

論文 / 著書情報
Article / Book Information

題目(和文)	アクティブ制振によるアーチ構造物の地震応答制御
Title(English)	
著者(和文)	箕輪健一
Author(English)	Ken'ichi Minowa
出典(和文)	学位:博士(工学), 学位授与機関:東京工業大学, 報告番号:甲第9463号, 授与年月日:2014年3月26日, 学位の種別:課程博士, 審査員:小河 利行,時松 孝次,竹内 徹,横山 裕,五十嵐 規矩夫
Citation(English)	Degree:Doctor (Engineering), Conferring organization: Tokyo Institute of Technology, Report number:甲第9463号, Conferred date:2014/3/26, Degree Type:Course doctor, Examiner:,,,,,
学位種別(和文)	博士論文
Type(English)	Doctoral Thesis

アクティブ制振によるアーチ構造物の地震応答制御

平成二十五年度

東京工業大学 大学院理工学研究科 建築学専攻

箕輪 健一

謝辞

本研究を進めるにあたり、終始あたたかいご指導と激励を賜りました東京工業大学教授 工学博士 小河利行先生に深く感謝の意を表します。先生には、研究室に在籍した5年の間、研究としての心構えから工学的知識に至るまで広範にわたりご教授戴いた上に、素晴らしい研究環境と研究者としての様々な経験を与えて戴きました。ここに、心から御礼申し上げます。

東京工業大学教授 工学博士 竹内徹先生には、研究の方法から論文の作成に至るまで、多くの有益なご助言、的確なご指導を賜りました。ここに、深く御礼申し上げます。

学位論文審査においては、東京工業大学 時松孝次教授、同 横山裕教授、同 五十嵐規矩夫准教授の諸先生に、審査を通じて大変貴重なご指導を賜りました。ここに、厚く御礼申し上げます。

明治大学専任講師 工学博士 熊谷知彦先生には、実験方法から研究の方向性まで、日頃からあらゆる面で丁寧なご指導を賜りました。ここに、心から感謝申し上げます。

本研究を纏めるにあたり、東京工業大学 小河研究室の学生の皆様には、多大なるご協力を戴きました。心から謝意を表します。

最後に、日々支えてくださる皆様に感謝の意を表します。

2014年2月

箕輪 健一

論文要旨

本論文は、「アクティブ制振によるアーチ構造物の地震応答制御」と題し、アーチ構造物を対象としてアクティブ制振による地震応答制御を試みるとともに、制振方法が制御効果に及ぼす影響を明確にし、効率的かつ実践的に地震応答制御を行える制振方法を明らかにしたものである。本論文は、以下の5章より構成されており、内容を以下に示す。

第一章「序論」では、阪神・淡路大震災などにおいて多発しているシェル・空間構造物の被害に触れ、地震時における構造安全性および機能維持性に対する社会的な要求に応える地震応答制御に関する技術発展の必要性を指摘し、シェル・空間構造物および高層ビルの制振に関する既往の研究を概観した上で、本研究の目的および位置付けを述べている。

第二章「アーチ構造物への最適制御理論の適用と効率的制振方法の分析」では、まず、最適制御理論に基づくアクティブ制振をアーチ構造物に適用する方法を示し、最適制御理論における応答低減効果と制御力の入力量とのバランスを決める重み行列が制御効果に及ぼす影響を明らかにしている。次に、軸力を部材に加える制御、および曲げモーメントを部材に加える制御において、制御力を加える位置に関するパラメータスタディを実施することで、制御力の種類および加力位置が制御効果に及ぼす影響を把握している。その結果、卓越モードである1次モードにおいて振幅が最大となる箇所近傍の部材に曲げモーメントを加える制御を行った場合に、小さな力で応答を低減することが可能となり、最も効率が良くなることを明確にしている。また、加力位置を1箇所から2箇所に増やすことによって、応答がより低減するとともに最大制御力が1箇所あたり7割程度になることを明らかにしている。

第三章「アーチ構造物のアクティブ制振実験による地震応答制御」では、圧電フィルムを貼付したアーチ構造物の縮小模型を対象としたアクティブ制振実験により、最適制御理論に基づく地震応答制御の実現を試みている。まず、制御力の算出にかかる時間に対する補償をバンドパスフィルタの特性を用いることで行い、制御力と応答の位相差を調整することを試みるとともに、これらの位相差が制御効果に及ぼす影響を明らかにしている。次に、制御力の算出にかかる時間を抑制することを目的にモード制御手法を適用し、コントローラにおける計算コストを削減することで遅れ時間の低減を実現している。そして、適用可能なセンサの種類を拡大することを目的に、応答変位の代わりに応答加速度をフィードバックして制御を行う方法を、カルマンフィルタを適用することで構築している。また、実験結果を数値解析により再現することで、時刻歴応答解析では遅れ時間を考慮することにより、応答スペクトル法では制御による応答低減量を伝達関数で評価することにより、制御を行った時における最大応答および最大制御力を評価できることを示している。

第四章「平面ラチスアーチおよび二層円筒ラチスシェルを対象としたアクティブ制振」では、複層ラチスシェルを対象とした場合における制振方法の確立を目的に、平面ラチスアーチおよび二層円筒ラチスシェルを対象として時刻歴応答解析によりアクティブ制振の適用を検討している。ここでは、モード制御手法の適用にあたり、制御の対象とする固有モードが制御効果に及ぼす影響を分析し、有効質量比の合計が 90 % 以上となる固有モードを制御の対象として採用することで、十分な効果が得られることを明らかにしている。また、制御の効率を良くすることを目的としたアクチュエータ配置位置の最適化手法、および制御の安定性を高くすることを目的としたセンサ配置位置の最適化手法を導入するとともに、遺伝的アルゴリズムによりアクチュエータおよびセンサの最適配置位置を探索し、これらの最適配置位置による制振方法により信頼性が高く効率的な地震応答制御が可能であることを明らかにしている。

第五章「結論」では、本研究で得られた成果を統括して述べている。

アクティブ制振によるアーチ構造物の地震応答制御

目次

第 1 章 序論	1
第 1 節 研究の背景	3
第 2 節 研究の目的	6
第 3 節 論文の構成	8
第 2 章 アーチ構造物への最適制御理論の適用と効率的制振方法の分析	11
第 1 節 はじめに	13
第 2 節 制御理論の概要と最適制御理論の適用	15
2.2.1. 制御理論の概要	15
2.2.2. 最適制御理論の適用	17
2.2.3. 重み行列 \mathbf{R} の決定方法	18
第 3 節 解析モデルと解析方法	21
2.3.1. 解析モデルの設定	21
2.3.2. 制御モデルの設定	22
2.3.3. 解析モデルの振動特性	23
2.3.4. 時刻歴応答解析の概要	24
第 4 節 制振方法による制御効果への影響の分析	26
2.4.1. 重み行列 \mathbf{Q} による伝達関数への影響	26
2.4.2. 目標とする応答比に関する係数 r の効果	27
2.4.3. 1 部材に制御力を加えた場合の応答低減効果	28
2.4.4. 1 部材制御における軸力制御と曲げモーメント制御の比較	32
2.4.5. 1 部材制御における半開角と入力地震波による比較	36
2.4.6. 2 部材に制御力を加えた場合の制御効果	39
第 5 節 まとめ	43

第 3 章	アーチ構造物のアクティブ制振実験による地震応答制御	45
第 1 節	はじめに	47
第 2 節	アクティブ制振実験の概要	49
3.2.1.	試験体	49
3.2.2.	実験装置	52
3.2.3.	測定計画および载荷計画	53
3.2.4.	制御システムの概要	53
第 3 節	制御力と応答の位相差を調整する制振方法	59
3.3.1.	制御アルゴリズム	59
3.3.2.	実験条件	60
3.3.3.	制御力と応答の位相差が制御効果に与える影響	63
3.3.4.	制御入力位置および制御入力数が制御効果に与える影響	66
3.3.5.	地震波に対する制御効果の分析	68
3.3.6.	遅れ時間を考慮した時刻歴応答解析による応答評価	70
第 4 節	モード制御手法に基づく制振方法	73
3.4.1.	制御アルゴリズム	73
3.4.2.	実験条件	75
3.4.3.	モード制御手法における制御効果の分析	76
3.4.4.	制御エネルギーに関する分析	83
3.4.5.	数値解析による応答および制御力の評価	84
第 5 節	加速度フィードバックに基づく制振方法	91
3.5.1.	制御アルゴリズム	91
3.5.2.	実験条件	94
3.5.3.	加速度フィードバックにおける制御効果の分析	95
3.5.4.	時刻歴応答解析による応答低減量の評価	101
第 6 節	まとめ	103
第 4 章	平面ラチスアーチおよび二層円筒ラチスシェルを対象とした	
アクティブ制振		105
第 1 節	はじめに	107
第 2 節	解析モデルと制御アルゴリズム	109
4.2.1.	解析モデルの設定	109
4.2.2.	制御アルゴリズムの概要	111
4.2.3.	解析モデルの振動特性	112
4.2.4.	制御モデルの設定	115
4.2.5.	数値解析の概要	116

第3節	アクチュエータ配置位置が制御効果へ及ぼす影響	118
4.3.1.	平面ラチスアーチに対する制御効果	118
4.3.2.	二層円筒ラチスシェルに対する制御効果	119
4.3.3.	アクチュエータ配置位置の最適化方法の提案	121
4.3.4.	アクチュエータ最適配置の探索および結果の分析	122
第4節	制御対象モードが制御効果に及ぼす影響	125
4.4.1.	正弦波に対する応答低減効果に与える影響	125
4.4.2.	地震波に対する制御効果に与える影響	128
第5節	センサ配置位置が制御効果に及ぼす影響	134
4.5.1.	最適化問題の定式化	134
4.5.2.	目的関数がモード応答の推定精度に及ぼす影響	135
4.5.3.	遺伝的アルゴリズムによる最適配置の探索	136
第6節	まとめ	141
第5章	結論	143
	本研究に関連して発表した論文	151
	参考文献	155

第1節 研究の背景

紀元前より人は柱のない大きな空間を作ることを切望してきた。人は、大空間を構成するために、力学的特性の優れた曲面を用いて建築物を形成した。このような建築物は総じてシェル・空間構造物と呼ばれる。これらの形状は、球、円筒、双曲放物面、楕円面など多岐にわたり分類されるため、一言にシェル・空間構造物といっても様々な表情を見せ、世代を超え人々を魅了している。

その始まりは古く、2世紀には先ほど述べたパンテオンが建造されている。そして、鉄筋コンクリートが建築材料として台頭してきた近代では、Pier Luigi Nervi（ピエール・ルイーダ・ネルヴィ：1891 - 1979）、Eduardo Torroja（エドゥアルド・トロハ：1899 - 1961）、Félix Candela（フェリックス・キャンデラ：1910 - 1997）、Felix Candela（ハインツ・イスラー：1926 - 2009）などによるコンクリートシェルの全盛期を迎える^{1-1), 1-2)}。

コンクリートシェルの全盛期が終わりを迎えると、シェルの形状をラチス状に形成するラチスシェルの発展が見られるようになる^{1-3), 1-4)}。鋼などの線材と接合部から構成されるラチスシェルは、高強度かつ軽量という力学的に有利な特性を持つ。また、自由曲面シェルを除くほとんどの場合において数種類の単位で構成されるため、工場において大量生産することが可能であり品質性も高い。そして、1部材や1接合部の重量もそれほど大きくならず、重機を用いずに施工することが可能であり、施工面に対する長所も多い。このように多くの長所をもつラチスシェルは、今では広く一般化され学校の体育館などに見られるようになった。

このようなシェル・空間構造物の近代におけるめざましい発展に伴い、現在に至るまで巨大ドームから小規模な体育館まで数多くのシェル・空間構造物が建設されている。これらは、様々なイベントが開催される集客性に富んだものであり、また、災害時の避難所として利用されるなど多くの役割を担っている。そのため、人命保護と機能維持に対する社会的要求は非常に高く、技術発展に伴った応答低減機構の適用が進み^{1-5), 1-6)}、シェル・空間構造物の屋根構造自体の制振に関する研究も行われている。例えば、山田（大）ら^{1-7) - 1-10)}は単層ラチスドームの制震を目的に、効果的・効率的なTMD（Tuned mass damper）の設定および配置について検討している。薛ら^{1-11) - 1-13)}は、縦方向TMDを開発し振動台実験を行うことで、その制震効果について考察している。また、吉中、川口^{1-14) - 1-17)}は分散型MTMD（Multiple TMD）を大スパン建築構造に付加することを提案し、解析的かつ実験的に振動制御の有効性を確認している。

このようにシェル・空間構造物の制振に関する数多くの研究が行われてはいるものの、近年多発している地震により数多くの被害が報告されている。例えば、1995年1月17日に発生した阪神・淡路大震災では、震災後約半年の間に、117件の被害が報告され、内部空間が利用不能となった例も多数存在した¹⁻¹⁸⁾。また、2007年3月25日に発生した能登半島地震では、体育館の照明器具の片側のワイヤーが外れるような軽微ではあるが重大な

事故につながりかねない被害が報告され、2007年7月16日に発生した新潟県中越沖地震では、集会場（体育館）の天井材がほぼ全て落下する被害が報告されている¹⁻¹⁹⁾。そして、2011年3月11日に発生した東北地方太平洋沖地震では、照明器具の落下が報告され、さらには天井材の落下により人的被害も報告されている¹⁻²⁰⁾。

このようにシェル・空間構造物の屋根部材の落下などの被害が多発する中で、地震応答を制御することで被害を低減することがきわめて重要であることが再認識されている。また、避難生活において余震による地震の恐怖は計り知れないものがある。この恐怖心を低減して避難者の精神的な苦痛を和らげるためにも、避難所の建築物の揺れを見た目に低減することが非常に重要であると考えられる。このように、シェル・空間構造物の更なる応答低減技術の発達は急務となっているといえる。

先ほど述べたように、これまでに行われてきたシェル・空間構造物の屋根の制振に関する研究は、主にTMDなどを用いたエネルギー吸収要素を利用するパッシブ制振に基づくものである。パッシブ制振による応答制御では、外部からのエネルギーを用いずに応答低減効果が認められているものの、その制振機構の能力に限界があり地震動の周波数特性によっては応答が増幅されることも考えられる。また、TMDはある程度の重量を持った機構を屋根に設置しなければ応答の低減は見込めないため、重量物の落下という危険性を伴う。このように、それぞれの制振方法には一長一短があるために、設計者が様々な制振方法を選択しうる状況を生み出すためにも、様々な制振の適用方法の確立が望まれる。

一方、応答低減機構を高層ビルに対して適用する検討を行った研究は、パッシブ制振に加えアクティブ制振に関するものも盛んに行われている。例えば、西谷ら^{1-21) - 1-24)}はH[∞]制御理論によりロバスト性を定量的に扱い、多層構造物にHMD (Hybrid mass damper) やAMD (Active mass damper) といった付加的な質量を駆動させる応答の制御方法に関して数多くの研究を行っている。また、北川ら¹⁻²⁵⁾は圧電ダンパーに着目し、その基本的な性質を調べ、梁の自由振動実験を行い、その効果を実証している。なお、多層構造物の振動制御は、建築工学のみならず、機械工学の分野においても研究が進められている。藤田ら^{1-26) - 1-28)}は積層型の piezo actuator を備えた複層の鉄骨フレームを対象とし、モード座標系への座標変換を行い特定のモードのみを対象とした振動制御の有効性を実験的にも確認している。また、背戸ら^{1-29), 1-30)}は、複数のビルが並列する場合に各ビルをアクチュエータで連結する方法を提案し、モード座標系への座標変換を行い低次元化物理モデルを作成して振動制御を行う方法を試み、解析的研究および実験的研究からその効果を実証している。

これらの研究の成果を基に、高層ビルを対象としたアクティブ制振技術は、すでに実用化に至り数多くの建築物に適用されてきている。例えば、世界で初めてアクティブ制振が適用された建築物は1989年に京橋に建設された¹⁻³¹⁾。そして、1993年にはアクティブ制振技術を備えた世界初の本格的な超高層ビルとなる横浜のランドマークタワーが建設され、それ以降も60棟を超える数多くの建築物にアクティブ制振が適用されている¹⁻³²⁾。

それらの制御効果は、例えば小堀による文献 1-33) でも紹介されているように、大いに実証されている。

しかし、これらの適用例は高層ビルに対するもののみであり、シェル・空間構造物にアクティブ制振技術を適用した事例は見られない。また、シェル・空間構造物のアクティブ制振に関する研究には、加藤ら^{1-34) - 1-38)}による張弦梁構造の張力を能動的に制御する研究や、桜井ら^{1-39), 1-41)}によるアーチを対象とした圧電アクチュエータを用いた研究が挙げられるが、数が少なくアクティブ制振を適用したシェル・空間構造物を実用化するために十分な研究が行われているとはいえない。なお、高層建築物に適用されたアクティブ制振の主目的は風応答の低減や地震後の後揺れを低減することである。一方、シェル・空間構造物は軽量であるため地震応答の低減も可能であると予想され、その早期の適用が望まれている。

第2節 研究の目的

本論文は、集客地でもあり、震災時において地域防災拠点にもなるシェル・空間構造物にアクティブ制振を適用することで地震応答を低減し、その耐震性および安全性を向上させることを主目的とする。1節でも述べたように、近年地震が多発しており、地震によるシェル・空間構造物の被害が数多く報告されている。これらの被害には人的被害も含まれているため、シェル・空間構造物の耐震性および安全性への社会的要求は非常に高まっている。なお、報告された被害には、屋根部材や照明器具の落下といった被害が多数ある。このような被害を受けると、シェル・空間構造物が避難所として利用されることが困難となる。震災時の防災拠点としてシェル・空間構造物は、震災時に機能維持を果たさなければならない。このように、構造安全性を向上し機能維持を果たすために、地震応答の低減が期待されている。また、避難所生活をする避難者にとって、余震時の屋根応答の揺れや後揺れを低減することは心的負担の低減につながる。このように、シェル・空間構造物の地震応答を低減するための対策が早急に望まれている。

建築構造物では、地震応答を低減し被害をなくすために、応答低減機構の適用が進められている。制振手法は大きくパッシブ制振とアクティブ制振に分類される。この分類は、応答低減機構が電力などのエネルギーを要するか否かの分類である。パッシブ制振は、1節で述べたように、外部からのエネルギーを用いずに応答低減効果が得られるものの、応答低減効果に関する能力に限界があり、地震動の特性によっては応答が増幅されることも予想される。なお、近年提案されているシェル・空間構造物へのTMDの適用は、設計や設置は容易ではあるものの、その重さに欠点があると考えられる。このように制振方法には一長一短があり、設計者が様々な制振方法を選択できることが望ましい。

1節で述べたように、建築構造物にアクティブ制振を適用する検討を行った研究は古くから行われている。しかし、その制御の対象である構造物は高層ビルがほとんどである。高層ビルは、質量は重いために地震応答を低減させるためには莫大なエネルギーを必要とする。このため、高層ビルへのアクティブ制振の適用の目的は、風応答の低減や地震の後揺れの低減にあり、地震応答の低減としたものは数が少ない。一方、シェル・空間構造物は軽量であるため、その地震応答を低減することが可能であると思われ、その実現が期待される。なお、アクティブ制振には、近年発生が危惧されている長周期地震動やパルス性地震動などの地震動によらない制振対策となり得ることが期待されるものの、イニシャルコストやメンテナンスなどにかかるランニングコストなどのデメリットも存在する。

なお、シェル・空間構造物は複雑な振動特性を有していることもあり、制振技術を適用するには比較的多くの検討を要し慎重に行われる必要がある。しかし、シェル・空間構造物にアクティブ制振を適用することを検討した研究は数が少なく、実用化するために十分な検討が行われたとはいえない。そこで本論文では、アクティブ制振によるシェル・空間構造物の地震応答制御を実現することを目的に、その基礎的研究として制御の対象をアー

チ構造物としてアクティブ制振を適用する検討を行い，得られた知見を基に実践的なアクティブ制振方法の提案を行う。

まずは，比較的明快な振動特性を有するアーチ構造物の簡易モデルを対象に，制御理論に基づいたアクティブ制振の適用方法を検討する。なお，シェル・空間構造物は複雑な振動特性を有するために，複雑な振動特性を有する制御対象構造物に適した制振方法の適用を目指す。また，時刻歴応答解析を行うことで，アクティブ制振の適用が振動特性や応答性状等に及ぼす影響を分析する。次に，アーチ構造物の縮小モデルを対象としたアクティブ制振実験により，その実挙動の把握を行い，数値解析による評価手法の確率を目指す。そして，二層円筒ラチスシェルを対象として，実構造物に対するアクティブ制振の適用方法を検討する。

第3節 論文の構成

本論文は、第1章の「序論」に始まり、第2章「アーチ構造物への最適制御理論の適用と効率的制振方法の分析」、第3章「アーチ構造物のアクティブ制振実験による地震応答制御」、第4章「平面ラチスアーチおよび二層円筒ラチスシェルを対象としたアクティブ制振」と続き、第5章「結論」に結ぶ。

まず、第1章「序論」では、1節において研究の背景を、2節において研究の目的を示した。本節では、本論文の構成を示す。

第2章「アーチ構造物への最適制御理論の適用と効率的制振方法の分析」では、研究の端緒として、シェル・空間構造物の中で比較的明快な振動特性を有するアーチ構造物の簡易モデルを制御の対象として、制御理論の概要を纏めた上でその適用方法を示す。また、制御理論におけるパラメータの設定方法や構造物に制御力を加える装置であるアクチュエータ配置位置が制御効果に及ぼす影響を分析することで、効率的な制振方法に関する基礎的な知見を得る。

次の第3章「アーチ構造物のアクティブ制振実験による地震応答制御」では、第2章の結果を考慮に入れた上で、アーチ構造物の縮小模型を用いたアクティブ制振実験を行う。ここでは、アクティブ制振の効果の実証および数値解析による評価の妥当性の検証等を行う。なお、実験では第2章では予知していなかった実現現象における問題点が生じることが予想されるために、これらの問題点に対する対策を行った上で地震応答制御の実現を試みる必要が生じると予想される。また、応答を計測するセンサの種類に対して現実の構造物への適用に向けて、また、故障などの不測の事態に対する安全性に向けて、適用可能なセンサの多様化を図る。

そして、第4章「平面ラチスアーチおよび二層円筒ラチスシェルを対象としたアクティブ制振」では、実構造物に対するアクティブ制振の適用方法を検討する。ここで制御対象とする平面ラチスアーチおよび二層円筒ラチスシェルは、第3章まで制御対象としていたアーチ構造物の簡易モデルよりも振動特性が複雑である。このため、制御の対象とするモードやセンサの配置位置が制御効果へ及ぼす影響を詳細に検討することが求められる。また、このような複雑な振動特性を有する構造物を対象としたアクティブ制振の実用化にあたり設計の課題となることが想定されるアクチュエータ配置位置およびセンサ配置位置の最適化方法の導入を試みる。

最後の第5章「結論」では、本論文で得られた結論を示す。アーチ構造物のアクティブ制振による地震応答制御に関する研究として得られた知見を纏める。また、これらの知見を基として、効率的な制振方法を明確としてその適用手順の提案を行う。

以下に各章の具体的な内容を示す。

第1章 「序論」

制御対象構造物とするシェル・空間構造物の社会的役割を研究の背景として見つけ、そこから見える課題を述べた上で研究の目的を示す。また、本論文の構成を示す。

第2章 「アーチ構造物への最適制御理論の適用と効率的制振方法の分析」

制御理論の概要を纏めた上で、本論文で採用する最適制御理論の適用方法を示す。そして、アーチ構造物を制御対象として、最適制御理論における重み行列が制御効果に及ぼす影響を把握する。また、アクチュエータ配置位置が制御効果に及ぼす影響を把握し、効率的な制振方法を明確とする。

第3章 「アーチ構造物のアクティブ制振実験による地震応答制御」

アクティブ制振実験による地震応答制御の実現および数値解析による応答・制御力の評価を試みる。まずは、実現象における制御の問題点の把握し、制御力と応答の位相差が制御効果に及ぼす影響を明確にする。次に、制御の遅れ時間に対する解決策としてモード制御手法の適用した制振方法により地震応答制御を試みる。さらに、適用可能なセンサの種類を拡大するためにカルマンフィルタによるオブザーバーの構成方法を導入し、加速度フィードバックに基づく制振方法を試みる。

第4章 「平面ラチスアーチおよび二層円筒ラチスシェルを対象としたアクティブ制振」

平面ラチスアーチおよび二層円筒ラチスシェルにアクティブ制振を適用し地震応答制御を試みる。まず、複雑な振動特性を有する制御対象においてアクチュエータ配置位置が制御効果に及ぼす影響の把握し、その最適化手法を提案する。また、制御の対象とするモードが制御効果に及ぼす影響を把握し、その選定指針を提案する。さらに、安定性が高い制御システムを得ることを目的としたセンサ配置位置の最適化手法の導入し、センサ配置位置が制御効果に及ぼす影響を明確にする。

第5章 「結論」

各章において得られた結論をまとめ、本論文の結論を示す。併せて、本論文で提案するアクティブ制振の適用方法を纏める。

第2章 アーチ構造物への最適制御理論の適用と効率的制振方法の分析

第1節 はじめに

本論文は、固有周期の近接した複数のモードが励起されるシェル・空間構造物にアクティブ制振を適用する検討を行うことを主目的とする。本論文では、その基礎的な研究として、アーチ構造物にアクティブ制振を適用し、アクチュエータ配置位置などの制振方法が制御効果に及ぼす影響を分析する。

本章における制御対象はアーチ構造物の簡易モデルとする。アーチ構造物は、固有周期は近接していないものの水平地震動に対して鉛直方向の振動が励起される特徴を有し、シェル・空間構造物の中で比較的明快な振動特性を有する。このため、アーチ構造物はアクティブ制振が制御効果へ及ぼす影響を比較的明快に分析することを可能とする制御対象であると考えられる。なお、1章においても示したが、建築物へのアクティブ制振の適用する検討を行った研究の歴史は古く多くの知見が得られている。しかし、シェル・空間構造物を対象にアクティブ制振の適用を検討した研究は十分には行われていない。

そこで、アーチ構造物にアクティブ制振を適用するにあたり、本論文で適用する最適制御理論について述べ、最適制御理論における重み行列の決定方法をまとめる。そして、重み行列が制御効果に及ぼす影響やアクチュエータ配置位置が制御効果に及ぼす影響の分析を行い、アーチ構造物の地震応答制御を試みる。まずは、アーチ構造物の特定の1箇所制御力を入力することで、制御力を入力する位置と制御力の種類による制御効果について分析を行う。そして、特定の2箇所に制御力を入力する制御を行い、その影響と制御効果について検討する。なお、制御効果の分析は、時刻歴応答、周波数応答、時刻歴エネルギー、最大応答分布、最大部材力分布、最大制御力に至るまで広く行う。

以下に各節の具体的な内容を示す。

第1節 「はじめに」

本章の目的および構成を示す。

第2節 「制御理論の概要と最適制御理論の適用」

まず、制御理論の歴史から本論文で適用する最適制御理論の特徴などの制御理論の概要について示す。次に、最適制御理論に基づくアクティブ制振の適用方法を示す。また、最適制御理論における最適化の評価関数に用いる応答低減量と制御入力量に対する重み行列の決定方法を示す。

第3節 「解析モデルと解析方法」

本章において制御対象とするアーチ構造物の簡易モデルの概要を示す。ここでは、解析モデルの諸元および振動特性、制御モデルの設定について述べる。また、入力波や積分方

法などの時刻歴応答解析の解析方法について示す。

第4節 「制振方法による制御効果への影響の分析」

様々な制振方法をアーチ構造物に適用することで制振方法が制御効果に及ぼす影響を分析し、地震応答制御を試みる。まず、1部材に制御力を加える制御を行う。ここでは、制御力として軸力を加える制御および曲げモーメントを加える制御を行う。次に、2部材に制御力として軸力を加える制御を行い、制振方法が制御効果に及ぼす影響を分析する。

第5節 「まとめ」

本章の結論を示す。

第2節 制御理論の概要と最適制御理論の適用

2.2.1. 制御理論の概要

制御とは、「ある目的に適合するように、制御対象に所要の操作を加えること」と定義されている²⁻¹⁾。いろいろな制御が考えられるが、18世紀半ばから19世紀かけて産業革命が起こり機械が発明されると、機械を自動で操作する「自動制御」の必要が生じた。この自動制御は、1788年、蒸気機関の発明者であるJames Watt（ジェームズ・ワット：1736 - 1819）による遠心式の調速機に始まったといわれている²⁻²⁾。それからしばらくは制御に関する急速な発展はなかったものの、Wattの発明からおよそ100年後の1868年にJames Clerk Maxwell（ジェームズ・クラーク・マクスウェル：1831 - 1879）がその調速機の動作を理論的に解析したのが制御理論の始まりとされる²⁻³⁾。第2次世界大戦が始まると、軍事上の目的から制御理論が急速な発展をとげる。このときに発展した理論は、通信工学の理論を取り入れたものであり、目標値に対して対象の幾何学的状態（位置、変位、角度など）を追従させるための理論（サーボ理論）である。このサーボ理論が、工業プロセス（温度、流量、圧力など）の状態の制御（プロセス制御）などに応用され制御理論が確立されていく。

制御理論は、1940年代からの古典制御理論、1960年代からの現代制御理論、1980年代からのポストモダン制御理論（ロバスト制御理論）と大きく3世代に分類される。古典制御理論の展開は、「フィードバック」という概念を数学化したベル研究所所属のHarry Nyquist（ハリー・ナイキスト：1889 - 1976）とHendrik Wade Bode（ヘンドリック・ウェード・ボーデ：1905 - 1982）により展開された。ここに、フィードバックとは出力を入力に戻すことをいい、フィードバックすると操作量の決定において目標値との比較が可能となるため安定を目的とした制御に用いられることが多い。センサにより出力を観測してフィードバックすることで操作量を定める制御をフィードバック制御という。なお、フィードバック制御と対する制御としてフィードフォワード制御がある。これは、出力を観測せずに、あらかじめ予定した操作量を制御対象に行っていくものである²⁻⁴⁾。本論文では、予期しない外乱（地震）に対して安定した結果（応答の低減）を得るために、フィードバック制御によるアクティブ制振を行う。次の現代制御理論は、Rudolf Emil Kalman（ルドルフ・エミル・カルマン：1930 - ）によってほとんどが作り上げられた、周波数領域での補償を基にした古典制御理論に対し、時間領域での挙動を基に誕生した新しい制御理論である²⁻³⁾。そして、これらの理論を融合する形でポストモダン制御理論の構築が行われていく。この理論は、モデル化における誤差を考慮した上でコントローラを設計する理論であり、ロバスト性（頑健性）を有する制御系を構築するために展開された理論である²⁻⁵⁾。

古典制御理論、現代制御理論、ポストモダン制御理論の特徴は、表2-2-1のようにまとめられる^{2-1) - 2-11)}。なお、最近では、スライディングモード制御に代表される非線形制御理論をこれらとは分類して新たな制御理論として考えられることもある。それぞれの制御

表 2-2-1 制御理論の比較

	古典制御理論	現代制御理論	ポストモダン制御理論
発祥年代	1940 年代	1960 年代	1980 年代
設計領域	周波数領域	時間領域	周波数領域 時間領域
入出力の数	1 入力 1 出力	多入力多出力	多入力多出力
表現法	伝達関数	状態方程式	状態方程式
設計ツール	ナイキスト線図 ボード線図 など	最適制御理論 極配置理論 など	H^∞ 制御理論 μ 設計法 など
補償方式	直列補償	状態フィードバック補償	出力フィードバック補償
設計仕様	特性設計 (定常誤差, 安定性, 速応性)	最適設計 (2 次形式評価関数)	最適設計 (ロバスト安定性)
長所	<ul style="list-style-type: none"> ・簡単な制御に実用的 ・融通のきく設計が可能 	<ul style="list-style-type: none"> ・多自由度系の制御が可能 ・合理的な制御が可能 	<ul style="list-style-type: none"> ・多自由度系の制御が可能 ・合理的な制御が可能 ・融通のきく設計が可能 ・ロバスト性の補償が可能
短所	<ul style="list-style-type: none"> ・設計方法が恣意的 ・多自由度系の制御が困難 	<ul style="list-style-type: none"> ・モデルに厳密さが必要 ・モデル化誤差により制御が不安定になる可能性 ・モデル作成が困難 	<ul style="list-style-type: none"> ・他の理論に比べ複雑 ・制御安定性と制御効率にトレードオフの関係があり両立が困難

理論の解説は、例えば文献 2-2), 2-4) (古典制御理論), 2-1), 2-6) (現代制御理論), 2-3), 2-7), 2-8) (ポストモダン制御) に詳しい。これらの理論を比較すると、古典制御理論は、制御が 1 入力 1 出力で行われるところが特徴的である。本論文の主目的であるシェル・空間構造物の地震応答制御を考えた場合に、その大きさ故に多数の制御力を入力する必要があると考えられること、その振動特性の複雑さ故に多くの点の計測が必要であると考えられることから、本論文で採用する理論としては適さないといえる。また、ポストモダン制御理論は、制御安定性と制御効率にトレードオフの関係があり、高度な設計法な故に設計の自由度が高く複雑であるため、制御効果を分析する本論文においては適しているとはいえない。そこで本論文では、現代制御理論に基づいた制御による研究を行う。なお、現代制御理論の設計ツールにあたる極配置理論による制御は、極配置の設定方法が恣意的であり設計の判断が難しい。一方、最適制御理論による制御は、評価関数を最小化して制御系の設計を行うため、妥当かつ明確な制御を行うことが可能である。そこで本論文では、最適制御理論を用いてアーチ構造物の地震応答制御を行う。

このように最適制御理論は現代制御理論に代表される理論であり、モデル誤差などに対してロバスト性は補償されていない。しかし、最適制御理論におけるロバスト性に関する研究も行われており、ある程度のロバスト性が確認されている。例えば、制御の時間の遅れに対するロバスト性は、位相余裕の形で少なくとも 60% は補償されている²⁻¹⁾。このように、最適制御理論はロバスト性を有していないわけではなく、制御効率を犠牲にして制御安定性を望むポストモダン制御理論よりも応答低減に対する能力に関しては優れているといえる。

2.2.2. 最適制御理論の適用

本論文では、シェル・空間構造物の地震応答を制御するために、フィードバック制御を行う。フィードバック制御の概念図を図 2-2-1 に示す。現実にはフィードバック制御に基づくアクティブ制振を行う過程では、まず、地震力が地盤を伝わることでアーチ構造物に発生する振動をセンサにより計測する。そして、センサによって計測された状態変数ベクトル \mathbf{x} は、制御理論より求められたフィードバック行列 \mathbf{G} と掛けられ、入力変数ベクトル \mathbf{u} としてアーチ構造物にフィードバックされる。この入力変数ベクトル \mathbf{u} がアクチュエータに指令を与え、アクチュエータが制御力を生み出すことで、アーチ構造物の振動制御が行われる。

本論文では、入力変数ベクトル \mathbf{u} を計算するコントローラ的设计に最適制御理論^{例えば 2-1), 2-6)}を用いる。この最適制御理論は、多自由度、多入力の応答制御が可能であるため、固有周期の近接した複数のモードが励起されるシェル・空間構造物に対しても適していると考えられる。最適制御理論を適用するために、先ずは制御対象構造物を状態方程式 (2-2-1) で表す。

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{A}\mathbf{x} + \mathbf{B}\mathbf{u} + \mathbf{E}\mathbf{f} \quad (2-2-1)$$

ここに、 \mathbf{x} は状態変数ベクトル、 \mathbf{u} は入力変数ベクトル、 \mathbf{f} は外乱ベクトル、 \mathbf{A} 、 \mathbf{B} 、 \mathbf{E} はそれぞれの係数マトリクスである。特に、 \mathbf{A} はシステム行列、 \mathbf{B} は制御力分配行列と呼ばれる。

ここで、制御対象構造物を状態方程式 (2-2-1) で表すために、制御対象構造物を運動方程式 (2-2-2) で表す。

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{C}\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{K}\mathbf{q} = \mathbf{U}\mathbf{u} + \mathbf{F}\mathbf{f} \quad (2-2-2)$$

ここに、 \mathbf{M} は質量マトリクス、 \mathbf{C} は減衰マトリクス、 \mathbf{K} は剛性マトリクスである。また、 \mathbf{q} は地盤に対する相対変位ベクトルであり、 \mathbf{U} 、 \mathbf{F} は力の入力位置を表現する係数マトリ

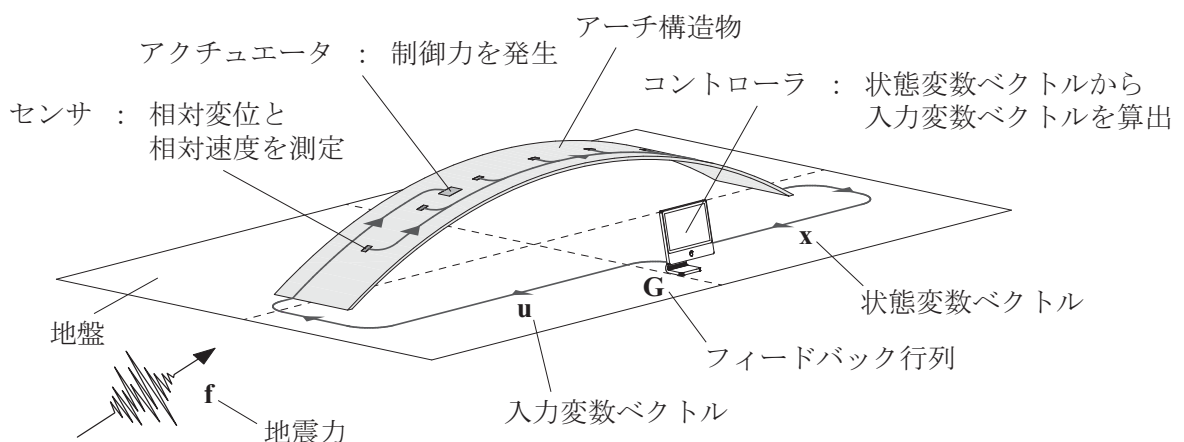


図 2-2-1 フィードバック制御の概念図

クスである。

なお、運動方程式 (2-2-2) を状態方程式 (2-2-1) に変換する際には、式 (2-2-3) で示される関係式を用いる。

$$\begin{aligned} \mathbf{x} &= \begin{Bmatrix} \dot{\mathbf{q}} \\ \mathbf{q} \end{Bmatrix} \\ \mathbf{A} &= \begin{bmatrix} -\mathbf{M}^{-1}\mathbf{C} & -\mathbf{M}^{-1}\mathbf{K} \\ \mathbf{I} & \mathbf{O} \end{bmatrix} \\ \mathbf{B} &= \begin{bmatrix} \mathbf{M}^{-1}\mathbf{U} \\ \mathbf{O} \end{bmatrix} \\ \mathbf{E} &= \begin{bmatrix} \mathbf{M}^{-1}\mathbf{F} \\ \mathbf{O} \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (2-2-3)$$

次に、フィードバック行列 \mathbf{G} の算出を行う。フィードバック制御において、入力変数ベクトル \mathbf{u} は、式 (2-2-4) のように状態変数ベクトル \mathbf{x} とフィードバック行列 \mathbf{G} の積の形で表される。

$$\mathbf{u} = -\mathbf{G}\mathbf{x} \quad (2-2-4)$$

本論文で採用する最適制御理論において、フィードバック行列 \mathbf{G} は、式 (2-2-5) で表される評価関数 J を最小化するように決められる。

$$J = \int_0^{\infty} (\mathbf{x}^T \mathbf{Q} \mathbf{x} + \mathbf{u}^T \mathbf{R} \mathbf{u}) dt \quad (2-2-5)$$

ここに、 \mathbf{Q} 、 \mathbf{R} は、応答の低減量と制御入力量のバランスを決める重み行列である。重み行列 \mathbf{Q} 、 \mathbf{R} を設定することで、式 (2-2-5) を最小化する入力変数ベクトル \mathbf{u} は、式 (2-2-6) で表される Ricatti (リカッチ) の行列方程式を解くことによって得られる行列 \mathbf{P} を用いて、式 (2-2-7) のように表される。

$$\mathbf{P}\mathbf{A} + \mathbf{A}^T \mathbf{P} - \mathbf{P}\mathbf{B}\mathbf{R}^{-1}\mathbf{B}^T \mathbf{P} + \mathbf{Q} = \mathbf{O} \quad (2-2-6)$$

$$\mathbf{u} = -\mathbf{R}^{-1}\mathbf{B}^T \mathbf{P}\mathbf{x} \quad (2-2-7)$$

つまり、フィードバック行列 \mathbf{G} は、式 (2-2-4) および式 (2-2-7) より式 (2-2-8) で表されたことになり、特に、最適フィードバック行列と呼ばれる。

$$\mathbf{G} = \mathbf{R}^{-1}\mathbf{B}^T \mathbf{P} \quad (2-2-8)$$

なお、Ricatti の行列方程式 (2-2-6) は、逐次解法 (Kleinman (クレインマン) の方法) や固有ベクトル法 (有本 -MacFarlane-Potter 法) や Schur (シュール) 解法等を用いることで解くことが可能である²⁻¹²⁾。

2.2.3. 重み行列 \mathbf{R} の決定方法

最適制御理論を用いたアクティブ制御を適用する場合、重み行列 \mathbf{Q} 、 \mathbf{R} を試行錯誤により決定することが多い。しかし、この方法では様々な制振方法の比較が困難となるため、

本論文では重み行列の決定を一定の評価に頼ることが望ましい。そこで、以下のような重み行列 \mathbf{R} の決定方法を提案する。

図2-2-2に目標とする応答比に関する係数 r の概念図を示す。この目標とする応答比に関する係数 r は、制御力を加えることで外力による応答を非制御時の r 倍とすることを目標に、重み行列 \mathbf{R} を定めることを意図するものである。

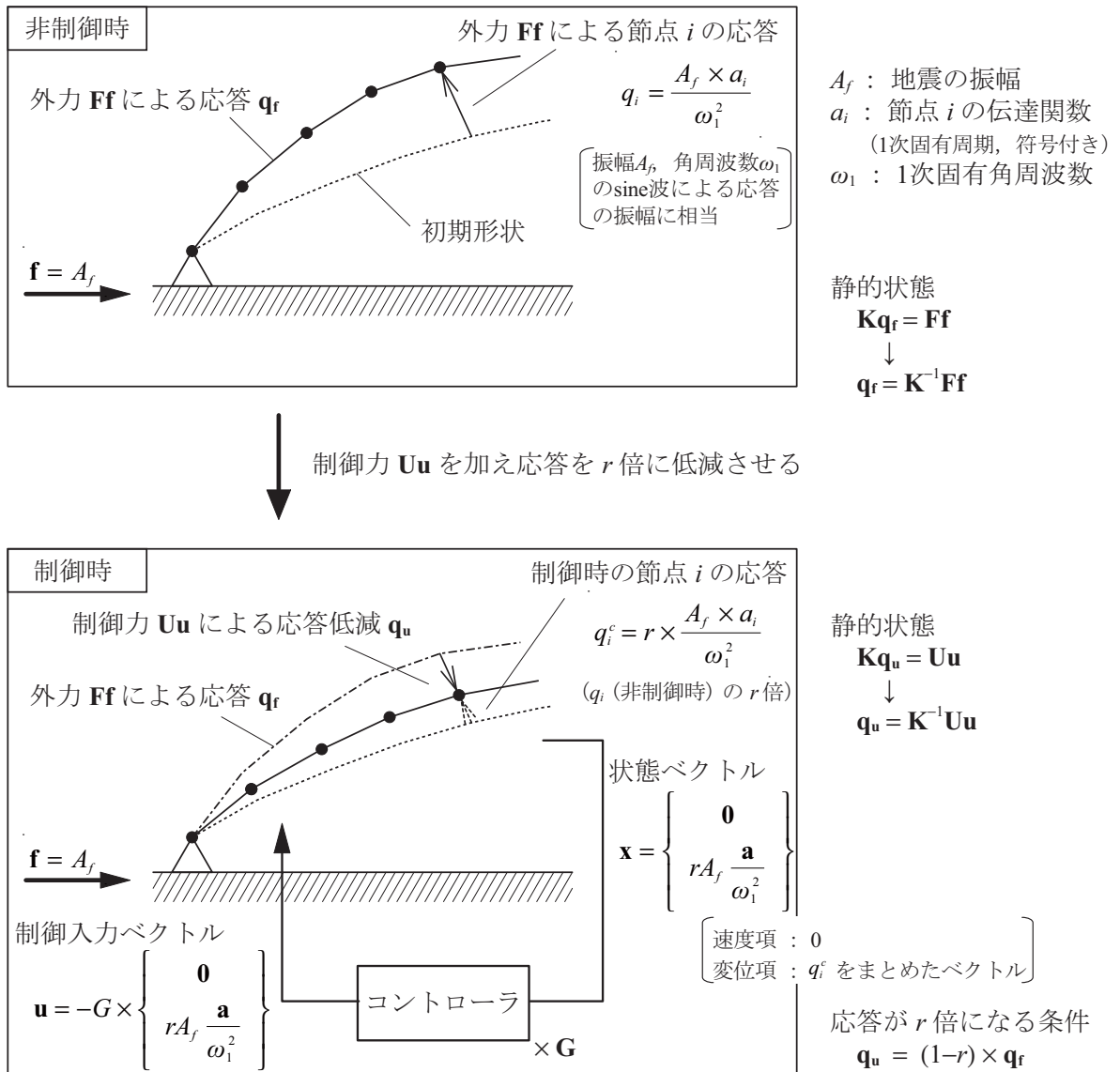


図2-2-2 目標とする応答比に関する係数 r の概念図

まず、重み行列 \mathbf{Q} および目標とする応答比に関する係数 r を設定する。次に、重み行列 \mathbf{R} の対角成分の値を変動させる。なお、 \mathbf{R} 内における各制御入力量に対する重みの比

率は、1.0 とする。このとき、次式に示す誤差ベクトル δ の最大値ノルムを最小とする \mathbf{R} の対角成分の値を探索することで、重み行列 \mathbf{R} を決定する。

$$\|\delta\|_{\infty} = \max(|\delta|) \quad (2-2-9)$$

この誤差ベクトル δ は次式で定義し、制御時の応答の目標値が非制御時の r 倍であることを、外力および制御力による変位ベクトル \mathbf{q}_f , \mathbf{q}_u を用いて表現する。

$$\delta = \text{abs}((1-r)\mathbf{q}_f) - \text{abs}(\mathbf{q}_u) \quad (2-2-10)$$

ここで、外力による変位ベクトル \mathbf{q}_f は式 (2-2-11) のように、制御力による変位ベクトル \mathbf{q}_u は設定した重み行列 \mathbf{Q} および探索時の重み行列 \mathbf{R} により定まるフィードバック行列 \mathbf{G} を用いて式 (2-2-12) のように仮定して算出する。

$$\mathbf{q}_f = A_f \mathbf{K}^{-1} \mathbf{F} \quad (2-2-11)$$

$$\mathbf{q}_u = -\mathbf{K}^{-1} \mathbf{U} \mathbf{G} \begin{Bmatrix} \mathbf{0} \\ rA_f \mathbf{a} / \omega_1^2 \end{Bmatrix} \quad (2-2-12)$$

ここに、 A_f は外力の加速度振幅、 ω_1 は1次固有角振動数である。また、 \mathbf{a} は、非制御時の1次固有周期における伝達関数の値を並べて固有ベクトルにより符号付けを行ったベクトルである。

第3節 解析モデルと解析方法

2.3.1. 解析モデルの設定

本章における制御対象は、シェル・空間構造物には厳密には分類されないものの基本要素の一つとされるアーチ構造物である。図2-3-1に解析モデルを示す。本解析モデルは、文献2-13)と同一の形状としており、スパン60m、固有周期0.3秒程度のアーチ構造物を想定している。なお、境界条件はピン支持(△)である。表2-3-1に形状諸元を示す。スパンは120cmであり、半開角は20, 30, 40 degの3種類である。表2-3-2に部材諸元を示す。部材断面の形状は長方形であり、幅 b は200mm、厚さ t は0.7mmである。また、ヤング率 E は $2.03 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$ とし、降伏応力度 σ_y は 235 N/mm^2 とする。

本章では、アーチ構造物を水平方向に等分割された16部材とすることで、17の集中質量、16の梁要素として解析を行う。減衰には、卓越するモードである1次モードと3次モードの減衰定数が0.02であるRayleigh(レーリー)減衰を用いる。なお、本章では長期荷重は考慮しない。

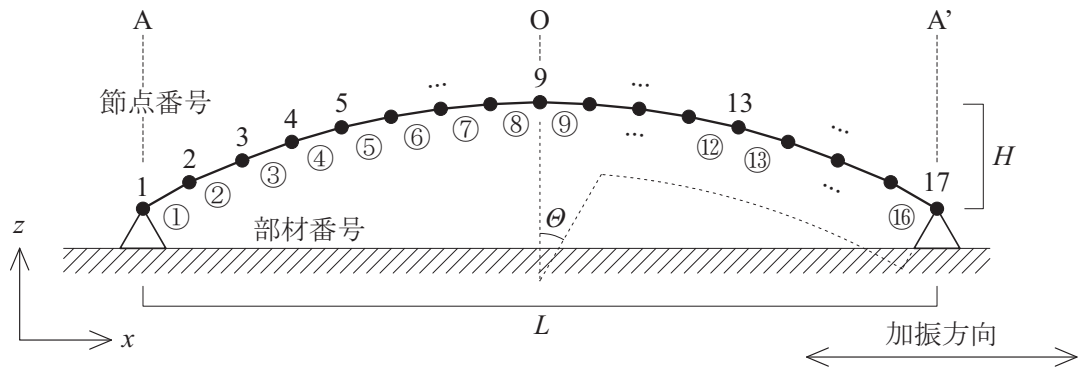


図2-3-1 アーチ構造物の解析モデル

表2-3-1 形状諸元

モデル名	半開角 θ (deg)	ライズ H (cm)	スパン L (cm)	質量 M (kg)
Ra20	20	10.6	120	1.32
Ra30	30	16.1		1.35
Ra40	40	21.8		1.41

表2-3-2 部材諸元

幅 b (mm)	200
厚さ t (mm)	0.7
断面積 A (mm ²)	140
断面2次モーメント I (mm ⁴)	5.72
ヤング率 E (N/mm ²)	2.03×10^5
降伏応力度 σ_y (N/mm ²)	235

2.3.2. 制御モデルの設定

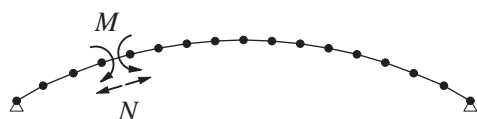
アーチ構造物の特定の部材に制御力を加えることで、地震応答の制御を行う。ここで、制御モデル名は、表 2-3-3 の上に示すように、制御力の入力数、制御力の種類、制御力を加える部材の位置で定義し、 Ra (半開角 θ) - (制御力を加える部材数) (制御力の種類) - (制御力を加える部材番号) とする。制御モデルの一覧を表 2-3-3 に示す。制御力には、軸力または曲げモーメントを採用する。制御入力位置は、制御力を加える部材数が 1 の場合の 8 種類および制御力を加える部材数が 2 の場合の 6 種類とする。なお、以降、制御力を加える部材数が 1 のときを 1 部材制御、2 のときを 2 部材制御と呼ぶ。2 部材制御においては、アーチ構造物の中心軸に対し、対称の位置に制御力を加える対称制御、非対称な位置に制御力を加える非対称制御を行う。

制御モデル名	1) 半開角 θ 20, 30, 40 (deg)
$Ra30-2M-4,13$	2) 制御力を加える部材数 1, 2
1) 2) 3) 4)	3) 制御力の種類 M: 曲げモーメント N: 軸力
	4) 制御力を加える部材番号 (表 2-3-3)

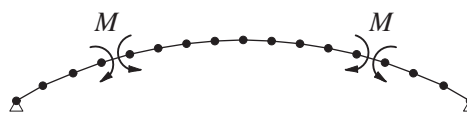
表 2-3-3 制御モデル

	制御モデル名	制御入力位置							
		①	②	③	④	⑤	⑥	⑦	⑧
		⑩	⑮	⑭	⑬	⑫	⑪	⑩	⑨
1 部材 制御	$Ra\theta-1M(N)-1$	●							
	$Ra\theta-1M(N)-2$		●						
	$Ra\theta-1M(N)-3$			●					
	$Ra\theta-1M(N)-4$				●				
	$Ra\theta-1M(N)-5$					●			
	$Ra\theta-1M(N)-6$						●		
	$Ra\theta-1M(N)-7$							●	
	$Ra\theta-1M(N)-8$								●
2 部材 制御	対称	$Ra\theta-2M-1,16$	●						
		$Ra\theta-2M-4,13$				●			
		$Ra\theta-2M-8,9$							●
	非対称	$Ra\theta-2M-4,16$	●			●			
		$Ra\theta-2M-4,12$				●	●		
		$Ra\theta-2M-4,9$				●			●

1 部材制御



2 部材制御



2.3.3. 解析モデルの振動特性

解析モデルであるアーチ構造物の振動特性を示す。表 2-3-4 に各半開角 θ に対する 1 ～ 3 次モードの固有周期, 刺激係数, 有効質量比を, 図 2-3-2 に固有モード形状を示す。ここに, M_e は有効質量, M_R は構造物の質量である。また, 表中の刺激係数 β , 有効質量 M_e は式 (2-3-1), (2-3-2) より求める。

$$\beta = \frac{\boldsymbol{\varphi}^T \mathbf{M} \{1\}}{\boldsymbol{\varphi}^T \mathbf{M} \boldsymbol{\varphi}} \quad (2-3-1)$$

$$M_e = \frac{(\boldsymbol{\varphi}^T \mathbf{M} \{1\})^2}{\boldsymbol{\varphi}^T \mathbf{M} \boldsymbol{\varphi}} \quad (2-3-2)$$

ここに, $\boldsymbol{\varphi}$ は固有ベクトルであり, $\{1\}$ は固有ベクトルの水平方向に対応した成分が 1 でそれ以外の成分が 0 であるベクトルを表す。

なお, 刺激係数は次式 (2-3-3) を用いて正規化した固有ベクトルを用いて算出する。

$$\boldsymbol{\varphi}^T \mathbf{M} \boldsymbol{\varphi} = 1 \quad (2-3-3)$$

半開角 θ によらず卓越モードは 1 次モードであり, 1 次固有周期は 0.3 秒程度である。また, 次に卓越する 3 次モードの固有周期は 0.06 秒程度である。固有モード形状は, 半開角 θ によらず, 1 次モードが逆対称 1 波, 2 次モードが対称 1.5 波, 3 次モードが逆対称 2 波である。

表 2-3-4 アーチ構造物の振動特性

(A) Ra20 モデル

モデル名	モード次数	固有周期 T (s)	刺激係数 β	有効質量比 M_e/M_R (%)
Ra20	1 次モード	0.237	0.35	9.0
	2 次モード	0.108	2.6×10^{-11}	5.3×10^{-20}
	3 次モード	0.058	0.16	2.0

(B) Ra30 モデル

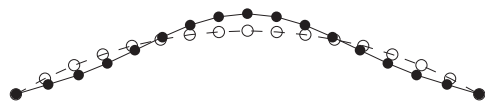
モデル名	モード次数	固有周期 T (s)	刺激係数 β	有効質量比 M_e/M_R (%)
Ra30	1 次モード	0.259	0.51	19.4
	2 次モード	0.116	6.9×10^{-10}	3.5×10^{-17}
	3 次モード	0.061	0.24	4.1

(C) Ra40 モデル

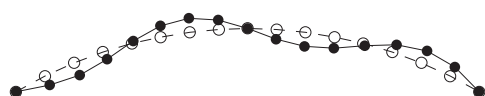
モデル名	モード次数	固有周期 T (s)	刺激係数 β	有効質量比 M_e/M_R (%)
Ra40	1 次モード	0.294	0.67	31.7
	2 次モード	0.127	6.4×10^{-10}	2.9×10^{-17}
	3 次モード	0.067	0.29	6.1



(A) 1次モード (逆対称1波)



(B) 2次モード (対称1.5波)



(C) 3次モード (逆対称2波)

図 2-3-2 アーチ構造物の固有モード形状

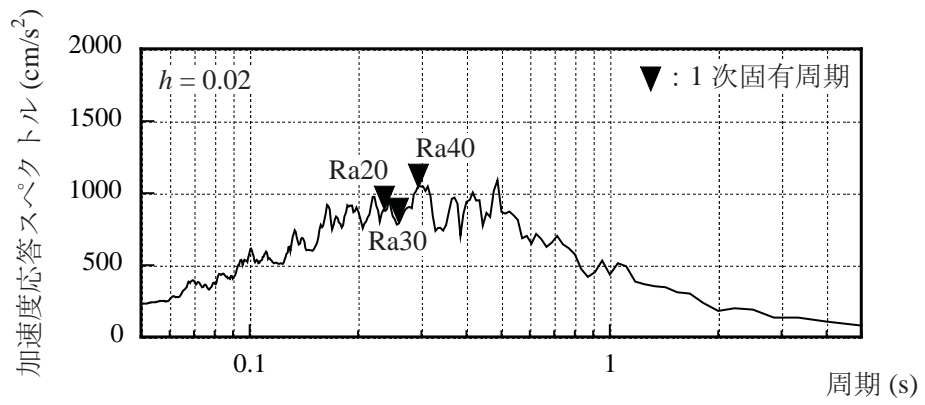
2.3.4. 時刻歴応答解析の概要

数値解析方法は時刻歴応答解析であり、解析モデルは弾性とする。数値解析には、MATLAB 7.5.0 および Simulink ver.7.0 を用いる。数値積分法はルンゲクッタ法であり、可変ステップソルバを用いる。

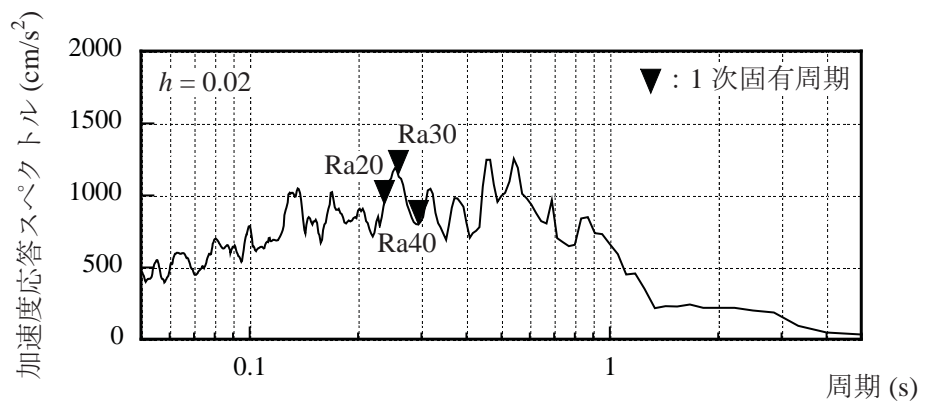
入力波は、1次固有振動数、振幅 100 cm/s^2 を有する sine 1 波、人工地震波 BCJ-L1 原波と観測地震波 El Centro (NS) (1940) の原波とする。入力波の一覧を表 2-3-5 に示す。地震波の大きさの基準化は行っていない。なお、入力方向は図 2-3-1 に示すように水平方向とする。図 2-3-3 に、解析モデルを等価1質点系モデルに置き換えた場合の加速度応答スペクトルを示す。ここで、減衰定数 h は 0.02 とする。それぞれのモデルの1次固有周期における加速度応答スペクトルの値は、BCJ-L1 に対しては、Ra30, Ra20, Ra40 の順に、El Centro (NS) に対しては、Ra40, Ra20, Ra30 の順に大きくなる。

表 2-3-5 入力波の情報

	sine 1 波	地震波
入力波	1 次固有周期を有する正弦波	BCJ-L1 El Centro (NS) (1940)
入力方向	水平方向 (x 方向)	水平方向
振幅 (cm/s^2)	100	原波



(A) BCJ-L1



(B) El Centro (NS)

図 2-3-3 入力地震波に対する加速度応答スペクトル

第4節 制振方法による制御効果への影響の分析

2.4.1. 重み行列 \mathbf{Q} による伝達関数への影響

重み行列 \mathbf{Q} は状態量, つまり, 相対速度と相対変位に関する重みであり, \mathbf{Q} の値を \mathbf{R} に比較し相対的に大きくすることで応答の低減は大きくなる。ここでは, 4種類の \mathbf{Q} による伝達関数への影響を比較し, 本章で用いる \mathbf{Q} を決定する。4種類の \mathbf{Q} を式(2-4-1) - (2-4-4) に示す。

$$\text{case 1 : } \mathbf{Q}_1 = \begin{bmatrix} 1 & & \\ & \ddots & \\ & & 1 \end{bmatrix} \text{ (単位行列)} \quad (2-4-1)$$

$$\text{case 2 : } \mathbf{Q}_2 = \begin{bmatrix} 1 & & & \\ & \ddots & & \\ & & 1 & \\ & & & \mathbf{0} \end{bmatrix} \quad (2-4-2)$$

$$\text{case 3 : } \mathbf{Q}_3 = \begin{bmatrix} \mathbf{0} & & & \\ & 1 & & \\ & & \ddots & \\ & & & 1 \end{bmatrix} \quad (2-4-3)$$

$$\text{case 4 : } \mathbf{Q}_4 = \begin{bmatrix} (a_1/\omega_1)^2 & & & \\ & \ddots & & \\ & & (a_n/\omega_1)^2 & \\ & & & (a_1/\omega_1^2)^2 \\ & & & & \ddots \\ & & & & & (a_n/\omega_1^2)^2 \end{bmatrix} \quad (2-4-4)$$

ここに, ω は固有角振動数を表し, a は非制御時の1次固有周期における伝達関数の値を並べて固有ベクトルにより符号付けを行ったベクトルの成分を表す。

case 1, 4 では, 相対速度と相対変位の両方に対応する対角成分に重みを置く。また, case 2 では相対速度に, case 3 では相対変位に対応する対角成分に重みを置く。節点間の重みの比は, case 1, 2, 3 では1.0とし, case 4 では単位の違いに考慮した上で卓越する1次モードの固有ベクトルに比例させる。

図2-4-1に, 4種類の重み行列 \mathbf{Q} による伝達関数を示す。ここで, 伝達関数は, matlabのコマンド `bode` を用いて求めたゲインを角周波数により加速度に対応する値に変換することで算出している。なお, 周波数応答は Fadeev らの方法等を用いることで算出することも可能である²⁻¹²⁾。目標とする応答比に関する係数 r は0.1とする。節点5の鉛直方向の伝達関数に関しては, case 3以外ではモードによらず非制御時に比べ減少する。また,

case 3 では1次モードが他のケースより減少するものの高周波域では減少しない。さらに、節点9の鉛直方向の伝達関数に関しては、case 3 以外ではモードによらず非制御時に比べ減少するものの、case 3 では全体的に増加する。以上より本章では、簡便に重み行列 \mathbf{Q} の作成が可能な case 1 (式(2-4-1)単位行列)を採用する。なお、各成分の重みを比例させている case 4 では、1次モードにおける減少量が case 1, 2 に比べ若干大きいものの、case 1, 2 と概ね違いが見られない。また、変位のみを重みを置いた場合 (case 3) における伝達関数は、低周波において速度に比べ相対的に変位が大きくなるため、節点5における低次モードでの低減が大きくなると考えられる。

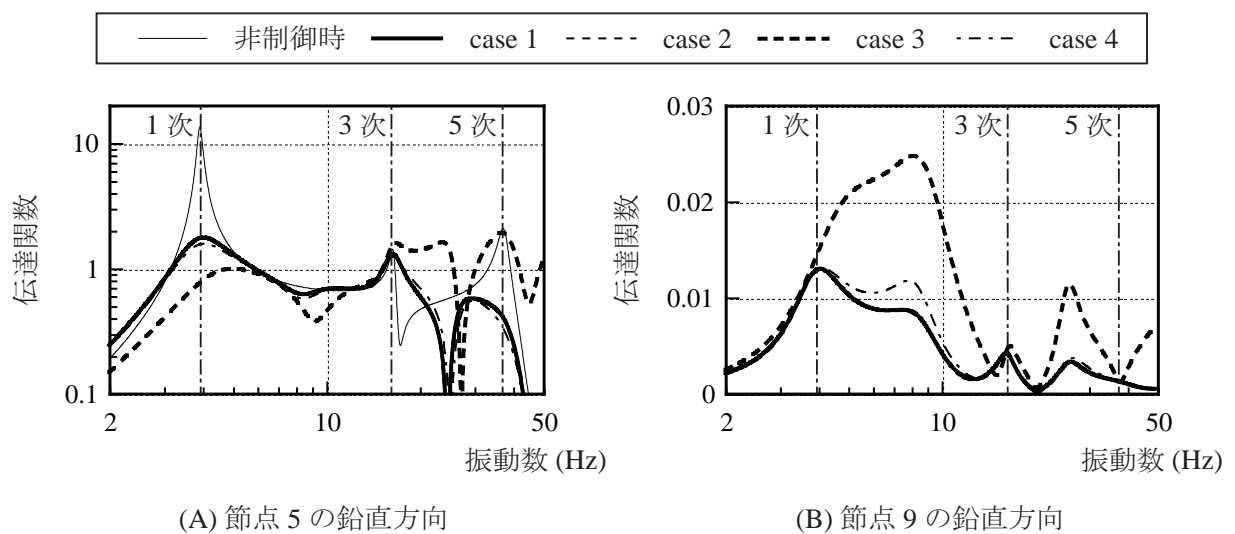


図 2-4-1 重み行列 \mathbf{Q} による伝達関数の比較 (Ra30-1M-4, $r = 0.1$)

2.4.2. 目標とする応答比に関する係数 r の効果

本項では、目標とする応答比に関する係数 r の効果を検討するために、目標とする応答比に関する係数 r をパラメータとして制御を行う。ここで、目標とする応答比に関する係数 r を小さくすることは、非制御時の応答に対してより大きく応答を低減させることを意図する。なお、重み行列 \mathbf{Q} は単位行列である \mathbf{Q}_1 とし、Ra30 モデルに制御力として部材④に曲げモーメントを加える Ra30-1M-4 モデルにより検討を行う。

図 2-4-2 に目標とする応答比に関する係数 r による伝達関数の低減の比較を示す。なお、目標とする応答比に関する係数 r が 1 の場合を非制御時とする。目標とする応答比に関する係数 r を小さくすることで、節点5の鉛直方向の伝達関数の減少量は大きくなる。しかし、節点5の3次モードにおける伝達関数はモード形状の節にあたるため低減しない。また、非制御時に伝達関数の小さい節点9の鉛直方向では、目標とする応答比に関する係数 r を小さくすることで、伝達関数は増加量が大きくなる。

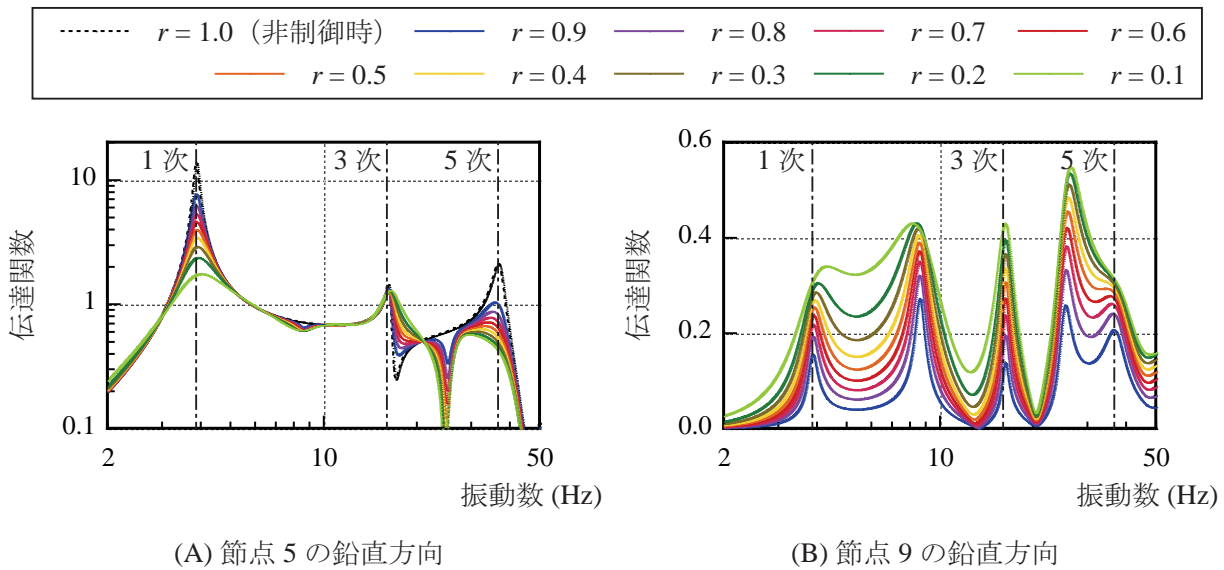


図 2-4-2 目標とする応答比に関する係数 r による伝達関数の比較 (Ra30-1M-4, Q_1)

2.4.3. 1 部材に制御力を加えた場合の応答低減効果

ここからは、1 部材に軸力または曲げモーメントを加えることで制御を行い、時間領域における制御効果を分析する。なお、目標とする応答比に関する係数 r は 0.1、重み行列は Q_1 (単位行列) とする。また、入力波は、1 次固有振動数、振幅 100 cm/s^2 を有する sine 1 波、人工地震波 BCJ-L1 原波と観測地震波 El Centro (NS) 原波とする。図 2-4-3 および図 2-4-4 に 1 部材制御における応答低減効果を示す。なお、図 2-4-3 は制御力として軸力を用いた制御の結果を、図 2-4-4 は制御力として曲げモーメントを用いた制御の結果を示す。これらの図は、左軸に応答変位の比 d_z^c/d_z^{nc} を右軸に最大制御力を示す。ここに、応答変位の比 d_z^c/d_z^{nc} は、制御時の最大応答変位 d_z^c を非制御時の最大応答変位 d_z^{nc} で除したものである。最大制御力は、降伏軸力 N_y または降伏曲げモーメント M_y で無次元化している。なお、図中には応答変位の比が 2.5 以上となる節点 (全モデルの節点 9, El Centro (NS) 入力時の Ra40-1N-7 の節点 10) は示していない。以下、制御力が軸力のときを軸力制御、曲げモーメントのときを曲げモーメント制御と呼ぶ。

各制御モデルにおける各節点の最大応答変位を制御の有無により比較する。曲げモーメント制御では、非制御時に応答の小さい節点 9 の鉛直応答変位が非制御時よりも 2.5 倍以上に大きくなるものの、他の節点における最大応答変位は低減する。軸力制御においても、sine 1 波入力時では、頂点付近の節点の応答変位の比が 1.0 を超える、つまり、非制御時よりも増加する傾向にあるものの、概ねの節点における最大応答変位は低減する。しかし、軸力制御の地震波入力時では、多くの節点の応答変位の比が 1.0 を下回らず、応答が低減しない。

曲げモーメント制御では卓越する1次モードの腹、つまり、逆対称1波の腹近傍の部材④、⑤において制御した場合に小さな最大制御力で大きな応答低減が得られ、制御効率が低いといえる。なお、地震波入力時の曲げモーメント制御では、制御効率の高い制御モデルにおける最大変位の低減率は5割程度となっている。軸力制御では1次モードの腹より境界部側の部材②、③において制御した場合に比較的効率は高い。ただし、曲げモーメント制御における制御力が降伏曲げモーメント M_y 以下であるものの軸力制御における制御力が降伏軸力 N_y を超えていること、地震波入力時に多くの節点の応答変位の比が1.0を下回らないことを考慮すると、軸力制御の制御効率は低いといえる。これは、アーチ構造物は曲げ振動が支配的であるためであると考えられる。また、地震波入力時の制御効果は、最大変位の低減が少なく、sine 1波入力時に比べ低いといえる。これは、アクティブ制振が、共振点の周波数成分を持った波に対して高い効果を示すためであると考えられる。

次に、図2-4-3および図2-4-4を入力波ごとに比較すると、半開角が大きくなるにしたがい、大きな制御力を必要としている。各節点の最大変位が概ね均等に低減している曲げモーメント制御のみで比較すると、半開角と入力地震波の違いにより、応答変位の比に差が見られる。BCJ-L1入力時には、Ra40, Ra20, Ra30の順に低減が大きく、El Centro (NS)入力時には、Ra30, Ra20, Ra40の順に低減が大きい。図2-3-2に示す加速度応答スペクトルにおける各々のモデルの1次固有周期に対する値と比較すると、入力波によらず、加速度応答スペクトルが大きいモデルの最大変位の低減率が大きくなっている。このことから、アクティブ制振は共振点の周波数成分を多く持つ波に対して高い効果を示すと考えられる。

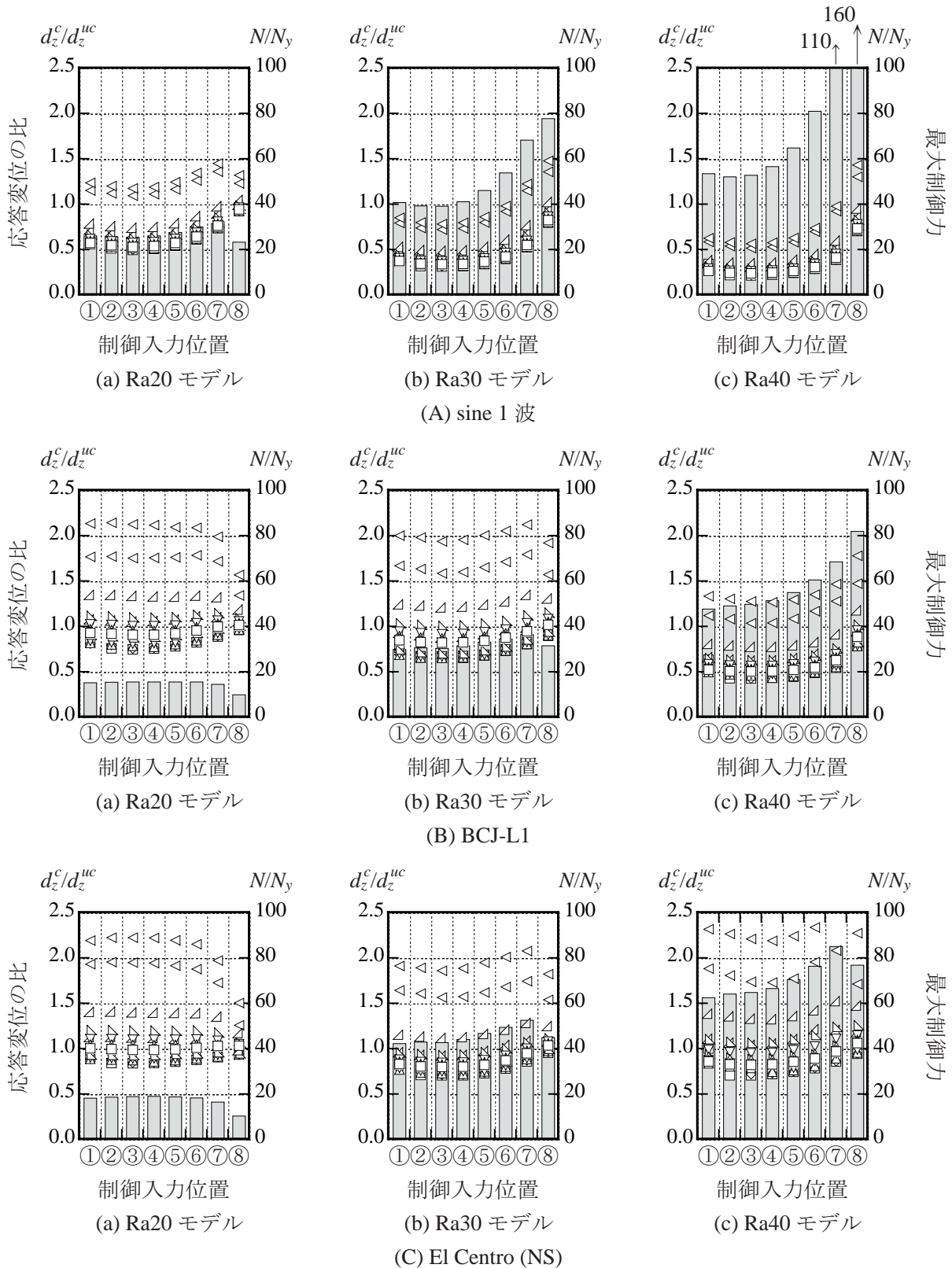
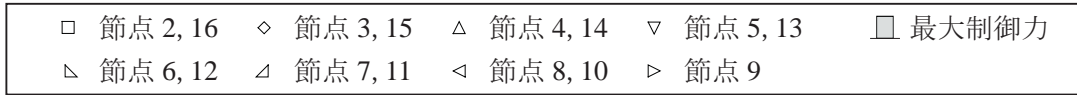


図 2-4-3 1 部材制御における制御効果 (軸力制御, 鉛直応答変位)

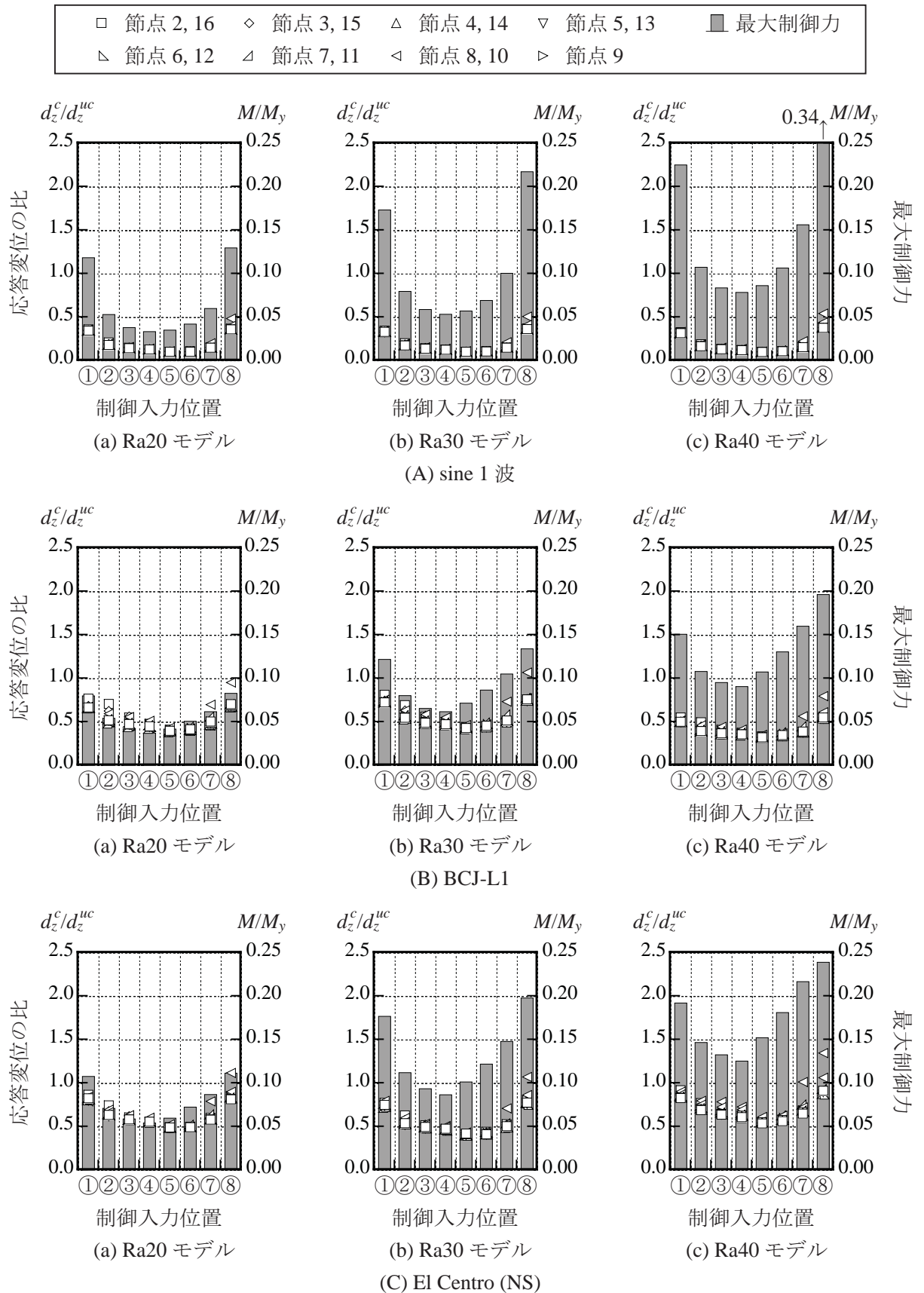


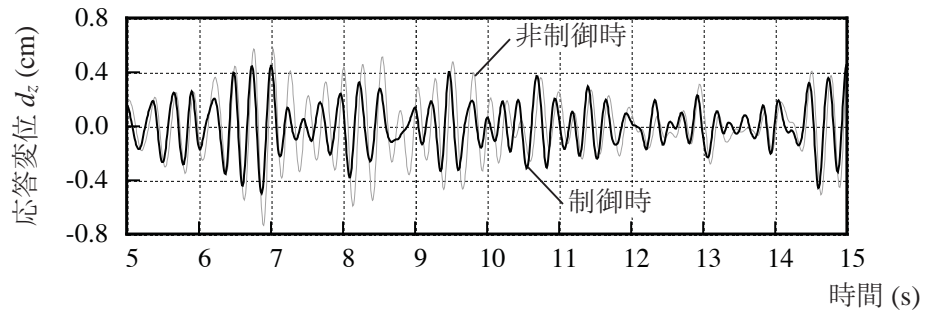
図 2-4-4 1 部材制御における制御効果 (曲げモーメント制御, 鉛直応答変位)

2.4.4. 1 部材制御における軸力制御と曲げモーメント制御の比較

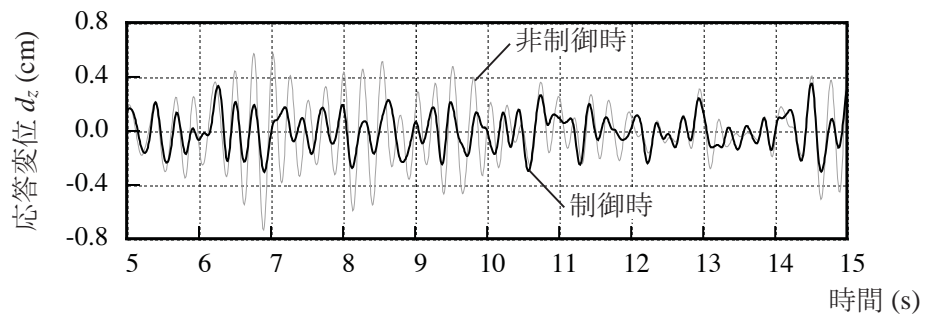
本項では、軸力制御と曲げモーメント制御の比較を行う。軸力制御、曲げモーメント制御のそれぞれにおいて効率の高い Ra30-1N-3 モデルと Ra30-1M-4 モデルとを BCJ-L1 を入力することで比較する。なお、目標とする応答比に関する係数 r は 0.1、重み行列は \mathbf{Q}_1 (単位行列) とする。図 2-4-5 から図 2-4-9 に、それぞれのモデルにおける時刻歴応答解析の結果を示す。

図 2-4-5 には、振動の腹にあたる節点 5 の鉛直応答変位の時刻歴応答を示す。各制御において、制御による応答の低減が見られる。なお、制御の有無による振動周期に変化は見られない。図 2-4-6 に部材力の時刻歴応答を示す。ここで、制御入力部材における制御の有無による部材力、制御入力部材とその隣の制御力を加えない部材における部材力を比較する。制御入力部材の部材力の位相は、制御力を加えない部材より 4 分の 1 周期遅れ、制御力より半周期遅れる。このため、制御力は、相対変位よりも相対速度に依存し、先の変位を予測した制御を行っているといえる。図 2-4-7 には時刻歴エネルギーを示す。エネルギーは等価速度に変換して示す。弾性ひずみエネルギーは、軸力制御ではエネルギーを与えることで制御するため非制御時に比べ増加するが、曲げモーメント制御ではエネルギーを吸収することで制御するため減少する。

図 2-4-8 に各節点の最大応答変位分布を示す。曲げモーメント制御では、中央節点 9 の鉛直応答変位は増加するが、他の節点では低減する。なお、分布形状に変化は見られない。軸力制御では、大きな制御力を必要とするにもかかわらず、A-O 側の鉛直方向の最大変位が低減しているにすぎない。図 2-4-9 に最大部材力分布を示す。最大部材力は概ね減少するが、曲げモーメント制御である Ra30-1M-4 モデルでは制御入力部材④の曲げモーメント、軸力制御である Ra30-1N-3 モデルでは制御入力部材③の軸力は増加する。

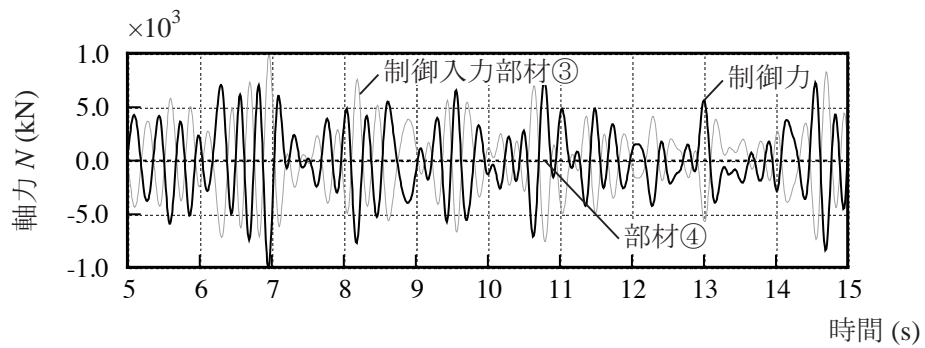


(A) 軸力制御 (Ra30-1N-3)

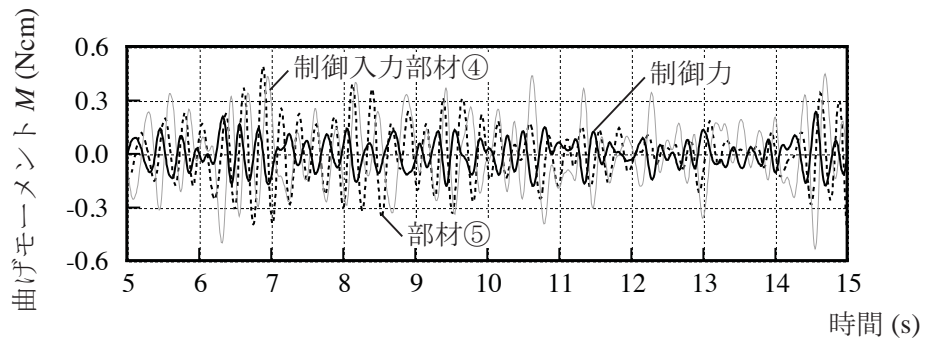


(B) 曲げモーメント制御 (Ra30-1M-4)

図 2-4-5 制御力による時刻歴応答変位の比較 (節点 5, 鉛直方向, BCJ-L1)

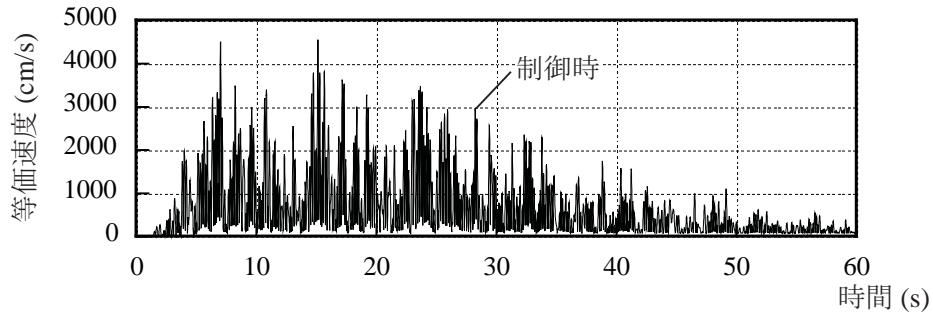


(A) 軸力制御 (Ra30-1N-3)

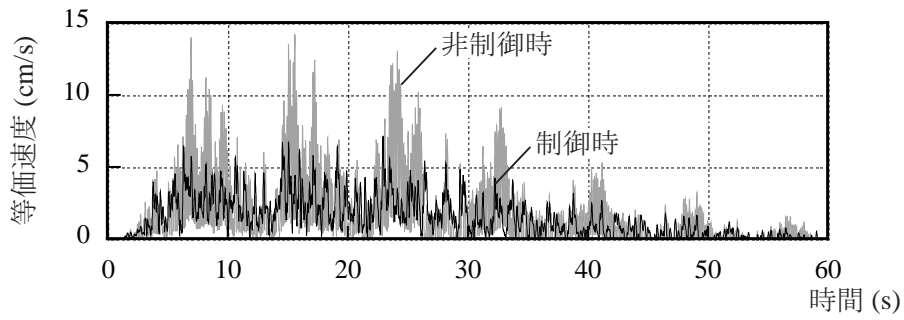


(B) 曲げモーメント制御 (Ra30-1M-4)

図 2-4-6 制御力による時刻歴部材力の比較 (部材中央, BCJ-L1)

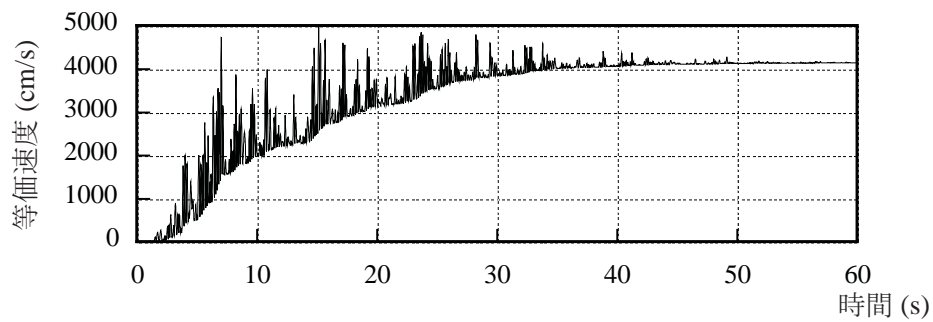


(a) 軸力制御 (Ra30-1N-3)

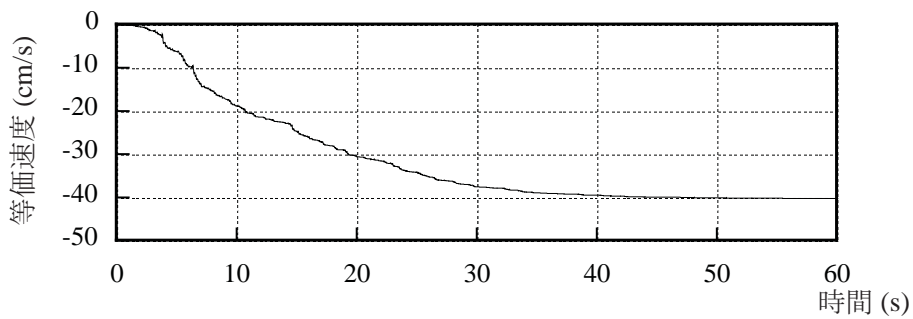


(b) 曲げモーメント制御 (Ra30-1M-4)

(A) 弾性ひずみエネルギー



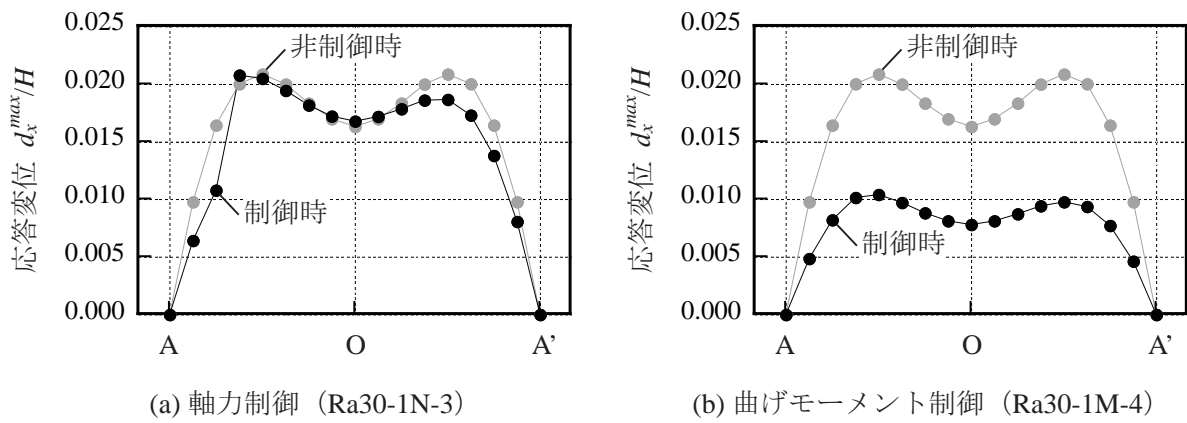
(a) 軸力制御 (Ra30-1N-3)



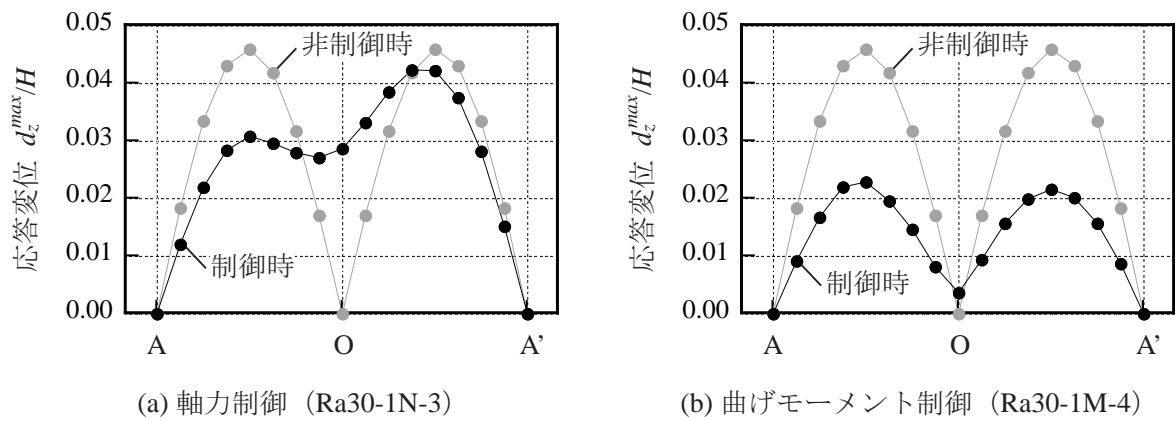
(b) 曲げモーメント制御 (Ra30-1M-4)

(B) 制御エネルギー

図 2-4-7 制御力による時刻歴エネルギーの比較 (BCJ-L1)

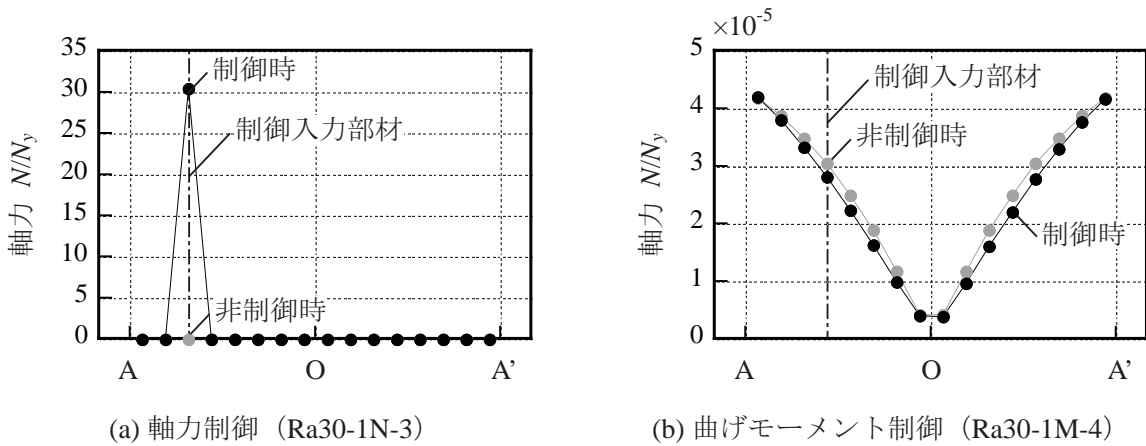


(A) 水平方向の最大応答変位分布

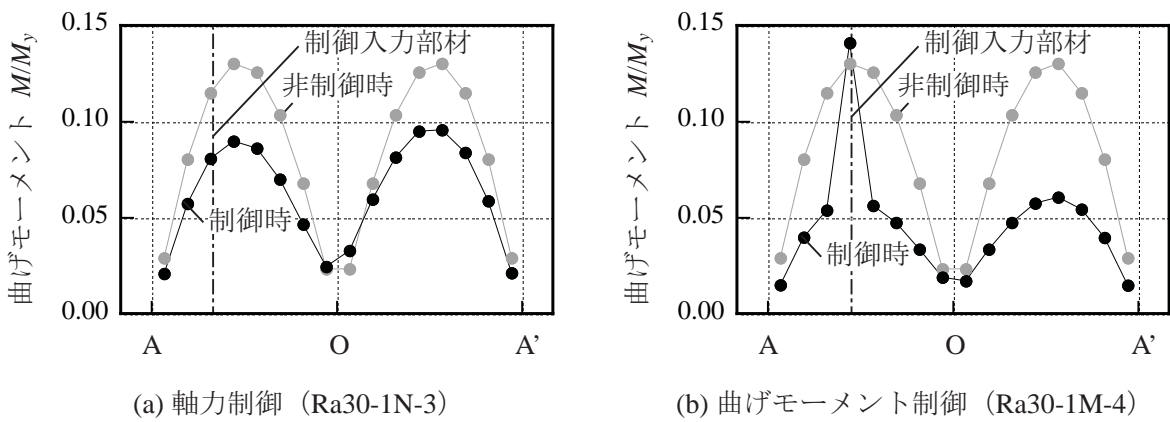


(B) 鉛直方向の最大応答変位分布

図 2-4-8 制御力による最大応答変位分布の比較 (BCJ-L1)



(A) 最大軸力分布



(B) 最大曲げモーメント分布 (部材中央)

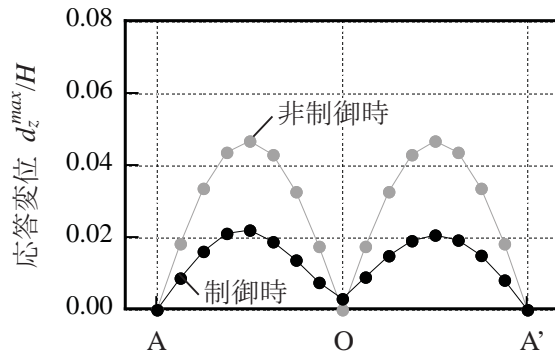
図 2-4-9 制御力による最大部材力分布の比較 (BCJ-L1)

2.4.5. 1 部材制御における半開角と入力地震波による比較

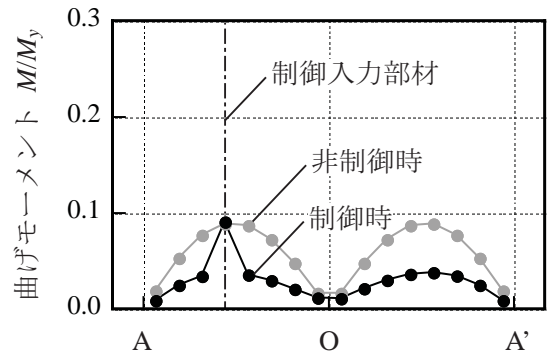
制御力として曲げモーメントを入力したときに制御効率の高い部材④に制御力を加えるモデルにおいて、半開角および入力地震波が制御効果に及ぼす影響を比較する。なお、目標とする応答比に関する係数 r は 0.1、重み行列は \mathbf{Q}_1 (単位行列) とする。図 2-4-10 に BCJ-L1 入力時の、図 2-4-11 に El Centro (NS) 入力時の、鉛直方向の最大応答変位分布と曲げモーメントの最大部材力分布を示す。モデルによらず概ねの節点における最大鉛直応答変位は低減する。なお、分布形状に変化は見られない。また、最大曲げモーメントは、制御入力部材④で増加する傾向にあるものの、他の部材では減少する。

非制御時に最大応答変位が大きいモデルは、図 2-3-2 に示す加速度応答スペクトルにおける各々のモデルの 1 次固有周期に対する値も大きい傾向にある。また、非制御時では、半開角の大きいモデルほど最大曲げモーメントは大きい。このため、半開角に依存している最大制御力は、最大変位よりも最大部材力に依存すると考えられる。また、加速度応答

スペクトルにおける1次固有周期に対応する値が大きいモデルほど、応答の低減量が大きい。これは、アクティブ制振が共振を低減させる効果が高いことによると考えられる。

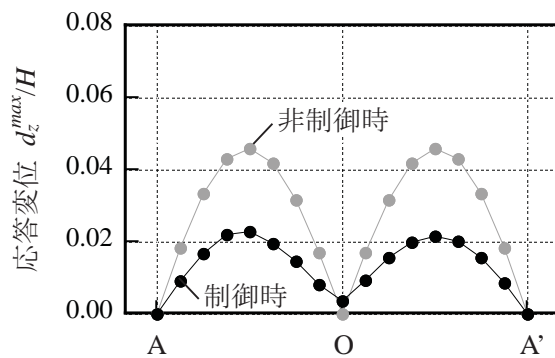


(a) 最大応答変位分布 (鉛直方向)

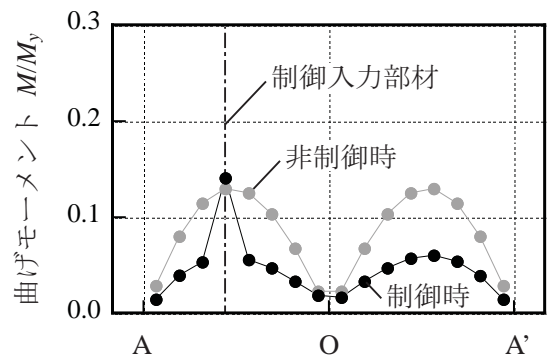


(b) 最大曲げモーメント分布 (部材中央)

(A) Ra20-1M-4 モデル

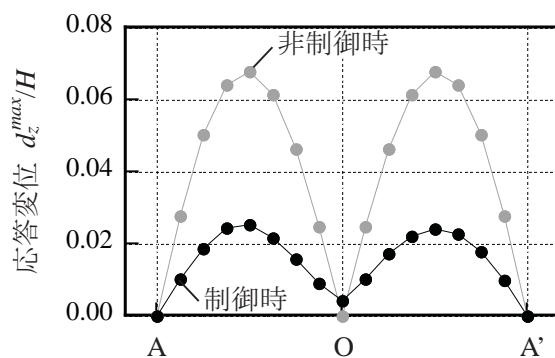


(a) 最大応答変位分布 (鉛直方向)

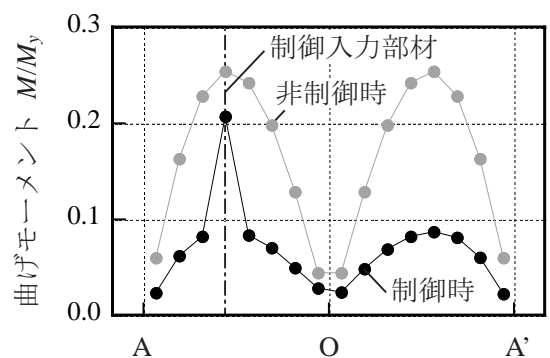


(b) 最大曲げモーメント分布 (部材中央)

(B) Ra30-1M-4 モデル



(a) 最大応答変位分布 (鉛直方向)



(b) 最大曲げモーメント分布 (部材中央)

(C) Ra40-1M-4 モデル

図 2-4-10 半開角による最大応答値の比較 (BCJ-L1)

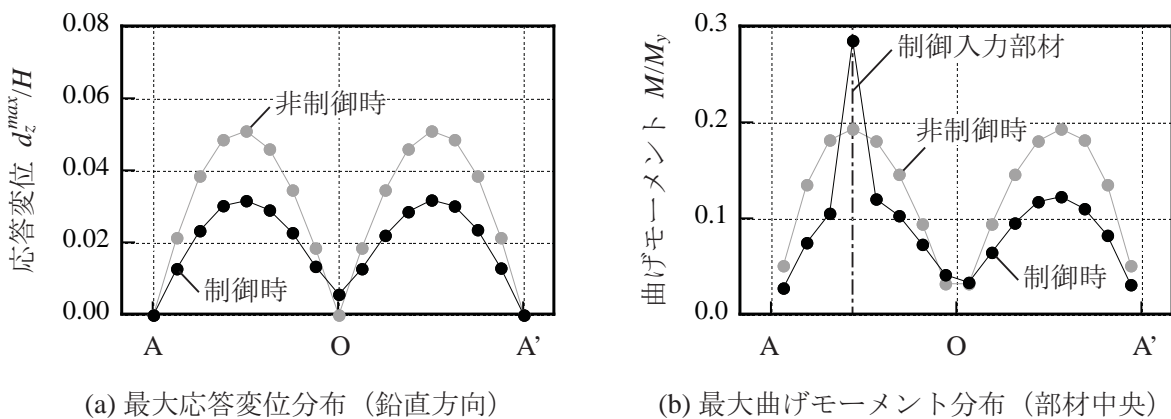
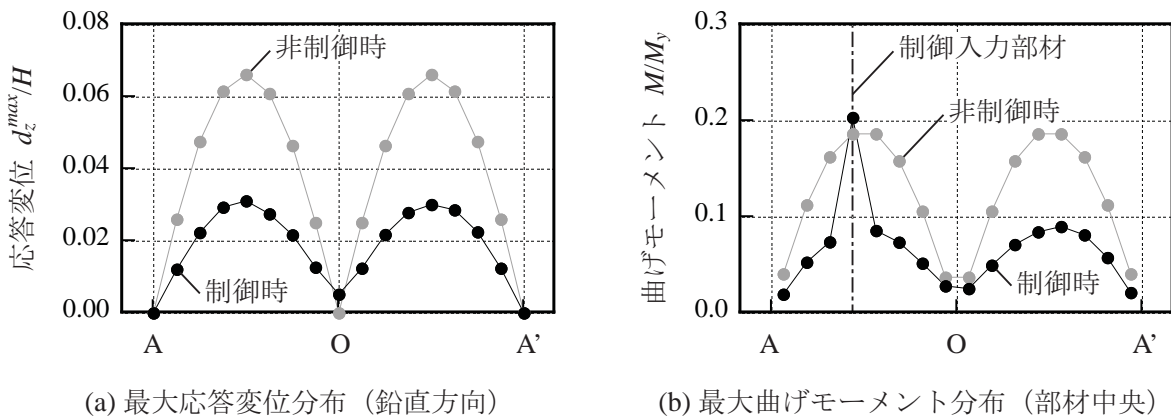
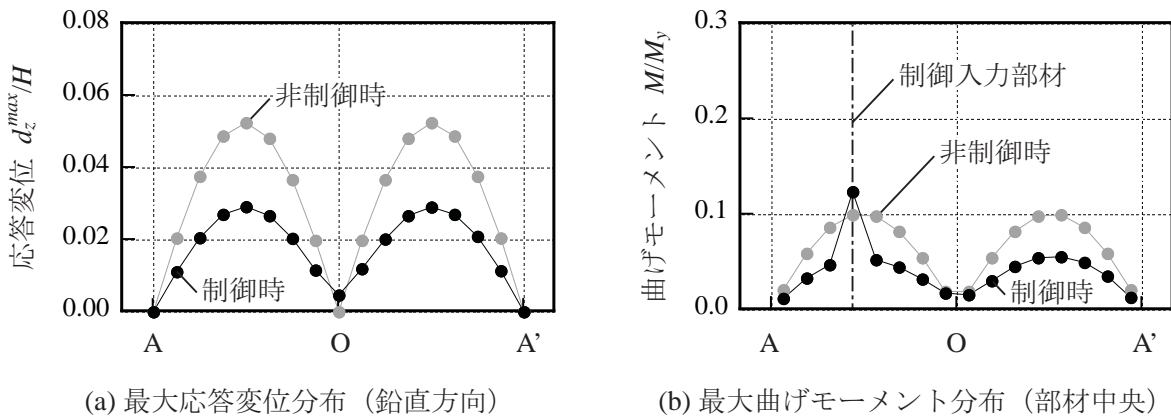


図 2-4-11 半開角による最大応答値の比較 (El Centro (NS))

2.4.6. 2部材に制御力を加えた場合の制御効果

最後に、1部材制御において制御効果の高い曲げモーメントを2部材に加えることで制御を行う。アーチ構造物の中心軸に対し、対称の位置に制御力を加える対称制御、非対称な位置に制御力を加える非対称制御を行う。なお、目標とする応答比に関する係数 r は0.1、重み行列は \mathbf{Q}_1 （単位行列）とする。

図2-4-12に2部材制御における応答低減効果を示す。なお、図中には応答変位の比が2.5以上となる節点（sine 1波入力時の Ra20-2M-1,16, Ra20-2M-4,13, Ra30-2M-4,13, Ra40-2M-1,16, Ra40-2M-4,13, BCJ-L1 入力時の Ra20-2M-4,13, Ra40-2M-1,16, Ra40-2M-4,13, El Centro (NS) 入力時の Ra20-2M-4,13, Ra40-2M-1,16 の節点9）は示していない。制御効率は、1部材制御同様、1次モードである逆対称1波の腹近傍の部材を制御した場合に高く、sine 1波入力時に比べ地震波入力時に低い。入力波によらず、半開角が大きくなるにしたがい、大きな制御力が必要となる。また、1部材制御同様、半開角と入力地震波の違いにより応答変位の比に差が見られる。

図2-4-13に Ra30 モデルにおける1部材制御と2部材制御との最大制御力の比較を示す。ここに、2部材制御における各々の最大制御力を M_2 、それらの制御力に対応する制御入力部材に制御力を加えた1部材制御の最大制御力を M_1 とする。対称制御では、1部材あたりの最大制御力は1部材制御に比べ小さいが、応答はより低減する。なお、地震波入力時における最大制御力の比 M_2/M_1 は、7割程度である。非対称制御では、制御部材間に1部材制御での制御効率に差がある場合、制御効率の高い部材への制御入力が大きく、制御効果は、制御効率の高い部材による1部材制御と概ね変わらない。また、制御部材間の制御効率に差が少ない場合では、最大制御力に若干の差があるものの、対称制御と同様な効果が得られる。

図2-4-14に制御効率の高い Ra30-2M-4,13 における地震波入力時の鉛直方向の最大応答変位分布を示す、図2-4-15に最大曲げモーメント分布を示す。最大応答変位に関しては、1部材制御よりも2部材制御の場合の方が若干低減量は大きい。一方、最大曲げモーメントに関しては、1部材制御では制御入力部材において増加したものの、2部材制御では制御力が2つの部材に分散されるため全ての部材において減少する。

対称制御（Ra30-2N-4,13）と非対称制御（Ra30-2N-4,12）のそれぞれにおける BCJ-L1 入力時の制御力の関係を図2-4-16に示す。非対称制御ではそれぞれの制御力に関係性が見いだせないが、対称制御ではそれぞれの制御力の絶対値は同じである。このため、対称制御では、実際の制御において制御力の算出は1箇所だけでよく、非対称制御よりもコントローラの計算量を減少させ遅れ時間を少なくすることが可能であると考えられる。

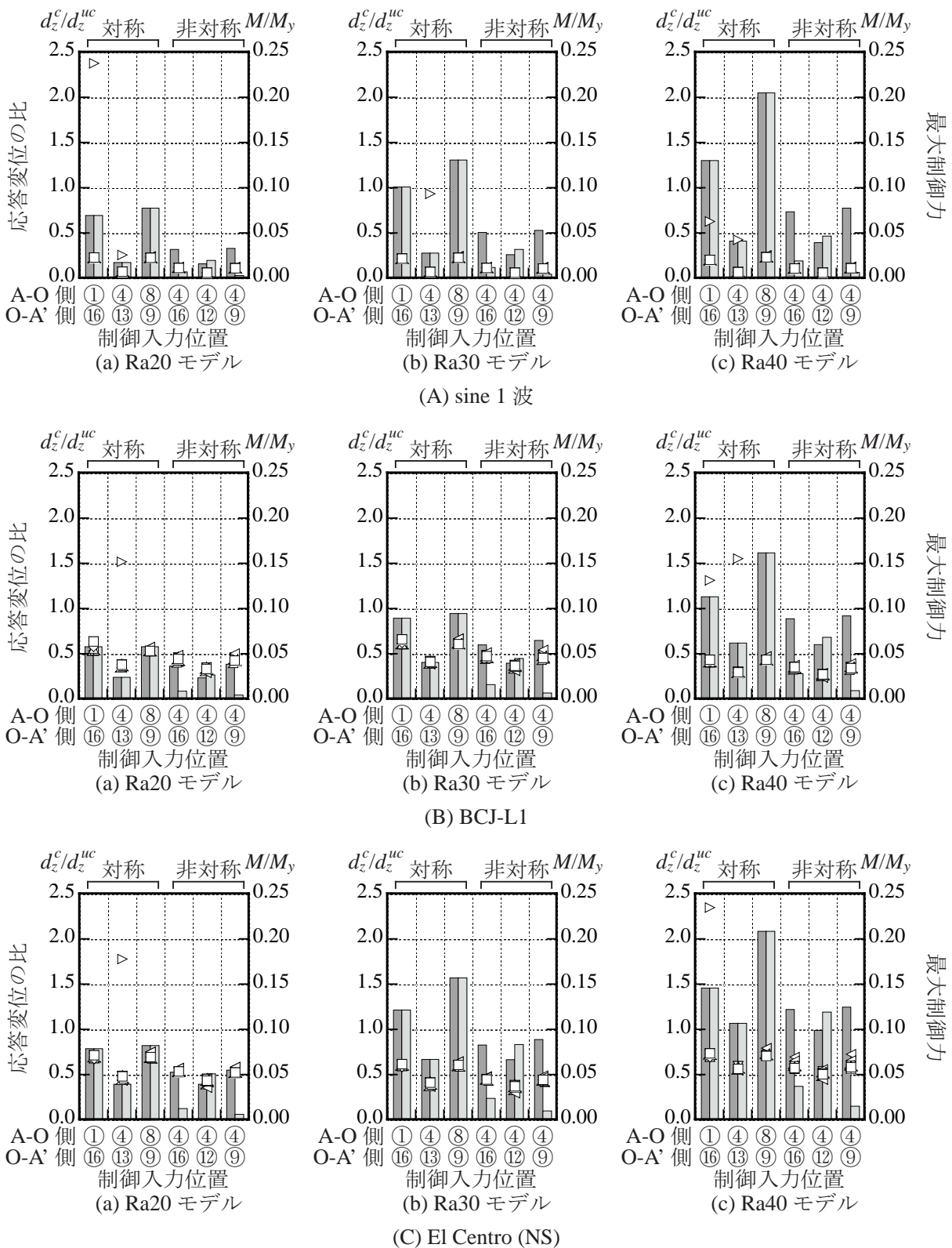
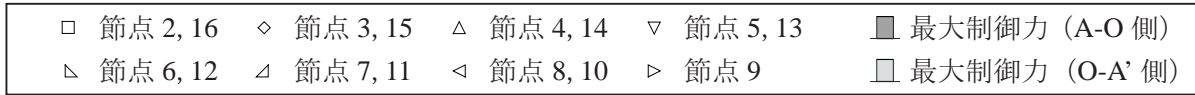


図 2-4-12 2 部材制御による制御効果 (鉛直応答変位)

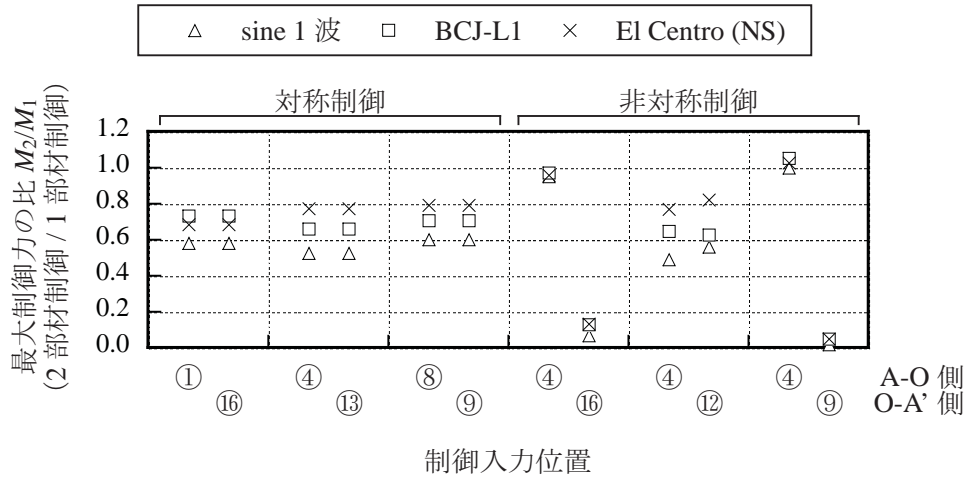


図 2-4-13 1部材制御と2部材制御との最大制御力の比較 (Ra30モデル)

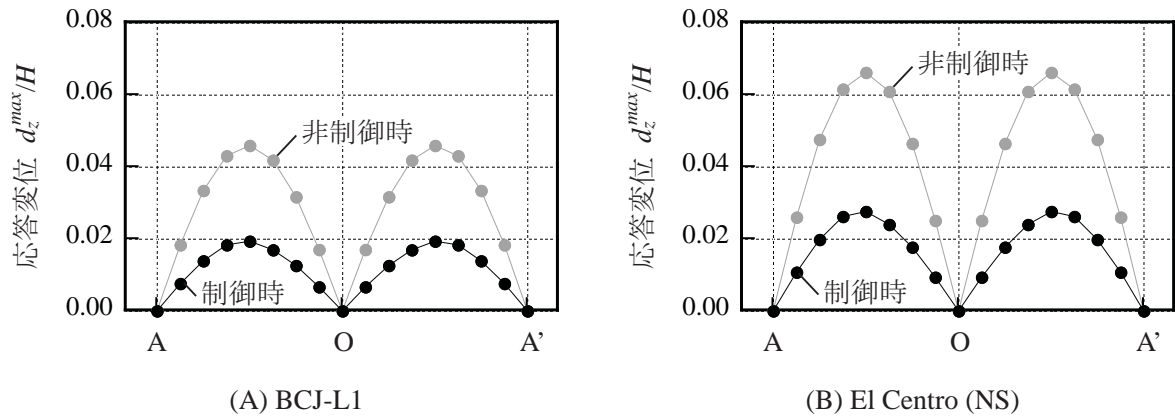


図 2-4-14 2部材制御における最大応答変位分布 (Ra30-2M-4,13,鉛直方向)

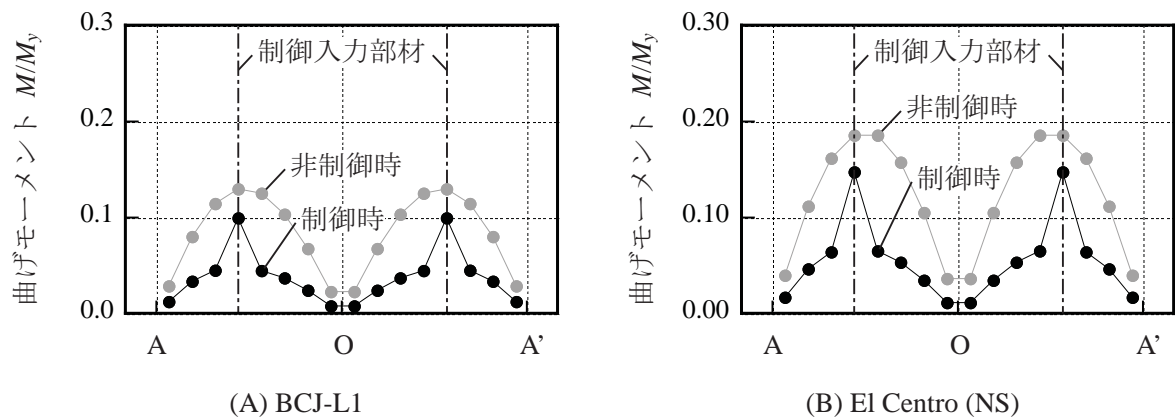
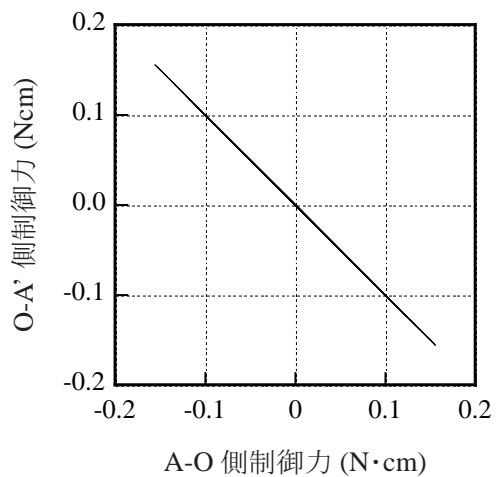
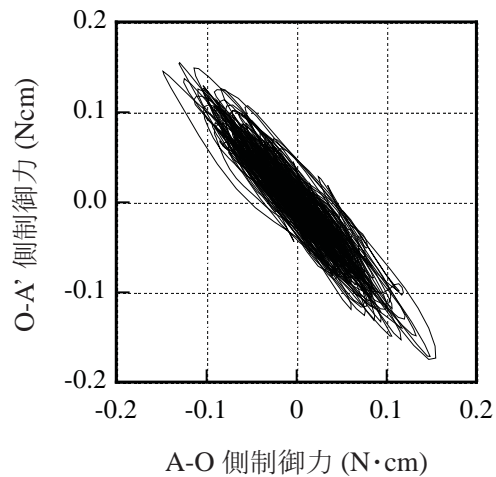


図 2-4-15 2部材制御における最大曲げモーメント分布 (Ra30-2M-4,13,部材中央)



(A) 対称制御 (Ra30-2M-4,13)



(B) 非対称制御 (Ra30-2M-4,12)

図 2-4-16 対称制御と非対称制御との制御力の比較 (BCJ-L1)

第5節 まとめ

本章では、シェル・空間構造物の中で比較的明快な振動特性を有するアーチ構造物の簡易モデルを制御の対象として、アクティブ制振の適用が制御効果に及ぼす影響を分析することを目的とした。そこで、最適制御理論に基づくアクティブ制振をアーチ構造物に適用し、制御力に軸力を加える軸力制御および曲げモーメントを加える曲げモーメント制御、制御力を加える部材数を1とした1部材制御および2とした2部材制御を行うことで、アクティブ制振の影響を把握し効率的な制振方法について分析した。

以下に本章で得られた結果を示す。

- (1) 制御力として曲げモーメントを1箇所に加える制御では、非制御時に比べアーチ構造物全体の最大応答を低減させることが可能である。また、軸力を1箇所に加える制御では、曲げモーメントによる制御において降伏曲げモーメント M_y 以下で制御可能であった入力波に対して、降伏軸力 N_y 以上の制御力を必要とするうえに応答低減効果は小さい。
- (2) 制御力として曲げモーメントを加える制御では、制御力を加える箇所の数によらず卓越モードである1次モードの腹近傍に制御力を加えた場合に制御効率が高い。
- (3) 制御力として曲げモーメントを加える制御において、地震波入力時、アーチ構造物の制御効率の高い2箇所に制御力を加える制御では、制御効率の高い1箇所に制御力を加える制御に比べ、制御に必要な制御力は1箇所あたり7割程度であり、応答はより低減する。
- (4) 制御力として曲げモーメントを加える制御において、制御力を加える部材数によらず地震波入力時の最大応答変位は、非制御時に比べ5割程度となる。また、最大部材力は、制御力を加えた部材以外では非制御に比べ低減するものの、制御力を加えた部材において最大となり1箇所に制御力を加える制御では制御力により増加する場合がある。しかし、制御力を加える部材数を増やすことで制御力を分散し、その増加を低減させることが可能である。
- (5) 最適制御理論を用いたアクティブ制振においてアーチ構造物を曲げモーメントで制御する場合、アーチ構造物の卓越モードである1次固有周期の周波数成分が卓越する波に対して高い応答低減効果を示す。

第3章 アーチ構造物のアクティブ制振実験による地震応答制御

第1節 はじめに

2章では数値解析によりアーチ構造物の簡易モデルを用いてアクティブ制振の適用に関する検討を行った。しかし、アクティブ制振の実用化には、モデルの不確かさや遅れ時間などの制御の問題点から生じる制御の困難さが付随すると予想される。このため、数値解析のみならず、実験による制御効果の検討が強く望まれる。そこで本章では、固有周期の近接した複数のモードが励起されるシェル・空間構造物に適していると考えられる最適制御理論を用いたアクティブ制振による地震応答制御の実現に向けて、アーチ構造物の縮小模型を用いたアクティブ制振実験を行う。

本章で行う実験は、アクティブ制御を用いてアーチ構造物の地震応答低減を実現することを第一の目的としている。そこで、本章では3種類の制振方法を用いてアーチ構造物の地震応答制御の実現を試みる。まずは、制御力と応答の位相差を調整する制振方法による制御効果の分析を行う。次に、地震応答制御の実現するために、制御の遅れ時間の低減が期待されるモード制御手法に基づく制振方法を試みる。さらに、実用可能なセンサによる制御を試みるために、加速度フィードバックに基づく制振方法を導入する。

以下に各節の具体的な内容を示す。

第1節 「はじめに」

本章の目的および構成を示す。

第2節 「アクティブ制振実験の概要」

実験装置の概要および载荷計画・計測計画、試験体の諸元および振動特性について示す。また、アクティブ制振実験で用いるセンサ・コントローラ・アクチュエータにより構成される制御システムについて示す。

第3節 「制御力と応答の位相差を調整する制振方法」

2章に基づき、最適制御理論を用いたアクティブ制振の効果を実験により検討する。ここでは、応答と制御力の位相差が制御効果に与える影響の把握、位相調整に基づく制振方法における地震応答制御の効果の把握を行う。併せて、遅れ時間の有無が時刻歴応答解析結果に及ぼす影響を分析する。

第4節 「モード制御手法に基づく制振方法」

制御の遅れ時間を減少して地震応答の低減を実現するためにモード制御手法を適用し、実験によりその効果の検討を行う。まず、アクティブ制振実験による地震応答制御を試み、制御効果の分析を行う。次に、時刻歴応答解析および応答スペクトル法による

応答および制御力の評価を試みる。

第5節 「加速度フィードバックに基づく制振方法」

アクティブ制振を適用したシェル・空間構造物を実現するために、適用可能なセンサ種類を拡大し、実構造物にも適用可能なセンサによる制御を可能とすることが重要である。そこで、カルマンフィルタをオブザーバとして用いることで加速度計を用いたフィードバック制御により地震応答の低減を試みる。また、加速度フィードバックによる制御効果の分析を行う。

第6節 「まとめ」

本章の結論を示す。

第2節 アクティブ制振実験の概要

3.2.1. 試験体

アクティブ制振実験の制御対象とする試験体は、固有周期の異なる2種のアーチ構造物である。実験の概要図を図3-2-1に、試験体の写真を図3-2-2に示す。試験体アーチ端部は蝶番によって支持台に取り付け、1方向ピン支持を表現する。なお、制御系の設計や解析においてアーチ屋根を9質点系に置換すること、実験計測の位置を考慮し、点番号を図3-2-1のように定義する。また、点1, 9は境界部の点、点5は中央の点にあたり、簡易的にそれぞれA, O, A'と呼ぶ。

アーチ屋根の試験体形状を図3-2-3に、試験体形状諸元を表3-2-1に示す。試験体のスパン L_x は1500 mm, 幅 L_y は250 mm, ライズ H は236 mm, 半開角 θ は35 degである。表3-2-2に部材諸元を示す。なお、これらは後に示す引張試験の結果によるものである。アーチ屋根の材料は、3 mm (3.07 mm) または5 mm (5.18 mm) 厚の亚克力樹脂板(三菱レイヨン社製・アクリライト®S)である。アーチ屋根の厚さは、1次固有周期 T_1 が0.2 sおよび0.4 sとなるように設定した。これらの固有周期は、60 mのスパンを有するアーチ

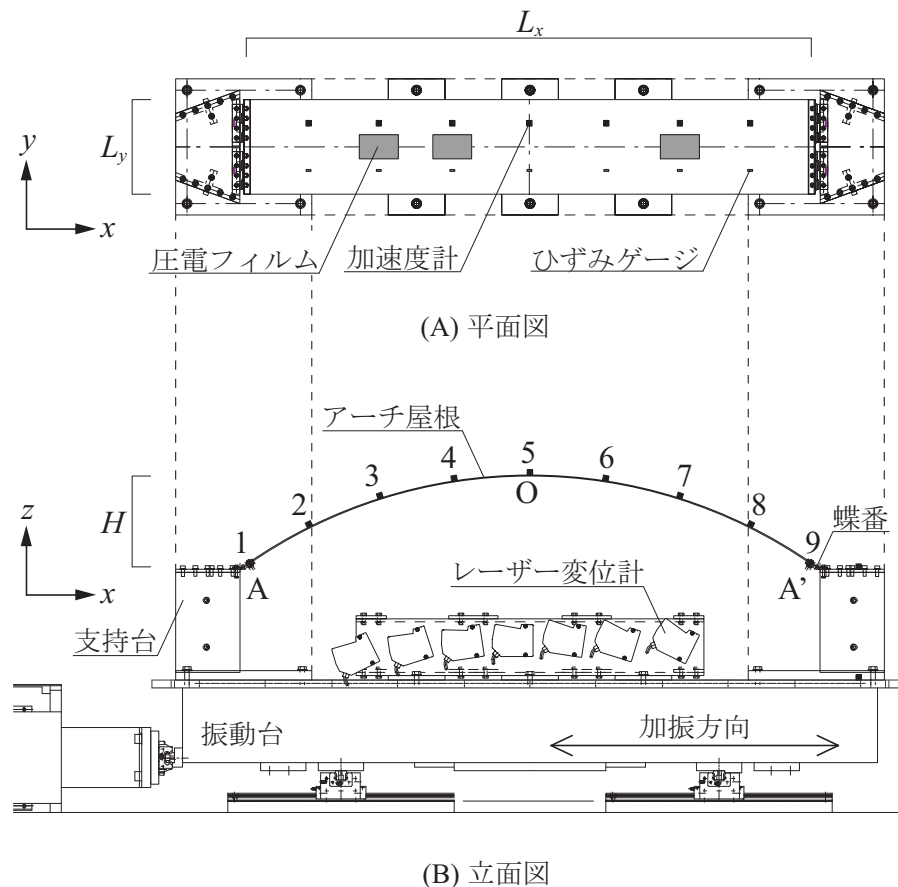


図3-2-1 アクティブ制振実験の概要

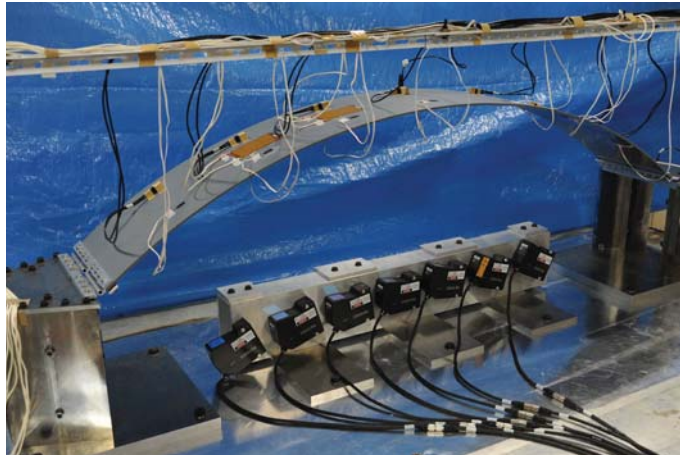


図 3-2-2 アクティブ制振実験の試験体

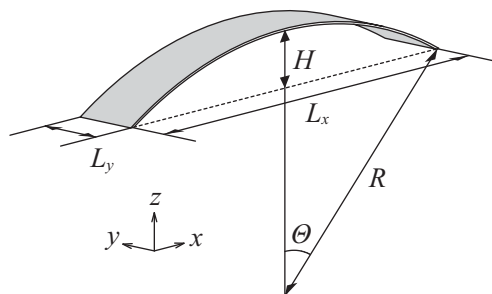


図 3-2-3 アーチ屋根の試験体形状

表 3-2-1 アーチ屋根の形状諸元

スパン L_x (mm)	幅 L_y (mm)	ライズ H (mm)	曲率半径 R (mm)	半開角 θ (deg)
1500	250	236	1308	35

表 3-2-2 アーチ屋根の部材諸元

モデル名	材質	板厚 t (mm)	ヤング率 E (N/mm ²)	引張強さ (N/mm ²)	破断ひずみ ϵ_b (%)
Ra0.2	アクリル樹脂 (アクリライト® S)	5.18	3.10×10^3	61.8	3.8
Ra0.4		3.07			

構造物を想定している。屋根の材料は、固有周期を合わせた際に、片面に貼った圧電フィルムにより、より大きな曲げモーメントが発生する板厚となるように選定した。このアーチ屋根は、熱を加えることで曲げ加工を施し、円弧状とする（加工：アクリアル社）。なお、これらの試験体を、1次固有周期 T_1 を基に、Ra0.2 モデル、Ra0.4 モデルと呼ぶ。アーチ屋根の質量は、Ra0.2 モデルで 2.8 kg、Ra0.4 モデルで 1.7 kg ある。

使用するアクリル樹脂板の引張試験の結果を示す。引張試験片は、3 mm 厚の試験体 (Ra0.4 モデル) と同一のロットから切り出した 1 号試験片であり、図 3-2-4 に示す形状とする。試験片の形状諸元を表 3-2-3 に示す。引張試験には、東京工業大学大学院建築学専攻の実験工場にある精密万能試験機オートグラフ AG-50IS (島津製作所社製) を使用した。引張試験結果 (Ra0.4 モデル) を表 3-2-4 に示す。

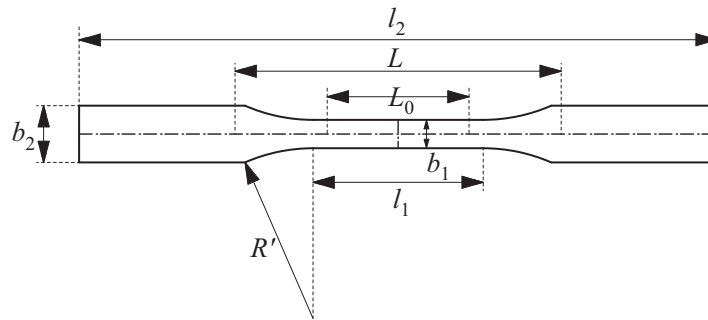


図 3-2-4 引張試験片の形状

表 3-2-3 引張試験片の形状諸元

材料	平行部 長さ l_1 (mm)	全長 l_2 (mm)	平行部幅 b_1 (mm)	両端幅 b_2 (mm)	肩の丸み 最小半径 R' (mm)	厚さ t (mm)	つかみ具 間距離 L (mm)	評線間 距離 L_0 (mm)
アクリル樹脂	60	225	10.04	20	60	3.12	115	50

表 3-2-4 引張試験片の材料諸元

断面積 (mm^2)	破断時評線間距離 (mm)	最大荷重 (N)	引張強さ σ_b (N/mm^2)	破断ひずみ ε_b (%)	ヤング率 E (N/mm^2)
31.4	50.6	1937.7	61.8	3.8	3.10×10^3

アーチ構造物の振動特性を正弦波スイープ加振および正弦波強制加振により測定する。振動特性は、固有周期、減衰定数、固有モード形状、刺激係数、有効質量比により把握する。本章で結果を示す実験は 3 回にわたり行っており、初期不正やボルトの締め具合等により各回の振動特性は若干異なる。このため、以下の各々の節で各期間の振動特性を述べる。なお、減衰定数の算出には、スイープ加振時のレーザー変位計により計測された屋根面の法線方向応答変位を用いる。なお、減衰定数 h は、ピーク振動時の角振動数における振動伝達率を X_{max} と置くと、式 (3-2-1) で表される³⁻¹⁾。

$$h = \sqrt{\frac{X_{max}^2}{2(X_{max}^2 - 1)}} - \sqrt{\frac{X_{max}^2}{X_{max}^2 - 1}} \quad (3-2-1)$$

ここで、1質点系の振動伝達率 X_M を式(3-2-2)に示す。

$$X_M = \left| \frac{x_g + x_r}{x_g} \right| = \sqrt{\frac{1 + 4h^2(\omega/\omega_0)^2}{\left\{1 - (\omega/\omega_0)^2\right\}^2 + 4h^2(\omega/\omega_0)^2}} \quad (3-2-2)$$

ここに、 x_g は地動変位の屋根面法線方向成分、 x_r は上部構造物の地動入力方向の変位、 h は減衰定数、 ω は角振動数 (rad/sec)、 ω_0 は固有角振動数 (rad/sec) である。

この振動伝達率 X_M は周波数伝達関数に等しいものである。本実験では、最大振動伝達率 X_{max} は、定常状態における屋根面の法線方向応答変位 d_n を入力の最大変位 D_g で序して求める。なお、スイープ加振入力時の最大変位 D_g は、振動台上の加速度データの最大値 A_g を用いて式(3-2-3)より得る。

$$D_g = A_g / \omega^2 \quad (3-2-3)$$

ただし、減衰定数 h は、アーチ構造物が多自由度系であるものの共振点が近接していないことから、共振点付近の周波数応答関数が1自由度系に近似できるとみなし、これらの式より算出している。

3.2.2. 実験装置

実験セットアップの様子を図3-2-5に示す。実験装置の平面図および立面図は、図3-2-1に示す通りである。アーチ屋根には、圧電フィルム、ひずみゲージ、加速度計を接着する。実験装置は支持構造に蝶番によってピン支持されたアーチ屋根と屋根を設置する支持台からなる。アーチ屋根は端部を蝶番（タキゲン社製・B-78-A-16）によって支持台に取り付け、1方向ピン支持を表現する。なお、屋根端部に回転力がかからないよう固定するために、蝶番中心と屋根の中央線を一致させている。アーチ屋根を支える支持台は、振動台の微振

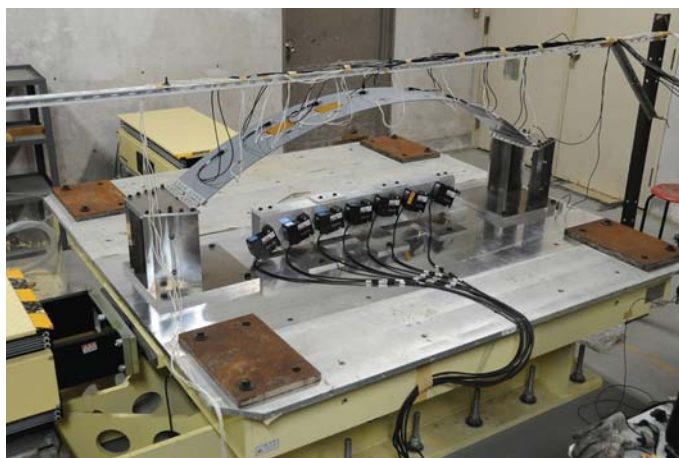


図3-2-5 実験セットアップ

動がアーチ屋根に入力されて共振現象が起こることを防ぐために、鋼材（SS400）およびアルミ材の2種の材料からなり、天板は台形形状とする。

3.2.3. 測定計画および载荷計画

屋根面の応答の計測は、レーザー変位計（キーエンス社製・LK-G500）、1軸または2軸ひずみゲージ式加速度計（東京測器社製・小型高応答加速度計 ARJ-100A, ARJ-100D, 以下加速度計）、試験体上下面に接着したひずみゲージ（共和電業社製・KPF-5-120-C1-65 LM3R）により計測する。なお、支持台上の応答は1軸加速度計により、振動台上の応答は1軸加速度計により計測する。レーザー変位計では、試験体端点 A, A' を除く7点の相対座標系における応答変位を計測する。ただし、応答変位の計測方向は法線方向であり、計測点の屋根の傾きを用いて水平および鉛直方向に分解する。ひずみゲージ式加速度計では、同7点の絶対座標系における応答加速度を計測する。ただし、点5のみ1軸加速度計2個を用いて計測する。なお、得られた各計測データに高周波のノイズが含まれていることから、得られた各計測データをフーリエ変換し、Ra0.2モデルでは100 Hz以上で、Ra0.4モデルでは50 Hz以上でノイズカットを施し、その後フーリエ逆変換を行い時刻歴データとする。

载荷は、東京工業大学緑が丘1号館地下1階にある水平2軸同時永久磁石地震波振動試験装置（サンエス社製）を用いて行う。この振動台では、0.1から100 Hzにおいて最大加振力19.6 kN, 最大加速度 14.7 m/s^2 による载荷が可能である。载荷は振動台のアクチュエータに加速度を入力する加速度制御により行う。入力波は、正弦波および地震波とする。本実験では、1次固有周期を有する正弦波を sine 1 波、3次固有周期を有する正弦波を sine 3 波と呼ぶ。また、地震波には、人工地震波 BCJ-L1, および観測地震波 El Centro (NS) (1940), JMA Kobe (NS) (1995) の計3波を用いる。入力加速度の最大値は、応答が弾性範囲内に収まり、圧電フィルムが発生する力によってアーチ屋根に生じる曲げモーメントで制御可能となる範囲を考慮して決定した。入力の最大加速度は、正弦波では $20 \sim 30 \text{ cm/s}^2$, 地震波では 100 cm/s^2 に基準化して用いる。なお、Ra0.4モデルにおいてはこれらの入力地震波の時間軸が等倍のものを、Ra0.2モデルにおいては1/2倍に縮小したものをを用いた。時間軸を縮小することは、屋根の固有周期と入力地震波の周期特性の関係を変えることに相当し、地震波に対する相対的な屋根の固有周期を長くする。このように、試験体の卓越固有周期を、地震波の応答スペクトルの加速度一定領域内に合わせ屋根がより大きく応答する場合について考察する。

3.2.4. 制御システムの概要

本項では、アクティブ制振実験において用いたセンサ、コントローラ、アクチュエータから構成される制御システムについて示す。

センサ

本実験では、レーザー変位計による応答量をフィードバックする変位フィードバック制御、および、加速度計による応答量をフィードバックする加速度フィードバック制御を行う。フィードバックするための応答量を計測するセンサには、レーザー変位計（キーエンス社製・LK-G500）、もしくは、1軸または2軸ひずみゲージ式加速度計（東京測器社製・小型高応答加速度計 ARJ-100A, ARJ-100D）を用いる。

コントローラ

コントローラには、図 3-2-6 に示すデジタル信号処理に特化したマイクロプロセッサである Digital Signal Processor (DSP) (mtt 社製・s-BOX) を用いる。制御系の設計には、MATLAB 7.10.0 および Simulink 7.5 を用いる。なお、DSP の実装には、Real-Time Workshop 7.0 を用いる。Real-Time Workshop は、MATLAB および Simulink コードで生成したアルゴリズムからスタンドアロンの C コードを生成し、DSP への実装を行うソフトウェアである。

DSP には制御アルゴリズムを実装する。なお、詳しい制御アルゴリズムは各節において記すこととし、ここでは共通している部分のみを述べる。試験体のモデリングは、アーチ屋根を逆対称 2 波である 3 次モードを表現可能な 9 質点系に置換することで行う。部材要素は梁要素、質量は集中質量とする。減衰には、式 (3-2-1) を用いて算出した 1 次、3 次モードの減衰定数（各節参照）を用いた Rayleigh 型を用いる。また、本章では、式 (3-2-4) に示すハイパスフィルタ (HPF) および式 (3-2-5)、式 (3-2-6) に示すローパスフィルタ (LPF) を用いる。

$$\text{HPF} : H_{\text{HPF}}(s) = \frac{s}{s + \omega_{hc}} \quad (3-2-4)$$

$$\text{LPF} : H_{\text{LPF}}(s) = \prod_{k=1}^5 \frac{s - \omega_{lc}}{s - s_k} \quad (3-2-5)$$

$$s_k = \omega_{lc} \exp \left\{ j \left(\frac{k+2}{5} \right) \pi \right\} \quad (3-2-6)$$

ここに、 ω_{hc} 、 ω_{lc} はカットオフ周波数 (rad/s) である。

なお、HPF は 1 次の、LPF は 5 次のバターワース型フィルタであり、HPF および LPF を併せてバンドパスフィルタ (BPF) と呼ぶ。

アクチュエータ

制御力を入力するデバイスであるアクチュエータとして、本試験体の制御に要する制御力の大きさを考慮し、図 3-2-7 に示す圧電フィルム (Smart Material 社製・M8557-P1) を用いる。圧電フィルムの形状諸元を表 3-2-5 に、材料諸元を表 3-2-6 に示す。駆動部分の長さは 85 mm であり、幅は 57 mm である。圧電フィルムは、応答速度が速いこと、緻密な制御が可能であることから、振動制御や損傷検知システムへの応用が検討されている。

なお、この圧電フィルムの実構造物への適用の可能性は、今後の研究開発に依存すると考えられる。現状、実構造物に用いられるアクチュエータとしては、積層形圧電素子や油圧シリンダーなどが挙げられる。

圧電フィルムは、応力あるいはひずみを与えると電圧を発生する圧電効果と電圧を与えると応力あるいはひずみを発生する逆圧電効果を有する。本実験においては、逆圧電効果を利用してアーチ構造物の応答低減を図る。2章において、卓越モードの腹にあたる位置にアクチュエータを配置した場合に、制御効率が良いことを示した。そこで本実験では、1次モードまたは3次モード形状の腹にあたる位置である、Ra0.2モデルにおいては点3,4,7上面に、Ra0.4モデルにおいては点3,4上面に圧電フィルムを接着した。接着は、エポキシ樹脂により行うことが適しているとされるため、本実験においては、Scotch-Weld™ DP-460（住友3M社製）を利用して行った。また、圧電フィルムは高電圧入力によって駆動するため、DSPと圧電フィルムの上に電圧増幅器を必要とする。本実験では電圧増幅



図 3-2-6 Digital Signal Processor (DSP) (mtt 社製・s-BOX)



図 3-2-7 圧電フィルム
(Smart Material 社製・M8557-P1)

表 3-2-5 圧電フィルムの形状諸元

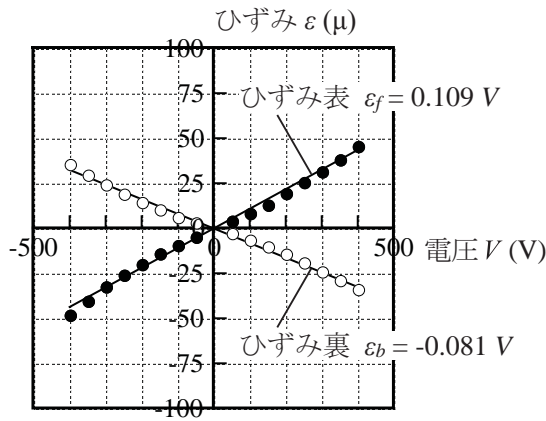
製品名		M8557-P1
駆動部分	長さ (mm)	85
	幅 (mm)	57
外形	長さ (mm)	103
	幅 (mm)	64

表 3-2-6 圧電フィルムの材料諸元

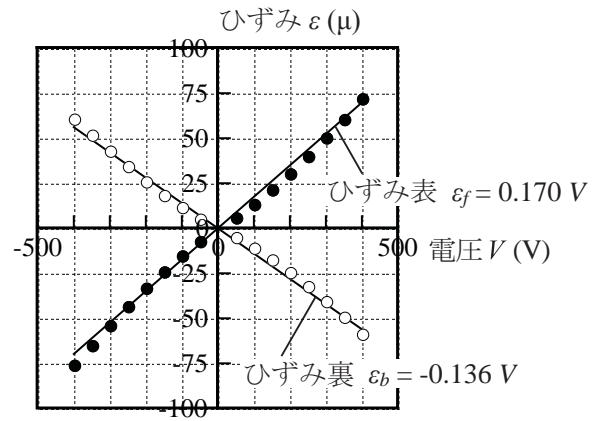
製品名	M8557-P1
静電容量 C (nF)	9.3
ひずみ (ppm)	1800
発生力 (N)	923

器を使用することで、 $\pm 600 \text{ V}$ までの出力を可能とした。

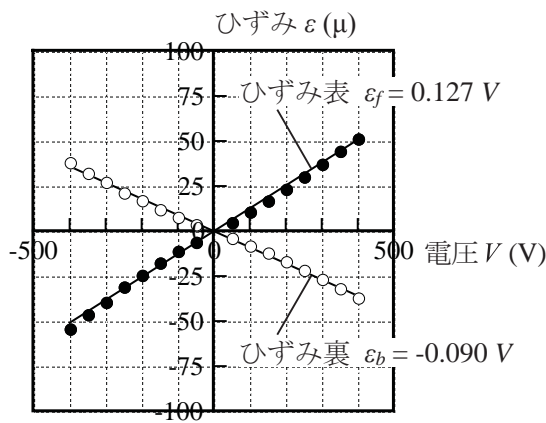
圧電フィルムの特性を示す。電圧印加時の圧電フィルムによるアーチ構造物の応答を計測して得られた、圧電フィルムのひずみ ε - 電圧 V 特性を図 3-2-8 に示す。図中の線は、最小二乗法により求めた近似線である。電圧とひずみの関係はほぼ線形である。つまり、制御力は電圧と比例関係にあるとみなすことができる。ここで、図 3-2-9 に制御力の要素係数マトリクス \mathbf{U}_e の算出方法を示す。図 3-2-8 により得られたひずみ ε - 電圧 V 特性の傾きから、 1 V 印加時に発生するひずみ ε_f^{1V} 、 ε_b^{1V} を求め、軸力 N_c と曲げモーメント M_c の項を算出する。電圧の印加に対する圧電フィルムによるアーチ屋根のひずみ応答を図 3-2-10 に示す。圧電フィルムが所定の制御力を発生するまでには駆動時間 d_3 を要する。この駆動時間は 3.5 ms であった。なお、印加電圧の急激な増加により、電圧印加直後に振動が発生している。



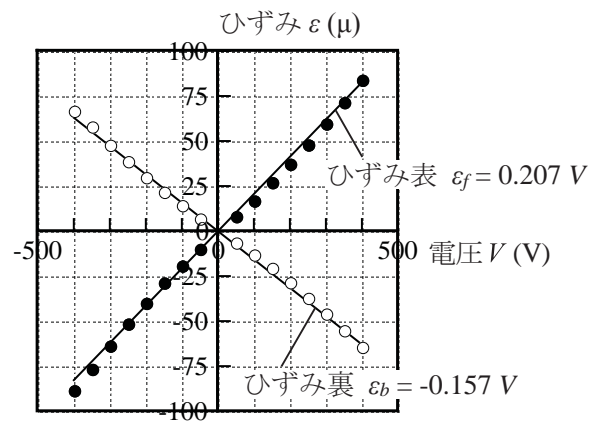
(a) 点3



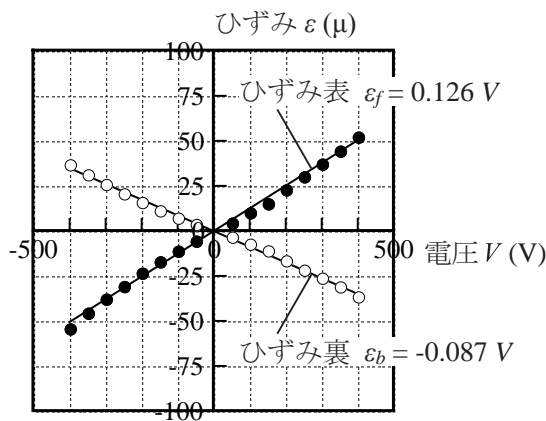
(a) 点3



(b) 点4



(b) 点4



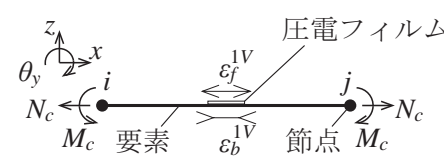
(c) 点7

(A) Ra0.2 モデル

(B) Ra0.4 モデル

図 3-2-8 圧電フィルムのひずみ ε - 電圧 V 特性

ひずみ ε と力 N_c, M_c の関係
(圧電フィルムに 1 (V) 印加時)



$$N_c = \frac{\varepsilon_f^{1V} + \varepsilon_b^{1V}}{2} EA$$

$$M_c = \frac{\varepsilon_f^{1V} - \varepsilon_b^{1V}}{2} EZ$$

E : ヤング率
 A : 部材断面積
 Z : 部材断面係数

⇓ $\times V_c$

変位 \mathbf{q}_e と制御力 $\mathbf{U}_e \mathbf{u}_e$ の関係
(圧電フィルムに V_c (V) 印加時)

$$\text{変位 } \mathbf{q}_e = \begin{pmatrix} i,x & i,z & i,\theta_y & j,x & j,z & j,\theta_y \end{pmatrix}^T$$

$$\text{制御力 } \mathbf{U}_e \mathbf{u}_e = \begin{pmatrix} -N_c & 0 & -M_c & N_c & 0 & M_c \end{pmatrix}^T V_c$$

⇓

要素係数マトリクス: $\mathbf{U}_e = \begin{pmatrix} -N_c & 0 & -M_c & N_c & 0 & M_c \end{pmatrix}^T$

図 3-2-9 制御力の要素係数マトリクス \mathbf{U}_e の算出方法

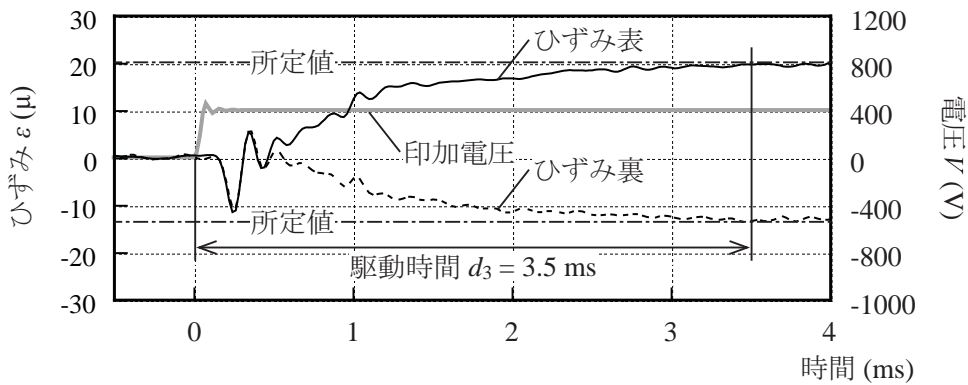


図 3-2-10 電圧印加直後の圧電フィルムによるひずみ応答 (Ra0.2, 点 3, 400 V 印加時)

第3節 制御力と応答の位相差を調節する制振方法

本節の目的は、アクティブ制振の実験的な検証を行うことで、遅れ時間および応答と制御力の位相差が制御効果に及ぼす影響を分析することである。

制御効果への遅れ時間の影響に関する研究は古くから行われ、建築分野に限れば、久保ら³⁻¹⁶⁾による安定な制御系を構成する時間遅れの周期性に関する研究や、佐藤ら³⁻²⁾による制御力の駆動時間遅れの不確かさに関する研究がある。それに併せ、遅れ時間を補償するための制御方法としては、位相進み補償、位相遅れ補償による補償³⁻³⁾や、遅れ時間をモデル化し対象システムに拡大系として組み込む方法や、美多ら³⁻⁴⁾による並列演算方式による演算時間を考慮した制御方法や矢島ら³⁻⁵⁾による実数次位相進み遅れ補償器を用いた制御方法などが提案されている。本節では、遅れ時間の補償方法として、位相遅れ補償を参考に、バンドパスフィルタ (BPF) の位相特性を利用して位相を調節する方法を用いる。

3.3.1. 制御アルゴリズム

本節で用いるアクティブ制振の制御システムを図 3-3-1 に示す。まず、レーザー変位計のデータを電圧に変換し、Digital Signal Processor (DSP) に入力する。DSP では、これらのデータと最適制御理論により求めたフィードバック行列 \mathbf{G} により、リアルタイムで制御力が算出される。ここで、制御力は、圧電フィルムに印加するための電圧として算出される。この電圧が電圧増幅器を介して圧電フィルムに印加されることで、圧電フィルムが制御力を発生し、アーチ構造物の振動制御が行われる。

本節では、コントローラ的设计には2章と同様の最適制御理論を用いる。最適制御理論は、多自由度、多入力の応答制御が可能であるため、固有周期の近接した複数のモードが

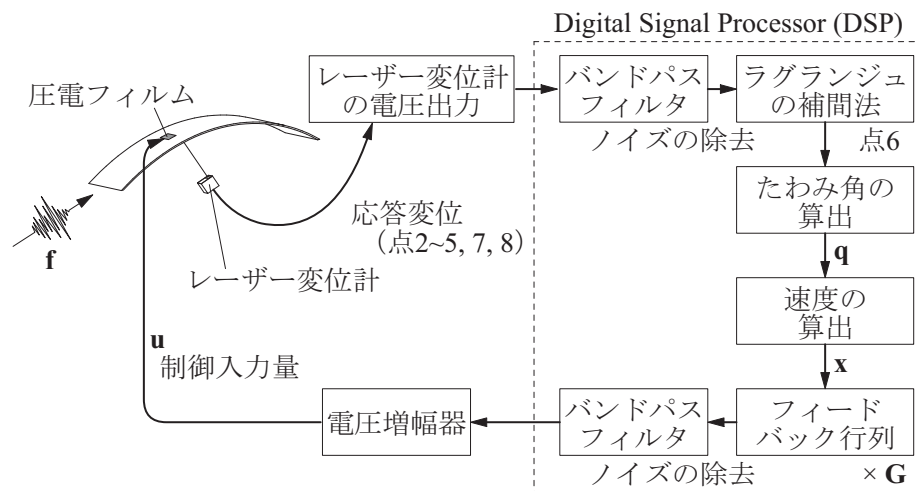


図 3-3-1 制御力と応答の位相差を調節する制振方法の制御システム

励起されるシェル・空間構造物に対しても適していると考えられる。最適制御理論を適用するために、まず、アーチ屋根をモデル化し運動方程式を作成する。ここで、アーチ屋根は、逆対称2波である3次モードを表現可能な9質点系にモデル化する。部材要素は梁要素である。減衰はRayleigh型とし、次項に示す減衰定数(表3-3-2)を設定する。また、質量は集中質量とする。なお、制御力 \mathbf{u} を算出するフィードバック行列 \mathbf{G} は、式(2-2-5)に示す評価関数 J が最小となるように定められ、Riccatiの行列方程式を解くことで得られる。本節では、重み行列 \mathbf{Q} を単位行列 \mathbf{Q}_1 とし、 \mathbf{R} は目標とする応答値を非制御時の r 倍として算出する。以下、 r を目標とする応答比に関する係数と呼ぶ(2.2.3項)。

なお、DSP(s-BOX)の入力数の上限が6個であるために、点6の応答変位については点2～5, 7, 8の応答変位より、ラグランジュの補間法を用いることで算出する。また、たわみ角 θ_y も同様にラグランジュの補間法を用いて算出する。なお、本節における制御系の設計においては、状態変数ベクトル \mathbf{x} 作成のために振動台上に設置したレーザー変位計によって応答変位を計測している。そのため、実構造物への本システムの適用においては、屋根面上に設置可能な速度計を用いる等が適当な方法となる。

また、図3-3-1に示すように、バンドパスフィルタ(BPF)(式(3-2-4)-(3-2-6))を用いてレーザー変位計で計測したデータに含まれるノイズを除去する。なお、BPFを用いることで入力と出力に位相差が生じる。次項にて述べるように、この位相差を利用して制御力の位相を調節する。

3.3.2. 実験条件

入力波は、後述する各モデルの固有周期と同周期の正弦波(1次固有周期:sine 1波, 3次固有周期:sine 3波), 人工地震波BCJ-L1, 観測地震波El Centro(NS)(1940)およびJMA Kobe(NS)(1995)とする。入力波の一覧を表3-3-1に示す。入力波の最大加速度は、アーチ構造物の応答が弾性範囲に収まるように、正弦波では $20 \sim 40 \text{ cm/s}^2$, 地震波では 100 cm/s^2 に基準化する。なお、Ra0.2モデルに入力する各地震波は、時間軸を1/2倍に縮小して用いる。

スイープ試験により計測された試験体の振動特性を表3-3-2に示す。1次固有周期は、Ra0.2モデルでは0.174 s, Ra0.4モデルでは0.355 sとなり、目標値よりやや短くなった。式(3-2-1)より算出した減衰定数は、モデルおよびモードによらず10%程度であった。これらの値は想定する実構造物の値(2%)よりも大きい。これはアクリル樹脂の特性によるものと考えられる。固有モード形状を図3-3-2に示す。両モデルとも逆対称1波および逆対称2波のモードが計測され、それぞれを1次モードおよび3次モードと呼ぶ。

ここで、表3-3-3の上に制御モデル名を、表3-3-3に各制御モデルの制御入力位置を示す。制御モデル名は、試験体および制御力を加える位置で定義し、Ra(1次固有周期 T_1) - (制御入力数) M(制御モード [制御位置]) - \mathbf{Q}_1 - dispとする。

表 3-3-1 入力波の情報

モデル名	Ra0.2			Ra0.4		
入力波	sine 1 波	sine 3 波	地震波	sine 1 波	sine 3 波	地震波
振幅 (cm/s ²)	30	40	100	20	20	100
時間軸	-	-	1/2 倍	-	-	1 倍

表 3-3-2 アーチ屋根の振動特性

モデル	1 次モード			3 次モード		
	固有周期 T_1 (s)	減衰 h_1 (%)	有効質量比 M_e/M_R (%)	固有周期 T_3 (s)	減衰 h_3 (%)	有効質量比 M_e/M_R (%)
Ra0.2	0.174	9.2	29.6	0.0365	11.2	4.65
Ra0.4	0.355	12.5	26.8	0.0668	12.6	2.06

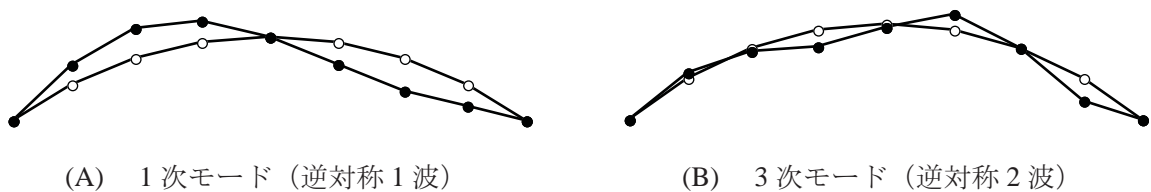


図 3-3-2 固有モード形状 (Ra0.2 モデル)

制御モデル名	1) 1 次固有周期 T_1 0.2, 0.4 (s)
Ra0.2-2M1s-Q1-disp 1) 2) 3)4) 5)	2) 制御入力数 1, 2
	3) 制御モード 1, 3
	4) 制御位置 (2M1 の場合のみ)
	5) 制御タイプ (表 3-3-3)

表 3-3-3 制御入力位置

制御タイプ	点番号		
	3	4	7
1M1	○	-	-
1M3	-	○	-
2M1s	○	-	○
2M1a	○	○	-

フィードバック制御では、リアルタイムでの制御が望まれるものの、3.2.4 項で示したように制御力の算出などに時間を要し、タイムラグが発生する。以下、このようなタイムラグを遅れ時間と呼ぶ。表 3-3-4 に遅れ時間を示す。本制御系では、レーザー変位計のデータを電圧に処理するとき、DSP が制御力を算出するとき、圧電フィルムが駆動するとき

に時間を要する。これらの合計を、本制御系における遅れ時間 d と定義する。レーザー変位計の電圧出力におけるデータ処理時間 d_1 は 2.5 ms、圧電フィルムが所定の制御力を発生するまでに要する駆動時間 d_3 は約 3.5 ms である。これらに比較し、DSP における制御力の算出時間 d_2 は 12 ms および 72 ms と長く、遅れ時間の約 7～9 割を占めている。結果として、遅れ時間は Ra0.2 モデルでは 18 ms、Ra0.4 モデルでは 78 ms であった。1 次固有周期に対する遅れ時間は、Ra0.2 モデルでは 10 % に、Ra0.4 モデルでは 22 % に相当する。なお、Ra0.2 モデルよりも Ra0.4 モデルの遅れ時間が長い理由は不明である。最適制御理論に基づくアクティブ制振では、制御対象構造物のモデル化に従い、すべての点の応答をフィードバックしなくてはならず、場合によってはデータを補間する必要も生じ、このようにコントローラにおいて多くの時間を要する。

そこで本節では、バンドパスフィルタ (BPF) のカットオフ周波数を調節することで制御力の位相を調節し、理想的な制御力と実際に入力される制御力の位相差による制御効果への影響を分析する。なお、理想的な制御力の位相とは、2 章で論じているように、応答変位の位相に比べ制御力の位相が 1/4 周期進んでいる状態のことである。図 3-3-3 に示すように、理想的な制御力と実際に入力される制御力の位相差 ψ を、固有周期 T を基準とした 0, $(1/4)T$ および $(1/2)T$ となる 3 種類とする。図 3-3-4 に一例として Ra0.2-1M1-Q1-disp モデルで用いた BPF の周波数特性を示す。図 3-3-4 では、遅れ時間を考慮し、1 次モードの周波数成分における位相差 ψ が 0 となるようにカットオフ周波数を調節している。なお、図中の Ψ_1 は BPF により生じる 1 次固有周期における位相である。このように、遅

表 3-3-4 遅れ時間

モデル	変位計の電圧出力 データ処理時間 d_1 (ms)	DSP 計算時間 d_2 (ms)	圧電フィルム 駆動時間 d_3 (ms)	遅れ時間 $d = d_1 + d_2 + d_3$	d/T_1 (%)	d/T_3 (%)
Ra0.2	2.5	12	3.5	18	10	49
Ra0.4		72		78	22	117

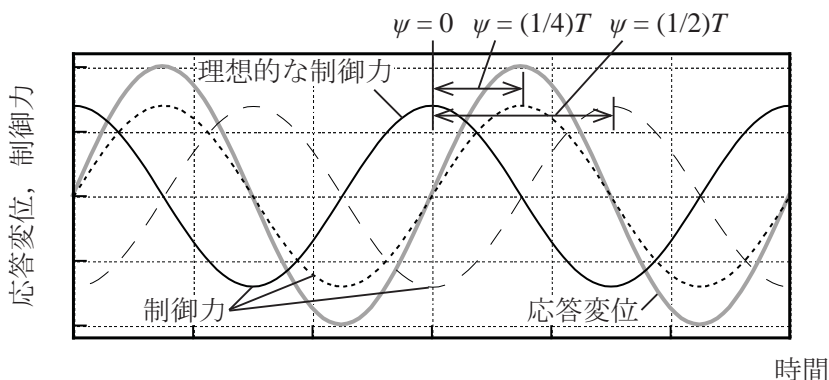
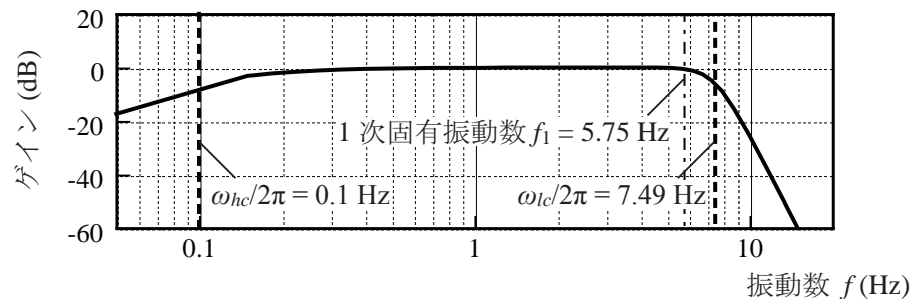
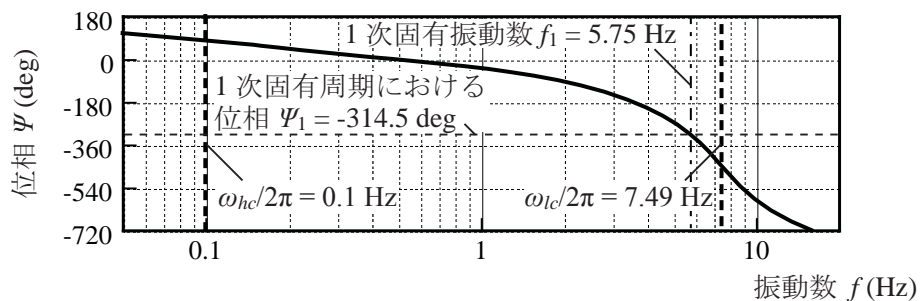


図 3-3-3 応答変位と制御力の位相差 ψ の概念図

れ時間を考慮し、BPFのカットオフ周波数を調節することで、所定の位相差 ψ を得ることが可能である。また、高周波域のゲインが小さくなるため、制御力の高周波成分が応答へ与える影響を小さくした状態での制御効果の分析が可能となる。なお、BPFにより位相を進めて調節することも考えられるが、位相を調節しない制御を理想とすると、実時間で位相が進むことはないため、また、位相を補償する制御方法を適用した場合にも、アクチュエータやコントローラの不具合等により遅れ時間が増加する可能性があるため、位相を遅らせる制御のみの分析を行う。なお、本節では、遅れ時間の影響により、固有周期の1周期分または2周期分（Ra0.4モデルの3次モードを制御する場合）遅れた応答を制御することとなる。



(A) ゲイン特性



(B) 位相特性

図 3-3-4 バンドパスフィルタの周波数特性 (Ra0.2-1M1-Q1-disp, $\psi = 0$)

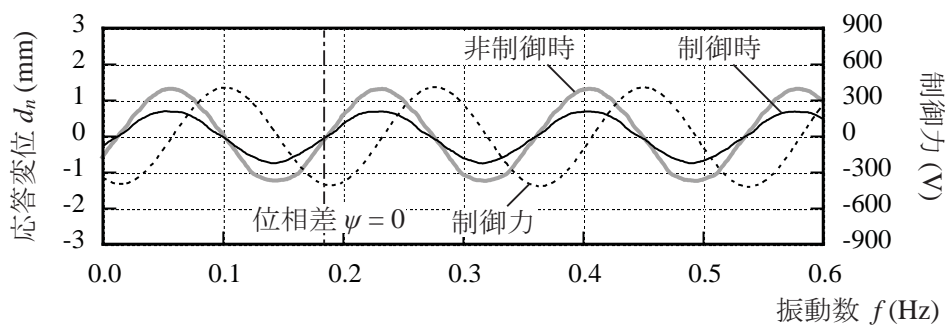
3.3.3. 制御力と応答の位相差が制御効果に与える影響

まず、制御力と屋根面応答の位相差が制御効果に与える影響を分析する。入力波は加速度振幅 30 cm/s^2 の sine 1 波とし、理想的な制御力と実際に入力される制御力の位相差 ψ は 0, $(1/4)T_1$, $(1/2)T_1$ の 3 種類とする。なお、対象とするモデルは Ra0.2-1M1-Q1-disp, 目標とする応答比に関する係数 r は 0.8 とする。

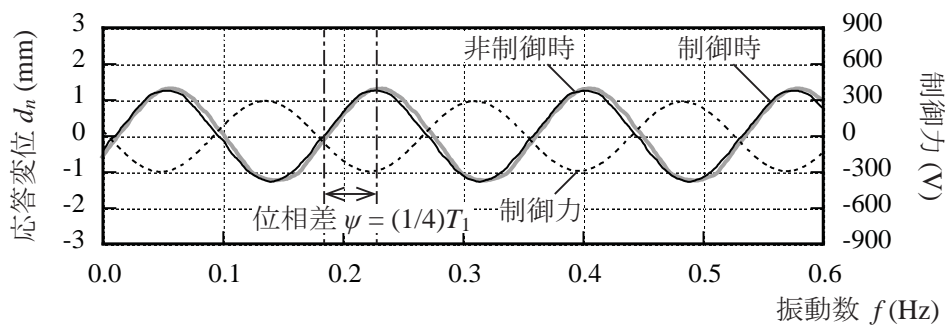
図 3-3-5 に各位相差 ψ における 1 次モードの腹にあたる点 3 の法線方向の応答変位およ

び制御力を時刻歴で示す。位相差 ψ が0の場合、応答変位は非制御時に比べ約4割低減した。位相差 ψ が $(1/4)T_1$ の場合、応答変位に変化は見られない。位相差 ψ が $(1/2)T_1$ の場合、応答変位は約7割増加した。このように、理想的な制御力との位相差が大きくなるほど、制御による応答低減効果は小さくなる。なお、位相差 ψ が $(1/4)T_1$ のときの制御力は、他の位相差 ψ の場合に比べ小さな値をとる。これは、最適制御理論によるアクティブ制御では、制御力の算出に対して、応答変位よりも応答速度による依存度が高いためであると考えられる。

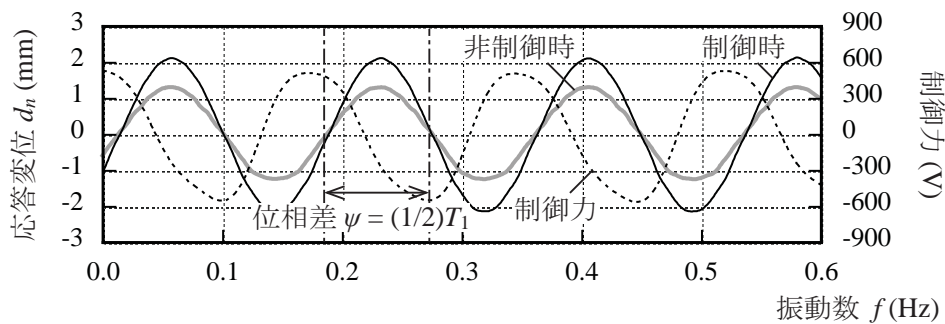
図3-3-6に各位相差 ψ における法線方向の最大応答変位分布および鉛直方向の最大応答



(A) 位相差 $\psi = 0$



(B) 位相差 $\psi = (1/4)T_1$



(C) 位相差 $\psi = (1/2)T_1$

図3-3-5 法線方向の応答変位および制御力の時刻歴
(Ra0.2-1M1-Q1-disp, $r = 0.8$, 点3, sine1 波)

加速度分布を示す。ここに、最大応答変位 d_n^{max} は非制御時に計測された入力波の最大変位 D_g で、最大応答加速度 a_z^{max} は計測された入力波の最大加速度 A_g で除して示す。最大応答変位分布および最大応答加速度分布は、制御の有無および位相差 ψ によらず、点 O に対し対称な二山となる。制御による応答の増減は、変位および加速度で同程度であり、位相差が 0 の場合では応答は低減し、位相差が $(1/4)T_1$ の場合では応答に変化は見られず、位相差が $(1/2)T_1$ の場合では応答は増加する。

図 3-3-7 に各位相差 ψ における最大部材力分布を示す。ここに、最大部材力は、破断軸力 N_b または、縁応力が引張強さに達する時の曲げモーメント M_b で除して示す。最大制御力は、印加した電圧から圧電フィルムのひずみ - 電圧特性 (図 3-2-8) を用いて求めたひずみにより算出した。最大部材力についても、制御入力位置を除いて、位相差が 0 の場

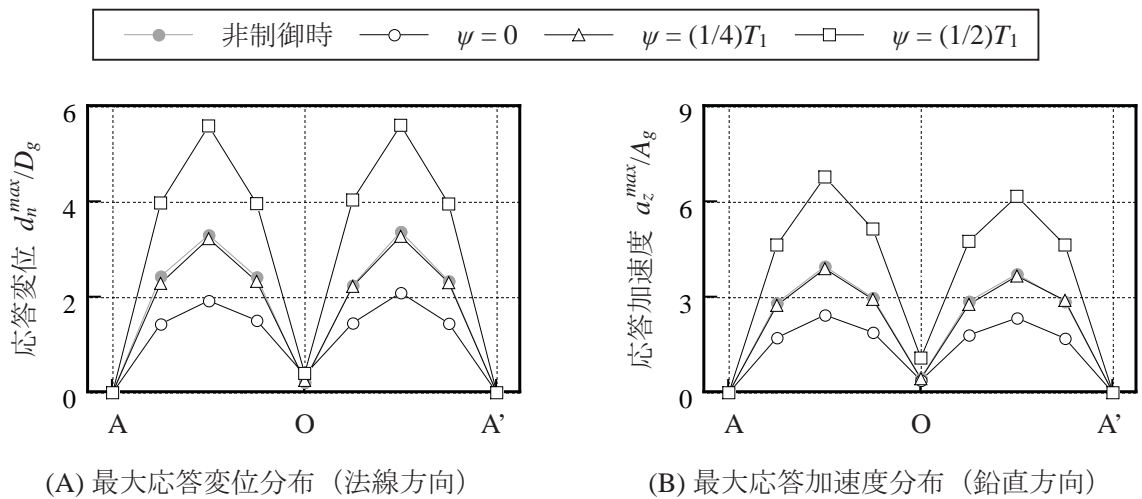


図 3-3-6 最大応答分布 (Ra0.2-1M1-Q₁-disp, $r = 0.8$, sine 1 波)

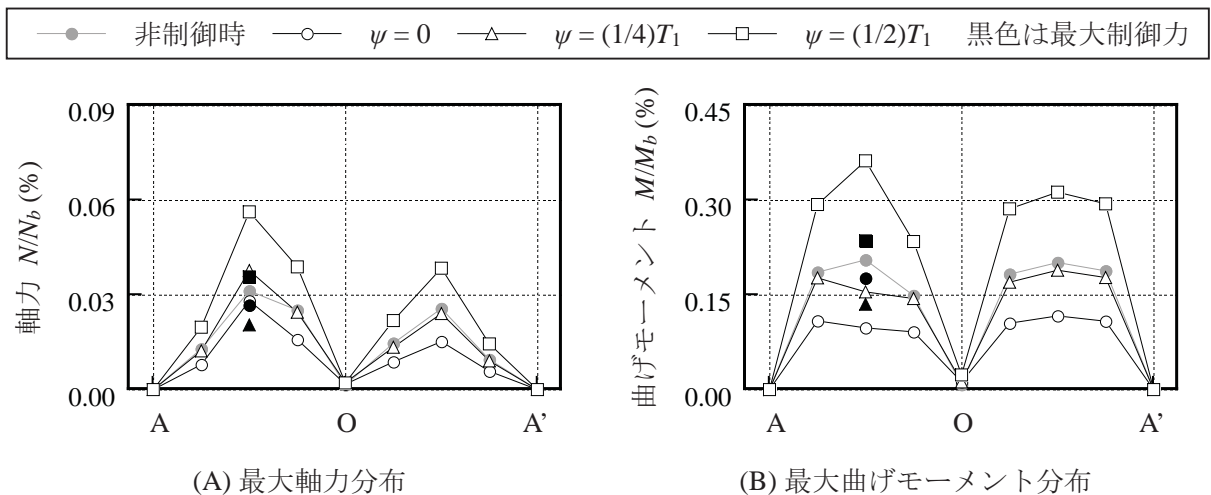


図 3-3-7 最大部材力分布 (Ra0.2-1M1-Q₁-disp, $r = 0.8$, sine 1 波)

合では低減し、位相差が $(1/4)T_1$ の場合では変化は見られず、位相差が $(1/2)T_1$ の場合では増加する。なお、応答が低減する $\psi = 0$ における最大制御力は、非制御時の応力と同等程度である。位相差が $(1/4)T_1$ の場合は、計測された曲げモーメントの逆位相を制御力としてフィードバックすることを意味している。しかし、このように計測された曲げモーメントの逆位相を制御力として入力するだけでは、制御入力位置の曲げモーメントが低減する効果しか得られず、構造物全体の応答低減には至らない。

以上の結果から、応答変位の位相に対して制御力の位相が $1/4$ 周期進んでいる状態 ($\psi = 0$) において、応答の低減効果が得られることが確認できる。この制御力の位相は、最適制御理論を用いて得られる制御力の位相と等しい。つまり、制御力は応答速度に比例しており、アクティブ制振は制御対象構造物に減衰を付加する制御方法であると言える。以降では、応答を低減させるために、制御力の位相は理想的な制御力と同位相 ($\psi = 0$) の場合 (応答変位の位相から $(1/4)T_1$ または $(1/4)T_3$ 進めた場合) について検討する。なお、制御効果の分析という点における減衰定数の影響は小さいと考えられるものの、本試験体の減衰定数は実構造物よりも大きく、この影響は今後詳細に分析していく必要がある。

3.3.4. 制御入力位置および制御入力数が制御効果に与える影響

本項では、制御入力位置および制御入力数が屋根面応答に与える影響について、正弦波を入力することで分析する。なお、目標とする応答比に関する係数 r は 0.9 とする。

各制御モデルにおける sine 1 波に対する法線方向の最大応答変位分布を図 3-3-8 に示す。最大応答変位分布は、点 O に対し対称な二山となり、応答は一様に低減する。1M1 モデル、2M1a モデル、2M1s モデルの順に応答の低減が大きい。

図 3-3-9 に各制御モデルにおける sine 1 波に対する最大曲げモーメント分布を示す。非制御時に比べ最大曲げモーメント分布は低減する。また、2M1s モデルでは、最大制御力は他のモデルと概ね同等であるものの、応答の低減量は大きい。一方、2M1a モデルでは、1 次モードの腹でない点 4 に設置した圧電フィルムの制御力が小さく、結果的に応答の低減も 1M1 モデルとほぼ変わらない。つまり、同程度の応答低減を実現する場合には、モードの腹における制御入力数を増やすことで、1 入力あたりの最大制御力を小さく抑えることが可能となる。制御入力数が多く、制御入力位置がモードの腹に近いほど、制御効果が高いといえる。

次に、遅れ時間に対する相対的な周期が、sine 1 波に比べて短い 3 次固有周期と同周期の正弦波 (sine 3 波) に対する制御効果を分析する。ここでは、3 次モードの腹に制御力を加える 1M3 モデルにおける制御結果の分析を行う。図 3-3-10 に sine 3 波に対する法線方向の最大応答変位分布および鉛直方向の最大応答加速度分布を示す。最大応答変位および最大応答加速度ともに、分布形状は、点 O に対して対称な四山となり、図 3-3-2 に示すモード形状に対応している。また、応答変位および応答加速度ともに、1 次モードと同様、3 次モードに対しても制御により応答が低減する。

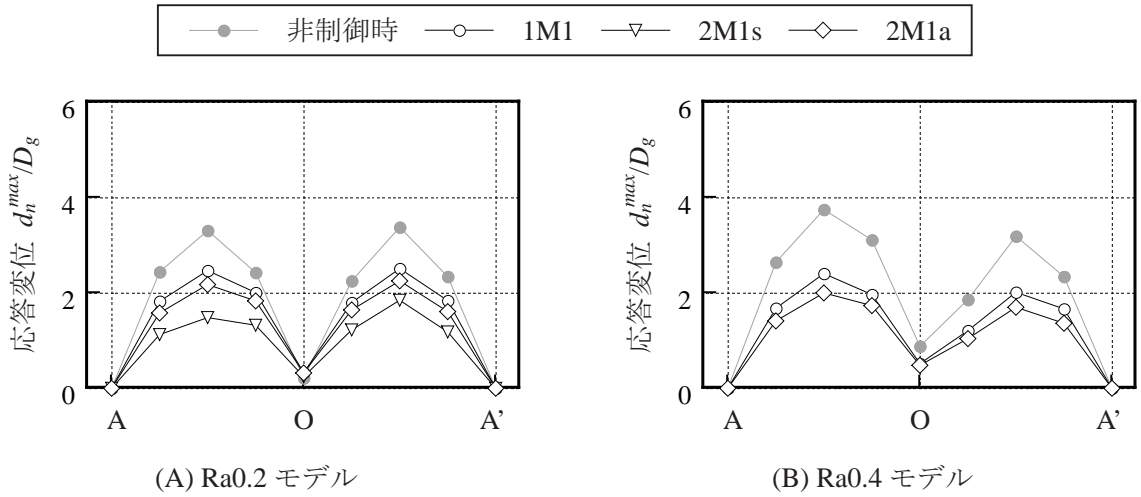


図 3-3-8 最大応答変位分布 (法線方向, $r=0.8$, $\psi=0$, sine 1 波)

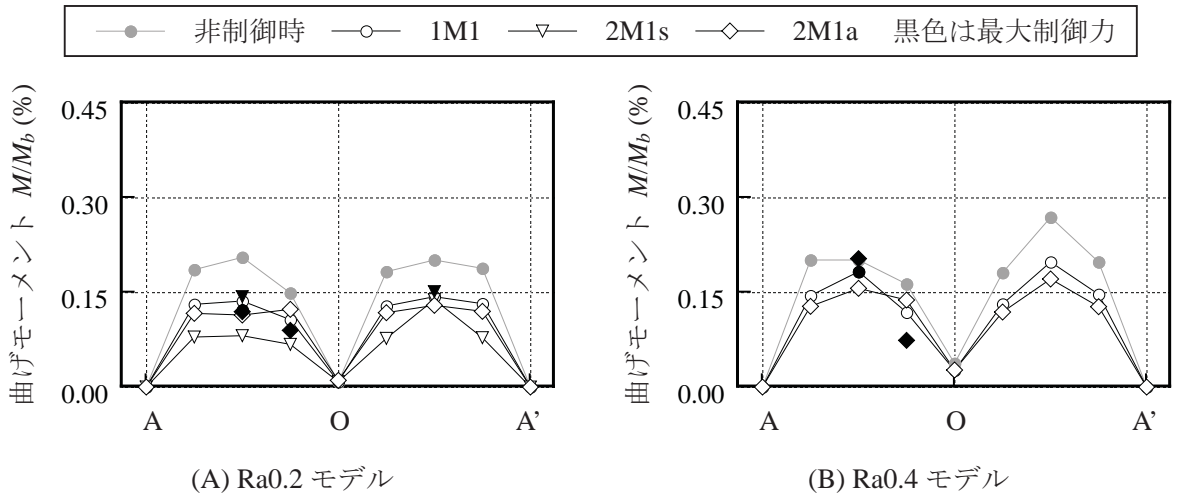


図 3-3-9 最大曲げモーメント分布 ($r=0.9$, $\psi=0$, sine 1 波)

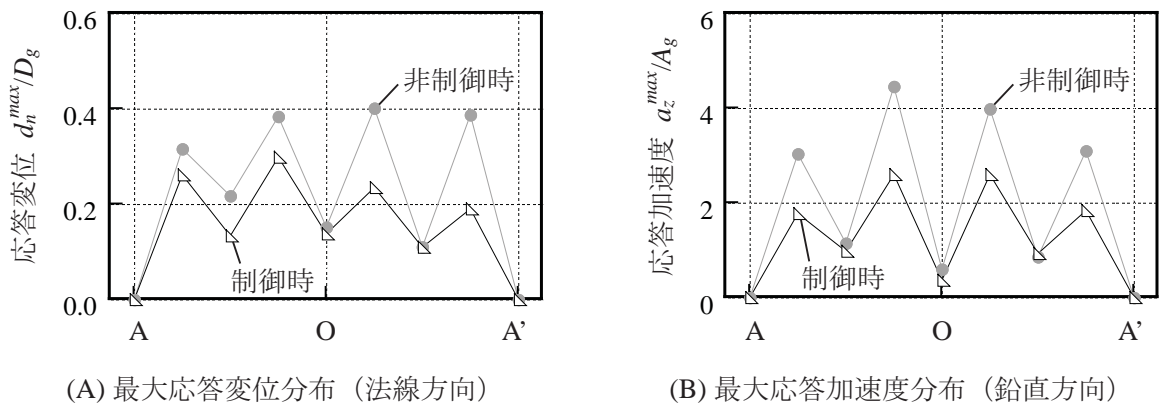


図 3-3-10 最大応答分布 (Ra0.2-1M3, $r=0.9$, $\psi=0$, sine 3 波)

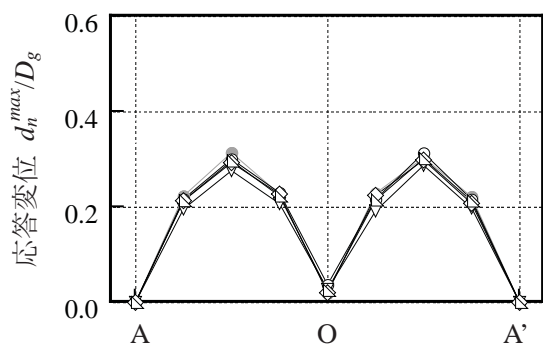
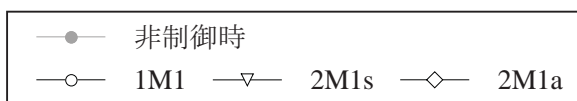
3.3.5. 地震波に対する制御効果の分析

本項では、地震波入力時の応答低減効果について分析する。既往の研究³⁻⁷⁾では、1周期分遅れた制御力による地震応答制御において、応答低減効果は認められないものの、安定な応答が得られている。本実験においても、アーチ構造物の応答の安定性および制御効果について確認する必要がある。ここで、地震波入力時の制御力と応答の位相差は、正弦波に対する応答を低減させるために設定した場合と同様 ($\psi = 0$) とする。つまり、制御力の位相を応答変位の位相から、1M3モデルでは3次固有周期 T_3 に対して $(1/4)T_3$ 進めた場合とし、その他のモデルでは1次固有周期 T_1 に対して $(1/4)T_1$ 進めた場合とする。

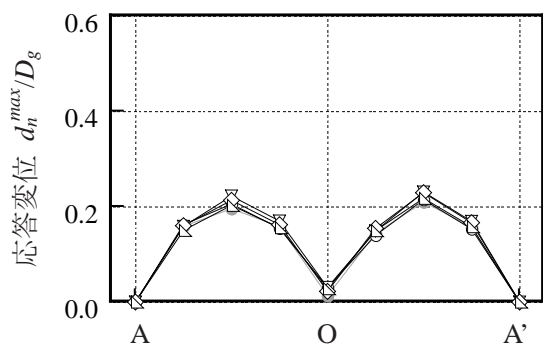
まず、地震波入力時における法線方向の最大応答変位分布を図3-3-11に示す。BCJ-L1およびEl Centro (NS)入力時は、正弦波入力時のような明確な応答低減が見られない。一方、JMA Kobe (NS)入力時は応答の低減が見られ、正弦波入力時と同様に、2M1sモデルの応答が最も低減する。このように正弦波に比べ地震波に対する応答低減効果が小さい原因は、制御力を応答から1周期分遅らせていることにある。位相を調節した結果、同じ形状の入力波形が連続する正弦波入力においては屋根面応答を低減できたものの、地震波のようなランダム波においては小さな応答低減効果しか得られなかった。

図3-3-12に、Ra0.2-1M1-Q1-dispモデルの点3における法線方向の応答変位のフーリエ振幅スペクトルを示す。図の下部に、各振動数に対するバンドパスフィルタ (BPF) の位相特性(図3-3-4(B))を併せて示す。応答低減の見られなかったBCJ-L1およびEl Centro (NS)入力時においても、JMA Kobe (NS)入力時と同様に、1次モード近傍の周波数帯 (5.75 Hz近傍) では低減している。なお、この低減領域は概ね、BPFの位相特性が $\Psi_{\pm 45 \text{ deg}}$ の範囲内にあたる周波数領域である。また、 $\Psi_{\pm 180 \text{ deg}}$ の周辺に応答が増幅する周波数領域がある。ただし、この周波数領域におけるフーリエ振幅スペクトルは小さいために、応答への影響は小さい。しかし、想定している実構造物のように、本試験体よりも減衰定数が小さく、複数のモードが励起される場合には、制御により大きな増幅を生じる可能性がある。そのため、このような構造物の場合には、遅れ時間の補償方法を改良することで、低減領域となる周波数帯を広げる必要がある。なお、JMA Kobe (NS)入力時の応答低減が他の地震波入力時に比べ大きいのは、アクティブ制振が卓越モードの周波数成分を多く持った波に対して高い効果を示すためである。

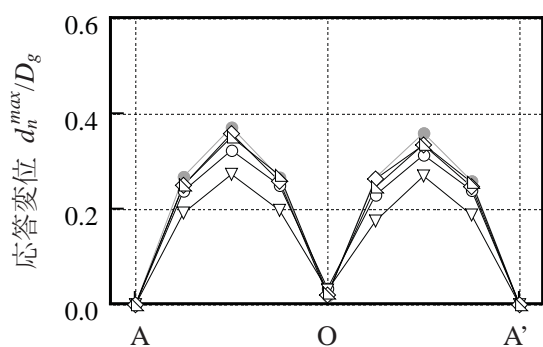
正弦波および地震波入力時の、点3における法線方向の応答変位のフーリエ振幅スペクトルにおける1次固有周期での制御による低減率を図3-3-13に示す。なお、低減率とは、制御時と非制御時の値の差を非制御時で除したものである。目標とする応答比に関する係数 r が小さいほど、フーリエ振幅スペクトルの低減率は大きくなる。ただし、3次モードの制御を目的とした1M3モデルでは、 r が小さくなるに伴い、低減率は負となり1次固有周期に対するフーリエ振幅スペクトルは増加する。また、入力波によらず、制御入力数が多く、制御入力位置がモードの腹に近いほど、低減率は大きい。なお、Ra0.4モデルの r が0.8の場合には、制御力が上限値 ($\pm 600 \text{ V}$) に達するため、低減率が低い値となっている。



(A) BCJ-L1

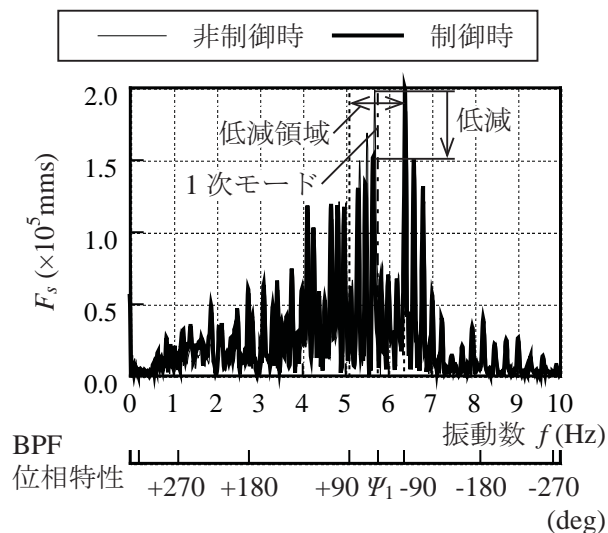


(B) El Centro (NS)

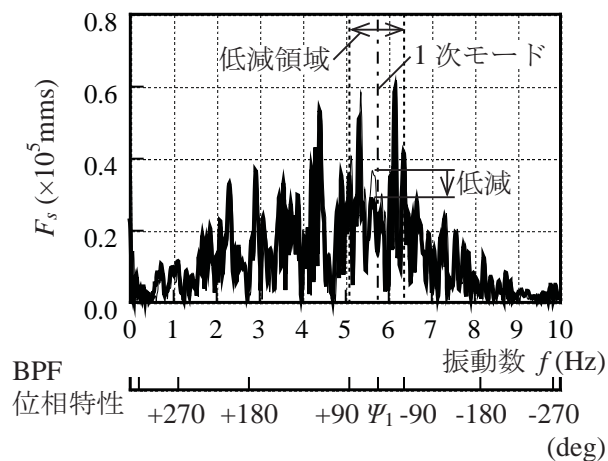


(C) JMA Kobe (NS)

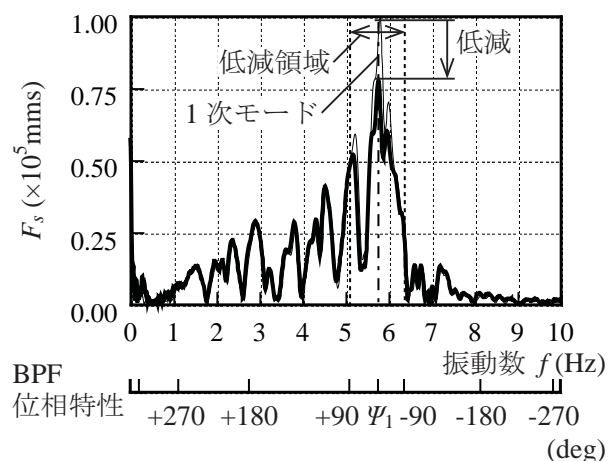
図 3-3-11 最大応答変位分布
(法線方向, Ra0.2, $r = 0.9$, $\psi = 0$)



(A) BCJ-L1



(B) El Centro (NS)



(C) JMA Kobe (NS)

図 3-3-12 応答変位のフーリエ振幅スペクトル
(法線方向, Ra0.2-1M1, $r = 0.9$, $\psi = 0$, 点3)

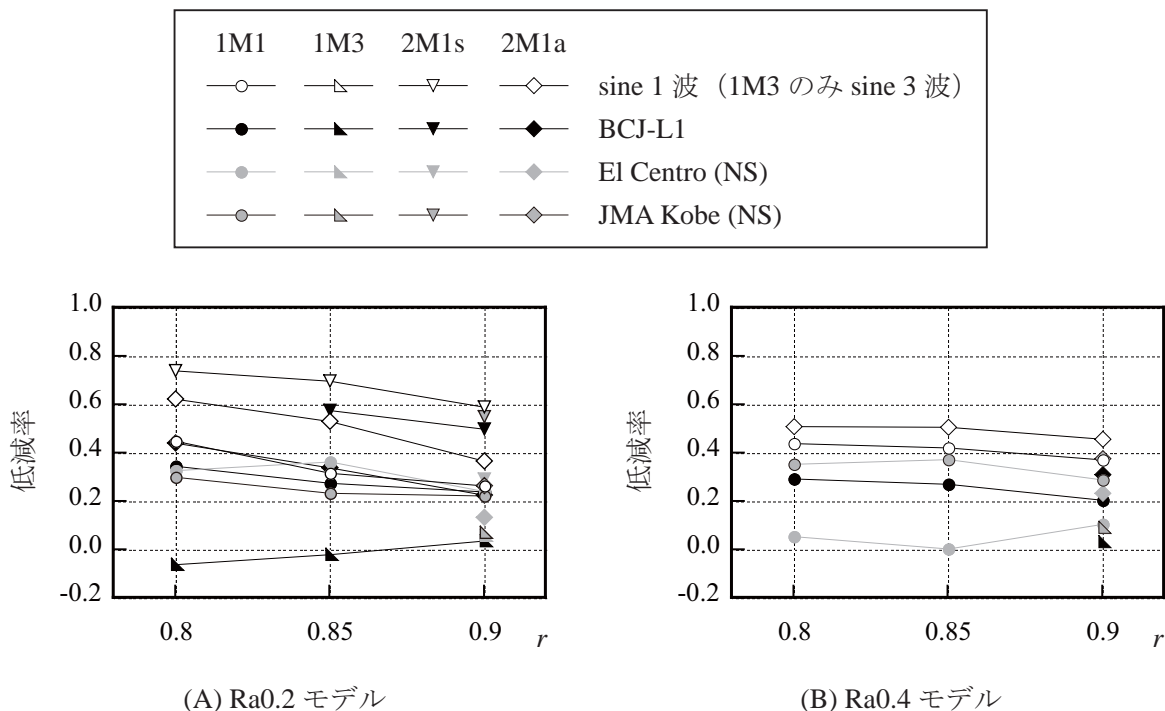


図 3-3-13 1 次固有周期におけるフーリエ振幅スペクトルの低減率（法線方向の応答変位，点 3）

3.3.6. 遅れ時間を考慮した時刻歴応答解析による応答評価

制御系の設計に用いた 9 質点アーチモデルを対象として、遅れ時間を考慮したアクティブ制振に関する時刻歴応答解析を行う。解析方法は、2 章で用いた方法を基本とする。ここで、解析に用いる制御系は、アクティブ制振実験において実装した制御系（図 3-3-1 における DSP に相当する部分）と同一とする。遅れ時間を、実験で計測された値（表 3-3-4）とし、Ra0.2 モデルでは 18 ms、Ra0.4 モデルでは 78 ms とする。また、制御力の位相 ψ は 0（応答変位の位相から $(1/4)T_1$ 進めた場合）とする。本項では、解析モデルは弾性とし、長期荷重は考慮しない。入力波は、アクティブ制振実験で計測された振動台上の加速度とする。なお、MATLAB 7.10.0 および Simulink 7.5 を用い、可変ステップソルバにより数値積分を行う。数値積分法はルンゲクッタ法とする。

図 3-3-14 に実験と解析における 1M1 モデルの最大制御力の比較を示す。最大制御力の実験値と遅れ時間を考慮した解析値は、概ね良い対応を示す。遅れ時間の考慮の有無で解析値を比較すると、遅れ時間を考慮することで、最大制御力は小さくなる傾向にあることがわかる。これは、遅れ時間を考慮していない場合、応答と制御力の位相の関係がずれ、応答が低減しないために、応答および制御力がともに大きくなる傾向にあるためである。また、特に sine 1 波入力時や Ra0.4 モデルの地震波入力時においては、遅れ時間を考慮した場合に解析値よりも実験値の方が大きな値をとる。これは、解析において、重力や初期不整を考慮していないためであると考えられる。

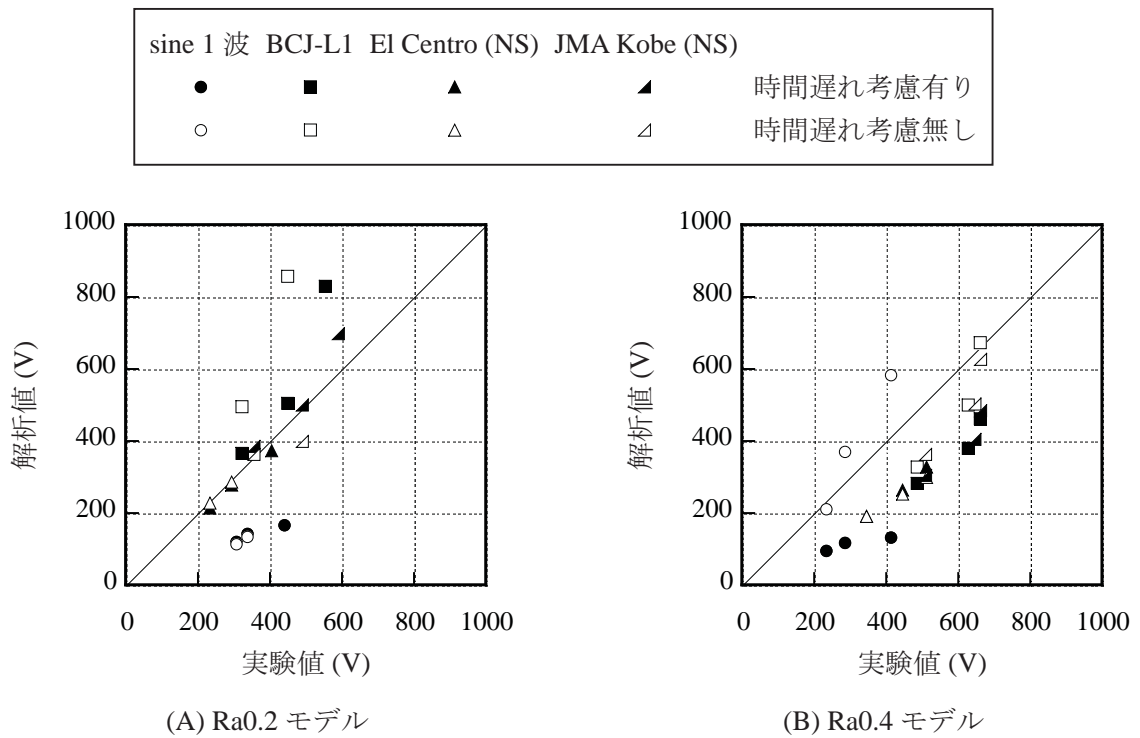


図 3-3-14 実験および解析における最大制御力の比較 (1M1)

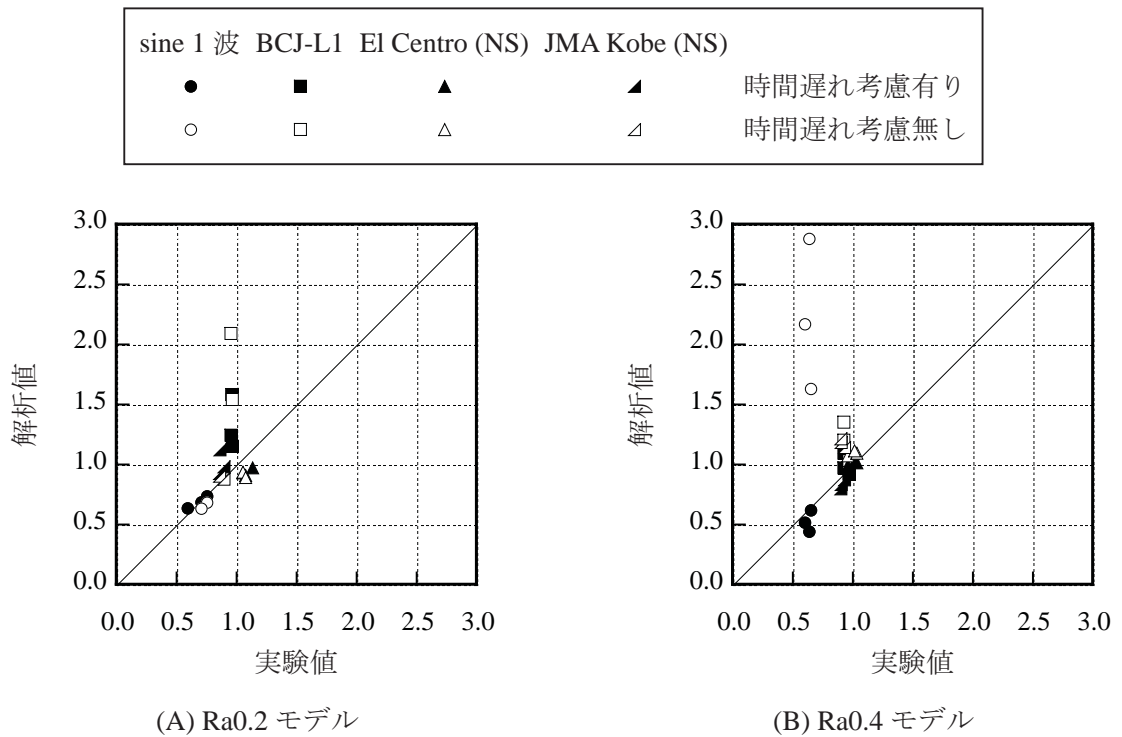


図 3-3-15 実験および解析における法線方向の応答変位の比 d_n^c/d_n^{uc} の比較 (1M1)

実験と解析における 1M1 モデルの点 3 の法線方向の応答変位の比 d_n^c/d_n^{uc} の比較を図 3-3-15 に示す。応答変位の比 d_n^c/d_n^{uc} は、制御時の最大応答変位 d_n^c を非制御時の最大応答変位 d_n^{uc} で除したものである。モデルによらず、遅れ時間を考慮することで、解析値は実験値と良い対応を示す。Ra0.2 モデルに比べ Ra0.4 モデルでは、固有周期に対する遅れ時間の割合が大きいため、遅れ時間の考慮の有無による解析値の差異が大きい。

第4節 モード制御手法に基づく制振方法

3節で採用した制振方法では、制御力を算出するコントローラにおけるタイムラグなどといった制御の遅れ時間が多くかかったために、地震応答の低減は困難であった。力学モデル-制御系の複雑さに伴うコントローラでの遅れ時間の過多や制御系設計の困難さは、地震応答制御の実現に向け解決すべき問題点である。遅れ時間の問題点の解決法としては、制御対象モデルを低次元化することで、コントローラでの計算量を低減する方法が考えられる。そこで、本節では、モード制御手法^{例えば3-8)}を最適制御理論に適用して、制御対象モデルの低次元化を行うことで遅れ時間を抑制する制振方法を導入し、アーチ構造物の地震応答制御を試みる。

3.4.1. 制御アルゴリズム

本節におけるアクティブ制振の概念図を図3-4-1に示す。本章では、コントローラにはDigital Signal Processor (DSP)を用いる。アクチュエータには圧電フィルムを用い、センサにはレーザー変位計を用いる。以下、レーザー変位計による制御を変位フィードバック制御と呼ぶ。なお、制御のサンプリング周期は55 μ sとする。

DSPでは、まず、センサで計測したデータに含まれるノイズをバンドパスフィルタ(BPF)により除去する。BPFで用いるカットオフ角周波数 ω_{off} は、ローパスフィルタにおいて1000 rad/s、ハイパスフィルタにおいて0.001 rad/sとする。次に、モード座標系へ座標変換を行い、最適制御理論より求めたフィードバック行列 \mathbf{G} により制御力を算出する。

本節で用いるフィードバック行列 \mathbf{G} は、制御系設計の困難さの解消、遅れ時間の減少を目的に、全体座標系からモード座標系へ変換して制御対象モデルの低次元化を行ってか

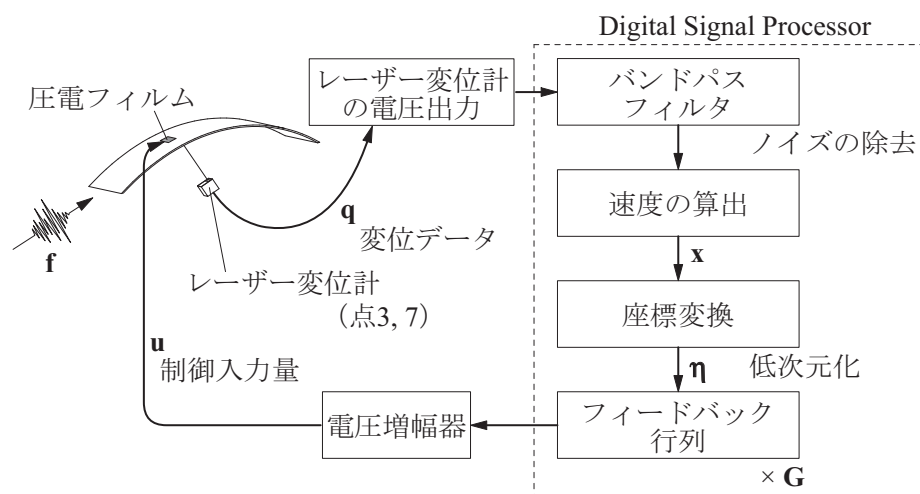


図3-4-1 モード制御手法に基づく制御システム

らを算出する³⁻⁸⁾。まず、 n 自由度系の制御対象構造物の運動方程式(式(2-2-2))で表す。なお、アーチ構造物のモデル化は、等分割した9質点系モデルにより行う。部材要素は梁要素、減衰はRayleigh型、質量は集中質量とする。ここに、減衰定数は次項に示す表3-1-3の値を用いる。次に、モード行列 Φ ($n \times n$)を用いて、運動方程式(2-2-2)を全体座標系からモード座標系に変換する。

$$\mathbf{M}_m \ddot{\boldsymbol{\xi}} + \mathbf{C}_m \dot{\boldsymbol{\xi}} + \mathbf{K}_m \boldsymbol{\xi} = \mathbf{U}_m \mathbf{u} + \mathbf{F}_m \mathbf{f} \quad (3-4-1)$$

$$\begin{aligned} \mathbf{M}_m &= \Phi^T \mathbf{M} \Phi & \mathbf{C}_m &= \Phi^T \mathbf{C} \Phi & \mathbf{K}_m &= \Phi^T \mathbf{K} \Phi \\ \mathbf{U}_m &= \Phi^T \mathbf{U} & \mathbf{F}_m &= \Phi^T \mathbf{F} \end{aligned} \quad (3-4-2)$$

ここに、 $\boldsymbol{\xi}$ はモード座標系における変位ベクトルであり、添え字 m はモード座標系におけるマトリクスであることを示す。

固有モードの一般直交性を基にモードを省略し、式(3-4-1)を式(3-4-3)のように n 未満の自由度系に低次元化する。なお、応答変位の低減を主目的としたアクティブ制振では、応答変位への寄与率が高いモードを選択すべきであると考えられる。

$$\bar{\mathbf{M}}_m \ddot{\bar{\boldsymbol{\xi}}} + \bar{\mathbf{C}}_m \dot{\bar{\boldsymbol{\xi}}} + \bar{\mathbf{K}}_m \bar{\boldsymbol{\xi}} = \bar{\mathbf{U}}_m \mathbf{u} + \bar{\mathbf{F}}_m \mathbf{f} \quad (3-4-3)$$

ここに、 $\bar{}$ は低次元化したことを表す。なお、以下、 $\bar{}$ は省略する。

なお、低次元化には、水平方向のスweep加振時に計測されたモード(1, 3次モード)とその周辺のモードである1~4次モードを用いる。フィードバックする応答の位置は、図3-2-1に示す点3, 7(1次モード形状の腹)とする。次に、2章と同様の最適制御理論に基づきフィードバック行列 \mathbf{G} の算出を行う。最適制御理論は、多自由度、多入力 of 応答制御が可能であるため、固有周期の近接した複数のモードが励起されるシェル・空間構造物に対しても適していると考えられる。最適制御理論では、制御入力 \mathbf{u} を算出するフィードバック行列 \mathbf{G} は、式(3-4-4)に示す評価関数 J が最小となるように定められ、Riccatiの行列方程式を解くことで得られる(2.2.2項)。

$$J = \int_0^{\infty} (\boldsymbol{\eta}^T \mathbf{Q} \boldsymbol{\eta} + \mathbf{u}^T \mathbf{R} \mathbf{u}) dt \quad (3-4-4)$$

ここに、 $\boldsymbol{\eta}$ はモード座標系における速度、変位からなる状態変数ベクトルであり、 \mathbf{Q} , \mathbf{R} は応答低減効果と制御入力量とのバランスを決める重み行列である。

本節では、重み行列 \mathbf{Q} には単位行列 \mathbf{Q}_1 または、1次モードの応答低減に重きを置き1次モード座標の変位および速度に重みを与えた対角行列 \mathbf{Q}_2 を用いる。なお、 \mathbf{Q}_2 の各成分の値は、1次モード座標の速度に対応する成分を1, 1次モード座標の変位に対応する成分を固有角振動数の2乗とした。これは、評価関数(式(3-4-4))の第1項における積の値が、 \mathbf{Q}_2 の各成分ごとに等しくなるように考慮した設定である。重み行列 \mathbf{R} は、各制御入力に対する重みが等しい対角行列とし、2.2.3項で提案しているように、目標とする応答値を非制御時の r 倍として算出する。以下、 r を目標とする応答比に関する係数と呼ぶ。

3.4.2. 実験条件

入力波は、後述する各モデルの1次固有周期と同周期の正弦波（sine 1波）、人工地震波 BCJ-L1、観測地震波 El Centro (NS) (1940) および JMA Kobe (NS) (1995) とする。入力波の一覧を表 3-4-1 に示す。入力波の最大加速度は、アーチ構造物の応答が弾性範囲に収まるように、sine 1波では 20 cm/s^2 、地震波では 100 cm/s^2 に基準化する。なお、Ra0.2 モデルにおいては、各地震波の時間軸を 1/2 倍に縮小した。

アーチ構造物の振動特性を表 3-4-2 に示す。1次固有周期は、Ra0.2 モデルでは 0.176 s、Ra0.4 モデルでは 0.350 s となり、目標値よりやや短くなった。両モデルとも、減衰はモードによらず 10 % 程度であり、固有モード形状は逆対称 1 波および逆対称 2 波のモードが計測された。以下、それぞれを 1 次モードおよび 3 次モードと呼ぶ。

表 3-4-3 の上に制御モデル名を、表 3-4-3 に各制御モデルの制御力を入力する位置を示す。制御モデル名は、試験体、制御力を加える位置、重み行列 \mathbf{Q} の種類で定義し、Ra (1

表 3-4-1 入力波の情報

モデル名	Ra0.2		Ra0.4	
	入力波	sine 1 波	地震波	sine 1 波
振幅 (cm/s^2)	20	100	20	100
時間軸	-	1/2 倍	-	1 倍

表 3-4-2 アーチ屋根の振動特性

モデル	1 次モード (逆対称 1 波)			3 次モード (逆対称 2 波)		
	固有周期 T_1 (s)	減衰 h_1 (%)	有効質量比 M_e/M_R (%)	固有周期 T_3 (s)	減衰 h_3 (%)	有効質量比 M_e/M_R (%)
Ra0.2	0.176	8.8	27.2	0.0373	13.6	4.93
Ra0.4	0.350	13.9	21.7	0.0660	12.9	6.22

制御モデル名	1) 1 次固有周期 T_1 0.2, 0.4 (s)
Ra0.2-2M1-Q1-disp 1) 2) 3) 4) 5)	2) 制御入力数 1, 2
	3) 制御モード 1, 3
	4) 重み行列 \mathbf{Q} の種類 $\mathbf{Q}_1, \mathbf{Q}_2$
	5) 制御タイプ (表 3-4-3)

表 3-4-3 制御入力位置

制御タイプ	点番号		
	3	4	7
1M1	○	-	-
1M3	-	○	-
2M1	○	-	○

次固有周期 T_1) - (制御入力数) M (制御モード) - (重み行列 Q の種類) - disp とする。

オシロスコープにより計測した遅れ時間を表 3-4-4 に示す。遅れ時間 d は 1 次固有周期 T_1 の 1 ~ 6 % 程度となった。なお、本節では、低次元化により DSP における制御力の算出時間 d_2 の抑制を試みている。低次元化を行わずに制御を試みた 3 節での制御力の算出時間 d_2 は、1 次固有周期 T_1 の 7 ~ 20 % 程度であり多くの時間を要した。これに比較し、本節の制振方法での遅れ時間 d は、モード制御手法を用いることで 1 ~ 2 割程度に低減することに成功している。

表 3-4-4 遅れ時間

モデル	制御入力数	変位計の電圧出力データ処理時間 d_1 (ms)	DSP 計算時間 d_2 (ms)	圧電フィルム駆動時間 d_3 (ms)	遅れ時間 $d = d_1 + d_2 + d_3$	d/T_1 (%)	d/T_3 (%)
Ra0.2	1M	0.64	0.07	3.5	4.2	2.4	11.3
	2M		2.54		6.7	3.8	17.9
Ra0.4	1M		0.68		4.8	1.4	7.3

3.4.3. モード制御手法における制御効果の分析

本項では、アクティブ制振実験によるモード制御手法における制御効果を分析する。以下、応答は振動台に対する相対座標系で示し、目標とする応答比に関する係数 r が 1 の場合を非制御時とする。また、最大応答変位および最大応答加速度は非制御時に計測された入力波の最大値 (D_g : 変位, A_g : 加速度) で、最大部材力は破断軸力 N_b または縁応力が引張強さに達する時の曲げモーメント M_b で無次元化した。

まず、1 次モードの腹である点 3, 7 における制御時の法線方向の最大応答変位 d_n^c の非制御時の最大応答変位 d_n^{nc} に対する比 (左軸) と最大制御力 (右軸) との関係を図 3-4-2 に示す。固有周期, 制御入力数, 入力波に関わらず、すべてのモデルで応答の低減がみられる。また、制御力を A-O 側にのみ入力する 1M1 モデルにおいても、点 3 と点 7 の応答変位は概ね均等に低減する。

目標とする応答比に関する係数 r を小さくすると、最大応答変位は小さくなるものの、最大制御力は大きくなる。また、sine 1 波入力時に比べ、地震波入力時では、最大応答変位の低減は少ない。これは、アクティブ制振が、固有モードの周波数成分以外に対してはさほど効果を発揮しないためである。なお、鎌田らによる 4 層の骨組構造物を対象としたアクティブ制振実験³⁻⁹⁾においても、正弦波とランダム波入力時の応答の低減の比率は実験結果と同程度である。

r が小さい場合、制御力により励起された目視可能な振動が常に生じる。この不安定な現象は、Ra0.2-1M1-disp モデルにおける r を 0.5 とした重み行列 Q_1 , r を 0.2 とした Q_2 で

応答変位の比： ∇ 点3 \triangle 点7 最大制御力： \blacktriangledown A-O側 \blacktriangle O-A'側

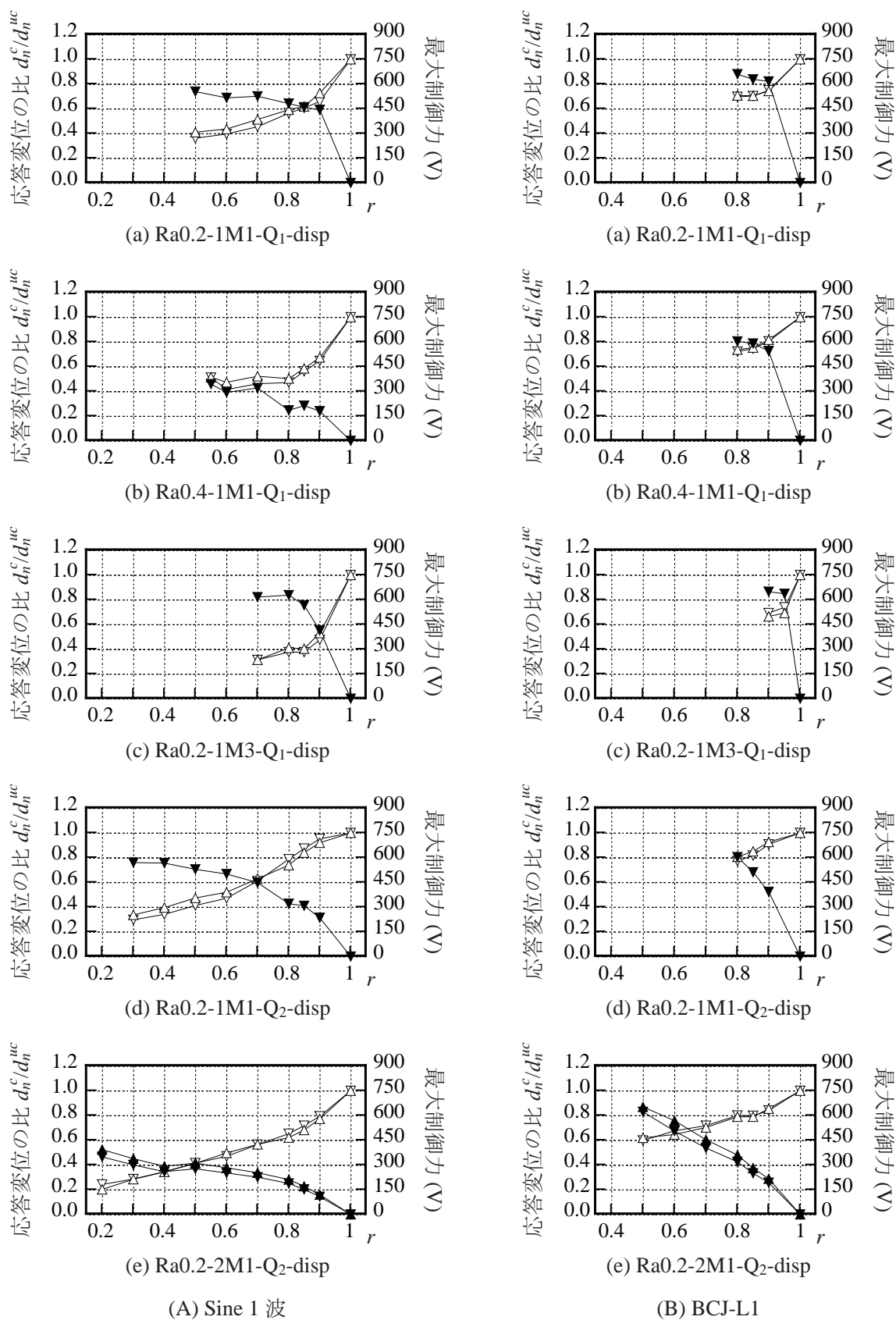


図 3-4-2_1 アクティブ制振実験における応答変位の比と最大制御力

応答変位の比： ∇ 点3 \triangle 点7 最大制御力： \blacktriangledown A-O側 \blacktriangle O-A'側

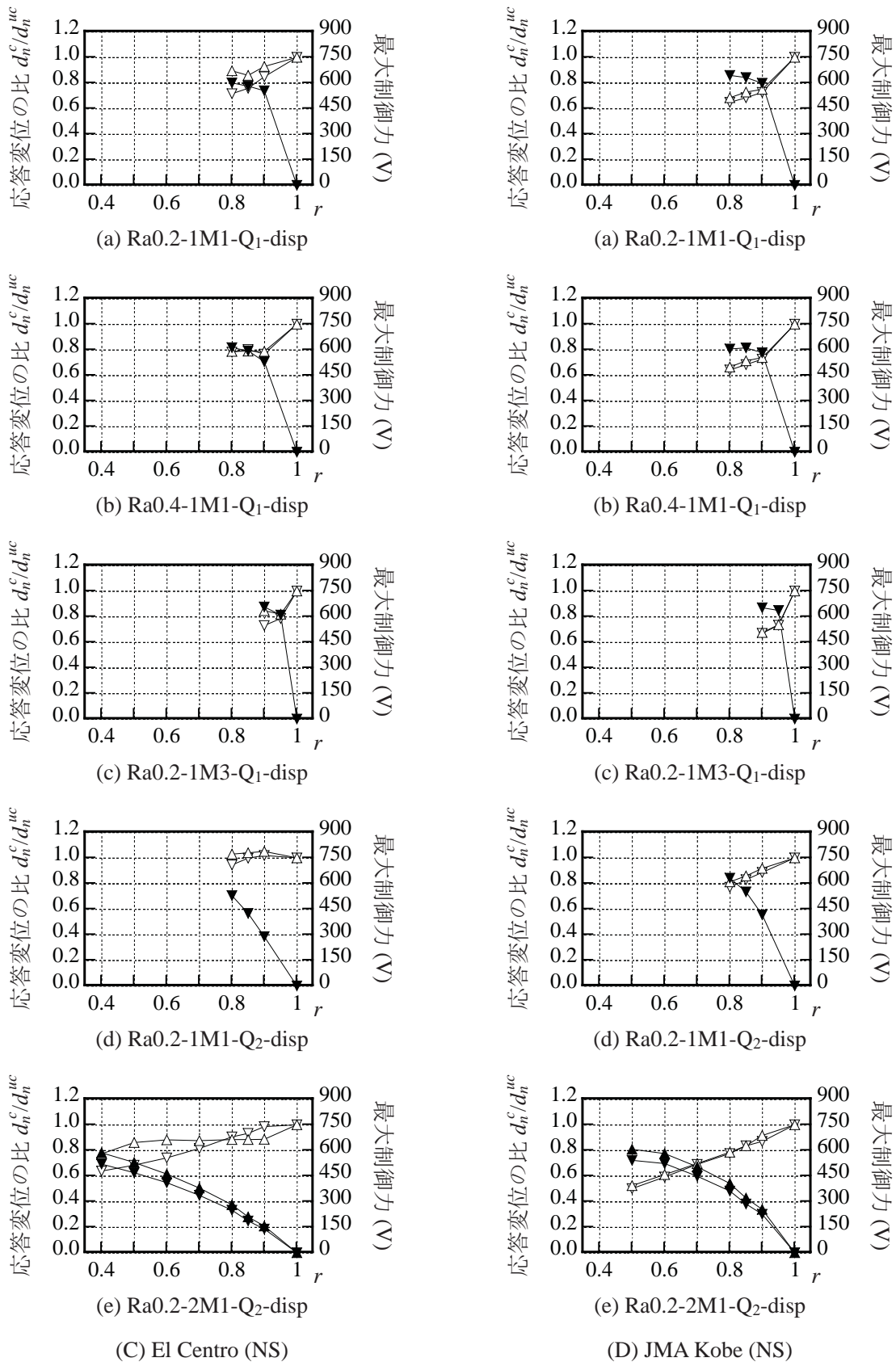


図 3-4-2_2 アクティブ制振実験における応答変位の比と最大制御力

生じた。つまり、重み行列 Q_1 よりも Q_2 の方が、制御力を大きくした場合においても、安定した制御が可能であるといえる。これは、重み行列 Q_1 よりも 1 次モードのみに重みを置いた Q_2 の方が高次モードの影響を受けにくいからであると考えられる。

制御入力数が 2 つである 2M1 モデルでは、1M1 モデルに比べ制御力が分散されるため、各々の最大制御力は小さい。この Ra0.2-2M1-Q₂-disp モデルでは、安定した制御が可能であり応答低減量が大きく、非制御時に比べ最大応答変位が sine 1 波で 2 割、地震波で 6 割程度に低減した。

次に、安定した制御が可能で応答低減効果の大きい、Ra0.2-2M1-Q₂-disp モデルにおける制御効果を分析する。

図 3-4-3 に、法線方向の最大応答変位分布を示す。応答変位は、非制御時に比べ、1 次モードの節である点 5 を除いて低減する。目標とする応答比に関する係数 r を小さくするに伴い、応答低減量は大きくなる。なお、制御の有無による分布形状の変化は見られない。

図 3-4-4 に、鉛直方向の最大応答加速度分布を示す。最大応答加速度は、非制御時に比べ、sine 1 波入力時は r が 0.3 において、BCJ-L1 入力時は r が 0.8 以下において増加した。また、制御による最大応答加速度の低減量は、最大応答変位の低減量に比べ小さい。

そこで、応答変位と応答加速度をフーリエ振幅スペクトルにより比較する。sine 1 波入力時の点 3 におけるフーリエ振幅スペクトルを図 3-4-5 に示す。1 次固有周期近傍でのスペクトル値は応答変位と同様に応答加速度においても低減する。一方、短周期帯におけるスペクトル値は応答加速度でのみ見られる。なお、この短周期帯のスペクトル値が制御を行うことで増加することにより、最大応答加速度が増加する場合も生ずる。

図 3-4-6 に最大部材力分布および最大制御力を示す。ここに、最大制御力は、印加した電圧から圧電フィルムのひずみ ϵ - 電圧特性 V (図 3-2-8) を用いて求めたひずみにより算出した。軸力は、制御入力位置で増大する傾向にあるものの他の点では減少する。曲げモーメントは、制御入力位置においても減少する。なお、ここには示していないが、2M1 モデルに比べ 1M1 モデルでは、制御力が分散されないため、1 入力あたりの最大制御力が大きく軸力の増加も大きい。1M1 モデルの曲げモーメントは O-A' 側に比べ A-O 側は大きく低減するものの、2M1 モデルでは A-O 側と O-A' 側が概ね均等に減少する。また、制御入力位置の曲げモーメントは r を小さくすると減少から増加に転じるものの、軸力は減少せずに増加する。なお、制御には非制御時の応力と同程度の応力を必要とする。

図 3-4-7 に sine 1 波入力時の時刻歴応答を示す。ただし、ここでは無次元化は行っていない。応答変位では、 r の低下に伴い応答の低減が見られるものの、振動周期に変化は見られない。一方、制御力では 1 次モードの固有周期の他に高周波成分が見られる。なお、 r の低下に伴い、軸力や曲げモーメントにも高周波成分が見られるようになる。この高周波成分が制御力により励起された振動を生ずる不安定現象の原因であると考えられる。制御力の位相は、非制御時の応答変位の位相に比べ、1/4 周期進んでいる。 r が小さい場合には非制御時の位相に比べ、曲げモーメントの位相は 1/4 周期遅れ、軸力の位相は 1/4 周

期進み、制御力と同位相になる。これは、 r が小さい場合、入力波に比べ制御力の影響が大きくなるためである。

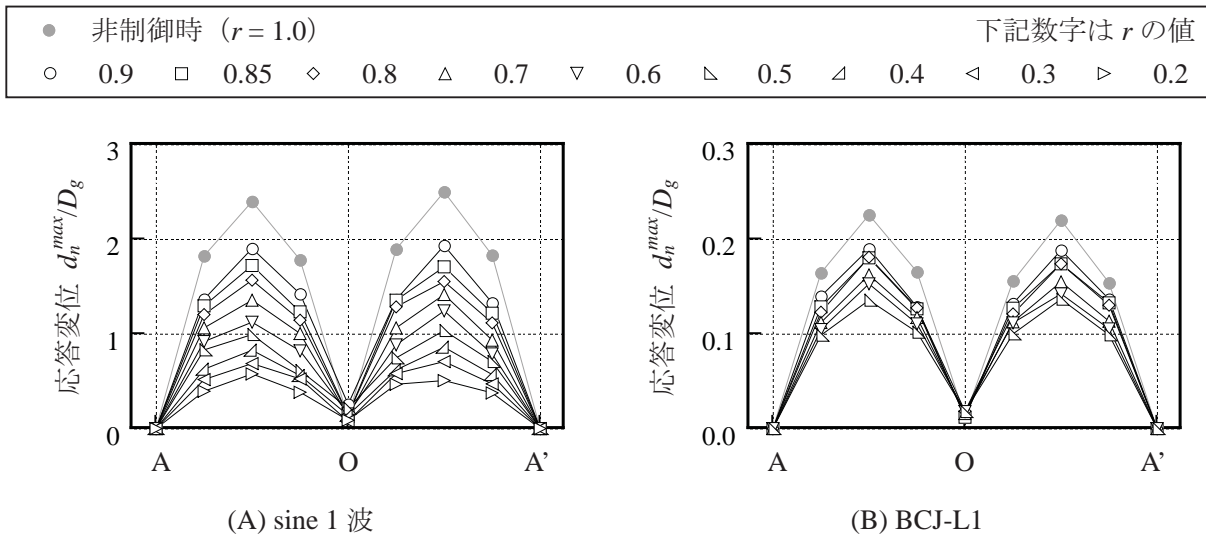


図 3-4-3 法線方向の最大応答変位分布 (Ra0.2-2M1-Q₂-disp)

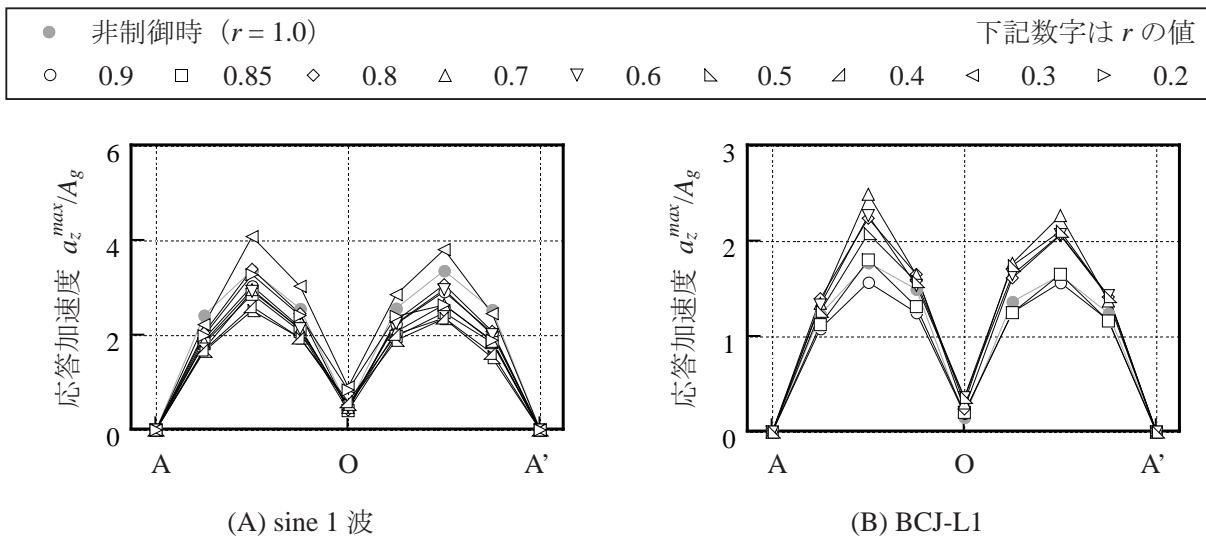


図 3-4-4 鉛直方向の最大応答加速度分布 (Ra0.2-2M1-Q₂-disp)

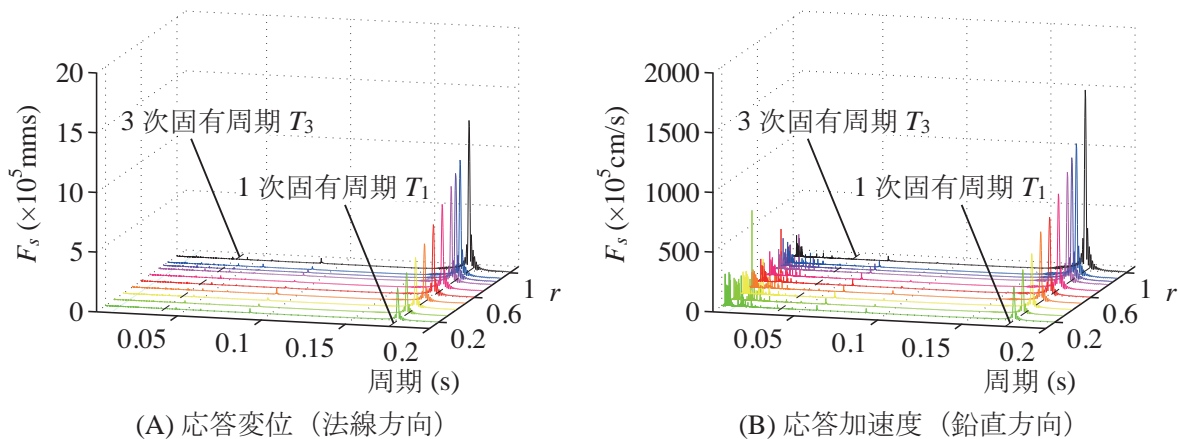


図 3-4-5 フーリエ振幅スペクトル (Ra0.2-2M1-Q₂-disp, 点3, sine 1 波)

● 非制御時 ($r = 1.0$) 下記数字は r の値, 黒色は最大制御力 (左にずらして記載)
 ○ 0.9 □ 0.85 ◇ 0.8 △ 0.7 ▽ 0.6 ▹ 0.5 ◁ 0.4 ▷ 0.3 ▷ 0.2

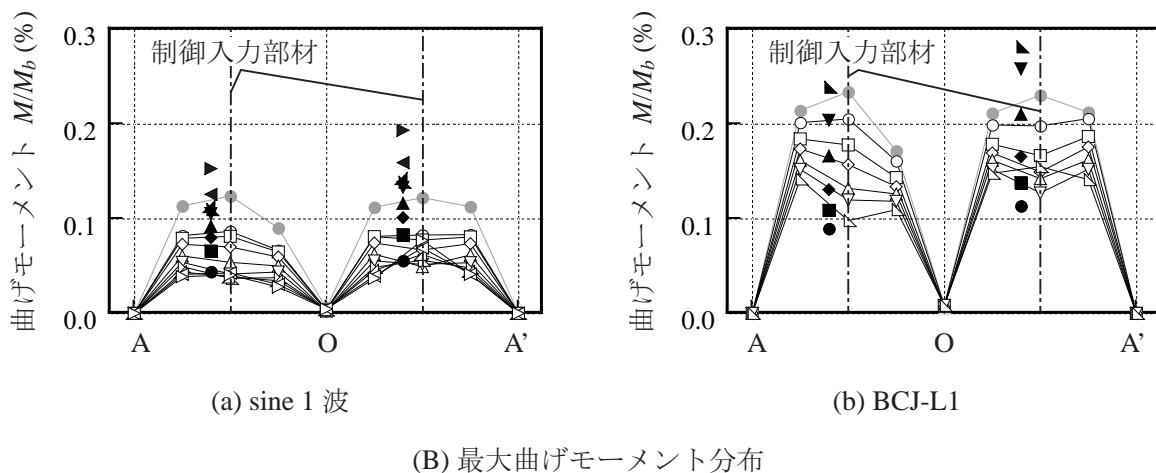
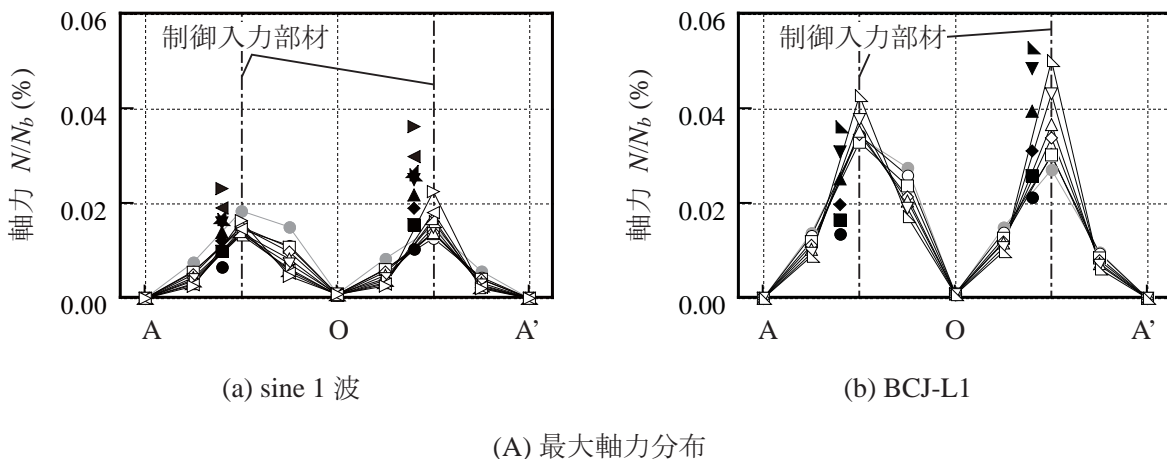


図 3-4-6 最大部材力分布および最大制御力 (Ra0.2-2M1-Q₂-disp)

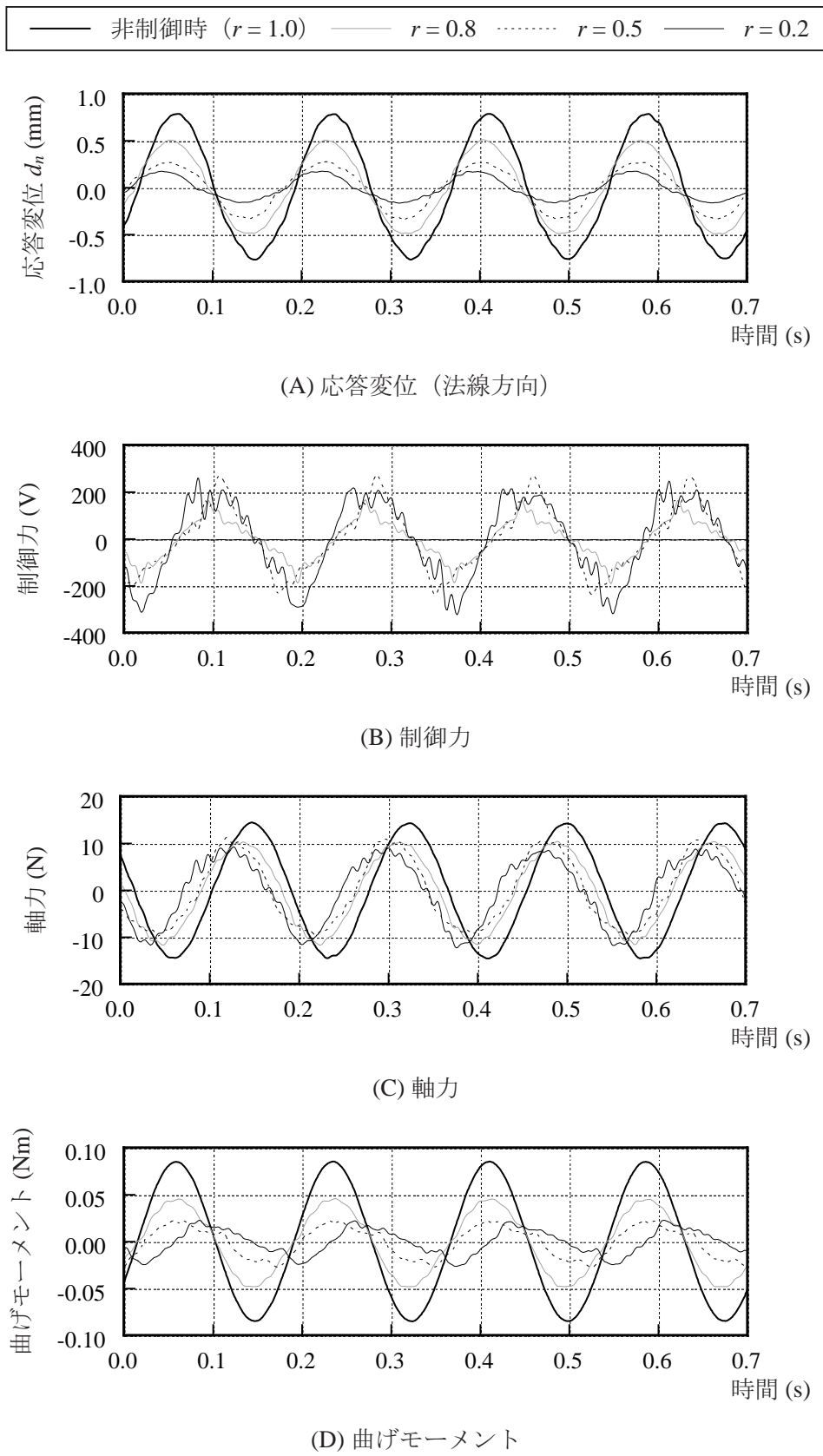


図 3-4-7 時刻歴応答 (Ra0.2-2M1-Q₂-disp, 点 3, sine 1 波)

3.4.4. 制御エネルギーに関する分析

本項では、アクティブ制振実験結果をエネルギーの観点から分析する。ここで、制御エネルギー E_c を式 (3-4-5) により基準化する。この評価指標 μ は、既往の研究³⁻¹⁰⁾を参考に設定している。

$$\mu = E_c / E_e \quad (3-4-5)$$

ここに、 E_e は式 (3-4-6) より算出される総入力エネルギーである。

$$E_e = \int_0^t (\mathbf{M} \mathbf{a}_g \Delta \mathbf{q} / \Delta t) dt \quad (3-4-6)$$

ここに、 \mathbf{M} は質量マトリックス、 \mathbf{a}_g は入力加速度、 \mathbf{q} は水平方向の相対変位ベクトルである。また、 t は時間、 Δ は変数の増分を表す。

なお、制御エネルギー E_c は、アクチュエータを駆動させるのに必要な電源の消費エネルギーとし、式 (3-4-7) を用いて算出する。

$$E_c = \int_0^t (\mathbf{V}^T \mathbf{C} \Delta \mathbf{V} / \Delta t) dt \quad (3-4-7)$$

ここに、 \mathbf{C} は圧電フィルムの静電容量 (9.3 nF)、 \mathbf{V} は印加電圧のベクトルである。

図 3-4-8 に制御エネルギーを示す。目標とする応答比に関する係数 r を小さくすることで、大きな制御エネルギーを必要とすることがわかる。つまり、最大制御力が大きいほど制御エネルギーも大きくなる。なお、安定した制御が可能で応答低減効果の大きい、Ra0.2-2M1-Q2-disp モデルでは、入力波により差はあるものの、総入力エネルギーの2倍ほどのエネルギーで応答が5割程度まで低減した。

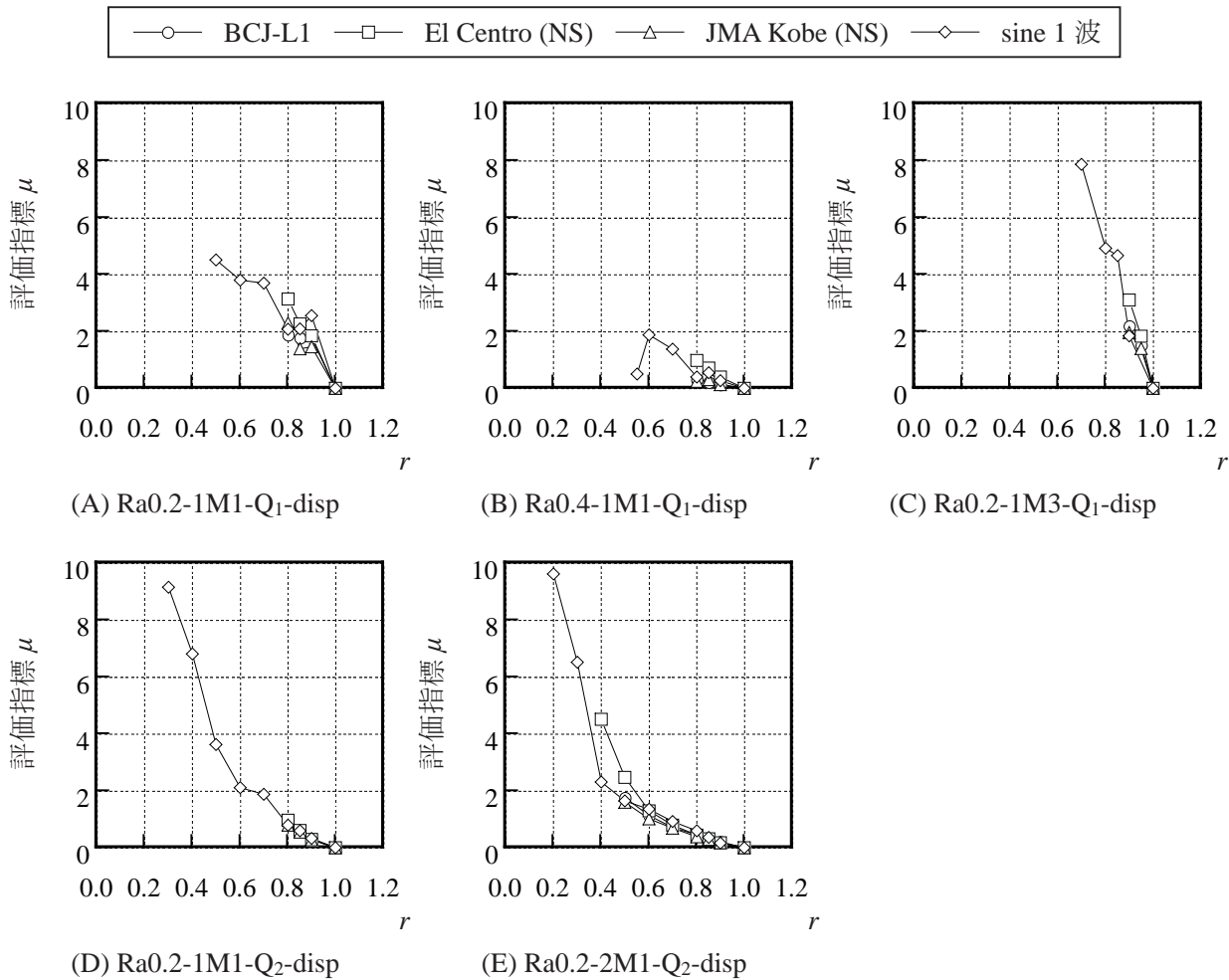


図 3-4-8 制御エネルギー

3.4.5. 数値解析による応答および制御力の評価

時刻歴応答解析による評価

数値解析による応答および制御力の評価を目的に先ずは、アクティブ制振実験の制御系の設計に用いたアーチ構造物の9質点系モデルを対象として、遅れ時間を考慮したアクティブ制振に関する時刻歴応答解析を行う。解析方法は、2章を基本とする。ここで、解析に用いる制御系は、アクティブ制振実験において実装した制御系と同一とする。解析モデルは弾性とし、長期荷重は考慮しない。入力地震波は、アクティブ制振実験で計測された振動台上の加速度とする。なお、MATLAB 7.10.0/Simulink 7.5 を用い、可変ステップソルバにより数値積分を行う。数値積分法はルンゲクッタ法とする。

まず、遅れ時間を実験で計測された値(表 3-4-4)として時刻歴応答解析を行う。図 3-4-9 にアクティブ制振実験結果と時刻歴応答解析結果の比較を示す。最大応答変位に関しては、すべてのモデルにおいて、実験値と解析値は概ね良い対応を示す。しかし、最大制御力に関しては、解析値よりも実験値の方が大きな値をとる。これは、バンドパスフィ

ルタの幅が広いために、実験時に発生した高周波成分を除去しきれていないことが原因であると考えられる。

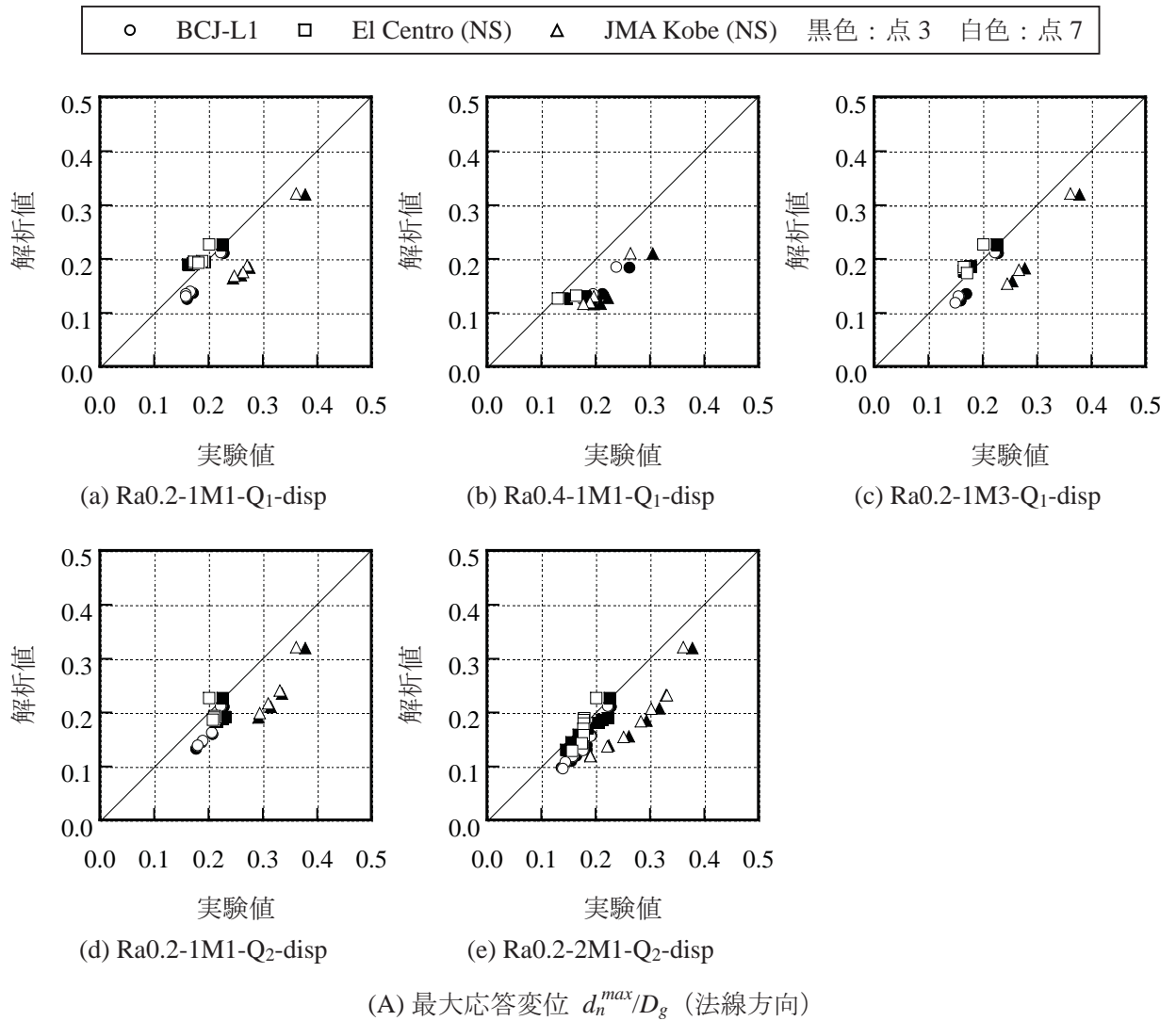


図 3-4-9_1 実験結果と時刻歴応答解析結果の比較

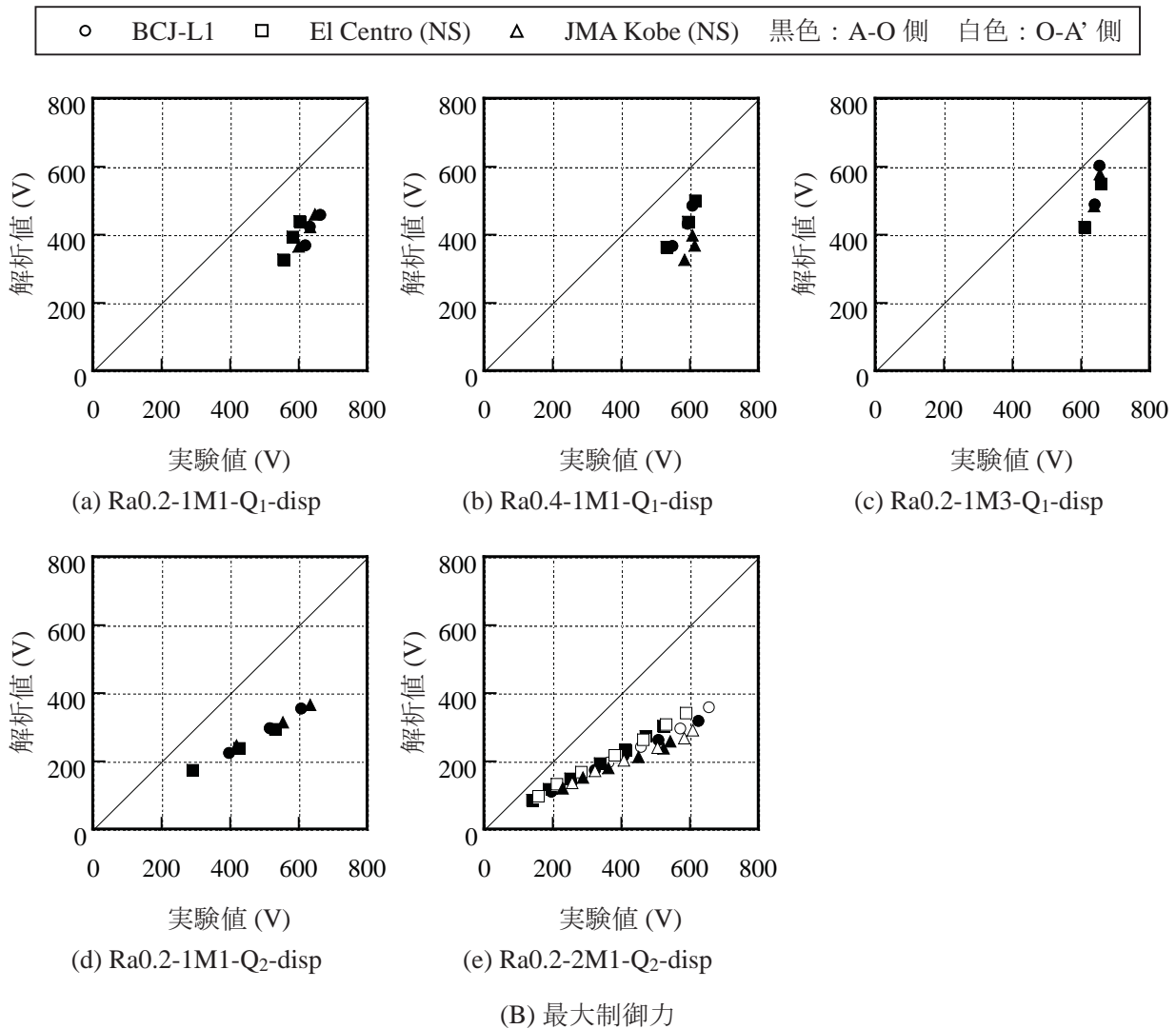


図 3-4-9_2 実験結果と時刻歴応答解析結果の比較

次に、遅れ時間による応答低減効果への影響を分析する。遅れ時間 d を変化させた場合の点 3 における非制御時に対する制御時の応答変位の比 d_n^c/d_n^{nc} の関係を図 3-4-10 に示す。遅れ時間 d は 1 次固有周期 T_1 に対する比で示す。

入力波、制御モデルによらず、遅れ時間が増加すると応答低減量は少なくなる。 r を小さくすると、応答は低減するものの、ある r で 2 倍以上の応答増加に転じる傾向がみられる。この傾向は遅れ時間が多いほど大きな r で生じる。また、遅れ時間が多い場合、sine 1 波入力時では、目標とする応答比に関する係数 r が 0.8 ~ 0.9 付近で応答の増加が見られる。なお、遅れ時間が 1 次固有周期の 12% 以内であれば、 r が 0.8 付近での応答増加は見られず、 r が小さい場合でも遅れ時間がないときと同程度の応答低減効果がみられる。重み行列が Q_1 の場合と Q_2 の場合の応答低減効果を比較すると、 Q_1 の場合の方が 2 倍以上の応答増加に転じる r は大きく、 Q_2 の場合の方が r が 0.8 ~ 0.9 付近の応答の増加は大きい。

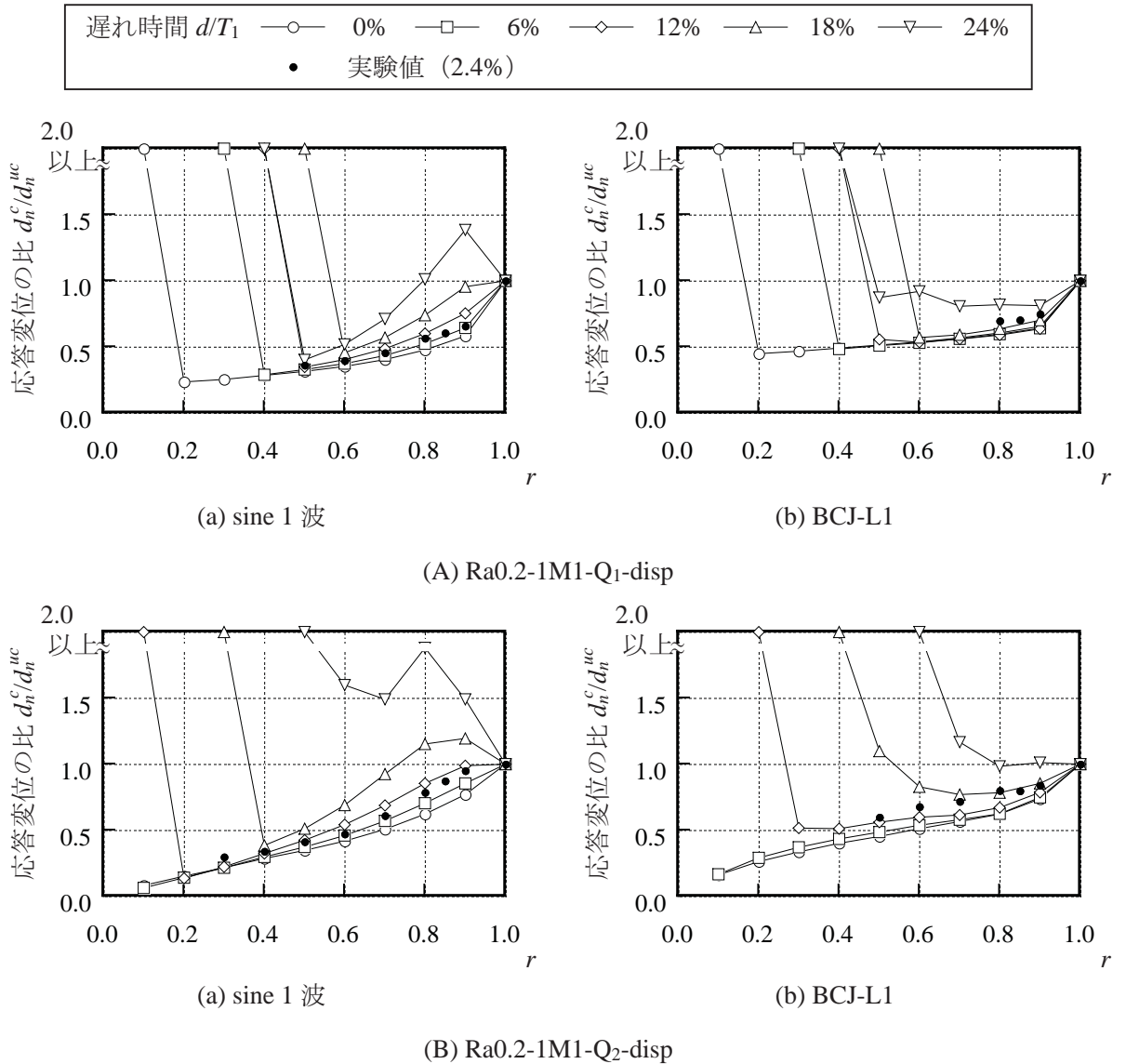


図 3-4-10 遅れ時間と応答低減効果の関係 (Ra0.2, 点 3)

応答スペクトル法による評価

次に、時刻歴応答解析を行うよりも簡易的に応答を評価するために、応答スペクトル法を用いた応答および制御力の評価方法を提案する。本手法では、制御による応答低減効果を伝達関数により擬似的に表現する。

まず、アクティブ制振を適用したアーチ構造物の最大応答の評価を伝達関数を用いた応答スペクトル法により試みる。本論文で提案する制御による応答低減を考慮した各次の応答を、式 (3-4-8) に示す。

$${}_m q_{i,j} = {}_m \zeta_{i,j} \left\{ {}_m \beta \cdot {}_m \varphi_{i,j} \cdot {}_m S(T, {}_m h) \right\} \quad (3-4-8)$$

ここに、 q は応答値、 β は刺激係数、 ϕ は固有ベクトル、 S は応答スペクトル値、 T は固有周期、 h は減衰定数である。添え字は m がモード次数、 i が節点番号、 j が方向を示す。また、 ζ は非制御時に対する制御時の応答の比を表し、次式 (3-4-9) で定義する。

$${}_m\zeta_{i,j} = \begin{cases} 1 - (1 - {}_m\rho_{i,j})p & ({}_m\rho_{i,j} < 1) \\ {}_m\rho_{i,j} & ({}_m\rho_{i,j} \geq 1) \end{cases} \quad (3-4-9)$$

ここに、 ρ は周波数応答解析より算出した非制御時に対する制御時の伝達関数の比であり、 p は遅れ時間による応答低減量の減少および地震波の周波数成分を考慮するための係数である。

係数 p は制御による応答低減率の最大値を表す。図 3-4-2 に示すようにアクティブ制振実験における地震波入力時の応答低減率の最大値は 0.5 程度であった。そこで、本論文では、 p の値として 0.5 を用いる。なお、各モードの合成は、2 乗和平方根法 (SRSS 法) により行う。

最大応答変位の評価値を図 3-4-11 に示す。入力波は BCJ-L1 である。図 3-4-11 (A) には実験値を示す。SRSS 法により算出した評価値は、実験値と概ね良い対応を示す。なお、図には示していないが、sine 1 波に対する SRSS 法による結果と実験結果は、式 (3-4-9) における p が 1.0 に近い値の時に良い対応を示す。これは、sine 1 波が他のモードの周波数成分を持っていないためである。

次に、最大制御力の評価を行う。最大制御力は、式 (3-4-9) で得られた各次の応答値から SRSS 法を用いて式 (3-4-10) より算出する。

$$\mathbf{u}_{max}^{est} = \sqrt{\sum_m [\mathbf{G}\{ {}_m q_{i,j} \}]^2} \quad (3-4-10)$$

ここに、 $\{ {}_m q_{i,j} \}$ はフィードバック行列 \mathbf{G} に対応する応答値からなるベクトルを表す。

なお、制御力の位相は、応答速度の位相に重なることから、応答変位よりも応答速度に対する依存性が高いといえる。しかし、最大制御力を大きく見積もるために、各次の最大制御力も最大変位のみによる制御力と最大速度のみによる制御力の SRSS 法により算出し、安全側の評価を試みる。

図 3-4-12 に最大制御力の実験値および評価値を示す。SRSS 法による評価値と実験値は概ね良い対応を示す。しかし、SRSS 法による評価値は、時刻歴応答解析結果よりも大きな値をとるものの、実験値よりは小さな値をとる。これは、実験値における高周波成分の影響が原因であると考えられる。

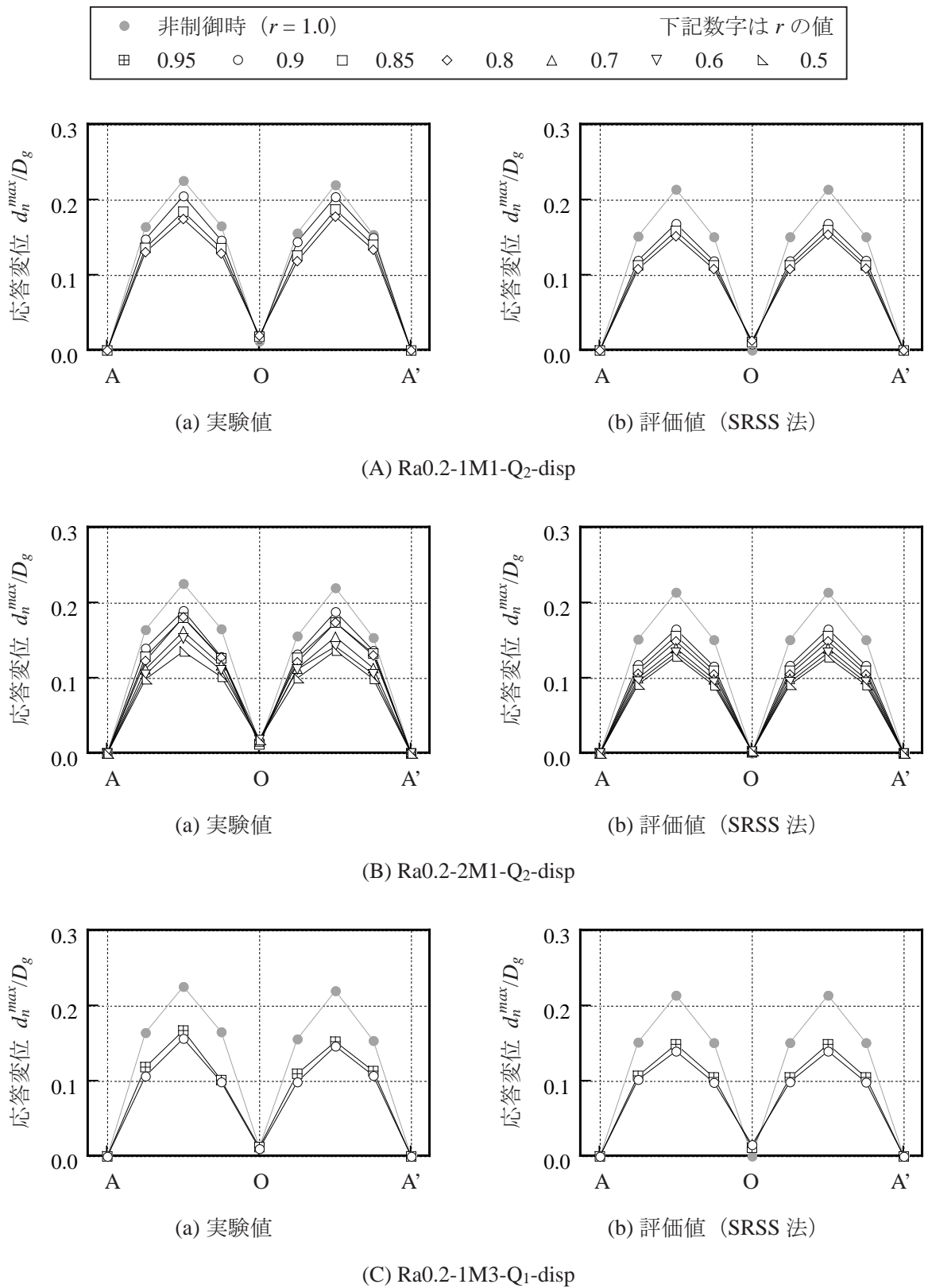


図 3-4-11 最大応答変位の実験値と評価値の比較 (BCJ-L1, 法線方向)

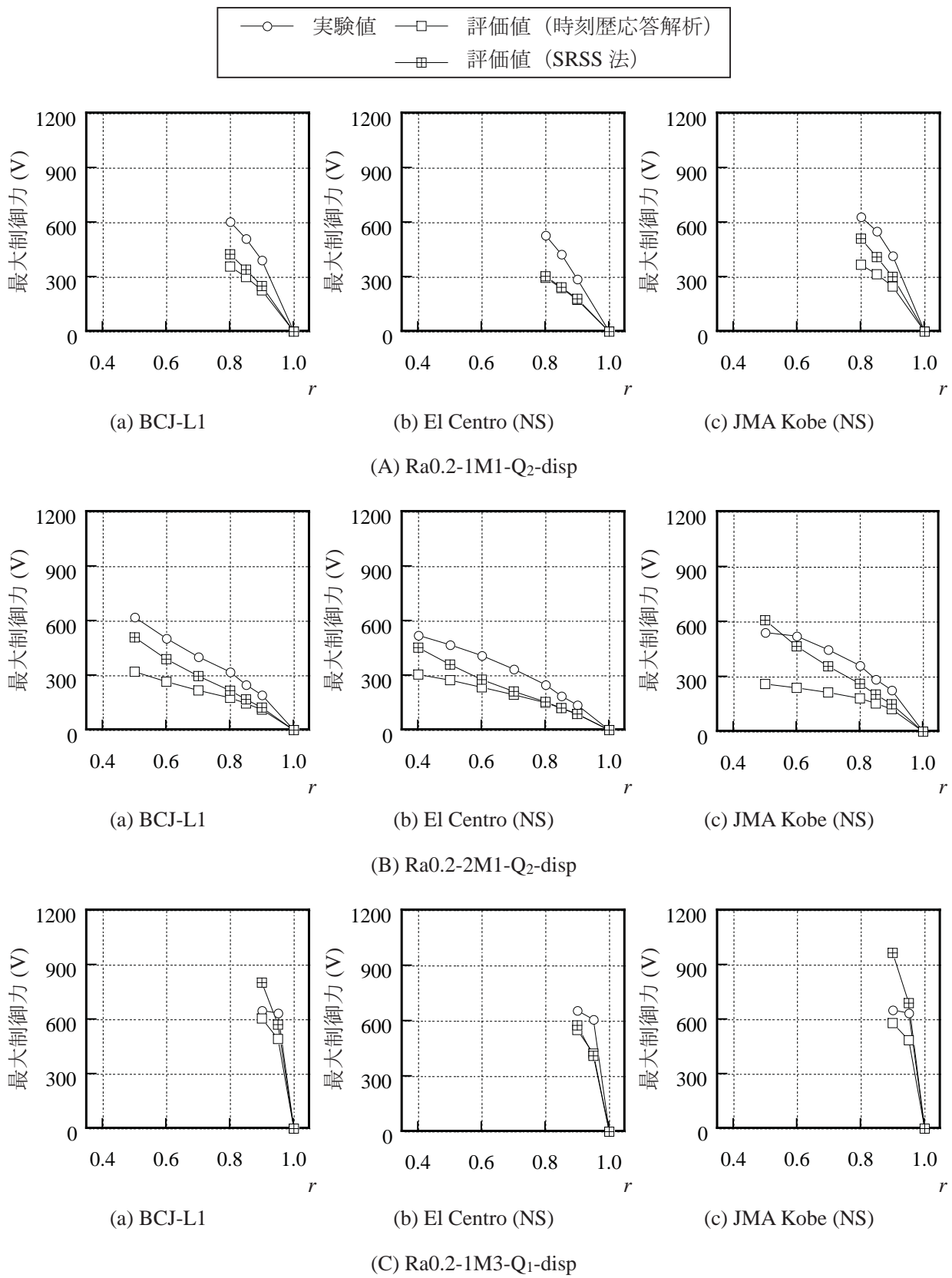


図 3-4-12 応答スペクトル法による最大制御力 (A-O 側)

第5節 加速度フィードバックに基づく制振方法

4節で示した変位データをフィードバックする制振方法は、応答変位の低減の点では有効ではあるものの、センサの測定方法としては非実用的である。また、センサによるエラーを管理するためにも、様々なセンサが使用されるべきであると考えられる。そこで本節では、加速度フィードバックによるアクティブ制振方法を提案する。また、4節における制振手法では、応答低減のために制御力を増加させた場合に制御が不安定となり応答が増加する結果となった。そこで本節では、高い安定性と大きな応答低減効果を両立することができる制振方法の提案を目指す。なお、本論文では、センサに加速度計を用いて加速度データをフィードバックすることを加速度フィードバックと呼ぶ。また、レーザー変位計による制御を変位フィードバック制御と呼ぶのに倣い、加速度計による制御を加速度フィードバック制御と呼ぶ。

3.5.1. 制御アルゴリズム

本節で提案する加速度フィードバックによるアクティブ制振の概念図を図3-5-1は示す。なお、センサには加速度計を、コントローラには Digital signal processor (DSP) を、アクチュエータには圧電フィルムを用いる。まず、加速度計によりアーチ構造物の地震動応答を測定する。次に、DSPにより制御力を算出する。そして、圧電フィルムによりアーチ構造物に制御力を加える。制御力の算出は、最適制御理論、バンドパスフィルタおよびカルマン (Kalman) フィルタに基づいて行う。なお、最適制御理論は大きな応答低減効果を得るために、バンドパスフィルタは高い安定性を得るために、カルマンフィルタは加速フィードバックの実現するために用いる。

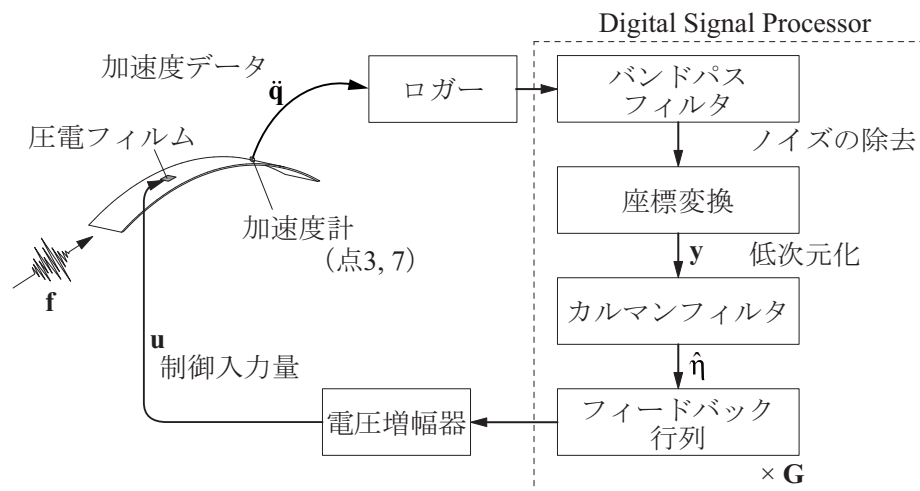


図3-5-1 加速度フィードバックに基づく制振方法の制御システム

本節においても、2章と同様の最適制御理論に基づきフィードバック行列 \mathbf{G} の算出を行う。最適制御理論は、多自由度、多入力 of 応答制御が可能であるため、固有周期の近接した複数のモードが励起されるシェル・空間構造物に対しても適していると考えられる。しかし、最適制御理論には制御力の算出に多くの時間を要する欠点がある。そこで、3.4.1項に示すようにモード制御手法を用いて高次の固有モードを省略してモデルの自由度を低次元化することで、計算量を低減させる。なお、低次元化には、水平方向のスweep加振時に計測されたモード（1, 3次モード）とその周辺のモードである1～4次モードを用いる。フィードバックする応答の位置は、図3-2-1に示す点3, 7（1次モード形状の腹）とする。フィードバック行列 \mathbf{G} の算出に用いる重み行列 \mathbf{Q} には単位行列 \mathbf{Q}_1 または、1次モードの応答低減に重きを置き1次モード座標の変位および速度に重みを与えた対角行列 \mathbf{Q}_2 を用いる。なお、 \mathbf{Q}_2 の各成分の値は、1次モード座標の速度に対応する成分を1, 1次モード座標の変位に対応する成分を固有角振動数の2乗とした。これは、評価関数（式(3-4-4)）の第1項における積の値が、 \mathbf{Q}_2 の各成分ごとに等しくなるように考慮した設定である。重み行列 \mathbf{R} は、各制御入力に対する重みが等しい対角行列とし、2.2.3項で提案しているように、目標とする応答値を非制御時の r 倍として算出する。以下、 r を目標とする応答比に関する係数と呼ぶ。

4節に示すように、高次の固有周期が省略される場合、制御システムは不安定になり、応答が増加する可能性がある。そこで、省略された高次モードの応答がフィードバックされないように、バンドパスフィルタ（BPF）を用いる。図3-5-2に本節で用いるBPFの周波数特性を示す。なお、カットオフ周波数 ω_{hc} および ω_{lc} は、5次以上のモードの応答がカットされ、1次固有周期における位相が 0 deg となるように決定する。

本節の目的はセンサに加速度計を用いることである。しかし、制御力の算出を最適制御理論に基づいて行う場合、変位と速度フィードバックが必要とされる。そこで本節では、カルマンフィルタ³⁻¹¹⁾をオブザーバとして使用することで加速度フィードバックを実現する。ここで、出力方程式が式(3-5-1)で表される場合、カルマンフィルタは以下のように状態ベクトルを推定する。

$$\mathbf{y} = \mathbf{H}\boldsymbol{\eta} \quad (3-5-1)$$

$$\dot{\hat{\boldsymbol{\eta}}} = (\mathbf{A}_m - \mathbf{K}_f\mathbf{H})\hat{\boldsymbol{\eta}} + \mathbf{K}_f\mathbf{y} + \mathbf{B}_m\mathbf{u} \quad (3-5-2)$$

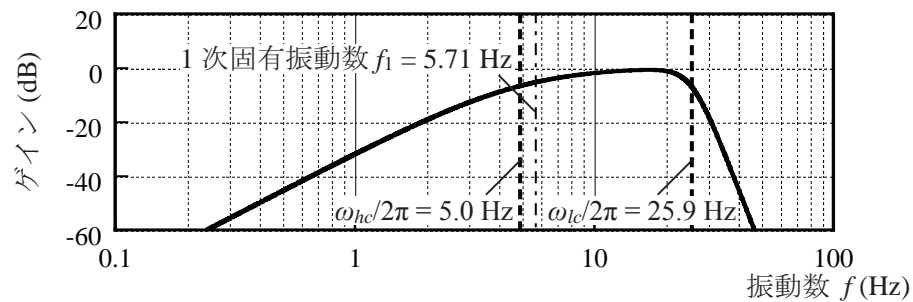
ここに、 \mathbf{y} は出力ベクトル、 \mathbf{H} は出力行列、 $\boldsymbol{\eta}$ はモード座標系における速度、変位からなる状態変数ベクトルである。また、 \mathbf{K}_f はカルマンフィルタゲイン、 \mathbf{A}_m 、 \mathbf{B}_m はモード座標系におけるシステム行列、制御力分配行列である。

ここで、出力ベクトル \mathbf{y} を次式(3-5-3)のように定義すると、出力行列 \mathbf{H} は運動方程式(3-4-3)から次式(3-5-4)のように示される。

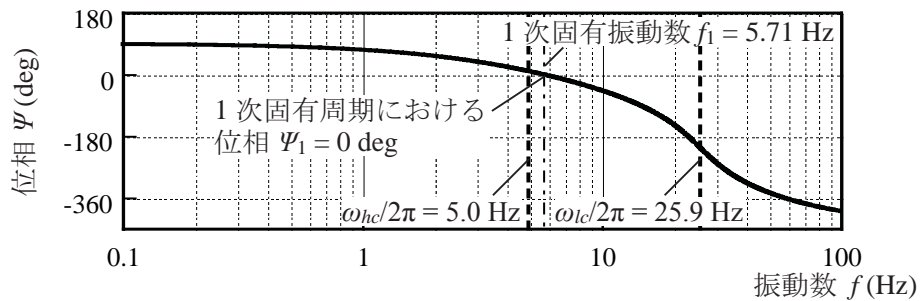
$$\mathbf{y} = \ddot{\boldsymbol{\xi}} - \mathbf{M}_m^{-1}\mathbf{F}_m\mathbf{f} \quad (3-5-3)$$

$$\mathbf{H} = -\mathbf{M}_m^{-1} \left(\begin{bmatrix} \mathbf{C}_m & \mathbf{K}_m \end{bmatrix} + \mathbf{U}_m\mathbf{G} \right) \quad (3-5-4)$$

なお、カルマンフィルタゲイン \mathbf{K}_f は、分散行列 \mathbf{V} および \mathbf{W} を設定することで Riccati (リカッチ) の行列方程式を解くことによって算出される。本節では、システム雑音 \mathbf{v} の分散行列 \mathbf{V} は 100 cm/s^2 で基準化した BCJ-L1 から算出し、観測雑音 \mathbf{w} の分散行列 \mathbf{W} は微動時に計測した実験データから算出する。図 3-5-3 にカルマンフィルタによる推定値と実測値の比較を示す。ここに、実測値はレーザー変位計により測定された応答変位を座標変換によりモード応答に変換したものである。実測値が少し小さな値をとるものの、これらはよい対応を示す。なお、実測値が小さいのは接線方向の応答変位を計測していないことが原因であると考えられる。



(A) ゲイン特性



(B) 位相特性

図 3-5-2 バンドパスフィルタの周波数特性

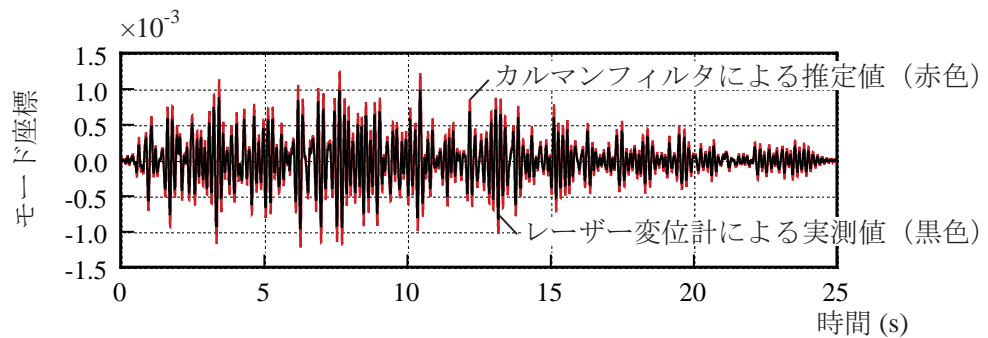


図 3-5-3 カルマンフィルタによる応答変位の推定値 (Ra0.2-1M1-Q1-acc, BCJ-L1)

また、本節では、本節で提案した制振方法の制御結果とオブザーバを使用しない準最適制御理論³⁻¹²⁾に基づく加速度フィードバック制御の結果を比較する。なお、本節に示す準最適制御利に基づく加速度フィードバック制御の結果は、前節の表 3-4-2 に示した振動特性をアーチ構造物が有したときに行われた結果である。この準最適制御理論とは、全ての状態量を計測できない場合に、計測された応答のみから制御入力を算出するための理論である。つまり、この理論を用いるとオブザーバを用いずに速度および変位以外の状態量によるフィードバック制御が可能となる。準最適制御理論を用いる場合、フィードバック行列 \mathbf{G}_s は式 (3-5-5) で示される。

$$\mathbf{G}_s = \mathbf{G}\mathbf{H}^T(\mathbf{H}\mathbf{H}^T)^{-1} \quad (3-5-5)$$

ここで、出力 y をモード座標系における加加速度とし、外力および制御力の影響を考慮しない場合、出力行列 \mathbf{H} は式 (3-5-6) で表される。

$$\mathbf{H} = \begin{bmatrix} (\mathbf{M}_m \mathbf{C}_m)^2 - \mathbf{M}_m \mathbf{K}_m & \mathbf{M}_m \mathbf{C}_m \mathbf{M}_m \mathbf{K}_m \end{bmatrix} \quad (3-5-6)$$

なお、準最適制御理論を用いる加速度フィードバック制御では、出力 \mathbf{y} を加速度ではなく加加速度とした。これは、2章などにおいて、制御入力 \mathbf{u} が応答速度と同位相の場合に応答の低減が見られたためである。出力 \mathbf{y} を加加速度とした場合の制御入力 \mathbf{u} は応答速度と同位相になるものの、出力 \mathbf{y} を加速度とした場合は応答加速度と同位相になる。

3.5.2. 実験条件

入力波は、後述する試験体の1次固有周期と同周期の正弦波 (sine 1波)、人工地震波 BCJ-L1、観測地震波 JMA Kobe (NS) (1995) とする。入力波の一覧を表 3-5-1 に示す。入力波の最大加速度は、アーチ構造物の応答が弾性範囲に収まるように、sine 1波では 20 cm/s^2 、地震波では 100 cm/s^2 に基準化する。なお、各地震波の時間軸を 1/2 倍に縮小した。

スイープ試験により計測された試験体の振動特性を表 3-5-2 に示す。1次固有周期は 0.175 s となり、目標値よりやや短くなった。減衰はモードによらず 10% 程度であり、固有モード形状は逆対称 1波および逆対称 2波のモードが計測された。以下、それぞれを 1次モードおよび 3次モードと呼ぶ。

表 3-5-3 の上に制御モデル名を、表 3-5-3 に各制御モデルの制御力を入力する位置を示す。制御モデル名は、試験体、制御力を加える位置、重み行列 \mathbf{Q} の種類で定義し、Ra (1次固有周期 T_1) - (制御入力数) M (制御モード) - (重み行列 \mathbf{Q} の種類) - acc とする。

オシロスコープにより計測した遅れ時間を表 3-5-4 に示す。カルマンフィルタの計算には多くの時間を要するために、遅れ時間は 1次固有周期の 11.5% になった。なお、準最適制御理論に基づく制御では、オブザーバを用いないため遅れ時間は 1次固有周期の 4~6% と小さい。

表 3-5-1 入力波の情報

モデル名	Ra0.2	
入力波	sine 1 波	地震波
振幅 (cm/s ²)	20	100
時間軸	-	1/2 倍

表 3-5-2 アーチ屋根の振動特性

モデル	1 次モード (逆対称 1 波)			3 次モード (逆対称 2 波)		
	固有周期 T_1 (s)	減衰 h_1 (%)	有効質量比 M_e/M_R (%)	固有周期 T_3 (s)	減衰 h_3 (%)	有効質量比 M_e/M_R (%)
Ra0.2	0.175	8.1	31.5	0.0372	11.5	5.1

制御モデル名	1) 1 次固有周期 T_1 0.2 (s)
Ra0.2-2M1-Q1-acc	2) 制御入力数 1, 2
1) 2) 3) 4)	3) 制御モード 1, 3
5)	4) 重み行列 \mathbf{Q} の種類 $\mathbf{Q}_1, \mathbf{Q}_2$
	5) 制御タイプ (表 3-5-3)

表 3-5-3 制御入力位置

制御タイプ	点番号		
	3	4	7
1M1	○	-	-
1M3	-	○	-
2M1	○	-	○

表 3-5-4 遅れ時間

モデル	制御入力数	加速度計データ処理時間 d_1 (ms)	DSP 計算時間 d_2 (ms)	圧電フィルム駆動時間 d_3 (ms)	遅れ時間 $d = d_1 + d_2 + d_3$	d/T_1 (%)
Ra0.2	1M	2.9	13.7	3.5	20.1	11.5
	2M		13.8		20.2	11.5

3.5.3. 加速度フィードバックにおける制御効果の分析

本項では、アクティブ制振実験によるモード制御手法における制御効果を分析する。以下、応答は振動台に対する相対座標系で示し、目標とする応答比に関する係数 r が 1 の場合を非制御時とする。また、最大応答変位および最大応答加速度は非制御時に計測された入力波の最大値 (D_g : 変位, A_g : 加速度) で、最大部材力は破断軸力 N_b または縁応力が引張強さに達する時の曲げモーメント M_b で無次元化した。

まず、1 次モードの腹である点 3, 7 における制御時の法線方向の最大応答変位 d_n^c の非

制御時の最大応答変位 d_n^{uc} に対する比（左軸）と最大制御力（右軸）の関係を図 3-5-4 に示す。制御入力数、入力波に関わらず、すべてのモデルで応答の低減がみられる。目標とする応答比に関する係数 r を小さくすると、最大制御力は大きくなり、最大応答変位は小さくなる。また、sine 1 波入力時の最大応答変位の低減量は 70 % であるものの、地震波入力時の最大応答変位の低減量は 20 % と少ない。これは、アクティブ制振が、固有モードの周波数成分以外に対してはあまり効果を発揮しないためである。なお、制御入力数が 2 つである 2M1 モデルでは、1M1 モデルに比べ制御力が分散されるため、各々の最大制御力は小さい。

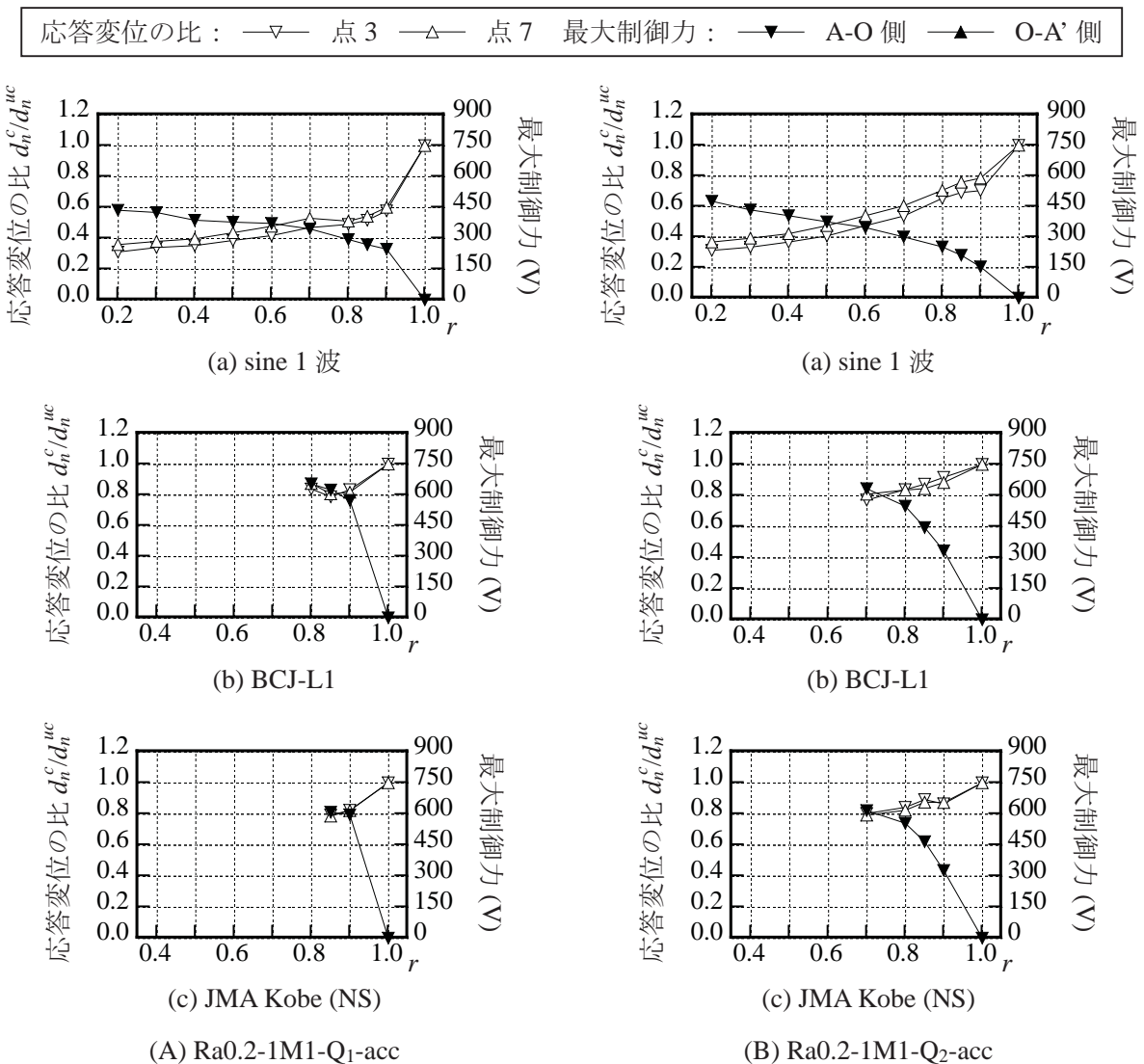


図 3-5-4_1 アクティブ制振実験における応答変位の比と最大制御力

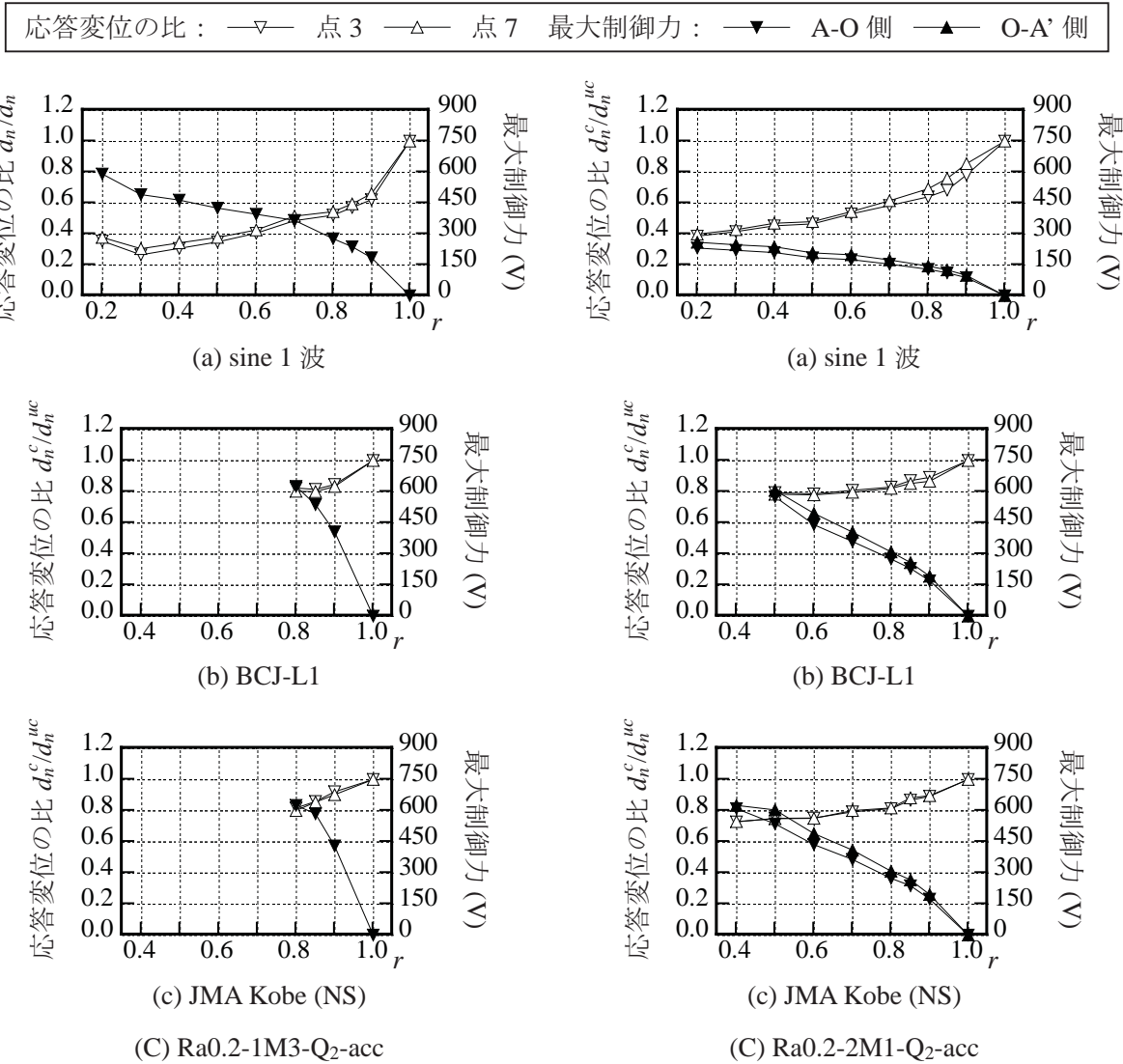


図 3-5-4_2 アクティブ制振実験における応答変位の比と最大制御力

次に、Ra0.2-1M1-Q₁-acc モデルにおける制御効果を分析する。まず、sine 1 波に対する時刻歴応答を図 3-5-5 に示す。なお、ここでは無次元化は行っていない。応答変位では、 r の低下に伴い応答の低減が見られるものの、振動周期に変化は見られない。なお、前節の図 3-4-7 に示す変位フィードバック時にみられた高周波成分はみられない。これは、カットオフ周波数 ω_{lc} を小さくして高周波成分を除去しているためである。制御力の位相は、非制御時の応答変位の位相に比べ、1/4 周期進んでいる。 r が小さい場合には非制御時の位相に比べ、曲げモーメントの位相は 1/4 周期遅れ、軸力の位相は 1/4 周期進み、制御力と同位相になる。これは、 r が小さい場合、入力波に比べ制御力の影響が大きくなるためである。

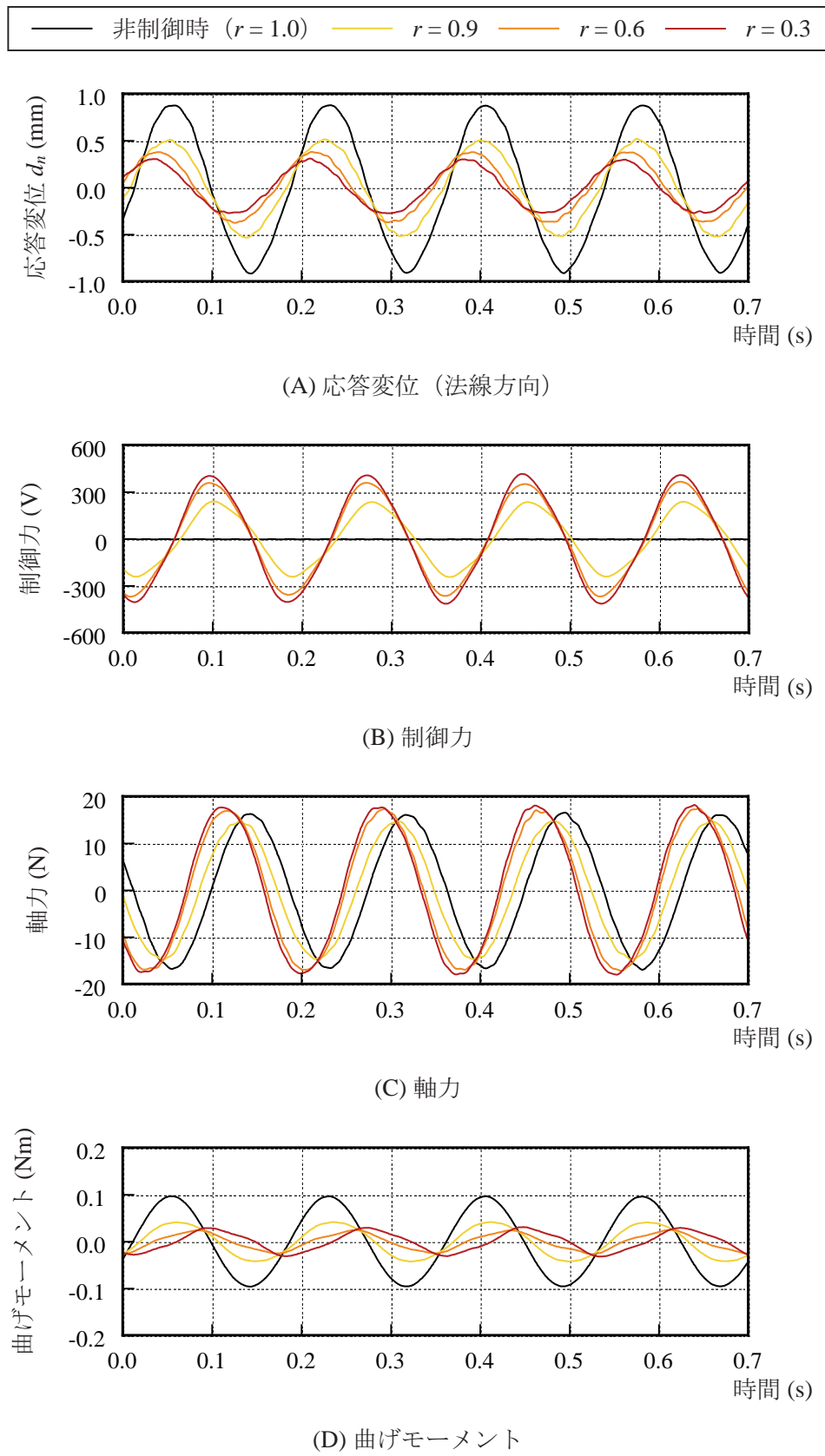
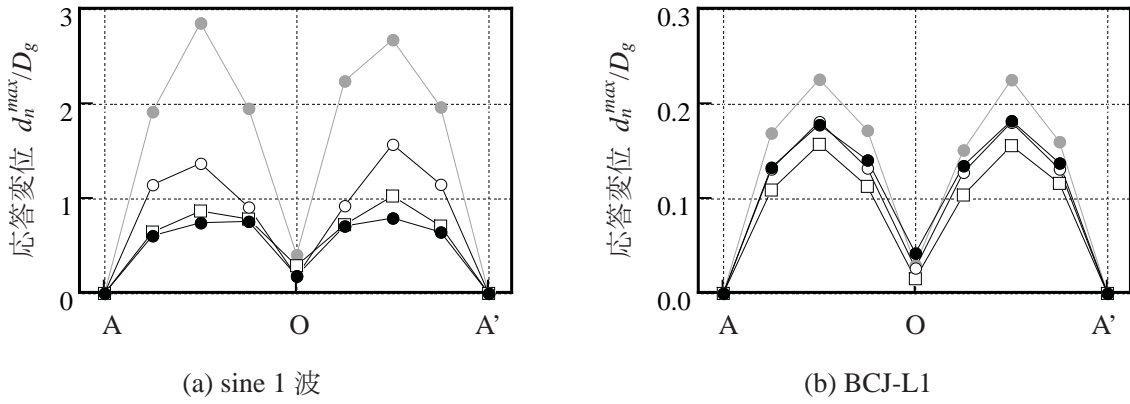
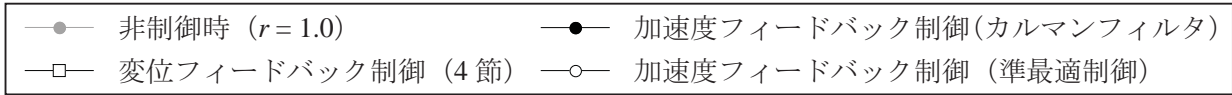


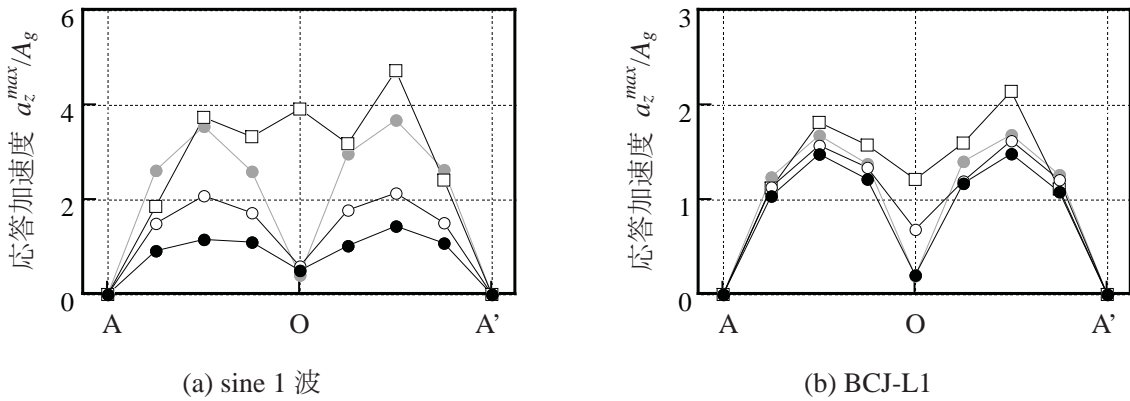
図 3-5-5 時刻歴応答 (Ra0.2-1M1-Q₁-acc, 点 3, sine 1 波)

図3-5-6に各々の制振方法で応答変位が最小となった場合における最大応答分布を示し、制御効果を制振方法により比較する。ここでは、前節に示した変位フィードバック制御、本節で提案するカルマンフィルタを用いた加速度フィードバック制御ならびに準最適制御を用いた加速度フィードバック制御による制振方法の結果を比較する。sine 1波入力時に関しては、カルマンフィルタによる制振方法における応答変位の低減が、比較している制振方法の中で最大である。このカルマンフィルタによる制振方法は、高次の固有モードの応答に敏感である応答加速度の低減も最大である。つまり、この制振方法は、応答変位と応答加速度の低減を両立することができ、安定した制御が可能であるといえる。また、BCJ-L1入力時に関しては、カルマンフィルタによる制振方法において応答加速度の低減が最大であるものの、応答変位の低減は準最適制御による制振方法と同程度であり変位フィードバック制御よりも小さい。そこで、このように地震波に対する応答変位の低減量が小さくなる理由を分析するために、図3-5-7に応答変位のフーリエ振幅スペクトルを示す。この図には、BPFの位相およびBPFの位相に遅れ時間を加えた位相も示す。図が示すように、目標とする応答比に関する係数 r を小さくすると、応答は0.16秒以下の周期で増加する。この増加は、遅れ時間による位相が大きいためである。なお、0.16秒以下の周期におけるBPFと遅れ時間による位相は50 deg以上である。

図3-5-8に各々の制振方法による最大部材力分布を示す。sine 1波入力時に関しては、カルマンフィルタによる制振方法における部材力の低減が図に示す方法の中で最大である。しかし、BCJ-L1入力時に関しては、他の制振方法と概ね同程度である。また、制御力入力位置である点3では制御力の入力により部材力が増加する傾向にあるものの、本節で提案した手法では制御力の高周波成分をカットしているため増加量は少ない。



(A) 最大応答変位分布 (法線方向)



(B) 最大応答加速度分布 (鉛直方向)

図 3-5-6 最大応答分布の比較 (Ra0.2-1M1-Q₁, 応答変位 (点3) の最大低減時)

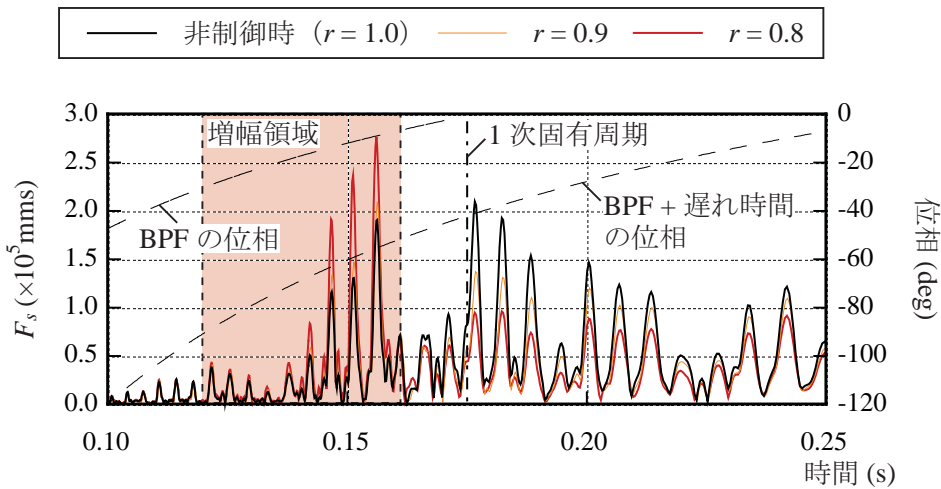
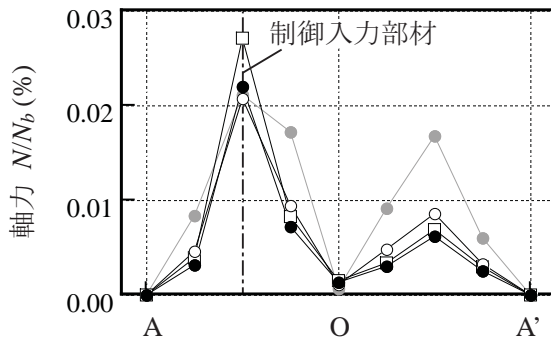
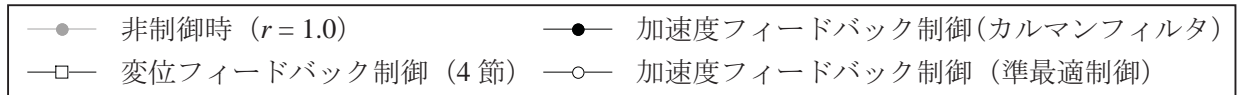
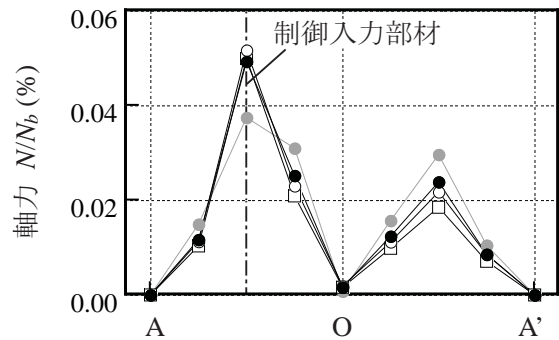


図 3-5-7 法線応答変位のフーリエ振幅スペクトル (Ra0.2-1M1-Q₁-acc, 点3, BCJ-L1)

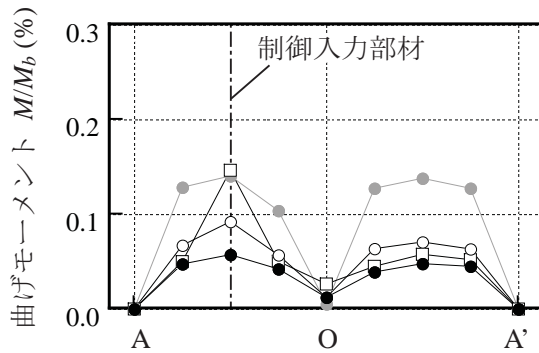


(a) sine 1波

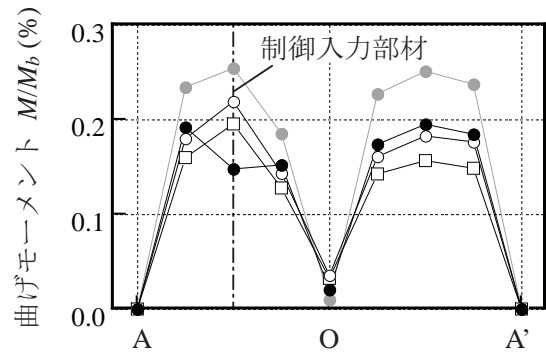


(b) BCJ-L1

(A) 最大軸力分布



(a) sine 1波



(b) BCJ-L1

(B) 最大曲げモーメント分布

図 3-5-8 最大部材力分布の比較 (Ra0.2-1M1-Q₁, 応答変位 (点 3) の最大低減時)

3.5.4. 時刻歴応答解析による応答低減量の評価

本項では、アクティブ制振実験の制御系の設計に用いたアーチ構造物の9質点系モデルを対象として、遅れ時間を考慮したアクティブ制振に関する時刻歴応答解析を行う。解析方法は、2章を基本とする。ここで、解析に用いる制御系は、アクティブ制振実験において実装した制御系と同一とする。解析モデルは弾性とし、長期荷重は考慮しない。入力地震波は、アクティブ制振実験で計測された振動台上の加速度とする。なお、MATLAB 7.10.0/Simulink 7.5を用い、可変ステップソルバにより数値積分を行う。数値積分法はルンゲクッタ法とする。

ここでは、時刻歴応答解析により遅れ時間が応答低減量に及ぼす影響を分析する。遅れ時間 d を変化させた場合の点3における非制御時に対する制御時の応答変位の比 d_n^c/d_n^{uc}

の関係を図3-5-9に示す。遅れ時間 d は1次固有周期 T_1 に対する比で示す。目標とする応答比に関する係数 r を小さくすると、応答の低減量は大きくなる。しかし、 r をさらに小さくすると、ある r で応答は増加に転じる。この増加は、遅れ時間が短くなるほど小さな r で生じる。つまり、アクティブ制振実験において想定したアーチ構造物のように、Ra0.2モデルよりも固有周期が長い構造物の場合、固有周期に対する遅れ時間は相対的に短くなるため、地震波に対する応答の低減量は大きくなるといえる。このように応答低減量を大きくするために制御の遅れ時間を抑制することが望まれる。また、本手法よりも制御効率および信頼性が高い制振方法を開発するために、フィードフォワード制御を併用するなどの様々な検討を行うことが望まれる。

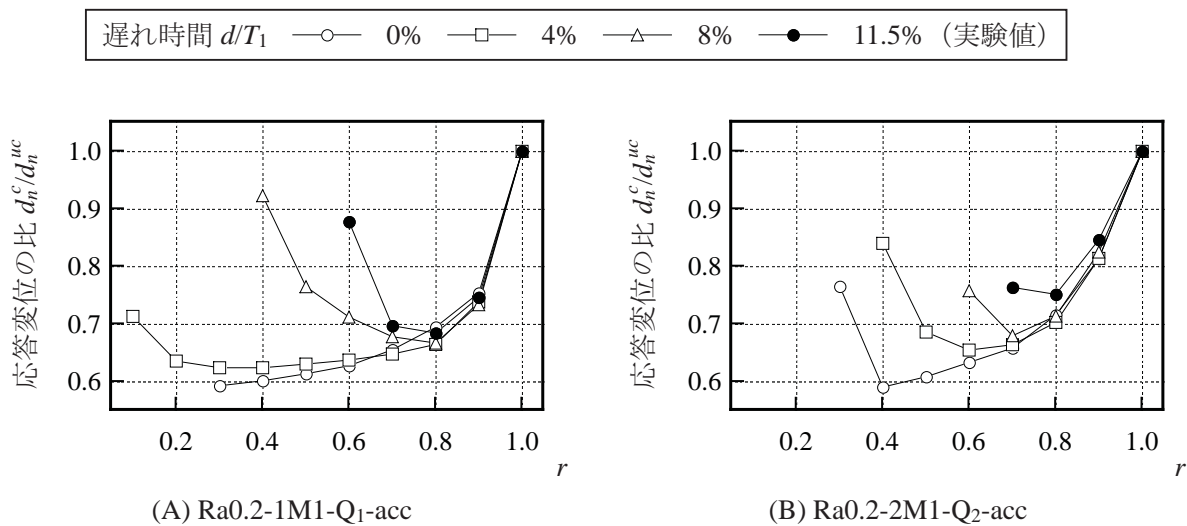


図3-5-9 遅れ時間と応答低減効果の関係 (点3, BCJ-L1)

第6節 まとめ

本章では、アーチ構造物の縮小模型を制御対象としてアクティブ制振実験により地震応答制御を試みた。まず、制御力と応答の位相差を調整する制振方法により、制御力と応答の位相差が制御効果に及ぼす影響の分析を行った。次に、制御の遅れ時間を低減して地震応答制御を実現することを目的とし、モード制御手法に基づく制振方法を試みた。そして、適用可能なセンサ種類を拡大し安定した制御を実現することを目的に、加速度フィードバックに基づく制振方法を試みた。併せて、時刻歴応答解析および伝達関数を用いた応答スペクトル法により応答および制御力の評価を試みた。

以下に本章で得られた結果を示す。

- (1) 2章と同様に、正弦波入力によるアーチ構造物のアクティブ制振実験においても、応答変位の位相に対して制御力の位相が1/4周期進んでいる状態において、アクティブ制振による応答低減効果が得られる。この位相から制御力がずれるに伴い、応答の低減は小さくなり増幅に至る。
- (2) アーチ構造物の縮小模型によるアクティブ制振実験において、モード変換によりモデルの自由度を削減するモード制御手法を適用することによりコントローラにおける計算コストを削減し制御の遅れ時間を減少することで、地震応答の低減が可能となる。
- (3) バンドパスフィルタおよびカルマンフィルタを用いて加速度フィードバックに基づく制振方法を導入し、応答変位および応答加速度の低減を両立可能な安定した制振方法による地震応答の低減を実現した。
- (4) 時刻歴応答解析は、制御の遅れ時間を考慮することでアクティブ制振実験の結果と良い対応を示す。また、遅れ時間と応答低減量との関係を示し、遅れ時間が卓越モードである1次固有周期の12%以内であれば地震応答の制御は可能であることを示した。
- (5) アクティブ制振を適用したアーチ構造物の地震波に対する最大応答および最大制御力は、制御による応答低減を伝達関数により表した応答スペクトル法により評価可能である。

第4章 平面ラチスアーチおよび二層円筒ラチスシェルを対象とした
アクティブ制振

第1節 はじめに

3章までは、比較的明快な振動特性を有するアーチ構造物の簡易モデルに関する解析的研究および実験的研究を行ってきた。これらの検討により、応答低減量や最大制御力を評価し、意図した制振結果が得られることを実証してきた。しかし、より複雑な振動特性を有する複層ラチスシェルを対象としてアクティブ制振を適用する検討を行うことが必要であると考えられる。そこで本章では、平面ラチスアーチおよび二層円筒ラチスシェルを対象に、3章において採用した制御アルゴリズムに基づくアクティブ制振の適用を検討し、地震応答制御を試みる。

アクティブ制振において一般的にアクチュエータ配置位置およびセンサ配置位置は、制御系の安定性および制御効果に影響を及ぼす。ラチスシェルは節点数や部材数が多いために、これらの配置位置の組み合わせは数多く存在する。そこで、アクチュエータ配置位置およびセンサ配置位置の最適化手法の導入を行い、最適配置位置を探索した上でその効果を確認する。また、複雑な振動特性を有するラチスシェルでは、制御の対象とするモードの選定も課題となる。そこで、制御対象モードが制御効果に及ぼす影響を分析し、制御対象モードの選定指針を示す。

以下に各節の具体的な内容を示す。

第1節 「はじめに」

本章の目的および構成を示す。

第2節 「解析モデルと制御アルゴリズム」

本章にて用いる制御アルゴリズムを示す。また、制御対象モデルの諸元および振動特性を示し、制御モデルの設定について述べる。また、入力波や積分方法などの時刻歴応答解析の解析方法について示す。

第3節 「アクチュエータ配置位置が制御効果へ及ぼす影響」

アクチュエータ配置位置が制御効果に及ぼす影響を分析し、制御効率の良い制御システムを得ることを目的としたアクチュエータ配置位置の最適化手法を提案する。さらに、遺伝的アルゴリズムを用いてアクチュエータの最適配置を探索し、その有用性を確認する。

第4節 「制御対象モードが制御効果に及ぼす影響」

制御対象モードが制御効果に及ぼす影響を分析し、制御対象モードの選定指針を示す。まず、制御対象モードが正弦波に対する応答低減効果に及ぼす影響を分析する。次に、制御対象モードが地震波に対する制御効果に及ぼす影響を分析する。

第5節 「センサ配置位置が制御効果に及ぼす影響」

センサ配置位置が制御効果に及ぼす影響を分析し，安定性が高い制御システムを得ることを目的としたセンサ配置位置の最適化手法の効果および影響を分析する。さらに，遺伝的アルゴリズムを用いてセンサの最適配置を探索し，その制御効果の確認を行う。

第6節 「まとめ」

本章の結論を示す。

第2節 解析モデルと制御アルゴリズム

4.2.1. 解析モデルの設定

本章における制御対象は、平面ラチスアーチおよび二層円筒ラチスシェルとする。

まず、平面ラチスアーチの解析モデルを図4-2-1に示す。なお、以下、Rpa (Plane arch) モデルと呼ぶ。形状諸元を表4-2-1に示す。スパン L_x は30 mであり、半開角 θ は30 degである。デプス D_z は1.66 mであり、梁間方向スパン L_x の18分1程度である。境界条件はピン支持 (Δ) である。部材諸元を表4-2-2に示す。部材は細長比が100程度の単一断面からなる円形鋼管である。質量は仕上げ材質量として設定した各節点の200 kg (0.5 kN/m² 相当) および部材質量からなる。減衰には、卓越するモードである1次と3次モードの減衰定数が0.02であるRayleigh減衰を用いる。なお、このモデルは既往の研究⁴⁻¹⁾を参考に設定した。

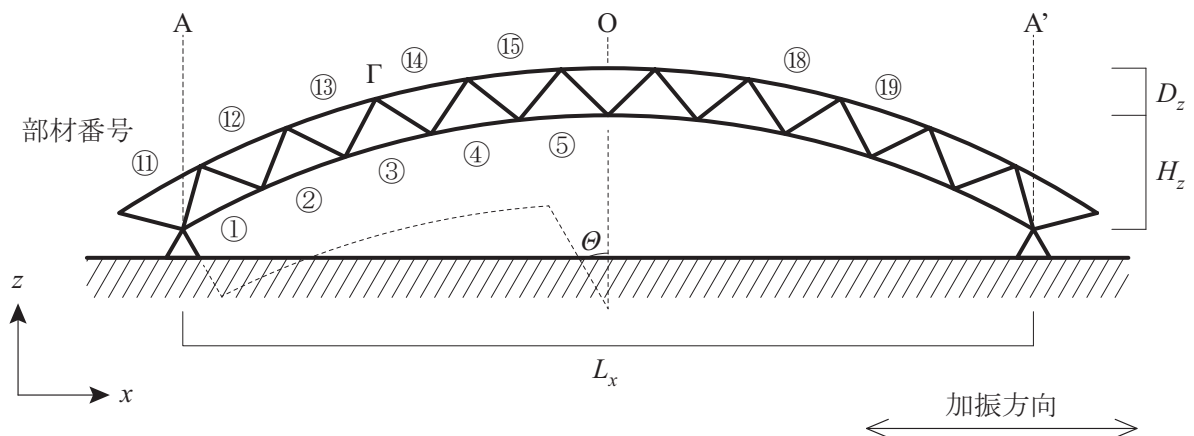


図4-2-1 平面ラチスアーチの解析モデル

表4-2-1 平面ラチスアーチの形状諸元

モデル名	半開角 θ (deg)	ライズ H_z (m)	スパン L_x (m)	デプス D_z (m)
Rpa30	30	4.02	30	1.66

表4-2-2 平面ラチスアーチの部材諸元

外径 d_o (mm)	89.0
内径 d_i (mm)	82.7
断面積 A (mm ²)	850
断面2次モーメント I (mm ⁴)	7.84×10^5
ヤング率 E (N/mm ²)	2.06×10^5
密度 (kg/m ³)	7.85×10^3
降伏応力度 σ_y (N/mm ²)	235

次に、二層円筒ラチスシェルの解析モデルを図4-2-2に示す。形状諸元を表4-2-3に示す。 x 方向（梁間方向）のスパン L_x は30 m、 y 方向（桁行方向）のスパン L_y は42 mである。半開角 θ は30, 40, 50 degの3種類である。また、デプス D_z は1.66 mであり、平面ラチスアーチ同様に梁間方向スパン L_x の18分1程度である。表4-2-4に部材諸元を示す。部材は細長比100程度の単一断面からなる円形鋼管である。質量は仕上げ材質量(1.0 kN/m²)と部材質量からなる。また、減衰には、1次モードと2次モードの減衰定数が0.02となるRayleigh減衰を用いる。境界条件は、図4-2-3に示すように、妻面に支持点を持たないアーチピン支持(Rca (Cylindrical arch) モデル)と妻面に支持点を持つシェルピン支持(Rcs (Cylindrical shell) モデル)の2種類とする。なお、図中の○印はピン支持を表す。

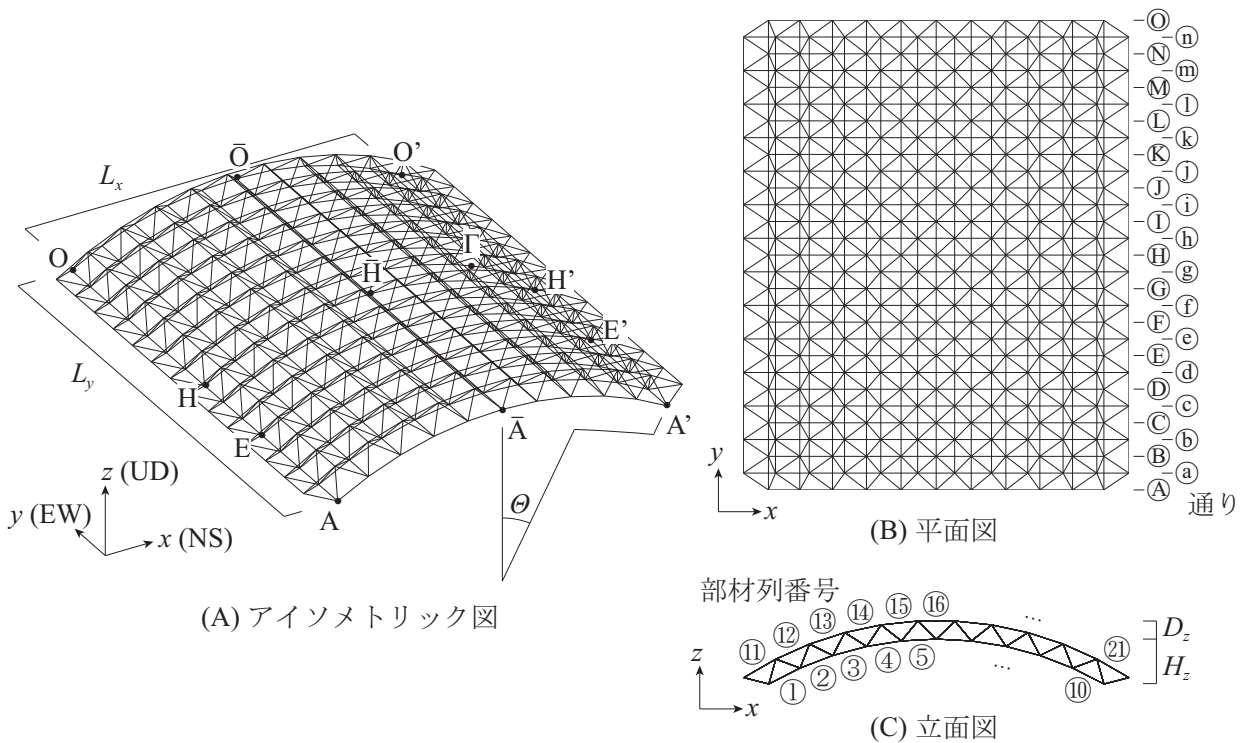


図4-2-2 二層円筒ラチスシェルの解析モデル

表4-2-3 二層円筒ラチスシェルの形状諸元

モデル名	半開角 θ (deg)	ライズ H_z (m)	x 方向スパン L_x (m)	y 方向スパン L_y (m)	デプス D_z (m)
Rca(s)30	30	4.02	30	42	1.66
Rca(s)40	40	5.46			
Rca(s)50	50	7.00			

表 4-2-4 二層円筒ラチスシェルの部材諸元

外径 d_o (mm)	89.0
内径 d_i (mm)	84.4
断面積 A (mm ²)	626
断面 2 次モーメント I (mm ⁴)	5.89×10^5
ヤング率 E (N/mm ²)	2.06×10^5
密度 (kg/m ³)	7.85×10^3
降伏応力度 σ_y (N/mm ²)	235

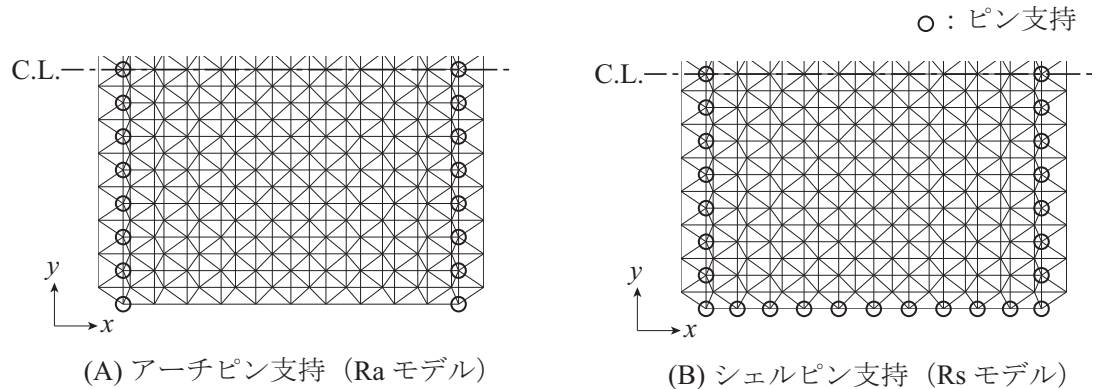


図 4-2-3 二層円筒ラチスシェルの境界条件

4.2.2. 制御アルゴリズムの概要

本章において用いる制御アルゴリズムの構成は、連続体のアーチ構造物を制御の対象とした 3.4 節における変位フィードバック制御に用いた構成と同様とする。ただし、バンドパスフィルタは使用しない。

制御アルゴリズムを簡単に述べる。まず、アクティブ制振を適用するために、制御対象構造物の運動方程式を作成する。次に、モード変換によりモデルの自由度を低次元化することで、制御の対象とするモードを限定するモード制御を行う。このモード制御手法の適用により、制御系設計の困難さの解消、計算量の低減から制御の遅れ時間の減少が期待される。なお、振動特性の複雑な二層円筒ラチスシェルでは、4 項で述べるように制御の対象とするモードを制御対象モデルの有効質量比に基づいて選定する。なお、運動方程式は、梁要素による剛性マトリクス、Rayleigh 減衰による減衰マトリクス、整合質量による質量マトリクスから構成される。

コントローラ的设计には最適制御理論を適用する。最適制御理論では、制御入力 \mathbf{u} を算出するフィードバック行列 \mathbf{G} は、式 (3-4-4) に示す評価関数 J が最小となるように定められ、Riccati の行列方程式を解くことで得られる。本章では、重み行列 \mathbf{Q} は単位行列とし、重み行列 \mathbf{R} は目標とする応答比に関する係数 r を 0.5 として算出する。なお、センサに加速度センサを使用する場合は 3.5.1 節に示すカルマンフィルタの適用が必要となる。

4.2.3. 解析モデルの振動特性

平面ラチスアーチの振動特性を表 4-2-5 に、モード形状を図 4-2-4 に示す。水平方向入力に対する卓越モードである 1 次モードにおいて、モード形状は逆対称 1 波であり、固有周期は 0.1 s 程度である。なお、モード変換による低次元化は、連続体のアーチ構造物のアクティブ制振実験時と同様に、卓越するモードとその周辺のモードである 1～4 次モードで行う。

図 4-2-5 に、Rca30 モデルおよび Rcs30 モデルの固有モードを各方向の有効質量比の順に示す。なお、図中の A1, A2 は逆対称 (Antisymmetrical) 1, 2 波を、S0.5, S1.5 は対称 (Symmetrical) 0.5, 1.5 波を表す。Rca30 モデルに比べ Rcs30 モデルは、卓越モードの有効質量比が小さく、支持点が多いために固有周期が短い。次に、各モデルの固有周期に対する有効質量比の分布を図 4-2-6 に示す。Rca30 モデルと Rcs30 モデルを比較すると、境界条件の差が主に y 方向 (桁行方向) の分布形状に現れていることがわかる。この y 方向では、Rca30 モデルにおいて、卓越モードの 7 次モードと固有周期が近接する 8 次モードの有効質量比も大きい。なお、図には示していないが、この 8 次モードの固有モード形状は逆対称 1 波であり 7 次モードと類似している。

表 4-2-5 平面ラチスアーチの振動特性

モデル名	モード次数	固有周期 T (s)	有効質量比 M_e/M_R (%)
Rpa20	1 次モード	0.0985	34.50
	2 次モード	0.0803	0.00
	3 次モード	0.0452	0.06

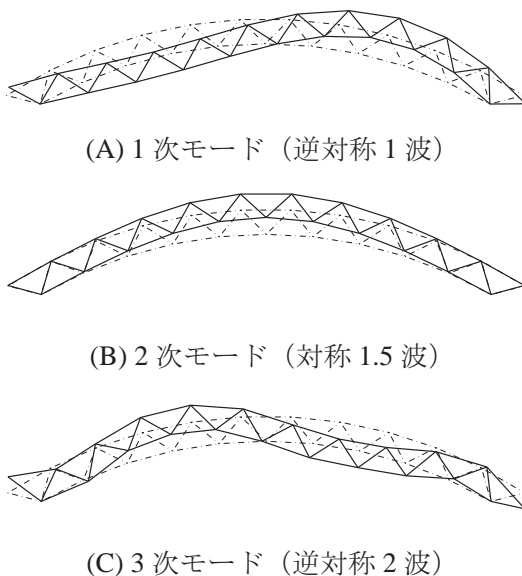


図 4-2-4 平面ラチスアーチの固有モード形状

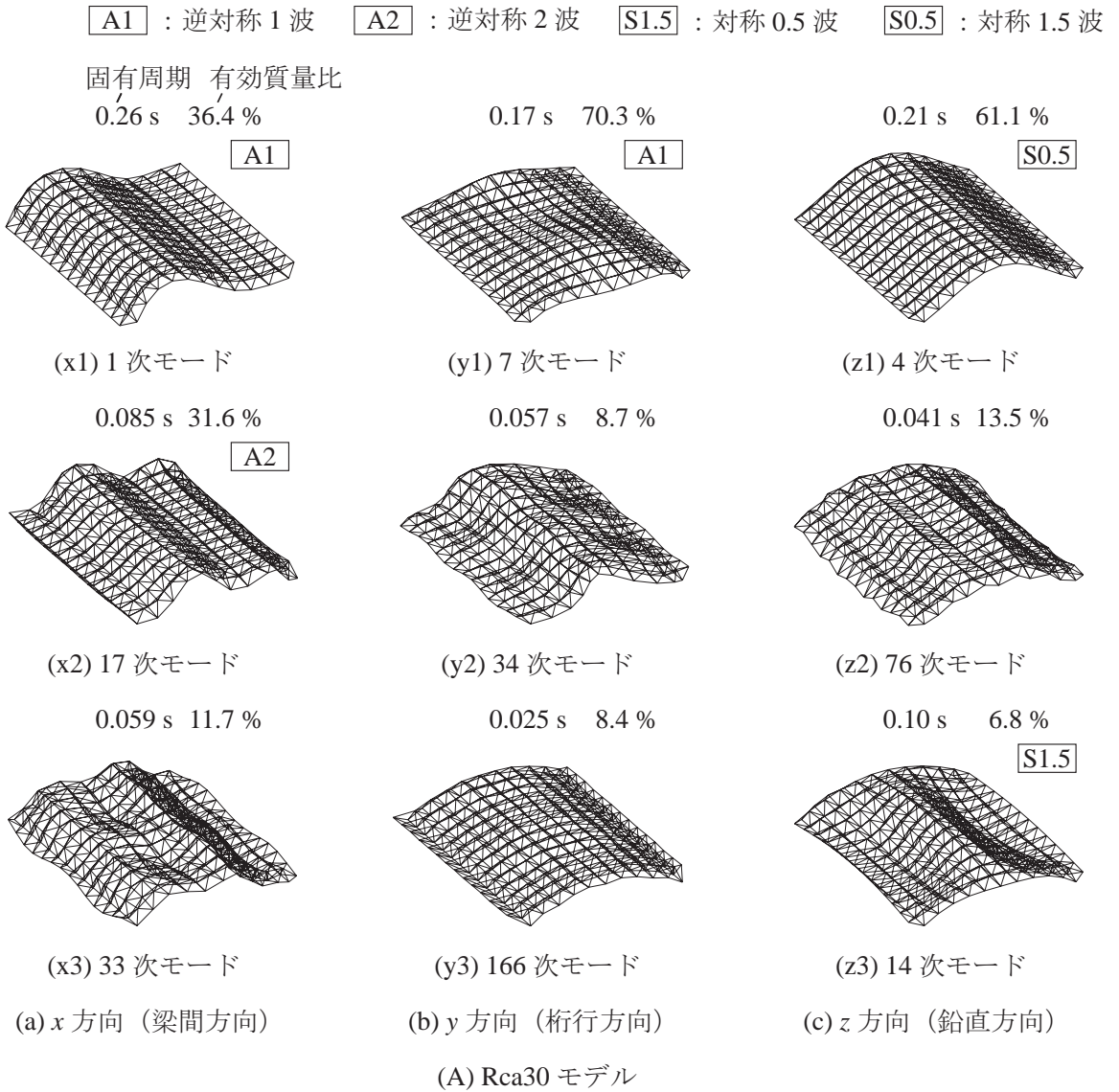


図 4-2-5_1 二層円筒ラチスシェルの境界条件による卓越固有モードの比較

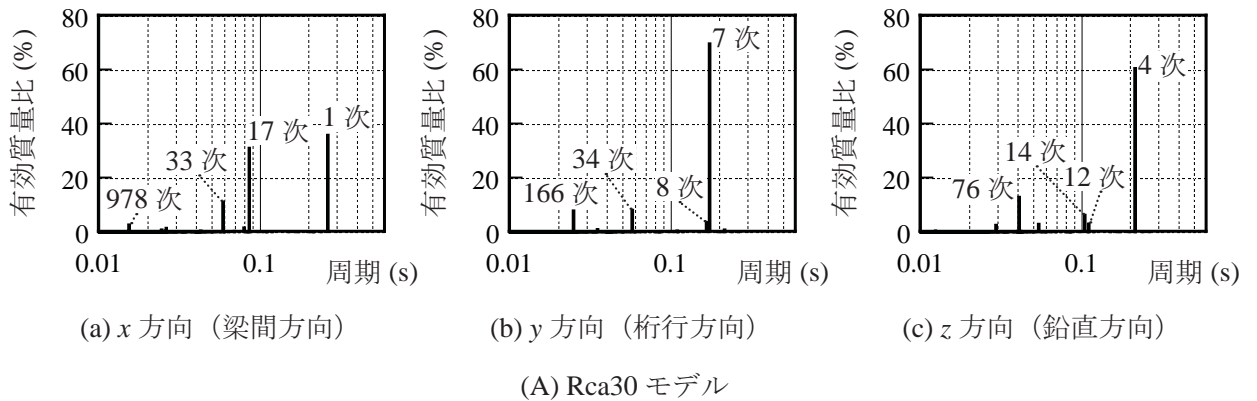


図 4-2-6_1 固有周期に対する有効質量比の分布

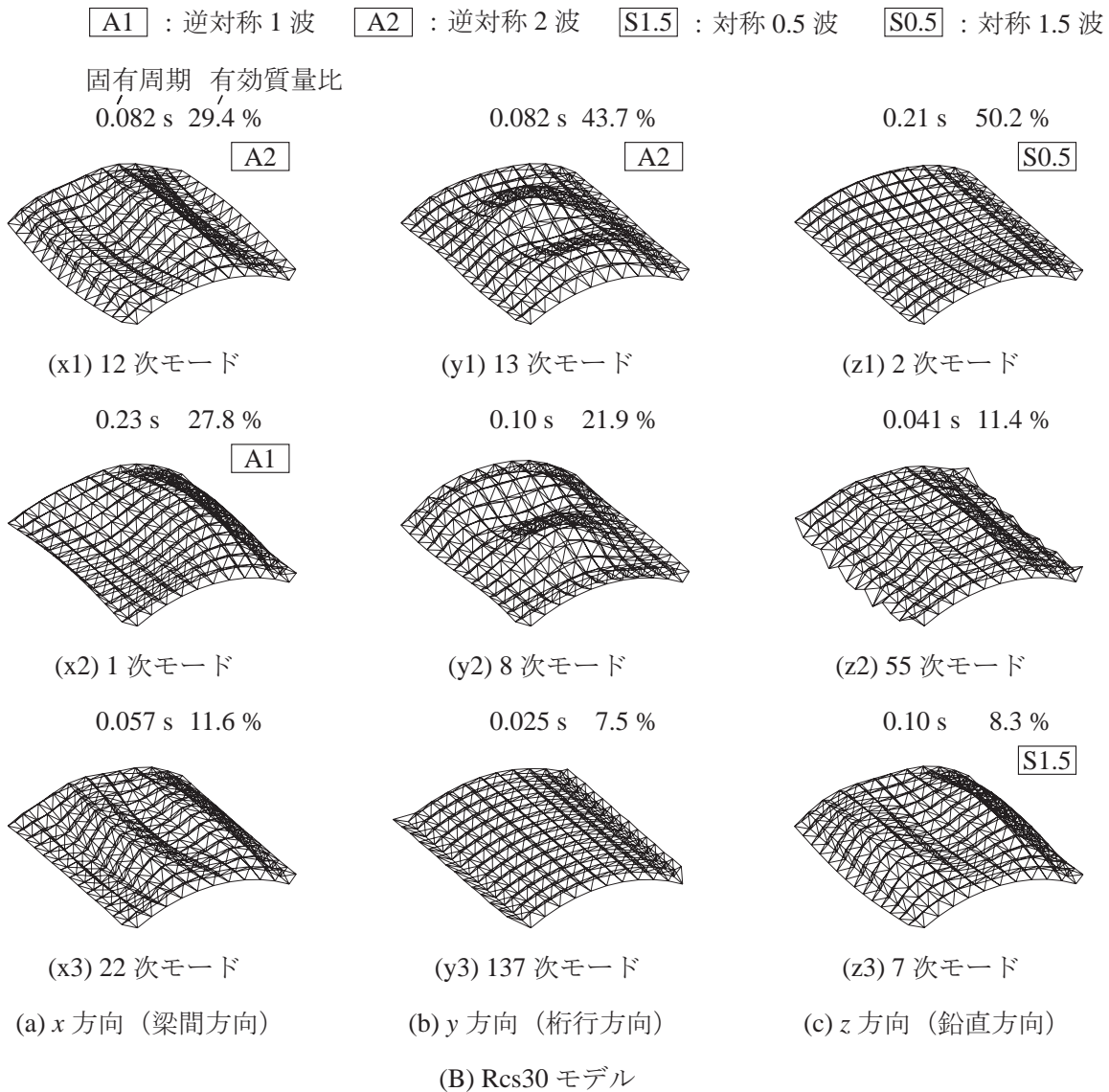


図 4-2-5_2 二層円筒ラチスシェルの境界条件による卓越固有モードの比較

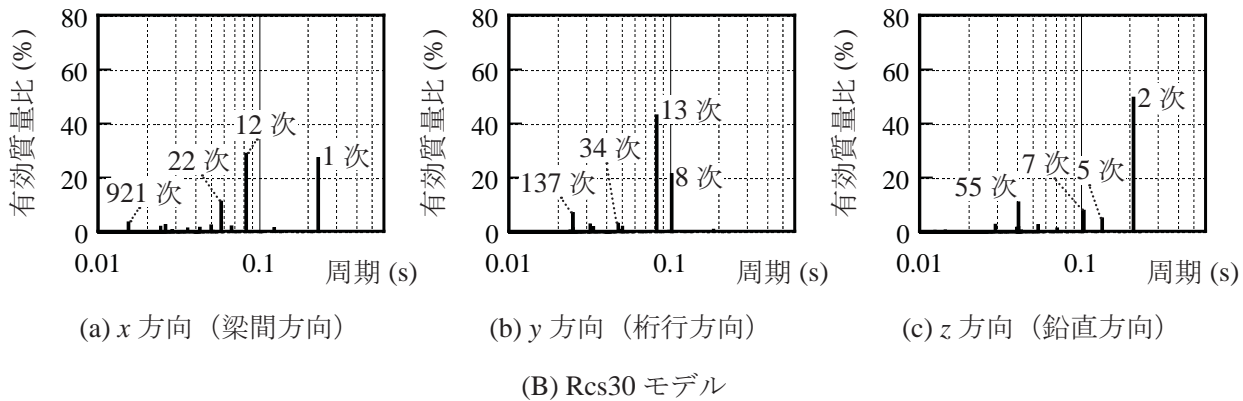


図 4-2-6_2 固有周期に対する有効質量比の分布

4.2.4. 制御モデルの設定

頁下に平面ラチスアーチの制御モデル名を示す。制御モデル名は、制御対象モデル、制御入力数、制御力の種類により定義し、Rpa（半開角 θ (30 deg のみ)） - (制御入力数) (制御力の種類) - (制御対象モードの数 (4 のみ)) m - (センサ数 (A のみ)) s とする。

頁下に二層円筒ラチスシェルの制御モデル名を示す。制御モデル名は、制御対象モデルの境界条件および半開角、制御入力数、制御入力位置、制御タイプ、センサ数により定義し、Rc（境界条件）(半開角 θ) - (制御入力数) N（制御力を加える部材列番号） - (制御タイプ) - (センサ数) s とする。ここに、制御タイプは、表 4-2-6 に示すように制御対象モードにより定義する。制御タイプは（制御対象モードの数）m または（制御対象モードの有効質量比の合計値）% と表す。なお、Rca30 モデルに比べ Rcs30 モデルの有効質量比は分散しているため、制御タイプ 90% における制御対象モードの数は Rca30 モデルの 18 に対して Rcs30 モデルでは 36 と多い。

なお、両モデルとも、アクチュエータを部材に並行して設置する機構を想定する。これは、非制御時においてモデル図（図 4-2-1, 図 4-2-2）のように構成されていた部材に、アクチュエータが固定荷重を負担せずに軸力または曲げモーメントを加えることを想定している。また、二層円筒ラチスシェルにおけるセンサの設置は、全自由度を計測するために全節点に設置する場合と制御の対象としているモードのみを計測するために必要な数を設置する場合を想定する。

平面ラチスアーチ

制御モデル名	1) 制御力を加える部材数 1, 4
Rpa30-1N-4m-As	2) 制御力の種類 M: 曲げモーメント N: 軸力
1) 2)	※ A は全てを表す

二層円筒ラチスシェル

制御モデル名	1) 境界条件 a: アーチピン支持 (図 4-2-2 (A)) s: シェルピン支持 (図 4-2-2 (B))
Rca30-15N(2)-90%-6s	2) 半開角 θ 30, 40, 50 (deg)
1) 2) 3) 4) 5) 6)	3) 制御入力数 1, 13, 14, 15
	4) 制御力を加える部材列番号 (2): ②, (14): ⑭
	5) 制御タイプ 3m, 6m, 70%, 80%, 90%, Am (表 4-2-6)
	6) センサ数 1, 2, 6, A
	※ A は全てを表す

表 4-2-6 制御対象モードに基づく制御タイプの分類

(A) 制御対象モードの数による分類

制御タイプ	制御対象モード	例 (Rca30)		
	定義	x 方向	y 方向	z 方向
3m	各方向の有効質量が最大である各 1 モード	1 次	7 次	4 次
6m	各方向の有効質量が大きい各 2 モード	3m + 17 次	3m + 34 次	3m + 76 次
Am	全モード	全て	全て	全て

(B) 制御対象モードの有効質量比の合計値による分類

制御タイプ	制御対象モード	例 (上段 Rca30, 下段 Rcs30)		
	定義	x 方向	y 方向	z 方向
70%	各方向の有効質量比の合計が 70% 以上となるモード	1, 17, 33 次	7 次	4, 76 次
		12, 1, 22, 921 次	13, 8, 137 次	2, 55, 7, 5 次
80%	各方向の有効質量比の合計が 80% 以上となるモード	70% + 978 次	70% + 34, 166 次	70% + 14 次
		70% + 121, 31, 18 次	70% + 34, 88, 30 次	70% + 98, 25 次
90%	各方向の有効質量比の合計が 90% 以上となるモード	80% + 23, 146, 178, 148 次	80% + 8 次	80% + 12, 38, 122 次
		80% + 150, 42, 6, 74, 102 次	80% + 82, 141, 84, 3, 33, 163 次	80% + 54, 64, 16, 44, 1018, 1174 次
100% = Am	全モード	全て	全て	全て

4.2.5. 数値解析の概要

本章では、時刻歴応答解析および応答スペクトル法による数値解析を行う。時刻歴応答解析における入力波は、表 4-2-7 に示す正弦波と地震波とする。平面ラチスアーチでは、1 方向 (x 方向) に入力し、円筒ラチスシェルでは、正弦波は 1 方向 (NS (x 方向), EW (y 方向), UD (z 方向)) に、人工地震波 BCJ-L1 は 1 方向 (NS (x 方向)) に、観測地震波は 3 方向 (3D) に入力する。地震波には、人工地震波 BCJ-L1 または観測地震波 El Centro (1940), JMA Kobe (1995) の原波を用いる。また、正弦波 (sine α 波) には、振幅 100 cm/s^2 、各モデルの α 次固有周期 T_α を有する波を用いる。応答スペクトル法における入力波は、平成 12 年建設省告示第 1457 号により定められた式 (4-2-1) に示す設計用加速度応答スペクトル $S_A (\text{m/s}^2)$ を用い、入力方向は x 方向とする。

$$S_A = \begin{cases} 3.2 + 30T & (T < 0.16) \\ 8.0 & (0.16 \leq T < 0.64) \\ 5.12/T & (0.64 \leq T) \end{cases} \quad (4-2-1)$$

ここに、 T は固有周期 (s) である。

なお、解析方法は2章を基本とする。解析モデルは弾性とし、長期荷重は考慮しない。また、解析には MATLAB 8.0/Simulink 8.0 を用い、可変ステップソルバにより数値積分を行う。数値積分法はルンゲクッタ法とする。

表 4-2-7 入力波の情報

	sine α 波	地震波
入力波	α 次固有周期を有する正弦波	BCJ-L1 El Centro (1940) JMA Kobe (1995)
入力方向	NS (x), EW (y), UD (z)	BCJ-L1 : NS (x) 他 : 3D (NS+EW+UD)
振幅 (cm/s^2)	100	原波

第3節 アクチュエータ配置位置が制御効果へ及ぼす影響

アクティブ制振においては、アクチュエータの配置位置が制御効率に大きな影響を及ぼすことが確認されている。このため、アクチュエータの最適配置に関する数多くの研究^{42) - 47)}が行われている。これらの研究では、LQ制御における二次形式評価関数の最小化や制御スピルオーバー最小化基準などに基づくアクチュエータ最適配置が行われている。一方、近年では、小檜山ら⁴⁸⁾により応答スペクトル法を用いた制御系の最適化が一質点系建物を対象に行われている。応答スペクトル法は、多自由度系の最大応答を略算する場合に非常に有効な手法であり⁴⁹⁾、応用の利く方法であると考えられる。本論文においても3.4.5項にて、応答スペクトル法を基に、制御による応答低減効果を伝達関数により表すことで、最大応答値および最大制御力が評価可能であることを示している。

そこで本節では、平面ラチスアーチおよび二層円筒ラチスシェルにアクティブ制振を適用し、アクチュエータ配置位置が制御効果に及ぼす影響を分析する。また、3.4.5項で提案した伝達関数を用いた応答スペクトル法を用いたアクチュエータ配置位置の最適化方法を提案し、その効果を確認する。

4.3.1. 平面ラチスアーチに対する制御効果

まず、平面ラチスアーチの1部材に曲げモーメントを加える制御(曲げモーメント制御)、または、複層のラチスシェルに対して構造物の面外に曲げモーメントを加えることにあたる、1部材に軸力を加える制御(軸力制御)を行い、制御効果を分析する。ここに、最大制御力の評価には3.4.5項で提案した伝達関数を用いた応答スペクトル法を用い、応答スペクトルには設計用加速度応答スペクトル S_A (式(4-2-1))を用い、入力方向は x 方向とする。以下、また、応答スペクトル法により評価された最大制御力は、最大制御力と応答低減量が比例関係にあるとし、応答低減量である参照節点 Γ (図4-2-1)の鉛直応答変位の比 d_z^c/d_z^{uc} を0.5とするために必要な値に換算して算出する。

図4-3-1に1部材に軸力または曲げモーメントを加える制御における各々の最大制御力を示す。軸力および曲げモーメントはそれぞれ降伏軸力 N_y (200 kN)、降伏曲げモーメント M_y (4.1 kNm)により基準化する。曲げモーメント制御では、すべての制御において降伏曲げモーメント M_y を超えており、制御不能といえる。しかし、概ねの軸力制御では、降伏軸力 N_y の2割程度の最大制御力によって応答が半減する。このように、平面ラチスアーチの卓越振動モードが軸力系であるため、軸力制御の効率が良い。この軸力制御の中では、部材②に制御力を加える制御において、最大制御力が25 kNと一番小さい。つまり、1部材制御における最適な手法は、制御力として軸力を部材②に加える制御であるといえる。このように、アクティブ制振を適用する場合は、応力の負担が大きい箇所にアクチュエータを配置すると制御効率が良くなり、アーチ構造物では卓越モードの腹近傍に構造物の面外に曲げモーメントを加える制御の効率が良い。

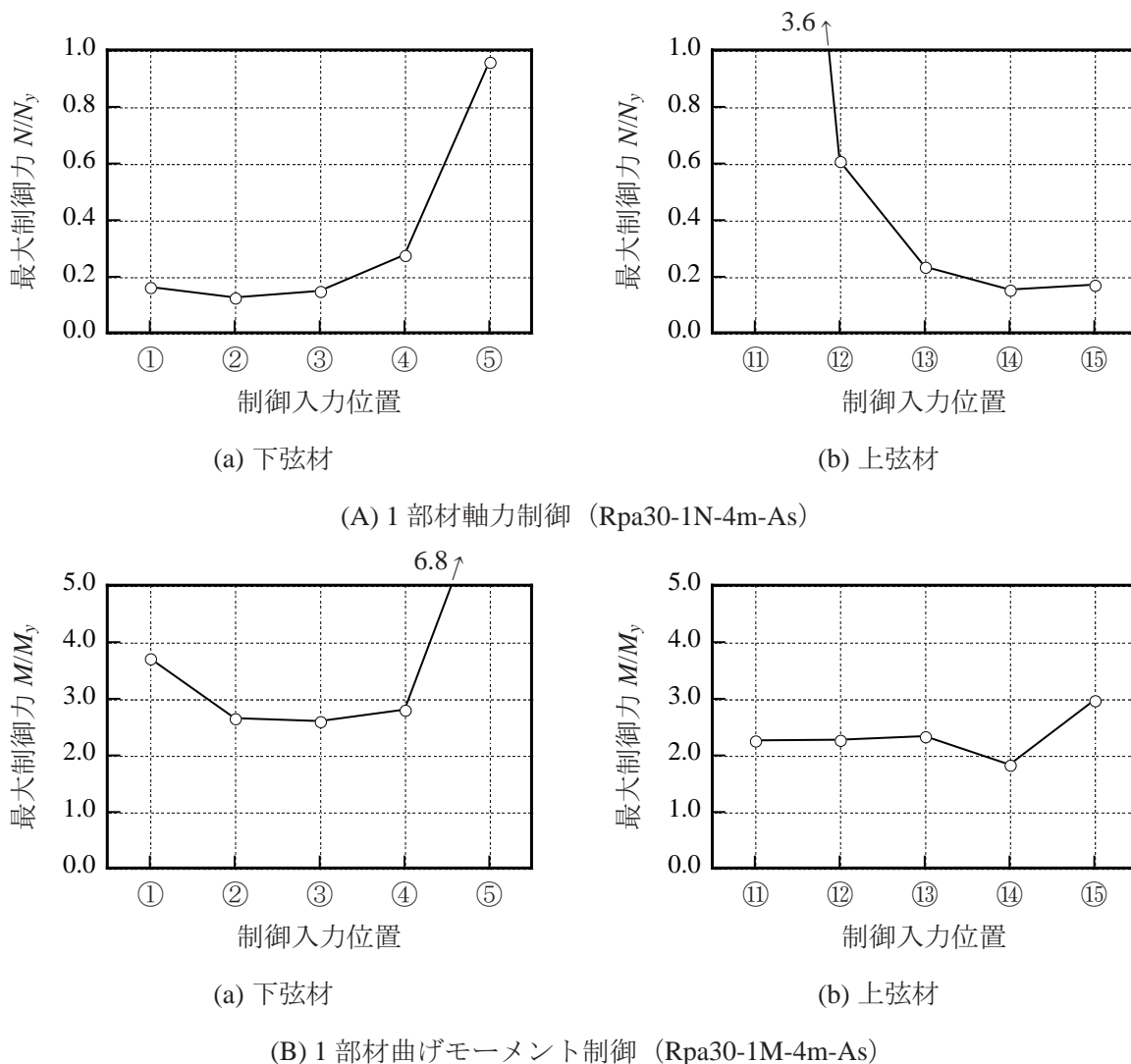


図 4-3-1 平面ラチスアーチの最大制御力 (参照節点 Γ の d_z^c/d_z^{nc} を 0.5 に換算, $p = 0.5$)

4.3.2. 二層円筒ラチスシェルに対する制御効果

次に、二層円筒ラチスシェルの 1 部材に軸力を加える制御を行い、アクチュエータ配置位置が制御効果に与える影響を分析する。ここに、最大制御力の評価には 3.4.5 項で提案した伝達関数を用いた応答スペクトル法を用い、応答スペクトルには設計用加速度応答スペクトル S_A (式 (4-2-1)) を用い、入力方向は x (NS) 方向とする。また、応答スペクトル法により評価された最大制御力は、最大制御力と応答低減量が比例関係にあるとし、応答低減量である参照節点 Γ (図 4-2-2 (A)) の非制御時に対する制御時の鉛直応答変位の比 d_z^c/d_z^{nc} を 0.5 とするために必要な最大制御力に換算して示す。

図 4-3-2 に設計用応答スペクトル S_A に対する応答を非制御時の 0.5 倍とするために必要となる最大制御力の評価値を示す。平面ラチスアーチの場合と同様に部材②, ③, ⑬, ⑭等の低周波数域で卓越するモードである逆対称 1 波 (図 4-2-4) の腹近傍の部材に軸力を加える

制御において、他の部材に軸力を加える制御よりも最大制御力は小さく制御効率が低い。一方、部材⑩に軸力を加える制御やRsモデルの妻面に近い通りの部材に軸力を加える制御、つまり、非制御時に応答の小さい部材に制御力を加える制御において最大制御力は大きく制御効率が低い。なお、1部材軸力制御における最大制御力は、制御効率の良いアクチュエータ配置による制御においても700 kN程度と大きい。このため以下の節では、制御力を分散して部材への負荷を減らすために、各通りの部材列番号②または⑭に軸力を加える制御 (Rca θ -15N(2), Rcs θ -13N(2), Rca θ -14N(14), Rcs θ -14N(14)) を行う。

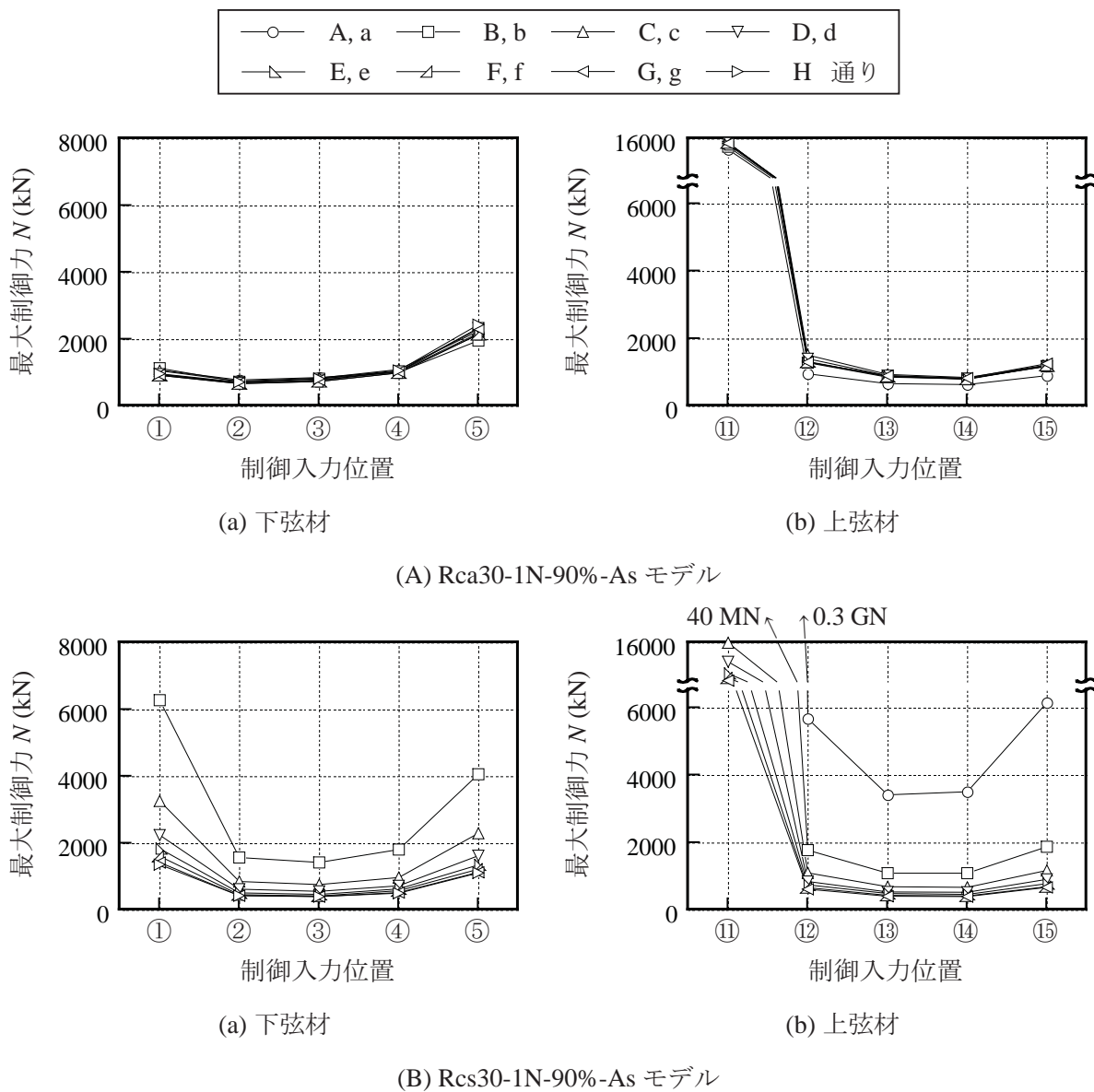


図 4-3-2 二層円筒ラチスシェルの最大制御力 (参照節点 Γ の d_z^c/d_z^{uc} を 0.5 に換算, $p = 0.5$)

4.3.3. アクチュエータ配置位置の最適化方法の提案

本項では、3.4.5項で示した伝達関数を用いた応答スペクトル法を用いてアクチュエータ配置位置の最適化を提案する。これまで分析してきたように、アクティブ制御において応答低減量と最大制御力が制御効率の指標となり、応答低減量が大きく最大制御力の小さい制御において効率が良いといえる。また、構造物の形状を設定して非制御時の応答を把握した状態において応答低減量の目標値を決定した場合には、どの位置にどの程度の制御力が必要となるのかが重要となる。そこで、最適化の目的関数は、応答低減量を一定としたときの最大制御力の最大値を最小化するものとする。ここで、制御入力数に上限を設けた範囲内で効率の良い制御システムを得ることを意図して、アクチュエータ配置位置の最適化問題を次のように定式化する。

$$\text{Minimize} \quad \|\mathbf{u}_{max}^{est}\| \quad (4-3-1)$$

$$\text{Subject to} \quad \dim \mathbf{u}_{max}^{est} \leq \text{制御入力数の制限値} \quad (4-3-2)$$

ここに、式(4-3-2)は制御入力数の制約である。

図4-3-3に遺伝的アルゴリズム(GA)による最適化のアルゴリズムを示す。まず、制御対象構造物の運動方程式を作成し、固有値問題を解きモード座標系に変換する。次に、周波数応答解析を行い、非制御時における伝達関数を算出する。ここで、遺伝子を発生させ、制御入力位置を決定する。制御入力位置ごとにフィードバック行列を算出し、制御時における伝達関数を算出する。これらの伝達関数を用いることで、応答スペクトル法によ

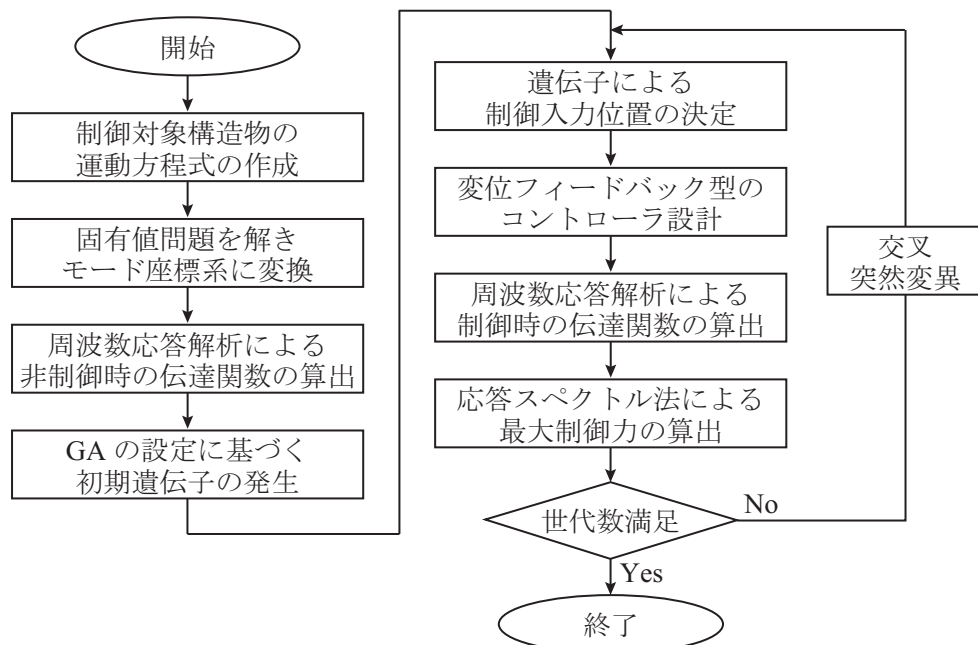


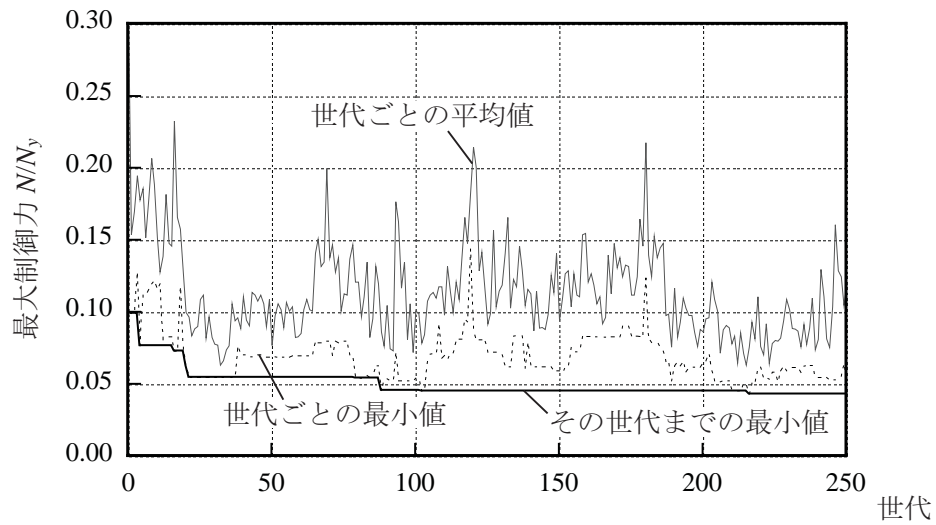
図4-3-3 GAによるアクチュエータ配置位置の最適化アルゴリズム

り最大制御力の推定値を算出する。そして、世代数が一定値に達したところで最適化を終了させる。なお、GAの設定は、個体数12, 交叉率0.3, 変異率0.03とする。

4.3.4. アクチュエータ最適配置の探索および結果の分析

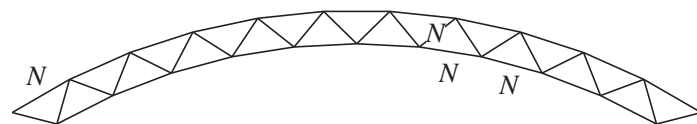
前項にて提案した最適化手法を用いて、Rpa30-4N-4m-Asモデルを対象に、GAを用いて4部材以下に軸力を加える制御におけるアクチュエータ配置位置の最適化を行う。図4-3-4に、250世代までのGAの結果を示す。250世代まで行った結果の中で目的関数が最小値を示す解は、大域的最適解とは限らないものの、本論文ではこの解を最適解と定義し地震応答制御を試みる。最適配置は、1部材軸力制御においても高効率である卓越モードの腹にあたる部材②, ③, ⑱, ⑲による制御となる。一般的に、モード形状の腹にあたる部分、つまり、応力の負担が大きい部分にアクチュエータを配置すると制御効率が良くなる傾向にある。GAにより得られた最適解は制御効率のよいアクチュエータ配置位置の条件を満たしていることから、制御効率の良いアクチュエータ配置位置を得ることを目的とした本最適化問題の有効性が確認できる。この最適配置時の、最大制御力の最大値は、部材②における8.7kNである。なお、図には示していないが、500世代までの最適化の結果においても、最適配置に変化は見られない。

最後に、GAによりアクチュエータが最適配置された4部材軸力制御モデル(Rpa30-4N-4m-Asモデル)における応答低減効果を示す。図4-3-5に鉛直方向の最大応答変位分布を示す。ここでは、人工地震波BCJ-L1原波に対する時刻歴応答解析結果およびSRSS法による設計用応答スペクトル(式(4-2-1))に対する評価値を示す。ここに、最大応答変位 d_z^{max} はライズ H_z で除して示す。なお、時刻歴応答解析の方法は2章に倣う。ただし、バンドパスフィルタは設定せず、遅れ時間は考慮しない。時刻歴応答解析の結果、アクティブ制振により、非制御時に応答の小さい中央節点の鉛直応答変位は増加するものの、分布形状に変化は見られず、他の節点の鉛直応答変位は低減する。また、SRSS法による応答評価結果は、分布形状および応答低減量に関して、時刻歴応答解析結果と良い対応を示している。

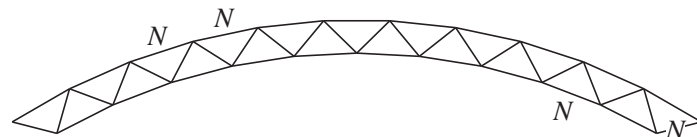


(A) 世代による最小値および平均値の推移

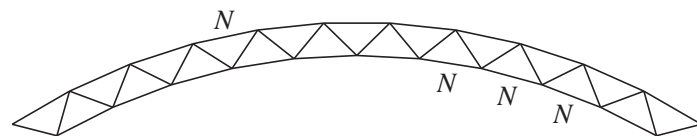
N : アクチュエータ配置位置



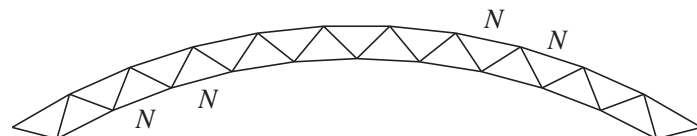
(a) 0 世代



(b) 50 世代



(c) 150 世代



(d) 250 世代

(B) 各世代における最適配置の推移

図 4-3-4 アクチュエータ配置位置の最適化における GA の結果 (Rpa30-4N-4m-As, $p = 0.5$)

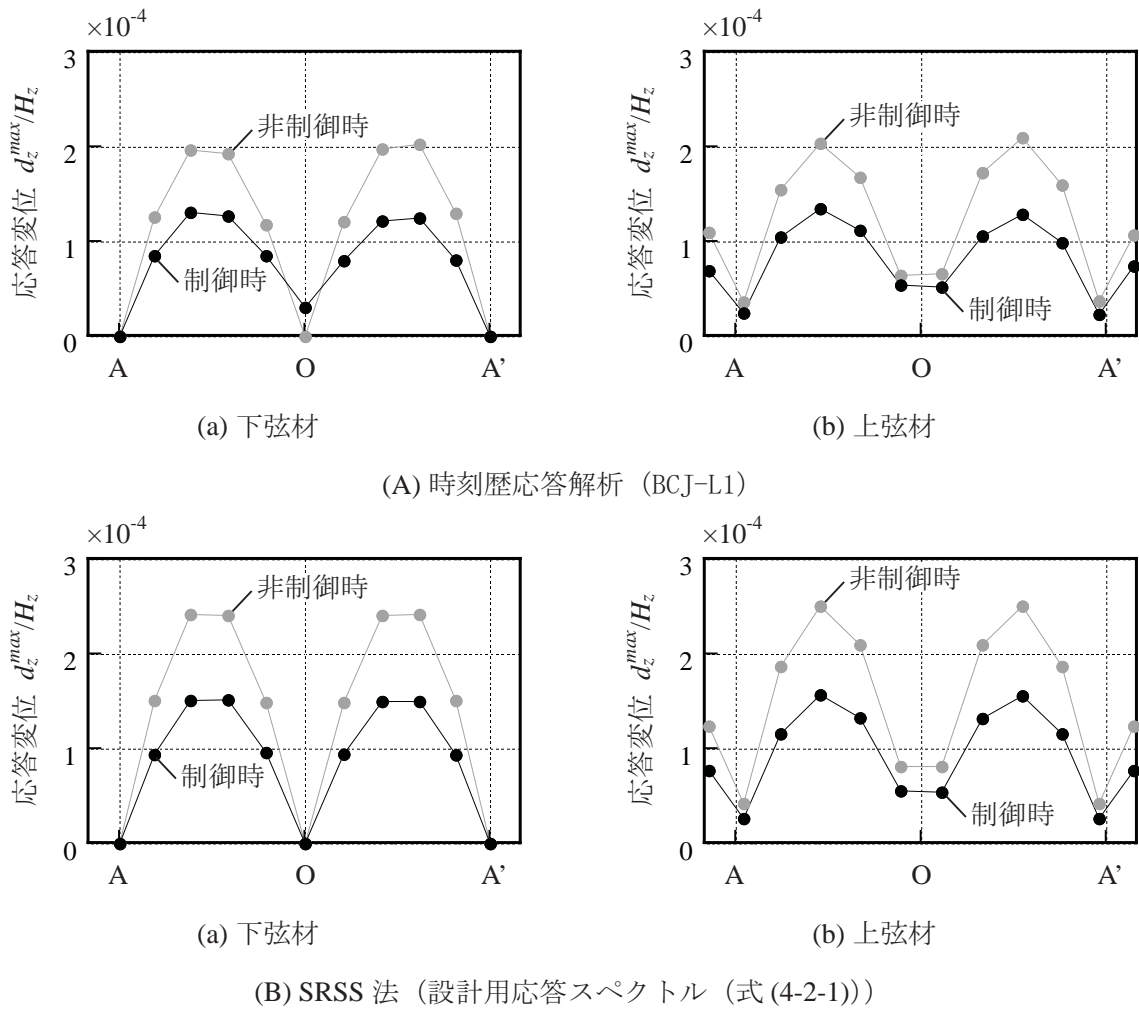


図 4-3-5 鉛直方向の最大応答変位分布 (Rpa30-4N-4m-As, アクチュエータ最適配置時)

第4節 制御対象モードが制御効果に及ぼす影響

2章および3章で制御対象としたアーチ構造物や本章で制御対象としている平面ラチスアーチは、振動特性が比較明確であり制御の対象とするモードを卓越モードとその周辺のモードとしても問題は生じなかった。しかし、より複雑な振動特性を有する二層円筒ラチスシェルを制御対象とした場合には、制御対象モードが制御効果に影響を及ぼすことが予想される。また、実際に実構造物にアクティブ制振を適用するときのことを考慮すると、制御対象モードの選定指針を提案することが望まれる。そこで本節では、二層円筒ラチスシェルを制御対象とし、制御対象モードが制御効果に及ぼす影響を分析し、制御対象モードの選定指針を示す。

4.4.1. 正弦波に対する応答低減効果に与える影響

全状態量（全節点の6自由度の変位と速度）をフィードバックする制御（As）を行い、制御対象モードが正弦波に対する応答低減効果に与える影響を分析する。なお、本項では、Rca30-15N(2)-Asモデルにより分析を行う。図4-4-1から図4-4-3に正弦波に対する最大応答変位を示す。ここに、図には下弦材において非制御時に最大応答変位の最大値をとる節点を有する通りを示す。なお、最大応答変位 d^{max} はライズ H_z で除して示す。

まず、図4-4-1に示すz方向（鉛直方向）の応答変位における応答低減効果について分析する。sine 1波、sine 4波では、制御タイプによらずAmタイプも含めz方向の応答変位は一樣に低減する。一方、sine 17波では、17次モードが制御対象モードでない3mタイプにおいて応答変位は低減しない。このsine 17波では17次モードが制御対象モードであれば応答変位は低減するものの、sine 7波では7次モードが制御対象モードであるにもかかわらず3mタイプにおいて応答変位が増幅する。なお、3mタイプに8次モードを制御対象モードとして加えた制御タイプ（3m+8次）においてsine 7波に対する応答変位は低減する。つまり、sine 7波に対する応答変位を低減するためには7次モードに加え8次モードも制御対象モードとする必要があるといえる。これは、図4-4-1(B)が示すように、y方向においては7次モードに固有周期が近接する8次モードの有効質量比も大きいことが原因であると考えられる。このように、制御対象モードの固有周期近傍に有効質量比が大きく固有モード形状が類似しているモードが存在すると応答が増幅する可能性がある。

つぎに、図4-4-2に示すx方向（梁間方向）および図4-4-3に示すy方向（桁行方向）の応答変位における応答低減効果について分析する。これらの方向の応答変位は、入力波、制御タイプによらず、非制御時に比べ概ね低減する。しかし、sine 4波に対するx方向の応答変位は稜線近傍において増加する。これは、x方向よりも相対的に応答変位の大きいz方向の応答変位を低減させるために、x方向の応答変位の増加が許容されているためであると考えられる。なお、y方向入力時のy方向の応答変位を除き、z方向の応答変位は他方向の応答変位よりも大きい。z方向において応答変位が増幅が見られたsine 7波に対

する x 方向および y 方向の応答変位は、8 次モードを制御対象モードとしている制御タイプ (3m+8 次, Am) に比べ制御対象モードとしていない 3m および 6m タイプにおいてより低減する。しかし、相対的に大きい z 方向の応答変位が増加しているため、制御対象構造物全体の応答が低減しているとはいえない。

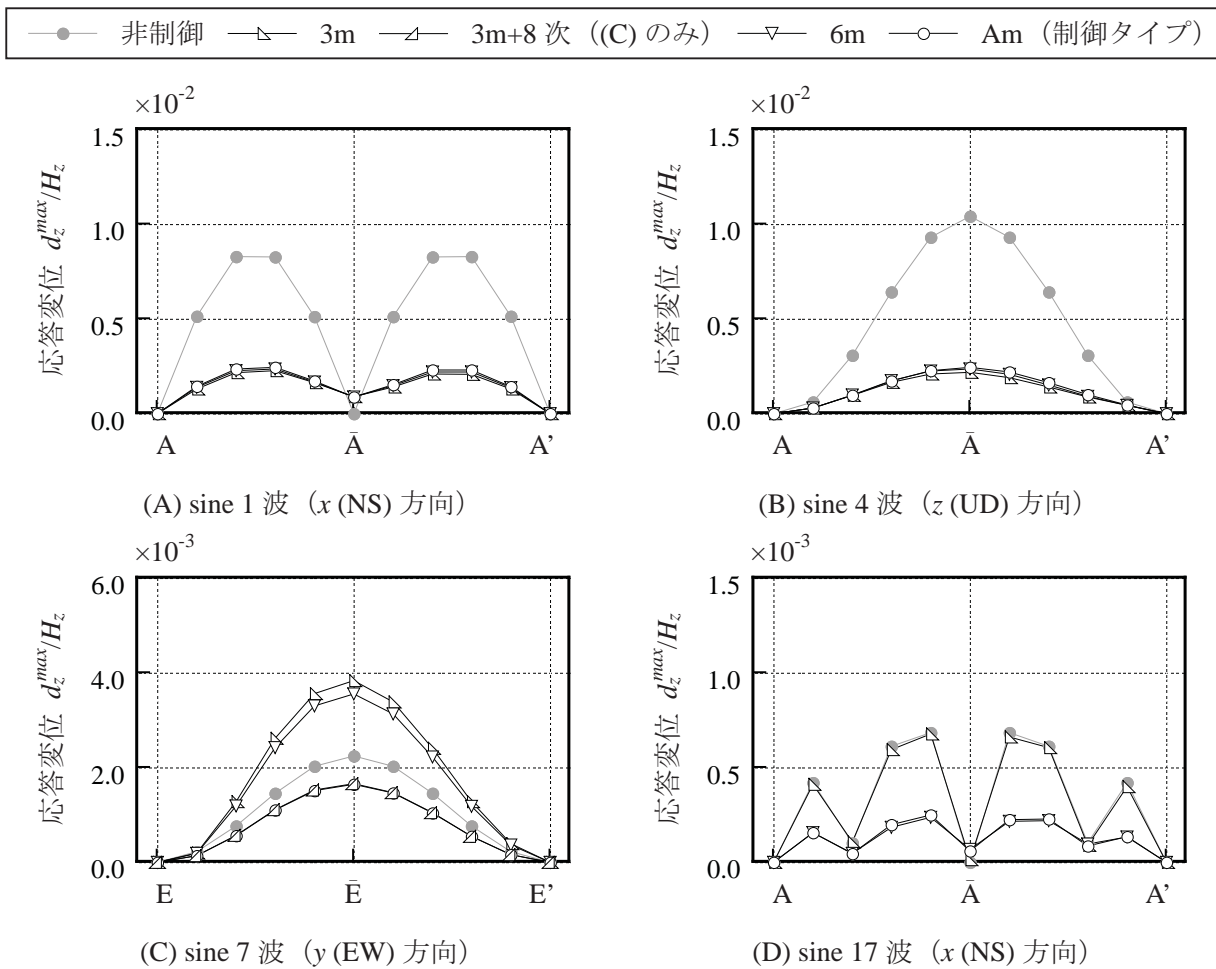
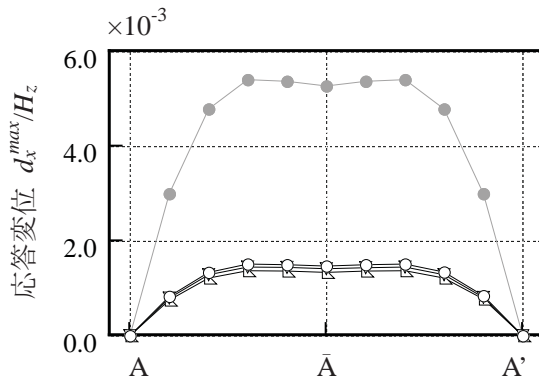
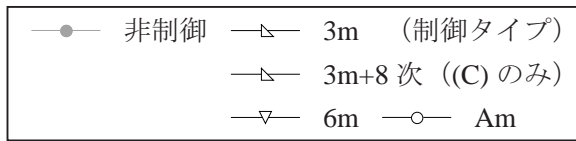
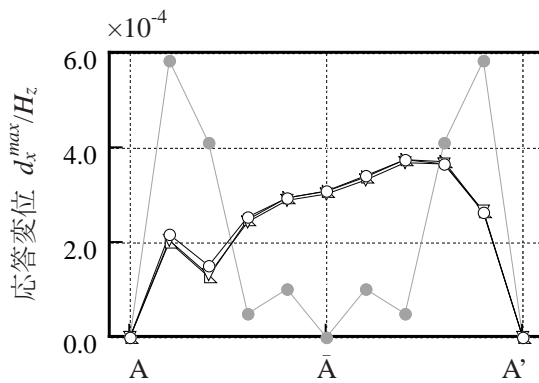


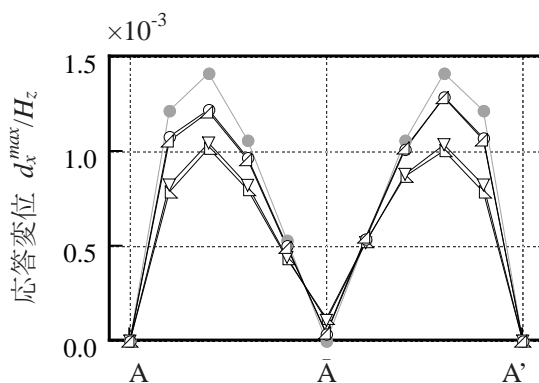
図 4-4-1 正弦波に対する最大応答変位分布 (Rca30-15N(2)-As, 下弦材, 鉛直 (z) 方向)



(A) sine 1波 (x(NS) 方向)

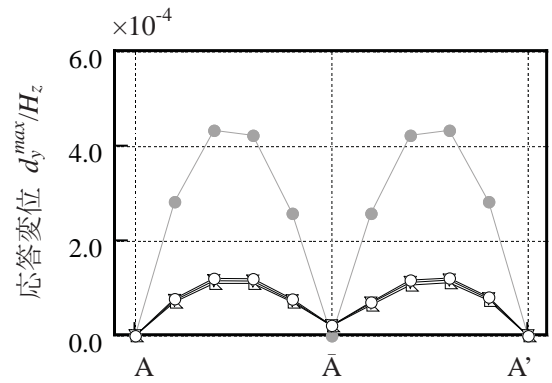
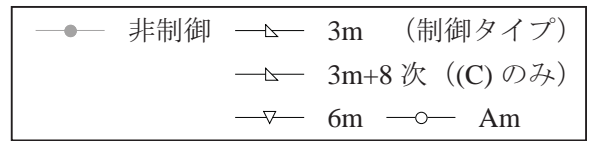


(B) sine 4波 (z(UD) 方向)

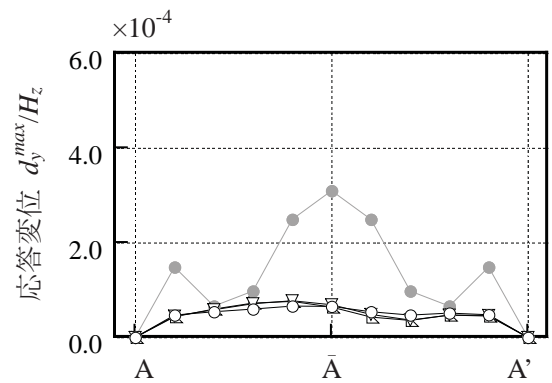


(C) sine 7波 (y(EW) 方向)

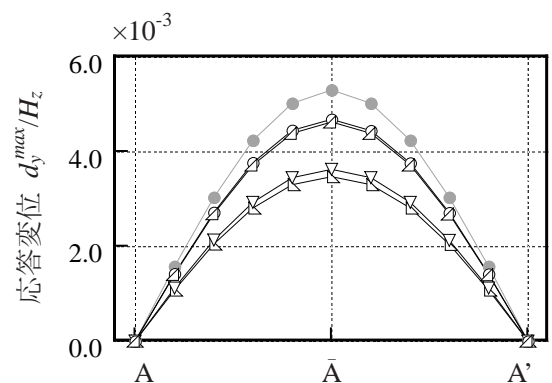
図 4-4-2 正弦波に対する最大応答変位分布 (Rca30-15N(2)-As, 下弦材, 水平(x)方向)



(A) sine 1波 (x(NS) 方向)



(B) sine 4波 (z(UD) 方向)



(C) sine 7波 (y(EW) 方向)

図 4-4-3 正弦波に対する最大応答変位分布 (Rca30-15N(2)-As, 下弦材, 水平(y)方向)

4.4.2. 地震波に対する制御効果に与える影響

本項では、前項に続き全状態量（全節点の6自由度の変位と速度）をフィードバックする制御（As）を行い、制御対象モードが地震波に対する制御効果に与える影響を分析する。図4-4-4に地震波に対する z 方向（鉛直方向）の最大応答変位分布を、図4-4-5に最大制御力の分布を示す。ここに、最大応答変位 d^{max} はライズ H_z で除して示し、最大部材力は降伏軸力 N_y で無次元化して示す。

応答変位は、制御入力位置により若干の違いはあるものの、制御対象モードによらず概ね一様に低減する。最大制御力は、1方向入力（BCJ-L1）では制御対象モードによらず概ね一致するものの、3方向入力（JMA Kobe, El Centro）では制御対象モードの数の減少に伴い増加する傾向にある。なお、Rcaモデルでは、制御入力数および位置が14N(14)である制御に比べ15N(2)の方が最大制御力は小さい。一方、Rcsモデルでは、制御入力位置によらず最大制御力の分布は概ね等しい。これは、RcsモデルにはRcaモデルのように有効質量比の大きく固有モード形状が類似している2モードが近接した周期に存在していないためであると考えられる。なお、Rcsモデルでは、境界部近傍に比べシェル中央部近傍の部材に入力される制御力が大きい。これは、図4-3-2(B)が示すように、境界部近傍の部材よりもシェル中央部近傍の部材に軸力を加える制御において制御効率が良く、効率の良い箇所への制御力が大きくなるためである。

ここで、全モードを制御対象としたAmタイプに対する各制御タイプの最大制御力の最大値の比率の比較を図4-4-6に示す。Rcaモデルにおける最大制御力のAmタイプに対する比率は、制御タイプが70%の場合においては20%以上大きい場合があるものの、90%タイプにおける増加量は概ね5%以下である。一方、RcsモデルにおけるAmタイプでは、制御タイプが70%の場合においては5%以上大きい場合があるものの、90%タイプにおける増加量は3%以下である。このように、制御対象モードの有効質量比の合計を90%以上とした制御タイプ（90%タイプ）では、全モードを制御対象としたAmタイプと最大制御力の分布が概ね一致しており、Amタイプと同等な効率の制御が可能であるといえる。なお、全モードを制御対象とした場合（Am）ではモデルの自由度が1800程度であるのに対し、制御対象モードの有効質量比の合計を90%以上とした制御タイプ（90%タイプ）では18または36程度である。このため、90%タイプによる制御の計算コストはAmタイプによる制御に対して1/100～1/50程度となる。そこで本論文では、制御の計算コストと効率を考慮し、有効質量比の合計が90%以上となる固有モードを制御の対象として採用することを提案する。

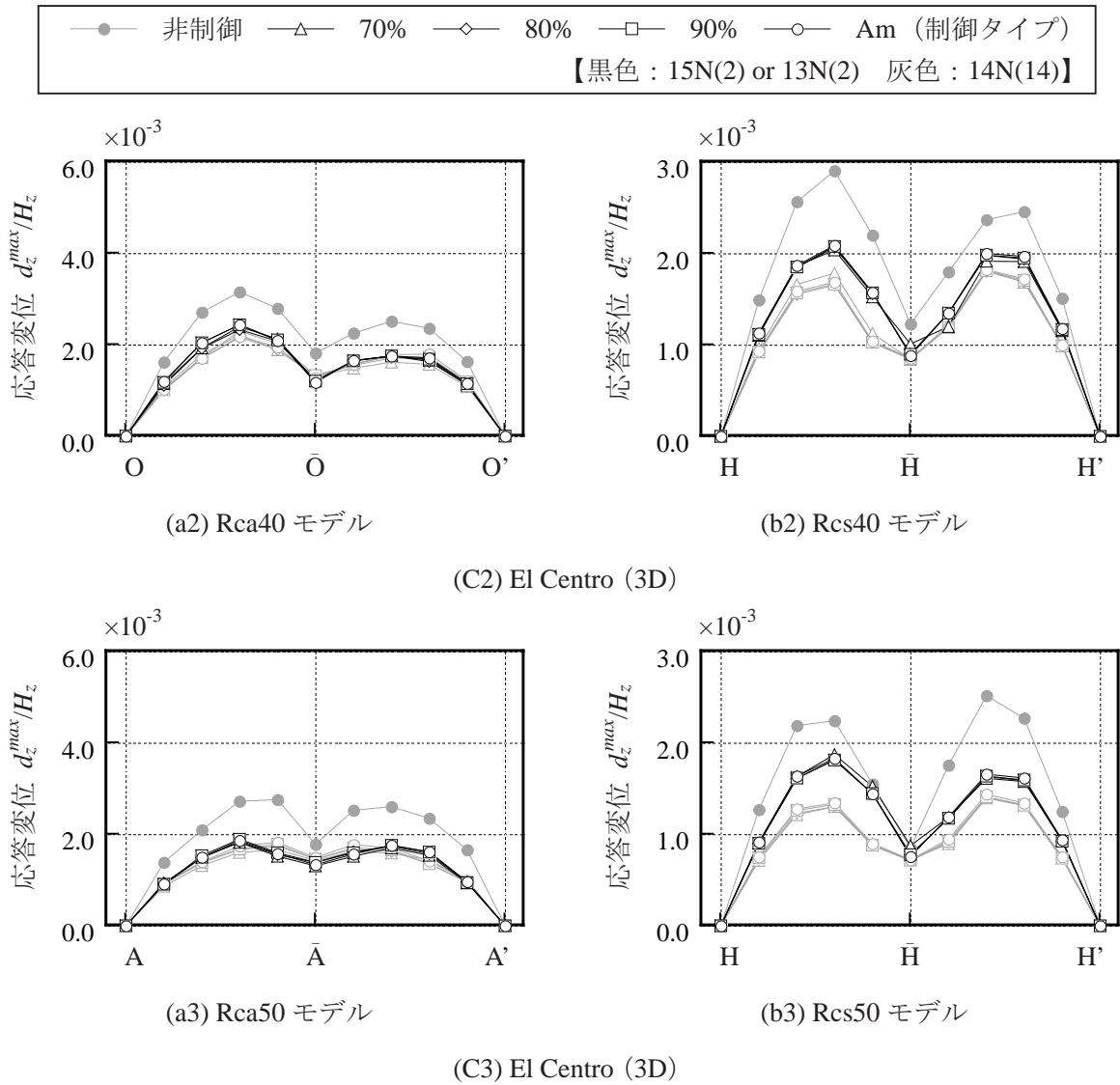


図 4-4-4_2 地震波に対する最大応答変位分布 (As, 下弦材, 鉛直 (z) 方向)

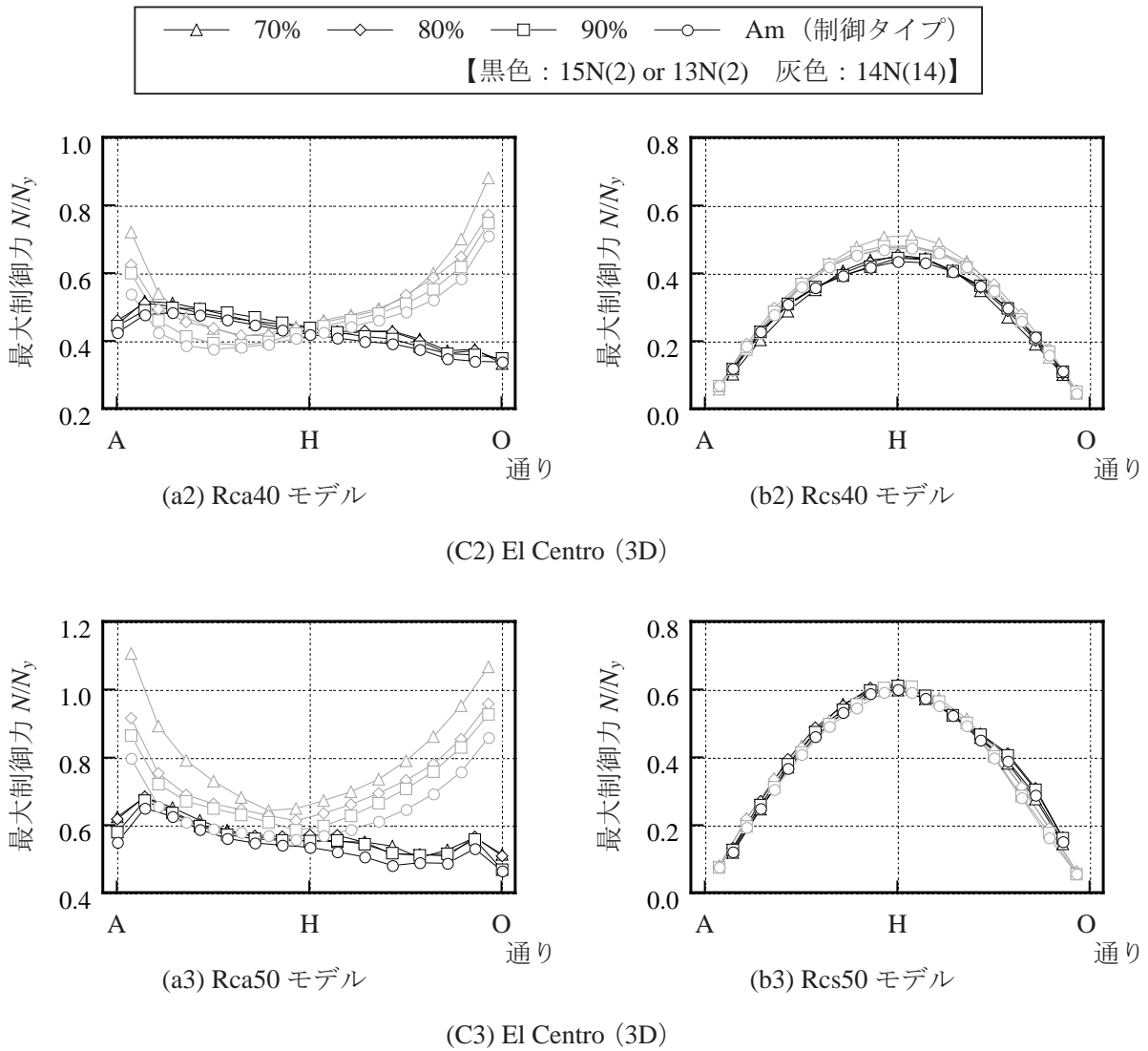


図 4-4-5_2 地震波に対する最大制御力分布 (As)

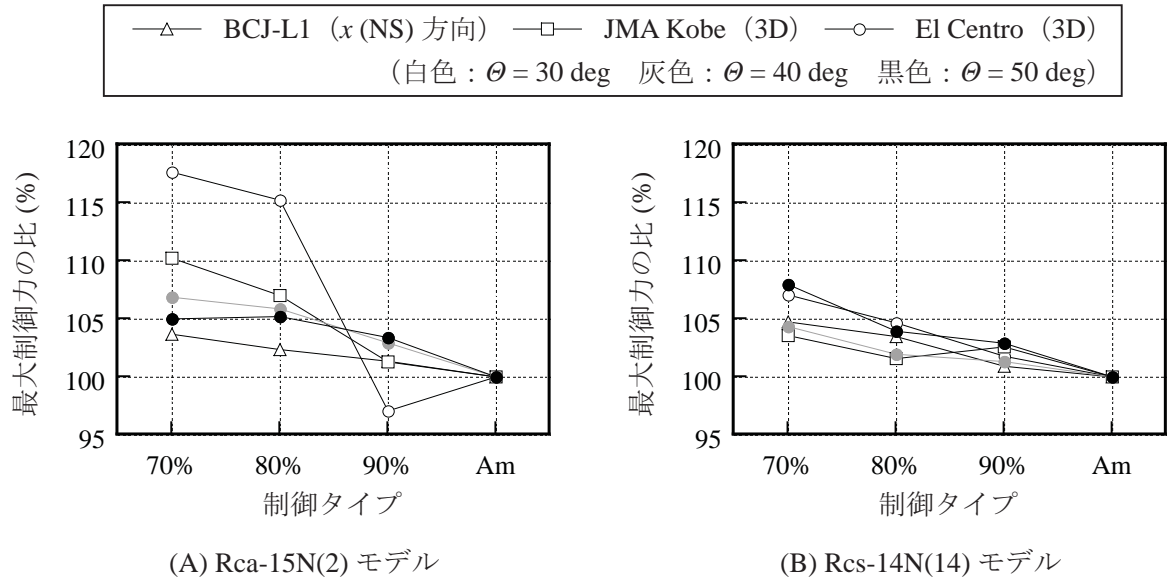


図 4-4-6 Am タイプに対する各制御タイプの最大制御力の比率の比較 (As)

第5節 センサ配置位置が制御効果に及ぼす影響

アクティブ制振において一般的にアクチュエータ配置位置およびセンサ配置位置は、制御系の安定性および制御効果に重大な影響を及ぼす。アクチュエータ配置位置が制御効果に及ぼす影響に関しては、3節における分析により応力の負担が大きい箇所にアクチュエータを配置すると制御効率が良くなることが明らかとなった。センサ配置位置に関しては、卓越モードの腹やアクチュエータ配置位置にセンサを配置する簡易的な方法が考えられる一方、制御対象構造物の振動の状態を正確に計測するために提案されたモードセンサの適用が考えられる。複雑な振動特性を有するラチスシェルを制御対象とした場合、複数のセンサ使用に伴う誤差の累積による応答増幅等の制御系の不安定な現象の原因となることが予想される。そこで本節では、安定な制御系が得られるモードセンサの適用を試みる。

モードセンサの研究の例としては、菅原ら⁴⁻¹⁰⁾による片持積層板を対象としたモデル化誤差の影響を受けにくいモードセンサ構築法の研究や、菊島ら⁴⁻¹¹⁾による骨組構造物の安定制御を目的とした分布定数系センサを用いた研究、川畑ら^{4-6), 4-7)}によるCFRP積層平板を対象としたスパルオーバ最小化基準に基づいたセンサ最適配置の研究が挙げられる。

4.5.1. 最適化問題の定式化

前節までは全状態量の計測 (A_s) を前提としていたものの、センサの必要数は制御対象モードと同数である。そこで本節では、制御タイプにより最大制御力が大きく増減したRca30モデルを対象に、アクティブ制振に用いるセンサの数を必要数に制限し、センサ配置位置の最適化を行う。センサ数を削減するとモード応答算出における誤差の累積により、応答増幅等の制御系の不安定な現象の原因となることが予想される。そこで、最適化の目的関数は、既往の研究⁴⁻⁶⁾の知見を用い、センサにより計測される応答において制御対象モード以外の応答の影響を最小とし、モード変位および速度の高精度な計測を可能とするものとする。ここで、必要最低数のセンサによる計測で安定性が高い制御システムを得ること意図して、センサ配置位置の最適化問題を次のように定式化する。

$$\text{Minimize} \quad \lambda_{\max} \left(\Phi_r^T (\Phi_c^{-1})^T \Phi_c^{-1} \Phi_r \right) \quad (4-5-1)$$

$$\text{Subject to} \quad n_x + n_y + n_z = \text{制御対象モードの数} \quad (4-5-2)$$

ここに、 Φ_c 、 Φ_r は制御対象モードおよび残余モードのセンサ配置位置に対応する成分からなるモード行列であり、 λ_{\max} は固有値の最大値を表す。また、 n_x 、 n_y 、 n_z はセンサによる各方向の計測数である。

なお、式(4-5-1)は、モード変換に関する関係式(4-5-3)における第2項を2乗した値の上限値を最小化することを意味している。

$$\xi_c = \Phi_c^{-1} \mathbf{q} - \Phi_c^{-1} \Phi_r \xi_r \quad (4-5-3)$$

ここに、 \mathbf{q} は相対変位ベクトル、 ξ はモード座標系における変位ベクトルであり、添え字

c は制御対象モードであることを，添え字 r は制御対象モード以外の残余モードであることを表す。

4.5.2. 目的関数がモード応答の推定精度に及ぼす影響

図4-5-1に Rca30-3m モデルにおいて3方向 (x, y, z) の応答を計測するセンサを1節点上に配置した場合 ($1s, n_x = n_y = n_z = 1$) に対する各節点の目的関数を示す。下弦材に比べ上弦材の値が大きく，稜線上 ($\bar{A}-\bar{H}$) から境界部 ($A-H$) に近づくほど値が大きくなる傾向にある。表4-5-1に，モード変位の正解値とセンサ配置位置から得られる応答から算出した推定値との間に生じる誤差のRMS値(二乗平均平方根)を示す。ここに，推定にはEl Centro (3D) 入力に対する非制御時の応答値を用い，正解値は全状態量から算出したモード変位とする。RMS値を比較すると，目的関数の値が小さいほど各モードの誤差は小さくなる傾向が見られる。なお，時刻歴応答解析の結果，最適配置(■)においては非制御時に対し制御時の応答が低減したものの，それ以外のセンサ配置(▲, ◆)においては応答が増幅した。これは，計測によって生じる誤差がフィードバックされることで，誤差が有する周波数成分の制御力が生成され，その周波数成分の応答が励起されるためである。つまり，参照配置2(◆)の場合のように単純に卓越モードの腹近傍にセンサを配置すると，応答が増幅するような不安定な制御となる可能性があるといえる。

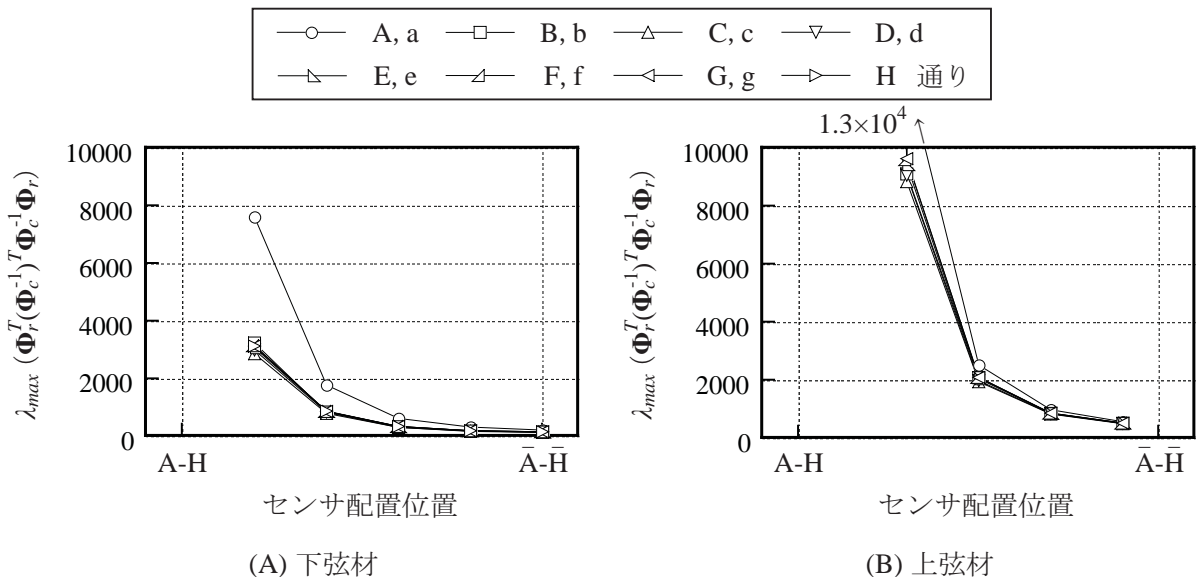
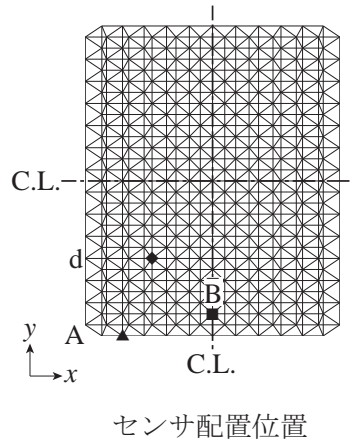


図4-5-1 3方向 (x, y, z) 計測センサを1箇所配置した場合の各節点の目的関数 (Rca30-3m-1s)

表 4-5-1 モード変位の正解値と推定値との間に生じる誤差のRMS値 (Rca30-3m-1s, El Centro (3D))

		参照配置 1 (▲)	参照配置 2 (◆)	最適配置 (■)
$\lambda_{max}(\Phi_r^T(\Phi_c^{-1})^T\Phi_c^{-1}\Phi_r)$		7.6×10^3	2.0×10^3	1.4×10^2
RMS 値	1次モード	0.084	0.043	0.027
	4次モード	0.178	0.128	0.100
	7次モード	0.043	0.021	0.035



4.5.3. 遺伝的アルゴリズムによる最適配置の探索

制御対象構造物であるラチスシェルは、振動特性が複雑であり節点数も多いため、有効質量比の90%以上を有するモードを計測するために必要なセンサ配置位置の組み合わせ数は非常に多い。そこで本項では、センサ配置位置の最適化を遺伝的アルゴリズム (GA) を用いて行う。図 4-5-2 に GA による最適化のアルゴリズムを示す。まず、制御対象構造物の運動方程式を作成し、固有値問題を解くことで制御タイプに従い制御対象モードおよび残余モードに対するモード行列 Φ_c 、 Φ_r を作成する。次に、初期遺伝子を発生させてセンサ配置位置を決定し、センサ配置ごとに目的関数 (式 (4-5-1)) を算出する。そして、交叉と突然変異を伴う世代交代を繰り返し、世代数が一定値に達したところで最適化を終了させる。なお、GA の設定は、個体数 30、交叉率 0.3、変異率 0.03 とする。

図 4-5-3 に、Ra30-90%-6s モデル ($n_x = n_y = n_z = 6$) における 250 世代までの GA の結果を示す。収束性の悪い結果となったものの、世代が進むにつれ目的関数の改善が見られる。250 世代まで行った結果の中で目的関数が最小値を示す解は、大域的最適解とは限らないものの、本論文ではこの解を最適解と定義し地震応答制御を試みる。GA により得られたセンサ最適配置位置を図 4-5-4 に示す。図には、比較として Ra30-3m-1s モデル ($n_x = n_y = n_z = 1$) および Ra30-6m-2s モデル ($n_x = n_y = n_z = 2$) の最適配置位置を併せて示す。制御タイプにより制御対象モードおよび残余モードが異なるため、各々の制御タイプの最適配置位置に関連は見られない。なお、制御対象モードの有効質量比の合計を 90% 以上とした Ra30-90%-6s モデルにおいて計測する必要がある応答数は、全モードを制御対象とした場

合 (Am) による制御に対して計算コストと同様に 1/100 程度となる。

ここで、Ra30-15N(2)-90%-6s モデルに対してセンサが最適配置された状態で地震応答の制御を行う。図 4-5-5 に鉛直方向の応答変位分布を、図 4-5-6 に鉛直方向の最大応答加速度分布を示す。入力波、入力方向によらず、非制御時に比べ応答変位および応答加速度はともに低減する。最大応答変位および最大応答加速度は非制御時に比べ 6 割から 7 割程度に低減する。また、応答変位の低減量および最大制御力は全状態量を計測する方法 (As) (図 4-4-4, 図 4-4-5) と概ね一致しており、必要最低数のセンサにより地震応答制御を実現しているといえ、センサ配置位置の最適化を行った目的を果たしている。また、これらの制御での最大制御力の最大値は 100 kN 以下であり、例えば複動油圧シリンダ (理研機器社製・UD20-100)⁴⁻¹²⁾ を用いるとすると 60 kg (ボルトやプレートなどは含まず) のアクチュエータを 15 箇所を設置するため、アクチュエータの総質量は 900 kg となる。なお、これに対して、吉中、川口らが提案している分散型 MTMD (Multiple TMD)⁴⁻¹³⁾ では構造物全体の 4 % 程度の質量を構造物に付加することが提案され、本論文で制御対象としている二層円筒ラチスシェルの場合では、約 6000 kg の質量を付加することに相当する。このようにアクティブ制振による制御システムは、TMD を負荷する場合に比べて小さな質量を負荷する機構といえる。

なお、本論文ではアクティブ制振による地震応答制御の効果を応答低減量に主を置き分析を行った。しかし、天井の落下防止や見た目の恐怖心を低減させるなどアクティブ制振の適用により得られると期待されるより広い制御効果を得るためには、応答の評価方法の多様化を図り幅の広い分析を行い、目的にかなう制御方法の導入を試みる必要がある。

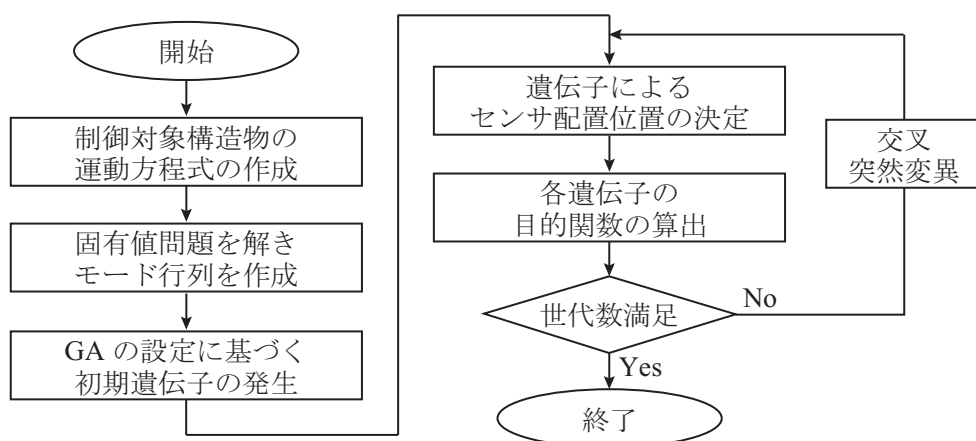
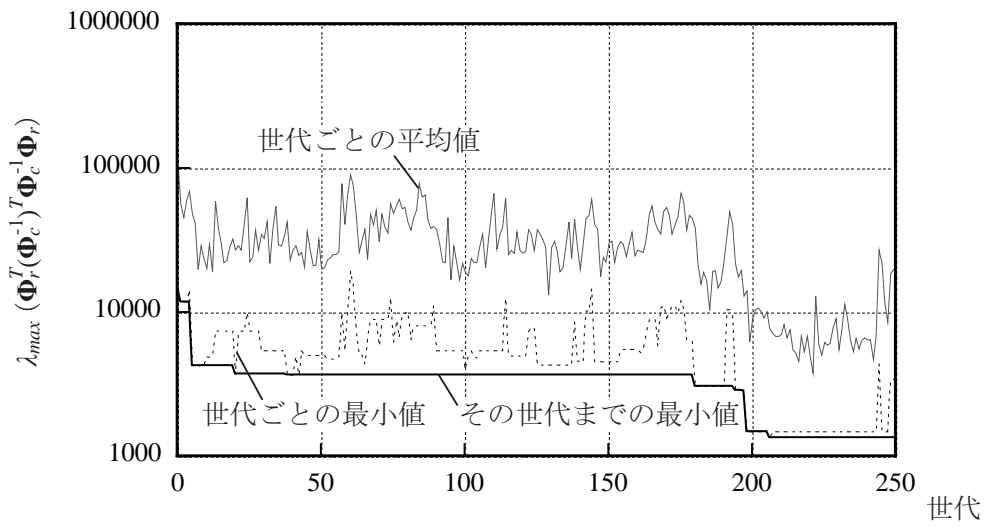
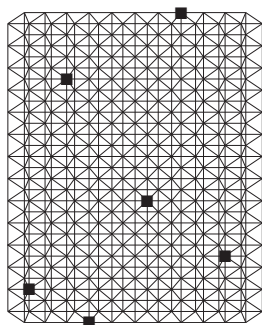


図 4-5-2 GA によるセンサ配置位置の最適化アルゴリズム

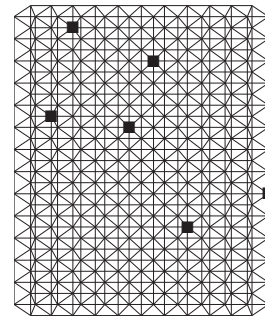


(A) 世代による最小値および平均値の推移

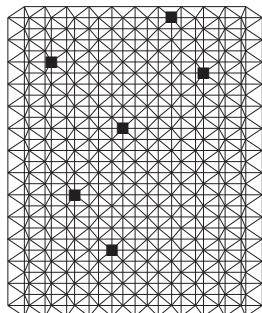
■ : アクチュエータ配置位置



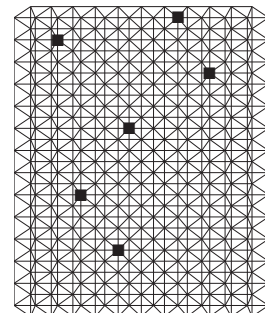
(a) 0 世代



(b) 100 世代



(c) 200 世代



(d) 250 世代

(B) 各世代における最適配置の推移

図 4-5-3 センサ配置位置の最適化における GA の結果 (Rca30-90%-6s, 各節点 3 方向計測時)

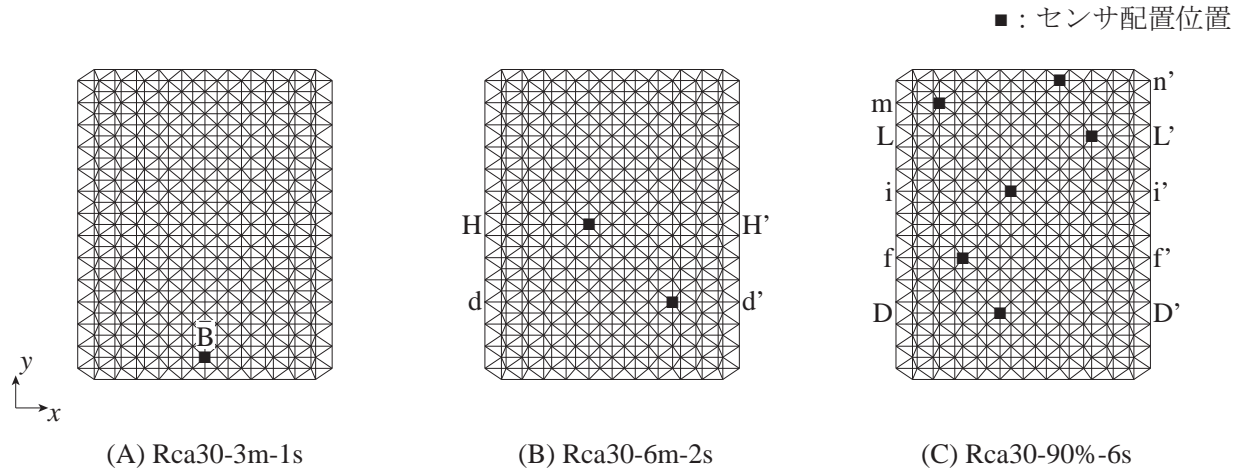


図 4-5-4 センサの最適配置位置 (各節点 3 方向 (x, y, z) 計測時)

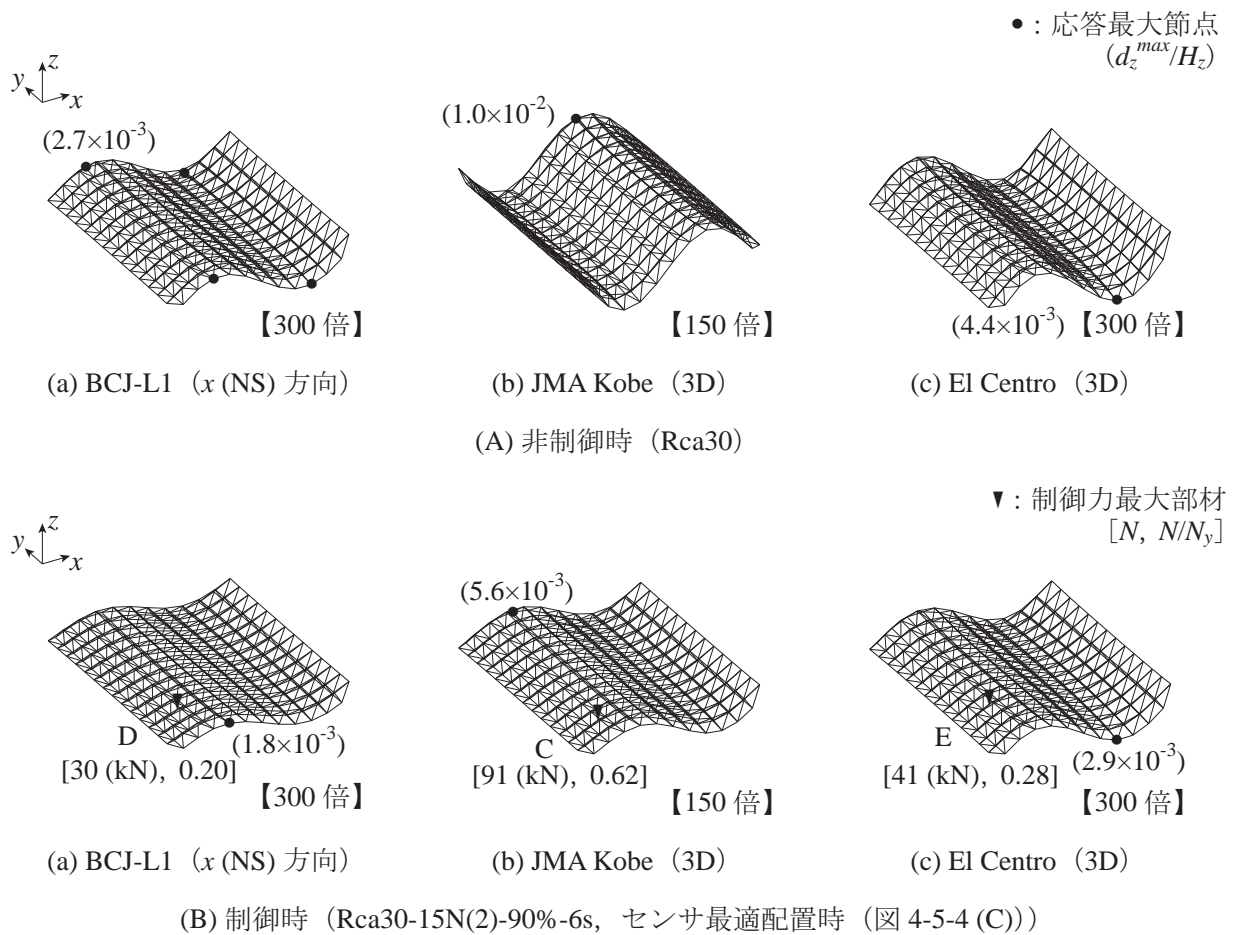
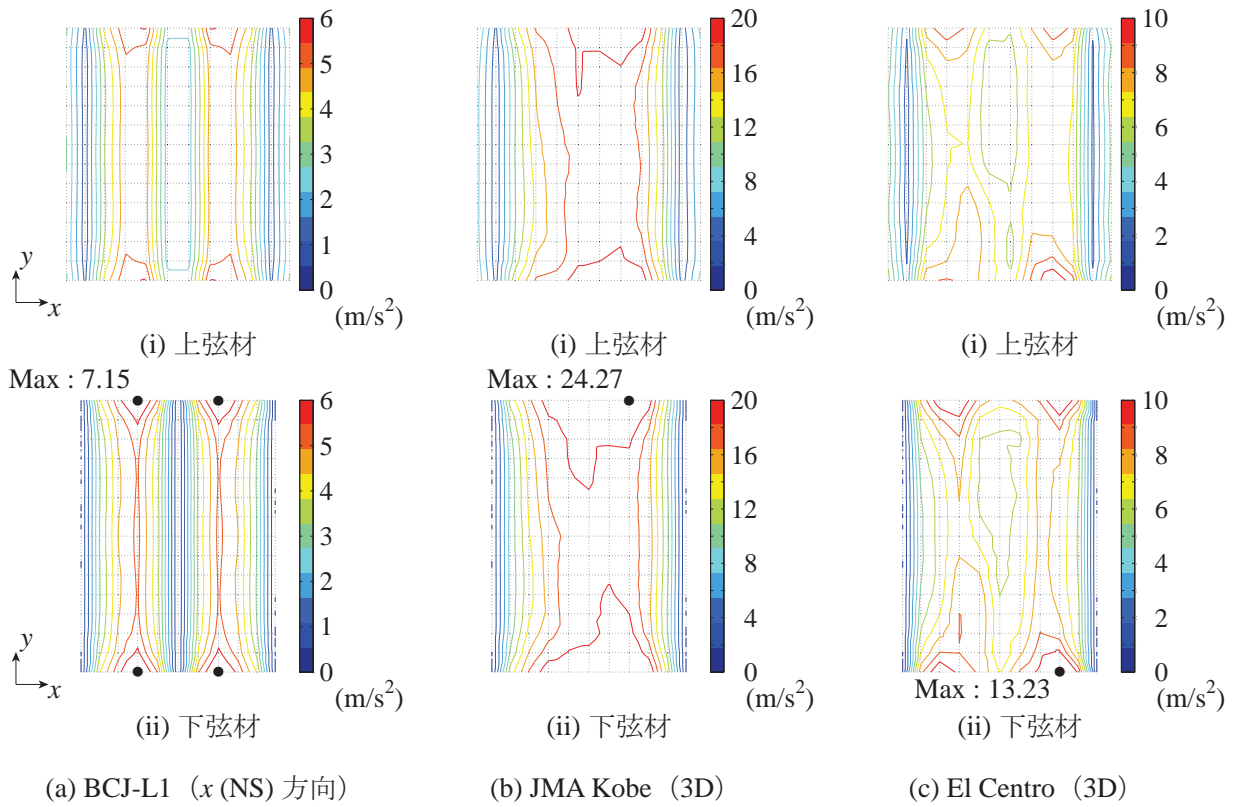
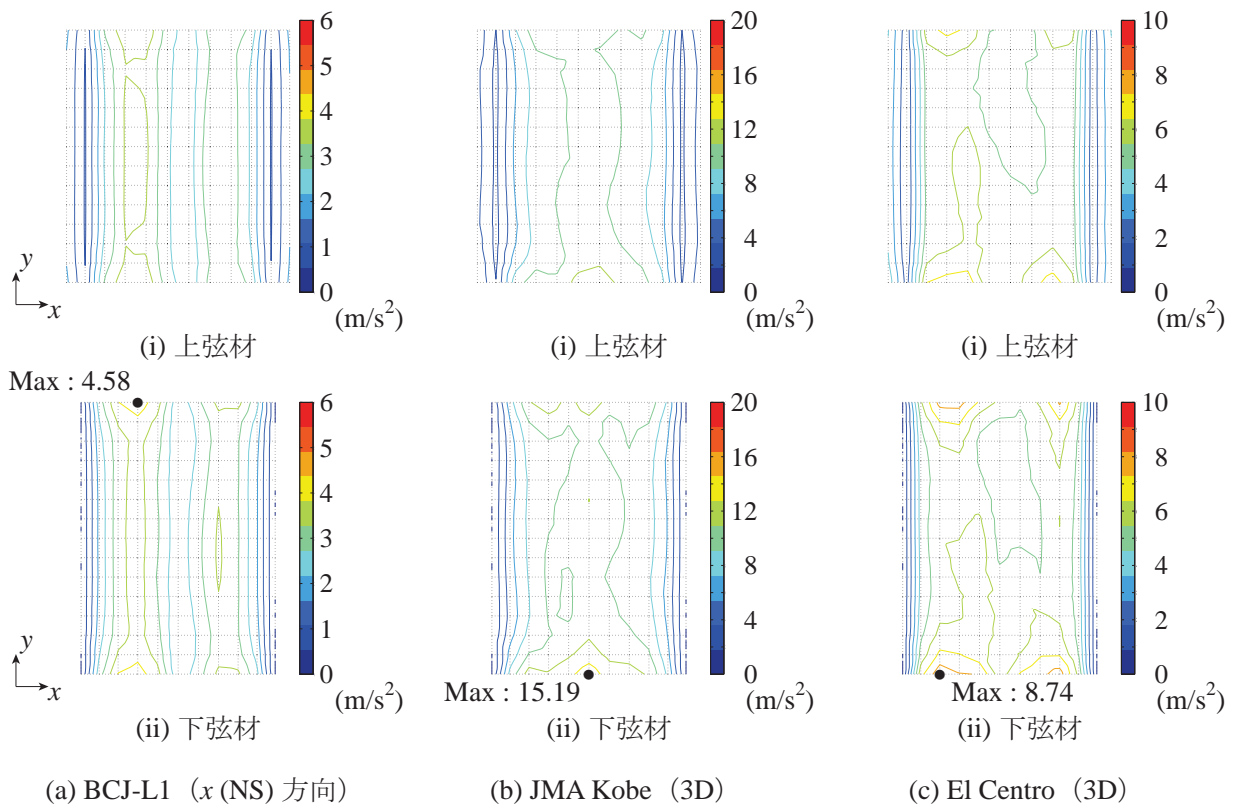


図 4-5-5 鉛直方向の応答変位分布 (鉛直応答変位最大時)



(A) 非制御時 (Rca30)



(B) 制御時 (Rca30-15N(2)-90%-6s, センサ最適配置時 (図 4-5-4 (C)))

図 4-5-6 鉛直方向の最大応答加速度分布

第5節 まとめ

本章では, アクティブ制振による複層ラチスシェルの地震応答制御手法の確立を目的に, 平面ラチスアーチおよび二層円筒ラチスシェルの対象にアクティブ制振の適用方法を検討し, 時刻歴応答解析によりアクティブ制振が制御効果に及ぼす影響の分析を行った。制御対象モードが制御効果に及ぼす影響を分析し, 制御効率の良い制御システムを得ることを目的としたアクチュエータ配置位置の最適化手法および安定性が高い制御システムを得ることを目的としたセンサ配置位置の最適化手法を導入し, その効果および影響を分析した。

以下に本章で得られた結果を示す。

- (1) 二層円筒ラチスシェルの対象としたアクティブ制振において, 3.3節と同様に最適制御理論とモード制御手法に基づく制御アルゴリズムを適用することにより, 3方向の地震に対する応答を低減することが可能である。
- (2) 制御対象モードの選定指針として, 制御の計算コストを低減し, 全モードを制御対象とした場合と同等な効率のアクティブ制振が可能となるように, 有効質量比の合計が90%以上となる固有モードを制御の対象として採用することを提案する。
- (3) 伝達関数を用いた応答スペクトル法による最大制御力を目的関数としたアクチュエータの最適配置方法を提案し, 遺伝的アルゴリズムにより最適配置を探索してその有効性を確認した。平面ラチスアーチおよび二層円筒ラチスシェルにおいては, 2章と同様に卓越モードの腹近傍にアクチュエータを配置する制御において, 小さな制御力で地震応答を低減することが可能であり高い制御効果が得られる。
- (4) 制御対象モードに採用しない固有モードの影響を最小とする計測を目的としたセンサの最適配置位置による制御では, 全状態量の計測に基づく制御に比べ1/100程度の応答計測数かつ同等な効率で地震応答制御が可能である。

本研究は、震災時に地域防災拠点となるシェル・空間構造物のアクティブ制振による地震応答制御を目的とし、その基礎的研究としてアーチ構造物の制振方法を構築したものである。各章で行った検討は以下に示す通りである。

2章では、シェル・空間構造物の中で比較的明快な振動特性を有するアーチ構造物の簡易モデルを制御の対象として、アクティブ制振の適用が制御効果に及ぼす影響を分析することを目的とした。そこで、最適制御理論に基づくアクティブ制振をアーチ構造物に適用し、制御力に軸力を加える軸力制御および曲げモーメントを加える曲げモーメント制御、制御力を加える部材数を1とした1部材制御および2とした2部材制御を行うことで、アクティブ制振の影響を把握し効率的な制振方法について分析した。

3章では、アーチ構造物の縮小模型を制御対象としてアクティブ制振実験により地震応答制御を試みた。まず、制御力と応答の位相差を調整する制振方法により、制御力と応答の位相差が制御効果に及ぼす影響の分析を行った。次に、制御の遅れ時間を低減して地震応答制御を実現することを目的とし、モード制御手法に基づく制振方法を試みた。そして、適用可能なセンサ種類を拡大し安定した制御を実現することを目的に、加速度フィードバックに基づく制振方法を試みた。併せて、時刻歴応答解析および伝達関数を用いた応答スペクトル法により応答および制御力の評価を試みた。

4章では、アクティブ制振による複層ラチスシェルの地震応答制御手法の確立を目的に、平面ラチスアーチおよび二層円筒ラチスシェルを対象にアクティブ制振の適用方法を検討し、時刻歴応答解析によりアクティブ制振が制御効果に及ぼす影響の分析を行った。制御対象モードが制御効果に及ぼす影響を分析し、制御効率の良い制御システムを得ることを目的としたアクチュエータ配置位置の最適化手法および安定性が高い制御システムを得ることを目的としたセンサ配置位置の最適化手法を導入し、その効果および影響を分析した。

このように本論文では、まず、最適制御理論を用いたアクティブ制振をアーチ構造物に適用し、アクチュエータ配置位置が制御効果に及ぼす影響を明確にした。次に、縮小模型を用いたアクティブ制振実験を行い、モード制御手法の適用により地震応答の低減を実現し、時刻歴応答解析・応答スペクトル法による応答・制御力の評価が可能であることを示した。さらに、適用可能なセンサの種類を拡大、アクチュエータ・センサ配置位置の最適化手法の導入、制御対象モードの選定指針の提示により実践的な制振方法の提案を行った。

以下に本論文で得られた結論を示す。

- (1) 最適制御理論とモード制御手法に基づく制御アルゴリズムを適用したアクティブ制振により、アーチ構造物の地震応答を低減することが可能である。地震波入力時の最大応答変位および最大応答加速度は、非制御時に比べ5割から7割程度まで低減することが可能であり、二層円筒ラチスシェルを対象とした場合において、3方向の地震に対する応答を低減することも可能である。

- (2) アーチ構造物に地震応答制御を目的としたアクティブ制振を適用する場合、卓越モードの腹近傍にアクチュエータを配置し、構造物の面外に曲げモーメントを加える制御において、小さな制御力で地震応答を低減することが可能であり高い制御効果が得られる。また、制御力を加える箇所を増やすことで、制御力を分散し小さな制御力で地震応答制御を行うことが可能となる。
- (3) カルマンフィルタを適用することで応答変位の代わりに応答加速度をフィードバックする制御手法を構築し、アーチ構造物のアクティブ制振において実用可能なセンサの種類を拡大した。
- (4) モード制御手法を適用するにあたり制御対象モードの選定指針として、コントローラにおける制御力算出にかかる時間を抑制し、全モードを制御対象とした場合と同等な効率のアクティブ制振が可能となるように、有効質量比の合計が 90 % 以上となる固有モードを制御の対象として採用することを提案する。
- (5) 制御入力数に上限を設けた範囲内で小さな制御力で大きな応答低減量が得られる効率の良い制御システムを得ること目的としたアクチュエータの最適配置方法を提案し、遺伝的アルゴリズムにより最適配置を探索してその有効性を確認した。
- (6) 必要最低数のセンサによる計測で制御により応答が増幅することがないような安定性の高い制御システムを得ること目的としたセンサの最適配置方法を導入した。センサが最適配置された制御では、全状態量の計測に基づく制御に比べ 1/100 程度の応答計測数かつ同等な効率で地震応答制御が可能となる。
- (7) アクティブ制振実験における制御時の最大応答および最大制御力は、制御の遅れ時間を考慮した時刻歴応答解析および制御による応答低減を伝達関数により表した応答スペクトル法により評価可能である。

以上のように、本論文はアーチ構造物を対象としてアクティブ制振により地震応答制御を行ったものである。数値解析および振動実験の制御結果を分析した結果、アクチュエータやセンサ配置位置、制御対象モードなどの制振方法が制御効果に及ぼす影響を明らかになり、効率的かつ実践的なアクティブ制振の構築方法が明確となった。本論文で提案するシェル・空間構造物にも適用可能であると考えられる効率的かつ実践的なアクティブ制振の適用方法を図 5-1 に纏める。また、シェル・空間構造物の実構造物に地震応答制御を目的としたアクティブ制振を適用するために、今後更なる検討が必要であると考えられる事項を今後の課題として以下に示す。

- (1) 比較的明快な振動特性を有するアーチ構造物よりも、より複雑な振動特性を有するドームや自由曲面シェルなどのシェル・空間構造物を対象として、地震応答制御を目的としたアクティブ制振の適用方法を検討する。
- (2) アクティブ制振による地震応答制御技術の信頼性を向上させるために、不整が制御効果に及ぼす影響を分析しロバスト性を検証する。また、構造物の振動特性を正確に把握して制御を行うために、システム同定による制御システムの構築方法を確立する。
- (3) 地震応答制御手法の容易な選択を可能とするために、崩壊までの履歴面積などの制御結果に対する分析を行い、アクティブ制振とパッシブ制振の制御効率に関する詳細な比較を行う。

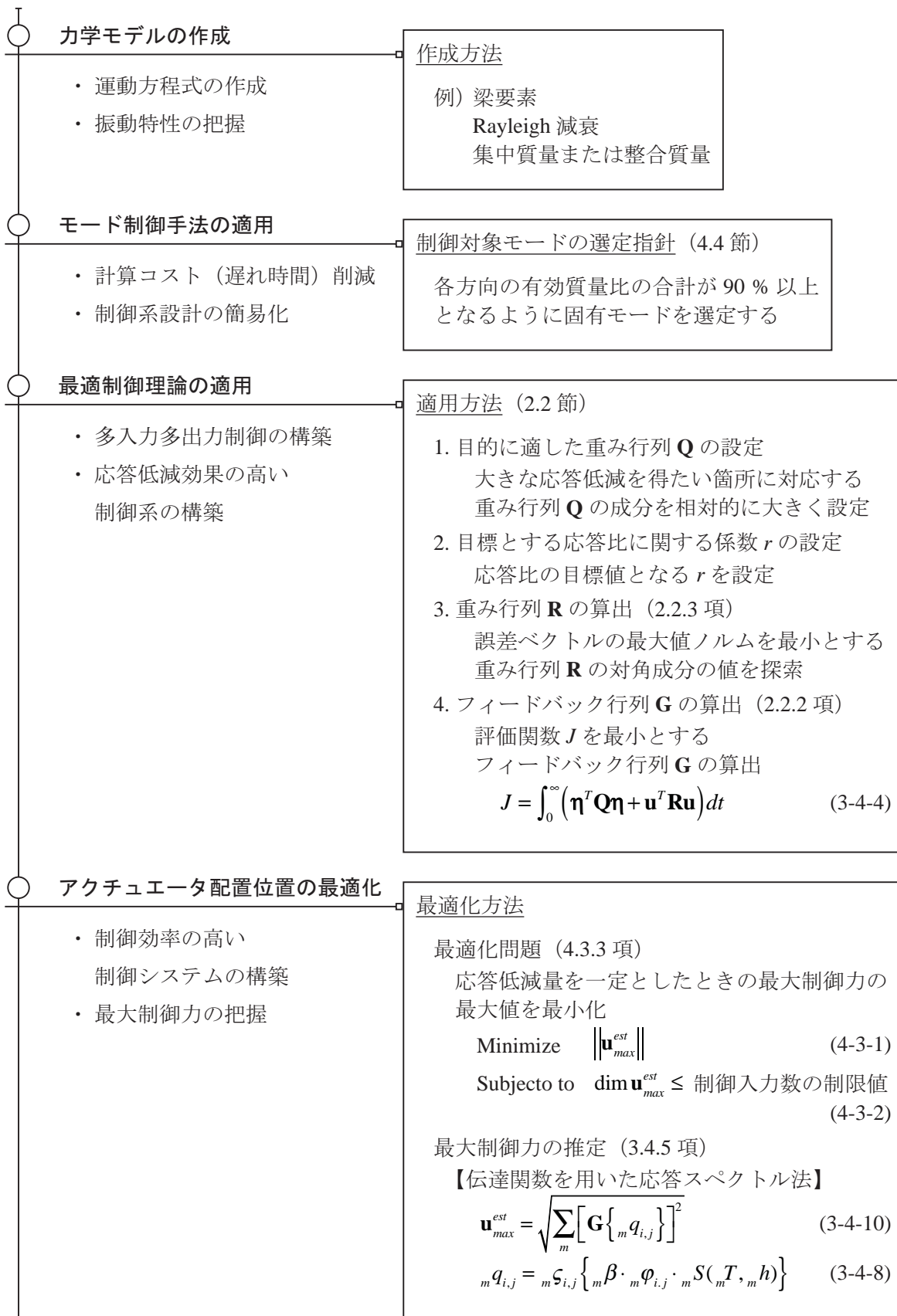


図 5-1_1 本論文で提案するアクティブ制振の適用方法

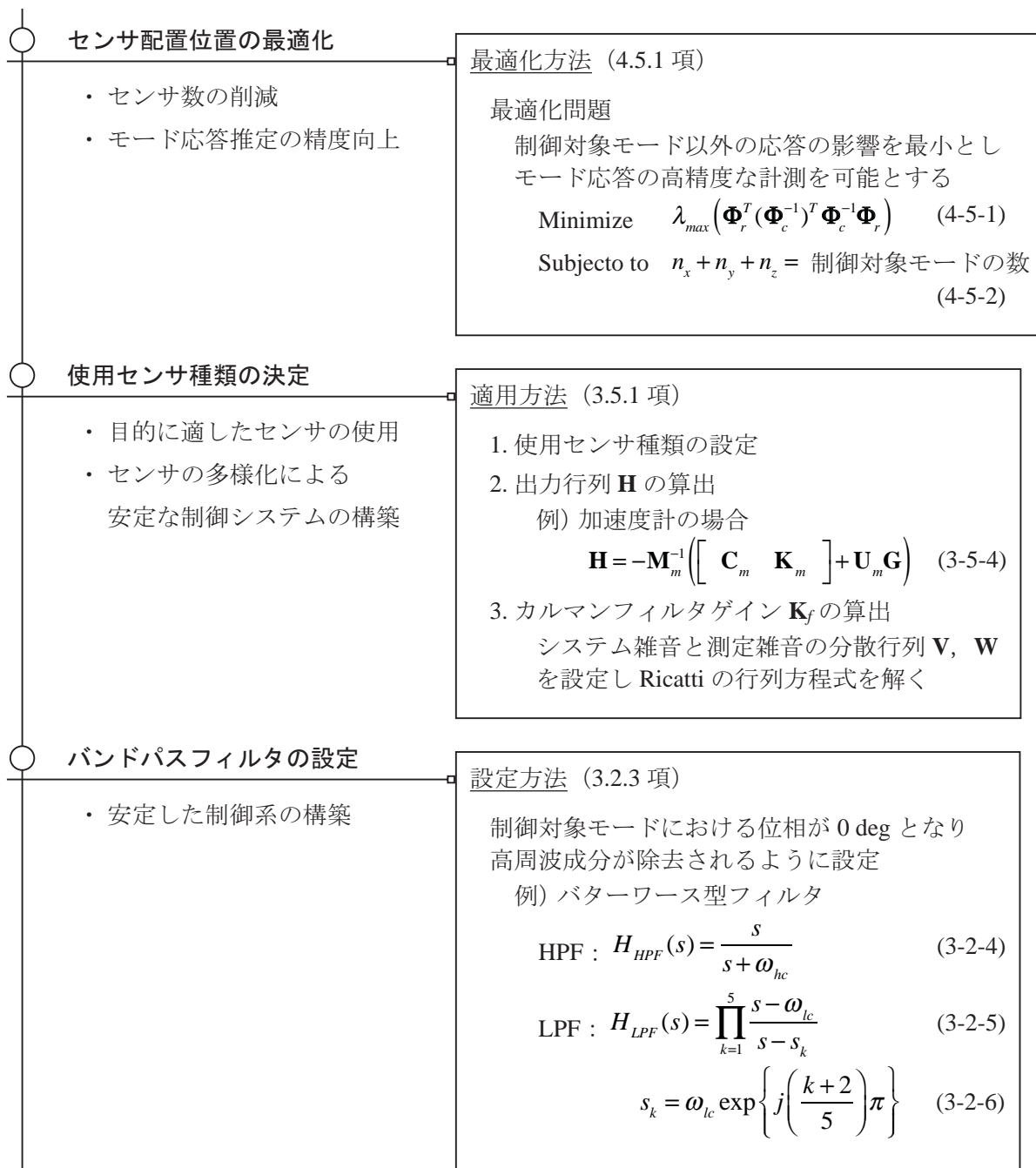


図 5-1_2 本論文で提案するアクティブ制振の適用方法

本研究に関連して発表した論文

本研究に関連して発表した論文

【審査論文】

- 1) 箕輪健一, 熊谷知彦, 小河利行: 最適制御理論を用いたアーチ構造物のアクティブ制振, 構造工学論文集, 日本建築学会, Vol.57B, pp.169-176, 2011.3
〈本論文との対応〉第2章
- 2) 熊谷知彦, 箕輪健一, 桑原諒子, 小河利行: 圧電フィルムを用いたアーチ構造物のアクティブ制振実験, 日本建築学会構造系論文集, 日本建築学会, Vol.78 No.686, pp.771-779, 2013.4
〈本論文との対応〉第3.3節
- 3) 箕輪健一, 熊谷知彦, 小河利行: モード制御手法を用いたアーチ構造物のアクティブ制振, 日本建築学会構造系論文集, 日本建築学会, Vol.78 No.687, pp.939-948, 2013.5
〈本論文との対応〉第3.4節, 第4.3節
- 4) Ken'ichi MINOWA, Tomohiko KUMAGAI, Toshiyuki OGAWA: Active Vibration Control Method for Arch Structures Based on Acceleration Feedback, Journal of the International Association for Shell and Spatial Structures (IASS), IASS, Vol.54 No.4, pp.293-300, 2013.12
〈本論文との対応〉第3.5節

【国際会議】

- 1) Ken'ichi MINOWA, Tomohiko KUMAGAI, Toshiyuki OGAWA: Seismic Response Controls of Arch Structures on Optimal Control Theory, 2010 Symposium of the IASS, Shanghai, China, pp.1869-1881 (CD-ROM), 2010.11
〈本論文との対応〉第2章
- 2) Ken'ichi MINOWA, Tomohiko KUMAGAI, Ryoko KUWAHARA, Toshiyuki OGAWA: Vibration Control Tests of Arch Structures with Piezoelectric Films, IABSE-IASS 2011 Symposium, London, The United Kingdom, (CD-ROM: Ref. No.0420.), 2011.9
〈本論文との対応〉第3.3節
- 3) Ken'ichi MINOWA, Tomohiko KUMAGAI, Toshiyuki OGAWA: Active Vibration Control Tests of Arch Structures Using Acceleration Feedback, 10th CUEE, Tokyo, Japan, pp.1365-1371 (CD-ROM), 2013.3
〈本論文との対応〉第3.5節
- 4) Ken'ichi MINOWA, Tomohiko KUMAGAI, Toshiyuki OGAWA: Active Vibration Control Method for Arch Structures Based on Acceleration Feedback, 2013 Symposium of the IASS, Wroclaw, Poland, (CD-ROM: Paper ID 1221), 2013.9
〈本論文との対応〉第3.5節

【研究成果報告書】

- 1) 箕輪健一，熊谷知彦，小河利行：鉄骨平面ラチスアーチのアクティブ制振に関する研究，2011年度公募研究成果梗概集（一般社団法人 日本鉄鋼連盟），pp.257-262，2012.10

【口頭発表】

- 1) 箕輪健一，熊谷知彦，小河利行：最適制御理論を用いたアーチ構造物の地震応答制御，学術講演梗概集，北陸，B-1，20397，pp.793-794，2010.9
- 2) 箕輪健一，桑原諒子，小澤拓典，熊谷知彦，小河利行：圧電フィルムを用いたアーチ構造物のアクティブ制振実験 その1 試験体および制御システム，学術講演梗概集，関東，B-1，20338，pp.675-676，2011.8
- 3) 熊谷知彦，箕輪健一，桑原諒子，小澤拓典，小河利行：圧電フィルムを用いたアーチ構造物のアクティブ制振実験 その2 制御時におけるアーチ構造物の応答性状，学術講演梗概集，関東，B-1，20339，pp.677-678，2011.8
- 4) 重田幸乃，箕輪健一，熊谷知彦，小河利行：モード制御手法を用いたアーチ構造物のアクティブ制振 その1 アクティブ制振実験による地震応答制御，学術講演梗概集，東海，B-1，20383，pp.765-766，2012.9
- 5) 箕輪健一，熊谷知彦，小河利行：モード制御手法を用いたアーチ構造物のアクティブ制振 その2 実験結果の評価とアクチュエータ最適配置，学術講演梗概集，東海，B-1，20384，pp.767-768，2012.9
- 6) 椎木大介，箕輪健一，熊谷知彦，小河利行：加速度フィードバックによるアーチ構造物のアクティブ制振，学術講演梗概集，北海道，B-1，20449，pp.897-898，2013.8
- 7) 箕輪健一，熊谷知彦，小河利行：モード制御手法を用いた二層円筒ラチスシェルのアクティブ制振，学術講演梗概集，北海道，B-1，20450，pp.899-900，2013.8

参考文献

参考文献

【第1章】

- 1-1) 斎藤公男：空間 構造 物語 ストラクチュラル・デザインのゆくえ，彰国社，2003.10
- 1-2) 日本建築学会：コンクリートシェル黎明期を支えた理論・技術・施工 - 先人の手法をどう学ぶか -，日本建築学会，2009.8
- 1-3) 日本建築学会：ラチスシェル黎明期を支えた理論・技術・施工 - 先人の手法をどう学ぶか -，日本建築学会，2011.8
- 1-4) 日本建築学会：ラチスシェルの座屈と耐力，日本建築学会，2010.6
- 1-5) 日本建築学会：空間構造の耐震設計と設計例，日本建築学会，2001.1
- 1-6) 日本建築学会：シェル・空間構造の減衰と応答制御，日本建築学会，2008.5
- 1-7) 井上 啓，楠 達明，山田大彦：単層ラチスドームの地震応答と制震に関する基礎的研究：その1 地震応答特性，日本建築学会大会学術講演梗概集，B 分冊，pp.1901-1902，1994.9
- 1-8) 後藤和弘，楠 達明，薛 松濤，山田大彦：単層ラチスドームの地震応答と制震に関する基礎的研究：その2 TMD の制震の可能性について，日本建築学会大会学術講演梗概集，B 分冊，pp.1903-1904，1994.9
- 1-9) 楠 達明，薛 松濤，山田大彦：単層ラチスドームの地震応答と制震に関する基礎的研究：その3 TMD による制震の問題点と検討，日本建築学会大会学術講演梗概集，B 分冊，pp.1905-1906，1994.9
- 1-10) 楠 達明，薛 松濤，山田大彦：単層ラチスドームの地震応答と制震に関する基礎的研究：その4 TMD の効果的な設定の検討，日本建築学会大会学術講演梗概集，B-1 分冊，pp.621-622，1995.8
- 1-11) 薛 松濤，大谷悟史，長澤健二，樋口喜司：大空間構造物における縦方向 TMD に関する研究その1：模型製作及び実験詳細，日本建築学会大会学術講演梗概集，B-1 分冊，pp.913-914，2001.9
- 1-12) 大谷悟史，薛 松濤，長澤健二，樋口喜司：大空間構造物における縦方向 TMD に関する研究その2：実験結果及び結論，日本建築学会大会学術講演梗概集，B-1 分冊，pp.915-916，2001.9
- 1-13) Songtao XUE, Ling QIN, Motohiko YAMADA, Satoshi OTANI, Kenji NAGASAWA and Hisashi HIGUCHI : Vertical Vibration Control for Large Space Arch subject to Horizontal Earthquake Wave, IASS Symposium 2001, Nagoya, TP123, pp.1-8, 2001.10
- 1-14) 吉中 進，川口健一：大スパン建築構造における複数モード制御のための MTMD 法に基づく分散型 TMD に関する研究，日本建築学会構造系論文集，第 586 号，

- pp.123-130, 2004.12
- 1-15) 吉中 進, 川口健一: 分散型 MTMD による大スパン建築構造の振動制御に関する研究: 複数モード制御のための MTMD バンド幅設定法, 日本建築学会構造系論文集, 第 608 号, pp.77-84, 2006.10
- 1-16) 吉中 進, 川口健一: 分散型 MTMD による大スパン建築構造の振動制御に関する研究: アーチモデルを用いた振動台実験, 日本建築学会構造系論文集, 第 621 号, pp.73-80, 2007.11
- 1-17) 吉中 進, 川口健一: 分散型 MTMD による大スパン建築構造の振動制御に関する研究: MTMD 分割とその制振効果に関する考察, 日本建築学会構造系論文集, 第 631 号, pp.1551-1559, 2008.9
- 1-18) 日本建築学会: 阪神・淡路大震災調査報告 共通編-1 総集編, 日本建築学会, 2000.3
- 1-19) 日本建築学会: 2007 年能登半島地震災害調査報告 2007 年新潟県中越沖地震災害調査報告, 日本建築学会, 2010.3
- 1-20) 日本建築学会: 2011 年東北地方太平洋沖地震災害調査速報, 日本建築学会, 2011.7
- 1-21) 山田就康, 西谷 章: 適切な評価関数と低次元化コントローラをもつ H^∞ 制御理論による多自由度系構造物の振動制御, 日本建築学会構造系論文集, 第 462 号, pp.21-29, 1994.8
- 1-22) 山田就康, 西谷 章: 絶対加速度計測にもとづく H^∞ 制振システム設計法, 日本建築学会構造系論文集, 第 484 号, pp.49-58, 1996.6
- 1-23) 西谷 章, 仁田佳宏: AMD の可動限界を考慮した可変フィードバックゲイン制御による制震, 日本建築学会構造系論文集, 第 503 号, pp.61-68, 1998.1
- 1-24) 西谷 章, 山田聖治: AMD を利用した制御対象の同定に基づく H^∞ 制振システム再設計, 日本建築学会構造系論文集, 第 516 号, pp.65-71, 1999.2
- 1-25) 竹下昌樹, 玉井宏章, 北川良和, 三浦賢治: 圧電ダンパーの基本的特性と建築構造物への適用に関する基礎的研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 564 号, pp.47-54, 2003.2
- 1-26) 鎌田崇義, 藤田隆史, 畑山貴善, 有壁剛生, 村井信義, 相沢 覚, 遠山幸太郎: ピエゾアクチュエータを用いたスマート構造による骨組構造物のアクティブ制振に関する研究: 第 1 報, 柱の曲げモーメント制御による場合, 日本機械学会論文集 (C 編), 62 巻, 599 号, pp.2577-2584, 1996.7
- 1-27) 鎌田崇義, 藤田隆史, 畑山貴善, 有壁剛生, 村井信義, 相沢 覚, 遠山幸太郎: ピエゾアクチュエータを用いたスマート構造による骨組構造物のアクティブ制振に関する研究: 第 2 報, 柱の曲げモーメント制御と軸力制御の併用による場合, 日本機械学会論文集 (C 編), 63 巻, 615 号, pp.3743-3750, 1997.11

- 1-28) 嶋崎 守, 藤田隆史, 畑山貴義, 有壁剛生, 村井信義, 相沢 寛, 遠山幸太郎 : 大形ピエゾアクチュエータを用いたスマート構造による建築構造物のアクティブ制振, 日本機械学会論文集 (C編), 67 巻, 656 号, pp.985-991, 2001.4
- 1-29) 松本幸人, 土井文夫, 背戸一登 : 多連ビル構造物のアクティブ振動制御 : 第 1 報, 4 連ビル模型構造物の地震応答制御, 日本機械学会論文集 (C編), 64 巻, 624 号, pp.2840-2846, 1998.8
- 1-30) 松本幸人, 背戸一登 : 多連ビル構造物のアクティブ振動制御 : 第 2 報, 4 連ビル模型構造物の曲げねじれ振動制御の地震応答制御にもたらす効果, 日本機械学会論文集 (C編), 65 巻, 639 号, pp.4286-4292, 1999.11
- 1-31) 日本建築学会 : アクティブ・セミアクティブ振動制御技術の現状, 日本建築学会, 2006.5
- 1-32) 背戸一登 : 構造物の振動制御, コロナ社, 2006.4
- 1-33) 小堀鐸二 : 新版 制震構造 — 理論と実際 —, 鹿島出版会, 2004.10
- 1-34) S. Kato, S. Nakazawa, Y. Matue and T. Yamashita : Active Control of Axial Forces in Beam String Space Frames, IASS-ASCE International Symposium 1994, Atlanta, pp.664-673, 1994.4
- 1-35) 加藤史郎, 中澤祥二 : 張弦梁構造の軸力による多段階軸力制御 半質量ダンパーによる張弦梁構造の制振, 構造工学論文集, Vol.41A, pp.123-132, 1995.3
- 1-36) 加藤史郎, 中澤祥二 : 静的荷重を受ける平面張弦構造の軸力決定法に関する一考察, 日本建築学会構造系論文集, 第 474 号, pp.147-154, 1995.8
- 1-37) 加藤史郎, 中澤祥二 : 幾何学的非線形性を考慮した張弦梁構造の初期導入軸力決定法に関する一考察, 日本建築学会構造系論文集, 第 485 号, pp.81-90, 1996.7
- 1-38) 中澤祥二, 加藤史郎 : ハイブリッド GA を用いた張弦梁構造のプレストレス導入部材最適配置の探索法に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 497 号, pp.99-105, 1997.7
- 1-39) 桜井 宏, 半谷裕彦 : 圧電セルのセンシングと振動制御, 日本建築学会構造系論文集, 第 497 号, pp.107-114, 1997.7
- 1-40) 桜井 宏, 半谷裕彦 : 圧電セルのセンシングと振動制御 : 分割分布センサとアクチュエーター, 日本建築学会構造系論文集, 第 504 号, pp.65-72, 1998.2

【第 2 章】

- 2-1) 土谷武士, 江上 正 : 新版 現代制御工学, 産業図書, 2000.4
- 2-2) 水上憲夫 : 自動制御, 朝倉書店, 1968.2
- 2-3) 木村英紀 : H^∞ 制御, コロナ社, 2000.2
- 2-4) 杉江俊治, 藤田政之 : フィードバック制御入門, コロナ社, 1999.2
- 2-5) 背戸一登 : 構造物の振動制御, コロナ社, 2006.4

- 2-6) 小郷 寛, 美多 勉: システム制御理論入門, 実教出版, 1979.12
- 2-7) 木村英紀, 藤井隆雄, 森 武宏: ロバスト制御, コロナ社, 1994.3
- 2-8) 劉 康志: 線形ロバスト制御, コロナ社, 2002.1
- 2-9) 小堀鐸二: 新版 制震構造 — 理論と実際 —, 鹿島出版会, 2004.10
- 2-10) 日本建築学会: アクティブ・セミアクティブ振動制御技術の現状, 日本建築学会, 2006.5
- 2-11) 日本建築学会: 建築構造物の振動制御入門, 日本建築学会, 2010.12
- 2-12) 安藤和昭, 梶原宏之, 名取 亮, 田沼正也, 兼田雅弘, 藤井隆雄: 数値解析手法による制御系設計, コロナ社, 1986.10
- 2-13) 熊谷知彦, 竹内 徹, 牛渡ふみ, 瀬田紘子, 小河利行: 固有周期及び質量の異なる下部構造に支持されたアーチ構造物の地震応答実験, 日本建築学会構造系論文集, 第 637 号, pp.503-510, 2009.3

【第 3 章】

- 3-1) 尾崎晃一, 樽林達夫, 石坂昭夫: ハーフパワー法による従来型推定式の減衰比評価と実用的厳密解, マイクロメカトロニクス, Vol.48 No.2, pp.20-31, 2004.6
- 3-2) 久保哲夫, 佐藤博康, 本並洋二, 安田徳相: FB 制御の AMD 制震システムにおける制御時間遅れと安定に関する考察, 日本建築学会東海支部研究報告集, Vol.33, pp.141-144, 1995.2
- 3-3) 佐藤 健, 柴田明德, 源栄正人, 渋谷純一: 建築構造物の複数固有モード制約型地震応答制御解析 - 制御力の駆動時間遅れによる制御特性, 日本建築学会東北支部研究報告集, Vol.62, pp.475-478, 1999.6
- 3-4) 土谷武士, 江上 正: 現代制御工学 産業図書 1991, 新版 2000
- 3-5) 美多 勉, 向田昌幸: 演算時間を考慮したデジタル制御系における並列演算方式, 計測自動制御学会論文集, Vol.18, pp.556-563, 1982.6
- 3-6) 矢島尚人, 黒川一夫: 周波数特性に基づく実数次位相進み遅れ補償器を用いた制御系設計法, 計測自動制御学会論文集, Vol.37, pp.56-64, 2001.1
- 3-7) 久保哲夫, 佐藤博康, 本並洋二, 安田徳相: FB 制御の AMD 制震システムにおける制御時間遅れと安定に関する考察, 日本建築学会東海支部研究報告集, Vol.33, pp.141-144, 1995.2
- 3-8) 西村秀和, 吉田和夫, 下郷太郎: 多自由度系に対する最適アクティブ動吸振器 (低次元化モデルを用いた制御および出力フィードバック制御), 日本機械学会論文集 (C 編), 54 巻 508 号, pp.2948-2956, 1988.12
- 3-9) 鎌田崇義, 藤田隆史, 畑山貴善, 有壁剛生, 村井信義, 相沢 覚, 遠山幸太郎: ピエゾアクチュエータを用いたスマート構造による骨組構造物のアクティブ制振に関する研究 - 第 1 報, 柱の曲げモーメント制御による場合, 日本機械学会論文集

- (C編), 62 巻 599 号, pp.2577-2584, 1996.7
- 3-10) 池田芳樹：エネルギー吸収率による制御効果の評価指標について，日本建築学会大会学術講演梗概集，B-2, pp.829-830, 1999.9
- 3-11) Kalman R.E., New Approach to Linear Filtering and Prediction Problems, Transactions of the ASME - Journal of Basic Engineering, 82(D), 1960, pp. 35-45
- 3-12) Kosut, R. : Suboptimal Control of Linear Time-Invariant Systems Subject to Control Structure Constraints, IEEE Transactions on Automatical Control, Vol.Ac-15. No. 5, pp.557-563, 1970.10

【第4章】

- 4-1) 谷口与史也，福島理沙：屋根型ラチスアーチ・シリンダーの耐荷性能と動的崩壊地震動レベルの関係，日本建築学会構造系論文集，第 658 号，pp.2189-2196, 2010.12
- 4-2) 近藤晋司，矢富盟祥，井上紘一：柔軟構造物の振動制御におけるセンサおよびアクチュエータの配置，日本機械学会論文集 (C編)，55 巻 513 号，pp.1206-1214, 1989.5
- 4-3) 木澤 悟，大日方五郎：弾性振動系におけるアクチュエータ/センサの配置と制御則の統合化最適設計，日本機械学会論文集 (C編)，62 巻 600 号，pp.3108-3115, 1996.8
- 4-4) 土岐 仁，平元和彦，秋元文男：柔軟構造物の振動制御系の設計法：Riccati 方程式の厳密解表現に基づくセンサ/アクチュエータの最適配置，日本機械学会論文集 (C編)，64 巻 621 号，pp.1508-1513, 1998.5
- 4-5) 伊藤慎也，谷 明勲，河村 廣，山辺友一郎：知的ファジィアクティブ最適制御に基づく制御デバイスの複数最適配置，日本建築学会近畿支部研究報告集，第 44 号，pp.233-236, 2004.5
- 4-6) 川畑成之，福永久雄：センサ・アクチュエータの最適配置に基づく CFRP 積層板の振動計測・振動制御 第 1 報 数値シミュレーション，日本航空宇宙学会論文集，Vol.52, No.610, pp.499-506, 2004.11
- 4-7) 川畑成之，福永久雄：センサ・アクチュエータの最適配置に基づく CFRP 積層板の振動計測・振動制御 第 2 報 実験，日本航空宇宙学会論文集，Vol.53, No.618, pp.295-301, 2005.7
- 4-8) 堀口知宏，小檜山雅之：性能設計を目的とした線形二次レギュレータで制御される一質点系建物の構造系・制御系の同時最適化，日本建築学会構造系論文集，第 675 号，pp.715-722, 2012.5
- 4-9) 柴田明徳：最新耐震構造解析，北森出版，2003.5
- 4-10) 菅原香織，福永久雄，亀山正樹，胡 寧：モードセンサ・圧電アクチュエータに

よる積層板の振動制御, 日本機械学会論文集 (C 編), 68 巻 668 号, pp.1178-1184, 2002.4

- 4-11) 菊島義弘, 田中信雄: モードセンサを用いた骨組構造物の振動制御に関する研究 (分布定数系モードセンサについて), 日本機械学会論文集 (C 編), 69 巻 687 号, pp.2999-3006, 2003.11
- 4-12) 株式会社 理研商會: RIKEN 超高压 70-2000MPa, 株式会社 理研商會, No. 72 1997
- 4-13) 吉中 進, 川口健一: 大スパン建築構造における複数モード制御のための MTMD 法に基づく分散型 TMD に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 586 号, pp.123-130, 2004.12