果は他の TMD と比較して小さく、入力地震動によっては TMD 無しの場合よりも応答が増大する。これは同調ずれの影響により、TMD の効果がほとんど失われていることを示している。また、Dual TMD は一定の制震効果を示すものの、ACVD TMD と比較すると最大値・RMS 値共に応答は大きい。

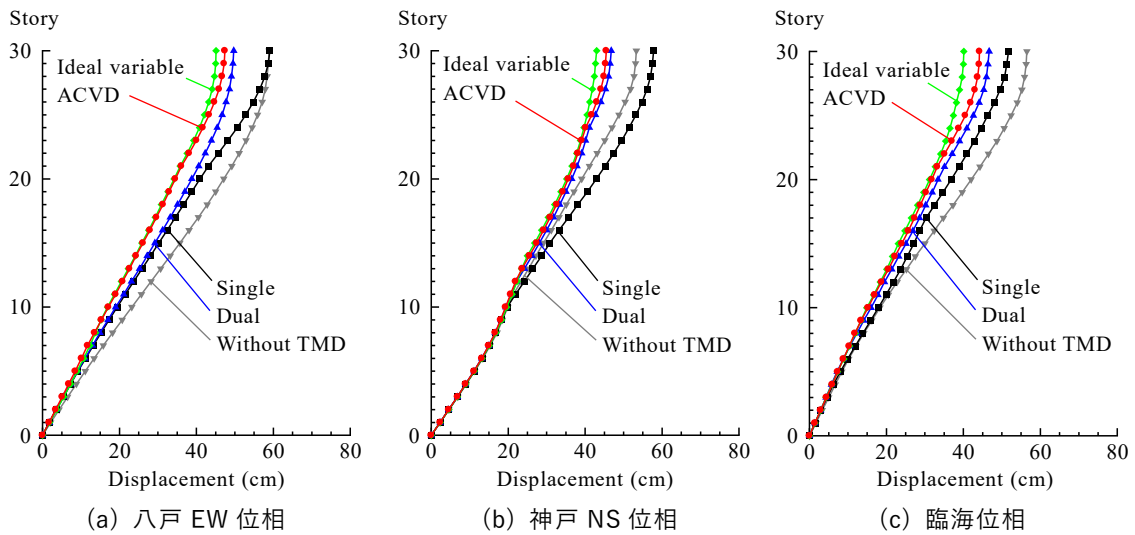


図 4.4.5 最大応答変位の高さ方向分布

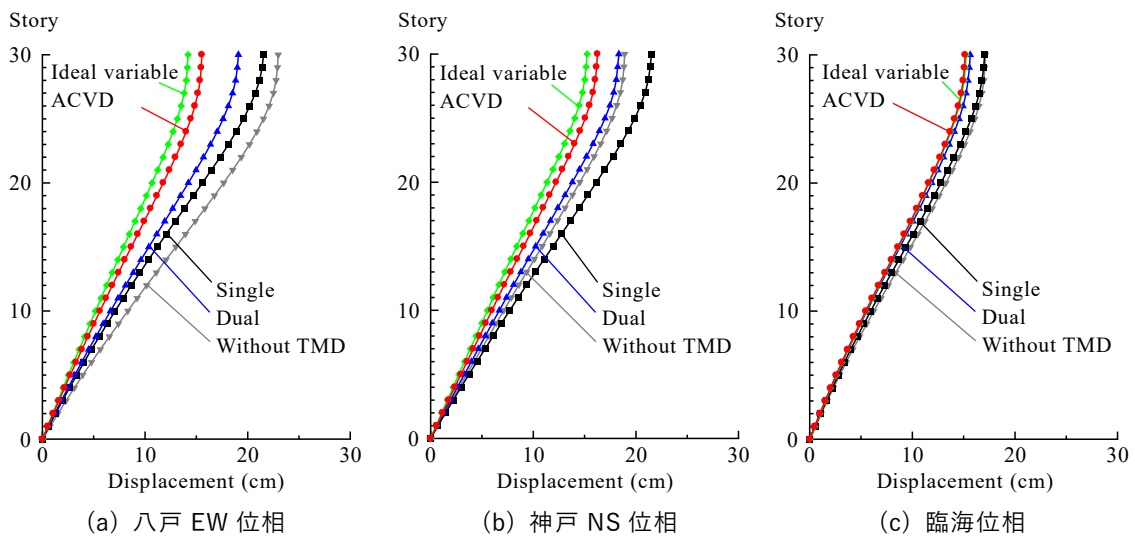


図 4.4.6 応答変位の RMS 値の高さ方向分布

図 4.4.7 に TMD の最大応答ストロークを示す。建物が長周期化することにより Single TMD は同調ずれを起こしているため、相対的に応答ストロークは小さい。Dual TMD では、短周期側の TMD (TMD-1) よりも、塑性化後に同調する長周期側の TMD (TMD-2) の応答ストロークが大きくなる傾向にある。Dual TMD、ACVD TMD、および Ideal variable TMD の最大応答ストロークはいずれも 130cm 以下となっており、5.1 節の装置の試設計で示すように、多段積層ゴム等の支持機構によって十分設計可能な範囲に収まっている。図中の $\delta_1 \sim \delta_3$ は図 4.1.1(a) に示す ACVD TMD の各部位と対応している。 δ_1 よりも δ_2 のストロークが大きくなっており、これはセミアクティブ制御によって長周期側の TMD 設定に切り替わった後に最大ストロークに達していることを示している。ACVD TMD の総ストローク δ_3 は Dual TMD や Ideal variable TMD よりも小さい範囲に収まっていることから、TMD 設置スペースの面で ACVD TMD は不利とはなっていない。オイルダンパのストロークに対応する δ_2 は Dual TMD や Ideal variable TMD の総ストロークと比較して大きく抑制されており、難易度が高い大ストロークのオイルダンパの製作を回避できるという点は ACVD TMD の重要な利点である。

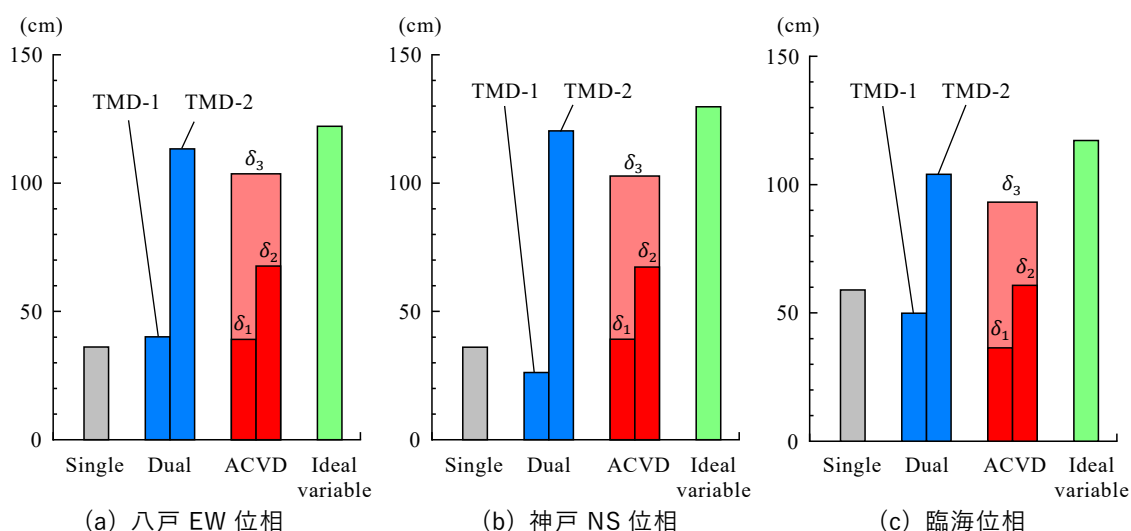


図 4.4.7 TMD の最大応答ストローク

図 4.4.8 に TMD の減衰要素の最大減衰力を示す。ACVD TMD の最大減衰力は、他の TMD と比較して大きい。これは短周期側の TMD 設定において、他の TMD よりも減衰係数を高める必要があるためであり、最大減衰力は主に短周期側の TMD 切替モードで生じている。ただし、一般に TMD に用いるオイルダンパには耐力上の余裕があることが多く、装置の設計において耐力の大きなオイルダンパを選定したり、使用するオイルダンパの台数を増やしたりすることによって、必要な減衰力を容易に賄うことができる。

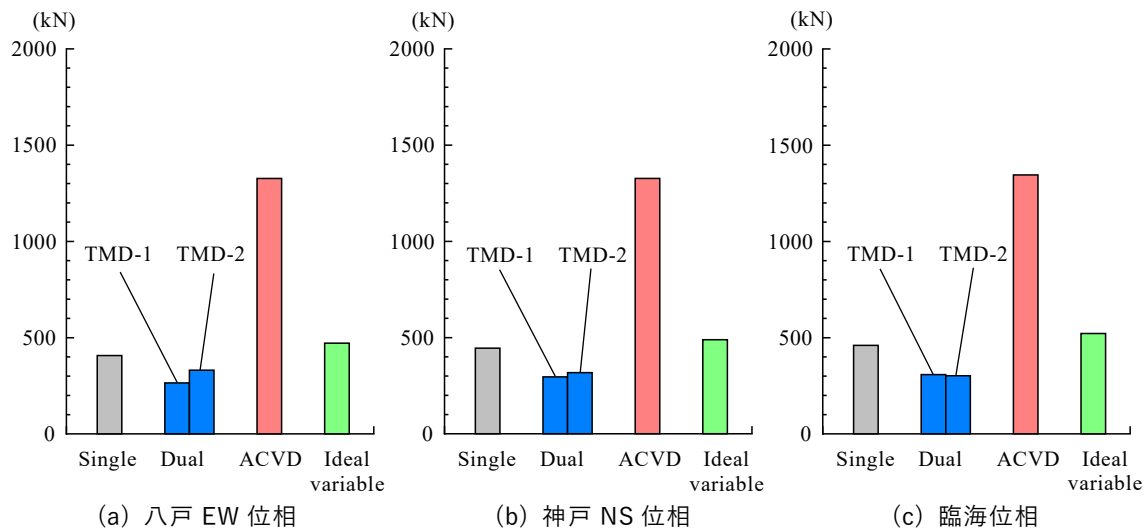


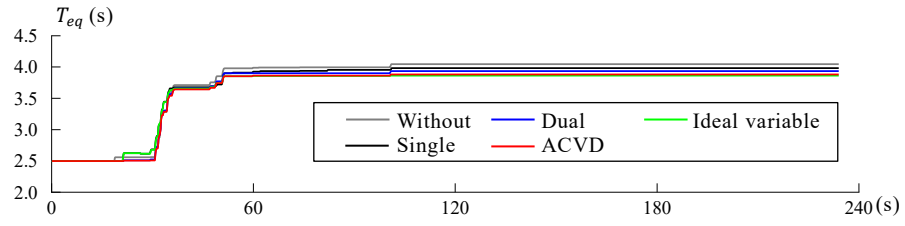
図 4.4.8 TMD の減衰要素の最大減衰力

図 4.4.9～図 4.4.11 において、各入力地震動に対する(a)建物の等価 1 次固有周期、(b)頂部応答変位、および(c)ACVD TMD の制御状況の時刻歴を示す。等価 1 次固有周期の時刻歴をみると、いずれのケースも地震動の主要動部分において初期固有周期 2.5 秒から 4 秒程度まで、およそ 1.6 倍の周期変動を生じていることが確認できる。

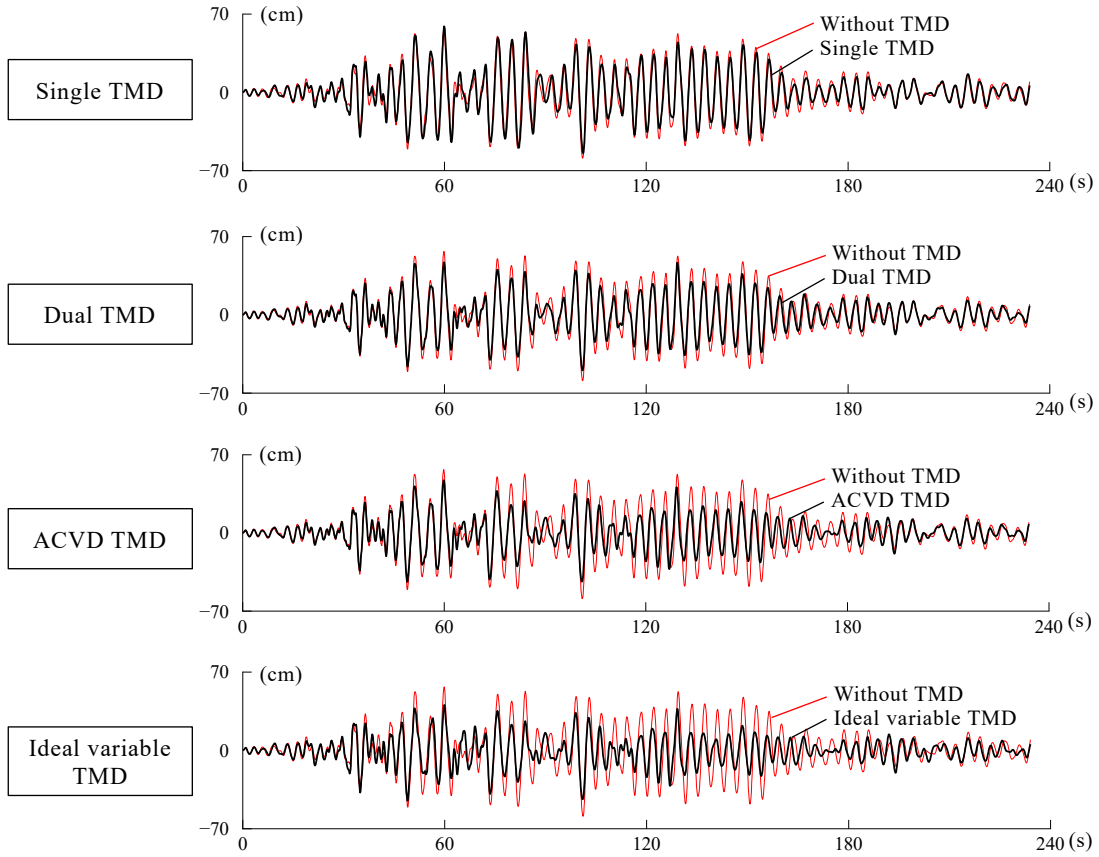
図 4.4.9(b)の八戸 EW 位相における頂部変位の時刻歴をみると、時刻 60 秒以降の長周期化した領域においても、ACVD TMD は変位応答を大きく抑制できている。図 4.4.9(c)に示す ACVD TMD の制御状況をみると、60 秒～180 秒までの範囲において減衰係数が小さい長周期側の TMD 設定が主に選択されており、建物の長周期化に対応して想定通りの制御がなされていることが確認できる。

図 4.4.10(b)の神戸 NS 位相における頂部変位の時刻歴をみると、時刻 15 秒付近の最初の大きな振幅では、どの TMD も応答を抑制できていない。一方、その後の応答には差異が現れており、TMD 無しで最大応答を記録する 25 秒付近の応答を、Single TMD 以外のケースでは抑制できている。すなわち、建物の周期変動に配慮した TMD は、最初のパルス的な入力に効果は無いが、建物が塑性化した後における共振的な応答を抑制できることが確認された。非常に短い時間で建物が大きな周期変動を起こすという、セミアクティブ制御にとって即応性が要求される厳しいケースであるが、図 4.4.10(c)の ACVD TMD の制御状況をみると、長周期化後速やかに TMD 設定の変更が行われていることが分かる。

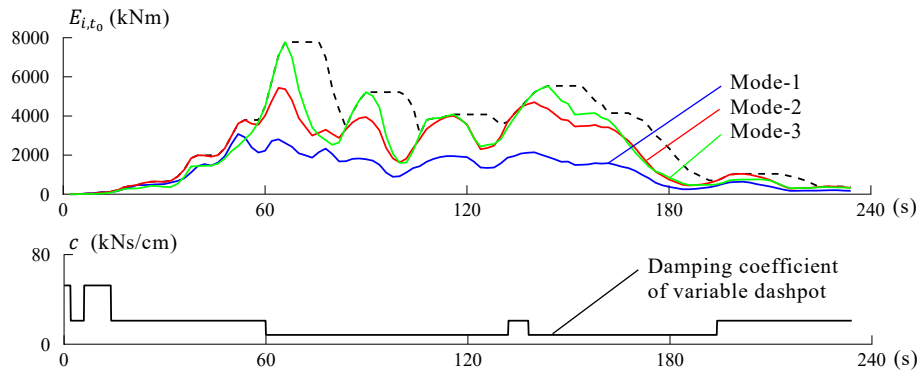
また、図 4.4.11(b)の臨海位相の結果でも、ACVD TMD は長周期化後の 80 秒付近に表れる共振的な応答を抑制できている、Ideal variable TMD に近い効果を発揮している。



(a) 主系の等価 1 次固有周期の時刻歴

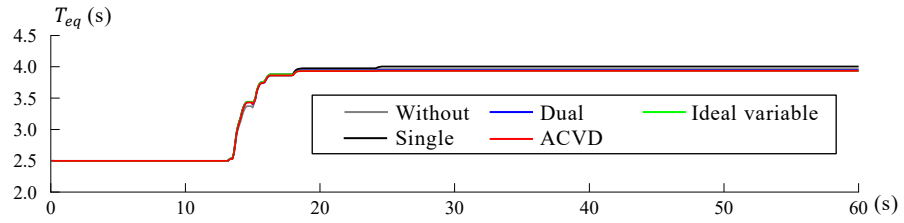


(b) 主系の頂部変位の時刻歴

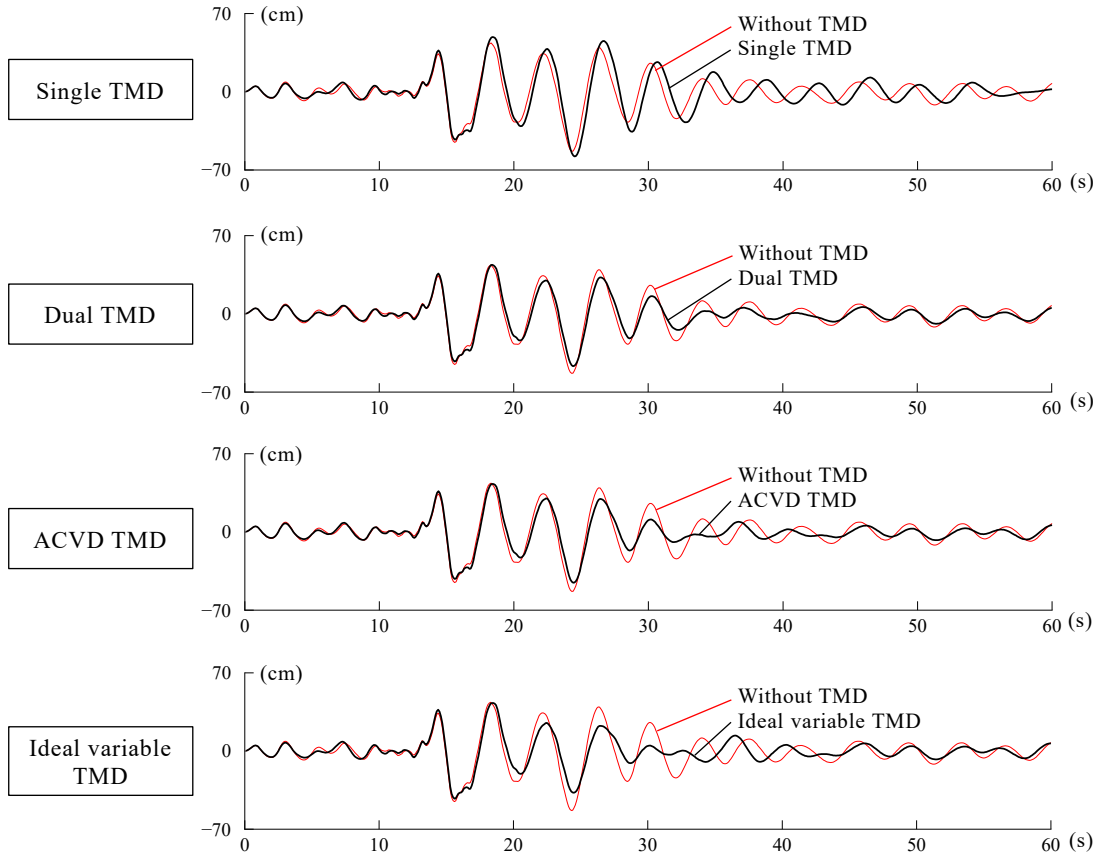


(c) ACVD TMD の制御状況

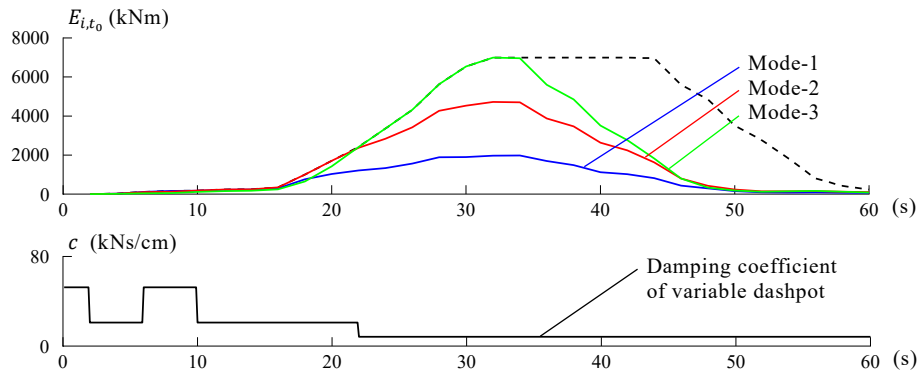
図 4.4.9 告示波 (八戸 EW 位相)



(a) 主系の等価1次固有周期の時刻歴

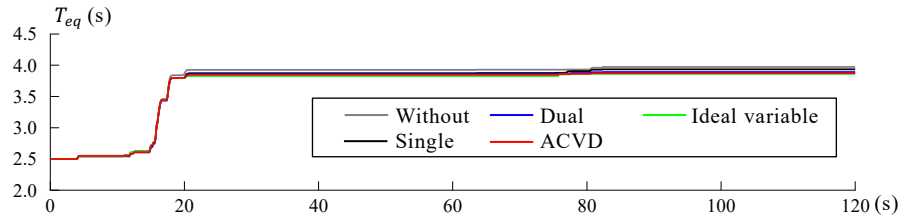


(b) 主系の頂部変位の時刻歴

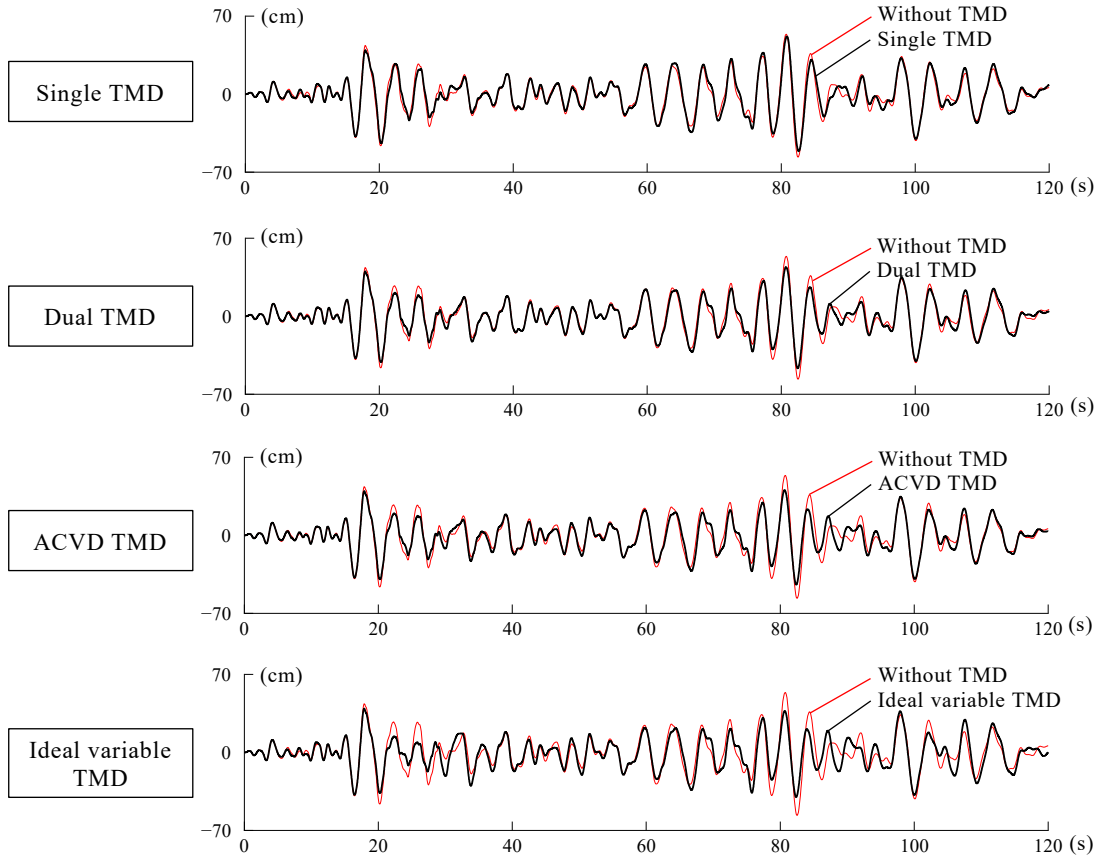


(c) ACVD TMD の制御状況

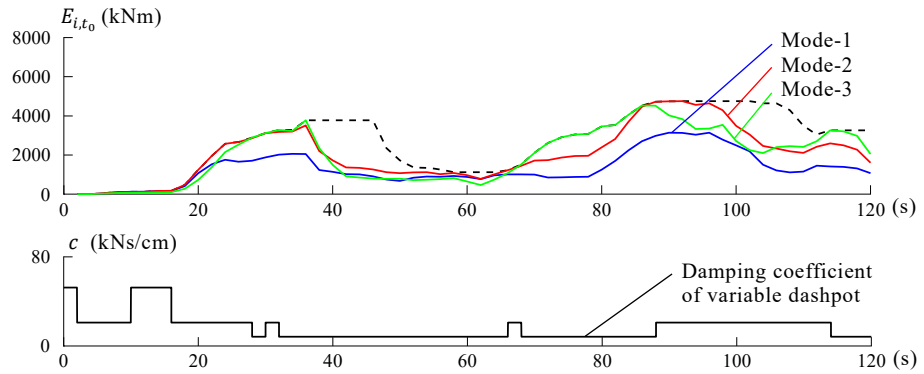
図 4.4.10 告示波 (神戸 NS 位相)



(a) 主系の等価 1 次固有周期の時刻歴



(b) 主系の頂部変位の時刻歴



(c) ACVD TMD の制御状況

図 4.4.11 告示波 (臨海位相)

4.5 地震応答解析を用いたパラメータスタディ

4.5.1 解析モデルと検討ケース

前節では、現在の超高層建物の設計波として用いられている告示波を入力地震動とし、質量比 0.05 の TMD に絞って地震応答解析結果を分析した。一方、RC 造の建物に設置した TMD による制震効果は、TMD の質量比や建物の塑性化（長周期化）の程度、入力地震動のスペクトル特性に大きな影響を受ける。本節では、これらのパラメータを変えた際の TMD による応答低減効果を比較することによって ACVD TMD の制震効果を把握する。

検討では前節と同じ建物モデルを用い、TMD の質量比は 0.02、0.05、および 0.10 の 3 ケースを考慮する。表 4.5.1 に各 TMD の設定を示す。質量比 0.05 の設定は、前節の検討で用いた設定と同じである。Dual TMD の減衰定数は、3.4 節の検討結果を参考に、応答ストロークが過大にならない範囲となるように質量比に応じて設定した。ACVD TMD の制御パラメータ (W_L , W_D , W_B) や、Ideal variable TMD の制御方法は前節で用いたものと完全に同じとしている。

表 4.5.1 TMD の設定

TMD type		$\mu=0.02$	$\mu=0.05$	$\mu=0.10$
Single		$T_0 = 2.5 \text{ s}$ に同調 $h = h_{opt}$	$T_0 = 2.5 \text{ s}$ に同調 $h = h_{opt}$	$T_0 = 2.5 \text{ s}$ に同調 $h = h_{opt}$
Dual	TMD-1	$T_0 = 2.5 \text{ s}$ に同調 $h = 3h_{opt}$	$T_0 = 2.5 \text{ s}$ に同調 $h = 2h_{opt}$	$T_0 = 2.5 \text{ s}$ に同調 $h = 1h_{opt}$
	TMD-2	$T = 1.66T_0$ に同調 $h = 3h_{opt}$	$T = 1.66T_0$ に同調 $h = 2h_{opt}$	$T = 1.66T_0$ に同調 $h = 1h_{opt}$
ACVD		$\eta_t = 1.66$ として設計 ($\lambda = 0.54$) 3 段階の切替式	$\eta_t = 1.66$ として設計 ($\lambda = 0.50$) 3 段階の切替式	$\eta_t = 1.66$ として設計 ($\lambda = 0.44$) 3 段階の切替式
Ideal variable		$T = T_{eq}$ に同調 $h = h_{opt}$	$T = T_{eq}$ に同調 $h = h_{opt}$	$T = T_{eq}$ に同調 $h = h_{opt}$

4.5.2 入力地震動

検討に用いる入力地震動の一覧を表 4.5.2 に示す。告示波は 4.4 節で用いた波形とし、振幅に 1.5 倍までの倍率をかけて使用する。長周期地震動は 2016 年に国土交通省より通知された「超高層建築物等における南海トラフ沿いの巨大地震による長周期地震動への対策について（技術的助言）」で提示された地震動より、地域の異なる 3 波を選定した。既往観測

波は、過去の大地震において国内で観測された強震記録から特徴の異なる3波を選定した。長周期地震動、および既往観測波については、告示波×1.5倍入力時と主系頂部の応答変位が同程度となるまで振幅に倍率をかけて入力し、建物の塑性化の程度とTMDによる制震効果の関係を把握する。

表 4.5.2 検討用入力地震動一覧

分類	名称	入力倍率	出典
告示波	告示波（八戸）	0.1～1.5	1968年十勝沖地震・八戸EW位相
	告示波（神戸）	0.1～1.5	1995年兵庫県南部地震・JMA神戸NS位相
	告示波（臨海）	0.1～1.5	臨海部模擬地震動
長周期地震動	KA1	0.2～3.0	国交省・長周期地震動・関東地域
	CH3	0.1～2.0	国交省・長周期地震動・中京地域
	OS3	0.1～1.5	国交省・長周期地震動・大阪地域
既往観測波	HAC1968NS	0.2～3.0	1968年十勝沖地震・八戸NS ^[10]
	OTE2011NS	0.2～4.0	2011年東北地方太平洋沖地震・大手町NS ^[13]
	TAK1995NS	0.1～1.0	1995年兵庫県南部地震・JR鷹取NS ^[11]

長周期地震動および既往観測波の加速度時刻歴を図4.5.1に示す。検討では、建物頂部の最大応答変位と、建物頂部の変位のRMS値を評価に用いる。前節と同様にRMS値の取得範囲は、地動加速度二乗和の累積値が総和の1%に達した時間から99%に達する時間とした。

長周期地震動の速度応答スペクトルを図4.5.2(a)～(c)に示す。KA1は建物が塑性化した後の周期帯域である4秒以上で強い成分を持つのに対し、CH3は周期4秒以下において強い成分を持つという、相反する特徴を有している。OS3は全周期帯域において、概ね告示基盤波と同程度の速度応答スペクトルを有する。

既往観測波の速度応答スペクトルを図4.5.2(d)～(f)に示す。HAC1968NSは、海溝型地震において震源近くで観測された地震動であり、建物の初期固有周期である2.5秒付近にピークを有する。OTE2011NSは、海溝型地震においてやや震源から離れた位置で観測された長周期地震動であり、2.5秒を超える領域においては概ね同程度の成分を有している。TAK1995NSは、内陸地殻内地震によるパルス的な地震動であり、周期1秒から2秒の間で強い成分を有する。また、周期3秒を超える範囲では減衰付加による応答低減効果がほとんど見られないという特徴が確認できる。

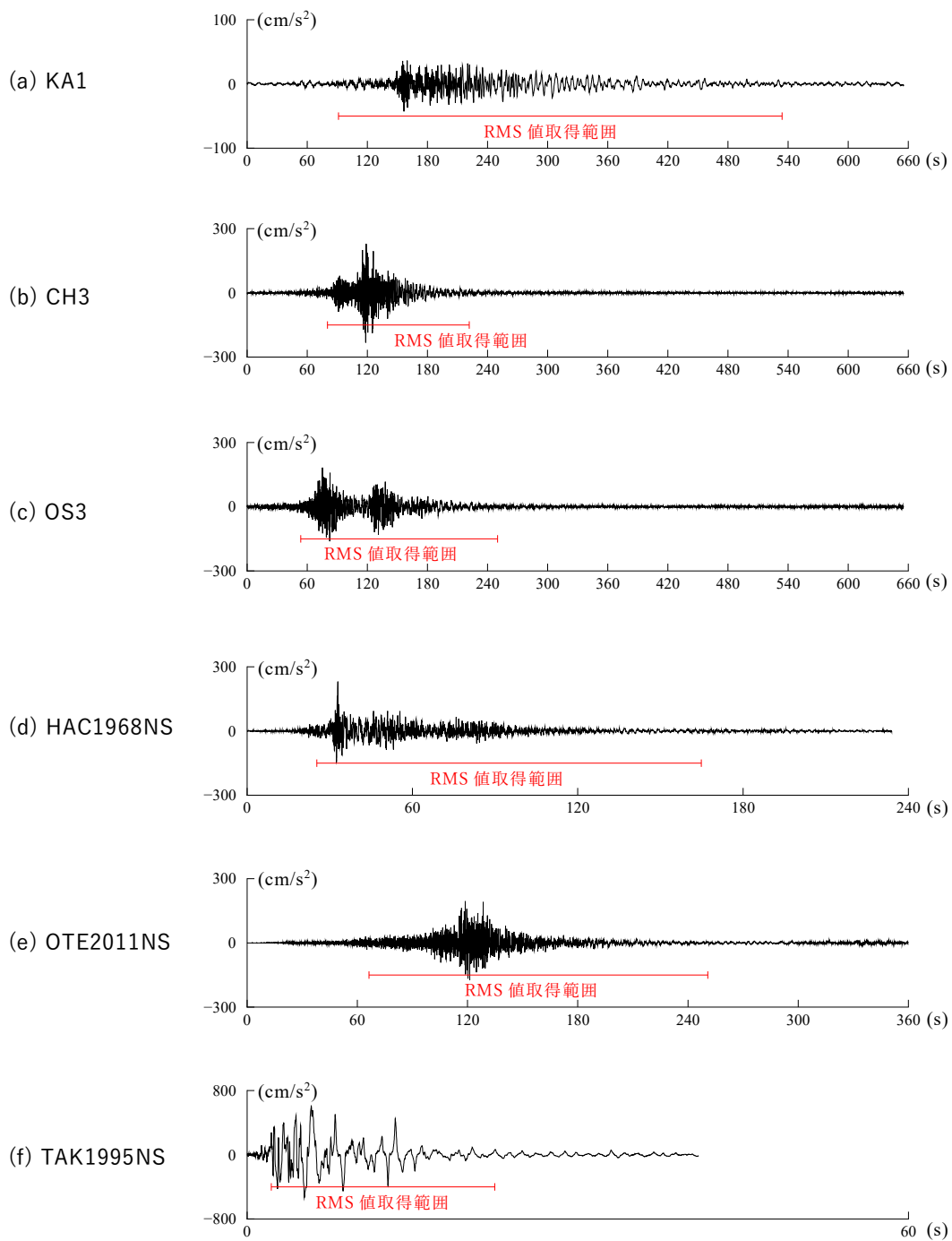


図 4.5.1 検討用入力地震動の加速度時刻歴

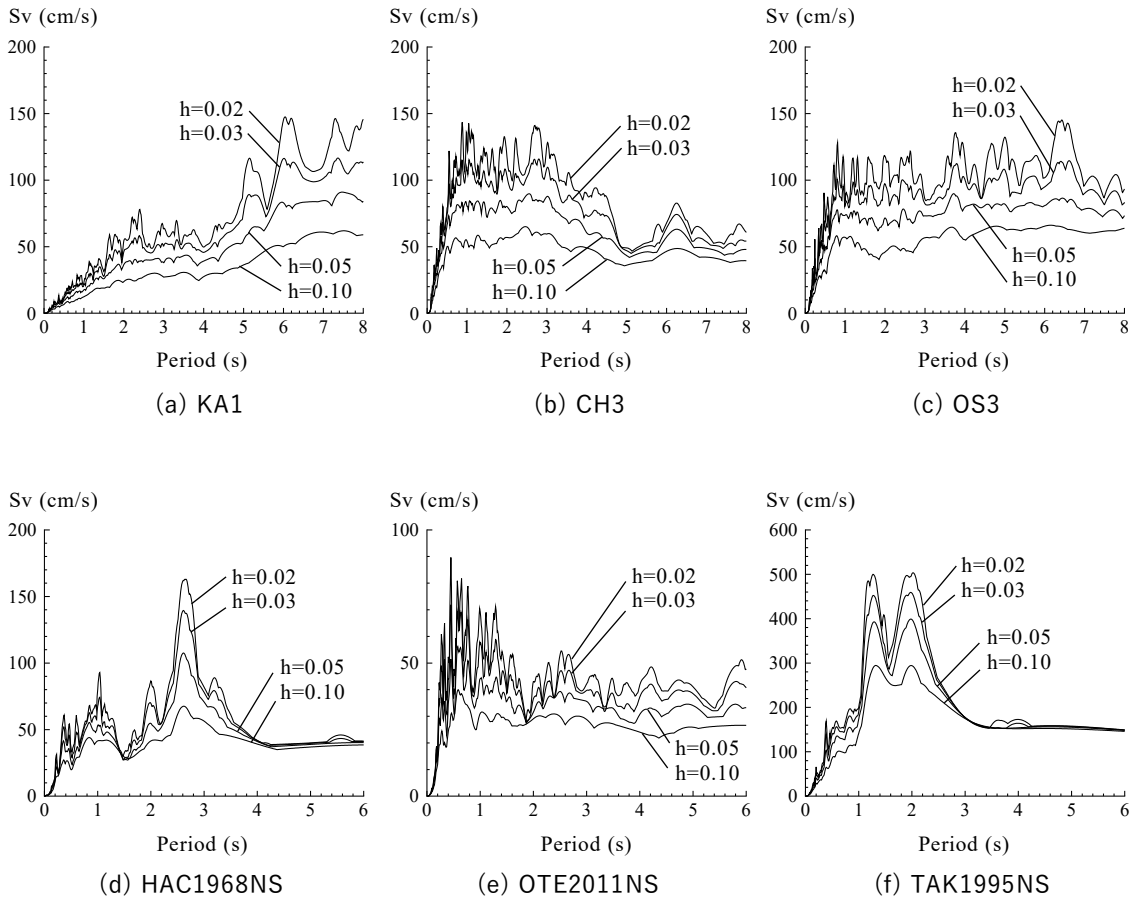


図 4.5.2 入力地震動の速度応答スペクトル

4.5.3 解析結果とその考察

(1) TMD 無しの場合の応答と等価固有周期

以降の検討では、TMD を設置した場合の建物頂部の応答を、TMD 無しの場合の建物頂部の応答で基準化することで、各 TMD による制震効果を評価する。図 4.5.3 に基準となる TMD 無しの場合の建物頂部の応答（変位の最大値および RMS 値）を示す。図中には代表的な振幅倍率における、解析終了時の等価固有周期 T_{eq} を併せて示している。各入力地震動の最も大きい倍率における等価固有周期は 4.27 秒～4.83 秒であり、初期固有周期 2.5 秒に対して 1.7 倍～1.9 倍程度まで長周期化する入力条件となっている。等価固有周期は頂部変位の振幅レベルに概ね対応しているが、例外的に TAK1995NS では振幅レベルに比して周期が長くなっている。これは、TAK1995NS では 2 次モードが卓越する応答となり、モードの節にあたる第 23 層の近傍で大きな層間変形が生じ、当該層の割線剛性が非常に小さくなることに起因する。

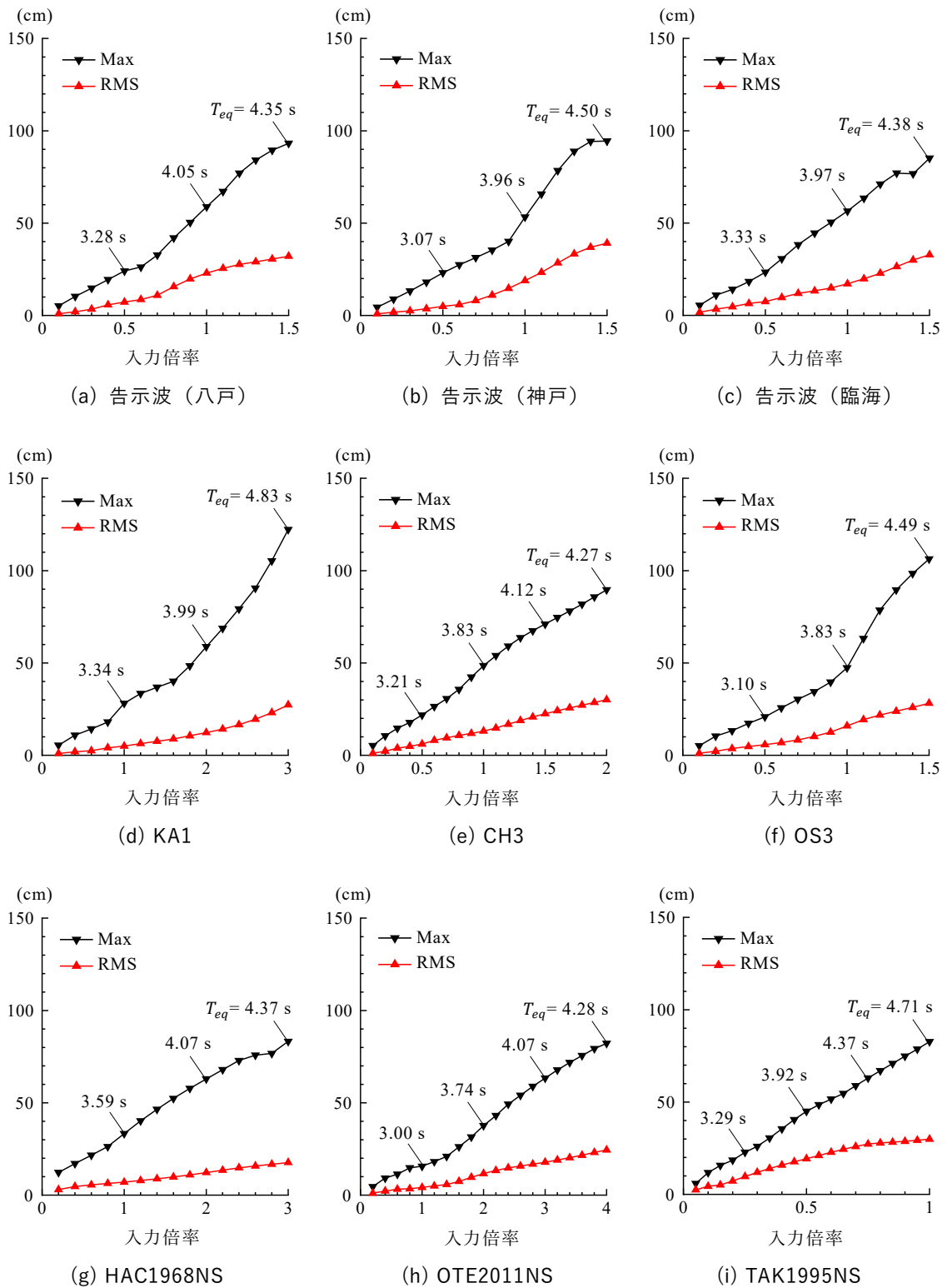


図 4.5.3 頂部変位の最大値と RMS 値 (Without TMD)

(2) TMD による最大応答の低減効果

図 4.5.4～図 4.5.12 に TMD 無しの場合の応答で基準化した建物頂部の最大応答変位を示す。質量比と制震効果の関係に着目すると、入力波によって多少のばらつきは存在するものの、全体として質量比が大きい方が応答低減効果は大きくなることが確認できる。

TMD 種別と制震効果の関係に着目すると、Single TMD は入力非常に小さい範囲では Ideal variable TMD とともに最も良好な制震効果を示す。しかし、入力が大きくなり建物の塑性化が進行するにしたがって制震効果が劣化している。入力波によっては TMD 無しの応答を大きく超える結果となっており、RC 建物の制震装置として初期固有周期に合わせた Single TMD を設置するのは適切でないことが分かる。Dual TMD は入力倍率が大きい範囲で Single TMD よりも応答を抑制できている。また、Single TMD のように TMD 無しの応答を大きく超える状況は生じておらず、周期変動する対象に対して一定の制震効果を有していると捉えることができる。ACVD TMD は全体的に Dual TMD を上回る制震効果を示している。ACVD TMD の設計法と制御法は、ホワイトノイズ地動に対する 1 自由度の主系の平均応答を最小化させるという観点から構築されたものであるが、地震動入力を想定した多自由度の弾塑性系においても、最大応答の抑制に効果を示すことが確認された。なお、Ideal variable TMD は一部 TMD 無しの応答を上回る箇所が見られるものの、全体としては全ケースの中で最も良好な制震効果を示している。

次に、入力波毎の制震効果に着目する。告示波（神戸位相）では入力倍率が小さい範囲では各 TMD による効果がほとんど無いのに対し、入力倍率が大きい範囲では Single TMD 以外で効果が表れている。これは、塑性化が進行しない状況では、最初のパルス的な入力で最大応答が決まるのに対し、塑性化が進行した状況では地震動の後半で最大応答が記録されるためである。また、主要動継続時間が比較的長い、長周期地震動 3 波（KA1, CH3, OS3）および OTE2011NS では、Single TMD 以外の設置により大きく応答が抑制されるのに対し、パルス的な入力である TAK1995NS ではほとんど効果がみられない。また、初期固有周期に共振的な入力である HAC1968NS では、TMD 無しの場合と比較すると応答は抑制されるものの、TMD 種別による差異が小さい。これらの傾向は、塑性化後（長周期化後）の等価固有周期に対する共振的な入力の有無によるものと考えられる。

本検討では、多様なスペクトル特性を有する計 9 波の入力地震動に対して、TMD による最大応答の抑制効果を比較したが、地震動の入力レベルによらず ACVD TMD は Ideal variable TMD に近い効果を示しており、ACVD TMD の機構と提案した制御法は、建物の耐震安全性の向上に有効であることを確認することができた。

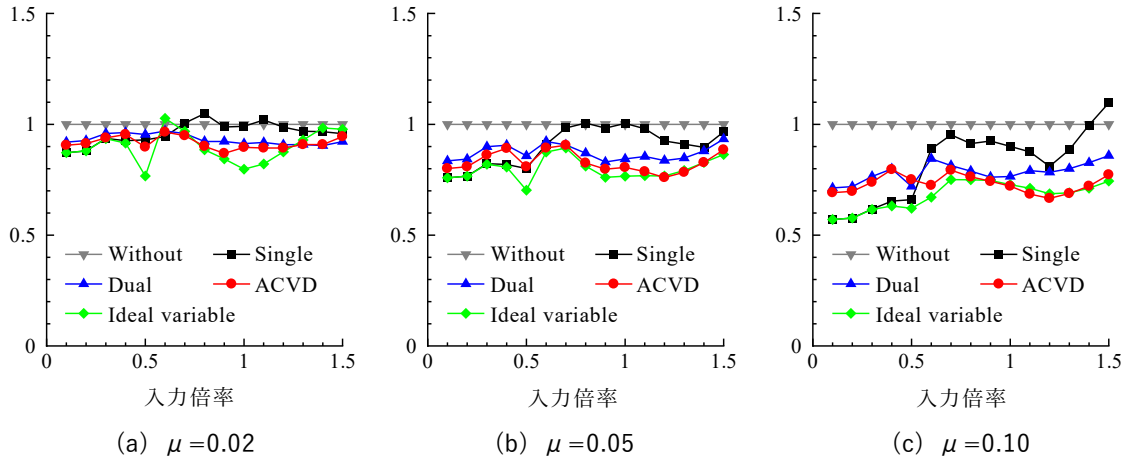


図 4.5.4 頂部変位の最大値の比 (告示波 (八戸))

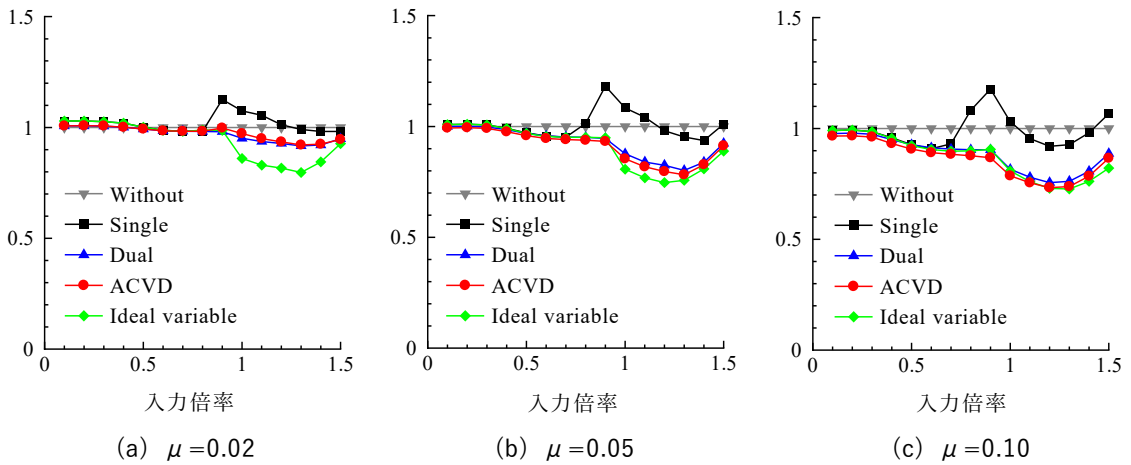


図 4.5.5 頂部変位の最大値の比 (告示波 (神戸))

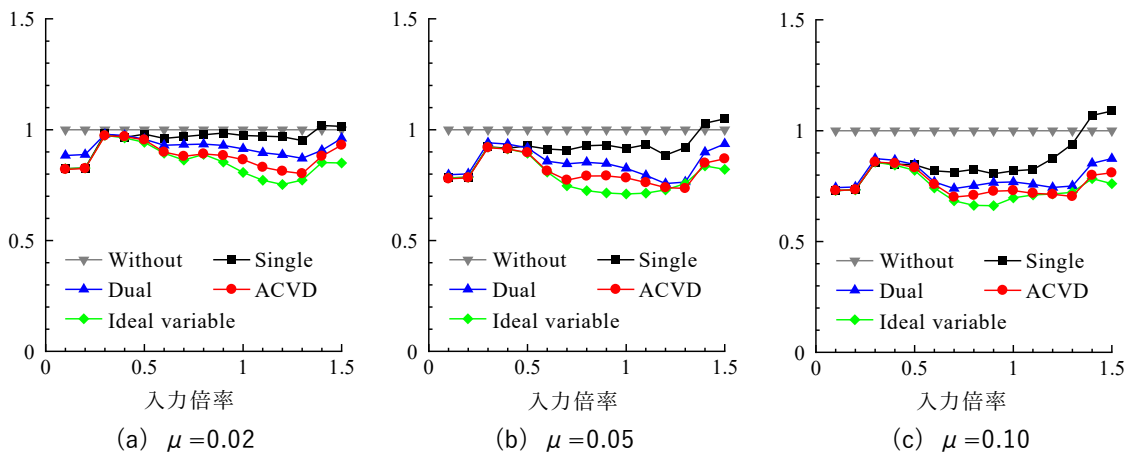


図 4.5.6 頂部変位の最大値の比 (告示波 (臨海))

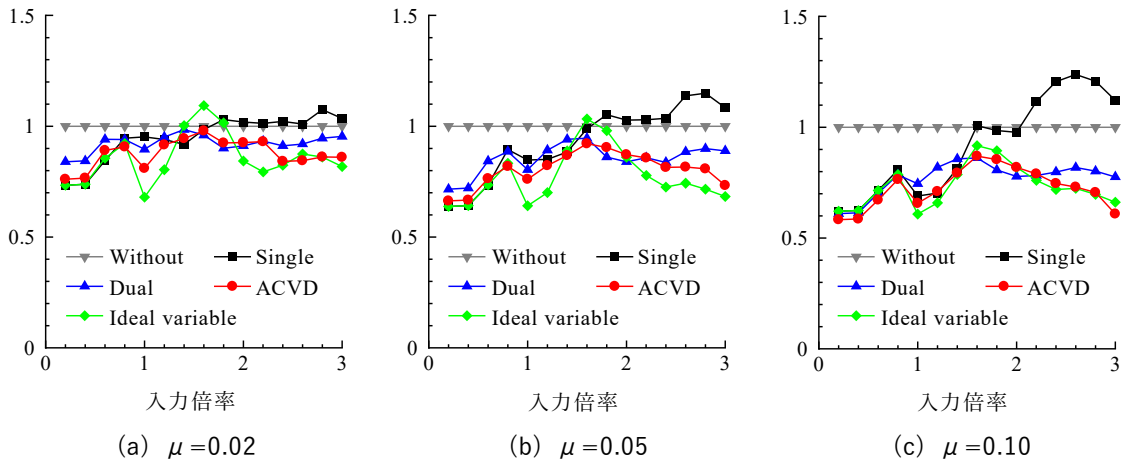


図 4.5.7 頂部変位の最大値の比 (KA1)

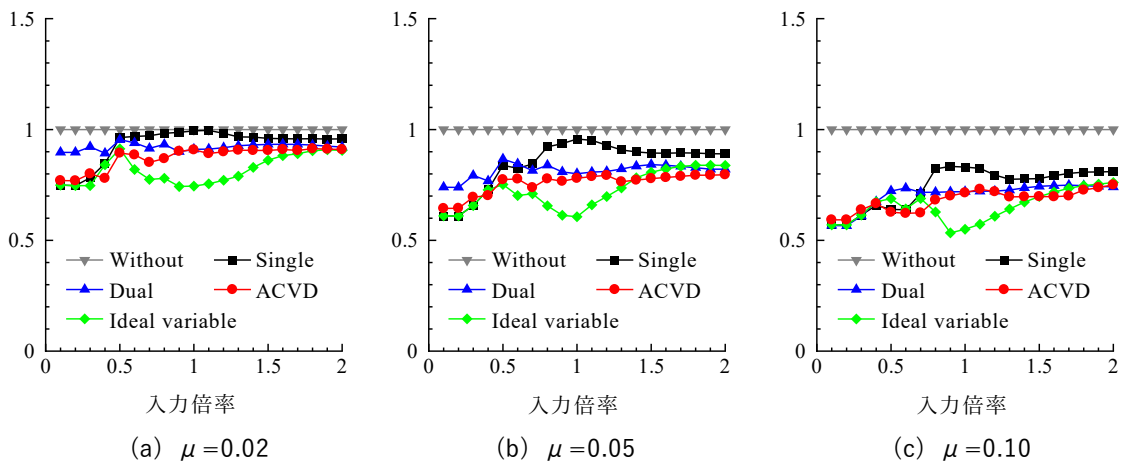


図 4.5.8 頂部変位の最大値の比 (CH3)

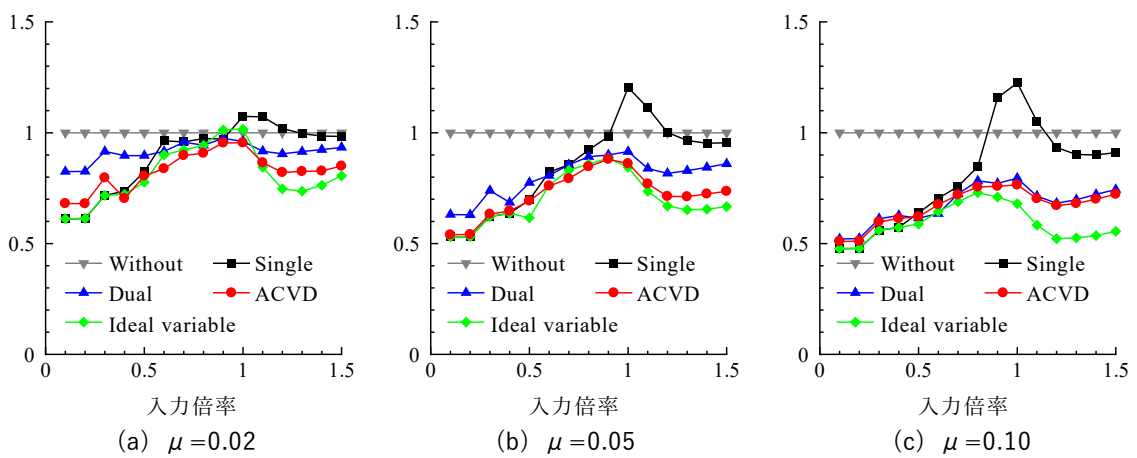


図 4.5.9 頂部変位の最大値の比 (OS3)

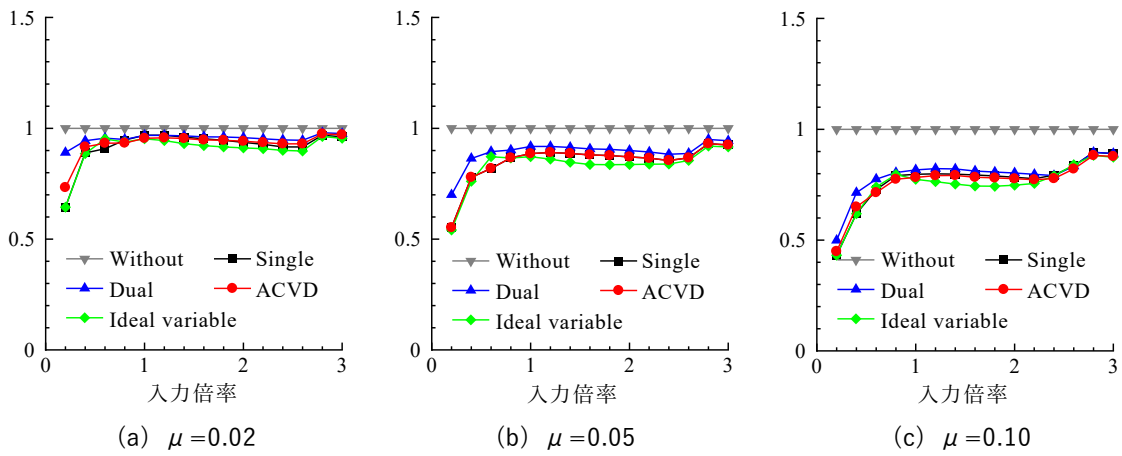


図 4.5.10 頂部変位の最大値の比 (HAC1968NS)

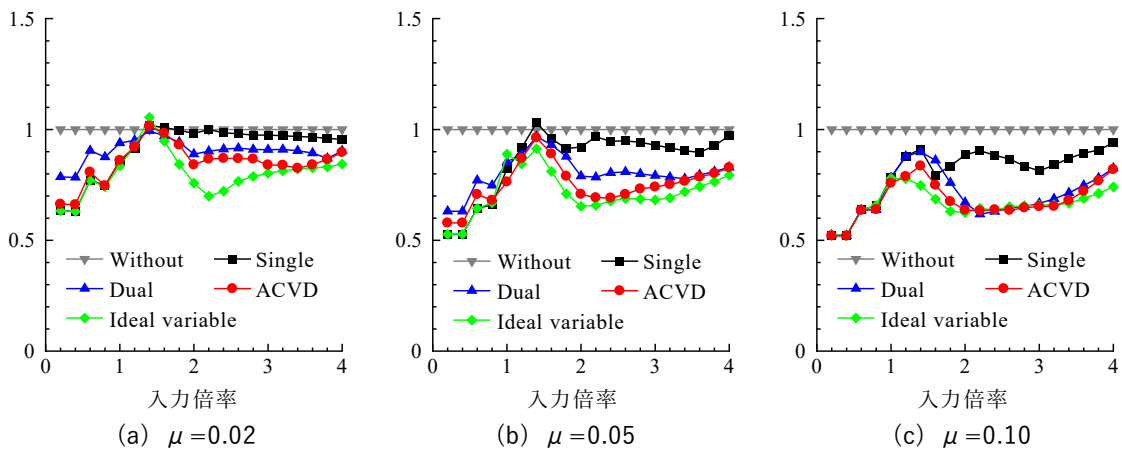


図 4.5.11 頂部変位の最大値の比 (OTE2011NS)

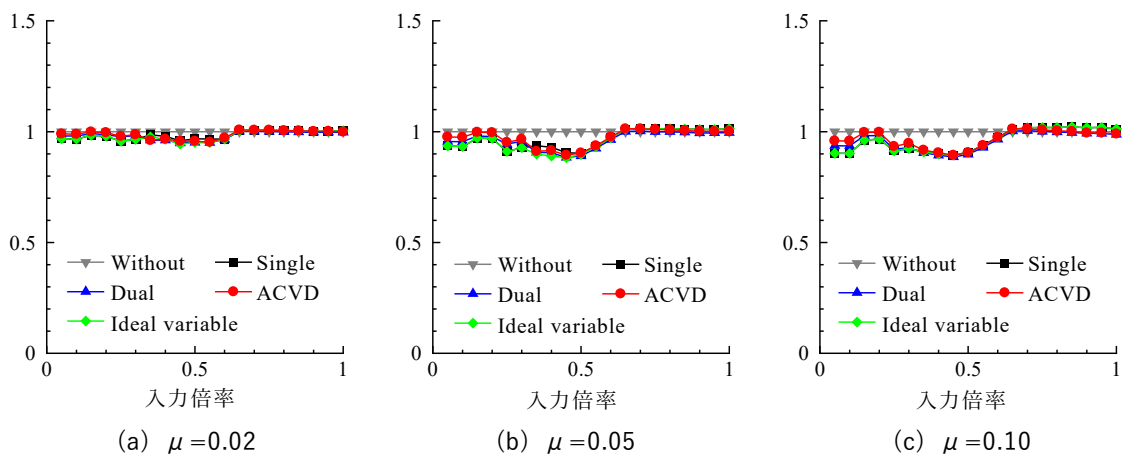


図 4.5.12 頂部変位の最大値の比 (TAK1995NS)

(3) TMD による RMS 値の低減効果

図 4.5.13～図 4.5.21 に TMD 無しの場合の応答で基準化した建物頂部の応答変位の RMS 値を示す。入力地震動ごとの制震効果の傾向は先に示した最大応答の結果と類似しているが、瞬間的な最大値を捉えるのと違い、ある程度の長さの時間帯の平均的な応答を評価しているため、TMD 種別による制震効果の差がより明確に結果に表れている。

頂部変位の RMS 値において、全体的に良好な制震効果を示しているのは Ideal variable TMD であるが、ACVD TMD もそれに近い効果を示している。Ideal variable TMD の制震効果は、周期適応型 TMD の投入質量あたりの限界に近いと捉えられるが、Ideal variable TMD が実建物では不可能な理想的な制御を行っていることを考えると、ACVD TMD が優れた制震効果を有することを確認することができる。

最大応答の場合と同じく、ACVD TMD による制震効果は主要動継続時間が長い地震動で顕著であり、このような地震動に対しては振幅レベルによらず、建物利用者が体感する長時間にわたる揺れを抑制し、不安感の低減や居住性の向上に寄与できることが確認された。

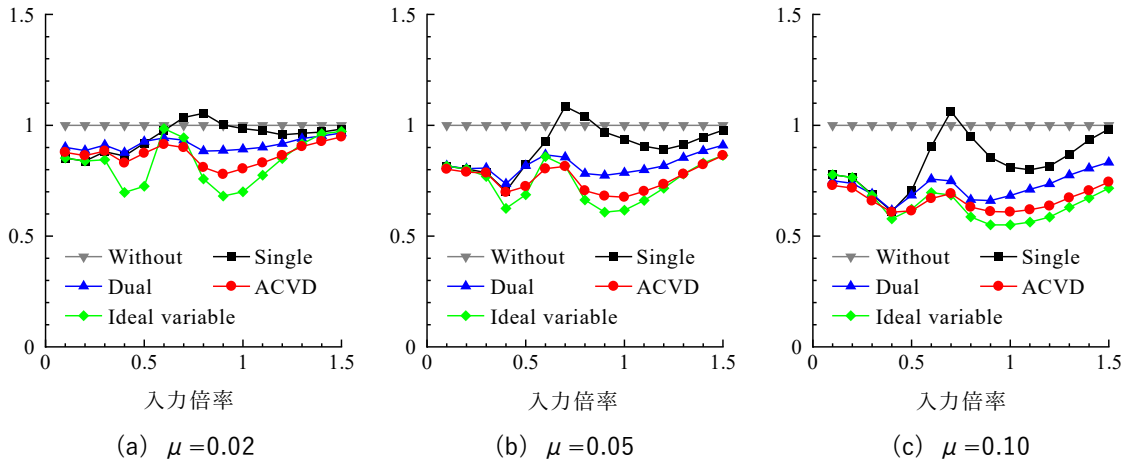


図 4.5.13 頂部変位の RMS 値の比 (告示波 (八戸))

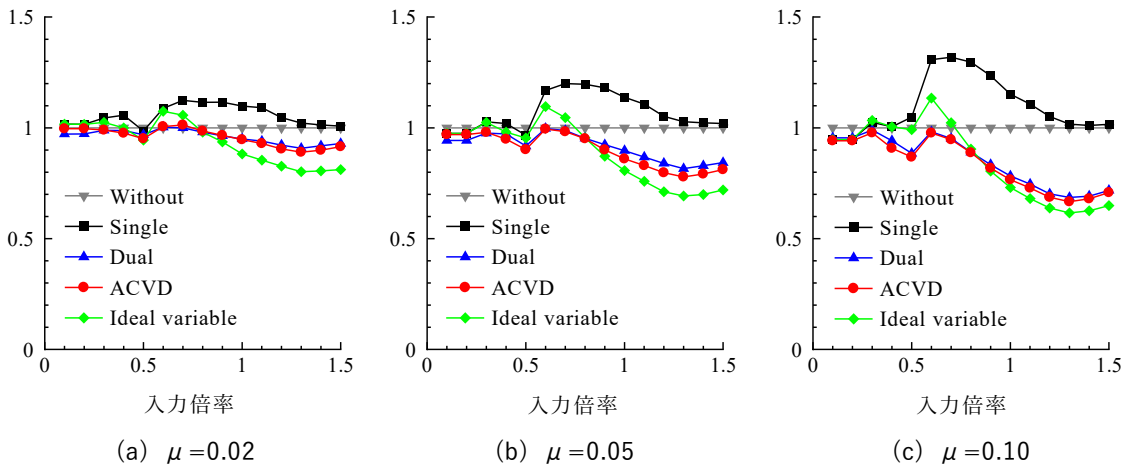


図 4.5.14 頂部変位の RMS 値の比 (告示波 (神戸))

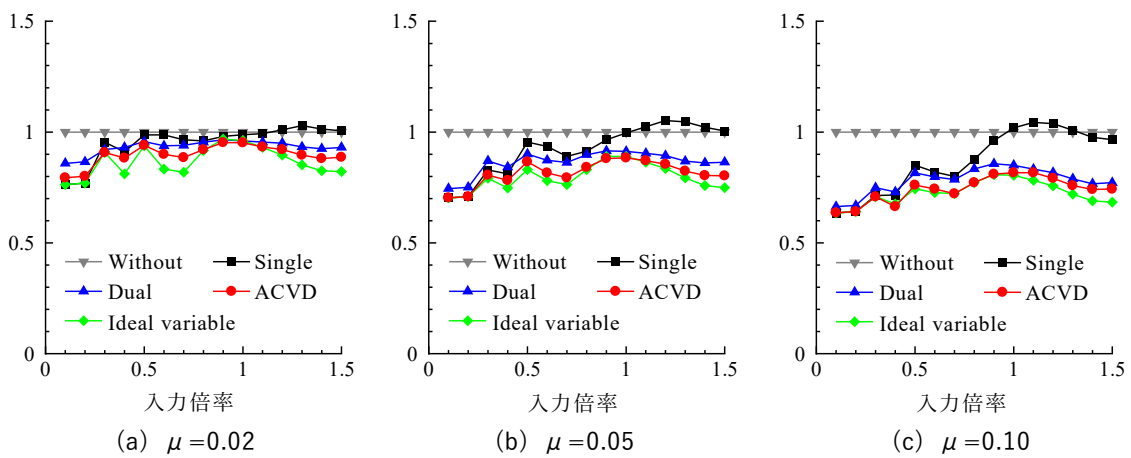


図 4.5.15 頂部変位の RMS 値の比 (告示波 (臨海))

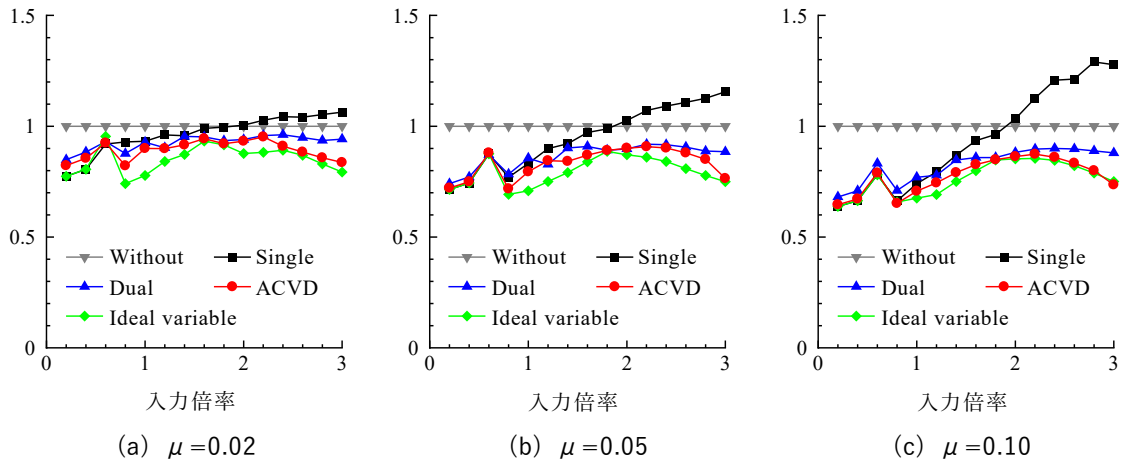


図 4.5.16 頂部変位の RMS 値の比 (KA1)

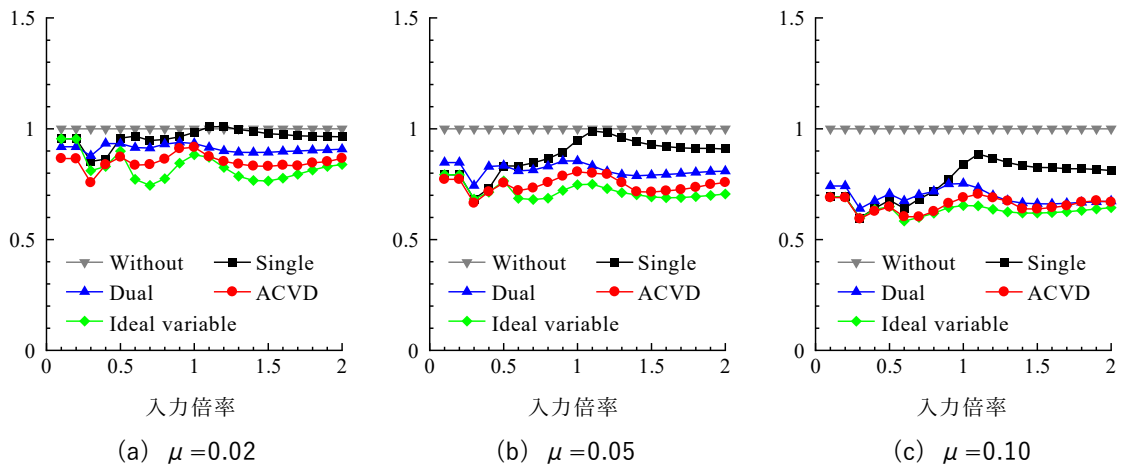


図 4.5.17 頂部変位の RMS 値の比 (CH3)

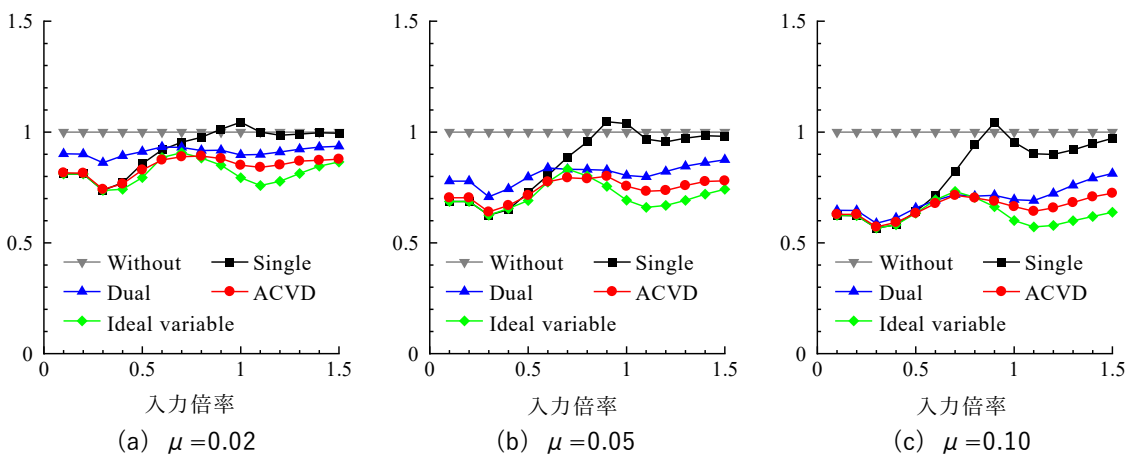


図 4.5.18 頂部変位の RMS 値の比 (OS3)

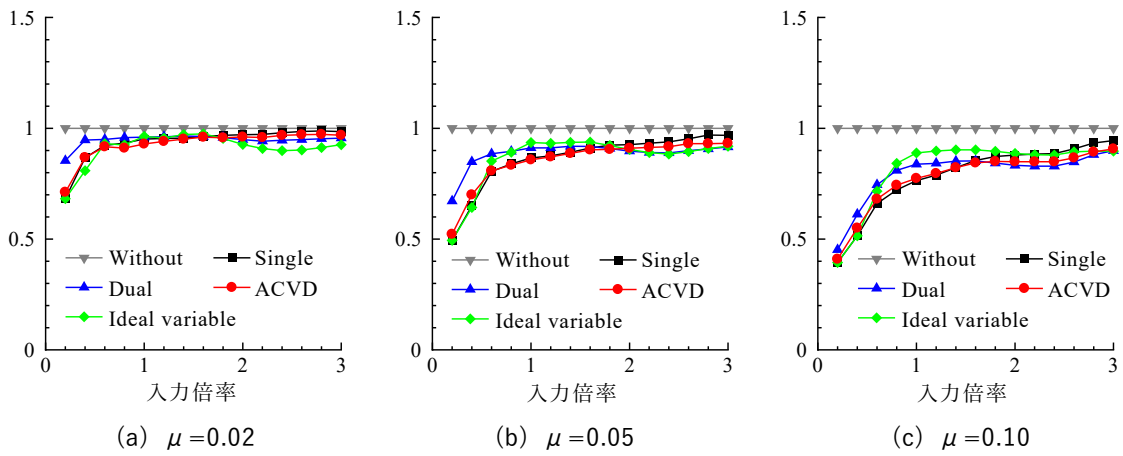


図 4.5.19 頂部変位の RMS 値の比 (HAC1968NS)

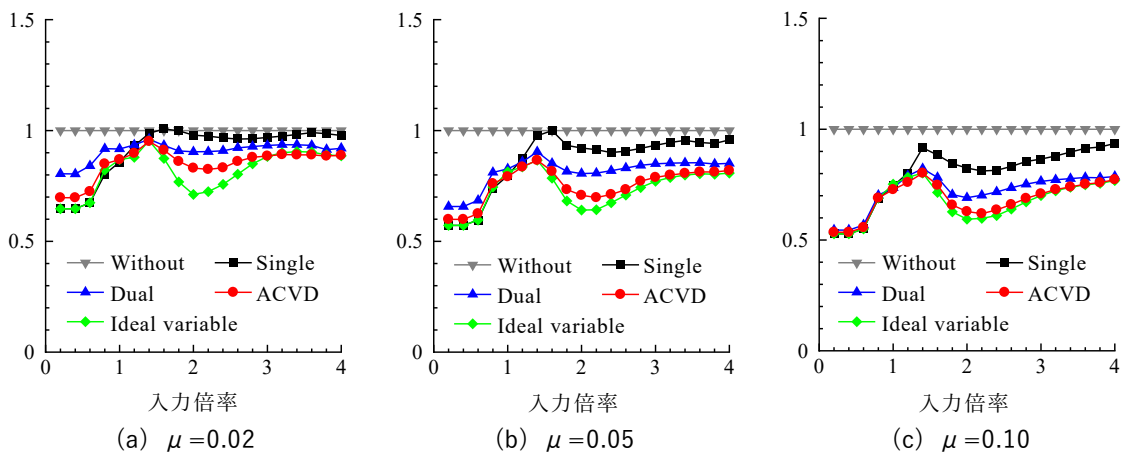


図 4.5.20 頂部変位の RMS 値の比 (OTE2011NS)

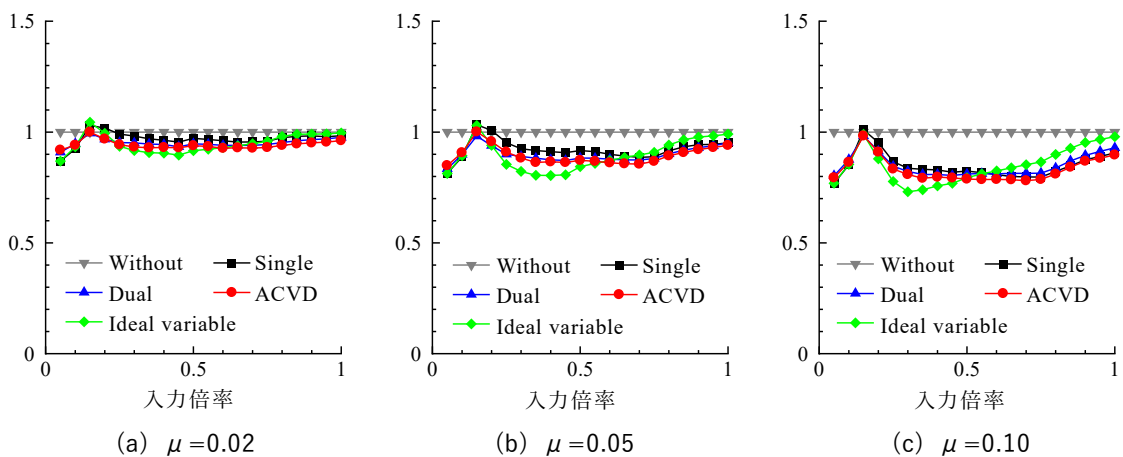


図 4.5.21 頂部変位の RMS 値の比 (TAK1995NS)

(4) TMD の最大応答ストローク

図 4.5.22～図 4.5.30 に TMD の最大応答ストロークを示す。

Single TMD は、入力が大きいつきは主系が塑性化して同調ずれを起こすため、他の TMD と比較すると応答ストロークは小さい。

Dual TMD は、入力が大きいつきは長周期側の TMD (TMD-2) が同調するようになるため、長周期側の TMD だけの応答ストロークが大きくなる。Dual TMD では各質量比における最大応答ストロークは同程度となっているが、これは質量比を大きく設定することによるストローク低減効果を、減衰定数を小さく設定することによるストローク増大効果が相殺しているためである。最大応答ストロークが 200cm を超える TMD は、装置の設置スペースや支持機構の構築の観点から設計難易度が高いため、表 4.5.1 で設定した Dual TMD の質量比と減衰定数の関係は、ある程度妥当なものであると考えられる。

ACVD TMD の最大応答ストロークは Dual TMD と同程度、またはそれ以下となっている。Dual TMD は錘質量の全てを同調させられないのに対して、ACVD TMD は錘質量を有効に利用し、より質量比の大きい TMD として作用させることができる。先に示した主系の応答低減効果の検討結果と合わせると、地震動入力に対して ACVD TMD は Dual TMD よりも小さい応答ストロークで、より大きな制震効果を得られることが確認された。なお、結果の提示は省略するが、ACVD TMD では入力レベルが小さいときは短周期側の TMD 設定が選択されるため 1 段目の応答ストローク δ_1 が大きくなるのに対し、入力が大きくなると長周期側の TMD 設定が選択されるため 2 段目の応答ストローク δ_2 が大きくなることを確認している。

Ideal variable TMD の最大応答ストロークは、全体的に ACVD TMD よりも大きい。これは、Ideal variable TMD の減衰定数が h_{opt} であるのに対し、ACVD TMD では設定された 3 段階全ての TMD 切替モードの等価減衰定数が h_{opt} 以上となるためである。Ideal variable TMD では質量比 2% の場合の応答ストロークが他の TMD タイプと比較して非常に大きくなっており、大地震対応とするためには減衰定数をより大きく設定する必要がある。

以上、TMD の応答ストロークと質量比の関係について入力レベルをパラメータとして考察した。大地震時における制震効果と、現実的に設計可能なストロークのバランスを考慮すると、ACVD TMD の有効質量比は少なくとも 5% 程度確保するのが適切と考えられる。今回検討に用いた建物条件では、質量比を 5% とすれば告示基盤波 $\times 1.0$ 倍を少し超える入力レベルでも 1.5m 程度の応答ストロークに収まる。本論文 5.1 節では、この条件で ACVD TMD の試設計を行い、実現可能性を確認する。

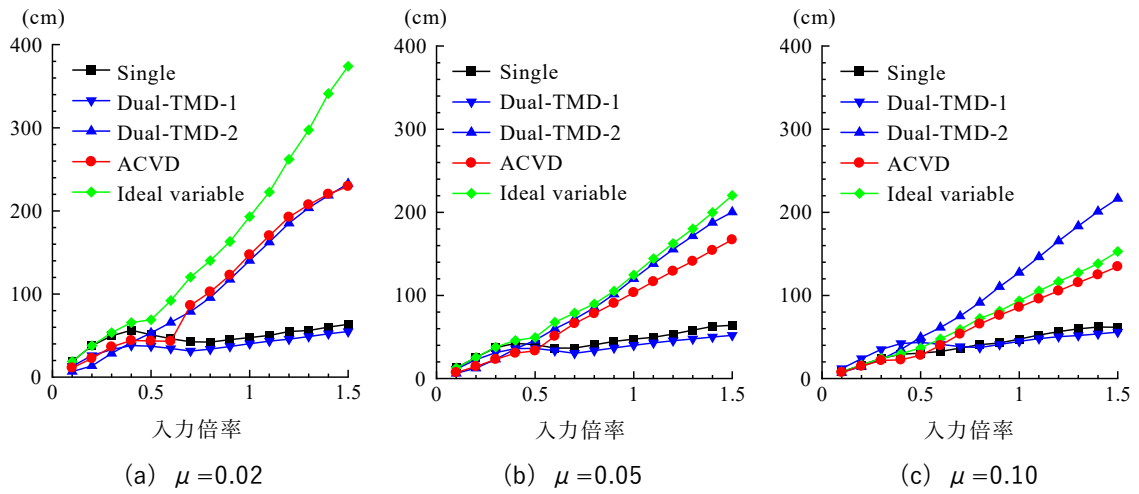


図 4.5.22 TMD の最大応答ストローク (告示波 (八戸))

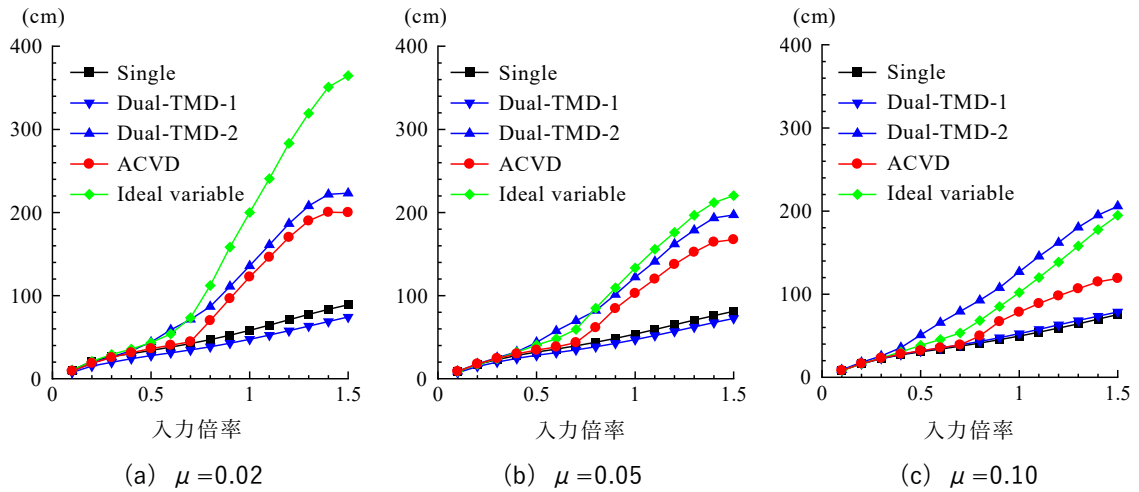


図 4.5.23 TMD の最大応答ストローク (告示波 (神戸))

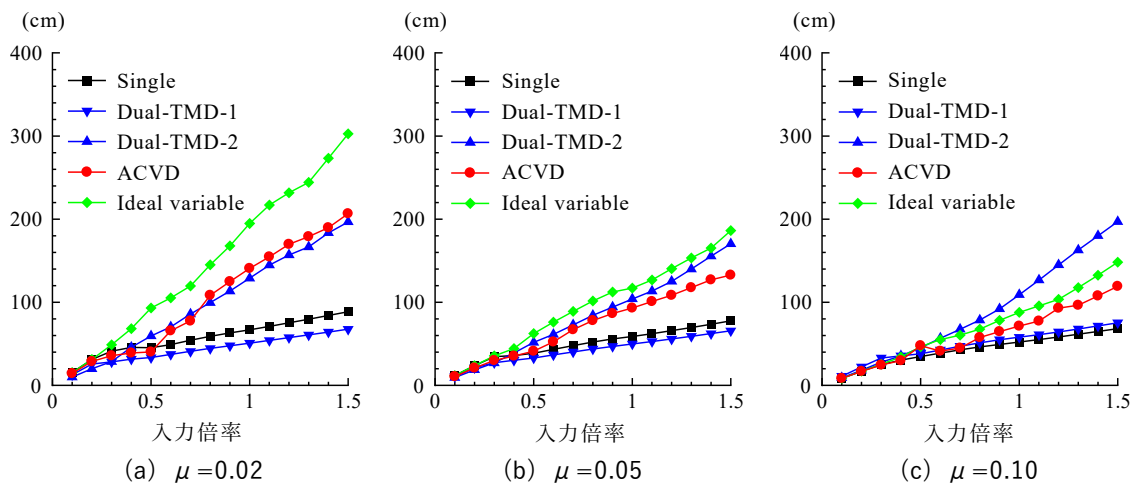


図 4.5.24 TMD の最大応答ストローク (告示波 (臨海))

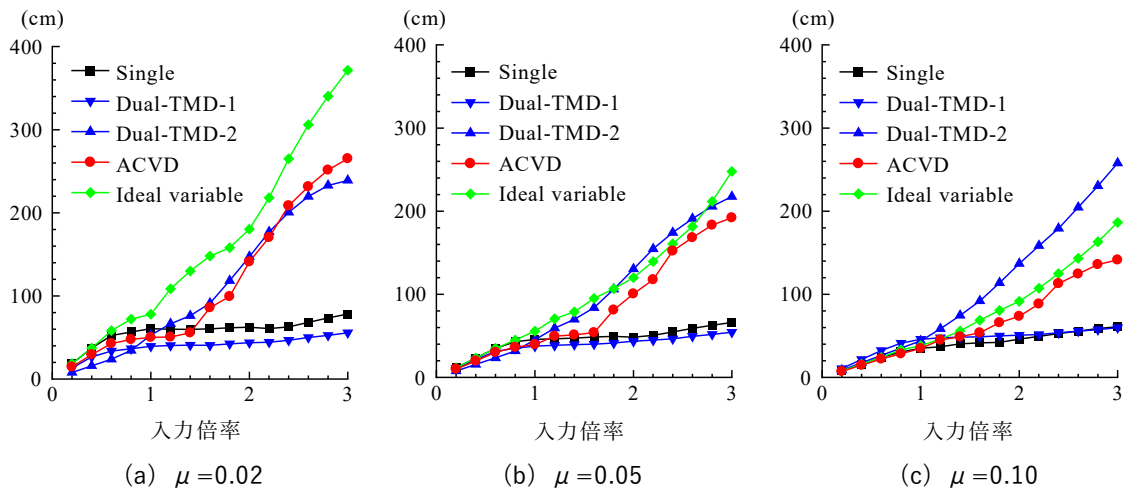


図 4.5.25 TMD の最大応答ストローク (KA1)

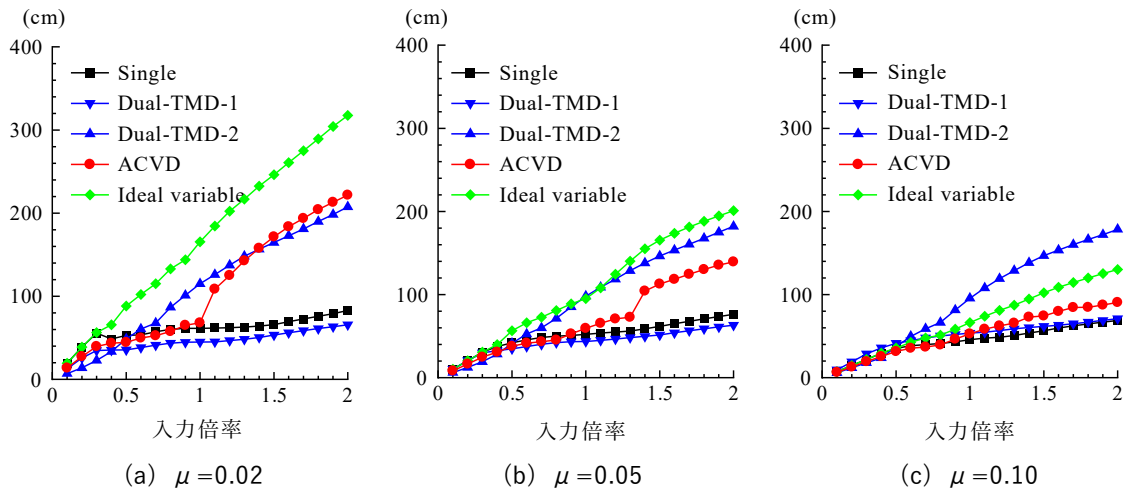


図 4.5.26 TMD の最大応答ストローク (CH3)

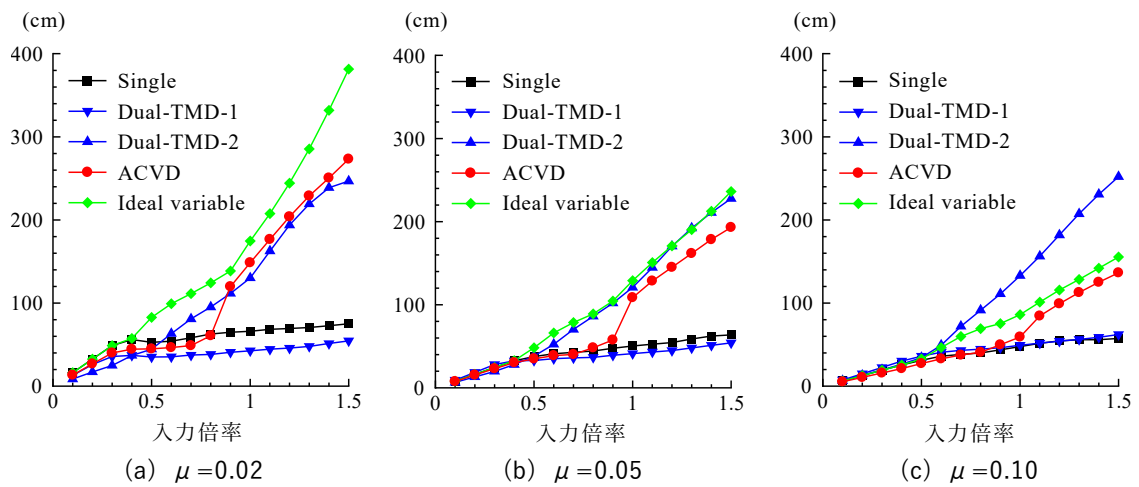


図 4.5.27 TMD の最大応答ストローク (OS3)

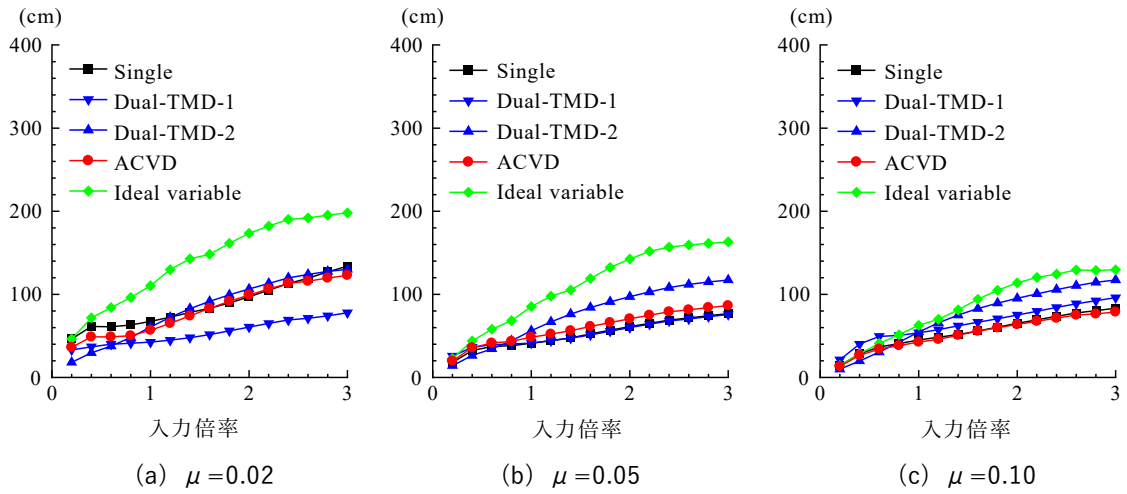


図 4.5.28 TMD の最大応答ストローク (HAC1968NS)

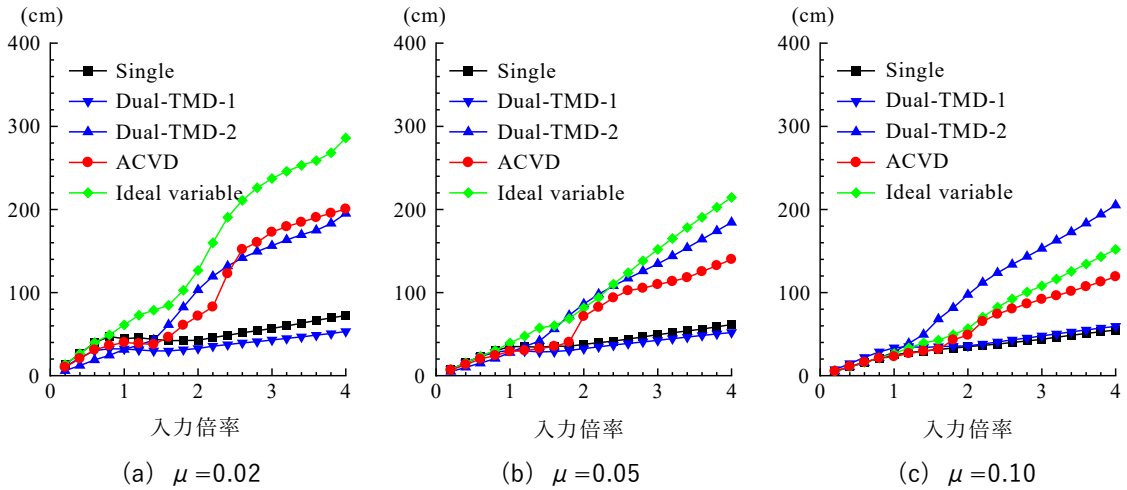


図 4.5.29 TMD の最大応答ストローク (OTE2011NS)

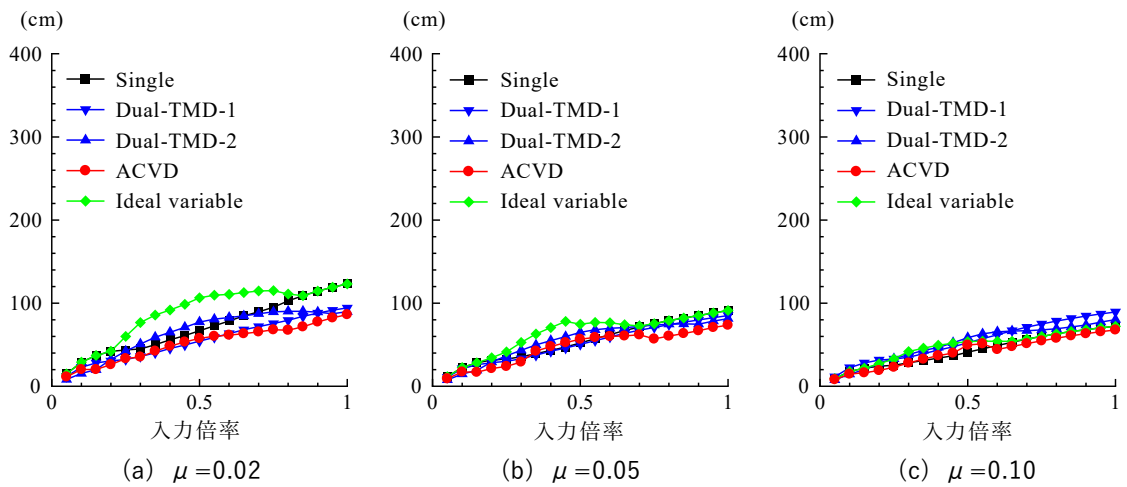


図 4.5.30 TMD の最大応答ストローク (TAK1995NS)

(5) 代表波の応答解析結果の分析

本項では、代表的な入力波として長周期地震動 OS3 を取り上げ、質量比 0.05 の ACVD TMD 設置時の応答を時刻歴上で確認する。入力レベルは 0.2 倍、0.6 倍、1.0 倍、および 1.5 倍とし、建物の塑性化の進行状況と TMD の制御状況の関係を把握し、それぞれの入力レベルに対して想定通りの制御が行われることを確認する。

図 4.5.31 に ACVD TMD 設置時の主系の等価固有周期の時刻歴（時刻 0 秒～300 秒）を示す。入力レベル 0.2 倍の場合、建物は弾性状態にとどまるが、0.6 倍、1.0 倍と入力レベルを増加させるとともに長周期化が進行し、1.5 倍入力時は初期固有周期の 1.7 倍程度まで等価固有周期が長くなる。

図 4.5.32 に各入力レベルにおける建物頂部変位の時刻歴を示す。建物が弾性状態の 0.2 倍入力時は、時刻 120 秒付近で最大応答を記録するが、塑性化が進行する 1.0 倍入力時や 1.5 倍入力時は時刻 180 秒を少し超えた時刻で最大応答を記録している。建物の塑性化状況が異なるいずれのケースにおいても、ACVD TMD は主系の最大応答を抑制できている。また、全時間帯の振幅を抑制できており、建物が長周期化した後も TMD が有効に機能していることが確認できる。

図 4.5.33 に ACVD TMD の制御状況を示す。建物が弾性状態である 0.2 倍入力時は全体的に短周期側の設定が選択されている。240 秒付近で一時的に長周期側の設定が選択されるが、主要動から離れた非共振的な振動状態であり、建物応答に与える影響はほとんどない。0.5 倍入力時は、短周期側の設定から中間の設定に移行する制御状況となっており、さらに 1.0 倍、1.5 倍と入力レベルが大きくなるにつれて長周期側の設定が早い段階で選択されるようになる。TMD の切り替えは、等価固有周期の変動から大きく遅れずになされており、各ケースにおいて想定通りの制御がなされていることが確認された。

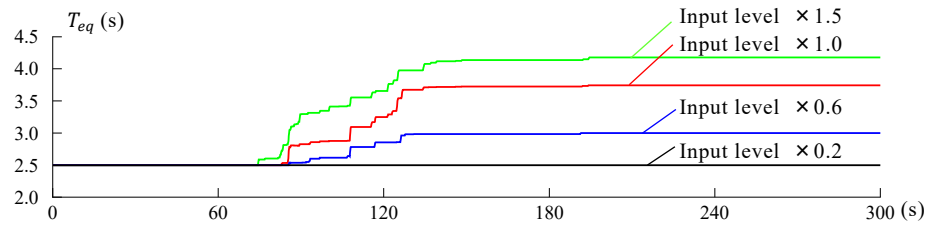


図 4.5.31 主系の等価 1 次固有周期の時刻歴 (OS3, ACVD TMD, $\mu=0.05$)

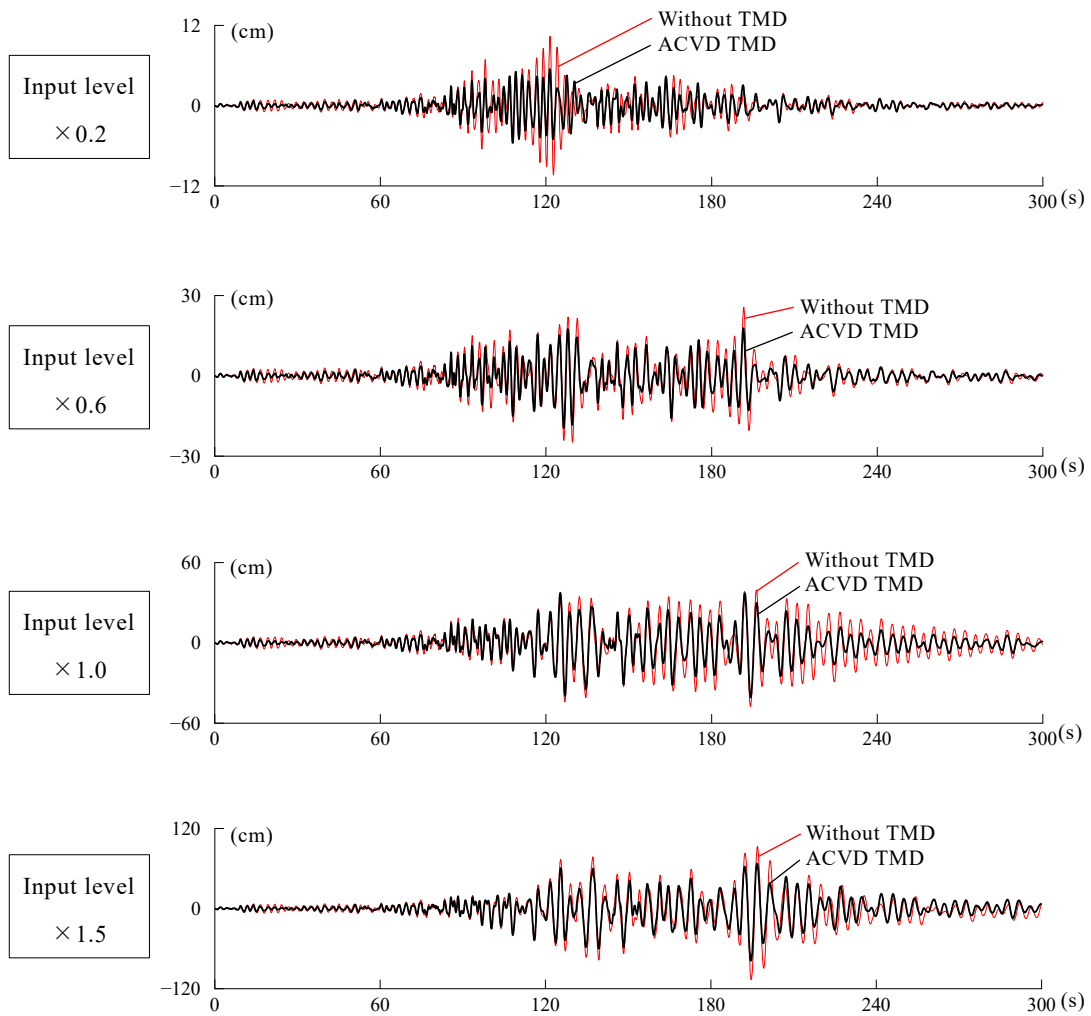


図 4.5.32 主系の頂部変位の時刻歴 (OS3, $\mu=0.05$)

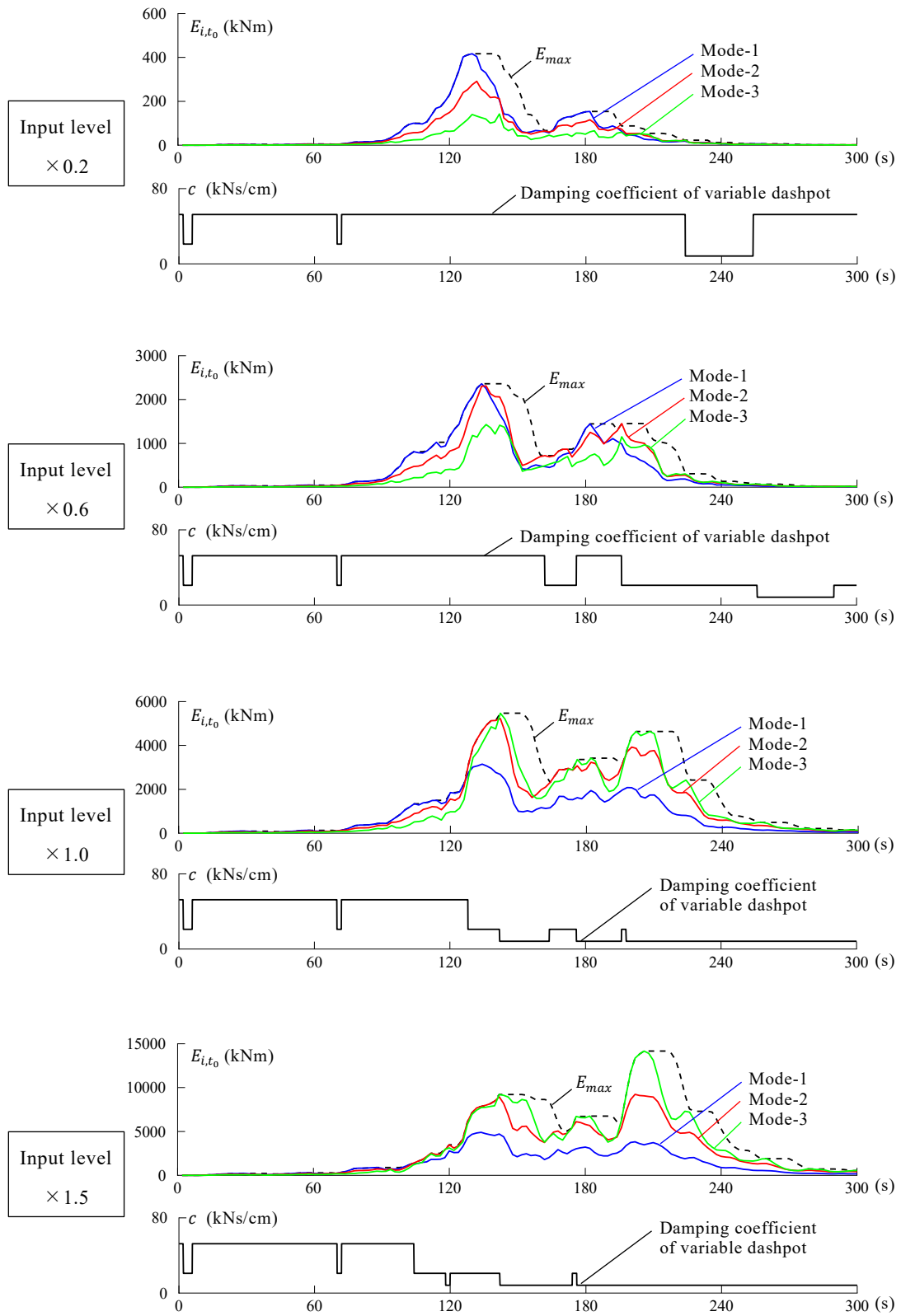


図 4.5.33 ACVD TMD の制御状況 (OS3, $\mu = 0.05$)

4.6 まとめ

本章では、エネルギー吸収効率を評価指標としたセミアクティブ TMD (ACVD TMD) の制御法を提案し、地震応答解析によってその妥当性を検証した。

剛性・減衰可変 TMD を対象として、既往研究において提案されている制御法の制震効果を確認した。入力の卓越振動数に合わせる制御法は狭帯域の外乱に対して有効であるが、地震動のようにある程度広い振動数帯域を有する外乱に対しては主系の固有振動数に同調させる制御法が適することを示した。

エネルギー吸収効率に基づく評価指標を用いた制御法を提案した。本制御法は制御に要する観測記録が TMD 設置位置の加速度情報だけであり実装が容易であるという特長がある。また、TMD の設定や地動のスペクトルピークによらず、安定的に適切な TMD 設定が見つげられることを、多数の時刻歴応答解析結果に基づいて確認した。また、解析窓を用いた制御アルゴリズムを示し、安定的な制御を行うためには初期固有周期の 8 倍程度の窓長を設定することが有効であることを示した。

ACVD TMD に、提案した制御法を組み合わせたシステムの制震効果を地震応答解析によって確認した。主系は RC 造の超高層建物を模した弾塑性多質点系とし、これに各種の TMD を設置した際の建物の応答、および TMD の応答ストロークを把握した。入力地震動は、告示波をはじめとして長周期地震動や既往観測波を用い、多様な特徴を有する入力、および微小振幅から大振幅までの入力レベルに対し、ACVD TMD の制震効果がパッシブ型の TMD (単一 TMD、二重 TMD) の制震効果を上回り、理想的な剛性・減衰可変 TMD に近いものであることを示した。

次章では、ACVD TMD の実大サイズの装置の試設計、および縮小試験体を用いた振動台実験について述べる。

5 章 試設計と縮小試験体による振動台実験

5.1 節では、減衰係数切替式適応 TMD (ACVD TMD) の実現可能性の検証を目的として、実大サイズの TMD ユニットの試設計し、必要とされる構成要素の基本特性を把握する。試設計は、4.4 節の地震応答解析を通して把握した、TMD ストローク、およびオイルダンパの減衰力に基づいて行う。ここでは TMD 装置 1 ユニットの構成を示し、各部の設計に用いるための応力の算定方法や、構成要素に求められる基本性能、および設計上の留意点について述べる。なお、実適用にあたっては、建物側との取り合いや、TMD を構成する部品の分割・搬入方法、また組立における精度管理など、各種の詳細な検討が必要とされるが、本論文ではこれら付随的な検討事項については省略し、現実的な部品の組み合わせで実大の ACVD TMD が設計可能であることを確認するに留める。

5.2 節では、振動台実験に用いる試験体の概要について述べる。振動台の加振能力の制限から試験体の錘は実機の約 1/10 の質量とするが、基本的な構成要素は実機と同様であり、平面二方向に地震応答波を入力した際の TMD の挙動を実験により確認することができる。また、制御に用いる加速度センサとコントローラ、および減衰係数切替型オイルダンパについても、その仕様と設計の概要を述べる。これらも実機と同様の製品で構成されており、センサの計測精度やコントローラの計算速度など解析だけでは把握することが困難な事項について、実験により検証することが可能である。減衰係数切替型オイルダンパに関しては単体での加力試験を別途行い、切替動作が十分速く行われることを確認するとともに、内部の油圧変動や抵抗力に異常が生じないことを確認する。

5.3 節では、振動台実験の結果を示す。まず、定常正弦波入力による共振試験を行い、オイルダンパの減衰係数の切り替えによって、TMD の共振周期を変えることができるという ACVD TMD の周期調整の原理を確認する。次に、地震応答波試験結果を示す。予めシミュレーション解析によって得た建物頂部における地震応答波を試験体に入力し、「加速度センサによる計測→コントローラによる制御判定→オイルダンパの減衰係数の切り替え」という一連の制御動作が想定通り行われることを確認する。振動台実験は二方向同時入力で行われ、各方向で適切な制御動作が行われていることが、実験結果とシミュレーション解析結果の比較によって確かめられる。

5.1 実大装置の試設計

5.1.1 基本仕様

試設計する ACVD TMD の基本仕様を表 5.1.1 に示す。初期固有周期 2.5 秒から 4 秒程度まで長周期化する RC 造の超高層建物に設置する、質量比 $\mu=0.05$ の TMD を想定している。1 ユニットあたりの錘質量を 407.9 ton (4000 kN) とし、剛性比 λ は 0.5 とした。必要とされる総錘質量は建物の全体質量によって変化するが、同様のユニットを複数設置することによって対応することができる。なお、ここでは錘以外の質量は十分小さいと仮定し、3.7 節で示した中間質量を考慮した設計パラメータの補正は行わない。

図 5.1.1(a)に ACVD TMD の基本的な力学モデルを示す。本試設計では、図 4.4.7 の地震応答解析結果を参考に、設計上の最大ストロークを $\delta_1=\pm 50\text{cm}$ 、 $\delta_2=\pm 100\text{cm}$ 、 $\delta_3=\pm 150\text{cm}$ と設定した。 $\delta_1=\pm 50\text{cm}$ に対しては 1 層の積層ゴムで対応可能であるが、 $\delta_2=\pm 100\text{cm}$ に対して 1 層の積層ゴムで対応するのは変形能力の関係上現実的ではない。そこで、図 5.1.1(b) に示すように、上部支持材を構成する復元力要素と減衰要素をそれぞれ 2 つに分割する。各要素は直列結合となるため、剛性および減衰係数はそれぞれ元の設計値の 2 倍の値に設定する必要がある。このとき、減衰要素の減衰係数を同時に同値に切り替えるよう制御するならば、これら 2 つのモデルは力学的に等価となる。

図 5.1.2 に試設計した TMD の全体構成を示す。錘は鋼製プレートを積層した構成としており、直下の錘受けフレームで支持する。積層ゴム間には曲げ戻し材として十分な剛性を有する中間フレームを配しており、変形時に積層ゴムが傾斜することを防止する。装置の平面サイズを過大にせず、かつ最大変形時における部材間の干渉を避けるため、積層ゴムとオイルダンパは別の構面に配置している。

表 5.1.1 試設計で想定する 1 ユニット当たりの TMD の仕様

項目	仕様値
錘質量 (重量)	407.9 ton (4000 kN)
剛性	1 層目 : $k=2450$ kN/m 2 層目 : $k'=1225$ kN/m
減衰係数	$c_1=2876$ kNs/m $c_2=1153$ kNs/m $c_3=462$ kNs/m
最大ストローク	1 層目(δ_1) : ± 50 cm 2 層目(δ_2) : ± 100 cm 錘位置(δ_3) : ± 150 cm

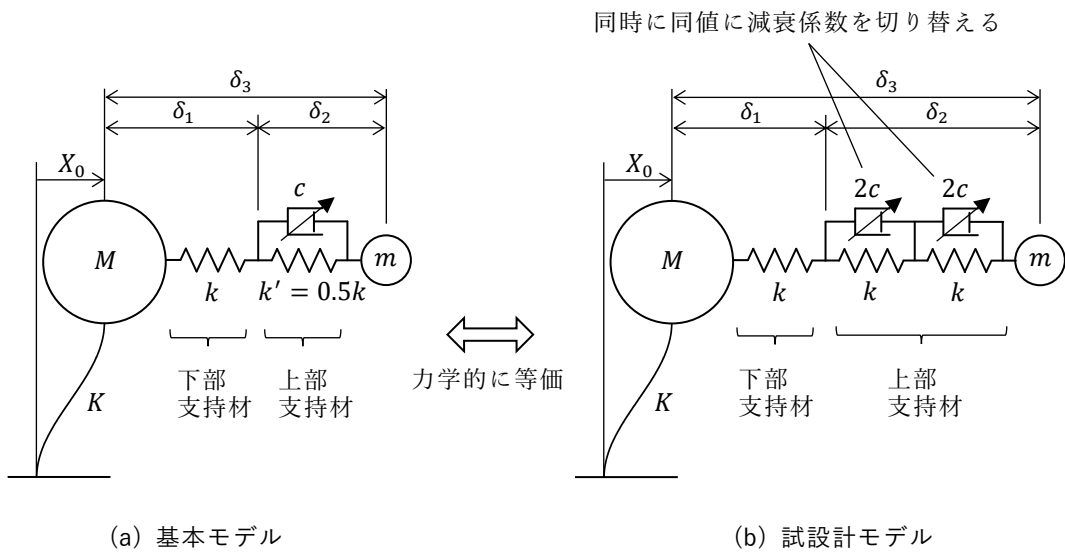


図 5.1.1 ACVD TMD の力学モデル

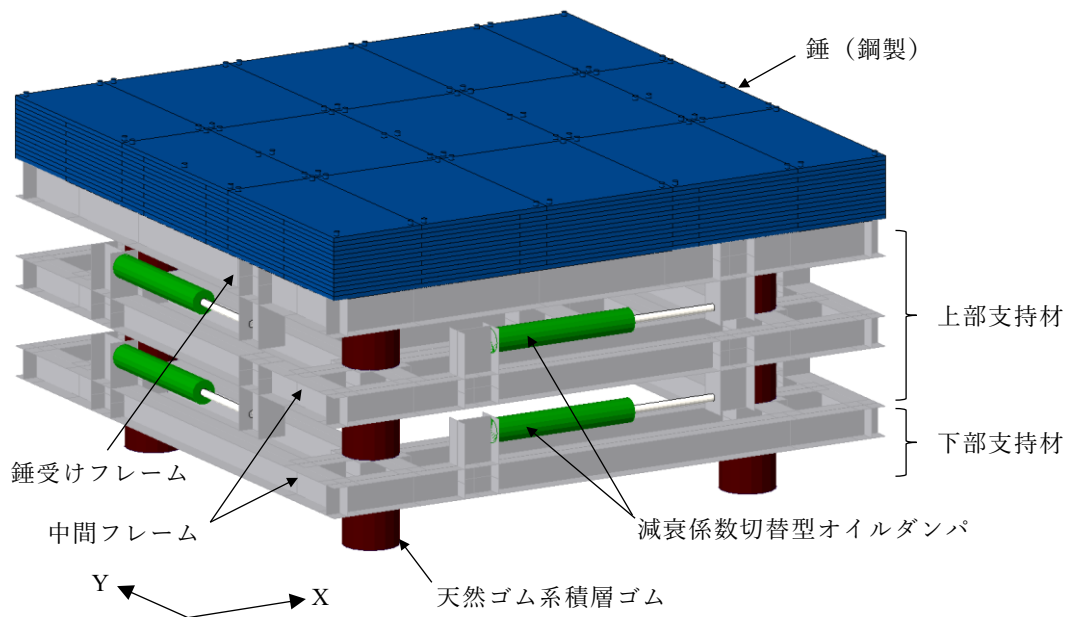


図 5.1.2 試設計した ACVD TMD の全体構成

5.1.2 各部の設計

(1) 構造図

TMDの構造図を図5.1.3に、主要鉄骨部材の断面リストを表5.1.2に示す。

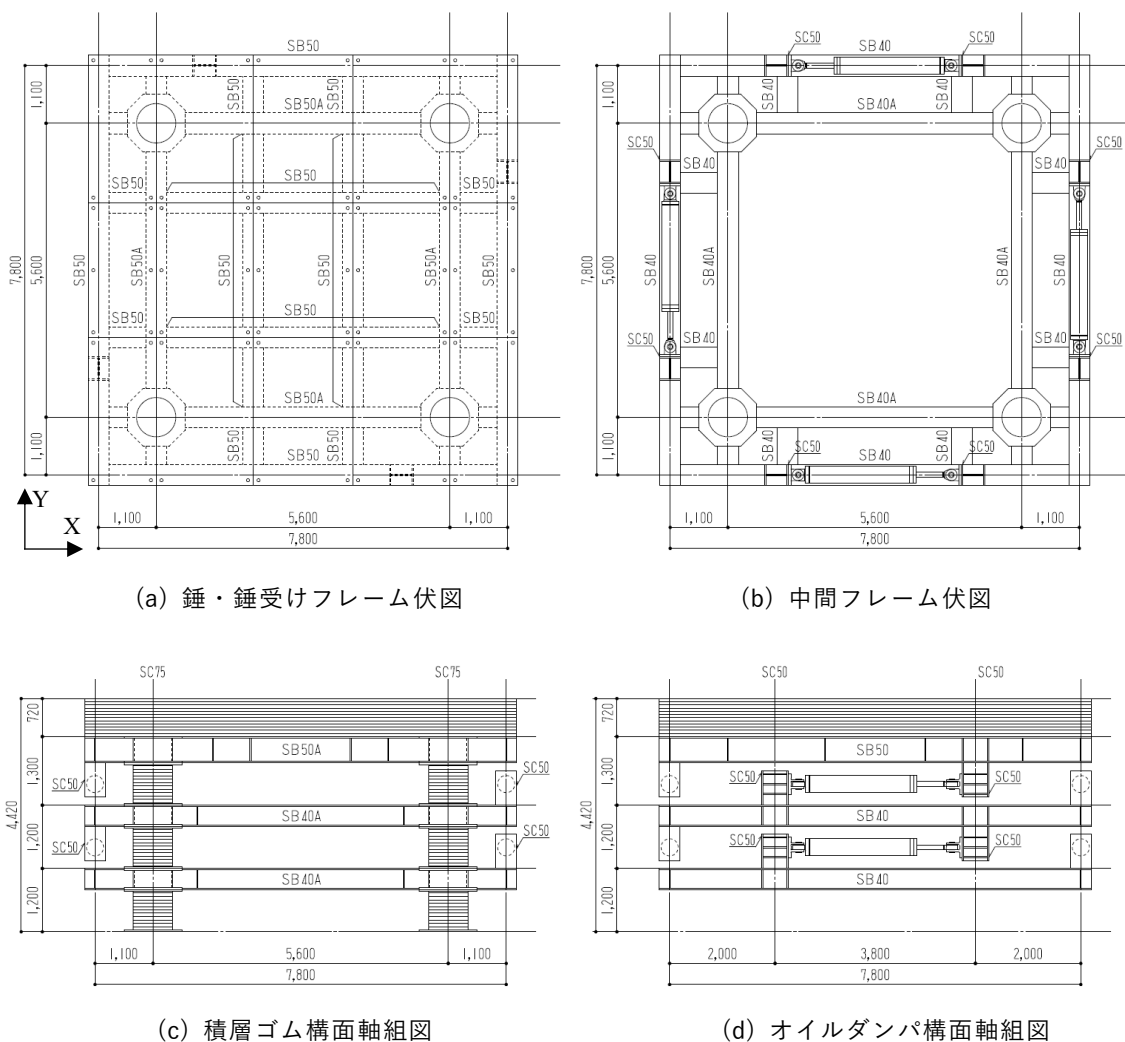


図 5.1.3 TMD の構造図 (単位:mm)

表 5.1.2 断面リスト

符号	断面	材質
SB50	BH-500×400×12×22	SM490A
SB50A	BH-500×400×16×28	SM490A
SB40	H-400×400×13×21	SM490A
SB40A	BH-400×400×16×28	SM490A
SC50	BH-500×400×25×25	SM490A
SC75	○-750×25	STKN490B

(2) 錘とフレームの設計

錘は、厚さ 60mm の鋼板を錘受けフレームの上に積み重ね、それを PC 鋼棒で緊結して張力を導入することによって、一体として挙動するよう設計した。PC 鋼棒で緊結するまでは錘自身の剛性は期待できないため、全錘荷重に対して変形や耐力上の問題が生じないように錘受けフレームの部材断面を設計する。表 5.1.3 に錘の代表断面の仕様を示す。

表 5.1.3 錘の代表断面

部位	断面	材質
錘板	PL-60×1700×2566	SS400
PC 鋼棒	φ 32	B 種

中間フレームの設計においては、積層ゴムに生じる変動軸力の影響を考慮する必要がある。以下に積層ゴムの変動軸力の算定法を示す。ここでは簡単のため、錘以外の質量や上下方向の地震力の影響を無視するが、実際の設計にあたってはこれらについても適切に考慮して設計用の応力を定める必要がある。

図 5.1.4 に示すように、TMD の最大変形状態（錘が 1.5m 水平方向に変位した状態）において、錘には鉛直方向の自重 W と水平方向の慣性力 P がはたらく。曲げモーメントの中立点を最下層の積層ゴム中心（A 点）と仮定すると、A 点回りの転倒モーメント M_T は次式で表される。ここで、 H および Δ は図に示す通り A 点と荷重の作用線の距離である。なお、慣性力 P は、最大変形時の最下層の積層ゴムのせん断力（ $k\delta_1$ ）で見積もれば良い。

$$M_T = PH + W\Delta \quad (5.1.1)$$

積層ゴム構面は 2 つあるため、X 方向変形時の最下層の積層ゴム 1 台あたりの変動軸力 N_{EX} は次式で表される。式中の L は支点間距離を示す。

$$N_{EX} = \frac{M_T}{2L} \quad (5.1.2)$$

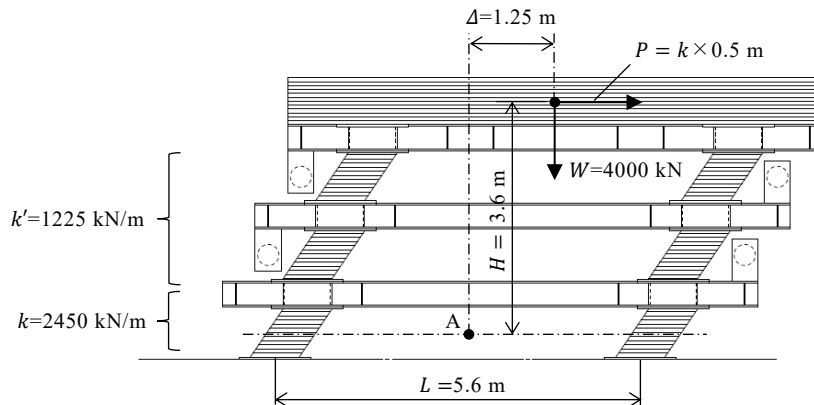


図 5.1.4 設計時に想定する TMD の最大変形状態

一方、斜め 45° 方向に錘が 1.5m 変位した際は支点間距離が対角線の長さとなる代わりに、圧縮側・引張側ともに軸力を受け持つ積層ゴムは一つずつとなる。このとき最下層の積層ゴム 1 台あたりの変動軸力 N_{EU} は次式で表される。

$$N_{EU} = \frac{M_T}{\sqrt{2}L} \quad (5.1.3)$$

積層ゴムの設計においては、上記の手法で変動軸力を算定し、常時軸力と変動軸力の和が積層ゴムの許容圧縮・引張軸力以内に収まることを確認する。

次に積層ゴム間に設置する中間フレームの設計用応力について述べる。中間フレームは積層ゴムの曲げ戻し材として機能し、積層ゴムの傾斜を防止して水平方向の等価剛性が小さくなることを避けるために設けられる^[1]。中間フレームの設計用応力の算定法を図 5.1.5 に示す。図中に示した①～③の応力を想定し、これらの和に対して安全となるよう部材断面を設計する。

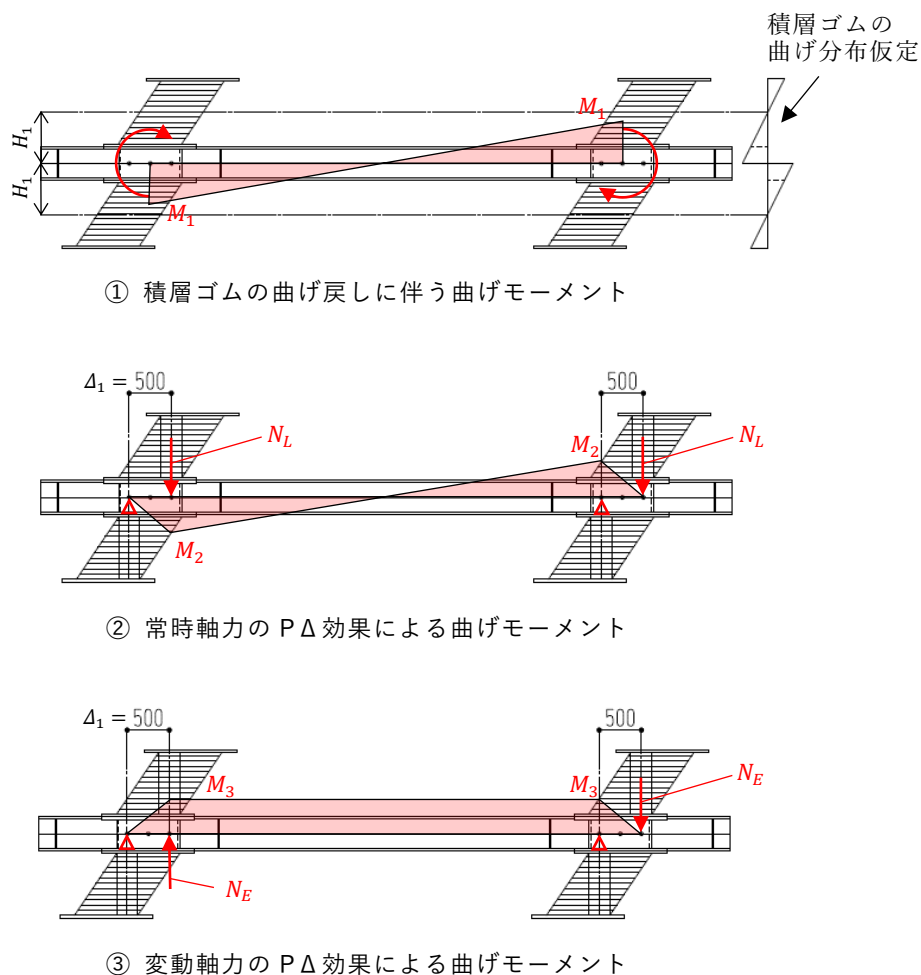


図 5.1.5 中間フレームに生じる応力 (単位:mm)

①は積層ゴムを曲げ戻すために中間フレームに生じる応力を示す。中間フレームの両端に生じる曲げモーメント M_1 は、各積層ゴムの負担せん断力を Q_h と置いて次式によって算定される。ここで、 H_1 は積層ゴム中心から中間フレーム中心までの距離である。

$$M_1 = 2Q_h H_1 \quad (5.1.4)$$

②は積層ゴムの変形に伴って、常時軸力の作用位置が支点位置からずれることにより中間フレームに生じる応力を示す。中間フレームの両端に生じる曲げモーメント M_2 は、常時軸力を N_L と置いて次式によって算定される。ここで、 Δ_1 は図中に示すとおり積層ゴム1層あたりの変形量である。

$$M_2 = N_L \Delta_1 \quad (5.1.5)$$

③は積層ゴムの変形に伴って、変動軸力の作用位置が支点位置からずれることにより中間フレームに生じる応力を示す。中間フレームの両端に生じる曲げモーメント M_3 は、各積層ゴムの変動軸力を N_E と置いて次式によって算定される。

$$M_3 = N_E \Delta_1 \quad (5.1.6)$$

中間フレームの断面の設計にあたっては、これら $M_1 \sim M_3$ の和を設計用応力として設定し、部材に生じるせん断力と曲げモーメントの合成応力に対して、安全性を確認すればよい。

なお、オイルダンパを設置する構面においては、オイルダンパの最大減衰力を考慮して中間フレームの設計を行う。TMDの錘はX・Y二方向に変位するため、図5.1.6に示すようにオイルダンパが再収縮状態で構面外方向に最大に変位した際に最も角度が大きくなり、オイルダンパ受けの柱には構面外方向への荷重が作用する。このとき、クレビスのピン位置が作用点となるため、オイルダンパ受けの柱に生じる面外方向への荷重、および捩じれモーメントに配慮した断面設計が求められる。

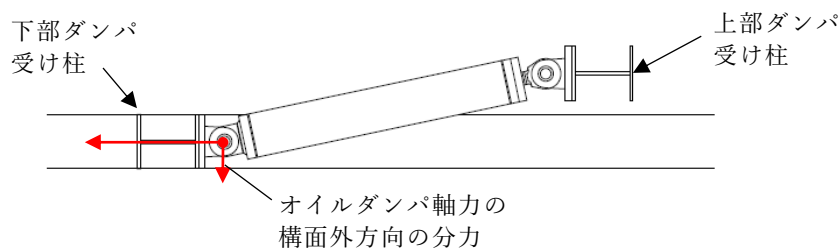


図 5.1.6 オイルダンパ近傍で考慮すべき面外荷重（見下図）

(3) 積層ゴムの設計

ACVD TMD に用いる積層ゴムは天然ゴム系積層ゴムとする。TMD に用いる積層ゴムの特徴として、免震建物に用いる積層ゴムよりも低面圧での使用となる点、および風荷重等に対して多数回の繰り返し変形を想定しなければならない点が挙げられる。このような、TMD に用いる天然ゴム系積層ゴムについて検討した既往の研究として、以下の 2 点が挙げられる。北山らは 1 段および 2 段積みの積層ゴムを用いた TMD 試験体の振動台実験を行い、微小変形時（せん断ひずみ 10%時）の水平剛性が、100%せん断ひずみ時の水平剛性と比較して 25～30%程度高くなること、および振動台実験による結果と静的実験の結果の傾向は同様であり積層ゴムの動的特性の影響は小さいことを示している^[2]。また、足立らは建物共用期間中に TMD の積層ゴムに生じる累積変形量を仮定して繰り返し加力実験を行い、繰り返しによる特性変化が TMD 性能に与える影響は小さいと結論づけている^[3]。

TMD に用いる積層ゴムにおいては必要な剛性と変形能力の兼ね合いから、免震装置メーカーの既製サイズを使用できる場合は少なく、専用の積層ゴムの開発が必要となることが多い。また、開発にあたっては想定する使用条件（変形量・変形速度・面圧・環境温度等）に応じて、ゴムの配合や内部鋼板の配置を試作して確認する必要がある。積層ゴムの詳細な諸元を定めるには試行錯誤を伴う開発が必要となるため、本試設計では詳細な積層ゴムの設計には立ち入らず、概略サイズの把握に留める。

試設計する TMD で用いる積層ゴムは円形断面とし、ゴムの材質は G4 ゴム（せん断弾性係数 $G_r=0.392\text{N/mm}^2$ ）とする。積層ゴム 1 台あたりの水平剛性 K_h は次式で表される。ここで、 A_r はゴムの受圧面積、 H_r はゴム総厚である。

$$K_h = \frac{G_r A_r}{H_r} \quad (5.1.7)$$

本 TMD では 1 層あたり 4 台の積層ゴムを用いるため、1 台あたりの目標水平剛性は $k/4=2450/4=612.5\text{kN/m}$ となる。ここでは、1 台あたりの最大変形（500mm）に対してせん断ひずみが過大とならないようにゴム総厚を 280mm とし、表 5.1.4 のように設定した。

表 5.1.4 積層ゴム 1 台あたりの概略仕様

	仕様値
外径（内径）	750 mm（15 mm）
ゴム総厚	280 mm
水平剛性	618.3 kN/m
常時面圧	2.26 N/mm ²

(4) 減衰係数切替型オイルダンパの設計

ACVD TMD に用いるオイルダンパは電気制御によって弁の開閉を行う減衰係数切替型オイルダンパとする。同様の機構を有するオイルダンパは、建物用の層間ダンパとして既に実用化されており^[4]、その性能や耐久性は多数の実施例を通して確認されている。

図 5.1.7(a)に二つの制御弁 (A,B) を有する両ロード型オイルダンパの内部機構の概念図を示す。外部からの荷重を受けてピストンが移動する際に、作動油がバルブブロック内の制御弁を通過する際の抵抗によって減衰力を発揮する。各制御弁はソレノイドと呼ばれる流路の開閉を司る電磁弁と、減衰特性を線形に補正する調圧弁で構成されており、流路が開の時は調圧弁に応じた減衰力を発揮し、閉の時は作動油の流れを遮断する。ソレノイドは電気制御によって自在に開閉することができ、A 弁と B 弁の片方だけを開けることや、両方同時に開けることが可能である。

このオイルダンパの減衰特性の概念図を図 5.1.7(b)に示す。 F は減衰力、 V はピストンの速度を示す。バルブブロックを通過する作動油の単位時間あたりの流量とピストンの移動速度は比例するため、制御弁 A と B を同時に開けた際の減衰係数 C_{AB} は次式で表される。

$$C_{AB} = \left(\frac{1}{C_A} + \frac{1}{C_B} \right)^{-1} \quad (5.1.8)$$

ここで、 C_A は A 弁だけを開けた場合の減衰係数、 C_B は B 弁だけを開けた場合の減衰係数を示す。このように、二つの制御弁を用いることで3段階の減衰係数を得られるが、 C_{AB} は C_A と C_B の設定に依存するため、それぞれの減衰係数を任意に設定することはできない。そこで、本設計例では固定弁を一つ追加することによって任意の3段階の減衰係数を実現するオイルダンパを用いる。

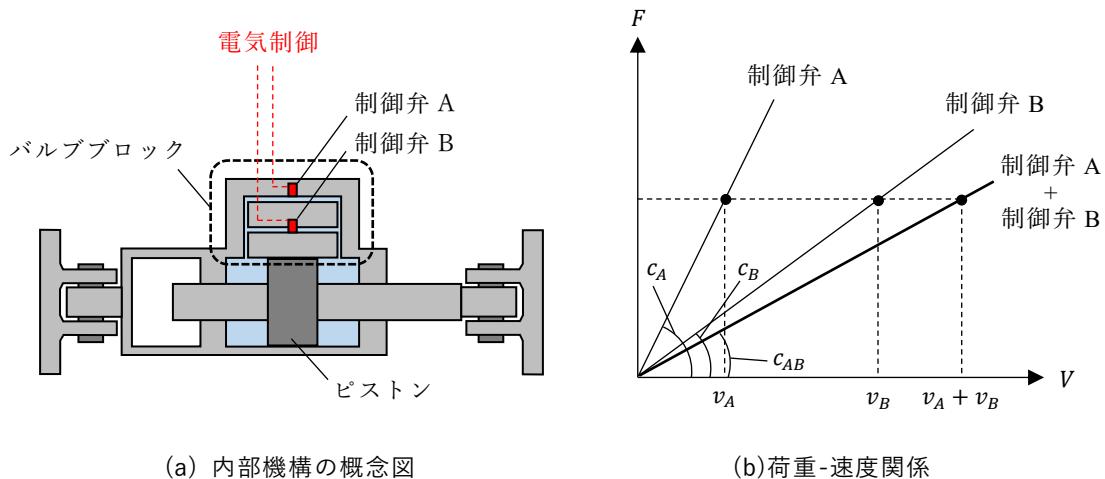


図 5.1.7 減衰係数切替型オイルダンパの概要

3段階の減衰係数切替型オイルダンパの油圧回路を図 5.1.8 に示す。ピストン両側の油圧室を連結する流路に3系統($V_1 \sim V_3$)の弁を設ける。 V_1 は性能固定の線形の調圧弁であり、 V_2 と V_3 はコントローラからの制御電圧に基づいてソレノイドにより個別に開閉が制御される電磁制御弁である。基本的な構成要素(作動油、電磁制御弁等)は多数の適用例がある層間ダンパ用の製品と同じものを使用することができ、後述する振動台実験用の減衰係数切替型オイルダンパでも同様の部品を採用している。動作電力は電磁制御弁一つあたり30W程度と小さく、無停電電源装置(UPS)によるバックアップも容易である。

試設計するTMDでは、各方向2台のオイルダンパが2層に設置されている。これは力学モデルとして、並列に2台、直列に2台の構成となるため、オイルダンパ1台あたりの減衰係数は表 5.1.1 の $c_1 \sim c_3$ と一致するように設定すればよい。図 5.1.9 にオイルダンパ1台あたりの減衰特性を示す。ここでは、同時に開ける制御弁を組み合わせることで減衰係数の切り替えを行う。まず、 V_1 (固定弁)の減衰係数がACVD TMDの最も短周期側の減衰係数(c_1)となるように設定する。 V_2 と V_3 はそれぞれ V_1 との同時使用となるため、 V_1 と V_2 を同時に開けた時の減衰係数が c_2 に、 V_1 と V_3 を同時に開けた時の減衰係数が c_3 に対応するように調整する。このように固定弁と電磁制御弁の同時使用を前提とすることで各切替モードの減衰係数を任意に設定することができる。また、固定弁は常時解放されているため、減衰係数の切り替え時に一時的に全閉状態となり、油圧回路に過大な圧力が発生するような状況を避けることができる。ソレノイドは断電時の状態を開/閉のどちらにも設定することができるため、供給される電力が遮断された場合にフェイルセーフモードとして切り替わる状態を予め定めることができる。RC造建物への適用を想定すると、フェイルセーフモードは最も長周期側(c_3)とすることが望ましいと考えられるため、断電時において V_2 が「閉」、 V_3 が「開」となるように設計すれば良い。

次にオイルダンパの設計用最大荷重について考察する。4.4節で示したように、地震時においてACVD TMDの減衰要素に発生する減衰力は、他の形式のTMDよりも大きい。図 4.4.8 の地震応答解析結果をみると、告示波入力時において錘重量の25%程度の減衰力が減衰要素に発生していることが分かる。これを本設計例に置き換えると、錘重量4000kNに対して1000kNの減衰力、すなわち2台のオイルダンパにそれぞれ500kNの減衰力が生じる。これは現在用いられている一般的な免震用オイルダンパのリリーフ荷重(800kN)と比較しても小さく、十分設計可能な範囲である。

オイルダンパの端部は、平面二方向の大きな変位に対応できるようクレビス形式またはボールジョイント形式とする。TMDが変形した際、わずかではあるが積層ゴムのせん断変形に伴ってオイルダンパ両端に鉛直方向の変位差が生じるため、クレビス形式の場合は球面軸受けとすることが望ましい。ボールジョイント形式の場合は鉛直方向の変位差については特段の対応を要しないが、水平方向の角度が許容値に収まることを確認するとともに、軸回りにダンパの筐体が回転しないように回り止めを設ける等の配慮が必要となる。

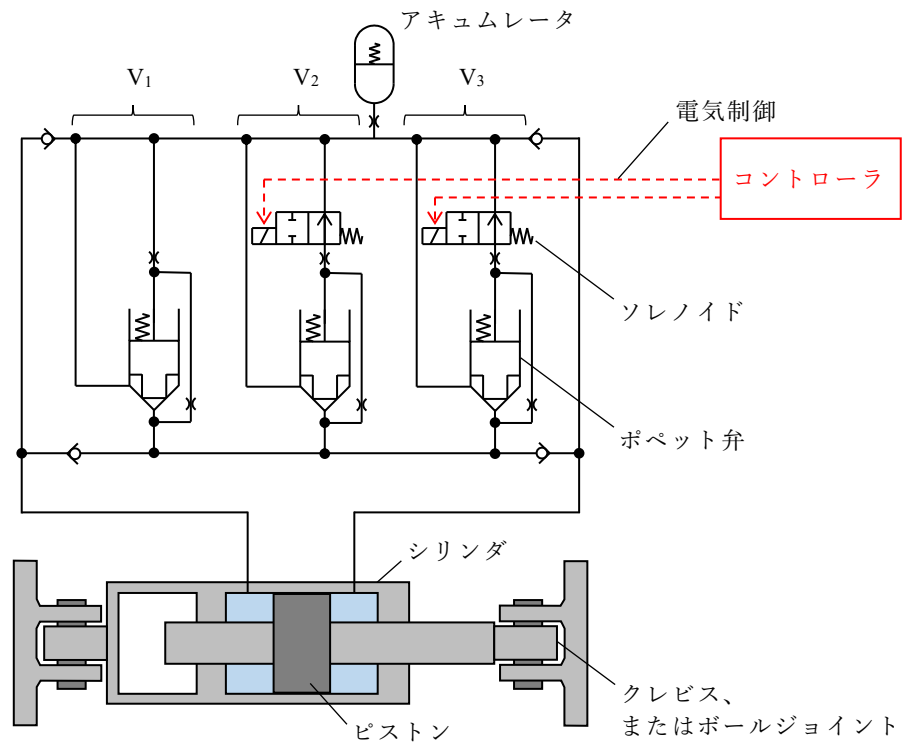


図 5.1.8 減衰係数切替型オイルダンパの油圧回路 (3モード切替の場合)

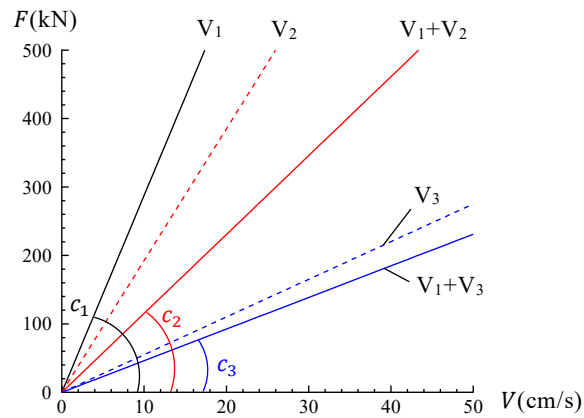


図 5.1.9 オイルダンパ (1台あたり) の荷重-速度関係

5.2 縮小試験体と制御システム

5.2.1 試験体の概要

(1) 全体構成

図 5.2.1 に振動台と試験体の全体写真を示す。実験は鹿島建設（株）技術研究所の大型振動台を用いて実施した。試験体は、初期固有周期 $T_0=2.5$ 秒の 30 階建て RC 造建物の頂部に設置される、有効質量比 $\mu=0.05$ の TMD を想定しているが、振動台の加振能力、および積層ゴムの変形能力の制限から、実スケールに対して錘質量を約 1/10 に低減し、さらに周期を約 0.5 倍に縮めた縮小モデルである。本実験では、振動台テーブル面が建物頂部に相当し、予備応答解析によって得た建物頂部の応答加速度を振動台で再現することによって、制御システムの動作と試験体の挙動を確認する。

図 5.2.2 に試験体の概要を、表 5.2.1 に試験体の諸元を示す。錘は計 8 個のプレキャストコンクリート製のブロックを鋼製の錘受けフレーム上に設置し、一体として挙動するように PC 鋼棒で緊結して形成した。復元力要素は天然ゴム系積層ゴムとし、中間フレームを介して上部の積層ゴムは 2 段に積み重ね、下部の積層ゴムは 1 段とした。試験体は X・Y 二方向同時入力に対応するため、減衰係数切替型オイルダンパを試験体中央に十字に配置している。コントローラは X・Y 各方向に対応して独立に設けられており、振動台テーブル上に設置した加速度センサから送信される計測信号に基づいて自動制御を行う。

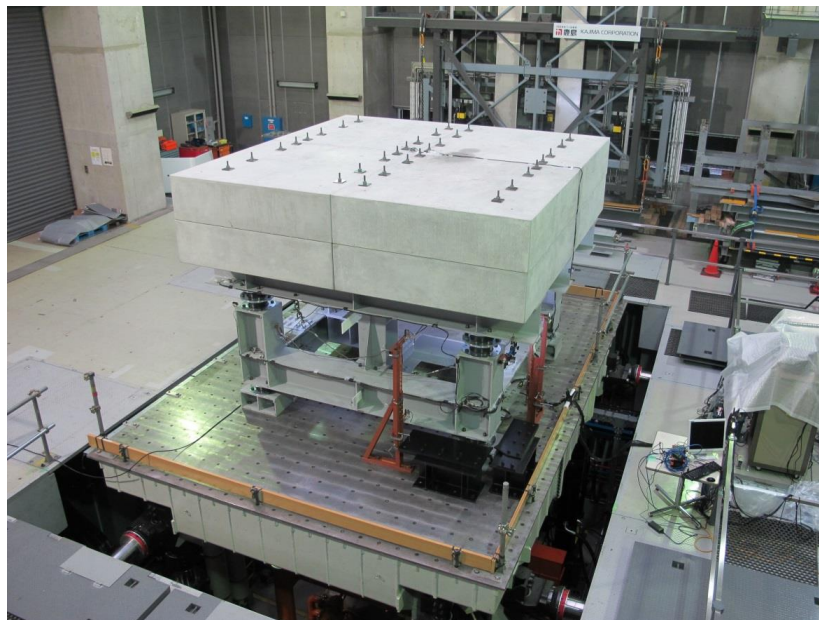
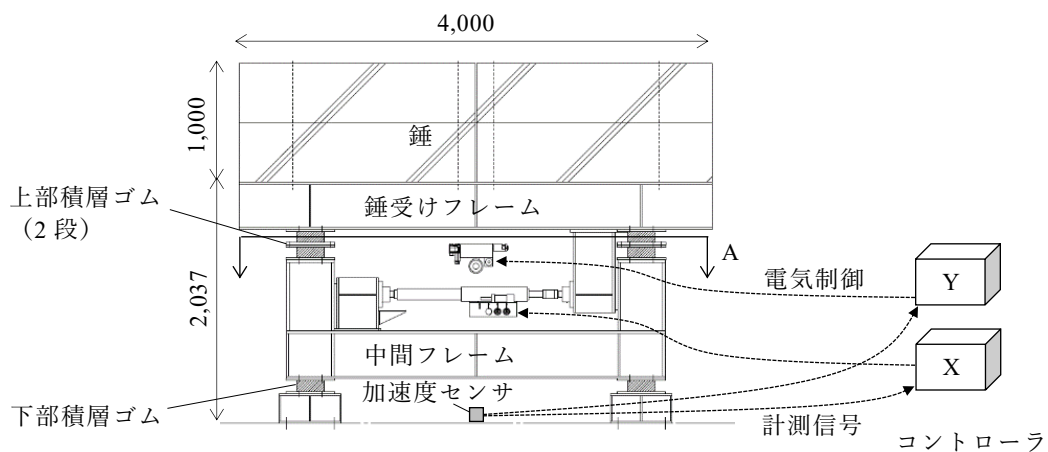
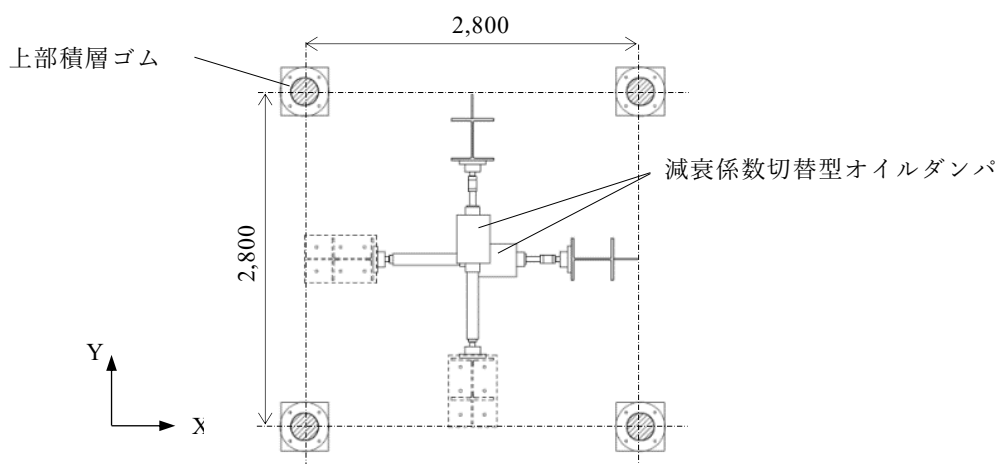


図 5.2.1 振動台実験の全景



(a) 立面図



(b) A-断面図

図 5.2.2 試験体の概要 (単位:mm)

表 5.2.1 試験体の諸元

項目	諸元
錘	質量 : 41.6 ton (錘受けフレームの質量含む)
中間フレーム	質量 : 4.09 ton
天然ゴム系 積層ゴム	ゴム外径 : 225 mm ゴム総厚 : 56 mm (1.6 mm×35層) 水平剛性 上段 (2段) : 490.6 kN/m [※] 下段 (1段) : 981.2 kN/m [※]

※せん断ひずみ 100%の単体試験結果

(2) 加速度センサとコントローラ

図 5.2.3 に制御システムに用いる加速度センサとコントローラの外観を、表 5.2.2 にそれぞれの諸元を示す。加速度センサは、地震計などで多数の実績を有する静電容量式を採用した。加速度センサ 1 台で水平二方向 (X, Y) と鉛直方向 (Z) の計測が可能であるが、制御においては水平二方向の計測結果のみを用いる。計測結果は外部回路によって 0~5V の電圧信号に変換されてコントローラに送信される。

コントローラは、既往のセミアクティブオイルダンパ^[5]で用いられている製品の内部プログラムを書き換えて使用した。本製品も多数の実績を有しており信頼性が実証されている。外部電源は AC100V で、これをコントローラ内部で 2 系統に分岐させ、一方は CPU に分配し、もう一方はオイルダンパの電磁制御弁の駆動に用いる。コントローラには加速度センサからの計測信号を受信する入力ポートと、オイルダンパの各制御弁に電気信号を送る出力ポートを備える。加速度センサからの計測信号は、コントローラ内部のアナログフィルタを通過した後、A/D コンバータにより 12 ビットの分解能でデジタル信号に変換される。その信号は CPU で加速度に変換され、ローパスフィルタ処理が行われた後、仮想 TMD への入力加速度として用いられる。制御アルゴリズムに従って TMD 切替モードが選択されたのち、制御弁の開閉が制御電圧の ON/OFF によって制御される。なお、CPU は常時稼動するが、その消費電力は 10W 程度と非常に小さい。



図 5.2.3 コントローラ・加速度センサ

表 5.2.2 加速度センサとコントローラの諸元

項目	諸元
加速度センサ	検出方式 : 静電容量式
	定格加速度 : $\pm 1.5 \text{ G}$
コントローラ	A/D コンバータ : 12 bit
	制御サイクル : 100 Hz
	最大消費電力 : 10 W + 制御弁駆動分 (30 W/個)

(3) 減衰係数切替型オイルダンパ

図 5.2.4 に減衰係数切替型オイルダンパの外観を、表 5.2.3 に諸元を示す。両ロッド型シリンダに独立に動作する 4 つの電磁制御弁を内蔵する外付けバルブブロックを取り付けた構成としており、解放する弁を組み合わせることで複数の減衰係数をとることができるよう設計されている。事前にオイルダンパ単体の特性確認試験を実施し、減衰係数が予め定めた許容値（設計値±20%）に収まっていることを確認している。

オイルダンパの端部は、平面二方向の大きな変位に加え上下の変位にも対応可能なボールジョイント式とした。また、加振中にダンパが軸回りに回転することを防止するため、シリンダ部に回転止めを設けてダンパ受けのブラケットで支持している。本オイルダンパは縮小型の試作機であるが、作動油や電磁制御弁等の基本的な構成要素は、5.1 節で述べた想定する実機と同じ材料、機構を採用している。

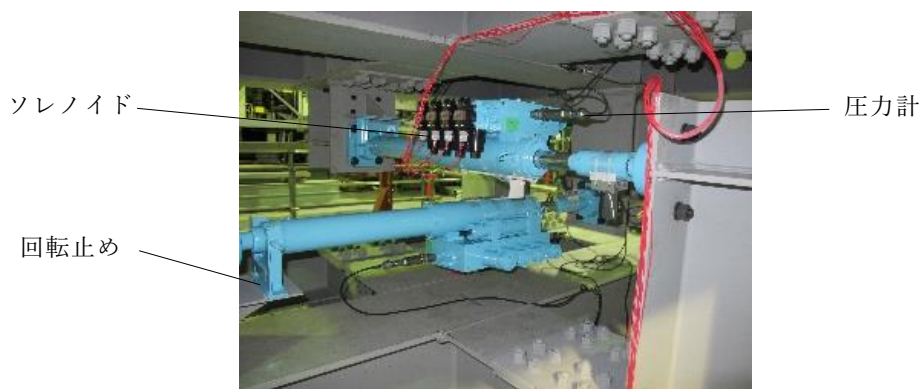
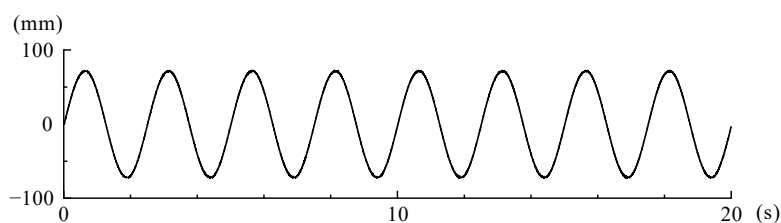


図 5.2.4 減衰係数切替型オイルダンパ

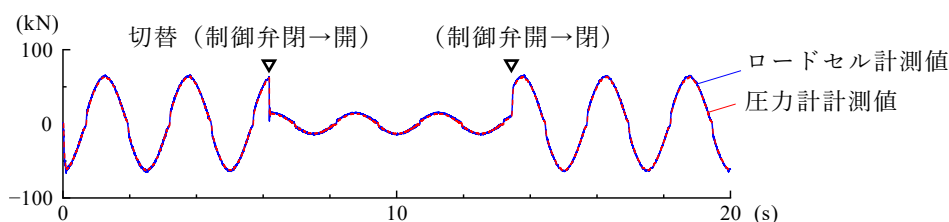
表 5.2.3 減衰係数切替型オイルダンパの諸元

項目	諸元
減衰係数切替型 オイルダンパ	最大荷重 : 75 kN (内圧 12.7 MPa)
	最大ストローク : ±120 mm
	中立長さ : 1650 mm
	質量 : 170 kg
	内蔵制御弁 : 計 4 つ (減衰係数は後述)
	動摩擦力 : 約 0.5 kN

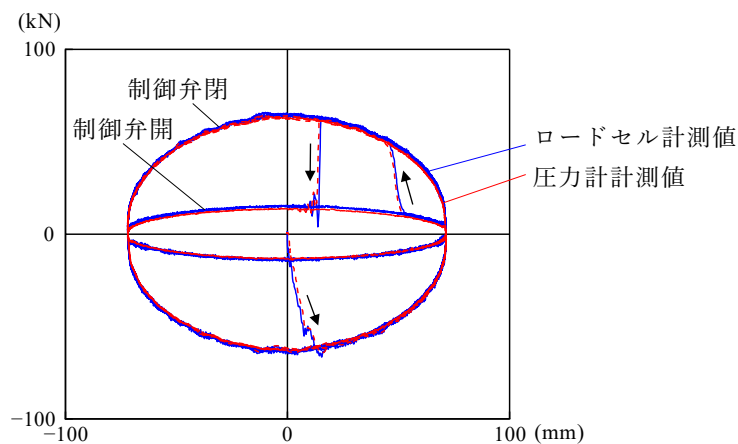
電磁制御弁の切り替えに伴う減衰力の変化や内部の油圧変動を確認するために実施した、オイルダンパ単体の切替試験について述べる。図 5.2.5(a)にオイルダンパに与えた変位の時刻歴を示す。周期 2.5 秒・振幅±75mm の正弦波加振中に、手動スイッチにより減衰係数の切り替えを行った。図 5.2.5(b)にダンパの減衰力の時刻歴を、図 5.2.5(c)に減衰力-変位関係を示す。試験機のロードセルで計測された荷重と、圧力計で計測したピストン両側の圧力差から算出した減衰力を併記しているが、全時間帯において両者は良好に合致している。また、切り替えに伴う極端な内部圧力の上昇や減衰力の振動は発生しておらず、制御弁を閉めるときも開くときもスムーズな切り替え動作が行われている。切り替えに要する時間は 0.1 秒以下であり、3.6 節の検討結果と比較して分かるように、これは TMD の制震効果においてほとんど影響が無視できるほど短い時間である。



(a) オイルダンパに与えた変位の時刻歴



(b) オイルダンパの減衰力の時刻歴



(c) オイルダンパの減衰力-変位関係

図 5.2.5 オイルダンパの切替試験

5.2.2 制御プログラムの概要

(1) 全体の流れ

コントローラは加速度センサの計測結果等に基づいて、「待機モード」、「制御モード」、および「フェイルセーフモード」の3つの状態を切り替える。待機モードは建物がほとんど揺れていない場合に選択する状態であり、制御モードと同様の計算を常時実行し続けるがオイルダンパの制御弁の開閉操作は行わない。待機モードへの移行条件は、加速度センサの計測値が10分間一度も予め定めた閾値を超えない場合とする。制御モードは地震時や強風時など、一定以上の加速度応答が計測された場合にTMDを操作する状態であり、待機モード時において、閾値を超えた瞬間に制御モードに移行する。フェイルセーフモードは、待機モードまたは制御モード時に、コントローラの故障や断電を感知した際、または想定を超える過大な加速度が入力された際に移行する。

図5.2.6にコントローラの制御ブロック図を示す。コントローラは電源投入後、自動的に制御処理を開始する。図中①～④は機器の立ち上げ処理、⑤～⑩は常時計算を続ける制御ループ処理、⑪は故障時や異常値計測時に移行するフェイルセーフ処理である。はじめに、制御に用いる各種マトリクス（フィルタ用の行列や剛性マトリクス等）の作成や定数の読み込み（①）を行う。これらは、建物特性やTMD特性に応じて定まる値であり予めプログラム中に書き込まれる情報である。続いて、電源投入直後の電圧が安定するまで2秒程度待機（②）し、機器動作の自己チェックと内部変数の初期化（③）を行う。その後、加速度センサから電圧信号をAD変換して取得し、直流成分を初期オフセット量として記憶（④）する。オフセット量が大きすぎる場合は異常値と判断し、フェイルセーフモード（⑪）に切り替える。⑤からの制御ループではサンプリング周波数100Hzで常時計算を行う。動作チェック（⑤）と信号の取得（⑥）を行った後、取得した信号からオフセット分を除去してローパスフィルタ（⑦）をかける。これを仮想TMDへの入力加速度として用いてTMD制御の評価指標を算定（⑧）する。時刻が解析窓の終端の場合、算定した評価指標に基づいてオイルダンパの操作の要否を判定（⑨）し、必要に応じてオイルダンパの制御弁を切り替える。最後に当該解析窓における評価指標を保存し、仮想TMDの状態量を初期化（⑩）して次の解析窓の計算に移る。⑦のフィルタ処理および⑧の評価指標に関しては、(2)および(3)にて計算法を詳述する。

機器の動作チェックで故障や断電と判断された場合や、取得した加速度記録が大きすぎるなどして異常値と判断された場合はフェイルセーフモード（⑪）に切り替える。機器の故障や断電の場合は自動的な復旧は望めないため、一定時間待機した後コントローラの再起動を試みる。計測値が異常値と判断された場合は、一定時間待機した後再度制御ループに自動復帰させる。コントローラ表面には、フェイルセーフモードに入っていることと、その原因を示すモニタランプがあり、建物管理者はその情報を基に対応を判断することができる。

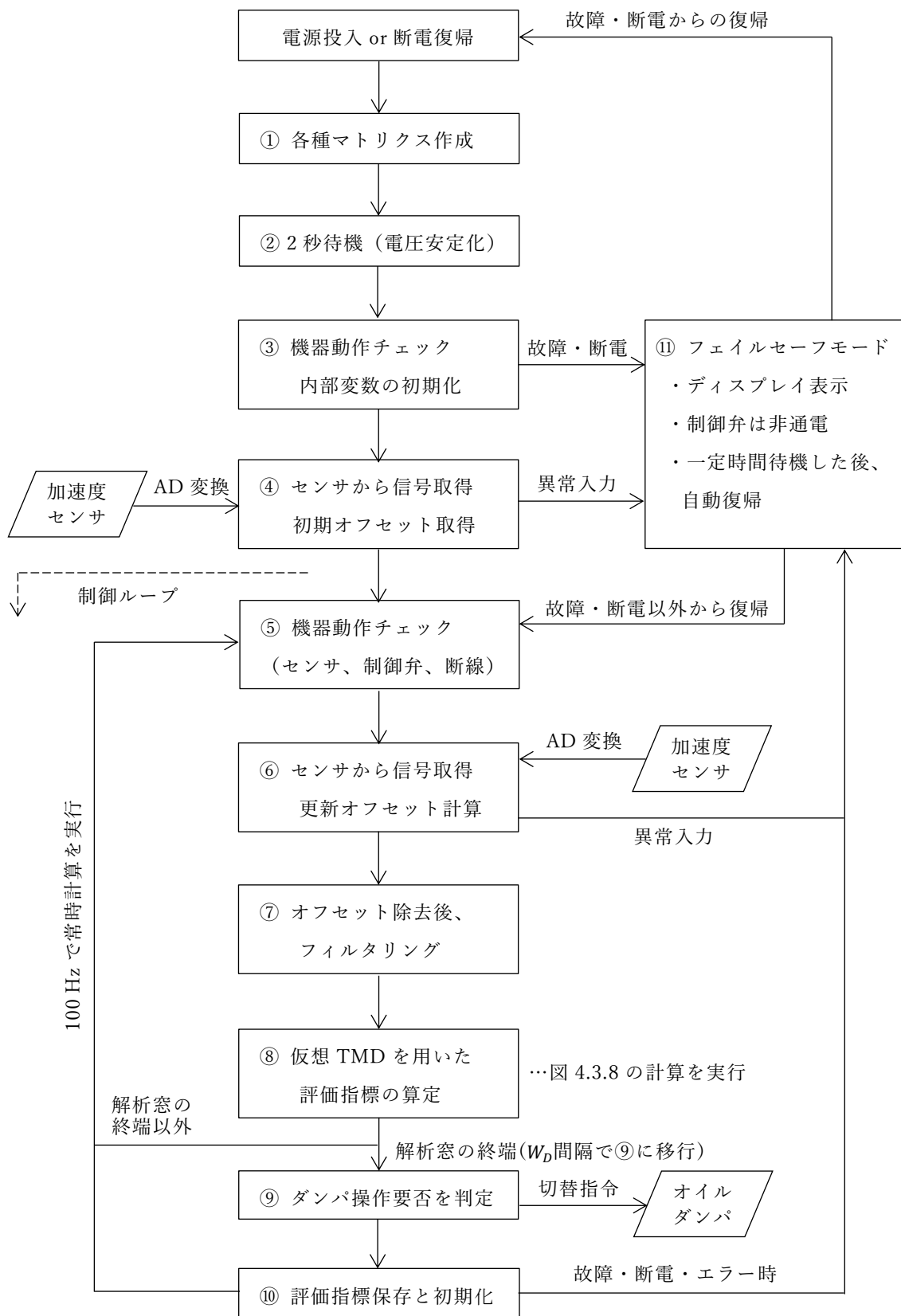


図 5.2.6 コントローラの制御ブロック図

(2) 計測加速度のフィルタリング

制震対象となる建物は多自由度系であるため、加速度センサの計測記録には1次モード以外の高次モードの影響が含まれる。仮想 TMD を用いた評価指標の算定はある程度のフィルタリング効果を有するため、これら高次モード成分がコントローラの制御動作に与える影響は小さいものの、できるだけ小さくすることが望ましい。また TMD が設置される場所は建物屋上やその付近が想定されるため、屋上設備の稼動に伴う振動や、通信機器による電磁波等、制御システムは様々な外的要因によるノイズに曝される可能性がある。コントローラには電源ノイズ等を除去するアナログフィルタが組み込まれているが、10Hzを下回るような比較的低周波数帯域のノイズに対しては特段の機械的な措置は講じられていない。

そこで、制御プログラムには建物の初期固有周期よりも短い周波数帯域のノイズを低減するためのオンラインデジタルフィルタを実装する。フィルタ特性は制御の精度に影響するため、通過帯域のゲインはできるだけ平坦であることが望ましい。一方、フィルタ通過に伴う位相の遅れは、採用している制御法においてある程度許容される。そこで本研究では次式に示す3次の Butterworth フィルタを採用することとした。

$$G(s) = \left(\frac{\omega_c}{s + \omega_c} \right) \left(\frac{\omega_c^2}{s^2 + \omega_c s + \omega_c^2} \right) \quad (5.2.1)$$

ここで、 ω_c はカットオフ円振動数である。主系の周期変動範囲のゲインが概ね平坦となるように、本研究では次式によって ω_c を設定することとした。

$$\omega_c = \frac{2\pi}{T_0} \times 1.25 \quad (5.2.2)$$

ここで、 T_0 は主系の初期の固有周期である。(5.2.1)式の信号処理は1次と2次の位相遅れ要素の単純な組み合わせであり、コントローラで行われる離散時間系の数値計算において、小さなメモリで容易に実現できる。具体的な計算手法については付録3に示す。

図 5.2.7 に振動台実験で用いたフィルタ特性を示す。主系の1次固有周期がとり得る範囲が1.25秒から2秒程度までと想定すると、フィルタの通過帯域のターゲットとする振動数範囲は0.5Hz~0.8Hz程度となる。この範囲における振幅特性は概ね平坦となっており、位相の遅れも 120° 以下と比較的小さい。フィルタの次数を増やすことによって、振幅特性の通過帯域をさらに平坦に、また阻止帯域の傾斜をより急峻にすることが可能であるが、オンラインフィルタでは次数を増やすほど位相の遅れが顕著となる。本研究では振幅特性と位相特性のバランスを考慮して、(5.2.1)式のフィルタ特性に、(5.2.2)式のカットオフ円振動数を設定したフィルタを採用することにした。

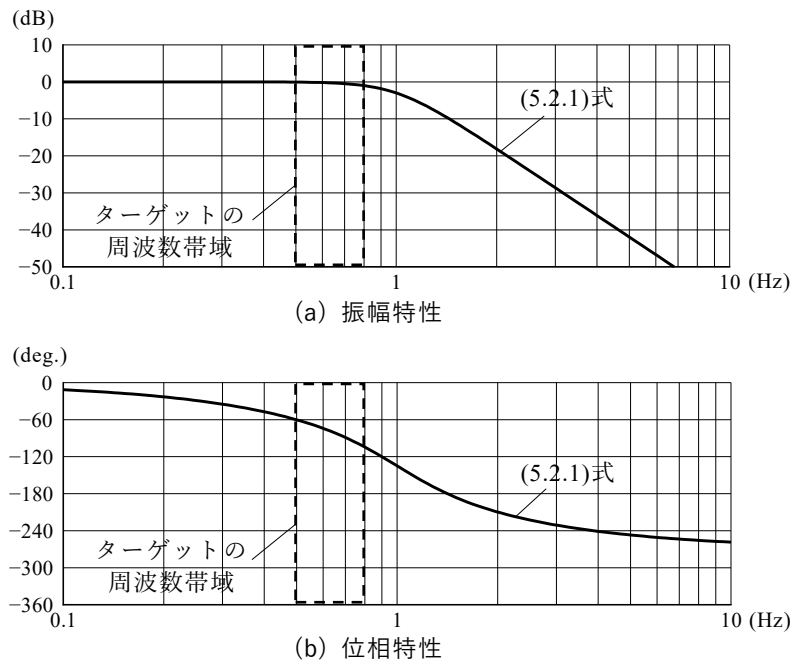


図 5.2.7 振動台実験で用いたフィルタのボード線図

(3) 評価指標の算定法と制御パラメータ

コントローラによる TMD の制御法は 4 章で述べた通りであるが、実験を実施した時期において、最終的な評価指標の算定式および制御パラメータの推奨値が見出されていないため、振動台実験では暫定的な評価指標を用いている。ここでは、振動台実験において用いた評価指標および制御パラメータについて述べる。

本研究で最終的に提案している評価指標の算定式は、次式のように仮想 TMD のエネルギー吸収量に減衰定数に基づいた補正係数をかけたものである。

$$E_{i,t_0} = \left(\frac{h_i}{h_{opt}} \right)^{0.3} \int_{t_0}^{t_0+W_L} c_i v_i(t)^2 dt \quad (5.2.3)$$

(4.3.3)再掲

これに対し、振動台実験においては次式の評価指標を用いた。

$$E_{i,t_0} = \int_{t_0}^{t_0+W_L} m \ddot{x}_i(t) \Delta x_i(t) dt \quad (5.2.4)$$

ここで、 t_0 は解析窓の開始時刻、 W_L は解析窓長、 m は錘の質量、 $\ddot{x}_i(t)$ は短時間時刻歴応答解析における i 番目の仮想 TMD の錘の絶対加速度、 $\Delta x_i(t)$ は i 番目の仮想 TMD の錘の変位増分である。この評価指標は仮想 TMD への入力エネルギーを求めており、錘の運動エネルギー増分が足しこまれている点が(5.2.3)式とは異なる。また、減衰定数に基づいた補正係数が考慮されておらず、4.3.1 項で述べたように減衰定数が小さい TMD 切替モードが選択されや

すい傾向にある。なお、制御に伴う計算量は上記評価指標のどちらを選んでもほとんど差はない。また、振動台実験においては制御パラメータを解析窓長 $W_L=5$ 秒、窓のずらし時間 $W_D=1$ 秒、記憶時間 $W_B=10$ 秒と設定した。これらの設定値についても4章で述べた推奨値と異なるが、コントローラ実機を用いた制御動作の検証という振動台実験の目的において支障は無いと判断した。

5.2.3 計測計画の概要

図 5.2.8 に計測計画の概要を示す。錘受けフレームの対角には水平二方向の計測が可能なサーボ式加速度計を設置しており、それらの計測結果を平均することで錘の応答加速度を求める。また、中間フレーム及び錘受けフレームの四辺には振動台テーブル面からの相対変位を計測するレーザ式変位計を設置しており、対面する2つの変位計の計測結果を平均して図心位置の変位を求める。さらに制御システムにおける加速度センサの計測結果、およびコントローラからオイルダンパに送られる制御電圧を計測し、制御システムの動作を把握する。減衰係数切替型オイルダンパには圧力計を設置し、加振中にオイルダンパが発揮する減衰力を計測する。

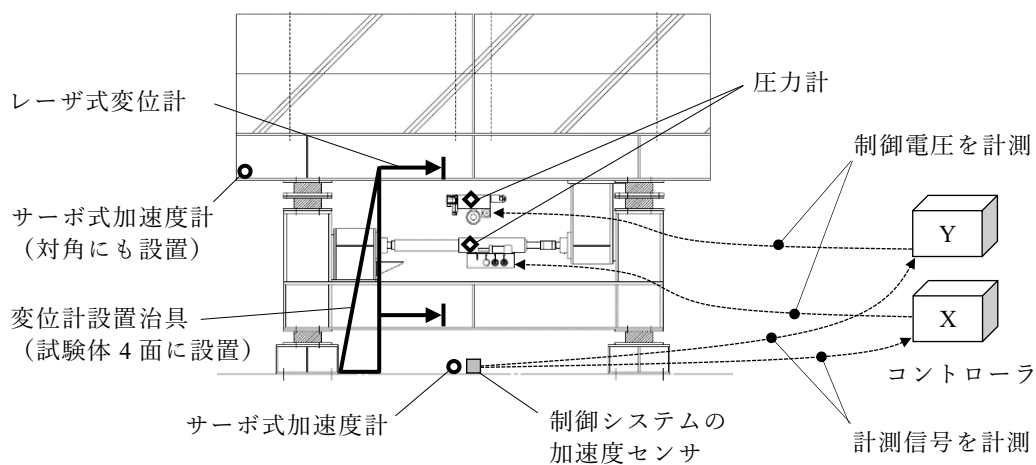


図 5.2.8 振動台実験の計測概要

5.3 振動台実験

5.3.1 基本特性確認試験

(1) 実験概要

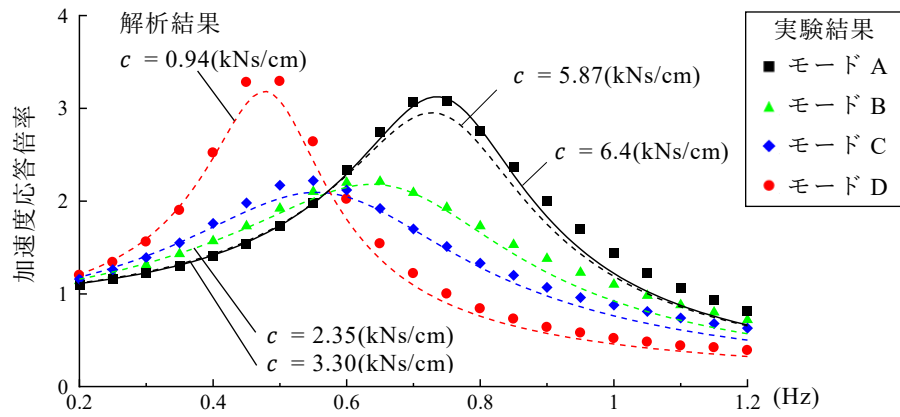
試験体の基本的な振動特性を把握するために、定常正弦波を入力とした共振試験を行った。入力加速度振幅を一定 (27 cm/s^2) とし、各振動数における定常振動状態の錘の応答加速度振幅を計測した。この試験ではコントローラによる自動制御は行わず、オイルダンパの減衰係数は手動のスイッチで設定することとし、モード A~D の計 4 通りの設定を用いる。結果の処理においては、計測ノイズや入力振幅レベルの誤差の影響を排除するため、入力波形と応答波形の双方にバンドパスフィルタをかけて計測ノイズを除去した後、錘位置の振動台テーブル面に対する加速度応答倍率を算出した。試験は X・Y の各方向について実施した。

(2) 実験結果

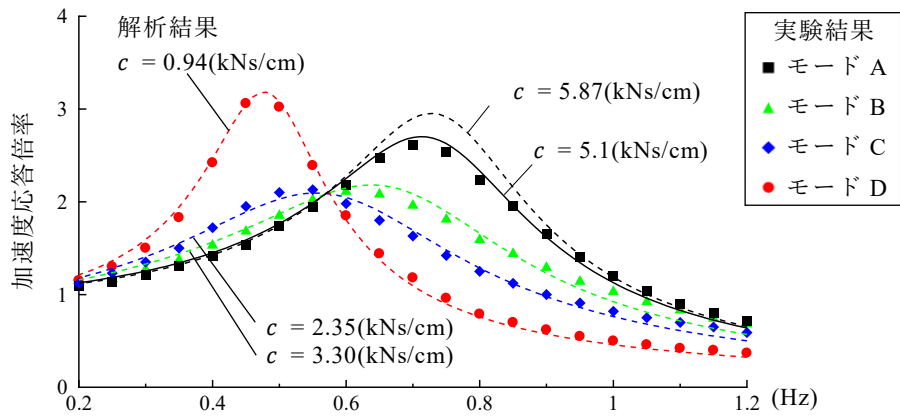
実験結果を図 5.3.1 に示す。X 方向の共振振動数（ピーク位置）に着目すると、モード A の時は 0.7 Hz（周期 1.4 秒）付近であるのに対し、モード D の時は 0.45Hz（周期 2.2 秒）付近と共振周期が 1.6 倍程度長くなっている。ピーク高さは最大で 3.3、最小で 2.2 程度であるがこれは 1 自由度系の減衰定数に換算すると 15%~23% 程度に相当する。また、モード A~D の結果は、いずれも 0.57Hz 付近の定点を通る特徴的な性状を示している。この試験結果より、減衰係数の切り替えのみで TMD の共振振動数を変化させることができるという、ACVD TMD の振動特性を確認することができる。

次に、試験体の振動特性をシミュレーション解析モデルによって模擬することを試みる。ここでは、図 5.3.2 に示す解析モデルによって X 方向と Y 方向を独立にモデル化した。積層ゴムは線形ばねに置換し、その剛性は定常振動状態（せん断ひずみ約 60%）における下部積層ゴムの荷重-変形関係から同定した。天然ゴム系積層ゴムであるが履歴ループが確認されたため、その面積から履歴減衰を同定し、等価な内部粘性減衰 ($h=3\%$) に置き換えて考慮した。オイルダンパはダッシュポットのみでモデル化しても問題ない十分な剛性を有するが、正確に Maxwell モデルで扱うこととした。また、オイルダンパのロッドが摺動する際の摩擦抵抗を、動摩擦力 (0.5kN) を降伏点とする剛塑性ばねで考慮するが、影響が小さいため本節の定常正弦波試験では無視し、次節の地震応答波試験でのみ考慮した。

図 5.3.1 にはシミュレーション解析モデルによって求めた加速度応答倍率を、解析で設定した減衰係数の値と共に破線で示している。解析モデルは実験における試験体の振動特性を概ね捉えていることが確認できる。また、モード A の実験結果において、X 方向と Y 方向のピーク高さに若干の違いがみられる。減衰係数を調整した結果を実線で示すが、この場合は実験結果と解析結果が良好に対応することから、差異の原因はオイルダンパの減衰係数の製造ばらつきによるものと考えられる。



(a) X 方向



(b) Y 方向

図 5.3.1 定常正弦波入力試験結果

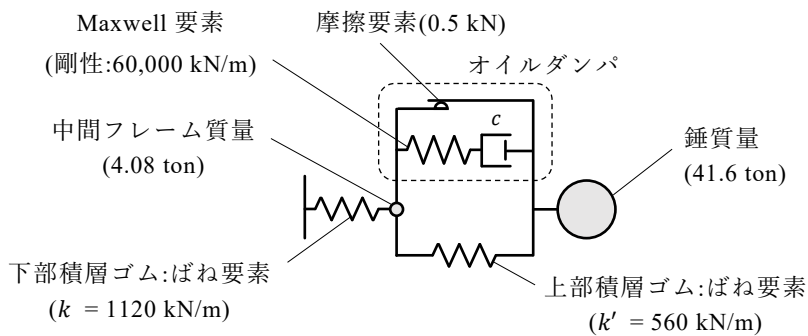


図 5.3.2 シミュレーション解析モデル

5.3.2 地震応答波試験

(1) 実験概要

地震応答波試験では、予備応答解析によって得た建物頂部の応答加速度を振動台への入力として用いる。想定した建物モデルおよび入力波の作成法を図 5.3.3 に示す。想定する建物は X 方向と Y 方向が同じ構造特性の、初期固有周期 $T_0=2.5$ 秒、最下層の降伏層せん断力係数 $C_B=0.13$ の RC 造建物である。入力は平成 12 年建設省告示第 1461 号の手法で作成した模擬地震動とし、X 方向は Hachinohe 1968 EW 位相、Y 方向は同 NS 位相とした。入力波の作成にあたっては、周期が実大の約 0.5 倍である試験体との対応を考慮し、建物部分の初期固有周期を 1.25 秒とし、入力地震動の時間軸を 0.5 倍に縮めて用いた。建物は多質点せん断モデルとし、各層の復元力特性は武田モデルとした。減衰は瞬間剛性比例型の内部粘性減衰とし、建物部分の 1 次固有周期に対して減衰定数 3%を与えた。建物頂部には表 5.3.1 に示すとおりモード A, C, D (図 5.3.1 と対応) の三段階の切替型の ACVD TMD を設置して解析を行った。

図 5.3.4 に建物の等価固有周期の時刻歴を示す。これは、これまでの検討と同じく、各層が経験した正負の最大変形から層の等価剛性を算出し、解析時間ステップごとに固有値解析を実行して得た結果である。両方向とも初期固有周期 1.25 秒に対し、解析開始後 30 秒の時点では 1.8 秒程度まで等価固有周期が伸びていることが分かる。実験では、上記の手法で得た建物頂部位置の応答加速度を試験体に二方向同時入力し、制御システムの動作と試験体の挙動を確認する。作成した地震応答波は実物よりも時間スケールを縮めているため、制御システムの動作面において実物よりも厳しい条件となる。なお、実験にあたっては錘の変位が過大にならないよう、解析結果の建物頂部の加速度振幅を 0.25 倍に調整して振動台に入力した。

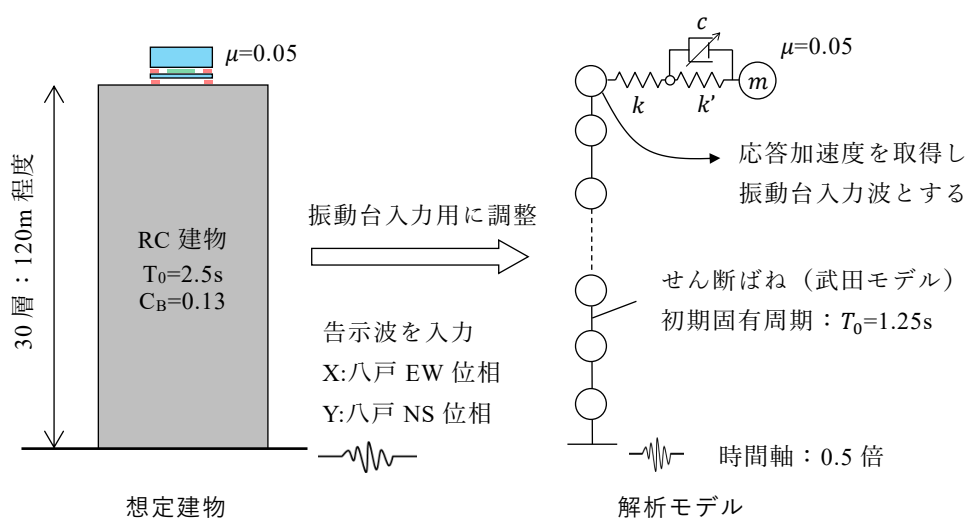
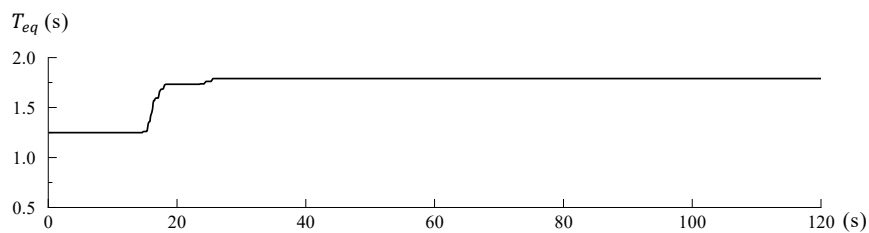


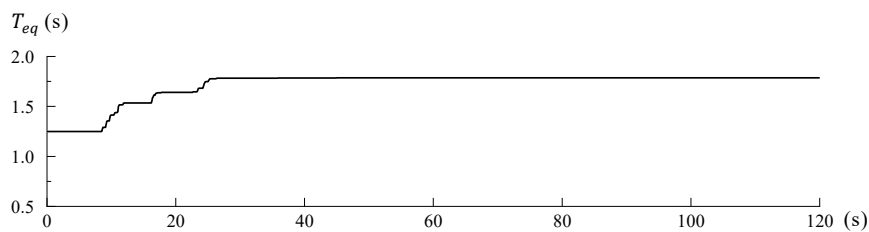
図 5.3.3 振動台用の入力波の作成方法

表 5.3.1 実験で設定した仮想 TMD

項目	モード A	モード C	モード D
錘質量	41.6 ton		
中間フレーム質量	4.08 ton		
上部積層ゴムの剛性	490.6 kN/m		
下部積層ゴムの剛性	981.2 kN/m		
オイルダンパの減衰係数	5.87 kNs/cm	2.35 kNs/cm	0.94 kNs/cm



(a) X 方向



(b) Y 方向

図 5.3.4 解析モデルにおける主系の等価固有周期の時刻歴

(2) 制御システムの動作

制御システムの動作が想定通りであることを、実験結果とシミュレーション解析結果を比較することにより確認する。実験における制御システムの設定（仮想 TMD の特性、制御パラメータ）は前述の予備応答解析と同じとし、減衰係数切替型オイルダンパも同じくモード A, C, D の 3 段階の切り替えとした。

図 5.3.5 に制御システムの加速度センサで計測された、振動台テーブルの加速度時刻歴を示す。この結果は、振動台テーブル上に別途設けたサーボ式加速度計の計測値と比較して、良好な精度であることを確認している。図 5.3.6 にオイルダンパの減衰係数の切り替え状況を示す。図中の実線は実験結果、破線は図 5.3.5 の波形に表 5.3.1 の仮想 TMD を用いた制御を適用した場合のシミュレーション解析結果である。解析初期の入力が微小な範囲、および X 方向の 20~30 秒の範囲を除き、実験と解析の切り替え状況は良好に対応してい

る。部分的に制御状況が異なる要因としては、コントローラにおいてアナログの電圧信号を12ビットのデジタル値に変換して取り込む際の量子化誤差や、解析窓の開始・終了時刻が実験と解析で完全に一致していない点が挙げられる。このような若干の相違があるものの、塑性化が進行する前は短周期側の設定で、その後長周期側の設定に切り替わるという、制御システムに求められる動作を確認することができる。なお、90秒前後で一時的に短周期の設定が選択されているが、これは入力地震動の卓越振動数の影響を受けたものと考えられる。また、全時間帯においてコントローラの計算処理が追い付かないという状況は生じておらず、処理速度の面で問題ないことが確認された。

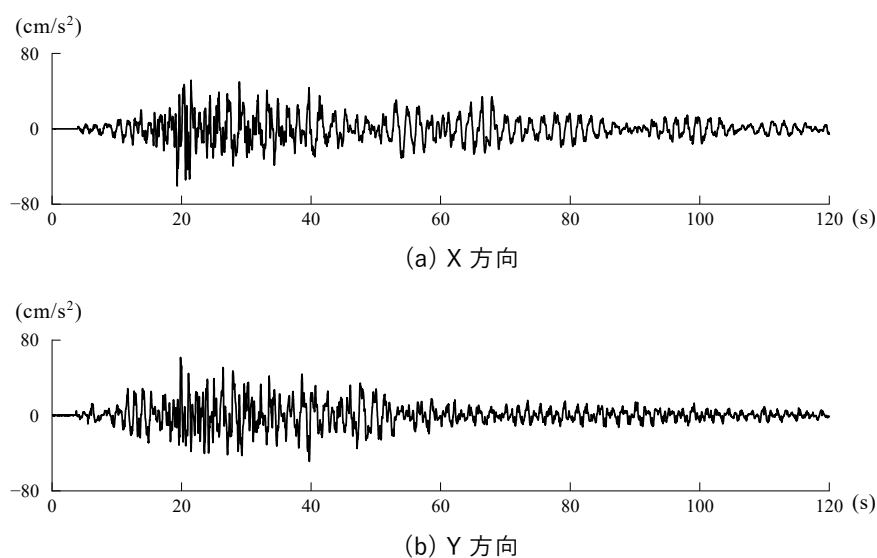


図 5.3.5 制御システムの加速度センサで計測された加速度時刻歴

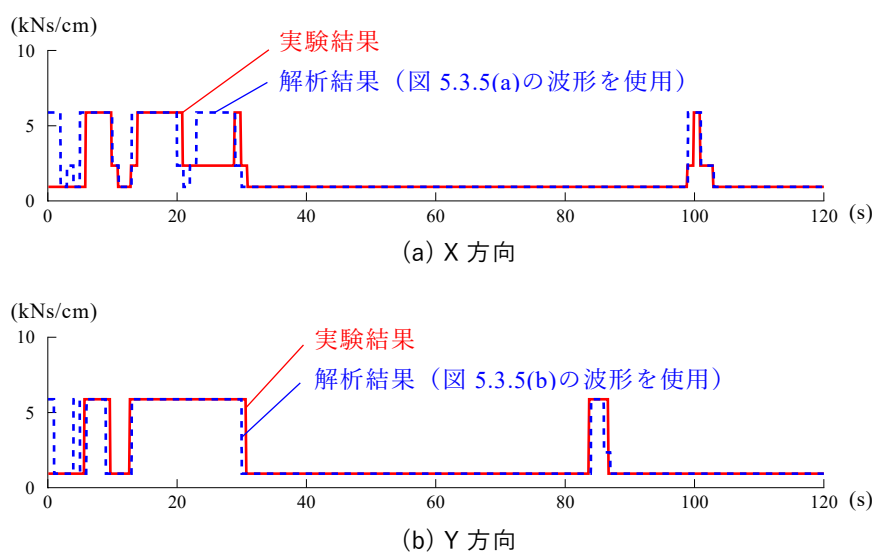


図 5.3.6 減衰係数の切替状況の時刻歴

(3) 試験体の挙動

試験体の挙動を実験結果とシミュレーション解析結果の比較により確認する。ここでは、錘の変位の時刻歴と、オイルダンパの減衰力に着目する。

図 5.3.7 に錘の変位の時刻歴を示す。赤の実線は実験結果でありレーザ式変位計の計測記録を平均して求めた。青の破線は解析結果であり、図 5.3.2 のシミュレーション解析モデルに、図 5.3.5 の加速度波形を入力して得た。このとき、オイルダンパの減衰係数の切り替えのタイミングは図 5.3.6 の解析結果の通りとなっている。X・Y の各方向ともに実験結果と解析結果は振幅レベルによらず良好に対応しており、試験体は線形的な挙動を示していることが分かる。なお、試験に際して錘に捩じれ応答はほとんど生じておらず、並進変位が主となることを確認している。

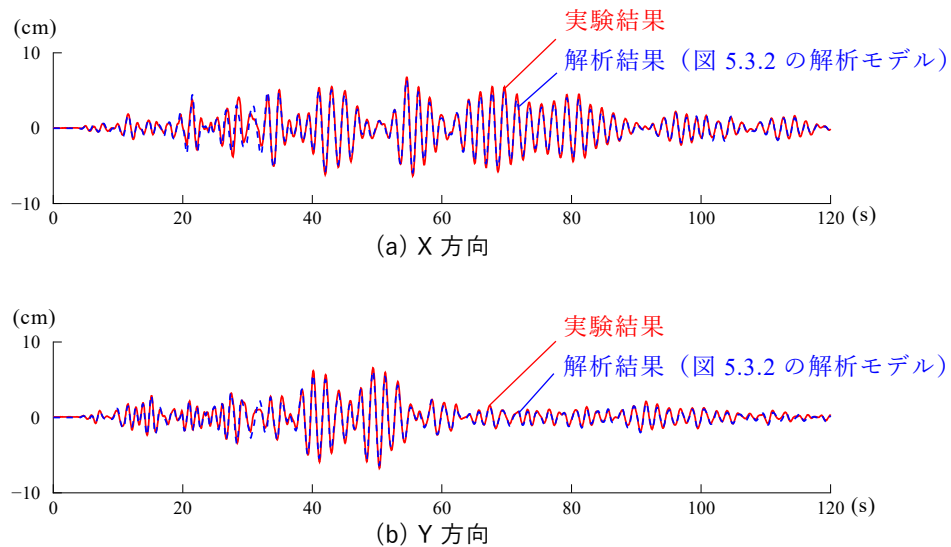


図 5.3.7 錘の変位の時刻歴

図 5.3.8 にオイルダンパの減衰力の時刻歴を示す。オイルダンパの制御状況が実験と解析で異なる X 方向の 20～30 秒の範囲を除き、実験結果とシミュレーション解析結果は良好に対応している。30 秒以前の短周期の設定（モード A）では減衰係数が大きいため、減衰力も比較的大きい値を記録している。一方、長周期の設定（モード D）に移行すると減衰係数が小さくなるため、オイルダンパの減衰力も小さくなる。減衰係数の切り替えの際に想定外の減衰力などは生じておらず、オイルダンパが想定通り安定して動作していることが確認できる。

以上、X・Y 二方向同時入力の地震応答波による振動台実験の結果を示した。試験体の挙動は図 5.3.2 に示したシミュレーション解析モデルで良好に表現できており、またその制御状況も想定通りであることから、ACVD TMD の機構および制御法の妥当性を実験により確かめることができた。

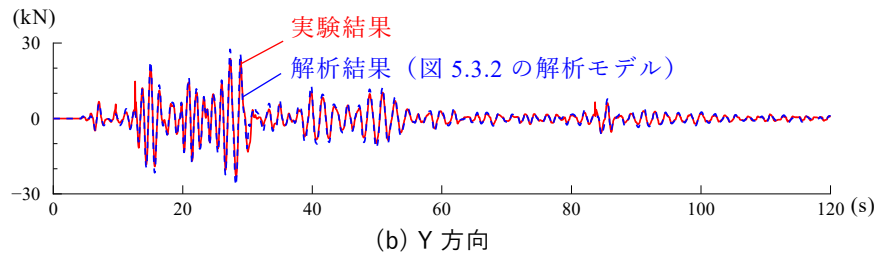
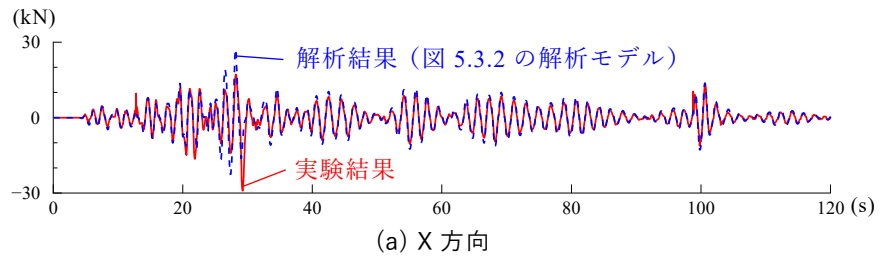


図 5.3.8 オイルダンパの減衰力の時刻歴

5.4 まとめ

本章では ACVD TMD の実大サイズの装置の試設計と、縮小試験体を用いた振動台実験について述べた。

固有周期が 2.5 秒から 4 秒程度まで変動する建物を想定し、これに適用するための約 400 ton の錘を有する TMD の試設計を行った。TMD ユニットのサイズや必要とされる構成要素の概要を示すとともに、それらの機構や設計法について概説した。

振動台実験用に、約 40 ton の錘を有する縮小試験体、および制御システムを製作した。制御システムは信頼性を重視して、十分な実績のある機器を用いて構成しており、断電時に自動的に移行するフェイルセーフ機構を設定することにより、コントローラの故障等の非常時に対する冗長性を確保することができる。

定常正弦波入力による基本特性確認試験を実施し、オイルダンパの減衰係数の切り替えのみで TMD の同調周期を変えることができるという ACVD TMD 特有の振動性状を確認した。また、試験結果をシミュレーション解析モデルによって精度よく表現できることを確認した。

建物頂部位置の地震応答波を試験体に入力し、制御システムによる自動制御の状況、および試験体の挙動を確認した。二方向同時入力に対して制御システムは想定通り動作しており、試験体の挙動に関してもシミュレーション解析モデルと良好に対応することを確認した。

以上の試設計・および振動台実験による動作検証を通じて、ACVD TMD の実用化に向けた目途をつけることができた。

6章 結論

6.1 結論

1章では、本研究の背景と目的を述べるとともに、本論文の構成を示した。本研究の目的は、制震対象の周期変動に適応可能なセミアクティブTMDを提案することである。本論文では、大きく分けて以下の3項目の検討を行い、このTMDの実用化への目途をつけた。

- I. 実用的な機構の提案と設計法の構築
 - II. 安定した制御則の構築と地震応答解析による効果の検証
 - III. システムの試作と振動台実験による制御動作の検証
- 以下に各項目の検討内容と結論をまとめる。

2章では、最も基本的な1自由度系のTMDを対象として、検討に用いる基本的なパラメータを整理し、TMDによる制震効果をランダム振動論に基づいて定量的に評価する手法を示した。ここでは、定常ホワイトノイズ地動に対する主系の変位の2乗平均平方(平均応答)を制震効果の評価に用いることとし、その算定方法を示すと同時にTMDの設定が最適値からずれた場合の制震効果の変化について明らかにした。(2.1節)

次に既往研究で提案されている周期適応型のTMDの課題について述べた。互いに異なる同調周期を有する複数のTMDを設置する方法(多重TMD)は投入する錘質量が全て同時に同調することはないため、剛性と減衰を両方とも自在に変化させられるTMD(剛性・減衰可変TMD)と比較すると制震効果が劣る。一方、剛性・減衰可変TMDは質量の大きな錘を使用する際の機構の実現難易度が高い。既往の研究で提案されている周期調整のための機構を概観し、超高層建物用の大地震対応TMDとして用いる上での課題を示した。(2.2, 2.3節)

3章は、本研究の目的Iに対応したものであり、減衰係数切替式適応TMD(ACVD TMD)の機構と設計法を提示するとともに、その制震効果を定量的に把握した。

- (1) 錘の支持機構を2段の積層ゴムとし、一方の積層ゴムに並列に減衰係数切替型オイルダンパを設けるTMD機構を提案した。この機構ではオイルダンパが周期調整と減衰付与の二役を兼ねており、錘の支持機構の剛性操作を要しない点が最大の特長となる。提案した機構の周期調整の原理は、錘の支持部の複素剛性の観点から理解することができる。TMD系の共振振動数(ω_e)、および等価減衰定数(h_e)を、支持部を構成する2つの復元力要素の剛性比(λ)、および減衰要素の無次元化減衰係数(g_0)を用いて定式化し、 ω_e の変化し得る範囲は λ によって決定づけられること、

および g_0 を変化させた際に ω_e と h_e は連動して変化することを明らかにした。(3.1, 3.2 節)

- (2) 既往の単一 TMD の最適設定式を準用して ACVD TMD の復元力要素の剛性や減衰要素の減衰係数を設計する手法を提案した。提案した設計法は、質量比 (μ)、および対応しようとする周期ずれの範囲 (η_t) を与条件として、略算式を用いることにより装置特性を容易に定めることができる。この手法で設計した TMD を既往の TMD (多重 TMD、剛性・減衰可変 TMD) と比較し、制震効果が多重 TMD よりも優れており、剛性・減衰可変 TMD に近づくものであることを示した。また、減衰係数を連続的に変化させる必要はなく 3 段階程度の切り替えで十分な制震効果を発揮できることを確認した。(3.3~3.5 節)
- (3) 多数の時刻歴応答解析を統計的に処理する手法を用いて、制御の遅れが制震効果に与える影響を評価した。主系の周期変動直後の過渡応答を重視する場合、パッシブ型の多重 TMD の制震効果を超越するためには、 $\mu=0.02$ の場合は変動後の主系周期の 4~5 倍程度、 $\mu=0.05$ および $\mu=0.10$ の場合は同じく 3~4 倍程度の時間が、制御システムに許される制御時間の目安となる。(3.6 節)
- (4) 装置構成上、完全になくすことができない錘以外の質量 (中間質量) の影響を評価し、目安として錘質量の 20%程度までは中間質量の影響が小さいことを示した。また中間質量がそれよりも大きい場合、設計値を補正することで中間質量を錘の一部として利用できることを示し、その補正手法を提示した。(3.7 節)

4 章は、本研究の目的IIに対応したものであり、エネルギー吸収効率を評価指標としたセミアクティブ TMD (ACVD TMD) の制御法の提案と、地震応答解析による妥当性の検証を行った。

- (1) 剛性・減衰可変 TMD を対象として、既往研究において提案されている制御法の制震効果を確認した。入力卓越振動数に合わせる制御法は狭帯域の外乱に対して有効であるが、地震動のようにある程度広い振動数帯域を有する外乱に対しては主系の固有振動数に同調させる制御法が適することを、時刻歴応答解析結果に基づいて明らかにした。(4.1, 4.2 節)
- (2) エネルギー吸収効率に基づく評価指標を用いた制御法を提案した。提案した制御法の基本コンセプトは、TMD がとり得る状態 (TMD 切替モード) に対応した数値計算モデル (仮想 TMD) を予め準備し、TMD 設置位置の応答加速度をそれに入力した際に単位時間あたりの吸収エネルギーが最大となる仮想 TMD に対応した TMD 設定を選択するというものである。本制御法は制御に要する観測記録が TMD 設置位置の加速度情報だけであり実装が容易であるという特長がある。検討では、TMD の設定や地動のスペクトルピークによらず、安定的に適切な TMD 設定が見つげられることを、多数の時刻歴応答解析結果に基づいて確認した。解析窓を用いた制御アル

ゴリズムを示し、安定的な制御を行うためには初期固有周期の 8 倍程度の窓長を設定することが有効であることを示した。また、本制御法を ACVD TMD に用いる手法を提示した。本制御法はホワイトノイズ入力に対する主系の平均応答を最小化することを意図して評価指標の算定式を設定しているが、算定式に含まれる TMD の減衰定数に基づく補正係数の物理的な意味を考察し、具体的な設定根拠を示した。

(4.3 節)

- (3) ACVD TMD に、提案した制御法を組み合わせたシステムの制震効果を地震応答解析によって確認した。主系は RC 造の超高層建物を模した弾塑性多質点系とし、これに各種の TMD を設置した際の建物の応答、および TMD の応答ストロークを把握した。入力地震動は、告示波をはじめとして長周期地震動や既往観測波を用い、多様な特徴を有する入力、および多様な入力レベルに対して、ACVD TMD の制震効果がパッシブ型の TMD (単一 TMD、二重 TMD) の制震効果を上回り、理想的な剛性・減衰可変 TMD に近いものであることを示した。(4.4, 4.5 節)

5 章は本研究の目的Ⅲに対応したものであり、ACVD TMD の実大サイズの装置の試設計と、縮小試験体による振動台実験について述べた。

- (1) 固有周期が 2.5 秒から 4 秒程度まで変動する建物を想定し、これに適用するための約 400 ton の錘の TMD の試設計を行った。TMD ユニットのサイズや必要とされる構成要素 (フレーム、積層ゴム、減衰係数切替型オイルダンパ) の概要を示すとともに、それらの機構や設計法について概説した。(5.1 節)
- (2) 約 40 ton の錘を有する振動台実験用の縮小試験体、および制御システムを製作した。制御システムは信頼性を重視して、十分な実績のある機器を用いて構成した。本システムの制御に伴う電力負荷は最大でも 100W 程度と非常に小さいため、無停電電源装置 (UPS) によるバックアップが容易である。また、断電時に自動的に移行するフェイルセーフ機構を設定することにより、コントローラの故障等の非常時に対する冗長性を確保することができる。(5.2 節)
- (3) 定常正弦波入力による基本特性確認試験を実施した。オイルダンパの減衰係数の切り替えのみで TMD の同調周期を変えることができるという ACVD TMD 特有の振動性状を実験により確認した。また、試験結果をシミュレーション解析モデルによって精度よく表現できることを確認した。その後、建物頂部位置の地震応答波を入力し、制御システムによる自動制御の状況、および試験体の挙動を確認した。二方向同時入力に対して制御システムは想定通り動作しており、試験体の挙動に関してもシミュレーション解析モデルと良好に対応することを確認した。制御システムは実機と同様の構成としており、ACVD TMD の実用化に向けた目途をつけることができた。(5.3 節)

6.2 今後の課題と展開

本論文で提案した、減衰係数切替式適応 TMD (ACVD TMD) の今後の研究課題、および適用展開として以下の項目が挙げられる。

(1) 実適用と観測による効果の検証

ACVD TMD は単純な構成で周期変動する制震対象に適応することができ、かつ振動台実験により TMD 本体および制御システムの動作検証が行われた、実現性の高いシステムである。今後、実際の建物または工作物に適用され、適用後の観測記録を通じて効果が検証されることが期待される。

(2) 制御に用いる評価指標の改良

本論文の4章では、時刻歴応答解析を用いたパラメータスタディによって、TMD による吸収エネルギー量の傾向を把握し、それに基づいて制御に用いる評価指標を提案した。提案した評価指標によって所期の制御が行われ、十分な制震効果が得られることが多数の地震応答解析を通じて検証されたが、この評価指標が最良であるかについては議論の余地が残されている。評価指標の改良によって更なる制震効果の向上に繋がられる可能性がある。

(3) モニタリングシステムとの融合

セミアクティブ制御システムを構造ヘルスマニタリングに利用することが考えられる。大地震を受けた際の加速度記録や TMD の最大応答ストロークは、地震後の建物の安全性を判断するための重要な情報であり、建物の防災センターと連携することで損傷の即時把握やその後の避難指示に役立てることができる。また、制御に用いる加速度記録や TMD の制御状況を継続的に取得し続けることで、長期的な構造物の動特性の変化を把握し、構造的な異常の発見に繋げることができる可能性がある。

(4) 超高層建物以外への適用対象の拡大

ACVD TMD の周期調整の原理や制御法は汎用的なものであり、本論文で主要な検討対象とした、RC 造建物用の大地震対応 TMD 以外への適用が可能である。例えば、予め明確な固有周期を得ることができない対象や、使用状況によって固有周期が変化する構造物に対して、ある程度ロバスタな TMD として使用することが考えられる。また、車両や船舶等の機械分野においても TMD による応答制御は広く用いられている。本論文では周期変動の範囲を2倍程度までと想定したが、付録4に示すように機構を工夫することによって、さらに広い範囲に対応することも可能である。適用対象の探索とそれに適した機構の考案によって、様々な対象への適用拡大が期待される。

(5) 周期適応型 TMD 以外の用途への展開

減衰要素を TMD の復元力要素の一部に並列に配置して、共振周期と等価減衰定数を制御するという、本論文で提示した機構の力学的な特徴や設計法は、周期適応型 TMD 以外の用途への展開が可能である。一例として、付録 5 に述べる平面二方向に異なる同調周期を有する TMD が挙げられる。また、免震層に同様の機構を組み込むことによって周期可変型の免震建物を実現できるなど、TMD 以外の有効な活用方法が見つけられる可能性がある。

関係論文

第 2 章および第 3 章

中井武, 栗野治彦: 周期変動に適応可能なセミアクティブ同調質量ダンパの機構及び設計法の提案, 日本建築学会構造系論文集, 第 83 巻 第 744 号, pp.233-243, 2018 年 2 月

Nakai, T., Kurino, H., Yaguchi, T., Kano, N.: Control effect of large tuned mass damper used for seismic retrofitting of existing high-rise building, Japan Architectural Review, Vol.2, No.3, pp.269-286, 2019.7

第 4 章

中井武, 栗野治彦: 周期変動に適応可能なセミアクティブ同調質量ダンパのエネルギー吸収効率を評価指標とした制御法, 日本建築学会構造系論文集, 第 86 巻 第 782 号, pp.565-576, 2021 年 4 月

第 5 章

中井武, 栗野治彦: 鉄筋コンクリート構造物に適用可能な周期適応型セミアクティブ同調質量ダンパの開発, 日本建築学会技術報告集, 第 27 巻 第 67 号, pp.1195-1200, 2021 年 10 月

付録 5

皆川俊平, 栗野治彦, 中井武, 金子貴司: 二方向に異なる固有周期を有する建物に適用可能な TMD の開発, 日本建築学会技術報告集, 第 28 巻 第 68 号, pp.115-120, 2022 年 2 月 (印刷中)

参考文献

1 章

- [1] 飯場正紀, 大川出, 斉藤大樹, 森田高市, 長谷川隆: 平成 23 年 (2011 年) 東北地方太平洋沖地震において観測された強震記録に基づく建築物の地震時挙動の分析, 建築研究資料, 独立行政法人建築研究所, 2012 年 9 月
- [2] 永野正行, 肥田剛典, 渡辺一弘, 田沼毅彦, 中村充, 井川望, 保井美敏, 境茂樹, 森下真行, 川島学: 2011 年東北地方太平洋沖地震時の強震記録に基づく関東・関西地域に建つ超高層集合住宅の動特性, 日本地震工学会論文集, 第 12 巻, 第 4 号, pp.65-79, 2012
- [3] 永野正行, 肥田剛典, 田沼毅彦, 中村充, 井川望, 保井美敏, 境茂樹, 森下真行, 北堀隆司, 上林宏敏: 強震下の超高層集合住宅の挙動解明と今後の被害低減に向けた取り組み, 日本地震工学会論文集, 第 16 巻, 第 5 号, pp.2-11, 2016
- [4] 日本建築学会編: 長周期地震動と超高層建物の対応策, 日本建築学会, 2013 年 10 月
- [5] 国土交通省住宅局建築指導課: 超高層建築物等における南海トラフ沿いの巨大地震による長周期地震動対策について (技術的助言), 国住指第 1111 号, 2016 年 6 月 24 日
- [6] 木村雄一, 青野英志, 細澤治: 変位依存型オイルダンパーによる既存超高層建物の制振補強(その 3)建物概要と制振補強の概要, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.523-524, 2009 年 8 月
- [7] Aono, H., Hosozawa, O., Kimura, Y., Yoshimura, C.: Seismic retrofit of high-rise building with deformation-dependent oil dampers, CTBUH 2011 Seoul Conference, pp.255-265, 2011.10
- [8] Nakai, T., Kurino, H., Yaguchi, T., Kano, N.: Control effect of large tuned mass damper used for seismic retrofitting of existing high-rise building, Japan Architectural Review, Vol.2, No.3, pp.269-286, 2019.7
- [9] Sone, T., Ogino, K., Kamoshita, N., Muto, K., Ide, Y., Murata, K., Hamaguchi, H., Yamamoto, M.: Experimental verification of a tuned mass damper system with two-phase support mechanism, Japan Architectural Review, Vol.2, No.3, pp.250-258, 2019.7

- [10] Ishikawa, Y., Maseki, R., Aono, S., Kimura, Y., Yamato, N.: Development and analysis of long stroke tuned mass damper for earthquakes, Japan Architectural Review, Vol.2, No.3, pp.259-268, 2019.7
- [11] (株)大林組：大地震に備え「(仮称)新南海会館ビル」に大型の TMD 制振装置を設置, プレスリリース 2015.9.4
- [12] 竹内徹, 大島康昌, 中田安洋, 佐伯英一郎：既存建物付加型免震構法の応答特性, 日本建築学会技術報告集, 第 13 巻, 第 25 号, pp.153-158, 2007 年 6 月
- [13] 松本孝弘, 尼崎隆, 越野栄悦, 保田秀樹, 秋田智：粘性ダンパーを介して増築建物と連結した既存高層建物の地震時応答 (その 1, 2), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.449-452, 2009 年 7 月
- [14] 吉江慶祐, 宇田川貴章, ジロン・ニコラ：新宿住友ビルの制振改修－全体曲げ変形を制御する新たな制振構造－, pp.36-37, 鉄構技術, 2021 年 4 月号
- [15] 五十殿侑弘, 山本幸正, 河野賢一, 深田良男：曲げ変形制御型制震構造の構造原理に関する研究, 日本建築学会構造系論文集、第 602 号, pp.111-118, 2006 年 4 月
- [16] 西村勝尚, 笹元克紀, 大住和正, 和田裕介, 福本義之：連結制震構造を適用した超高層 RC 造建物の応答性状 (その 1~5), 日本建築学会学術講演梗概集, 構造IV, pp.859-868, 2008 年 7 月
- [17] Makino, A., Imamiya, J. and Sahashi, N.: Seismic Vibration Control of a High-rise R.C. Building by a Large Tuned Mass Damper Utilizing Whole Weight of The Top Floor, The 14th World Conference on Earthquake Engineering, Paper ID S05-02-003, Beijing China, 2008.10
- [18] Fukushima, I., Yamamoto, Y., Nakai, T., Shimada, Y., Yaguchi, T., Kurino, H.: Seismic Retrofit of Existing Steel Reinforced Concrete Buildings by High-performance Tuned Mass Damper, 17th World Conference on Earthquake Engineering, Paper ID 3b-0042, Sendai Japan, 2020.9
- [19] 日本建築学会編, 建築物の振動制御入門, 日本建築学会, 2010 年 12 月
- [20] Den Hartog, J.P.: Mechanical Vibrations (4th edition), McGraw-Hill, 1956
- [21] 栗野治彦, 狩野直樹, 矢口友貴：ストローク制御機能を有する超高層ビル用大地震対応 TMD の開発, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.749-750, 2014 年 9 月

- [22] 佐野剛志, 吉田治, 海老原和夫, 西影武知, 藤田政也, 渡邊真吾: 倒立振子を有する大地震対応振子型 TMD 技術の開発 その 2 フェールセーフ架台を用いた過大地震動対策, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.179-180, 2016 年 8 月
- [23] 半澤徹也, 福喜多輝, 田中鉄也, 佐々木仁志, 牛坂伸也, 渡辺泰志: 回転慣性質量による周期調整機構を有する TMD その 2 縮小試験体の加振実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.251-252, 2016 年 8 月
- [24] Kobori, T., Koshika, N., Yamada, K., Ikeda, Y.: Seismic-response-controlled Structure with Active Mass Driver System. (Part 1) Design, Earthquake Engineering & Structural Dynamics, Vol.20, No.2, pp.133-149, 1991.2
- [25] Kobori, T., Koshika, N., Yamada, K., Ikeda, Y.: Seismic-response-controlled Structure with Active Mass Driver System. (Part 2) Verification, Earthquake Engineering & Structural Dynamics, Vol.20, No.2, pp.151-166, 1991.2
- [26] 西村功, 坂本光雄, 大類哲, 佐々木勝康, 小鹿紀英, 小堀鐸二: アクティブ二重動吸振器の開発・実用化に関する研究 その 1 原理と制御理論, 日本建築学会大会学術講演梗概集.B, 構造 I, pp.813-814, 1993 年 7 月
- [27] 田村和夫, 稲田泰夫, 横田治彦, 前林和彦, 柴慶治, 佐武直紀: ハイブリッドマスダンパー (HMD) に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集.B, 構造 I, pp.1069-1070, 1991 年 8 月
- [28] 島野幸弘, 片山丈士, 田中利幸, 山本雅史, 相沢覚: 減衰特性切り替え型 TMD の高層建物への適用例, 日本機械学会, 第 7 回「運動と振動の制御」シンポジウム講演論文集, 2001 年 4 月
- [29] Nagarajaiah, S.: Adaptive passive, semiactive, smart tuned mass dampers; identification and control using empirical mode decomposition, Hilbert transform, and short-term Fourier transform, Structural Control and Health Monitoring, Vol.16, Issue 7-8, pp.800-841, 2009.8
- [30] 吉中進, 谷口与史也: 初期変位付与型 TMD の初期変位解放条件に関する考察, 日本建築学会構造系論文集, 第 79 巻, 第 703 号, pp.1247-1257, 2014 年 9 月
- [31] 岩浪孝一, 背戸一登: 2 個の複合動的吸振器の最適設計法とその効果, 日本機械学会論文集 (C 編), 50 巻, 449 号, pp.44-52, 1984 年 1 月

- [32] 西川慶一郎, 河上祐介, 藤谷秀雄: 建物周期変動に対応する TMD に関する研究
その 1 建物周期変動が制振効果に及ぼす影響と対応する TMD の提案, 日本建築
学会近畿支部研究報告集. 構造系, pp.125-128, 2020 年 6 月
- [33] Nagarajaiah, S., Sonmez, E.: Structures with Semiactive Variable Stiffness Single/Multiple
Tuned Mass Dampers, ASCE Journal of Structural Engineering, Vol.133, Issue 1, pp.67-
77, 2007.1
- [34] 堀裕輔, 狩野直樹, 栗野治彦: 周期変動の大きな RC 造高層建物用大地震対応 TMD
に関する解析的検討 (その 2) 可変 TMD の制御手法と効果に関する基礎的検討,
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.697-698, 2015 年 9 月
- [35] 足立修一: 制御のためのシステム同定, 東京電機大学出版局, 1996 年 11 月

2 章

- [1] Den Hartog, J.P.: Mechanical Vibrations (4th edition), McGraw-Hill, 1956
- [2] Crandall, S.H. and Mark, W.D.: Random Vibration in Mechanical Systems, Academic
Press, 1963
- [3] Warburton, G.B.: Optimum Absorber Parameters for Various Combinations of Response
and Excitation Parameters, Earthquake Engineering and Structural Dynamics, Vol.10,
pp.381-401, 1982
- [4] 柴田明德: 最新耐震構造解析, 森北出版, 1981 年
- [5] 阿部正人, 藤野洋三: マルティプル同調質量ダンパー (MTMD) の基本的特性,
土木学会論文集, No.465, I-23, pp.87-96, 1993 年 4 月
- [6] C.Li: Optimum Multiple Tuned Mass Dampers for Structures under the Ground
Acceleration Based on DDMF and ADMF, Earthquake Engineering & Structural
Dynamics, Vol.31 No.4, pp.897-919, 2002.4
- [7] C.Li and Y.Liu: Optimum Multiple Tuned Mass Dampers for Structures under the Ground
Acceleration based on the Uniform Distribution, Earthquake Engineering & Structural
Dynamics, Vol.32 No.5, pp.671-690, 2003.4

- [8] 狩野直樹, 堀裕輔, 栗野治彦: 周期変動の大きな RC 造高層建物用大地震対応 TMD に関する解析的検討 (その 1) 複数 TMD の設定法に関する基礎的検討, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.695-696, 2015 年 9 月
- [9] 矢口友貴, 栗野治彦: 動吸振器効果を狙った大重量副振動系を有する制震架構におけるストローク制御法に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 82 巻 738 号, pp.1201-1210, 2017 年 8 月
- [10] 背戸一登: 動吸振器とその応用, コロナ社, 2010 年
- [11] Nagarajaiah, S.: Adaptive Stiffness Systems: Recent Developments in Structural Control Using Semiactive / Smart Variable Stiffness and Adaptive Passive Stiffness, 5th World Conference on Structural Control and Monitoring, Tokyo Japan, 2010.7
- [12] 有田友彦, 石井孝二, 小鹿紀英, 小堀鐸二, 山田俊一, 牟田口勝生: 超高層ビル用 V 字型ハイブリッドマスダンパの開発と適用 (その 1) 制震装置概要, 日本建築学会大会学術講演梗概集.B, 構造 I, pp.807-808, 1993 年 7 月
- [13] Nagarajaiah, S.: Structural vibration damper with continuously variable stiffness. US Patent No. 6098969, 2000.8
- [14] Sun, C. and Nagarajaiah, S.: Family of smart tuned mass dampers with variable frequency under harmonic excitations and ground motions: Closed-form evaluation, Smart Structures and Systems, Vol.13, No.2, pp.319-341, 2014.10
- [15] Rafieipour, M.H., et.al.: A novel semi-active TMD with folding variable stiffness spring, Earthquake Engineering and Engineering Vibration. Vol.13, No.3, pp.509-518, 2014.9
- [16] Chu, S., Yeh, S., Lu, L. and Peng, C.: A leverage-type stiffness controllable mass damper for vibration mitigation of structures, Structural Control and Health Monitoring, 2016.1
- [17] Wanga, L., Shia, W. and Zhou, Y.: A preliminary study on adaptive tuned mass damper with variable mass, 7th World Conference on Structural Control and Monitoring, Qingdao China, 2018.7
- [18] R. Zemp, J.C. de la Llera, J.L. Almazan and F. Weber: A Long-stroke Semi-active MR Damper for Building Control Using Tuned Masses, 16th World Conference on Earthquake Engineering, Santiago Chile, 2017.1

- [19] 西川慶一郎, 川上祐介, 藤谷秀雄: 建物周期変動に対応する TMD に関する研究
その 2 振動台を用いたリアルタイムハイブリッド実験による剛性可変 TMD の有
効性の検証, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.819-820, 2020 年 9 月
- [20] 樋渡健: セミアクティブダンパーを用いた建築構造物の振動制御に関する研究,
博士論文 (神戸大学), 2008 年 3 月

3 章

- [1] 日本建築学会編: 入門・建物と地盤との動的相互作用, 日本建築学会, 1996 年
- [2] 大崎順彦: 地震動のスペクトル解析入門, 鹿島出版会, 1976 年
- [3] 星谷勝: 確率論手法による振動解析, 鹿島出版会, 1974 年

4 章

- [1] Nagarajaiah, S., Sonmez, E.: Structures with Semiactive Variable Stiffness Single/Multiple
Tuned Mass Dampers, ASCE Journal of Structural Engineering, Vol.133, Issue 1, pp.68-77,
2007.1
- [2] 河田聡, 南茂夫: 科学計測のためのデータ処理入門, CQ 出版 (株), 2002 年
- [3] 堀裕輔, 狩野直樹, 栗野治彦: 周期変動の大きな RC 造高層建物用大地震対応 TMD
に関する解析的検討 (その 2) 可変 TMD の制御手法と効果に関する基礎的検討,
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.697-698, 2015 年 9 月
- [4] 日野幹雄: スペクトル解析, (株) 朝倉書店, 1977 年
- [5] Nagarajaiah, S.: Adaptive passive, semiactive, smart tuned mass dampers; identification
and control using empirical mode decomposition, Hilbert transform, and short-term Fourier
transform, Structural Control and Health Monitoring, Vol.16, Issue 7-8, pp.800-841, 2009.8
- [6] 斎藤知生: モード解析型多入力多出力 ARX モデルを用いた高層建物のシステム同
定, 日本建築学会構造系論文集, 第 63 巻 第 508 号, pp.47-54, 1998 年 6 月
- [7] 池田芳樹: 忘却係数付き逐次最小二乗法による建物動特性の地震時変化の評価, 日
本建築学会技術報告集, 第 18 巻 第 38 号, pp.51-54, 2012 年 2 月

- [8] Takeda, T., Sozen, M.A., Nielsen, N.N.: Reinforced concrete response to simulated earthquakes, Journal of the Structural Division, ASCE, Vol.96, Issue 12, pp.2557-2573, 1970.12
- [9] 背戸一登, 大熊政明, 山下繁生, 長松昭男: 多自由度系の等価質量同定法, 日本機械学会論文集 (C 編) 53 卷 485 号, pp.52-58, 1987 年 1 月
- [10] 翠川三郎, 三浦弘之: 1968 年十勝沖地震の八戸港湾での強震記録の再数値化, 日本地震工学会論文集, 第 10 卷, 第 2 号, pp.12-21, 2010
- [11] 日本建築学会兵庫県南部地震特別研究委員会 特定研究課題 1 SWG1, 日本建築学会近畿支部耐震構造研究部会: 1995 年兵庫県南部地震強震記録資料集, 1996 年 1 月
- [12] (財)日本建築防災協会・臨海部構造安全委員会: 臨海部における大規模建築物群の総合的な構造安全に関する調査・検討報告書, 1992 年 3 月
- [13] 気象庁: 強震波形 (平成 23 年(2011 年)東北地方太平洋沖地震), https://www.data.jma.go.jp/svd/eqev/data/kyoshin/jishin/110311_tohokuchiho-taiheiyouki/index.html, (参照 2021.10.2)

5 章

- [1] 正木信夫: 免震・制振用多段積層ゴムに関する研究, 博士論文 (東京大学), 1999 年 2 月
- [2] 北山宏貴, 西影武知, 吉田治, 佐野剛志: TMD に用いる積層ゴムの微小変形時の特性試験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.189-190, 2016 年 8 月
- [3] 足立拓朗, 田中鉄也, 三須基規, 西村拓也: TMD に用いる天然ゴム系積層ゴムの繰返し加振試験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.857-858, 2017 年 8 月
- [4] 栗野治彦: ON/OFF 型セミアクティブダンパの分散型制御手法に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 571 号, pp.79-86, 2003 年 9 月
- [5] 福田隆介, 栗野治彦: エネルギー回生を導入したセミアクティブ制震オイルダンパの開発, 日本建築学会構造系論文集, 第 81 卷 第 726 号, pp.1221-1231, 2016.8

謝辞

本論文は、筆者が鹿島建設株式会社 建築設計本部 構造設計統括グループ 先進技術グループ（以下、先進技術グループ）において研究した成果をまとめたものです。

本論文の審査にあたり、主査をお引き受けいただいた神戸大学教授 藤谷秀雄博士には、論文のご指導から種々の手続きに至るまで多大なるご尽力を賜りました。また審査過程においては、神戸大学教授 多賀謙藏博士、同教授 向井洋一博士に貴重なご意見を賜りました。京都大学教授 池田芳樹博士には、研究の途上でシステム同定に関してのご助言を頂き、また論文の審査にも関わっていただきました。心より感謝申し上げます。

先進技術グループ 統括グループリーダー 栗野治彦博士には、本研究の萌芽期から現在に至るまで、プロジェクトの開発責任者として研究開発の方向性を示していただきました。また、振動理論の基礎知識から、セミアクティブ制御や油圧回路の応用技術に至るまで、多様な知見をご教授いただきました。ご指導と激励に感謝いたします。

本論文の解析による検討は、主に自作の解析プログラムを用いて行いましたが、これは筆者が学生時代に学んだ地震応答解析プログラムが礎となっています。ご指導いただきました東京工業大学准教授 堀田久人博士に謝意を表します。

本研究は、鹿島建設の部門開発プロジェクトの一環として行われました。鹿島建設 常任顧問 児嶋一雄氏をはじめ、R&D 構造部会の皆様には研究・開発の認可等においてお世話になりました。また、本研究は、鹿島建設 関西支店 技術長 狩野直樹氏、および先進技術グループ チーフ 堀裕輔氏による鉄筋コンクリート造建物用の大地震対応 TMD に関する研究を発展させたものです。研究初期の検討方針の策定にあたっては、お二方の先行研究を参考にさせていただきました。ここに記して謝意を表します。

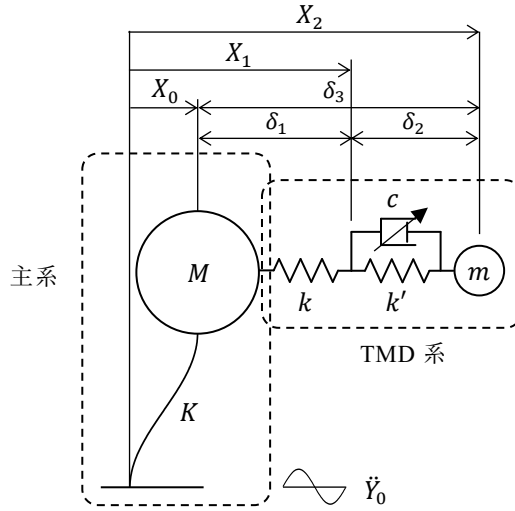
本研究の遂行にあたっては、多くの先進技術グループ関係者にご支援を頂きました。同グループリーダー 兵頭陽氏には、今後の実適用を見据えて、制御アルゴリズムを汎用構造解析プログラムに組み込む労を取っていただきました。また、同チーフ 福田隆介博士には、制御用コントローラに組み込むプログラムに関しての助言を頂きました。同チーフ 矢口友貴氏には、振動台実験用の試験体の製作においてご協力いただきました。株式会社小堀鐸二研究所 皆川俊平氏、および先進技術グループ 平木達也氏には振動台実験の計測や実験結果の整理において献身的なご協力を頂きました。

振動台実験においては、鹿島建設技術研究所 都市防災・風環境グループ 元上席研究員 田上淳氏、同上席研究員 金子貴司氏、同専任課長 小池誠氏にご協力いただきました。また、減衰係数切替型オイルダンパの設計と製作、およびコントローラへの制御プログラムの実装においては、元センクシア株式会社 銭志偉博士に多大なるご協力を頂きました。この場を借りて御礼申し上げます。

2022年1月 中井 武

付録1 留数積分による平均応答の代数解

3章の検討では、減衰係数切替式適応 TMD (ACVD TMD) の制震効果を評価するにあたり、主系の平均応答をコンピュータを用いた数値積分によって求めた。また、平均応答を最小化するための減衰係数（最適減衰係数）を求める際にも数値積分を用いた探索を行っている。本付録では、代数計算によって最適減衰係数を求める方法を示す。また、主系の変位の平均応答 σ_{x_0} 、および TMD ストロークの平均応答 $\sigma_{\delta_1} \sim \sigma_{\delta_3}$ の代数解を示し、3章で示した解と一致することを示す。検討対象は図付 1.1 に示す、非減衰の主系に ACVD TMD を設置したモデルとし、主系の固有周期や各変数の意味するところは図 3.2.1 と同様である。



図付 1.1 検討力学モデル

調和地動加速度 \ddot{Y}_0 に対する図付 1.1 の力学系の運動方程式は次式で表される。

$$[M]\{\ddot{X}\} + [C]\{\dot{X}\} + [K]\{X\} = -[M]\{1\}\ddot{Y}_0 \quad (\text{付 1.1})$$

ここで、 $[M]$ は質量行列、 $[C]$ は減衰行列、 $[K]$ は剛性行列であり、それぞれ次式による。

$$[M] = \begin{bmatrix} m & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & M \end{bmatrix}, [C] = \begin{bmatrix} c & -c & 0 \\ -c & c & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}, [K] = \begin{bmatrix} k' & -k' & 0 \\ -k' & k' + k & -k \\ 0 & -k & k + K \end{bmatrix} \quad (\text{付 1.2})$$

また、 $\{X\}$ は各節点の地表面に対する相対変位ベクトルであり、次式による。

$$\{X\} = \begin{Bmatrix} X_2 \\ X_1 \\ X_0 \end{Bmatrix} \quad (\text{付 1.3})$$

各節点の応答は円振動数 p の調和振動となるため、 $\{\ddot{X}\} = -p^2\{X\}$ 、 $\{\dot{X}\} = ip\{X\}$ を(付 1.1)式に代入して整理すると、

$$[-p^2[M] + ip[C] + [K]]\{X\} = -[M]\{1\}\ddot{Y}_0 \quad (\text{付 1.4})$$

したがって、地動加速度に対する変位の伝達関数は次式によって得られる。

$$\begin{cases} H_{X_2}(ip) \\ H_{X_1}(ip) \\ H_{X_0}(ip) \end{cases} = \{X\}/\ddot{Y}_0 = -[-p^2[M] + ip[C] + [K]]^{-1}[M]\{1\} \quad (\text{付 1.5})$$

これを整理すると、主系の変位の伝達関数 $H_{X_0}(ip)$ は次式で表される。

$$H_{X_0}(ip) = \frac{imMcp^3 + (k+k')mMp^2 - i(m+M)ckp - (m+M)kk'}{imMcp^5 + (k+k')mMp^4 - i((k+K)m+kM)cp^3 - ((k+k')K+kk')m+kk'M}p^2 + ikKcp + kk'K} \quad (\text{付 1.6})$$

ここで、 $H_{X_0}(ip)$ の分子を $f(ip)$ 、分母を $h(ip)$ と置き、共役複素数と絶対値の関係を用いて、次式のように変形する。ここで、 $g(ip) = f(ip)f(-ip)$ である。

$$|H_{X_0}(ip)|^2 = H_{X_0}(ip)H_{X_0}(-ip) = \frac{f(ip)f(-ip)}{h(ip)h(-ip)} = \frac{g(ip)}{h(ip)h(-ip)} \quad (\text{付 1.7})$$

さて、ランダム振動論によるとパワースペクトル密度 $S_0(p)$ の外乱に対する応答の2乗平均期待値 σ^2 は次式で表されるので、

$$\sigma^2 = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} |H(ip)|^2 S(p) dp \quad (\text{付 1.8})$$

(2.1.4)再掲

$S(p)=1$ の定常ホワイトノイズ地動に対する主系の変位の2乗平均期待値 $\sigma_{X_0}^2$ は、(付 1.8)式に(付 1.7)式を代入して次式のように表される。

$$\sigma_{X_0}^2 = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} |H(ip)|^2 dp = \frac{1}{2\pi i} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{i g(ip)}{h(ip)h(-ip)} dp \quad (\text{付 1.9})$$

$h(ip)$ は p の5次式であるので、後述する留数積分公式の(付 1.24)式を用いると、 $\sigma_{X_0}^2$ を c の関数とみて、次式のように代数解を得ることができる。

$$\sigma_{X_0}^2(c) = Ac + \frac{B}{c} \quad (\text{付 1.10})$$

ここで、式中のAおよびBは次式で表される定数である。

$$A = \frac{k^2 m^3 + (K^2 - 2kK + 3k^2)Mm^2 + (3k^2 - 2kK)M^2 m + k^2 M^3}{2k^2 K^2 m^2} \quad (\text{付 1.10a})$$

$$B = \frac{B_1 + B_2 + B_3 + B_4 + B_5}{2k^2 K^3 m^2} \quad (\text{付 1.10b})$$

$$B_1 = \{(k + k')kk'K + k^2 k'^2\}m^4$$

$$B_2 = 4k^2 k'^2 Mm^3$$

$$B_3 = \{(k + k')^2 K^2 - 3(k + k')kk'K + 6k^2 k'^2\}M^2 m^2$$

$$B_4 = -2\{(k + k')kk'K - 2k^2 k'^2\}M^3 m$$

$$B_5 = k^2 k'^2 M^4$$

ここで、(2.1.18) 式と同様の考え方を適用すると、 A と B および c を正の実数とにおいて、(付 1.10)式は次式のように表される。

$$\sigma_{x_0}^2(c) = Ac + \frac{B}{c} \geq 2\sqrt{AB} \quad (\text{付 1.11})$$

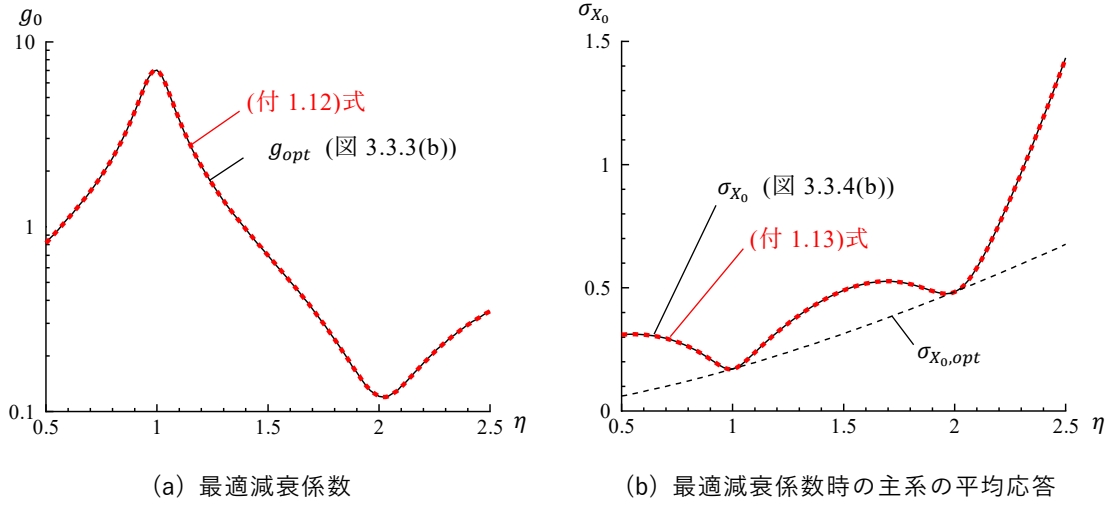
(等号成立は $c = \sqrt{B/A}$ のとき)

したがって $\sigma_{x_0}^2(c)$ を最小化する最適減衰係数 c_{opt} 、およびその時の主系の平均応答 $\sigma_{x_0,opt}$ は次式で表される。

$$c_{opt} = \sqrt{B/A} \quad (\text{付 1.12})$$

$$\sigma_{x_0,opt} = \sigma_{x_0}(c_{opt}) = \sqrt{2\sqrt{AB}} \quad (\text{付 1.13})$$

以上、ACVD TMD の最適減衰係数、およびその際の主系の平均応答の代数解を示した。これらの式によって得た解は、図付 1.2 に示すように本論文 3 章で示した数値積分による解と一致する。なお、ここでは c_{opt} を(3.2.8)式により、無次元化減衰係数 g_0 に直して示している。



図付 1.2 数値積分による解と代数解の比較 ($\mu=0.02$, $\eta_t=2.0$)

次に TMD ストロークの代数解を算定する。TMD 各部のストローク $\delta_1 \sim \delta_3$ の伝達関数はそれぞれ次式によって表される。

$$\begin{aligned}
 H_{\delta_1}(ip) &= H_{X_1}(ip) - H_{X_0}(ip) \\
 H_{\delta_2}(ip) &= H_{X_2}(ip) - H_{X_1}(ip) \\
 H_{\delta_3}(ip) &= H_{X_2}(ip) - H_{X_0}(ip)
 \end{aligned} \tag{付 1.14}$$

主系の平均応答と同様に、留数積分公式を用いてストロークの平均応答 $\sigma_{\delta_1} \sim \sigma_{\delta_3}$ を求めると、それぞれ次式の解を得ることができる。

$$\sigma_{\delta_1}(c) = \sqrt{\frac{kK(m+M)c^2 + (kk' + kK + k'K)k'm^2 + 2kk'^2Mm + kk'^2M^2}{2k^3Kc}} \tag{付 1.15}$$

$$\sigma_{\delta_2}(c) = \sqrt{\frac{(kk' + kK + k'K)m^2 + 2kk'Mm + kk'M^2}{2kk'Kc}} \tag{付 1.16}$$

$$\sigma_{\delta_3}(c) = \sqrt{\frac{D_1c^2 + D_2 + D_3 + D_4}{2k^3k'Kc}} \tag{付 1.17}$$

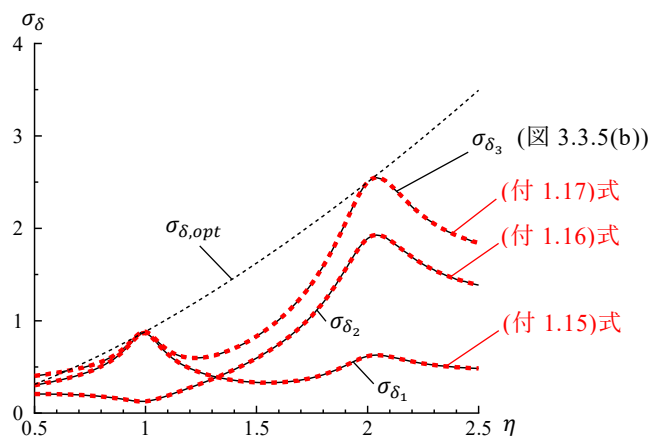
$$D_1 = kk'K(m+M)$$

$$D_2 = (k+k')^2(kk' + kK + k'K)m^2$$

$$D_3 = 2kk'(k+k')^2Mm$$

$$D_4 = kk'(k+k')^2M^2$$

(付 1.15)式～(付 1.17)式を用いて算定した、最適減衰係数時のストロークの平均応答を図付 1.3 に示す。こちらも、3 章で示した数値積分による解と一致する。



図付 1.3 TMD ストロークの数値積分による解と代数解の比較 ($\mu=0.02$, $\eta_t=2.0$)

以上、パワースペクトル密度 1 の定常ホワイトノイズ外乱に対する、ACVD TMD の最適減衰係数の代数計算による算定方法、および各部の平均応答の代数解を示した。検討に用いた留数積分公式を次頁に示す。

James, H. M.らによる留数積分公式^[1]を以下に示す。

$$I_n = \frac{1}{2\pi i} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{g_n(x)}{h_n(x) h_n(-x)} dx \quad (\text{付 1.18})$$

$$\begin{aligned} h_n(x) &= a_0 x^n + a_1 x^{n-1} + \cdots + a_n \\ g_n(x) &= b_0 x^{2n-2} + b_1 x^{2n-4} + \cdots + b_{n-1} \end{aligned} \quad (\text{付 1.19})$$

積分の解は、次数 n に応じて次式で求めることができる。ここでは、本論文の検討に用いた $n=5$ までの式を抜粋して示す。

$$I_1 = \frac{1}{2a_0 a_1} \quad (\text{付 1.20})$$

$$I_2 = \frac{-b_0 + \frac{a_0 b_1}{a_2}}{2a_0 a_1} \quad (\text{付 1.21})$$

$$I_3 = \frac{-a_2 b_0 + a_0 b_1 - \frac{a_0 a_1 b_2}{a_3}}{2a_0 (a_0 a_3 - a_1 a_2)} \quad (\text{付 1.22})$$

$$I_4 = \frac{b_0 (-a_1 a_4 + a_2 a_3) - a_0 a_3 b_1 + a_0 a_1 b_2 + \frac{a_0 b_3}{a_4} (a_0 a_3 - a_1 a_2)}{2a_0 (a_0 a_3^2 + a_1^2 a_4 - a_1 a_2 a_3)} \quad (\text{付 1.23})$$

$$I_5 = \frac{M_5}{2a_0 \Delta_5} \quad (\text{付 1.24})$$

$$\begin{aligned} M_5 &= b_0 (-a_0 a_4 a_5 + a_1 a_4^2 + a_2^2 a_5 - a_2 a_3 a_4) + a_0 b_1 (-a_2 a_5 + a_3 a_4) \\ &\quad + a_0 b_2 (a_0 a_5 - a_1 a_4) + a_0 b_3 (-a_0 a_3 + a_1 a_2) \\ &\quad + \frac{a_0 b_4}{a_5} (-a_0 a_1 a_5 + a_0 a_3^2 + a_1^2 a_4 - a_1 a_2 a_3) \end{aligned} \quad (\text{付 1.24a})$$

$$\begin{aligned} \Delta_5 &= a_0^2 a_5^2 - 2a_0 a_1 a_4 a_5 - a_0 a_2 a_3 a_5 + a_0 a_3^2 a_4 + a_1^2 a_4^2 + a_1 a_2^2 a_5 \\ &\quad - a_1 a_2 a_3 a_4 \end{aligned} \quad (\text{付 1.24b})$$

参考文献

- [1] James, H.M., Nichols, N.B, Phillips, R.S.: Theory of Servomechanisms, McGraw-Hill, 1947

付録2 システム同定による固有周期の逐次同定法

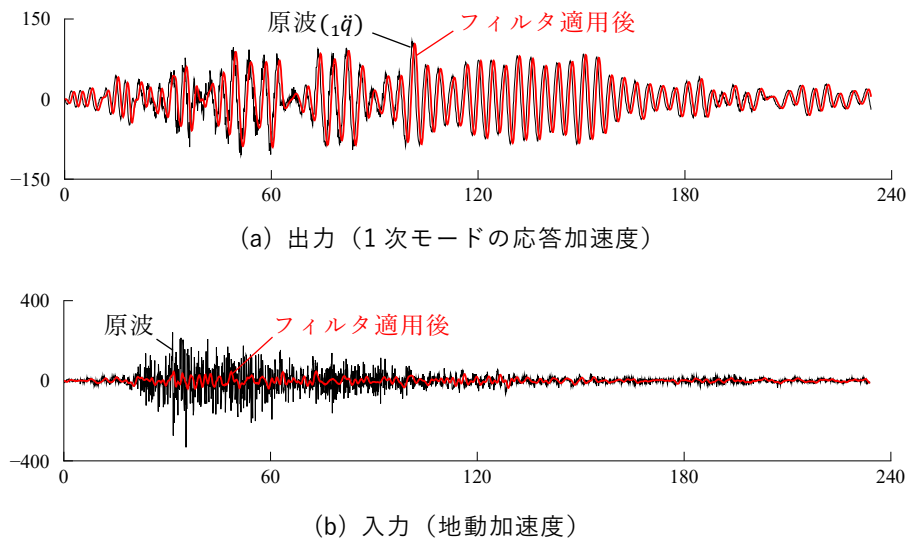
4.2.2 項で用いた、ARX モデルによる固有周期の逐次同定の概要について述べる^[1]。

本論文で用いた手法では、はじめに 10F、20F、および 30F の応答加速度を用いて、次式によって 1~3 次モードの応答加速度を得る。なお、ここでは刺激関数は既知であり塑性化によって弾性時と大きく変わらないことを仮定している。

$$\begin{Bmatrix} {}_1\ddot{q} \\ {}_2\ddot{q} \\ {}_3\ddot{q} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} {}_1\beta_1 u_{30F} & {}_2\beta_2 u_{30F} & {}_3\beta_3 u_{30F} \\ {}_1\beta_1 u_{20F} & {}_2\beta_2 u_{20F} & {}_3\beta_3 u_{20F} \\ {}_1\beta_1 u_{10F} & {}_2\beta_2 u_{10F} & {}_3\beta_3 u_{10F} \end{bmatrix}^{-1} \begin{Bmatrix} \ddot{x}_{30F} \\ \ddot{x}_{20F} \\ \ddot{x}_{10F} \end{Bmatrix} \quad (\text{付 2.1})$$

式中の ${}_s\ddot{q}$ は s 次モードの応答加速度、 \ddot{x}_{nF} は n 階の応答加速度を示す。 ${}_s\beta_s u_{nF}$ は主系（弾性時）の s 次モードの n 階の刺激関数である。

次に、1 次モードの応答加速度 ${}_1\ddot{q}$ に付録 3 に示すオンラインフィルタを適用する。図付 2.1(a) に上記操作により抽出した 1 次モードの応答加速度の時刻歴を示す。ここでは、フィルタ前後の波形を併記している。オンラインフィルタによる位相遅れに伴い、フィルタ適用後の波形は原波に対して若干の遅れを示すが、その差は大きくはない。図付 2.1(b) に同様にオンラインフィルタ適用前後の地動加速度の時刻歴を示す。



図付 2.1 システム同定に用いる入出力波形

上記の地動加速度を入力外乱、1 次モード加速度を出力とみなして、忘却係数付き逐次最小二乗法によって、建物を 1 入力 1 出力系の ARX モデルとして同定し、1 次振動モードの周期の時間変化を把握する。評価関数、推定値、およびアルゴリズムを下記に示す^[2]。

評価関数 $J_N = \sum_{k=1}^N \rho^{N-k} (y_k - z_k^T \theta)^2$ (付 2.2)

推定値 $\hat{\theta}_N = \left(\sum_{k=1}^N \rho^{N-k} z_k z_k^T \right)^{-1} \sum_{k=1}^N \rho^{N-k} z_k y_k$ (付 2.3)

アルゴリズム $\hat{\theta}_N = \hat{\theta}_{N-1} + \frac{P_{N-1} z_N}{\rho + z_N^T P_{N-1} z_N} (y_N - z_N^T \hat{\theta}_{N-1})$ (付 2.4)

$$P_N = \frac{1}{\rho} \left(P_{N-1} - \frac{P_{N-1} z_N z_N^T P_{N-1}}{\rho + z_N^T P_{N-1} z_N} \right) \quad (\text{付 2.5})$$

ここで、 y_k は離散時間 k の出力、 z_k は観測から構成される回帰ベクトル、 ρ は忘却係数である。 P_N は時刻 N までの推定誤差の共分散行列である。分析対象の出力信号は、既に1次モードのみを抽出しているためモデルの次数は2とし、パラメータベクトル θ_N は次式で設定した。

$$\theta_N = [a_1 \quad a_2 \quad b_0 \quad b_1 \quad b_2]^T \quad (\text{付 2.6})$$

上記の処理においては、デシメーションにより時間刻みを0.1秒とし、 P_N の初期値 P_0 を 10^4 、 $\hat{\theta}_N$ の初期値 $\hat{\theta}_0$ を1とした。

建物の1次固有周期は逐次算定されるARXモデルのパラメータと、1自由度系の伝達関数の係数の対応関係によって同定する。1自由度系の伝達関数のラプラス変換表現を、次式のように z 変換表現に書き改めることを考える。ここで、 ω は1自由度系の固有円振動数、 h は減衰定数を示す。

$$H(s) = \frac{1}{s^2 + 2h\omega s + \omega^2} \Rightarrow H(z) = \frac{b_0 + b_1 z^{-1} + b_2 z^{-2}}{1 - a_1 z^{-1} - a_2 z^{-2}} \quad (\text{付 2.7})$$

時間刻みを Δt とし、双一次変換

$$s = \frac{1}{\Delta t} \ln(z) \approx \frac{2}{\Delta t} \frac{1 - z^{-1}}{1 + z^{-1}} \quad (\text{付 2.8})$$

を用いると、(付 2.7)式の各係数は次式のように算定される。

$$a_1 = \frac{2 - \omega^2 \Delta t^2 / 2}{1 + h\omega \Delta t + \omega^2 \Delta t^2 / 4}, \quad a_2 = -\frac{1 - h\omega \Delta t + \omega^2 \Delta t^2 / 4}{1 + h\omega \Delta t + \omega^2 \Delta t^2 / 4} \quad (\text{付 2.9})$$

$$b_0 = b_2 = \frac{\Delta t^2 / 4}{1 + h\omega \Delta t + \omega^2 \Delta t^2 / 4}, \quad b_1 = \frac{\Delta t^2 / 2}{1 + h\omega \Delta t + \omega^2 \Delta t^2 / 4} \quad (\text{付 2.10})$$

(付 2.10)式より、下記のように ARX モデルの係数とモーダルパラメータの関係式を得ることができる。

$$\omega = \frac{2}{\Delta t} \sqrt{\frac{1 - a_1 - a_2}{1 + a_1 - a_2}}, \quad h = \frac{1 + a_2}{\sqrt{(1 + a_1 - a_2)(1 - a_1 - a_2)}} \quad (\text{付 2.11})$$

本論文では、(付 2.11)式の ω を用いて対象建物モデルの 1 次固有周期の変動状況を同定した。

参考文献

- [1] 足立修一，制御のためのシステム同定，東京電機大学出版局，1996 年
- [2] 池田芳樹：忘却係数付き逐次最小二乗法による建物動特性の地震時変化の評価，日本建築学会技術報告集，第 18 巻 第 38 号，pp.51-54，2012 年 2 月

付録3 離散時間系におけるフィルタの演算法

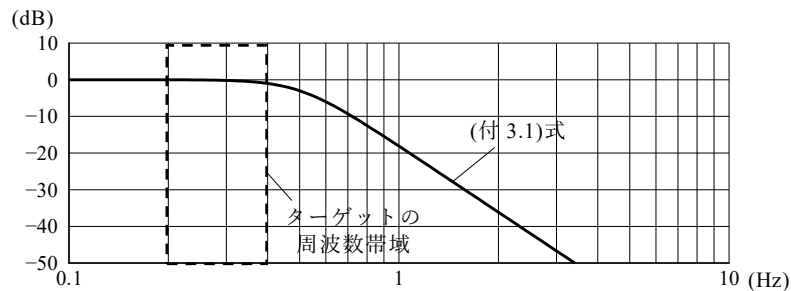
4.4節および4.5節のACVD TMDの制御においては、建物頂部（TMD設置位置）で計測した加速度記録にオンラインフィルタを適用した波形を、仮想TMDへの入力として用いている。この処理は本論文で提案した制御法にとって必須なものではないが、種々の外的要因の影響を排除するために、実適用においては実装することが望ましいと判断し、本論文の解析においても考慮したものである。フィルタリングに伴う計算はTMDのコントローラで行うことを想定しており、所要メモリや計算量はできるだけ小さいことが望ましい。本付録では、コントローラに実装するフィルタ特性を示し、離散時間系におけるフィルタの演算手法について述べる。なお4.2.2項のシステム同定の前処理としてのフィルタリング、および5.2節で述べた実験用の試作コントローラにも同様の処理を実装している。

(1) TMDの制御において用いるフィルタ特性

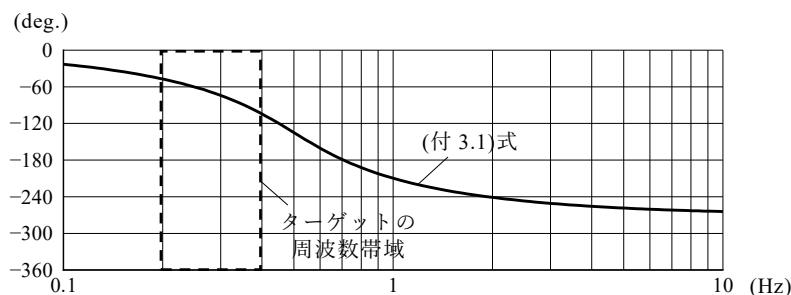
TMDの制御においては、次式に示す3次のButterworthフィルタを用いる。

$$G(s) = \left(\frac{\omega}{s + \omega}\right) \left(\frac{\omega^2}{s^2 + \omega s + \omega^2}\right) \quad \text{(付 3.1)} \quad \text{(5.2.1)再掲}$$

ここで、 ω はカットオフ円振動数である。4.4節および4.5節の検討においては、主系の1次固有振動数の変動幅が概ね0.2~0.4Hz程度であることから、この範囲のゲインが概ね一定となるよう、カットオフ振動数を0.5Hzに設定した。図付3.1にフィルタ特性を示す。



(a) 振幅特性



(b) 位相特性

図付 3.1 ボード線図

(2) 1次および2次フィルタの厳密解表現

以下、入力を u 、内部変数を x 、出力を z と置いて、(付 3.1)式のフィルタ処理を行うための計算手法を示す。

1次フィルタの特性は次式で表される。

$$G(s) = \frac{As + B}{s + \omega} \quad (\text{付 3.2})$$

時間刻みを Δt と置いて、区間 $t_k \sim t_{k+1}$ において、入力 u が線形変化すると仮定すると、この解は次式のように行列表現できる^[1]。

$$\begin{Bmatrix} x_{k+1} \\ \dot{x}_{k+1} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x_k \\ u_{k+1} \\ u_k \end{Bmatrix} \quad (\text{付 3.3})$$

ここで、

$$\begin{aligned} a_{11} &= e^{-\omega\Delta t}, a_{12} = \frac{1}{\omega} \left(1 - \frac{1 - e^{-\omega\Delta t}}{\omega\Delta t} \right), a_{13} = \frac{1}{\omega} \left(\frac{1 - e^{-\omega\Delta t}}{\omega\Delta t} - e^{-\omega\Delta t} \right) \\ a_{21} &= -\omega e^{-\omega\Delta t}, a_{22} = \frac{1 - e^{-\omega\Delta t}}{\omega\Delta t}, a_{23} = e^{-\omega\Delta t} - \frac{1 - e^{-\omega\Delta t}}{\omega\Delta t} \end{aligned} \quad (\text{付 3.4})$$

出力 z は内部変数 x を用いて次式で与えられる。

$$z_{k+1} = A\dot{x}_{k+1} + Bx_{k+1} \quad (\text{付 3.5})$$

したがって、1次フィルタの伝達行列は次式のように得られる。

$$\begin{Bmatrix} x_{k+1} \\ z_{k+1} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} \\ Ba_{11} + Aa_{21} & Ba_{12} + Aa_{22} & Ba_{13} + Aa_{23} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x_k \\ u_{k+1} \\ u_k \end{Bmatrix} \quad (\text{付 3.6})$$

(付 3.1)式の1次要素部分は、

$$G(s) = \frac{\omega}{s + \omega} \quad (\text{付 3.7})$$

であるので、(付 3.6)式に $A = 0$ 、 $B = \omega$ を代入して、次式のように対応する伝達行列を得ることができる。

$$\begin{Bmatrix} x_{k+1} \\ z_{k+1} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} \\ \omega a_{11} & \omega a_{12} & \omega a_{13} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x_k \\ u_{k+1} \\ u_k \end{Bmatrix} \quad (\text{付 3.8})$$

2次フィルタの特性は次式で表される。(h<1)

$$G(s) = \frac{As^2 + Bs + D}{s^2 + 2h\omega s + \omega^2} \quad (\text{付 3.9})$$

時間刻みを Δt と置いて、区間 $t_k \sim t_{k+1}$ において、入力 u が線形変化すると仮定すると、この解は次式のように行列表現できる^[1, 2]。

$$\begin{Bmatrix} x_{k+1} \\ \dot{x}_{k+1} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} \\ a_{21} & a_{22} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x_k \\ \dot{x}_k \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} b_{11} & b_{12} \\ b_{21} & b_{22} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_{k+1} \\ u_k \end{Bmatrix} \quad (\text{付 3.10})$$

ここで、

$$\begin{aligned} a_{11} &= E(HS + C), & b_{11} &= E(LS/W + KC) + O - K \\ a_{12} &= ES/W, & b_{12} &= -E(L + R)S/W - E(K + O)C + K \\ a_{21} &= -HES/R, & b_{21} &= EL(C - HS) - EK(WS + TC) + M \\ a_{22} &= E(C - HS), & b_{22} &= -E(L + R)(C - HS) + E(K + O)(WS + TC) - M \end{aligned} \quad (\text{付 3.11})$$

式中の記号は以下の通り。

$$\begin{aligned} E &= e^{-h\omega\Delta t}, & H &= h/\sqrt{1-h^2}, & W &= \sqrt{1-h^2}\omega \\ K &= 2h/(\omega^3\Delta t), & L &= (2h^2-1)/(\omega^2\Delta t), & R &= h/\omega \\ T &= h\omega, & O &= 1/\omega^2, & M &= 1/(\omega^2\Delta t) \\ S &= \sin\sqrt{1-h^2}\omega\Delta t, & C &= \cos\sqrt{1-h^2}\omega\Delta t \end{aligned} \quad (\text{付 3.12})$$

(付 3.10)式の出力は次式で与えられる。

$$z_{k+1} = A\ddot{x}_{k+1} + B\dot{x}_{k+1} + Dx_{k+1} \quad (\text{付 3.13})$$

ここで、

$$\ddot{x}_{k+1} = u_{k+1} - 2h\omega\dot{x}_{k+1} - \omega^2x_{k+1} \quad (\text{付 3.14})$$

であるから、2次フィルタの伝達行列は次式のように得られる。

$$\begin{Bmatrix} x_{k+1} \\ \dot{x}_{k+1} \\ z_{k+1} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & b_{11} & b_{12} \\ a_{21} & a_{22} & b_{21} & b_{22} \\ fa_{11} + ga_{21} & fa_{12} + ga_{22} & fb_{11} + gb_{21} + A & fb_{12} + gb_{22} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x_k \\ \dot{x}_k \\ u_{k+1} \\ u_k \end{Bmatrix} \quad (\text{付 3.15})$$

ここで、

$$f = D - \omega^2A, \quad g = B - 2h\omega A \quad (\text{付 3.16})$$

(付 3.1)式の 2 次要素部分は、

$$G(s) = \frac{\omega^2}{s^2 + \omega s + \omega^2} \quad (\text{付 3.17})$$

であるので、 $A = 0$, $B = 0$, $D = \omega^2$, $h = 0.5$ を(付 3.15)式に代入して、次式のように対応する伝達行列を得ることができる。

$$\begin{Bmatrix} x_{k+1} \\ \dot{x}_{k+1} \\ z_{k+1} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & b_{11} & b_{12} \\ a_{21} & a_{22} & b_{21} & b_{22} \\ \omega^2 a_{11} & \omega^2 a_{12} & \omega^2 b_{11} & \omega^2 b_{12} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x_k \\ \dot{x}_k \\ u_{k+1} \\ u_k \end{Bmatrix} \quad (\text{付 3.18})$$

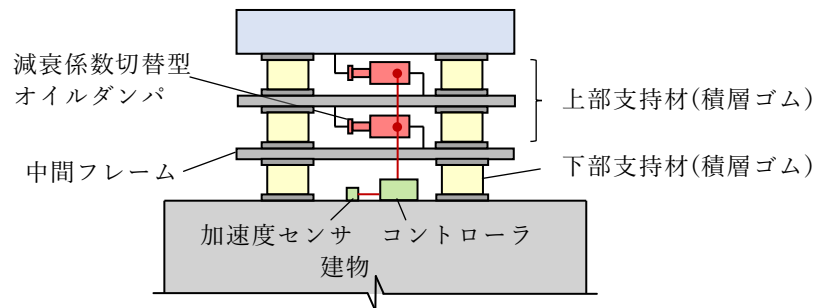
(付 3.1)式は、(付 3.7)式の 1 次遅れフィルタと(付 3.17)式の 2 次遅れフィルタの直列結合であるため、オンラインのフィルタ処理においては、入力された信号に対して(付 3.8)式と(付 3.18)式を順に適用することで、フィルタ後の波形を得ることができる。

参考文献

- [1] 栗野治彦：エネルギー吸収効率に着目したセミアクティブ制震システムに関する研究，博士論文（東京大学），2004 年 2 月
- [2] Nigam, N.C. and Jennings, P.C.: Calculation of response spectra from strong-motion earthquake records, Bulletin of the Seismological Society of America, Vol.59, No.2, pp.909-922, 1964.4

付録4 連結数の拡張に関する検討

3章では、最小構成である2層に積み重ねた積層ゴム（以下、2連結型）を用いて、減衰係数切替式適応 TMD（ACVD TMD）の機構と設計法を提示した。一方、積層ゴムやオイルダンパの1台あたりの変形量には限界があるため、1mを超えるストロークに対応しようとする場合、図付4.1に示すように3層（以下、3連結型）、またはそれ以上の構成となることが多い。5.1節で述べたように、上部支持材の各層の特性を揃え、オイルダンパ特性を同時に同値に切り替えるならば、3連結型は2連結型と力学的に等価とみなすことができる。本付録ではこれを拡張して、各オイルダンパの減衰係数を独立に制御できる場合の制震効果向上の可能性について検討する。



図付4.1 ACVD TMD(3連結型)の構成

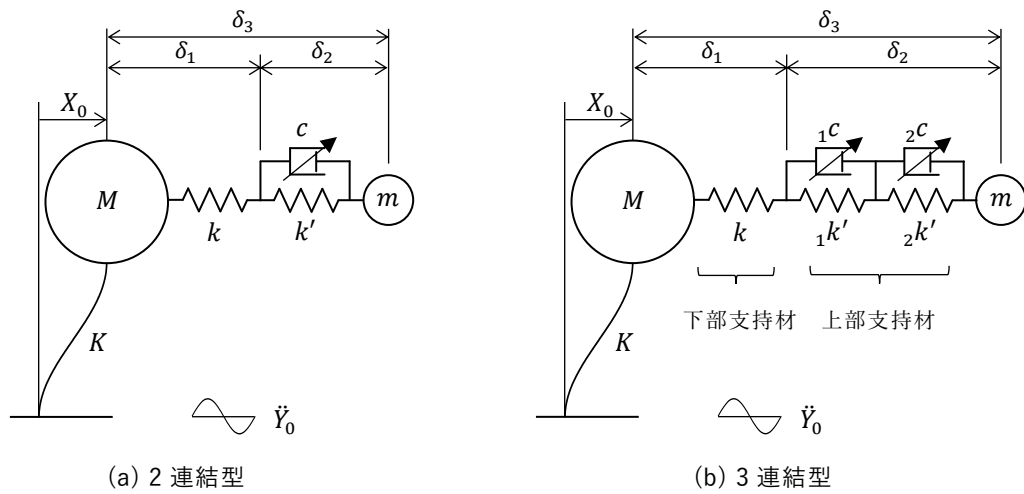
(1) 連結数を拡張した TMD の制震効果

図付4.2に3連結型の力学モデルを2連結型と比較して示す。3連結型の上部支持材を構成する n 番目の復元力要素の剛性を ${}_n k'$ と置き、剛性比 ${}_n \lambda$ を次式で定義する。

$${}_n \lambda = \frac{{}_n k'}{k} \quad (\text{付4.1})$$

3連結型の場合、 ${}_1 \lambda$ および ${}_2 \lambda$ を個別に設定することも考えられるが設計や製作が煩雑となる。ここでは検討の見通しをよくするために、最も現実的な設定である ${}_1 \lambda = {}_2 \lambda$ に限定して考察する。また、 n 番目の減衰要素の減衰係数を ${}_n c$ と置き、各減衰要素の減衰係数は個別に設定できるものとする。(3.2.8)式と同様に、 n 番目の減衰要素の無次元化減衰係数 ${}_n g_0$ を次式で定義する。

$${}_n g_0 = \frac{{}_n c}{\sqrt{m k}} \quad (\text{付4.2})$$



図付 4.2 検討力学モデル

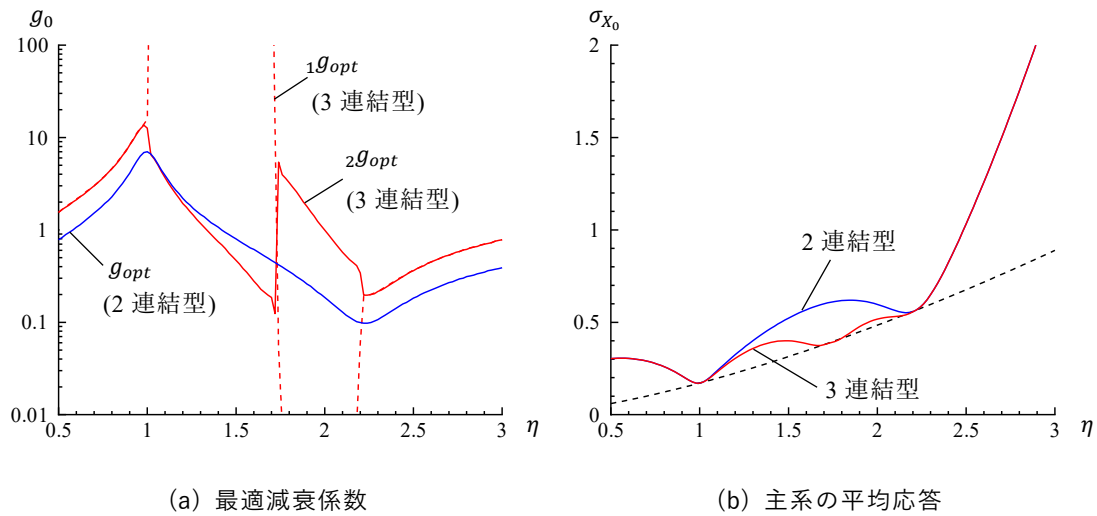
表付 4.1 に検討ケースを示す。2 連結型 TMD では、 $\mu=0.02$ 、 $\lambda=0.25$ を仮定して、 k および k' を設計した。3 連結型 TMD では、下部支持材の剛性 k を 2 連結型と同じ値に設定し、上部支持材の直列剛性が 2 連結型と等価になるように ${}_1\lambda={}_2\lambda=0.5$ として設定した。検討においては剛性条件を固定し、減衰要素の減衰係数をパラメータとして、数値計算によって主系変位の平均応答 σ_{x_0} が最小となる最適減衰係数を探索した。なお、3 連結型 TMD では ${}_1c$ と ${}_2c$ の 2 変数の組み合わせ最適化問題となるためグリッドサーチによって解を求める。

表付 4.1 検討ケース一覧

検討ケース	μ	下部支持材の剛性	上部支持材の剛性
2 連結型 TMD	0.02	k^*	$k'=0.25k$
3 連結型 TMD	0.02	k	${}_1k'={}_2k'=0.5k$

※3.3 節の方法により $\mu=0.02$ 、 $\lambda=0.25$ の条件で設定

図付 4.3(a)に(付 4.2)式により無次元化した最適減衰係数 g_{opt} を、図付 4.3(b)に最適減衰係数時の主系の平均応答を示す。3 連結タイプの最適減衰係数は、 $\eta=1\sim 2.2$ の範囲において、一方の減衰要素を拘束状態または自由状態とし、もう一方の減衰要素に減衰係数を設定する形となっている。また、この範囲を外れた位置では、 ${}_1g_{opt}={}_2g_{opt}$ となる。一方、主系の平均応答に着目すると、 $\eta=1\sim 2.2$ の範囲において 3 連結型 TMD の制震効果は 2 連結型 TMD の制震効果を上回ることが確認できる。



図付 4.3 最適減衰係数と主系の平均応答

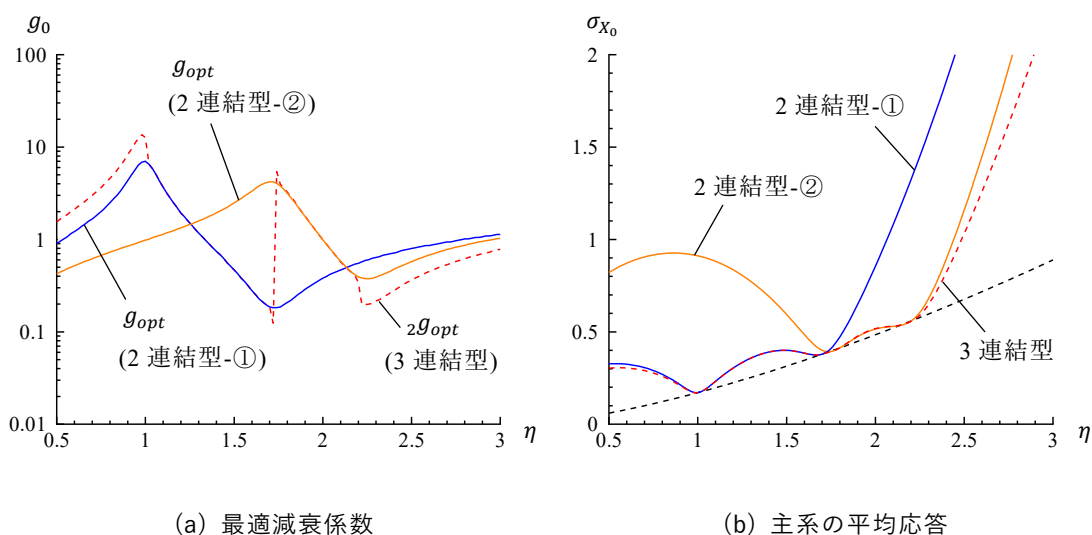
(2) 連結数を拡張した TMD の設計法

ここまでの検討より、主系の周期ずれに応じた 3 連結型 TMD の最適設定状態は、表付 4.2 に示すように、対応する 2 連結型 TMD に置き換えられることが分かる。すなわち、 $\eta=1 \sim 2.2$ の範囲では、一方の減衰要素は固定または自由の 2 値の切り替えとすれば良い。

表付 4.2 各周期ずれ位置での対応関係 ($\mu=0.02$ 、 ${}_1k'={}_2k'=0.5k$ の場合)

主系の周期ずれ	3 連結型の最適設定	対応する 2 連結型
$\eta < 1$ および $2.2 \leq \eta$		
$1 \leq \eta < 1.66$		2 連結型-①
$1.66 \leq \eta < 2.2$		2 連結型-②

図付 4.4(a)に、3 連結型の最適減衰係数を、表付 4.2 において対応する 2 連結型の最適減衰係数と比較して示す。 $\eta=1\sim 2.2$ の範囲における最適減衰係数 ${}_2g_{opt}$ は対応する 2 連結型の最適減衰係数で見積もることができる。図付 4.4(b)に、最適減衰係数時の主系の変位の平均応答を示す。 $\eta=1\sim 2.2$ の範囲における 3 連結型 TMD の主系の平均応答は、対応する 2 連結型 TMD の包絡線となっていることが分かる。



図付 4.4 各タイプの制震効果の比較

以上の検討より、ACVD TMD を 3 連結型とし、減衰要素の減衰係数を個別に制御することで、2 連結型の ACVD TMD 以上の制震効果を得られる可能性が確認された。このとき、設定すべき減衰係数および得られる制震効果は、表付 4.2 に示したように、対応する 2 連結型に置き換えて見積もることができる。

付録 5 二方向異周期 TMD への展開

本論文で提案した減衰係数切替式適応 TMD の展開例として、二方向に異なる固有周期を有する建物に適用可能な TMD（以下、二方向異周期 TMD）を提案する。建物用の大地震対応 TMD の復元力要素には、十分な鉛直支持能力を備えた構造用ケーブルや積層ゴムが用いられることが多い。これらの材料の復元力特性は、水平面内に等方的であるため、適用対象建物の水平二方向の固有周期が異なっていたとしても、TMD を両方向にそれぞれ同調させることはできない。本付録では、積層ゴムを支持機構として用いながらも簡単な構成で実現可能な二方向異周期 TMD の構成、および設計法を提案する。なお、ここでは記述を割愛するが縮小試験体を用いた振動台実験により、提案する機構が想定通りの動特性を有することを確認している^[1]。

(1) TMD 機構の提案

図付 5.1(a)に提案する TMD の構成を示す。二層に積み重ねた積層ゴムを支持機構として用い、その一方にオイルダンパを設置する。ここで提案する TMD は完全なパッシブ型であるため、オイルダンパの減衰係数はそれぞれ固定されている。このシステムでは、X 方向と Y 方向は力学的にそれぞれ独立なので、各方向のオイルダンパの減衰係数を異なる設定とすることにより、本論文 3.2 節で述べた原理に基づき、X 方向と Y 方向の TMD の共振周期を異なる値にすることができる。

図付 5.1(b)に力学モデルを示す。主系の X 方向の固有周期 T_X に対する Y 方向の固有周期 T_Y の比を η_{XY} と置き、次式で定義する。ここでは $\eta_{XY}=1\sim 2$ 程度を検討対象とする。

$$\eta_{XY} = \frac{T_Y}{T_X} = \frac{\Omega_X}{\Omega_Y} \quad (\text{付 5.1})$$

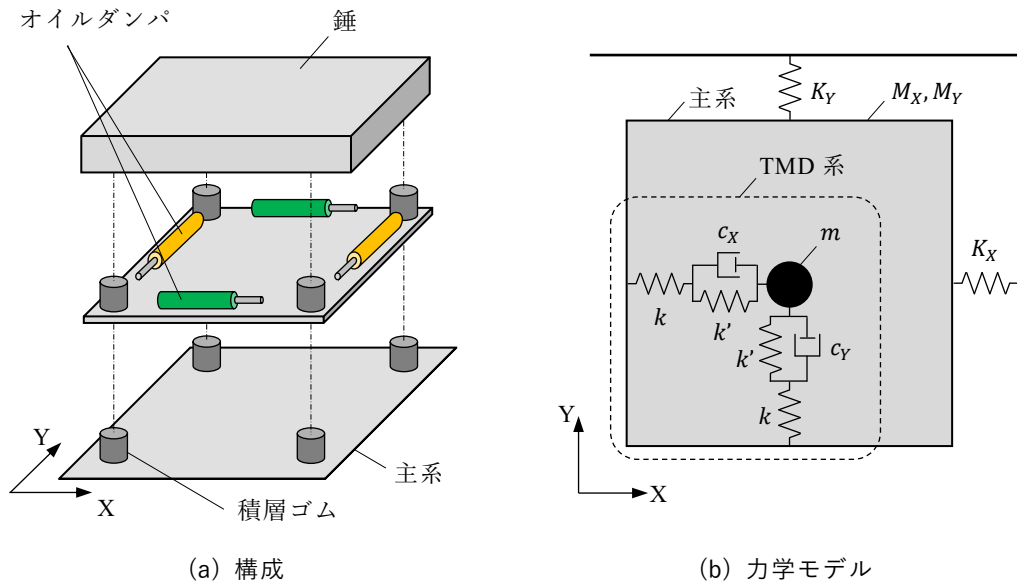
ここで、 $\Omega_X (= \sqrt{K_X/M_X})$ と $\Omega_Y (= \sqrt{K_Y/M_Y})$ は主系の各方向の固有円振動数を示す。 M_X と M_Y は主系の各方向の有効質量、 K_X と K_Y は主系の各方向の復元力要素の剛性である。

TMD の錘質量を m とし、各方向の有効質量比 μ_X および μ_Y を次式で定義する。

$$\mu_X = \frac{m}{M_X}, \quad \mu_Y = \frac{m}{M_Y} \quad (\text{付 5.2})$$

TMD 系の一層目の剛性 k に対する二層目の剛性 k' の比を λ 、X 方向の減衰要素の減衰係数 c_X に対する Y 方向の減衰要素の減衰係数 c_Y の比を γ_{XY} と置き次式で定義する。

$$\lambda = \frac{k'}{k}, \quad \gamma_{XY} = \frac{c_Y}{c_X} \quad (\text{付 5.3})$$



図付 5.1 二方向異周期 TMD の概要

(2) 設計法の提案

本章と同様にホワイトノイズ入力に対する主系の平均応答最小化の最適設計式を用いて、二方向異周期 TMD の設計法を構築する。各方向の最適円振動数 ω_{opt} 、および最適減衰定数 h_{opt} は、(2.1.10)式および(2.1.11)式に基づいて次のように表される。

$$\omega_{opt,X} = \frac{1}{1 + \mu_X} \sqrt{1 - \frac{\mu_X}{2}} \Omega_X, \quad \omega_{opt,Y} = \frac{1}{1 + \mu_Y} \sqrt{1 - \frac{\mu_Y}{2}} \Omega_Y \quad (\text{付 5.4})$$

$$h_{opt,X} = \sqrt{\frac{\mu_X(4 - \mu_X)}{8(1 + \mu_X)(2 - \mu_X)}}, \quad h_{opt,Y} = \sqrt{\frac{\mu_Y(4 - \mu_Y)}{8(1 + \mu_Y)(2 - \mu_Y)}} \quad (\text{付 5.5})$$

主系の X 方向と Y 方向の固有モード形が異なる場合、厳密には $M_X \neq M_Y$ となるため各方向の有効質量比 μ_X と μ_Y は異なる値となるが、多くの場合これら二値は近い値である。そこで、本検討では $\mu = \mu_X = \mu_Y$ 、 $h_{opt} = h_{opt,X} = h_{opt,Y}$ と置いて設計法を導く。

図付 5.2 に設計法の概念図を示す。図中の ω_e は TMD 系の共振円振動数、 h_e は等価減衰定数、 g_X と g_Y は(3.2.4)式の g_e に対応する無次元のパラメータである。(3.3.3)式と同様の考え方を用いると次式が成立する。

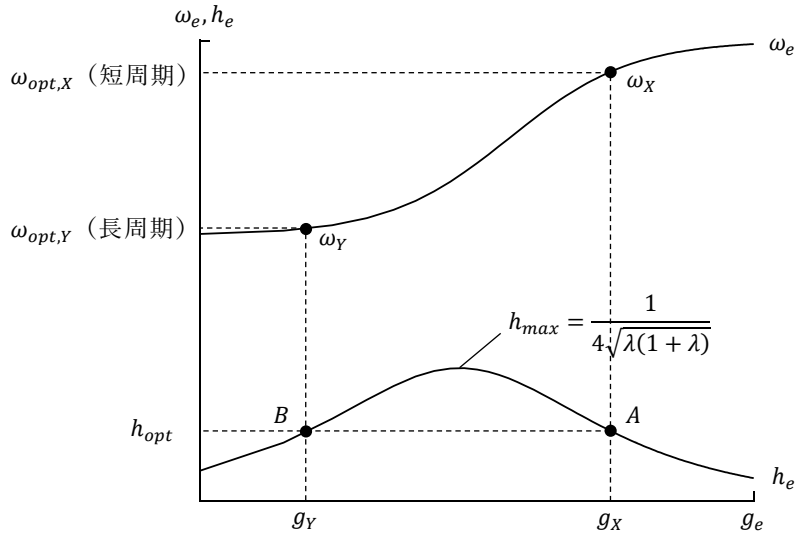
$$g_X = \frac{1 + \sqrt{1 - 16\lambda(1 + \lambda)h_{opt}^2}}{4h_{opt}} \quad (\text{付 5.6})$$

したがって、(3.3.4)式と同様に剛性 k は剛性比 λ を用いて次式で表される。

$$k = \frac{g_x^2 + (1 + \lambda)^2}{g_x^2 + \lambda(1 + \lambda)} m \omega_{opt,X}^2 \quad (\text{付 5.7})$$

また、(3.3.7)式および(3.3.9)式の関係を用いると、次式が成立する。

$$c_x = g_x \sqrt{\frac{g_x^2 + (1 + \lambda)^2}{g_x^2 + \lambda(1 + \lambda)}} mk \quad (\text{付 5.8})$$



図付 5.2 二方向異周期 TMD の設計法の概念図

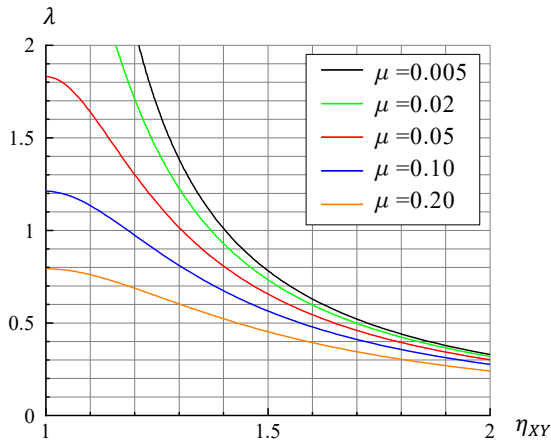
ここで、(3.3.5)式の関係を用いると、X方向とY方向の周期比 η_{XY} は次式で表される。

$$\eta_{XY} = \frac{\omega_{opt,X}}{\omega_{opt,Y}} = \sqrt{\frac{\{g_x^2 + \lambda(1 + \lambda)\}\{g_Y^2 + (1 + \lambda)^2\}}{\{g_Y^2 + \lambda(1 + \lambda)\}\{g_x^2 + (1 + \lambda)^2\}}} \quad (\text{付 5.9})$$

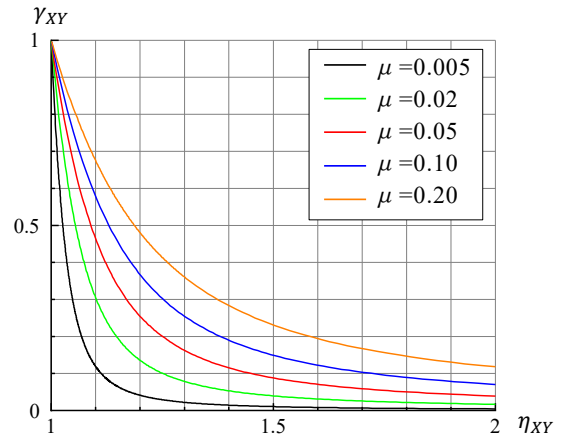
また、(3.3.7)式の関係を用いると、X方向とY方向の減衰係数比 γ_{XY} は次式で表される。

$$\gamma_{XY} = \frac{g_{min}}{g_{max}} = g_Y \sqrt{\frac{g_Y^2 + (1 + \lambda)^2}{g_Y^2 + \lambda(1 + \lambda)}} \bigg/ \left(g_X \sqrt{\frac{g_X^2 + (1 + \lambda)^2}{g_X^2 + \lambda(1 + \lambda)}} \right) \quad (\text{付 5.10})$$

(付 5.9)式および(付 5.10)式の関係を用いると、質量比 μ および周期比 η_{XY} と、剛性比 λ および減衰係数比 γ_{XY} の関係を図付 5.3 のように得ることができる。なお、実際の設計においては TMD ストロークの抑制を目的として、減衰定数を最適減衰定数よりも大きめに設定する場合がある。その場合の設計図表を図付 5.4 および図付 5.5 に示す。

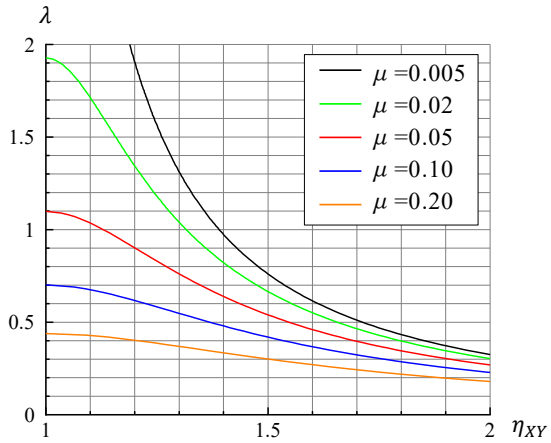


(a) $\lambda - \eta_{XY}$ 関係

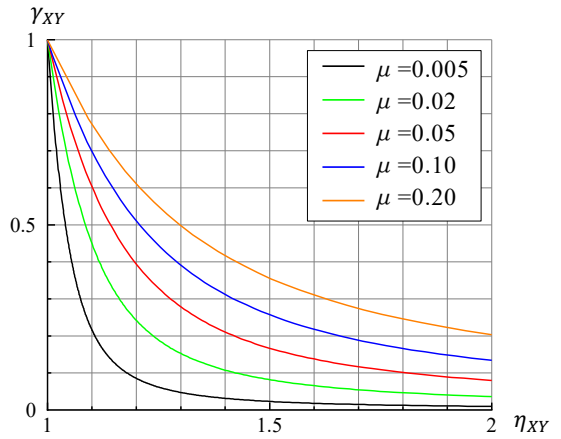


(b) $\gamma_{XY} - \eta_{XY}$ 関係

図付 5.3 二方向異周期 TMD の設計図表 ($h=h_{opt}$)

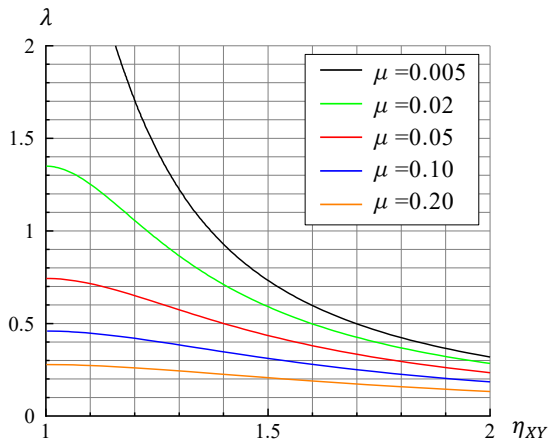


(a) $\lambda - \eta_{XY}$ 関係

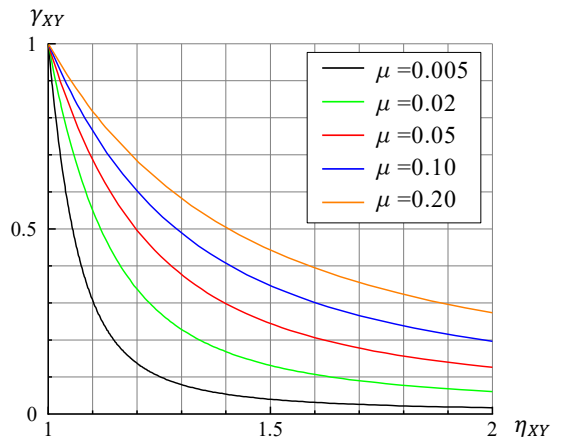


(b) $\gamma_{XY} - \eta_{XY}$ 関係

図付 5.4 二方向異周期 TMD の設計図表 ($h=1.5h_{opt}$)



(a) $\lambda - \eta_{XY}$ 関係



(b) $\gamma_{XY} - \eta_{XY}$ 関係

図付 5.5 二方向異周期 TMD の設計図表 ($h=2.0h_{opt}$)

以上をまとめると、二方向異周期 TMD は下記①～⑥の手順で設計することができる。

- ① TMD の質量比 μ と、主系の平面二方向の周期比 η_{XY} を設定する。
- ② 図付 5.3～図付 5.5 を用いて、剛性比 λ と減衰係数比 γ_{XY} を設定する。
- ③ (付 5.6)式を用いて、 g_X を算定する。式中の h_{opt} は(付 5.5)式によって求める。
- ④ (付 5.7)式を用いて、剛性 k を算定する。式中の $\omega_{opt,X}$ は(付 5.4)式によって求める。
- ⑤ (付 5.8)式を用いて、減衰係数 c_X を算定する。
- ⑥ (付 5.3)式を用いて、剛性 k' および減衰係数 c_Y を算定する。

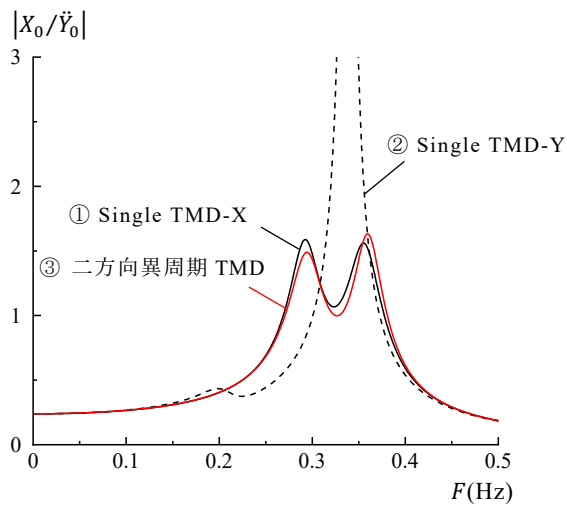
(3) 試設計と伝達関数による確認

図付 5.1(b)のモデルにおいて、二方向異周期 TMD の試設計を行い、単一 TMD と伝達関数を比較することによって、提案した設計法の妥当性を確認する。表付 5.1 に設定した主系の諸元、および各 TMD の設計結果を示す。主系は非減衰とし、X 方向と Y 方向の剛性を異なる値とすることで、X 方向固有周期が 3.0 秒、Y 方向固有周期が 4.5 秒となるように設定した。表中の①～③は TMD の設計結果であり、全て質量比は 0.05 とした。①の Single TMD-X は X 方向に最適設定となるように設計した単一 TMD、②の Single TMD-Y は Y 方向に最適設定となるように設計した単一 TMD である。また、③の二方向異周期 TMD は、本付録で示した手法によって設計した TMD である。

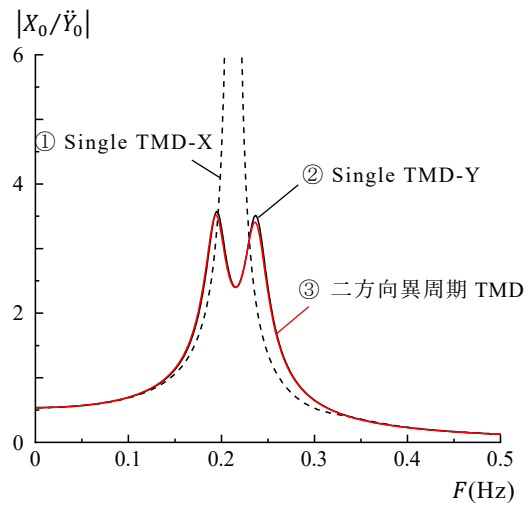
表付 5.1 設計結果

主系 $T_X = 3.0$ 秒 $T_Y = 4.5$ 秒	① Single TMD-X (X 方向に同調)	② Single TMD-Y (Y 方向に同調)	③二方向 異周期 TMD
$M_X = 10000$ kN $M_Y = 10000$ kN $K_X = 4473$ kN/m $K_Y = 1988$ kN/m	$m = 500$ kN $k = 197.8$ kN/m $c = 22.05$ kNs/m	$m = 500$ kN $k = 87.9$ kN/m $c = 14.70$ kNs/m	$m = 500$ kN $k = 214.5$ kN/m $k' = 140.7$ kN/m $c_X = 468.42$ kNs/m $c_Y = 41.27$ kNs/m

図付 5.6 に地動加速度 \ddot{Y}_0 に対する主系の応答変位 X_0 の伝達関数を示す。①および②の Single TMD は同調しない方向の伝達関数のピークが高くなっているのに対し、二方向異周期 TMD は X・Y のそれぞれの方向において最適設定された TMD と同等の伝達関数特性を有することが確認できる。以上の検討より、提示した設計法の妥当性と提案した機構の期待通りの制震効果が確認された。



(a) X 方向 (主系周期 3.0 秒)



(b) Y 方向 (主系周期 4.5 秒)

図付 5.6 二方向異周期 TMD の伝達関数

参考文献

- [1] 皆川俊平, 中井武, 金子貴司, 栗野治彦: 二方向に異なる固有周期を有する建物に適用可能な TMD の開発 (その 2) 振動台実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.843-844, 2019 年 7 月

神戸大学博士論文

「周期変動に適応可能なセミアクティブ同調質量ダンパに関する研究」(全 190 頁)

提出日 2022 年 1 月 18 日

©中井 武

本論文の内容の一部あるいは全部を無断で複製・転載・翻訳することを禁じます。