

リンク式流体慣性ダンパによる
構造物の地震応答制御に関する研究

Seismic Response Control of Structures
Using Linked Fluid Inertia Mass Damper

2018年2月

渡井 一樹

Kazuki WATAI

リンク式流体慣性ダンパによる
構造物の地震応答制御に関する研究

Seismic Response Control of Structures
Using Linked Fluid Inertia Mass Damper

2018 年 2 月

早稲田大学大学院 創造理工学研究科

建築学専攻 建築構造設計研究

渡井 一樹

Kazuki WATAI

目次

第1章 序論	
1.1 研究の背景	3
1.2 既往の研究	5
1.2.1 負剛性制御に関する研究	5
1.2.2 慣性質量ダンパに関する研究	5
1.2.3 リンク機構に関する研究	6
1.3 研究の目的	7
1.4 論文の構成	8
第2章 リンク式流体慣性ダンパの基本機構と制振構法の原理	
2.1 はじめに	11
2.2 リンク式流体慣性ダンパの基本機構	11
2.3 リンク式流体慣性ダンパを用いた制振構法の原理	13
2.3.1 せん断質点系の運動方程式	13
2.3.2 固有周期、減衰定数、刺激関数の導出	16
2.4 リンク式流体慣性ダンパを応用した制振構法の提案	21
2.5 リンク式流体慣性ダンパの力学モデル	23
2.5.1 基本性能試験の概要	23
2.5.2 試験結果及び考察	26
2.5.3 力学モデルの構築と精度検証	30
2.6 まとめ	34
第3章 リンク式流体慣性ダンパの高性能化	
3.1 はじめに	37
3.2 リンク式流体慣性ダンパの基本性能評価試験	37
3.2.1 性能評価試験の概要	37
3.2.2 試験結果及び考察	40
3.3 リンク式流体慣性ダンパの高性能化手法と性能評価	45
3.3.1 リンク式流体慣性ダンパの高性能化手法	45
3.3.2 単体性能試験の概要	49
3.3.3 基本性能の評価	51
3.3.4 高性能化の定量的評価	52
3.3.5 粘性減衰力を算出する理論式の精度検証	59

3.4	小型2層鉄骨フレームによる振動台実験	60
3.4.1	振動台実験の概要	60
3.4.2	加振方法	62
3.4.3	計測システム	63
3.4.4	振動特性の把握	64
3.4.5	制振効果の評価	65
3.4.6	力学モデルの構築と精度検証	70
3.4.7	慣性質量効果の定量的評価	72
3.5	まとめ	74
第4章 リンク式流体慣性ダンパによる層間変形制御機構の動力学特性		
4.1	はじめに	77
4.2	層間変形制御機構の基本性能	77
4.2.1	単体性能試験の概要	77
4.2.2	試験結果及び考察	80
4.3	層間変形制御機構を設置したせん断質点系モデルの定常振動解	83
4.3.1	調和振動に対する定常振動解の導出	83
4.3.2	弾性応答時のせん断力の再分配則	87
4.3.3	地震動に対する応答	89
4.3.4	弾塑性応答時のせん断力の再分配則	90
4.4	小型2層鉄骨フレームによる振動台実験	94
4.4.1	振動台実験の概要	94
4.4.2	加振方法	96
4.4.3	計測システム	97
4.4.4	振動特性の把握と固有値の算出	98
4.4.5	力学モデルの構築	99
4.4.6	制振効果の評価と力学モデルの精度検証	100
4.4.7	せん断力の再分配量の定量的評価	102
4.5	まとめ	103
第5章 リンク式流体慣性ダンパを設置した実寸2層小型フレームによる振動台実験		
5.1	はじめに	107
5.2	振動台実験の概要	107
5.2.1	実験システム	107
5.2.2	試験体仕様	108

5.2.3	試験体パラメータ	109
5.2.4	リンク式流体慣性ダンパの力学特性	110
5.2.5	リンク式流体慣性ダンパの設置方法	111
5.2.6	計測システム	113
5.2.7	加振方法	114
5.3	実験結果	115
5.3.1	振動特性の把握	115
5.3.2	最大応答の比較	116
5.3.3	荷重変形関係	117
5.3.4	リンク式流体慣性ダンパの挙動	121
5.3.5	エネルギー吸収量	122
5.4	力学モデルの構築と実験結果の考察	122
5.4.1	主構造のモデル化	122
5.4.2	リンク式流体慣性ダンパのモデル化	124
5.4.3	構築した力学モデルの精度検証	125
5.5	各力学要素と制振効果の関係	126
5.6	ダンパの等価剛性	127
5.7	まとめ	129
第6章 結論		133
附録		137
参考文献		143
本論文に関わる研究発表一覧		147
謝辞		149

第 1 章

序論

1.1 研究の背景

1995年兵庫県南部地震以降多発している震度7クラスの地震動は、戸建住宅をはじめとする低層構造物に甚大な被害をもたらしている。これらの地震動は、現行の建築基準法で構造物の終局耐震安全評価の基準として想定している極めて稀な地震動を遥かに上回る破壊力を持っていることから、以下では過酷な地震動¹⁾と称することとする。しかしながら、建築防災体制の観点からは如何に過酷な地震動であろうとも少なくとも構造物の倒壊を防ぐことが必要である。また、このような地震動に対して構造物の耐震性能を向上させるためには、従来のように耐力壁を増設することで主要構造部材の剛性及び耐力を向上させる「耐震構造法」では対応しきれないことが懸念されている。近年観測された過酷な地震動は極めて稀な地震動と比較して2倍以上の最大速度を発揮することから、構造物は従来の構造システムと比較して4倍以上のエネルギーを吸収する必要がある。そこで、ダンパと呼ばれるエネルギー吸収装置を付加する「制振構造」や、構造物と地面の間にアイソレータと呼ばれる積層ゴムなどのせん断剛性が低い支承を設置する「免震構造」を普及させることで効果的に構造物の耐震安全性を向上させることができると考えられる。制振・免震構造は主に中高層及び超高層建築物に対しては広く普及しているが、戸建住宅程度の低層構造物は耐震構造法が主な補強方法となっている。2016年熊本地震のように過酷な地震動が短期間で数回発生した場合には、木造住宅のように経験した変形が大きくなるほど剛性が低下する構造物では倒壊する危険性が非常に高くなる。さらに、耐震構造法により主構造の剛性・耐力が高められていたとしても、僅かな剛性・耐力のばらつきにより特定層もしくは特定構面に変形が集中することで倒壊に至る恐れがある。特に、直下型の地震に伴って発生することの多い指向性パルス波は、相対的に弱層となる層に損傷集中を生じさせて層崩壊を生じさせる傾向が非常に強い²⁾。層崩壊は人命を著しく脅かすことからその防止に効果的な構造システムの開発が求められている。

制振構法の振動制御手法のひとつに「負剛性制御」と呼ばれるものがある。これは、負の剛性を有するデバイスを構造系に導入することで、構造系が有している正の剛性を見かけ上低減する手法であり、絶対加速度の低減に優れているという特徴を持つ。この手法はアクティブ/セミアクティブ制御により概念的には容易に実現されるが、外部からのエネルギー供給や複雑な制御装置が必要になるなど数多くの問題を伴っている。そこで、パッシブ制御で負剛性を簡易に発現できる機構として「慣性質量ダンパ」と呼ばれる制振装置が開発・実用化されている。これは構造物の質点間の相対加速度に比例した慣性力を生じさせることにより負剛性を発現するもので、実際の質量よりも非常に大きな慣性質量を発揮する事が可能である。現在開発されているものの多くは大規模な構造物を制御することを目的とした鋼塊の回転慣性を利用した慣性質量ダンパとなっている。しかし、戸建住宅程度の小規模な構造物であれば流体の慣性質量を利用して、簡易な機構で負剛性制御を適用することが可能と考えられる。

第1章 序論

近年、戸建住宅に対して制振構造を適用する有為性が認識され始めており、戸建住宅用の制振装置が開発されている^{例えば3、4)}。いずれの制振構法も構造物のエネルギー吸収性能を向上させることで耐震性能を向上させることを目指したものである。本研究で提案する「リンク式流体慣性ダンパ」は2つのオイルダンパをリンクチューブにより接続することで構成する。リンク式流体慣性ダンパは流体慣性質量を用いてパッシブ制御で負剛性制御を実現でき、粘性減衰効果を発揮することから構造物のエネルギー吸収能力を向上させることができる。また、リンクされた2つのダンパのピストンロッドは一方を動かすことでもう一方が追従して動く仕組みであり、ダンパを設置した構面同士の変形分布を制御できる。リンク式流体慣性ダンパは簡易な機構でありながら前述の3つの制振効果を同時に発現できるデバイスであり、応答変形と応答加速度のトレードオフの関係を緩和する効果を期待できる。また、リンク効果の調整により構造物の変形分布を任意の形状に定めることができるため、損傷集中の抑制に効果的であり層崩壊の防止に有効な手段となる。このように、既往の制振装置では実現できない多彩な制振効果を実現できるリンク式流体慣性ダンパは、構造物の耐震性能の向上だけでなく、制振構法の高度化に大きく資するものとなる。

1.2 既往の研究

1.2.1 負剛性制御に関する研究

近年、負剛性制御に関する研究は建築・土木分野において盛んに行われている。建築分野では家村らにより MR ダンパによる擬似負剛性セミアクティブ制御⁵⁾や、五十嵐らによりスカイフック制御と負剛性制御の間の対応関係を明らかにすることで擬似負剛性制御を行うための最適なパラメータの調整法が提案されている⁶⁾。袖山らは負剛性を発揮する MR ダンパ及びその制御則を提案しており⁷⁾、曾田らは免震層の剛性を打ち消すように MR ダンパを制御する有為性を示している^{8, 9)}。また、沈らはスカイフック制御に見られる負剛性特性を反映するセミアクティブ制御手法の研究を行っており¹⁰⁾、曾田らは振動台実験によりフィードフォワードスカイフック制御を適用した MR ダンパが実際に負剛性を発揮することとその制振効果を明らかにしている^{11, 12)}。一方、土木分野では豊岡らにより振り子型摩擦支承の原理を応用して負剛性を発揮するパッシブ摩擦ダンパが開発されている¹³⁾。また、池田らにより鉄道橋へ適用するための耐震性能評価によりダンパを適用した構造物の基礎的な特性を把握し、最適なパラメータを設定することで下部構造の応答を低減できることが明らかにされている¹⁴⁾。

1.2.2 慣性質量ダンパに関する研究

慣性質量ダンパはダイナミック・マスとも呼ばれる増幅された見かけの質量(慣性質量)を発揮させるための機構の違いから2種類に分類することができる。1つ目はボールねじを用いて鋼製の錘の回転慣性を利用するものであり、2つ目は流体の高速運動による慣性質量を利用するものである。

錘の回転慣性を利用した慣性質量ダンパとは、建築物の層間変形を軸方向の変位としてダンパに入力し、ボールねじを介して高速な回転運動に変換することで非常に大きな慣性質量を得るものである。既往の研究として、奥村らは慣性質量ダンパを慣性接続要素と称し、特定の振動数に対して入力振動を完全に遮断できる振動遮断接続機構を発表しており¹⁵⁾、柴田らはこれを免震構造物に適用した検討を行っている¹⁶⁾。また、中南らは粘性減衰機構を併せ持つ減衰コマを開発し、慣性質量要素の評価式を導き実機レベルの動的試験を行っている¹⁷⁾。古橋らは慣性接続要素を用いた多層構造物のモード制御に関する検討を行っており、特定の周期を伸長させる手法や高次モードの影響を取り除く完全モード制御¹⁸⁾、特定の高次モードの成分を取り除く擬次モード制御¹⁹⁾や少ない慣性質量でモード制御を行うことができる部分モード制御²⁰⁾を提案している。磯田らは錘の質量を変えずに慣性質量を大きくするためにリードの異なるボールねじを組み合わせることで錘の回転速度を増幅さ

せ、1.6[t]の錘で10,000[t]の慣性質量を発揮する回転慣性質量ダンパを開発している²¹⁾。

流体の慣性質量を利用した慣性質量ダンパとは、流体で満たされた2つの容器を細いバイパス管によってつなぎ、相対的な変位によりバイパス管内で流体を高速運動させることで慣性質量を得るものである。既往の研究として、川股らは流体の慣性及び粘性抵抗を利用した慣性ポンプダンパーを開発し、流体の質量移動が慣性質量に相当することを明らかにし、そのような補助質量機構を利用することで入力低減効果や周期伸長効果が得られることを明らかにしている²²⁾。Smithは電子回路において2接点間の入力差に対して各接点へ出力を得られることに着目し、力学系においても同様に質点間の入力差(相対加速度)に比例した慣性力を発揮する見かけの質量を利用した装置(inerter)を提案しており²³⁾、Wangは流体の運動によりモーターを回転させ見かけの質量を増幅させるHydraulic inerterを提案している²⁴⁾。また、松岡らは流体に磁気粘性流体を用いることで強磁場化において慣性質量を増加させることができる振動低減装置を提案しており²⁵⁾、山野らは流体を利用してさらに大きな慣性質量を発揮するために螺旋バイパス管を持つMR流体慣性ダンパを提案している²⁶⁾。曾田らは戸建住宅への適用を目指した流体慣性ダンパの開発を行っており²⁷⁾、柱梁接合部慣性力載荷試験により実構造に設置した場合においても負剛性を発現することを確認している²⁸⁾。

1.2.3 リンク機構に関する研究

リンク機構とは、広義には変形しない棒状の部材をピン接合して回転運動させることにより他の部材にも動きを伝達する機構であり、機械分野において広く利用されてきている。近年、建築分野でもリンク機構を応用した層間変形制御機構やねじれ変形防止機構としての開発が進められており、その制振構法は機械機構のメカニカルリンクシステムを用いる構法と油圧式リンク機構を用いる構法の2つに分類することができる。

メカニカルリンクシステムを用いた構法は、鋼製のフレームを取り付ける手法^{29~31)}や、RCのロッキング壁を用いる手法³²⁾、外付けのトラスを利用する手法³³⁾が提案されており、いずれの手法も建物剛性に比べて十分に大きな剛性を有する部材をピン接合して付加することで各層の変形を一様化することを目指したものである。油圧式リンク機構を用いた構法は本論で提案するリンク式流体慣性ダンパを用いる手法であり、振動台実験により変形を同一にするリンク効果を発揮することを確認している³⁴⁾。一方で、リンク機構を用いずに損傷集中を抑制することを目的とした手法として、秋山らは梁降伏型の構造物に対して主構造とは別の弾性柱を配置する手法を提案している³⁵⁾。

1.3 研究の目的

本研究では、慣性質量効果、リンク効果、粘性減衰効果の3つの特性を併せ持つ「リンク式流体慣性ダンパ」を提案し、リンク式流体慣性ダンパを用いた制振構法の原理及びその制振効果を明らかにすることで同ダンパを利用した構造システムの有用性を示すことを目的とする。既往の制振装置では実現できない制振効果を実現し、構造物の耐震性能を向上させるだけでなく制振構法の高度化を図るために以下の手順に従い検討を進める。

- 1) リンク式流体慣性ダンパの基本機構を示し、構造物にダンパを設置した際の運動方程式を導くことで提案する制振構法の原理を明らかにする。また、リンク式流体慣性ダンパの単体性能試験を行うことで、ダンパの基本的な力学特性を把握する。(第2章)
- 2) 慣性質量効果による制振効果を向上させることを目的としたダンパの高性能化を行う。本研究ではダンパの高性能化を「粘性減衰力に対する慣性力を相対的に大きくすること」と定義し、具体的な高性能化手法と高性能化したダンパを設置した構造システムの制振効果を検討する。(第3章)
- 3) リンク式流体慣性ダンパによる層間変形制御機構を用いて構造物の変形分布を制御する場合に、層間変形制御機構が構造物の振動特性に与える影響について検討する。また、層間変形制御機構が発揮する動力学特性を正確に把握することで、構造物の耐震設計上リンク式流体慣性ダンパを設置することの有為性を明らかにする。(第4章)
- 4) リンク式流体慣性ダンパを用いた制振構法が理論通りの高い制振効果を発揮することを示すために、同ダンパを設置した実寸2層小型フレームによる振動台実験を行う。また、実験結果を正確に模擬できる力学モデルを構築することで実験結果の定量的評価を実施し、リンク式流体慣性ダンパを用いた制振構法の有用性・実用性を明らかにする。(第5章)

1.4 論文の構成

第1章 序論

1.1 節において本研究の背景を記し、1.2 節では負剛性制御、慣性質量ダンパ、リンク機構に関する既往の研究について示す。1.3 節では本研究の目的を述べる。

第2章 リンク式流体慣性ダンパの基本機構と制振構法の原理

2.2 節では提案するリンク式流体慣性ダンパの基本機構について示し、2.3 節でリンク式流体慣性ダンパを設置した構造物の運動方程式の定式化を行う。次いで、2.4 節ではリンク式流体慣性ダンパを応用した制振構法の提案を行い、2.5 節では単体性能試験により同ダンパの基本的な力学特性の評価と力学モデルの構築方法を示す。

第3章 リンク式流体慣性ダンパの高性能化

リンク式流体慣性ダンパの基本性能に影響を与える基本仕様に関する検討の一環として、3.2 節ではリンクチューブに関する検討を行う。3.3 節では具体的な高性能化手法として流体密度と流体動粘度に関する検討を行い、高性能化の程度を定量的に評価する。次いで、3.4 節では高性能化したダンパを設置した小型2層鉄骨フレームによる振動台実験を行うことで、高性能化による制振効果を検討する。

第4章 リンク式流体慣性ダンパによる層間変形制御機構の動力学特性

4.2 節では層間変形制御機構の基本性能として、リンク式流体慣性ダンパの2つのピストンロッドの変位量を任意の比率にする場合の力学特性を単体性能試験により確認する。4.3 節では層間変形制御機構を設置した構造物の調和振動に対する定常振動解を導出することで、同機構が構造物の振動特性に与える影響について整理する。次いで、4.4 節では小型2層鉄骨フレームによる振動台実験により層間変形制御機構が理論通りの力学特性を実際に発揮することを確認する。

第5章 リンク式流体慣性ダンパを設置した実寸2層小型フレームによる振動台実験

5.2 節では実寸2層小型フレームによる振動台実験の概要を示す。5.3 節では試験体の振動特性と地震動に対する応答について実験結果と考察を示す。次いで、5.4 節では構築した力学モデルが実験結果を精度よく模擬できることを確認し、5.5 節及び5.6 節では構築した力学モデルを用いて実験結果から得られた制振効果を定量的に評価する。

第6章 結論

本論文の総括を述べる。

第2章

リンク式流体慣性ダンパの基本機構と制振構法の原理

2.1 はじめに

本章では、提案するリンク式流体慣性ダンパの基本機構と制振構法の原理について述べる。まず2.2節においてリンク式流体慣性ダンパの基本機構とその特徴について概要を述べる。次いで、2.3節ではリンク式流体慣性ダンパを用いた制振構法の原理として上下層間の損傷集中を抑制する設置方法について運動方程式の定式化を行い、2.4節では同ダンパを応用した制振構法の提案を行う。2.5節では単体性能試験によりダンパの基本的な力学特性の評価と力学モデルの構築方法を示す。

2.2 リンク式流体慣性ダンパの基本機構

図2.1にリンク式流体慣性ダンパ (Linked Fluid Inertia Mass Damper) の基本機構を示す。リンク式流体慣性ダンパはシリンダ、ピストンロッド、リンクチューブから構成され、2つのシリンダの油室間を互いにリンクチューブでつないだオイルダンパである。ピストンにオリフィスは設けておらず、一方のピストンロッドを動かせばシリンダ内の作動流体がチューブ内を移動し、もう一方のシリンダに流れ込むことで2つのピストンロッドが追従して動くことでリンク効果を発揮する仕組みである。このとき、チューブによりリンクさせる油室の断面積 A_i の比率を調整することで2つのピストンロッドの移動量 x_{di} の比率を任意に設定することが可能であり、断面積を等しくすれば2つのピストンロッドの移動量は等しくなる。ここで、2つのピストンロッドの移動量の比率をリンク変形比 α_{Link} と称し、式(2.1)で定義する。

$$\alpha_{Link} = \frac{x_{d2}}{x_{d1}} = \frac{A_1}{A_2} \quad (2.1)$$

また、細いチューブがオリフィスの役割を果たすために粘性減衰効果を発揮し、封入された流体はチューブ内を高速で運動するために慣性質量効果を発揮する。なお、リンク式流体慣性ダンパは図2.1に示すようにリンクさせた1組をダンパ単体と称することにする。

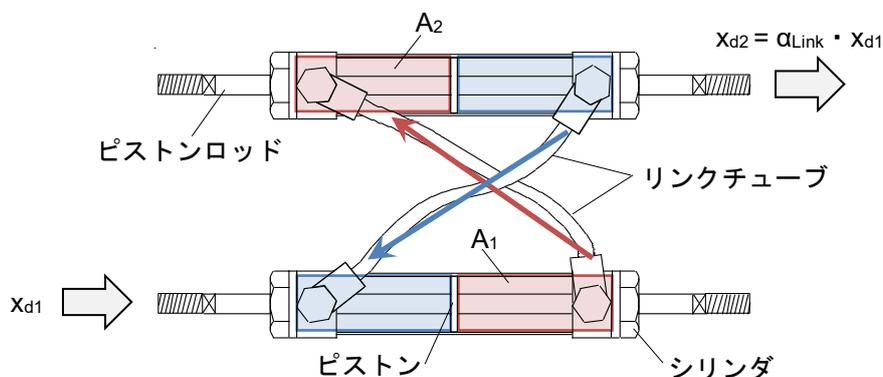


図2.1 リンク式流体慣性ダンパ単体の基本機構

慣性質量効果を発揮するための機構は2種類に分類することができる。1つはボールねじを用いて鋼製の錘の回転慣性を利用するものであり、他は流体の高速運動を利用するものである。鋼製の回転慣性を利用する場合、増幅倍率 β (増幅された見かけの質量/実際の質量)は $\beta=100\sim 10,000$ 程度²¹⁾と非常に大きいことから大規模な構造物への適用が可能となる。一方、流体の慣性質量を利用する場合の増幅倍率は $\beta=20\sim 200$ 程度^{27, 28)}と鋼塊の回転慣性を利用する場合と比べると小さいが、小規模な住宅程度の構造物であれば適用が可能だと考えられる。流体の高速運動により増幅された見かけの質量 (以下、慣性質量) は、以下のように算出することができ、断面圧縮比の2乗と流体密度に比例した慣性質量を發揮する。

- 1) 油圧システムにおける内部圧力は各部で等しくなることから、図 2.2 に示すピストンロッドに生じる抵抗力 F とチューブ内の慣性力 P の関係は次式で表される。

$$\frac{F}{A} = \frac{P}{a} \quad (2.2)$$

A : シリンダ断面積 a : チューブ断面積

- 2) ここで、シリンダの断面積とチューブの断面積の比として断面圧縮比 α_A を定義する。

$$\alpha_A = \frac{A}{a} = \frac{D_1^2 - D_2^2}{d^2} \quad (2.3)$$

D_1 : シリンダ内径 D_2 : ピストンロッド径 d : チューブ内径

- 3) チューブ内に生じる流体の慣性力 P はピストンロッドの変位を x_d 、チューブ内の流体変位を y 、流体質量を m' とすれば次式で表される。

$$P = -m' \cdot \ddot{y} = -m' \cdot \alpha_A \cdot \ddot{x}_d \quad (2.4)$$

- 4) 1 と 3 の関係から流体の慣性力 P によりピストンロッドに生じる抵抗力 F が求まる。

$$F = P \cdot \alpha_A = -m' \cdot \alpha_A^2 \cdot \ddot{x}_d \quad (2.5)$$

- 5) 流体の密度を ρ 、チューブ長さを l とすれば流体の慣性質量 m_s が求まる。

$$m_s = m' \cdot \alpha_A^2 = \rho \frac{\pi d^2 l}{4} \alpha_A^2 \quad (2.6)$$

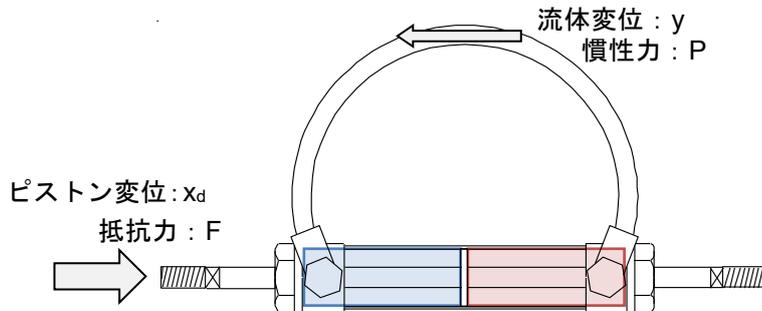


図 2.2 流体による慣性力発生機構の概念図

2.3 リンク式流体慣性ダンパを用いた制振構法の原理

2.3.1 せん断質点系の運動方程式

図 2.3 に示す 2 層フレームを例にしてリンク式流体慣性ダンパ (LFIMD) を上下層間の損傷集中を抑制することを目的として設置した場合の運動方程式の定式化を行う。

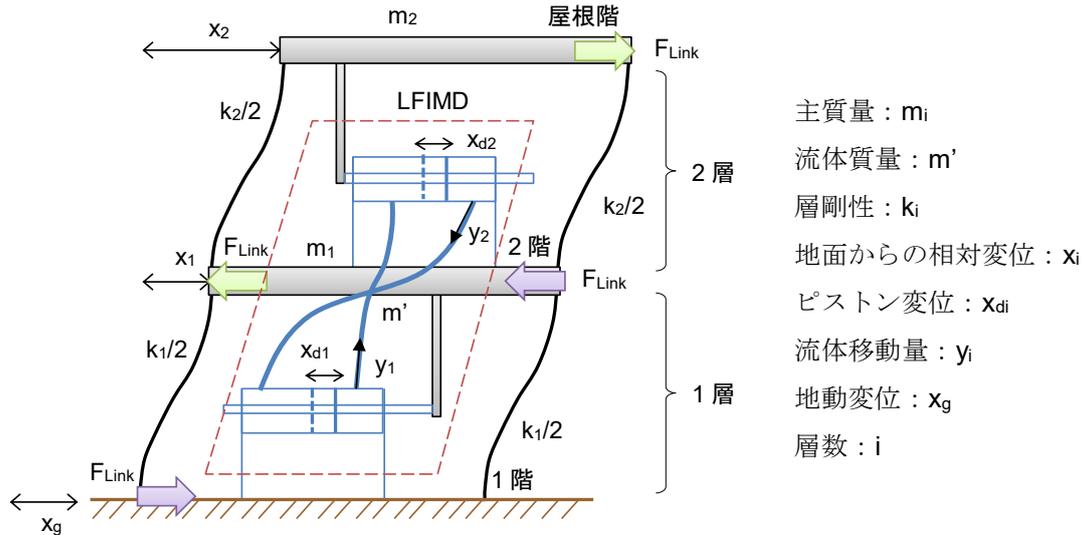


図 2.3 リンク式流体慣性ダンパを設置した 2 層フレーム

リンク機構の抵抗力はリンクさせたシリンダのピストン変位 x_{d1} 、 x_{d2} を任意の比率 (リンク変形比 α_{Link}) にするように働く。このとき、リンク機構が発揮する力 F_{Link} は 2 つのピストン変位の差に比例する力となり式(2.7)で表される。

$$F_{Link} = k_{Link} \cdot (\alpha_{Link} \cdot x_{d1} - x_{d2}) \quad (2.7)$$

また、ピストン変位 x_{di} と各層の層間変形は等しくなるとすれば、リンク機構が発揮する力は式(2.8)で表せる。

$$F_{Link} = k_{Link} \cdot \{\alpha_{Link} \cdot x_1 - (x_2 - x_1)\} = k_{Link} \cdot \{(\alpha_{Link} + 1)x_1 - x_2\} \quad (2.8)$$

k_{Link} はリンク機構の剛性を表し、封入する作動流体の圧縮剛性及びチューブの剛性により決まる。つまり、 $k_{Link}=0$ であればリンク機構は働かず、 $k_{Link}=\infty$ とすれば 2 つのピストン変位は完全にリンクする。以降、リンク機構の剛性 k_{Link} をリンク剛性と称する。

次に、粘性流体による減衰力は各層のシリンダが有する減衰係数を c_i とすれば式(2.9)で表せる。

$$F_{oil} = c_i \cdot \dot{x}_{di} \quad (2.9)$$

このとき、バイパス管内の流体の移動量を y_1, y_2 とすれば振動系全体の運動エネルギー T 、エネルギーの消散関数 F 、ポテンシャルエネルギー V は次式で表される。

$$T = \frac{1}{2}m_1(\dot{x}_1 + \dot{x}_g)^2 + \frac{1}{2}m'(-\dot{y}_1 + \dot{x}_g)^2 + \frac{1}{2}m_2(\dot{x}_2 + \dot{x}_g)^2 + \frac{1}{2}m'(-\dot{y}_2 + \dot{x}_g)^2 \quad (2.10)$$

$$F = \frac{1}{2}c_1\dot{x}_1^2 + \frac{1}{2}c_2(\dot{x}_2 - \dot{x}_1)^2 \quad (2.11)$$

$$V = \frac{1}{2}k_1x_1^2 + \frac{1}{2}k_2(x_2 - x_1)^2 + \frac{1}{2}k_{Link}\{(\alpha_{Link} + 1)x_1 - x_2\}^2 \quad (2.12)$$

ここで、チューブ内とシリンダ内の流体の移動量は、連続条件により断面圧縮比 α_A を用いて表すと1層については以下のようなになる。

$$\frac{\pi d^2}{4} \cdot y_1 = \frac{\pi(D_1^2 - D_2^2)}{4} \cdot x_1 \quad (2.13)$$

$$y_1 = \frac{(D_1^2 - D_2^2)}{d^2} \cdot x_1 = \alpha_{A1} \cdot x_1 \quad (2.14)$$

また、2層については以下のようなになる。

$$\frac{\pi d^2}{4} \cdot y_2 = \frac{\pi(D_1^2 - D_2^2)}{4} \cdot (x_2 - x_1) \quad (2.15)$$

$$y_2 = \frac{(D_1^2 - D_2^2)}{d^2} \cdot (x_2 - x_1) = \alpha_{A2} \cdot (x_2 - x_1) \quad (2.16)$$

式(2.10)に式(2.14)、(2.16)を代入すると次式が得られる。

$$T = \frac{1}{2}m_1(\dot{x}_1 + \dot{x}_g)^2 + \frac{1}{2}m'(-\alpha_{A1}\dot{x}_1 + \dot{x}_g)^2 + \frac{1}{2}m_2(\dot{x}_2 + \dot{x}_g)^2 + \frac{1}{2}m'(-\alpha_{A2}(\dot{x}_2 - \dot{x}_1) + \dot{x}_g)^2 \quad (2.17)$$

次に、式(2.18)に示す Euler-Lagrange の方程式に式(2.17)、(2.11)、(2.12)を代入して整理すれば1層については以下のようなになる。

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial T}{\partial \dot{x}_i} \right) + \frac{\partial F}{\partial \dot{x}_i} + \frac{\partial V}{\partial x_i} = 0 \quad (2.18)$$

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial T}{\partial \dot{x}_1} \right) = (m_1 + \alpha_{A1}^2 m' + \alpha_{A2}^2 m') \dot{x}_1 - \alpha_{A2}^2 \cdot m' \cdot \dot{x}_2 + (m_1 - \alpha_{A1} m' - \alpha_{A2} m') \dot{x}_g \quad (2.19)$$

$$\frac{\partial F}{\partial \dot{x}_1} = (c_1 + c_2) \cdot \dot{x}_1 - c_2 \cdot \dot{x}_2 \quad (2.20)$$

$$\frac{\partial V}{\partial x_1} = \{k_1 + k_2 + (\alpha_{Link} + 1)^2 k_{Link}\} x_1 - \{k_2 + (\alpha_{Link} + 1) k_{Link}\} x_2 \quad (2.21)$$

また、2層については以下のようなになる。

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial T}{\partial \dot{x}_2} \right) = -\alpha_{A2}^2 \cdot m' \cdot \ddot{x}_1 + (m_2 + \alpha_{A2}^2 \cdot m') \ddot{x}_2 + (m_2 - \alpha_{A2} \cdot m') \ddot{x}_g \quad (2.22)$$

$$\frac{\partial F}{\partial \dot{x}_2} = -c_2 \cdot \dot{x}_1 + c_2 \cdot \dot{x}_2 \quad (2.23)$$

$$\frac{\partial V}{\partial x_2} = -\{k_2 + (\alpha_{Link} + 1)k_{Link}\}x_1 + \{k_2 + k_{Link}\}x_2 \quad (2.24)$$

以上より、各層の加速度項には流体の質量と断面圧縮比の2乗の積 $m' \cdot \alpha_A^2$ が付加されていることがわかる。これは、前節において式(2.6)で示した流体の慣性質量である。したがって、式(2.19)、(2.22)は次のように表せる。

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial T}{\partial \dot{x}_1} \right) = (m_1 + m_{s1} + m_{s2})\ddot{x}_1 - m_{s2} \cdot \ddot{x}_2 + (m_1 - \alpha_{A1}m' - \alpha_{A2}m')\ddot{x}_g \quad (2.25)$$

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial T}{\partial \dot{x}_2} \right) = -m_{s1} \cdot \dot{x}_1 + (m_2 + m_{s2})\ddot{x}_2 + (m_2 - \alpha_{A2}m')\ddot{x}_g \quad (2.26)$$

式(2.20)、(2.21)、(2.23)、(2.24)、(2.25)、(2.26)を整理すると式(2.27)が得られる。ここで、 $[M]$ は主質量の質量マトリクス、 $[M_s]$ は慣性質量マトリクス、 $[C]$ は減衰マトリクス、 $[K]$ は主構造の剛性マトリクス、 $[K_{Link}]$ はリンク剛性マトリクス、 $[M_s']$ は流体の質量マトリクスを表す。また、式(2.27)の右辺では流体質量 $[M_s']$ の主質量 $[M]$ に対する比率は一般的に1%程度と小さいので、これを無視して簡潔な評価を行うために以後は右辺の質量項は $[M]$ のみとして扱う。

$$([M] + [M_s])\{\ddot{X}\} + [C]\{\dot{X}\} + ([K] + [K_{Link}])\{X\} = -([M] - [M_s'])\{1\}\ddot{x}_g \cong -[M]\{1\}\ddot{x}_g \quad (2.27)$$

以下に各マトリクスを示す。

$$[M] = \begin{bmatrix} m_1 & 0 \\ 0 & m_2 \end{bmatrix} \quad (2.28)$$

$$[M_s] = \begin{bmatrix} m_{s1} + m_{s2} & -m_{s2} \\ -m_{s2} & m_{s2} \end{bmatrix} \quad (2.29)$$

$$[C] = \begin{bmatrix} c_1 + c_2 & -c_2 \\ -c_2 & c_2 \end{bmatrix} \quad (2.30)$$

$$[K] = \begin{bmatrix} k_1 + k_2 & -k_2 \\ -k_2 & k_2 \end{bmatrix} \quad (2.31)$$

$$[K_{Link}] = \begin{bmatrix} (\alpha_{Link} + 1)^2 k_{Link} & -(\alpha_{Link} + 1)k_{Link} \\ -(\alpha_{Link} + 1)k_{Link} & k_{Link} \end{bmatrix} \quad (2.32)$$

$$[M_s'] = \begin{bmatrix} \alpha_{A1}m' + \alpha_{A2}m' & 0 \\ 0 & \alpha_{A2}m' \end{bmatrix} \quad (2.33)$$

$$\{X\} = \begin{Bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{Bmatrix} \quad (2.34)$$

2.3.2 固有周期、減衰定数、刺激関数の算出

リンク式流体慣性ダンパを設置した構造物の基本的な動力学特性を把握するために式(2.27)に示した運動方程式を用いて固有周期、減衰定数、刺激関数を算出する。非制振時の自由振動に対する一般固有値問題は式(2.35)で表せる。

$$\langle - {}_s\omega^2([M] + [M_s]) + ([K] + [K_{Link}]) \rangle {}_s\{U\} = \{0\} \quad (2.35)$$

${}_s\omega^2$ は固有値、 ${}_s\{U\}$ は固有ベクトル、左下の添え字は次数を表す。ここで各モードに対して展開した広義慣性質量 ${}_sM_s$ と広義質量 ${}_sM$ の比 ${}_s\mu$ を広義質量比、広義リンク剛性 ${}_sK_{Link}$ と広義剛性 ${}_sK$ の比 ${}_s\gamma_{Link}$ を広義リンク剛性比として定義する。また、ダンパにより付加される減衰マトリクス $[C]$ を簡易的に比例減衰と仮定して広義減衰係数 ${}_sC$ を定義する。なお、以下の書式において各ベクトル及びマトリクスの右上の添え字 T は転置を表す。

$${}_s\mu = \frac{{}_sM_s}{{}_sM} = \frac{{}_s\{U\}^T [M_s] {}_s\{U\}}{{}_s\{U\}^T [M] {}_s\{U\}} \quad (2.36)$$

$${}_s\gamma_{Link} = \frac{{}_sK_{Link}}{{}_sK} = \frac{{}_s\{U\}^T [K_{Link}] {}_s\{U\}}{{}_s\{U\}^T [K] {}_s\{U\}} \quad (2.37)$$

$${}_sC = {}_s\{U\}^T [C] {}_s\{U\} \quad (2.38)$$

さらに、式(2.27)の運動方程式の両辺を ${}_sM + {}_sM_s$ で除して s 次の減衰定数 ${}_sh$ 、刺激係数 ${}_s\beta$ を用いて整理すると次のようになる。

$${}_s\ddot{q} + 2 {}_sh {}_s\omega {}_s\dot{q} + {}_s\omega^2 {}_sq = - {}_s\beta \ddot{x}_g \quad (2.39)$$

$${}_sq = \frac{{}_s\{U\}^T ([M] + [M_s]) \{X\}}{{}_sM + {}_sM_s} \quad (2.40)$$

$${}_s\omega^2 = \frac{{}_sK + {}_sK_{Link}}{{}_sM + {}_sM_s} = \frac{1 + {}_s\gamma_{Link}}{1 + {}_s\mu} \cdot \frac{{}_sK}{{}_sM} \quad (2.41)$$

$${}_sh = \frac{{}_sC}{2\sqrt{({}_sM + {}_sM_s)({}_sK + {}_sK_{Link})}} = \frac{{}_sC}{2\sqrt{(1 + {}_s\mu)(1 + {}_s\gamma_{Link})} {}_sM} \quad (2.42)$$

$${}_s\beta = \frac{{}_s\{U\}^T [M] \{1\}}{{}_sM + {}_sM_s} = \frac{1}{1 + {}_s\mu} \cdot \frac{{}_s\{U\}^T [M] \{1\}}{{}_sM} \quad (2.43)$$

このとき、1次モードの振動系の固有ベクトルは $\alpha_{Link,0,l}=1.0$ とすればリンク変形比を用いて式(2.44)で表すことができる。なお、 α_{Link} の右下の添え字はリンクさせる2つの層を表す。

$${}_1u_i = {}_1u_1 \sum_{j=1}^i \left(\prod_{k=1}^j \alpha_{Link,k-1,k} \right) \quad (2.44)$$

次に、図 2.4 に示すリンク式流体慣性ダンパを設置した弾性 2 質点系せん断モデルに対して固有値解析を行い、理論的に示した慣性質量とリンク機構が振動系の動力学特性に与える影響を確認する。解析モデルの質量は 2 階床が $m_1=20[t]$ 、屋根階床が $m_2=12[t]$ であり 1 次固有周期は $0.24[s]$ とする。また、主構造の剛性 k_i は剛性比 $\gamma_k=k_2/k_1$ をパラメータとして $\gamma_k=0.4$ 、 0.6 、 0.8 となるように定める。表 2.1 には主構造の諸元一覧を示す。以降の検討では各層に付加される慣性質量と主質量の比を質量比 μ 、リンク剛性と主構造 1 層の剛性の比をリンク剛性比 γ_{Link} として用いる。なお、一般固有値問題においてダッシュポットの減衰を考慮しない場合でもリンク機構の抵抗力は伝わるものとする。

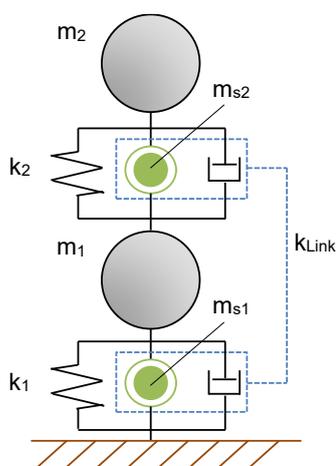


図 2.4 2 質点系弾性モデル

表 2.1 解析モデル諸元

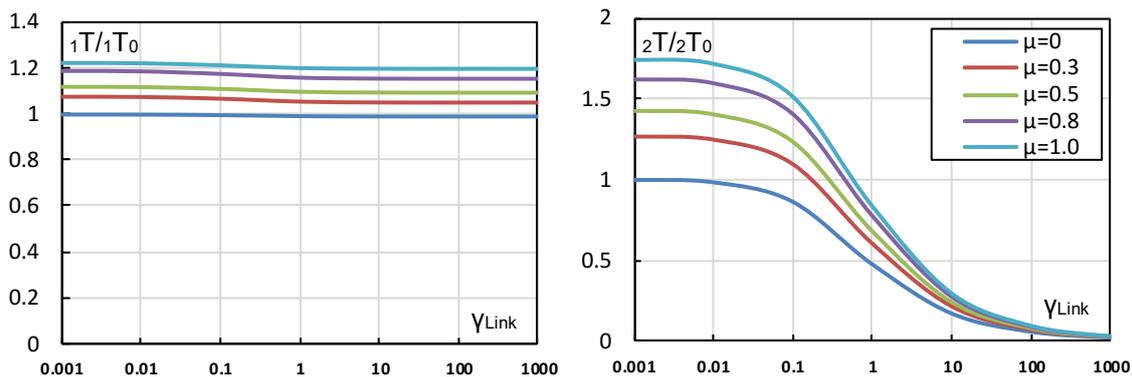
γ_k	0.4	0.6	0.8
$m_1 [t]$	20	20	20
$m_2 [t]$	12	12	12
$k_1 [kN/m]$	34269.5	29206.7	26992.3
$k_2 [kN/m]$	13707.8	17524.0	21593.8
$T_1 [s]$	0.24	0.24	0.24
$T_2 [s]$	0.12	0.11	0.11

a. 固有周期に関する検討

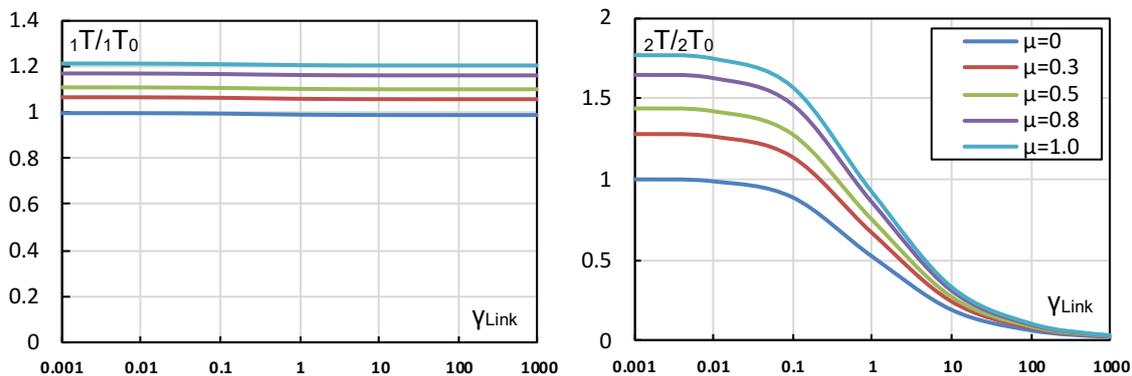
まず、慣性質量とリンク機構が固有周期に対して与える影響について示す。図 2.5 には質量比 μ とリンク剛性比 γ_{Link} を変化させた時の原振動系の固有周期 iT_0 に対するダンパを付加した振動系の固有周期 iT の比率を示す。なお、いずれのグラフにおいてもリンク変形比は $\alpha_{Link}=1.0$ である。式(2.44)で示した固有ベクトルを用いて 1 次モードに対する広義リンク剛性を算出すると、式(2.45)で示すように ${}_1K_{Link}=0$ となることからリンク剛性比を大きくしても 1 次モードの固有周期は変化しない。一方で、2 次モードの固有周期はリンク剛性比を大きくするほど短くなることから、層間変形が完全にリンクされている状態であれば 2 次モードの影響を取り除く効果を発揮する。慣性質量はリンク剛性比が小さい場合には 1 次モードと 2 次モード、リンク剛性比が大きい場合には 1 次モードに対してのみ周期伸長効果を発揮している。以上より、リンク機構は 2 次モードに対して周期低減効果を発揮することで 2 次モードの影響を取り除き、慣性質量は全モードに対して周期伸長効果を発揮する。つまり、リンク式流体慣性ダンパを設置した振動系は 1 次モードの振動成分のみを考慮すればよく、固有周期は式(2.46)で表すことができる。

$$\begin{aligned}
 {}_1K_{Link} &= (\alpha_{Link} + 1)^2 k_{Link} \cdot {}_1u_1^2 - 2(\alpha_{Link} + 1)k_{Link} \cdot {}_1u_1 \cdot {}_1u_2 + k_{Link} \cdot {}_1u_2^2 \\
 &= (\alpha_{Link} + 1)^2 k_{Link} \cdot {}_1u_1^2 - 2(\alpha_{Link} + 1)^2 k_{Link} \cdot {}_1u_1^2 + (\alpha_{Link} + 1)^2 k_{Link} \cdot {}_1u_1^2 \\
 &= 0
 \end{aligned}
 \tag{2.45}$$

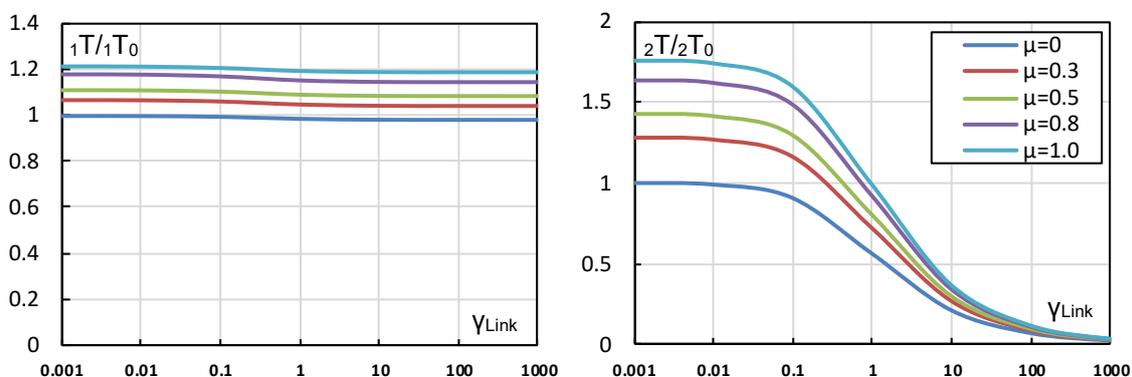
$${}_1T = \sqrt{\frac{1 + {}_1\mu}{1 + {}_1\gamma_{Link}}} \cdot {}_1T_0 = \sqrt{1 + {}_1\mu} \cdot {}_1T_0
 \tag{2.46}$$



a) $\gamma_k=0.4$



b) $\gamma_k=0.6$



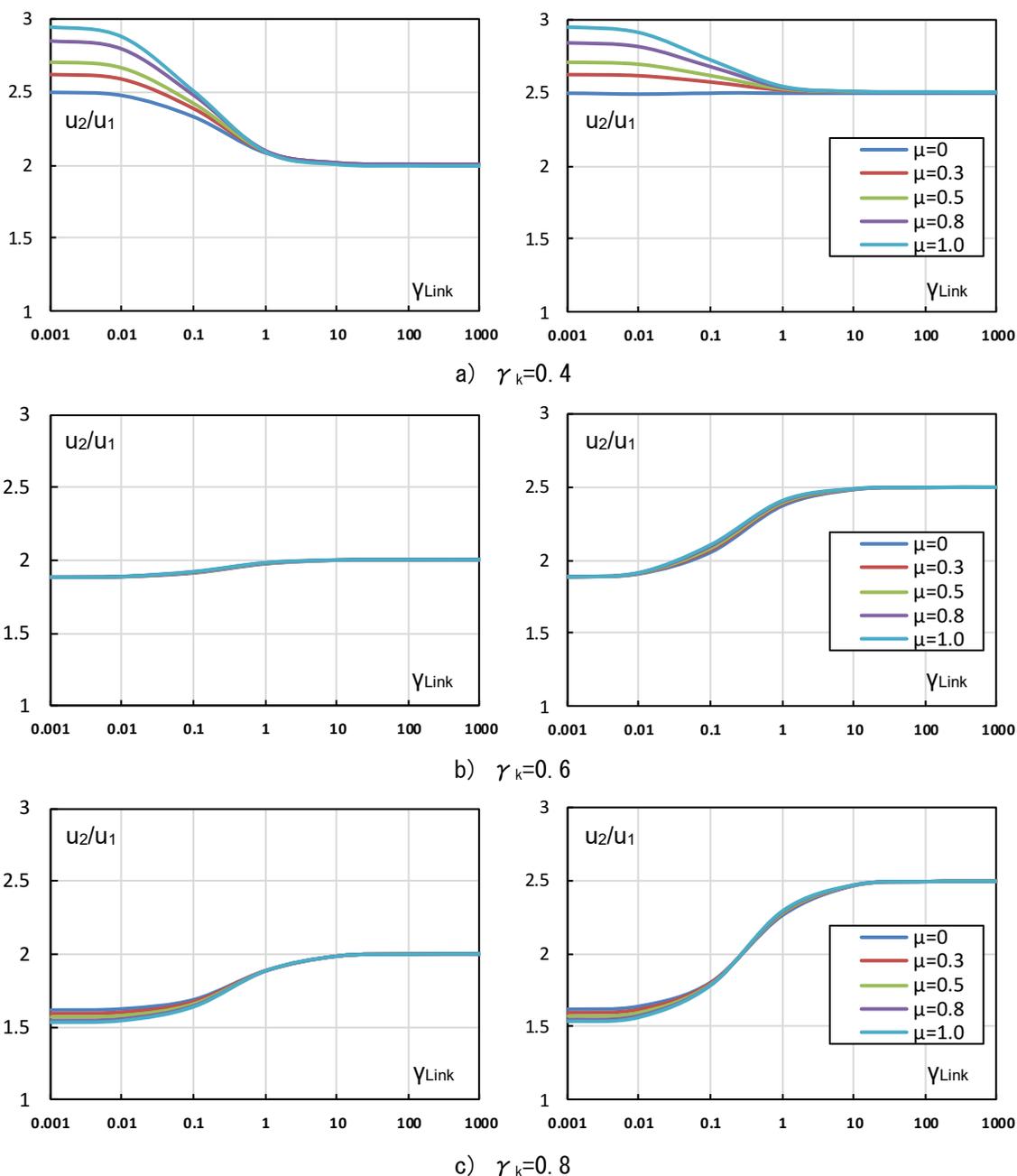
c) $\gamma_k=0.8$

(左：1次モード 右：2次モード)

図 2.5 固有周期の変動効果

b. 固有ベクトルに関する検討

次に、慣性質量とリンク機構が固有ベクトルに与える影響について示す。図 2.6 には α_{Link} を変化させたときの、1 次モードにおける 2 層の固有ベクトル成分 u_2 と 1 層の固有ベクトル成分 u_1 の比率を示す。 $\gamma_k=0.4$ の場合には慣性質量を付加することで u_2 と u_1 の比率が大きくなる傾向が見られるが、 $\gamma_k=0.6, 0.8$ の場合には質量比の違いにより大きな差は認められない。また、リンク剛性比を大きくすることで u_2 と u_1 の比率は $(\alpha_{Link}+1)$ に収束しており、リンク機構により変形分布を制御できることを確認できる。



(左：リンク変形比 $\alpha_{Link}=1.0$ 右：リンク変形比 $\alpha_{Link}=1.5$)

図 2.6 1 次モードの固有ベクトル成分 u_2 と u_1 の比率

c. 刺激関数に関する検討

最後に、慣性質量とリンク機構が刺激関数に与える影響について示す。図 2.7 にはリンク変形比 $\alpha_{Link}=1.0$ としたときの 1 次モードの刺激関数を示す。 $\gamma_{Link}=0$ の場合、 $\gamma_k=0.4$ であれば 2 層、 $\gamma_k=0.8$ であれば 1 層の刺激関数が大きくなるが $\gamma_{Link}=\infty$ とすることで刺激関数が直線状となり変形の一様化に期待できる。刺激関数の値はリンク機構の有無によらず慣性質量を大きくするほど小さくなっていることから、慣性質量効果による入力低減効果を確認できる。一方で、質量比が同様であればリンク剛性比の大きさによらず刺激関数の最大値に変化はないことから、リンク機構は入力低減効果に寄与しないことを確認できる。

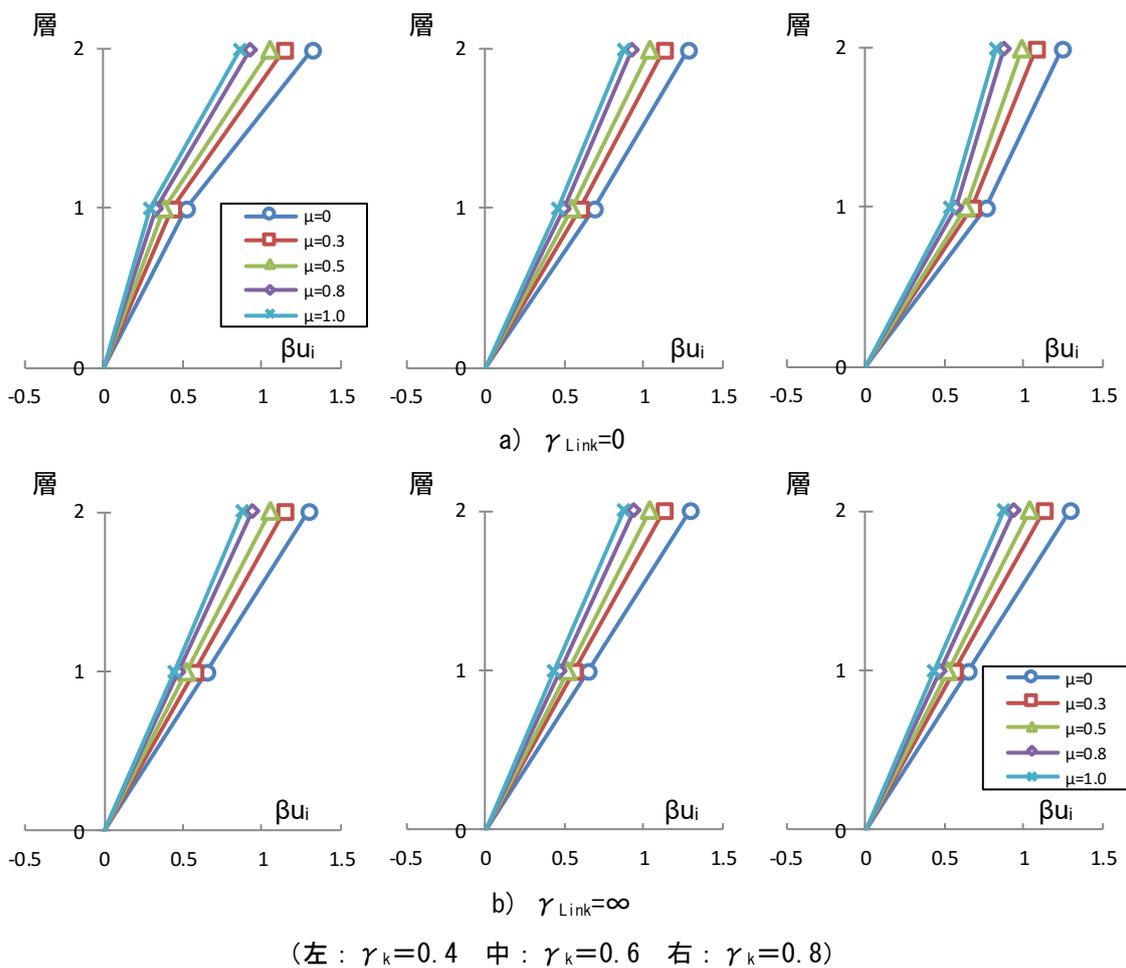
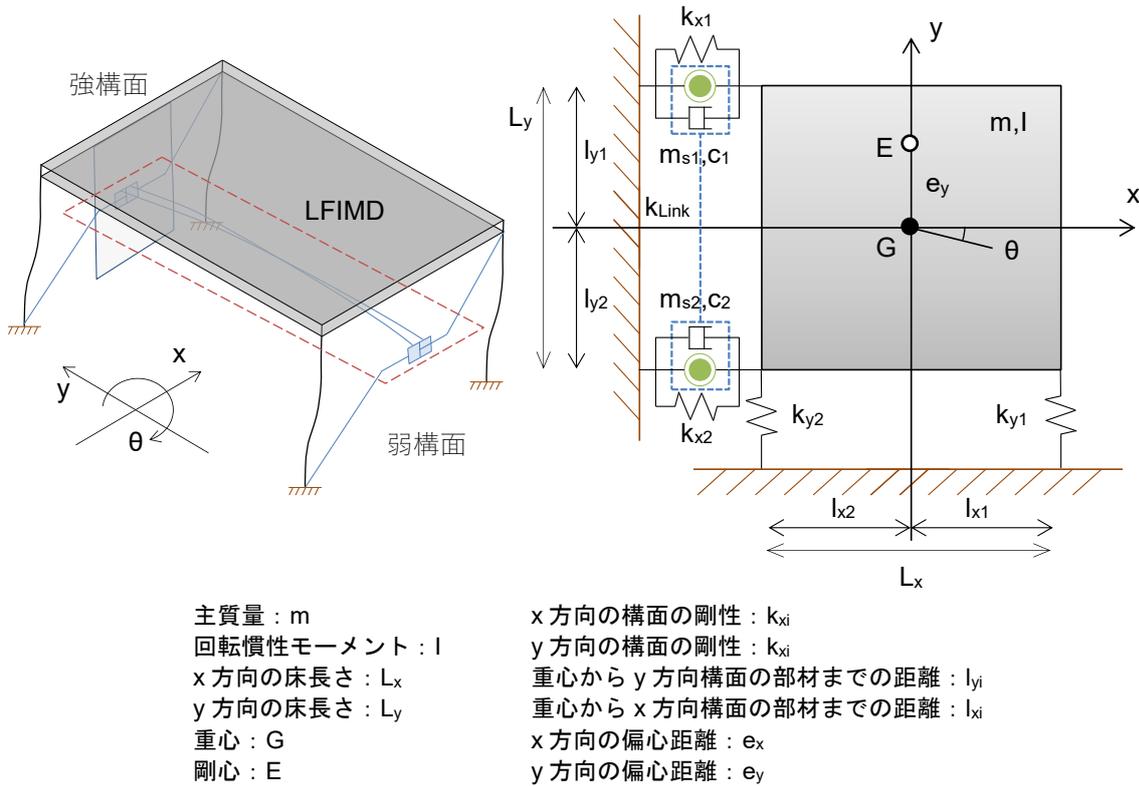


図 2.7 1 次モードの刺激関数

2.4 リンク式流体慣性ダンパを応用した制振構法の提案

a. 振れ振動を抑制する設置方法

リンク式流体慣性ダンパのリンク機構を応用することで、2.3節で示した上下層間の損傷集中抑制効果以外にも様々な制振効果を得ることができる。例えば、図2.8に示す1層1スパンフレームの向かい合う構面にリンク式流体慣性ダンパを設置することでねじれ振動の抑制効果を発揮する。



(左 : 設置方法概念図 右 : 力学モデル)

図 2.8 リンク式流体慣性ダンパを設置した1層1スパンフレーム

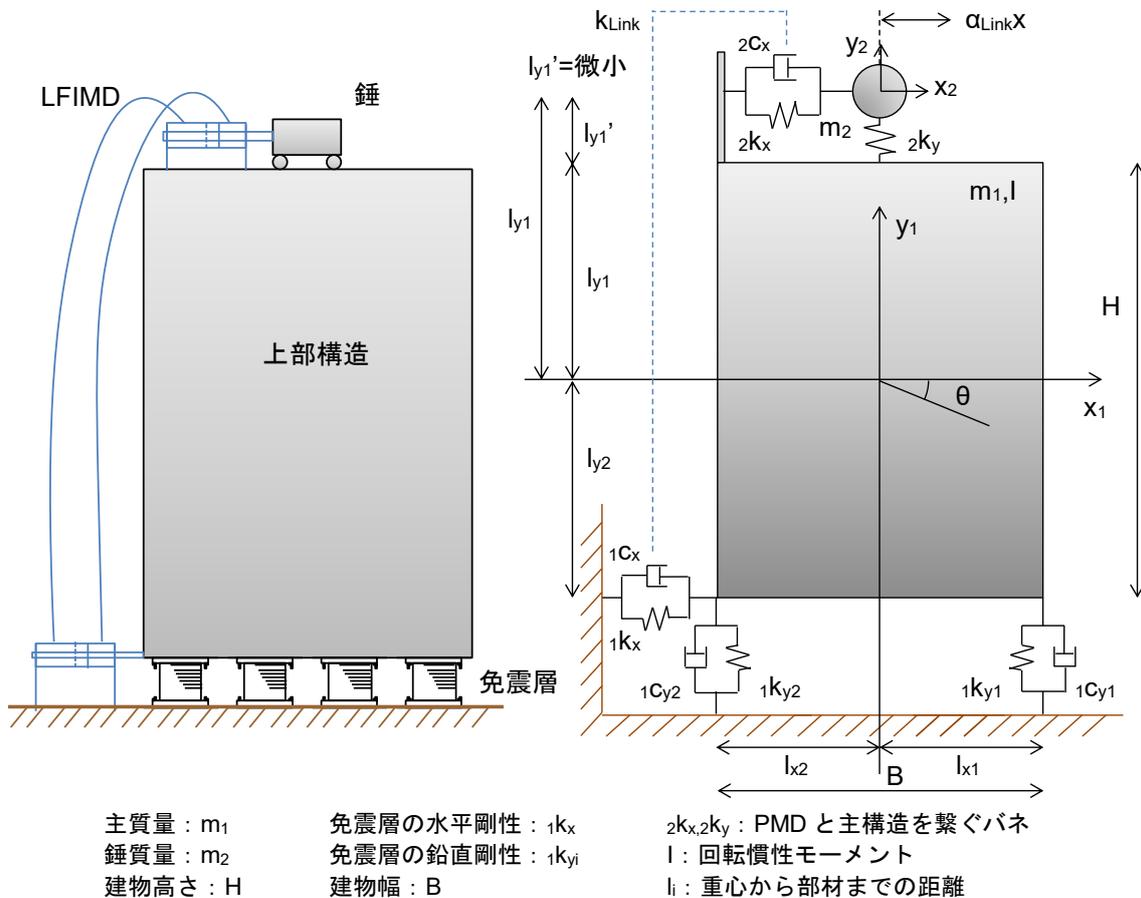
このとき、運動方程式は地動変位を x_g, x_y とすれば式(2.47)のように表される。上下層間の損傷集中を抑制する場合と同様に質量項に慣性質量が、剛性項にリンク機構の剛性マトリクスが足されていることがわかる。振れ振動を抑制することを目的とすることからリンク変形比 $\alpha_{Link}=1.0$ とすればリンク機構の抵抗力は式(2.48)で表され、回転方向の運動に対して抵抗力を発揮する。

$$([M] + [M_s]) \begin{Bmatrix} \ddot{x} \\ \ddot{y} \\ \ddot{\theta} \end{Bmatrix} + [C] \begin{Bmatrix} \dot{x} \\ \dot{y} \\ \dot{\theta} \end{Bmatrix} + ([K] + [K_{Link}]) \begin{Bmatrix} x \\ y \\ \theta \end{Bmatrix} = -[M] \begin{Bmatrix} \ddot{x}_g \\ \ddot{y}_g \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (2.47)$$

$$F_{Link} = k_{Link} \cdot \{\alpha_{Link}(x + l_{y1}\theta) - (x + l_{y2}\theta)\} = k_{Link} \cdot (l_{y1} - l_{y2})\theta \quad (2.48)$$

b. 免震構造物のロッキング応答を抑制する設置方法

免震積層ゴムは固定荷重に対する圧縮力や地震によるせん断力に対しては十分な剛性・靱性を有しているが、引張力に対しては非常に脆性的である。そこで、図 2.9 に示すように免震構造物の最上階に設置した錘と免震層をリンクさせることで構築するパッシブマストドライバー (PMD) を提案する。リンク機構にはリンク式流体慣性ダンパを用いることで免震層の変位を任意の増幅倍率で錘の移動量として入力することが可能となる。また、免震層の変位とは逆位相となるように錘を制御すれば上部構造の転倒モーメントを低減することができ、ロッキング応答の抑制に期待できるシステムとなる。



(左 : 設置方法概念図 右 : 力学モデル)

図 2.9 パッシブマストドライバーの概念図と力学モデル

このとき、運動方程式は式(2.47)と同様な形で表すことができ、力学モデルは y 軸方向にのみ剛性偏心を有する 1 軸偏心モデルとなる。また、リンク機構の抵抗力は式(2.49)で表され、 x 方向の変形とロッキング回転角に対して抵抗力を発揮する。

$$\begin{aligned}
 F_{Link} &= k_{Link} \{ \alpha_{Link} (x_1 + l_{y2} \theta) - (x_2 - x_1 - l_{y1} \theta) \} \\
 &= k_{Link} \{ (\alpha_{Link} + 1) x_1 - x_2 + (l_{y1} + \alpha_{Link} l_{y2}) \theta \}
 \end{aligned} \tag{2.49}$$

2.5 リンク式流体慣性ダンパの力学モデル

2.5.1 基本性能試験の概要

リンク式流体慣性ダンパの力学特性を把握し、その力学モデルを構築するためにシリンダをリンクさせずに流体慣性ダンパ (FIMD) として使用する場合と2本のシリンダをリンクしてリンク式流体慣性ダンパ (LFIMD) とした場合の2通りについて単体性能試験を行った。図 2.10 に本試験で使用するリンク式流体慣性ダンパの平面図、表 2.2 にダンパの基本仕様及び封入する作動流体の諸元、図 2.11 に試験システムを示す。ダンパは両ロッド形式の大型ダンパであり、2つのシリンダの断面積は等しいことからリンク変形比は $\alpha_{Link}=1.0$ となる。ダンパに封入する流体はフッ素オイル³⁶⁾の BARRIERTA J25 FLUID (以下、BARRIERTA) とし、リンクチューブにはワイヤーブレードによる補強が施された耐圧性のゴムチューブを用いた。本試験では加振時に加振梁と接続するシリンダを加振側ダンパ、もう一方のシリンダを追従側ダンパと称する。加振側ダンパは加振梁にピン接合、追従側ダンパはシリンダを反力台に固定してピストンロッドは自由に振動できる場合 (以下、反力なし) と、ピストンロッドの先をコイルばねとピン接合することで反力を与える場合 (以下、反力あり) の2通りの試験を行った。なお、コイルばねは2本並列に設置してありこのときの剛性は 892[kN/m]であることが確かめられている。計測項目はダンパとコイルばねの抵抗力、2基のダンパのピストン変位とし、反力なしの場合は試験システムからコイルばねを取り外して加振を行った。加振は変位制御により行い、反力なしの場合は三角波 (振動数: 0.01[Hz]、振幅±30[mm]) と正弦波、反力ありの場合は正弦波を用いた。正弦波は振動数と振幅をパラメータとし、入力した正弦波の一覧を表 2.3 に示す。動的载荷はアクチュエータへの負担を考慮し、振幅の漸増漸減域を有する波形とし、漸増域、定常部分、漸減域でそれぞれ3サイクルの加振を行った。なお、加振は最大加振速度が 60[cm/s]以内、またはダンパの最大荷重が 50[kN]以下となる範囲で実施した。写真 2.1 には流体慣性ダンパ、写真 2.2 にはリンク式流体慣性ダンパの設置状況を示す。

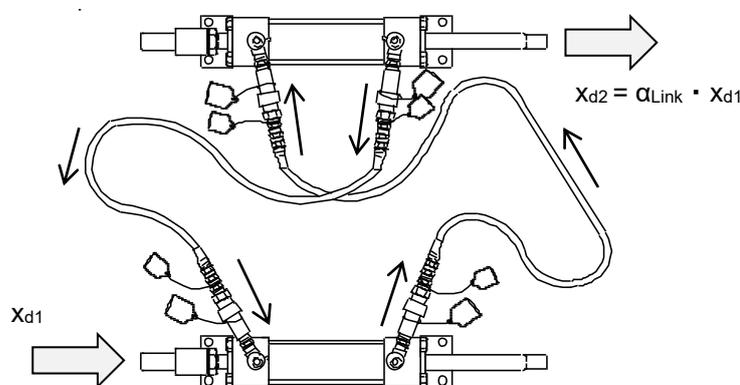


図 2.10 大型リンク式流体慣性ダンパ (LFIMD) の平面図

表 2.2 ダンパの基本仕様及び作動流体の諸元

シリンダ径 [mm]	φ 80.0	
ピストンロッド径 [mm]	φ 35.5	
ストローク [mm]	±100	
チューブ長さ [m]	10	
チューブ内径 [mm]	φ 12.7	
流体名称	BARRIERTA	
作動流体密度 [g/cm ³]	1.88	
作動流体動粘度 [mm ² /s]	20°C	59.96
	40°C	25.00
流体体積弾性係数 [GPa]	0.798	

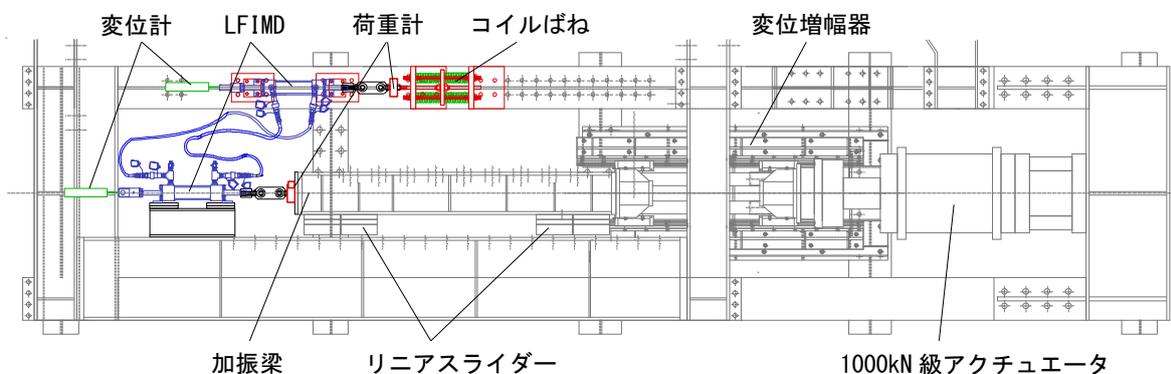


図 2.11 試験システム (LFIMD_反力あり)

表 2.3 加振スケジュール

FIMD		変位 [mm]						
		±5	±10	±20	±30	±40	±50	±60
振動数 [Hz]	0.01	-	-	-	-	-	-	-
	0.5	○	○	○	○	○	○	○
	1.0	○	○	○	○	○	○	○
	2.0	○	○	○	○	○	-	-
	3.0	○	○	○	○	-	-	-
	4.0	○	○	○	-	-	-	-
	5.0	○	○	-	-	-	-	-

LFIMD (反力なし)		変位 [mm]						
		±5	±10	±20	±30	±40	±50	±60
振動数 [Hz]	0.01	-	-	-	-	-	-	-
	0.5	○	○	○	○	○	○	○
	1.0	○	○	○	○	○	○	-
	2.0	○	○	○	-	-	-	-
	3.0	○	○	-	-	-	-	-
	4.0	○	-	-	-	-	-	-
	5.0	-	-	-	-	-	-	-

LFIMD (反力あり)		変位 [mm]			
		±5	±10	±20	±30
振動数 [Hz]	0.01	-	-	-	○
	0.5	○	○	○	○
	1.0	○	○	○	○
	2.0	○	○	○	-
	3.0	○	○	-	-
	4.0	-	-	-	-
	5.0	-	-	-	-

第2章 リンク式流体慣性ダンパの基本機構と制振構法の原理



写真 2.1 流体慣性ダンパの設置状況

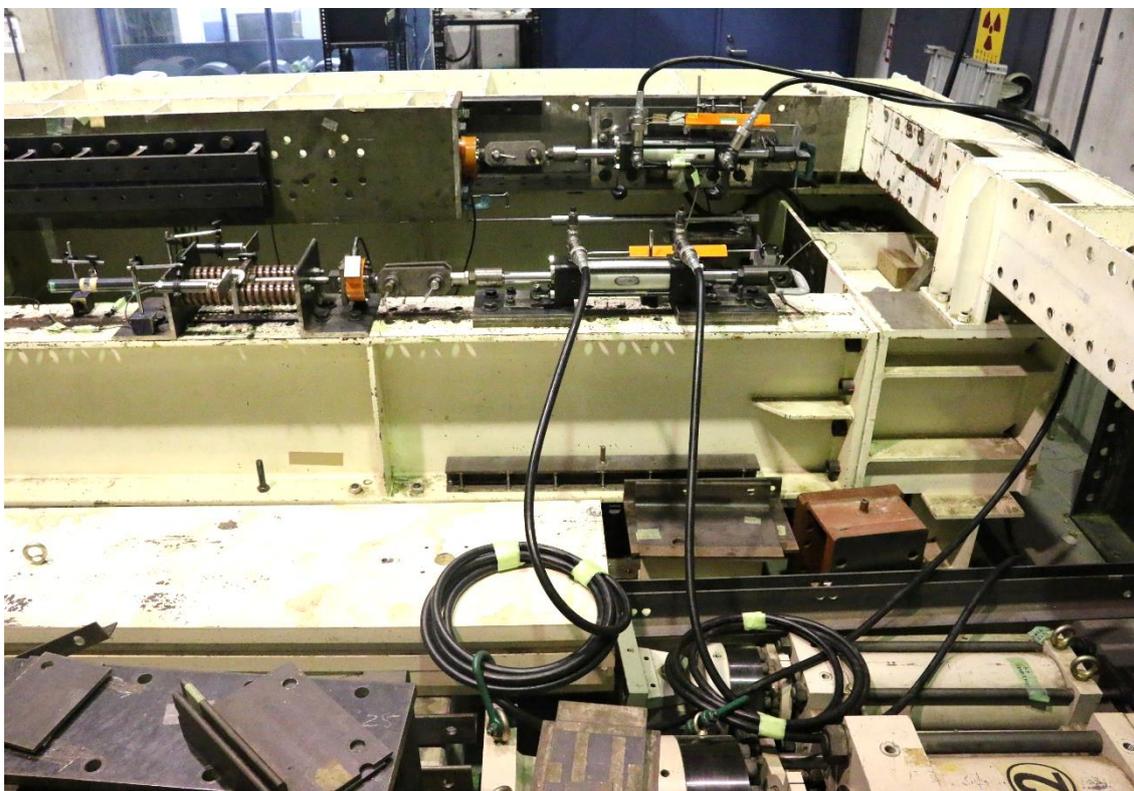


写真 2.2 リンク式流体慣性ダンパの設置状況

2.5.2 試験結果及び考察

a. 追従側ダンパのピストンロッドが自由に振動できる場合

図 2.12 にリンク式流体慣性ダンパとした場合に追従側ダンパに反力を与えずに三角波を入力したときのピストン変位時刻歴と荷重変位関係を示す。加振側及び追従側ダンパのピストン変位が一致していることからリンク効果が良好に機能していることを確認できる。また、三角波はほぼ静的な载荷であることからダンパ荷重は摩擦力であると判断でき、ダンパは内部摩擦力として 0.80[kN]程度の抵抗力を発揮することがわかる。

図 2.13 及び図 2.14 には表 2.3 で示した反力なし試験において正弦波を入力したときの定常状態における 1 サイクルを取り出して全ての振幅について重ねた荷重変位関係を示す。流体慣性ダンパとした場合には振動数、振幅によらず履歴はきれいな楕円形を描いており、明瞭に負剛性を発揮していることからダンパが正常に機能していることを確認できる。特に、振動数 4.0、5.0[Hz]の荷重変位関係は非常に大きな慣性力を発現しており、慣性力が最も大きくなる最大変位時の抵抗力が、粘性減衰力が最大となる原点付近の抵抗力よりも大きくなっている。一方で、リンク式流体慣性ダンパの場合には、履歴はきれいな楕円形を描いているものの、粘性減衰力による影響が大きく変位反転時の油撃による履歴の乱れが小さくなっている。また、粘性減衰力が大きいことから履歴形状は全体として円形に近く、大振幅の加振時には負剛性が明瞭に見られない。しかし、低振幅の加振時には負剛性が明瞭に確認できることから、大振幅の加振時にも負剛性が発揮されていると判断できる。また、振動数が 4.0[Hz]以上になると履歴の傾きが不明確となり、粘性減衰力による履歴の膨らみと油撃による履歴の乱れだけが顕著に表れている。図 2.15 には正弦波を入力したときの各加振における最大速度時の抵抗力をプロットした荷重速度関係を示す。なお、最大速度及び抵抗力は正側と負側の平均した値を用いている。いずれのダンパとした場合においてもプロットは 2 次関数的な挙動を示すことを確認でき、プロットは大きく乱れずに整列していることから安定した粘性減衰力を発揮している。また、リンク式流体慣性案ダンパとした場合には流体慣性ダンパと比較して粘性減衰力が概ね 2 倍になることを確認できる。

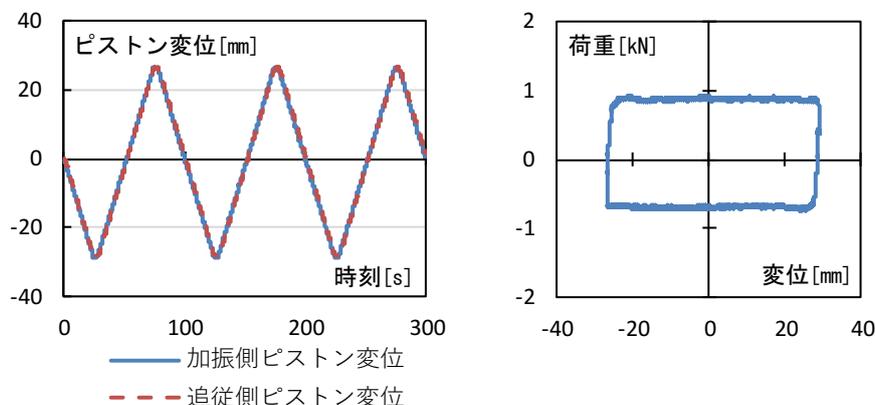


図 2.12 LFIMD に三角波を入力した時のピストン変位時刻歴と荷重変位関係

第2章 リンク式流体慣性ダンパの基本機構と制振構法の原理

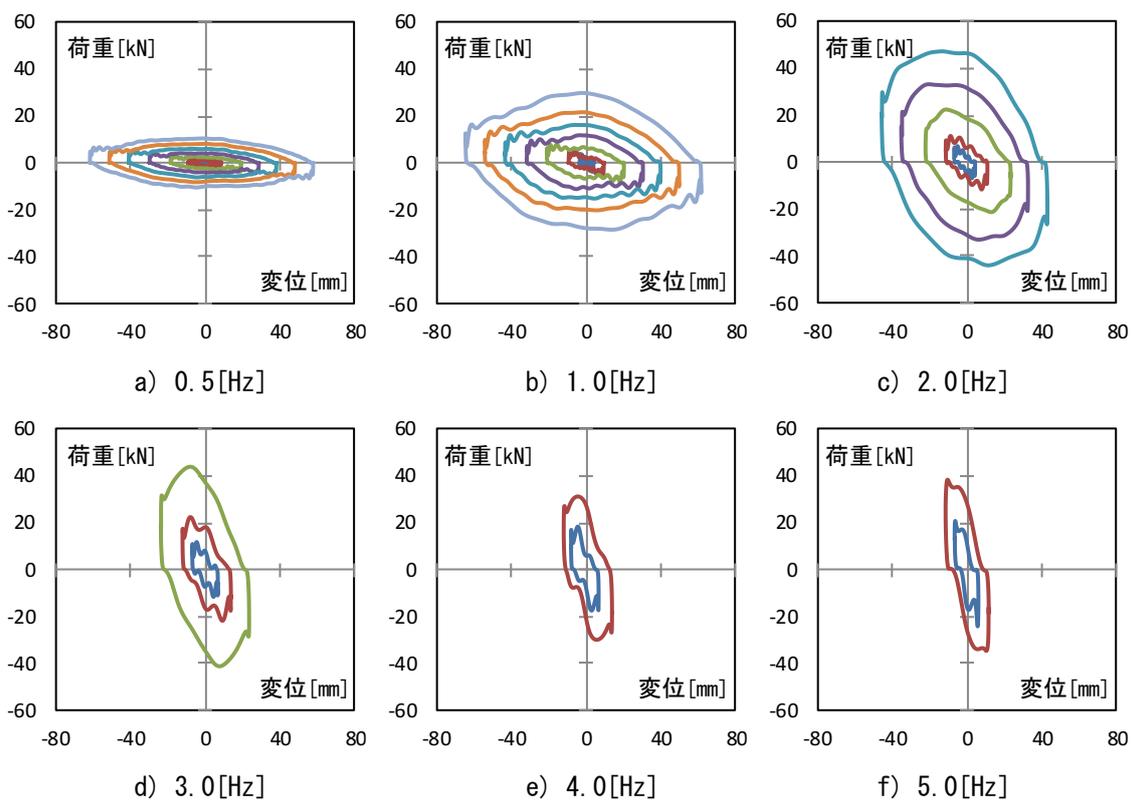


図 2.13 正弦波を入力した時の荷重変位関係 (FIMD)

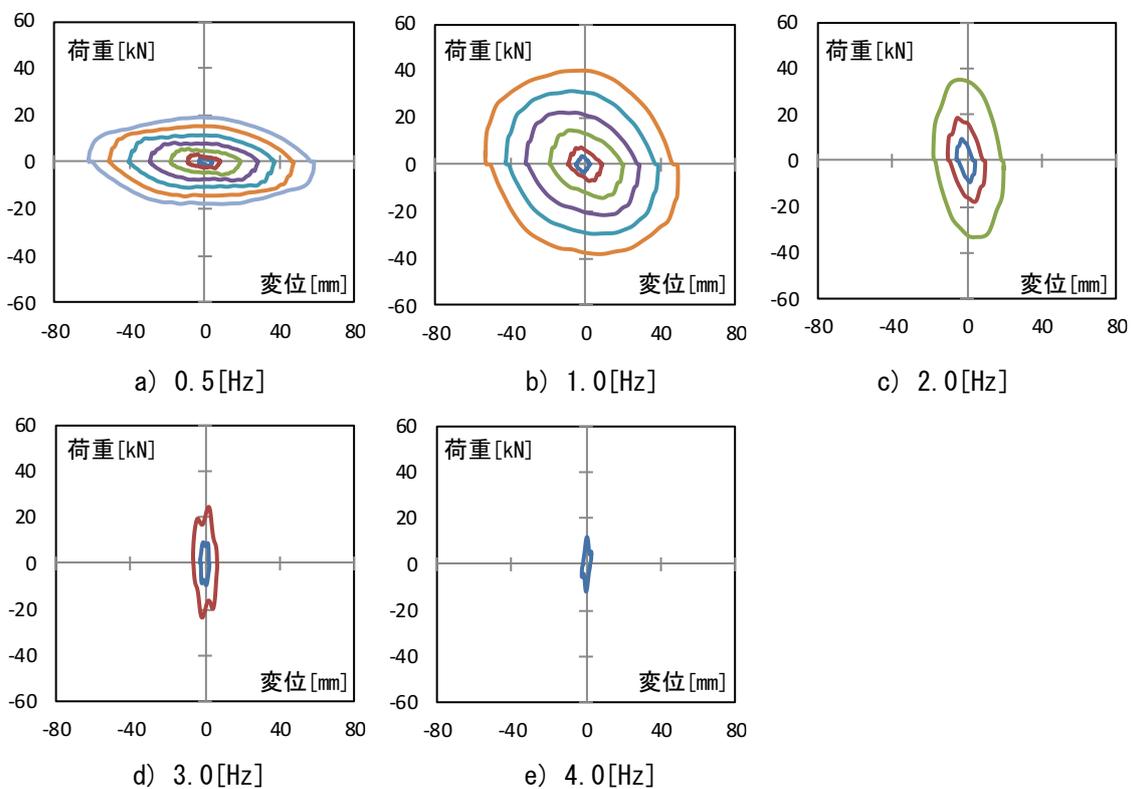


図 2.14 正弦波を入力した時の荷重変位関係 (LFIMD_反力なし)

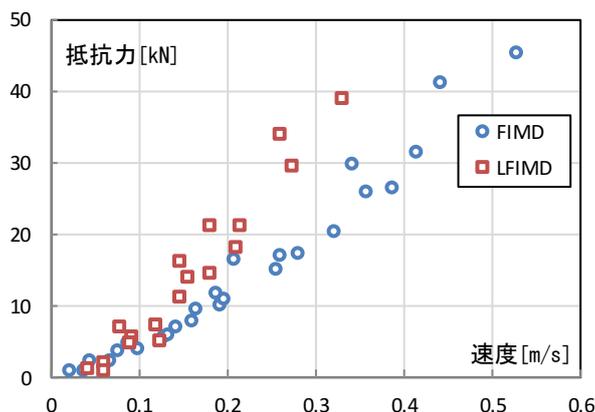


図 2.15 荷重速度関係

b. 追従側ダンパに反力を与える場合

図 2.16 には追従側ダンパに反力を与えてほぼ静的に加振した時のピストン変位時刻歴とシステム全体の荷重 F を加振側ピストン変位 x_{d1} と追従側ピストン変位 x_{d2} の差を用いて算出した荷重変位関係を示す。なお、追従側ダンパに反力を与える場合では加振梁に設置した荷重計で計測される荷重をシステム全体の荷重と称する。ピストン変位時刻歴は加振側に対して追従側が小さくなっており、このときのピストン変位差を用いて算出した荷重変位関係は原点付近での荷重のスリップが小さく流体の圧縮剛性が早期に発揮されていることから高いリンク効果を発揮することを期待できる。ここで、リンク機構の剛性を式(2.50)で定義すると、図 2.16 で示した荷重変位関係に最小二乗法を適用して線形近似することでリンク剛性を算出することができる。

$$k_{Link} = \frac{F}{x_{d1} - x_{d2}} \tag{2.50}$$

k_{Link} : リンク剛性 F ; システム全体の荷重 x_{di} : ピストン変位

図 2.17 には動的に正弦波を入力したときの定常状態における 1 サイクルを取り出して全ての振幅について重ねた荷重変位関係を示す。なお、荷重変位関係の変位は加振側ピストン変位、ダンパ荷重はシステム全体の荷重からコイルばねの抵抗力を引くことで算出した。振動数が 0.5[Hz] の加振時には変位が原点を通過する際に履歴が乱れる傾向が見られ、振動数が大きくなると変位反転時に履歴に乱れが生じる傾向が確認できる。また、いずれの振動数においても履歴は原点について点対象であり、明瞭な負剛性を発揮していることからダンパが正常に機能していると判断できる。

第2章 リンク式流体慣性ダンパの基本機構と制振構法の原理

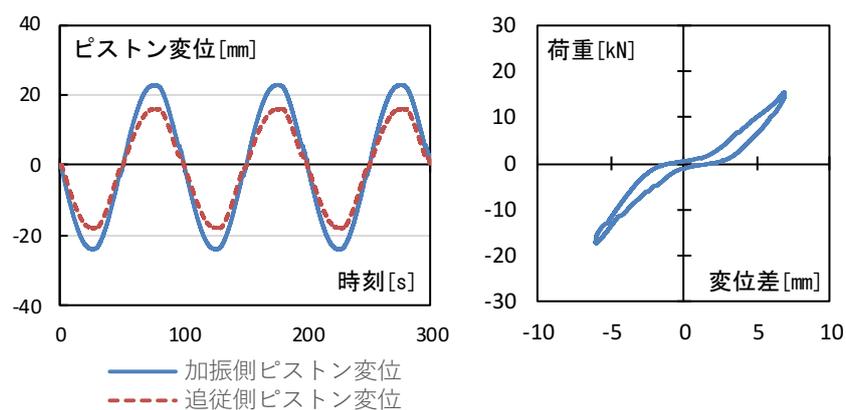


図 2.16 静的に正弦波を入力した時のピストン変位時刻歴と荷重変位関係 (LFIMD_反力あり)

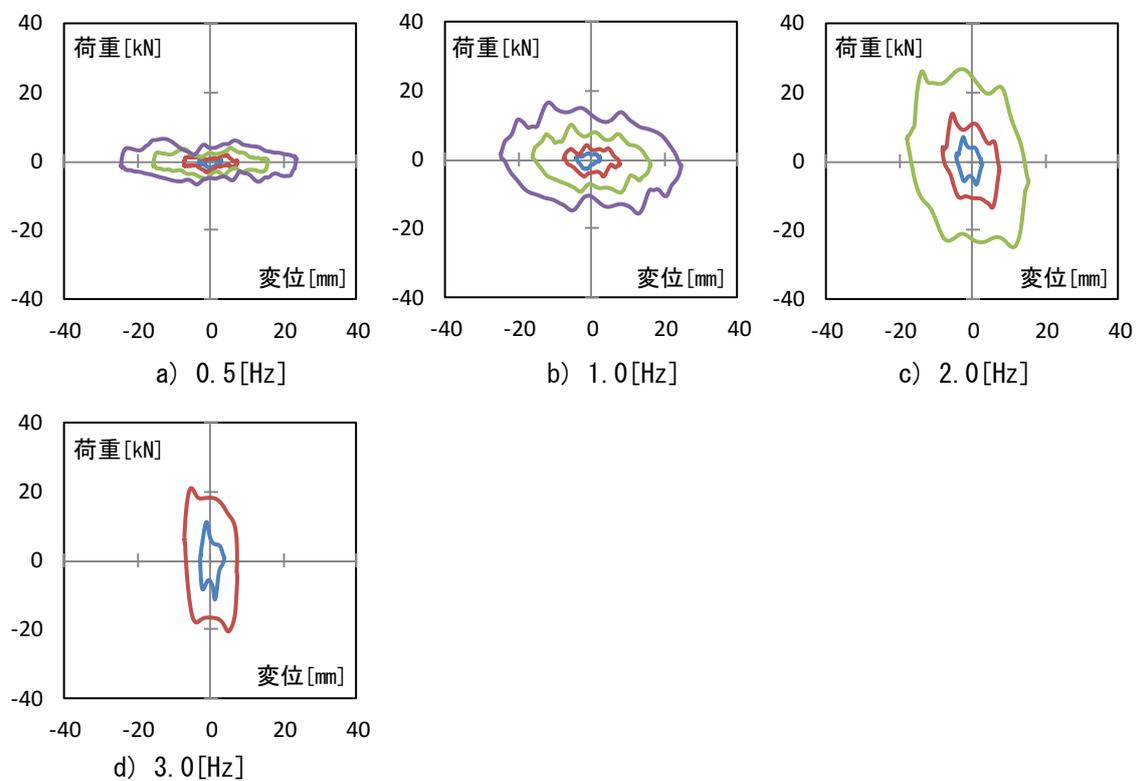


図 2.17 動的に正弦波を入力した時の荷重変位関係 (LFIMD_反力あり)

2.5.3 力学モデルの構築と精度検証

a. 流体慣性ダンパの力学モデル

流体慣性ダンパの抵抗 force F_{dam} は内部摩擦力 F_{fri} 、粘性減衰力 F_{oil} 、慣性力 F_{im} の和となる。ダンパの力学モデルは図 2.18.a のように表すことができるが、本検討で用いている作動流体の圧縮剛性は十分に大きく、チューブも高圧用の仕様であり剛性は十分に大きいことから図 2.18.b のように流体及びチューブの剛性 K_d は無限大として扱う。内部摩擦力は図 2.12 において 0.80[kN] であることを確認したため、シリンダ 1 本の場合の力学モデルは 0.40[kN] で降伏し、初期剛性が十分に大きく第 2 剛性が 0 のバイリニア型として模擬する。粘性抵抗による減衰力は図 2.15 に示したように抵抗 force と速度の関係が非線形であることから、非線形ダッシュポットの速度と抵抗 force の関係は式(2.53)で表され、減衰係数は図 2.15 に最小二乗法を適用して求めた。慣性力による負剛性は式(2.54)で示すように慣性質量と円振動数 ω の 2 乗の積により求まる等価剛性 k_{eq} とピストン変位 x_d の積により算出する。なお、式(2.6)により算出した慣性質量は 2.419[t] である。

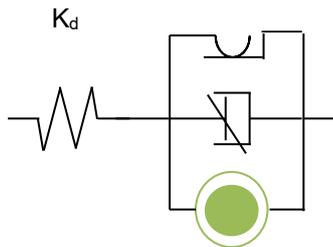
$$F_{dam} = F_{fri} + F_{oil} + F_{im} \tag{2.51}$$

$$F_{fri} = const. = 0.40 \tag{2.52}$$

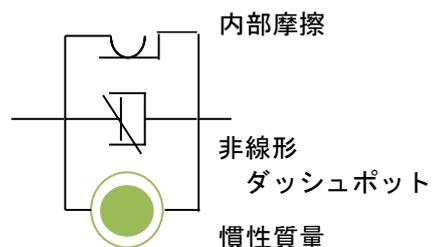
$$F_{oil} = c_1 \cdot \dot{x}_d + c_2 \cdot \dot{x}_d^2 = 40.04\dot{x}_d + 94.41\dot{x}_d^2 \tag{2.53}$$

$$F_{im} = k_{eq} \cdot x_d = -m_s \cdot \omega^2 \cdot x_d = -2.419 \cdot \omega^2 \cdot x_d \tag{2.54}$$

流体及びチューブの剛性



a) 流体及びチューブの剛性考慮



b) 流体及びチューブの剛性 $K_d = \infty$

図 2.18 ダンパの力学モデル

図 2.19 に構築した力学モデルに前節の反力なし試験で振動数ごとに最大振幅の加振を行った際に計測したピストン変位を入力して得た定常部分の 1 サイクルを取り出して試験結果と比較した荷重変位関係を示す。低振動数時には実線で示す試験結果と破線で示す解析結果が概ね一致していることがわかる。高振動数になると変位反転時に見られる履歴の乱れが模擬できていないが、減衰力による履歴の膨らみと慣性力による負剛性は概ね一致していることを確認できる。また、定量的な評価として図 2.20 に累積吸収エネルギー量の試験値に対する解析値の比を示す。いずれの振動数においても約 1.0 であることから、構築した力学モデルが妥当であると判断できる。

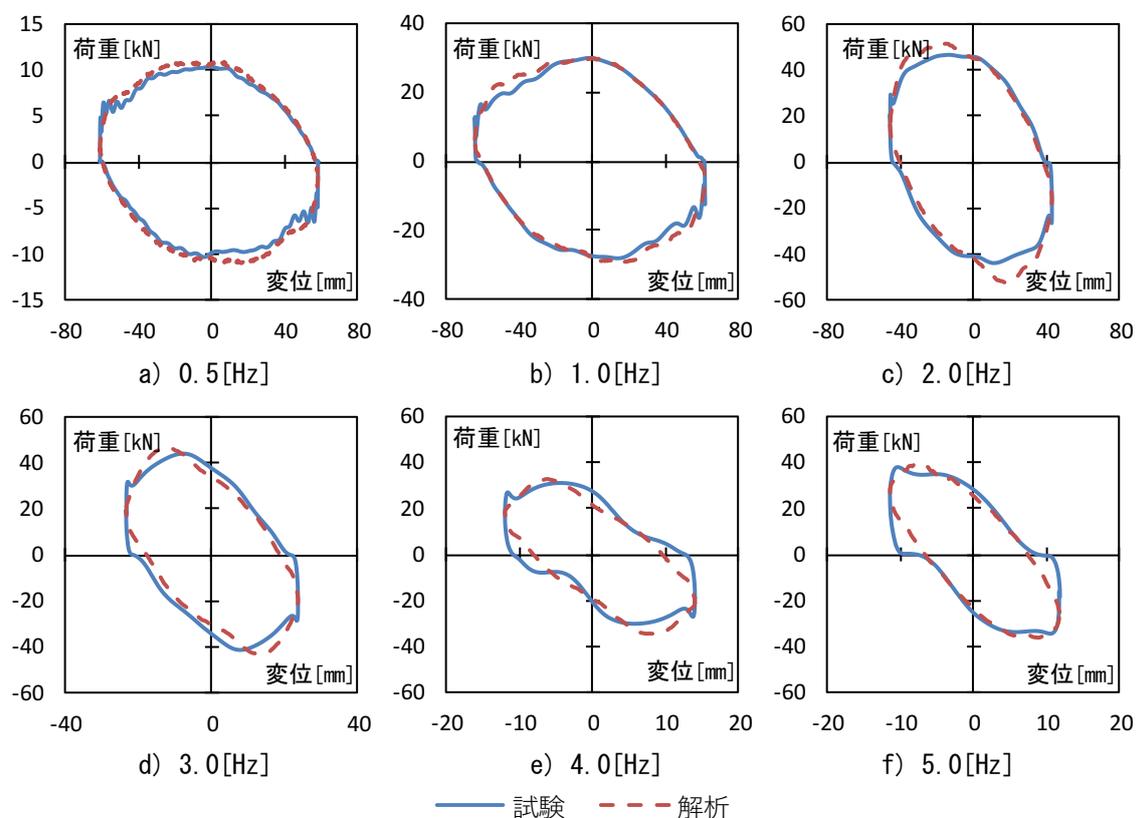


図 2.19 解析結果と試験結果の荷重変位関係の比較 (FIMD)

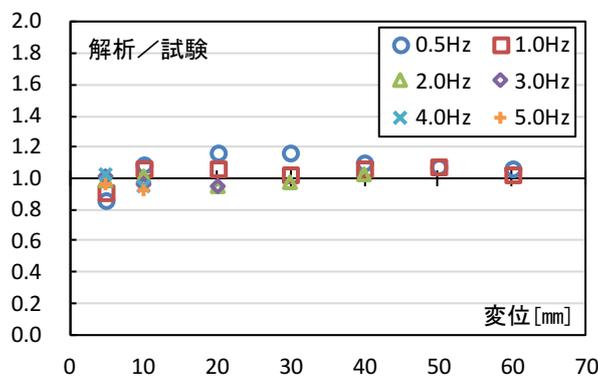


図 2.20 解析結果と試験結果の累積吸収エネルギーの比較 (FIMD)

b. リンク式流体慣性ダンパのモデル化

次に、リンク式流体慣性ダンパのリンク機構のモデル化を行う。追従側ダンパに反力がある状態でのリンク式流体慣性ダンパの抵抗力 F_{dam} にはリンク機構の抵抗力 F_{Link} が加わる。力学モデルを図 2.21 に示し左側の力学モデルを加振側ダンパ、右側の力学モデルを追従側ダンパとして破線で示すリンク機構により接続する。このとき、リンク式流体慣性ダンパの抵抗力は式(2.55)で表される。ダンパの力学要素として内部摩擦力、慣性力については式(2.52)、(2.54)と同様とし、減衰力については図 2.15 で示した荷重速度関係に最小二乗法を適用して算出した減衰係数を2つの力学モデルに等分配するため式(2.56)で表される。また、リンク機構の抵抗力は2つのピストン変位の差に比例した抵抗力を発揮することから式(2.57)、(2.58)で表され、リンク機構の剛性 k_{Link} は図 2.16 の荷重変位関係に最小二乗法を適用して線形近似により求めた。リンク機構の抵抗力は加振側または追従側ダンパそれぞれの抵抗力を算出する場合には考慮する必要があるが、ダンパ単体の抵抗力を算出する場合には打ち消しあうためゼロになる。

$$F_{dam} = \sum_{i=1}^2 (F_{fri,i} + F_{oil,i} + F_{im,i} + F_{Link,i}) \quad (2.55)$$

$$F_{fri} = const. = 0.40 \quad (2.52)(再掲)$$

$$F_{oil} = \frac{c_1}{2} \cdot \dot{x}_d + \frac{c_2}{2} \cdot \dot{x}_d^2 = 22.57\dot{x}_d + 123.3\dot{x}_d^2 \quad (2.56)$$

$$F_{im} = k_{eq} \cdot x_d = -m_s \cdot \omega^2 \cdot x_d = -2.419 \cdot \omega^2 \cdot x_d \quad (2.54)(再掲)$$

$$F_{Link,1} = k_{Link} \cdot (x_{d1} - x_{d2}) = 2166 \cdot (x_{d1} - x_{d2}) \quad (2.57)$$

$$F_{Link,2} = k_{Link} \cdot (x_{d2} - x_{d1}) = 2166 \cdot (x_{d2} - x_{d1}) \quad (2.58)$$

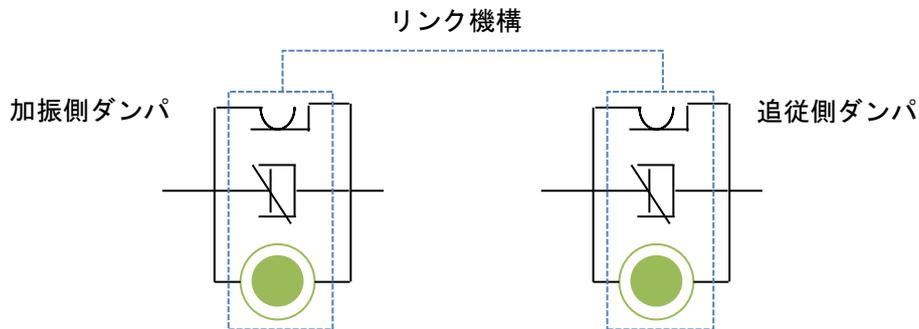
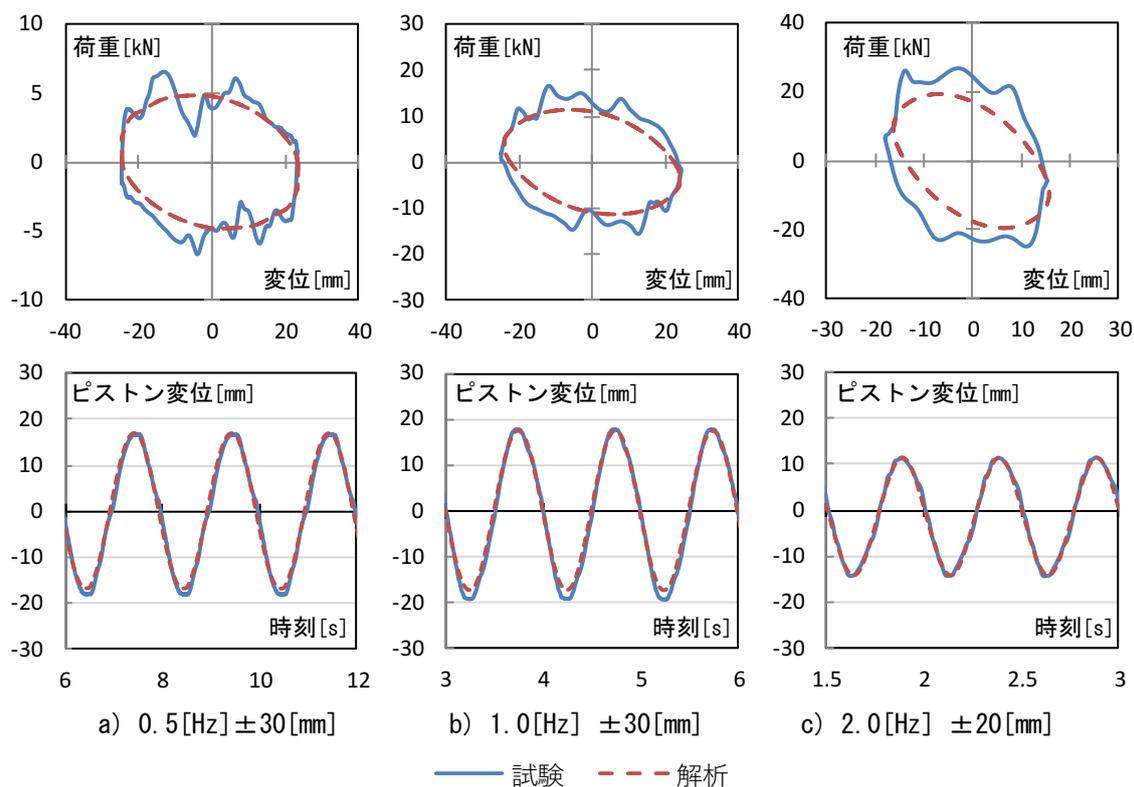


図 2.21 リンク機構を考慮した力学モデル (LFIMD)

図 2.22 に構築した力学モデルに前節の反力ありの試験で振動数ごとに最大振幅の加振を行った際に計測したピストン変位を入力して得た定常部分の 1 サイクルを取り出して試験結果と比較した荷重変位関係と追従側ピストン変位を示す。荷重変位関係は原点付近で特に顕著となる履歴の乱れが正確に模擬できていないものの、履歴全体の膨らみと傾きについては概ね一致していることを確認できる。追従側ピストン変位については負側の最大変位付近で若干のズレが認められるが試験結果と解析結果が概ね一致することを確認できることから、構築した力学モデルが妥当であると判断できる。



(上：荷重変位関係 下：追従側ピストン変位)

図 2.22 解析結果と試験結果の比較 (LFIMD)

2.6 まとめ

本章では提案するリンク式流体慣性ダンパの基本機構を示し、上下層間の損傷集中を抑制することを目的とした設置方法における運動方程式の定式化を行った。また、ダンパの単体性能試験を行い基本的な力学特性と力学モデルの構築方法を示した。

まず、2.2節ではリンク式流体慣性ダンパの基本機構を述べた。リンク式流体慣性ダンパは流体の高速運動によりシリンダとチューブの断面積の比から定まる断面圧縮比の2乗と流体密度に比例した慣性質量を発揮することで、簡易な機構でありながら慣性質量効果による負剛性制御を実現できることを示した。また、リンク機構により構造物の変形分布を任意に制御することで損傷集中の抑制に期待できるデバイスであることを示した。

次いで、2.3節では上下層間の損傷集中を抑制することを目的としてダンパを設置した構造物の運動方程式の定式化を行い、運動方程式には質量項に慣性質量、剛性項にリンク機構の剛性が加わることを示した。このとき、慣性質量は周期伸長効果、減衰定数低減効果、入力低減効果を発揮し、リンク機構は高次モードの周期低減効果、減衰定数低減効果、固有ベクトルを任意の比率にするリンク効果を発揮することを示した。また、2.4節ではリンク式流体慣性ダンパのリンク機構を応用した制振構法として振れ振動の抑制を目的とした設置方法と免震構造物のロッキング応答を抑制する設置方法を提案した。

最後に、2.5節ではリンク式流体慣性ダンパの単体性能試験を実施し、ダンパの基本性能として速度の2乗に比例した抵抗力を発揮する粘性減衰力と、慣性質量と円振動数の2乗の積により求まる等価剛性がピストン変位に比例した慣性力を発揮することを確認した。また、2つのピストンがリンクして動くためのリンク剛性は混入空気等が圧縮される低振幅時にはやや小さい値をとるが、流体の圧縮剛性が働くことで良好なリンク効果を発揮することを確認した。最後に、リンク剛性の非線形性を考慮せずに線形近似した場合においても構築した力学モデルは実験結果を精度よく模擬できることを示した。

第3章

リンク式流体慣性ダンパの高性能化

3.1 はじめに

本章では、リンク式流体慣性ダンパの高性能化手法の提案と力学特性の定量的評価手法について述べる。まず3.2節においてリンク式流体慣性ダンパの基本性能としてダンパが安定した性能を発揮するための基本仕様について検討した結果を示す。次いで、3.3節ではダンパの具体的な高性能化手法の提案と高性能化手法を適用した場合の力学特性について高性能化の程度を定量的に評価する。3.4節では高性能化したダンパを設置した小型2層鉄骨フレームによる振動台実験を実施することで、リンク式流体慣性ダンパを用いた構造システムの制振効果を示す。

3.2 リンク式流体慣性ダンパの基本性能評価試験

3.2.1 性能評価試験の概要

リンク式流体慣性ダンパの力学特性を把握し、安定した基本性能を発揮するための基本仕様を策定するために単体性能試験を行った。図3.1に試作した小型リンク式流体慣性ダンパの平面図、表3.1にダンパの基本仕様及び作動流体として封入するフッ素オイルのBARRIERTA J25 FLUID（以下、BARRIERTA）の諸元を示す。ダンパは片ロッド形式を採用しており、チューブには内径 $\phi 6.0$ [mm]、長さ1.6[m]のナイロン素材の樹脂チューブと銅チューブの2種類をそれぞれ用いる。また、本試験ではアクチュエータと接続するシリンダを加振側ダンパ、もう一方のシリンダを追従側ダンパと称する。図3.2には試験システムを示す。加振側ダンパはアクチュエータとピン接合し、追従側ダンパのピストンロッドは自由に振動できる場合（以下、反力なし）とピストンロッドの先を帯鋼板と接続することで反力を与える場合（以下、反力あり）の2通りの試験を行った。反力を与えるための帯鋼板（ 25×3.5 [mm]）の剛性は 50.8 [kN/m]であることを確かめてあり、加振方向に対して若干ハードニングの特性を示すが性能評価に影響はない。計測項目はダンパと帯鋼板の抵抗力、2基のダンパのピストン変位とし、反力なし試験は図3.2に示す試験システムから帯鋼板を取り外して加振を実施した。加振は変位制御により表3.2に示す振動数と振幅をパラメータとした正弦波を入力した。動的载荷はアクチュエータへの負担を考慮して振幅の漸増漸減域を有する波形を用い、漸増域と漸減域は3サイクル、定常部分は4サイクルとした。写真3.1には樹脂チューブ、写真3.2には銅チューブを使用したときの試験体の設置状況を示す。

第3章 リンク式流体慣性ダンパの高性能化

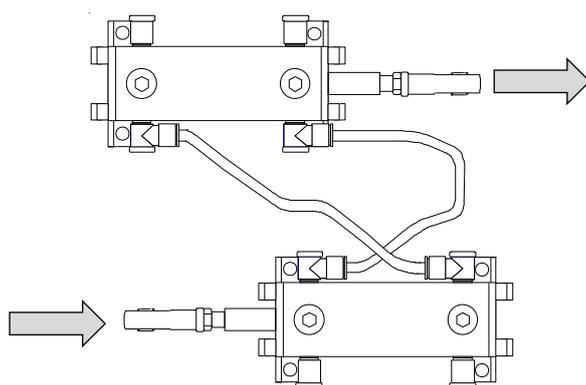
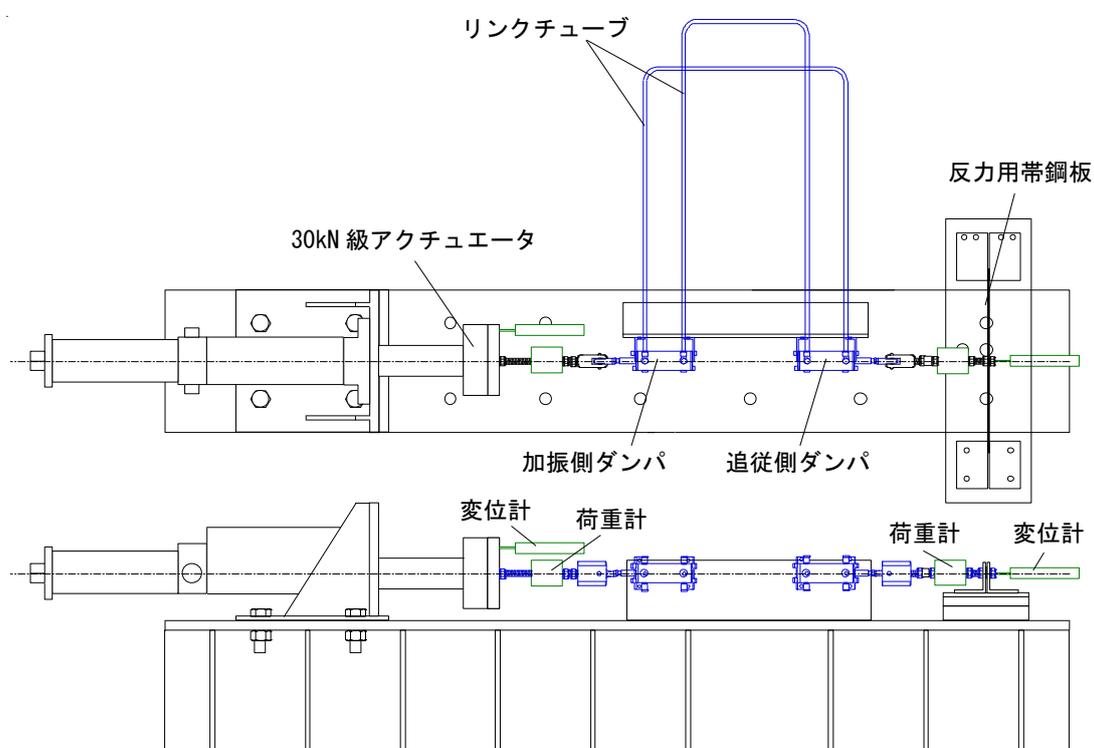


図 3.1 小型リンク式流体慣性ダンパの平面図



(上：平面図 下：立面図)

図 3.2 試験システム

表 3.1 ダンパの基本仕様及び流体諸元

シリンダ径 [mm]		$\phi 25$
ピストンロッド径 [mm]		$\phi 12$
ストローク [mm]		± 25
チューブ内径 [mm]		$\phi 6.0$
チューブ長さ [m]		1.6
流体密度 [g/cm ³]		1.88
流体動粘度 [mm ² /s]	20°C	59.98
	40°C	25.00
流体体積弾性係数 [GPa]		0.798

表 3.2 入力した正弦波の一覧
(左：反力なし 右：反力あり)

振動数 [Hz]	振幅 [mm]						振動数 [Hz]	振幅 [mm]		
	±2.5	±5.0	±7.5	±10	±12	±15		±3.0	±5.0	±7.0
0.01	-	-	-	-	-	-	0.01	-	-	○
0.5	○	○	○	○	○	○	0.5	○	○	○
1.0	○	○	○	○	○	○	1.0	○	○	○
2.0	○	○	○	○	○	○	2.0	○	○	○
3.0	○	○	○	○	○	-	3.0	○	○	○
4.0	○	○	○	-	-	-	4.0	-	-	-
5.0	○	○	-	-	-	-	5.0	-	-	-

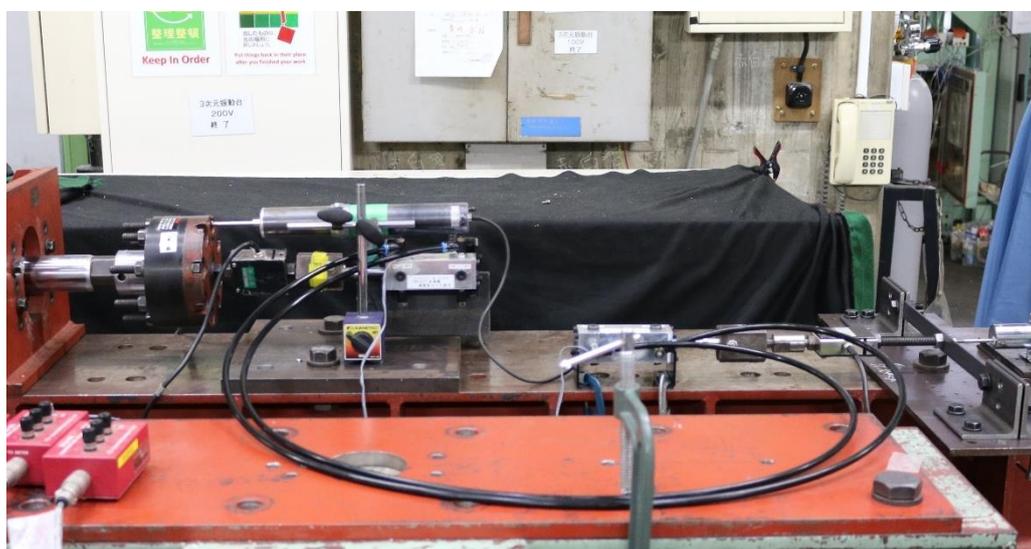


写真 3.1 試験体の設置状況（樹脂チューブ）

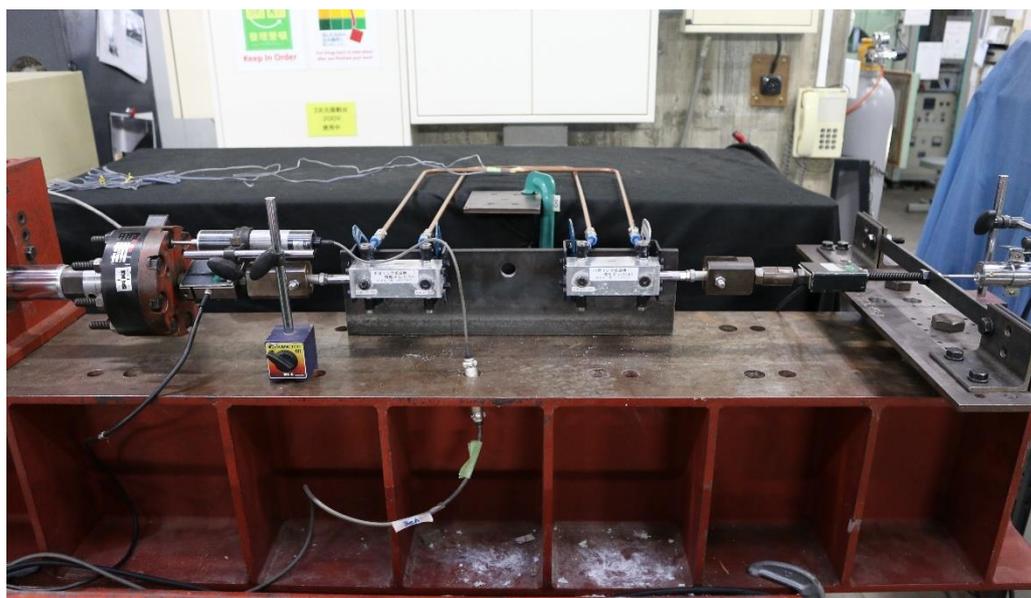
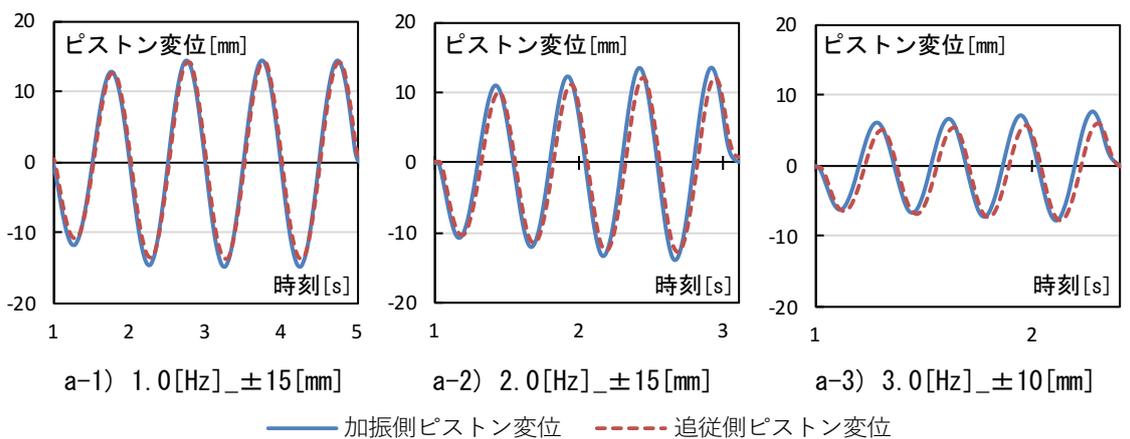


写真 3.2 試験体の設置状況（銅チューブ）

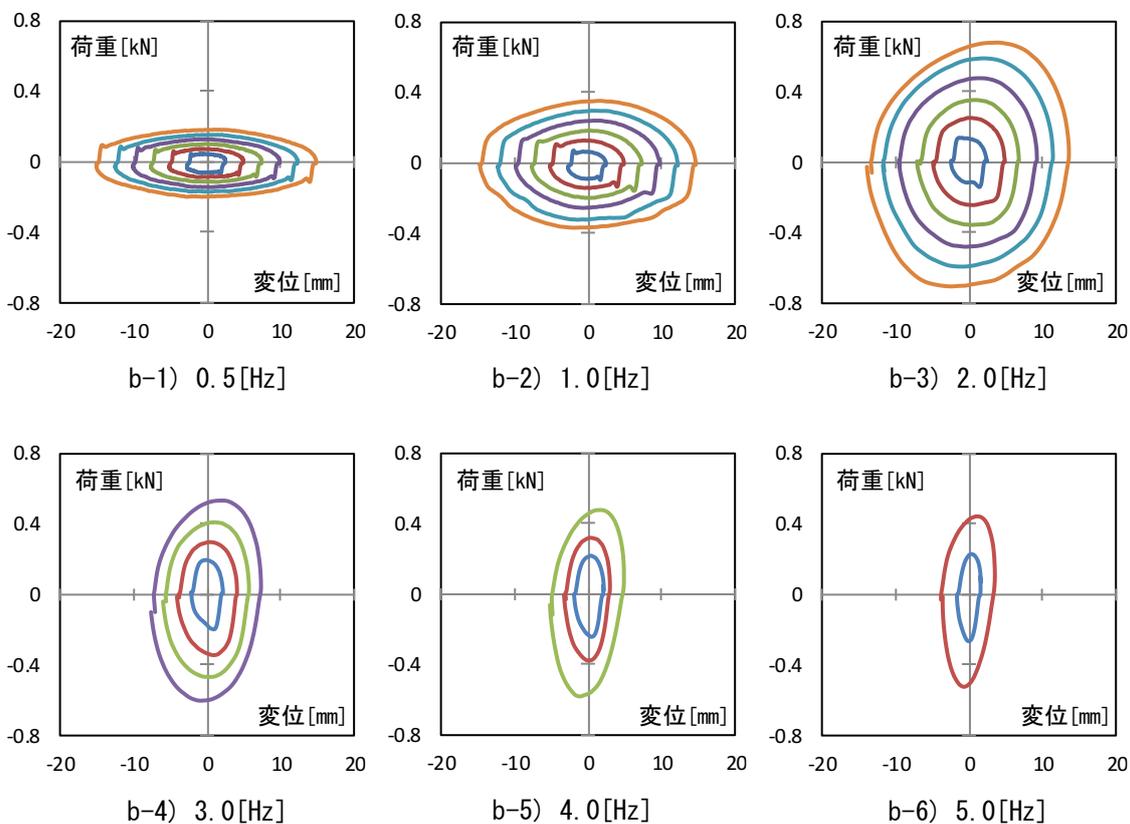
3.2.2 試験結果及び考察

a. 追従側ダンパのピストンロッドが自由に振動できる場合

図 3.3 に樹脂チューブ、図 3.4 に銅チューブを使用した場合の追従側ダンパに反力を与えずに各振動数最大振幅の正弦波を入力した時の定常状態におけるピストン変位時刻歴、定常状態における 1 サイクルを取り出してすべての振幅について重ねた荷重変位関係を示す。樹脂チューブを使用した場合、低振動数時には加振側ダンパに対して追従側ダンパのピストン変位は追従できているが、高振動数になるにつれて追従側ダンパが位相遅れを生じるだけでなく最大変位も追従しきれいていないことがわかる。荷重変位関係についても、振動数 1.0[Hz]までであれば履歴はきれいな楕円形を描き、明瞭な負剛性を発揮しているが、振動数が高くなり加振速度が上がると第 1、3 象限に膨らみが生じ見かけ上正の剛性を発揮していることがわかる。一方で、銅チューブを使用した場合には振動数によらず追従側ダンパが加振側ダンパに追従できており、荷重変位関係もきれいな楕円形と明瞭な負剛性を発揮していることからダンパが正常に機能していると判断できる。図 3.5 に示す荷重速度関係からも樹脂チューブを使用した場合の方が、変位が原点を通過する際の抵抗力が銅チューブを使用した場合よりも大きくなることから傾きも大きく評価されている。これは、流体がチューブ内を高速運動するとき生じる負圧によりチューブが内径を小さくする方向に収縮変形することが原因だと考えられる。また、変位反転時の油撃による荷重の増加は銅チューブを使用した場合の方が顕著に表れている。

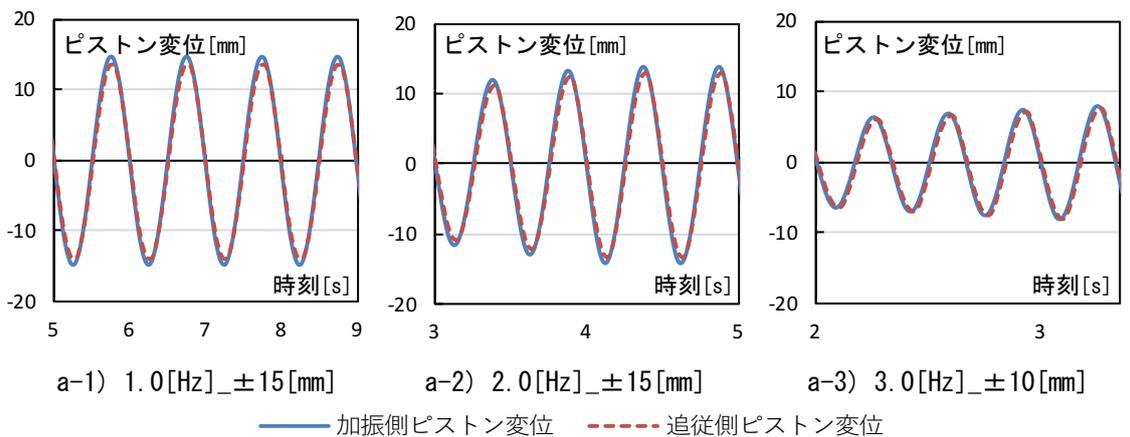


A) ピストン変位時刻歴

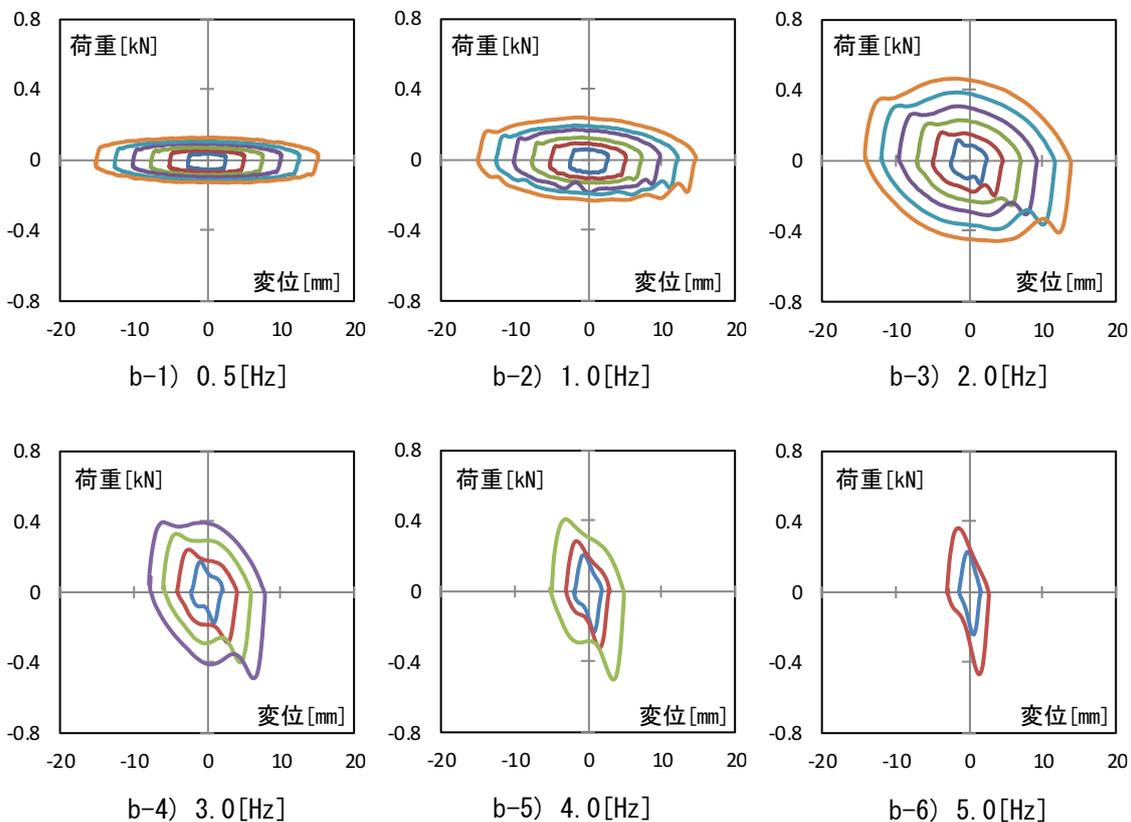


B) 荷重変位関係

図 3.3 正弦波を入力したときのピストン変位時刻歴と荷重変位関係（樹脂チューブ）



A) ピストン変位時刻歴



B) 荷重変位関係

図 3.4 正弦波を入力したときのピストン変位時刻歴と荷重変位関係（銅チューブ）

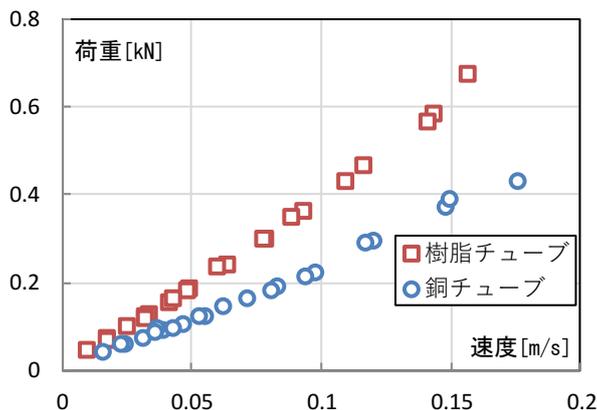


図 3.5 荷重速度関係

b. 追従側ダンパに反力を与える場合

図 3.6 には追従側ダンパに反力を与えてほぼ静的に载荷したときシステム全体の荷重 F と加振側ピストン変位 x_{d1} 及び追従側ピストン変位 x_{d2} の差を用いて算出した荷重変位関係を示す。なお、追従側ダンパに反力を与える場合ではアクチュエータヘッドに接続した荷重計で計測される荷重をシステム全体の荷重と称する。いずれのチューブを使用した場合においても変位差が小さいときには内部に混入した微量の空気が圧縮されるために荷重にスリップが見られるが、変位差が大きくなると流体の圧縮剛性が働くために履歴の傾きは大きくなっている。このとき、リンク機構の剛性は式(3.1)で定義され、その傾きは銅チューブを使用した方が大きく、変位差は負側に対して正側の方が大きいことがわかる。これはピストンロッドがある油室（相対的に受圧面積が小さい油室）に载荷する方向が変位差が正となるからであり、同じ抵抗力を発揮した場合にピストンロッドがない油室に载荷する場合に比べて圧力が大きくなるからである。

$$k_{Link} = \frac{F}{x_{d1} - x_{d2}} \tag{3.1}$$

k_{Link} : リンク剛性 F ; システム全体の荷重 x_{di} : ピストン変位

図 3.7 に樹脂チューブ、図 3.8 に銅チューブを使用した場合に追従側ダンパに反力を与えて表 3.2 右の正弦波を動的に载荷したときの定常状態における 1 サイクルを取り出してすべての振幅について重ねた荷重変位関係を示す。なお、ダンパ単体の抵抗力はシステム全体の荷重から帯鋼板の荷重を引くことで算出した。いずれのチューブを使用した場合にも負剛性は発揮しているが、銅チューブを使用した場合の方が履歴形状は原点について点対象性が高いことから安定した性能を発揮していると判断できる。

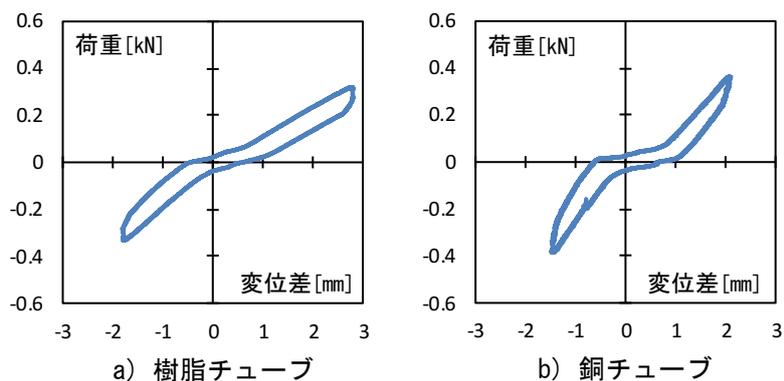


図 3.6 リンク剛性の評価

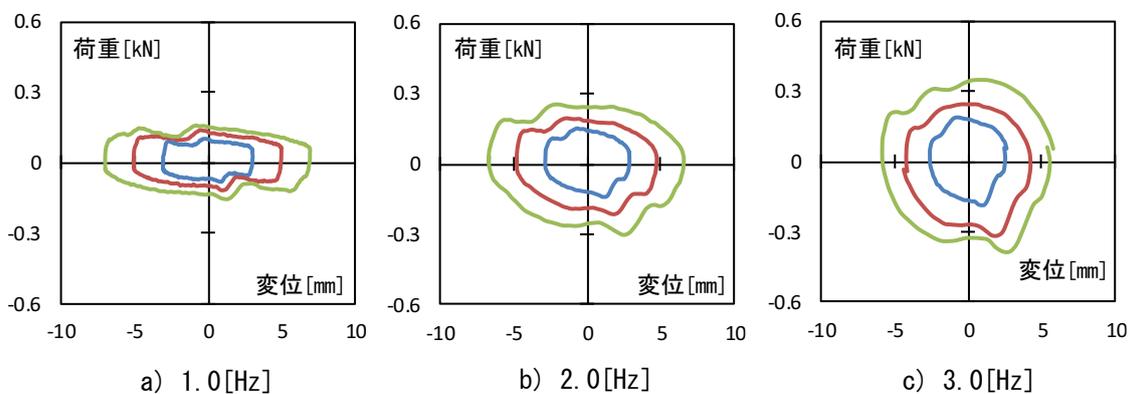


図 3.7 正弦波を入力した時の荷重変位関係 (樹脂チューブ_反力あり)

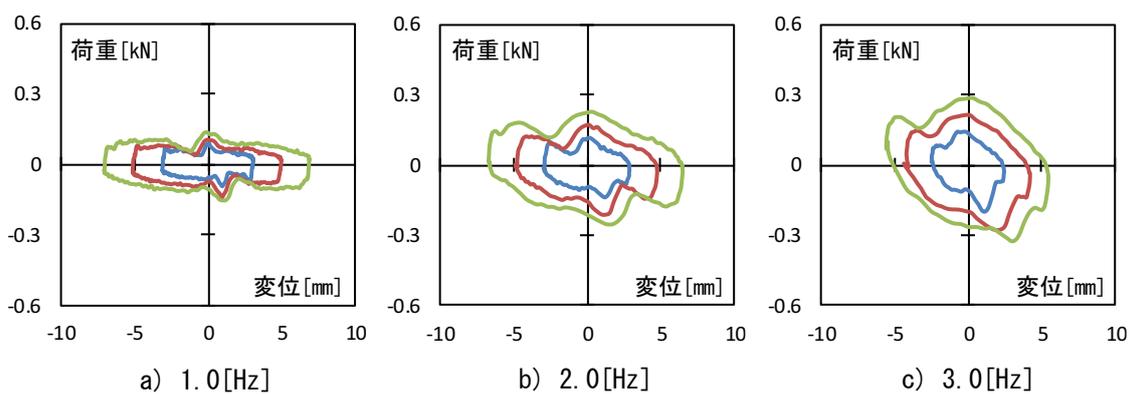
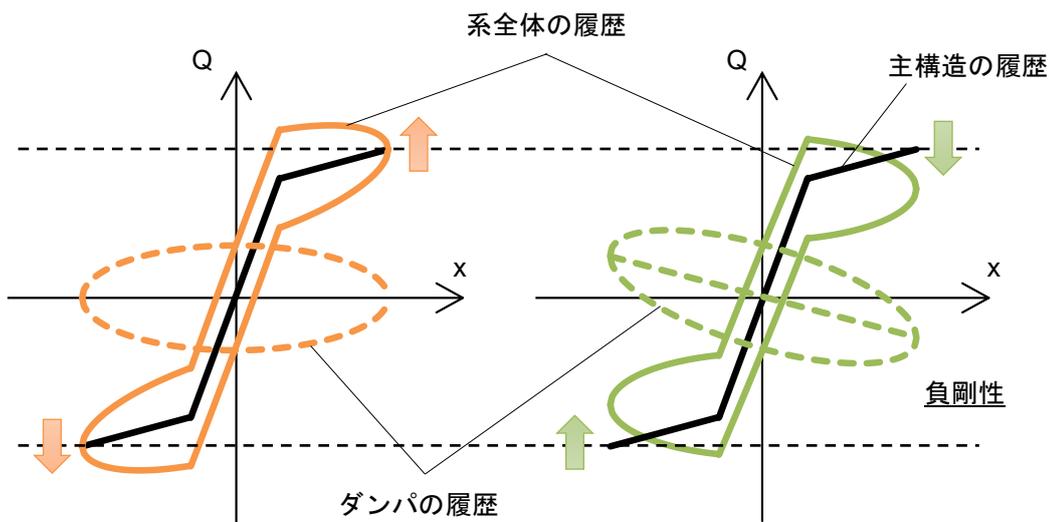


図 3.8 正弦波を入力した時の荷重変位関係 (銅チューブ_反力あり)

3.3 リンク式流体慣性ダンパの高性能化手法と性能評価

3.3.1 リンク式流体慣性ダンパの高性能化手法

本研究ではリンク式流体慣性ダンパの高性能化を「粘性減衰力に対する慣性力を相対的に大きくすること」と定義する。2章で示したように、構造物にリンク式流体慣性ダンパを設置することで慣性質量効果は周期伸長効果、減衰定数低減効果、入力低減効果を発揮し、リンク効果は高次モードの周期低減効果、減衰定数低減効果、変形分布を任意の形状にするリンク効果を発揮することで高い制振効果を得ることができる。負剛性を発揮するダンパは図 3.9 に示すように主構造が塑性域に至った後も建物全体の剛性を見かけ上低減することで荷重の増加を防ぐことができるため、一般のオイルダンパを設置するよりも加速度の低減効果に期待できる。そこで、リンク式流体慣性ダンパを高性能化することで慣性質量効果による負剛性を大きくし、負剛性制御による絶対加速度の低減効果を大きくすることで構造システムの制振性能を向上させることを目標とする。



(左：一般的なオイルダンパ 右：負剛性ダンパ)

図 3.9 制振効果の概念図

第3章 リンク式流体慣性ダンパの高性能化

粘性減衰力に対する慣性力を相対的に増加させるためには、慣性質量を増加させる手法と粘性減衰力を低減する手法の2通りが考えられる。まず、流体の慣性質量効果による付加質量はシリンダ内とチューブ内における流体移動量の連続条件より式(3.2)で表される。前者の手法を用いて高性能化を実現するために慣性質量を大きくするためには、封入する作動流体の密度を大きくすることが効果的である。また、チューブを長くするか、シリンダとチューブの断面圧縮比を大きくすることも慣性質量を大きくすることが可能である。

$$m_s = \rho \frac{\pi d^2 l}{4} \left(\frac{D_1^2 - D_2^2}{d^2} \right)^2 \quad (3.2)$$

D_1 : シリンダ内径 D_2 : ピストンロッド径
 d : チューブ内径 ρ : 流体密度 l : チューブ長さ

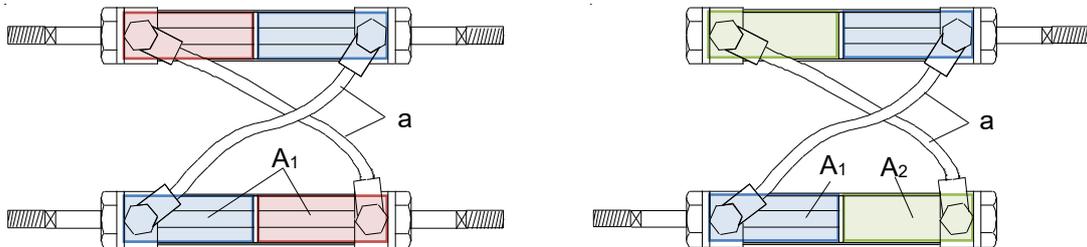
次に、後者の手法で高性能化を実現するためにはダンパの粘性減衰力発生機構を把握する必要がある。そのために、リンク式流体慣性ダンパの粘性減衰力を算出するための理論式を構築する。なお、以下に示す理論式の構築方法は砂子田らの研究^{37,38)}を参考にした。

シリンダ内のピストン速度 V とチューブ内の流速 u_i の関係は、いずれの機構においても流量 Q が等しくなることからチューブの断面積を a とすれば式(3.3)で表せる。また、リンク式流体慣性ダンパが発揮する粘性減衰力は油圧システム内の各機構における圧力損失 Δp_i と受圧面積 A_i の積により算出でき、式(3.4)に示すように損失係数 ζ_i とピストン速度 V の関数で表される。リンク式流体慣性ダンパの場合、両ロッド形式であれば受圧面積 A_1 に対して算出される粘性減衰力の2倍、片ロッド形式の場合にはそれぞれの受圧面積 A_i に対して算出される粘性減衰力を足し合わせた抵抗力を発揮することになる。

$$Q = A_i \cdot V = a \cdot u_i \Leftrightarrow u_i = \frac{A_i}{a} \cdot V \quad (3.3)$$

$$F_i = \Delta p_i \cdot A_i = \frac{1}{2} \rho \zeta_i u_i^2 \cdot A_i = \frac{1}{2} \rho \zeta_i \frac{A_i^3}{a^2} V^2 \quad (3.4)$$

Δp_i : 圧力損失 A_i : 受圧面積 ζ_i : 損失係数 u_i : 流速
 V : ピストン速度 Q : 流量 a : チューブ断面積



(左: 両ロッド形式 右: 片ロッド形式)

図 3.10 ダンパのロッド形式と断面積

リンク式流体慣性ダンパの粘性減衰力は内部摩擦 $F_{friction}$ 、チューブ内における流れ F_{flow} 、エルボにおける流れの屈角 F_{elbow} 、動的圧力 $F_{dynamics}$ によるものである。そのため、ダンパ全体の粘性減衰力 F_{oil} はそれぞれの機構で発揮される減衰力を足し合わせたものとなる。

- 1) ダンパの内部摩擦力は流体動粘度やピストン速度、O リングの接触面積や緊迫力により定まる。摩擦係数の小さい流体潤滑の場合には諸条件により摩擦係数は一義的に定まるが、シリンダとOリングの固体接触を生じる場合には1つの曲線に定まらない³⁹⁾。そこで、本研究ではほぼ静的に加振したときの試験結果を基に常に一定の荷重を発揮するものとして内部摩擦力を扱うこととする。

$$F_{friction} = const. \quad (3.5)$$

- 2) チューブ内の流れは未発達な層流、発達した層流、発達した乱流の3つに分類することができる。シリンダからチューブに流れ込んだ流体はチューブ入り口付近では未発達な層流となるが、十分な助走距離を経た後に発達した層流となる。さらに流速が増加すると流れは発達した乱流へと遷移する。本研究では層流から乱流に遷移する限界レイノルズ数を $Re=2300$ とする。まず、チューブ入り口における未発達な層流による粘性減衰力 F_{flow-1} は式(3.6)で表される。次に、十分に発達した流れによる粘性減衰力 F_{flow-2} は式(3.7)で表され、式中の管摩擦係数 λ_i は層流の場合 Hagen Poiseuille の式を用いて式(3.8)、乱流の場合には Blasius の式を用いて式(3.9)により算出する。ここで、 ν は流体動粘度を表す。

$$F_{flow-1} = \frac{2}{15} \rho \cdot \frac{A_i^3}{a^2} V^2 \quad (3.6)$$

$$F_{flow-2} = \frac{1}{2} \rho \lambda_i \frac{l}{d} \cdot \frac{A_i^3}{a^2} V^2 \quad (3.7)$$

$$\lambda_1 = \frac{64}{Re} = \frac{64\nu}{du} \quad (3.8)$$

$$\lambda_2 = 0.3164 Re^{-0.25} = 0.3164 \left(\frac{du}{\nu} \right)^{-0.25} \quad (3.9)$$

- 3) 流れの方向を曲げるエルボにおける損失係数は多数の実験から近似的に式(3.10)で算出できる⁴⁰⁾。本検討で扱うエルボはシリンダとチューブの接続部であり、その曲げ角度 θ は90度である。

$$\xi_{elbow} = 0.946 \sin^2 \frac{\theta}{2} + 2.05 s \sin^4 \frac{\theta}{2} \quad (3.10)$$

- 4) 動的圧力は流体が有するポテンシャルエネルギーがチューブからシリンダへ流れ込む急拡大部において噴流となることで運動エネルギーへと変換し、瞬時に熱エネルギーへと変換される一連の流れによりオリフィス出口以降で発揮される粘性減衰力であり式(3.11)により算出する。

$$F_{dynamics} = \frac{1}{2} \rho \cdot \frac{A^3}{a^2} V^2 \quad (3.11)$$

以上より、ダンパの粘性減衰力を低減するためにはチューブ内における管摩擦係数を軽減することが効果的であり、これを実現するためには作動流体の動粘度を小さくすることが有効である。作動流体は温度変化による密度の変化は極めて小さいが動粘度は温度依存性が強く温度 t によりその値は著しく変動する。流体動粘度 ν の温度依存性は Walther の実験式として式(3.12)で表すことができる³⁹⁾。ここで、式中の A 、 B は作動流体によって決まる定数である。

$$\log\{\log(\nu + 0.8)\} = A - B \log(t + 273.15) \quad (3.12)$$

図 3.11 には式(3.12)を用いて算出したフッ素オイル (BARRIERTA) と一般的な作動流体として用いられている鉱物系の作動油であるダフニスーパースーパーハイドロ A22(以下、DAPHNE)の流体動粘度の温度依存性を示す。常温付近(20度前後)の単位温度における動粘度の変化量は高温時と比べて極めて大きいことから、流体を加熱することで効果的に動粘度を軽減することが可能だと考えられる。

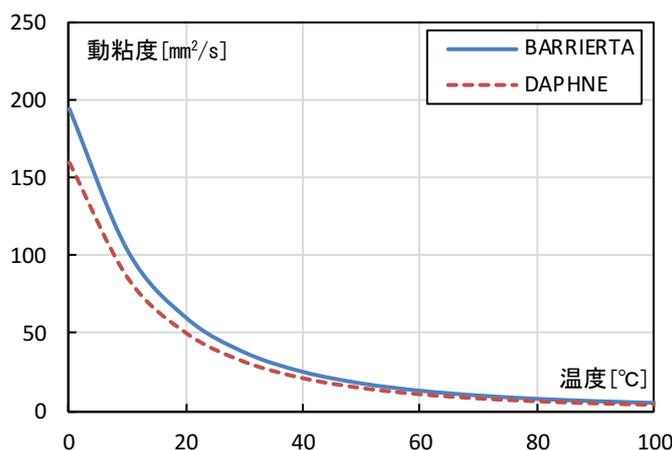


図 3.11 流体動粘度の温度依存性

3.3.2 単体性能試験の概要

前節で示した手法を適用することで意図通りダンパを高性能化できるか検証するために単体性能試験を実施した。ダンパの基本仕様及び試験システムは3.2節と同様とし、リンクチューブは1.6[m]の銅管とする。表3.3には作動流体としてダンパに封入する鉱物油の DAPHNE、フッ素オイルの BARRIERTA、比重分離用重液のポリタングステン酸ナトリウム⁴⁾ (以下、SPT) の諸元及び式(3.2)より算出した流体封入時の慣性質量を示す。なお、リンク式流体慣性ダンパは2つのシリンダをリンクさせた状態を単体と称することから、慣性質量は各受圧面積について算出したものを足し合わせることでダンパ単体の慣性質量とした。試験はそれぞれの流体を封入して常温(20°C)で加振を行い、次いで最も動粘度が大きい BARRIERTA を封入して流体温度を30°C、40°Cに上昇させた状態で加振を行う。加振は流体温度が常温の場合には反力なし及び反力あり、流体を加熱する場合には反力なしで加振を行い、図3.12で示すようにチューブ全体をアルミ箔で覆い、チューブの中央部分をリボンヒーターにより加熱した。また、チューブ端部において計測したチューブ温度を流体温度として評価し、加振は表3.2で示した正弦波に加えて三角波(振動数:0.01[Hz]、振幅:±10[mm])を入力した。写真3.3には流体を加熱して加振した際の試験体設置状況、写真3.4には作動流体の様子を示す。

表 3.3 作動流体の諸元と流体封入時の慣性質量

	DAPHNE	BARRIERTA	SPT
密度[g/cm ³]	0.84	1.88	3.00
動粘度 [mm ² /s]	20°C	50.38	26.33
	40°C	21.71	15.00
体積弾性係数[GPa]	1.951	0.798	2.190
慣性質量[kg]	18.27	40.82	65.12

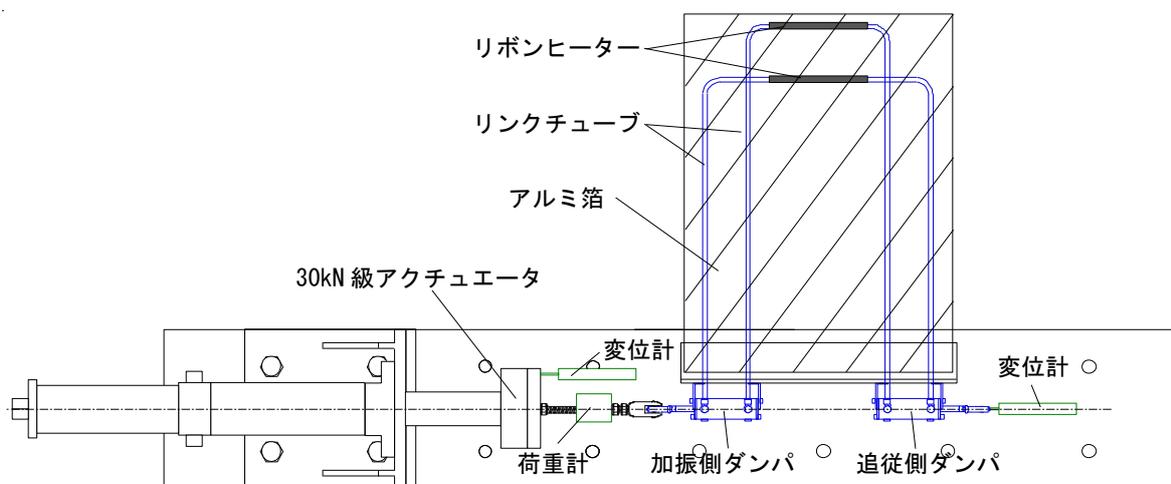


図 3.12 試験システム (流体を加熱する場合)

第3章 リンク式流体慣性ダンパの高性能化



写真 3.3 流体加熱時の試験体設置状況



(左 : DAPHNE 中 : BARRIERTA 右 : SPT)

写真 3.4 作動流体の様子

3.3.3 基本性能の評価

図 3.13 に試験体の追従側ダンパに反力を与えずにほぼ静的に三角波を入力したときの荷重変位関係、図 3.14 に追従側ダンパに反力を与えた状態でほぼ静的に正弦波を入力したときのシステム全体の荷重とピストン変位差に関する荷重変位関係を示す。内部摩擦力は DAPHNE 及び BARRIERTA を封入した場合には履歴がきれいな四角形であり、0.02[kN]程度の安定した摩擦力を発揮していることがわかる。一方で SPT を封入した場合には変位により摩擦荷重が変動する傾向が見られ、DAPHNEやBARRIERTA よりもやや大きな 0.04[kN]程度の摩擦力を発揮している。また、反力を与えた場合には SPT を封入したときの原点付近に見られる荷重のスリップが DAPHNE や BARRIERTA を封入した場合と比べてやや大きいことがわかる。これは流体充填作業時に混入空気が多くなってしまったことが原因である。しかし、流体の圧縮剛性が働く際の傾きはいずれの流体においても同程度であることから、流体の違いがリンク機構の剛性に与える影響は小さいと考えられる。

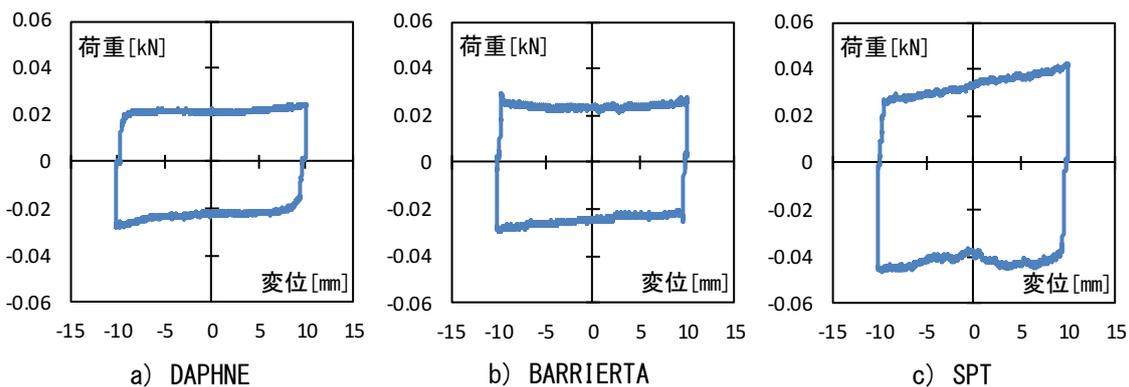


図 3.13 内部摩擦力の評価（三角波：振動数 0.01 [Hz]、振幅±10.0 [mm]）

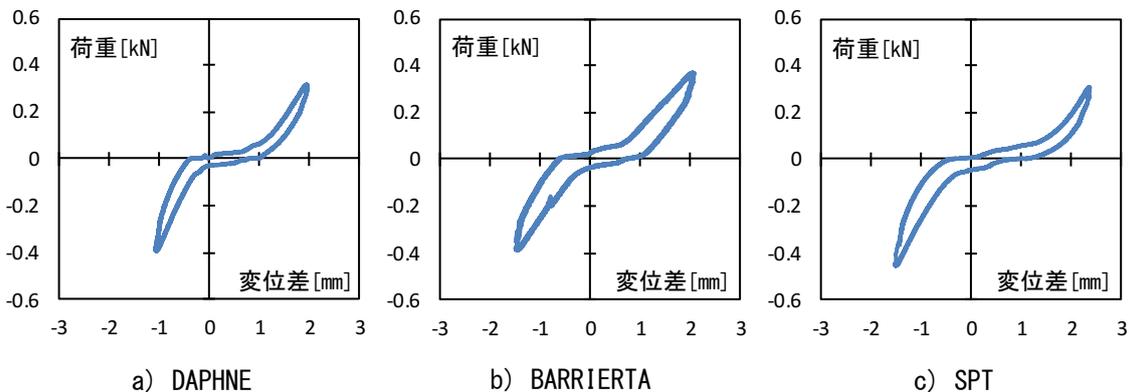


図 3.14 リンク剛性の評価（正弦波：振動数 0.01 [Hz]、振幅±7.0 [mm]）

3.3.4 高性能化の定量的評価

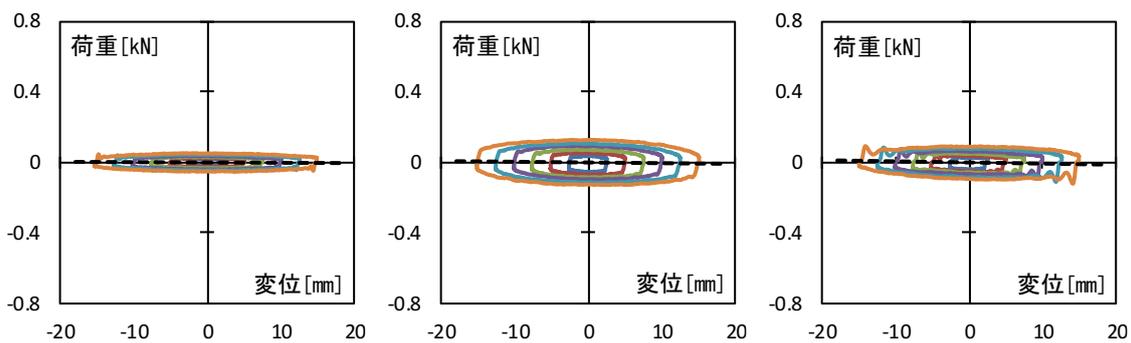
図 3.15 には流体温度を常温として表 3.2 左に示した正弦波を入力したときの定常状態における 1 サイクルを取り出してすべての振幅について重ねた荷重変位関係、図 3.16 には正弦波を入力したときの最大速度時における抵抗力をプロットした荷重速度関係を示す。なお、図中の黒の破線は式(3.13)により算出した慣性力である。また、同様に図 3.17 には流体温度を加熱して正弦波を入力した時の荷重変位関係、図 3.18 に荷重速度関係を示す。

$$F_{im} = k_{eq} \cdot x_{d1} = -m_s \cdot \omega^2 \cdot x_{d1} \quad (3.13)$$

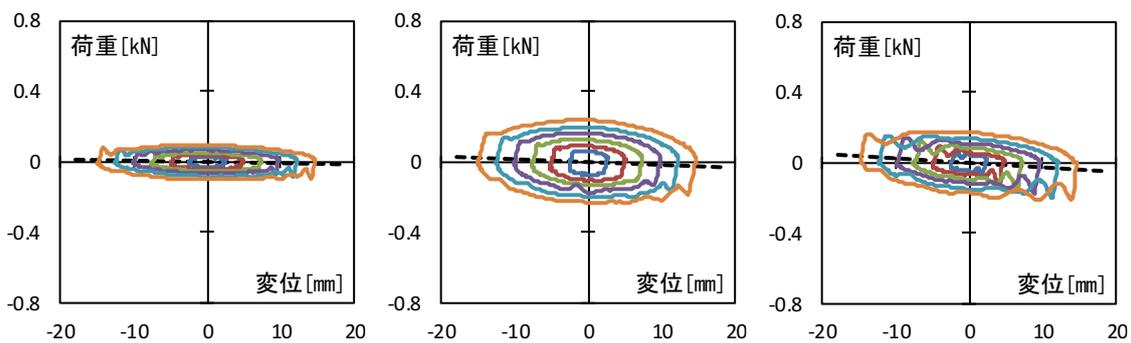
F_{im} : 慣性力 k_{eq} : 等価剛性 x_{d1} : 加振側ピストン変位 m_s : 慣性質量 ω : 円振動数

まず、流体温度が常温の場合の荷重変位関係を見ると、いずれの流体を封入した場合においても履歴はきれいな楕円形を描いており、明瞭に負剛性を発揮していることからダンパが正常に機能していることを確認できる。また、黒の破線で示す慣性力の傾きは流体密度を大きくすることで意図通り大きくなっており、履歴全体の負勾配も大きくなっていることを確認できる。粘性減衰力による抵抗力の大きさは BARRIERTA、SPT、DAPHNE の順に大きく、理論式通り流体動粘度が小さい場合にも流体密度が大きくなると抵抗力が大きくなることを確認できる。一方で抵抗力が最も大きくなった BARRIERTA について見ると、流体を加熱した場合においても履歴はきれいな楕円形を描いており、明瞭な負剛性を発揮していることがわかる。また、流体温度が大きくなると意図通り慣性力による履歴の傾きは維持したまま粘性減衰力による履歴の膨らみを低減できている。流体温度を上昇させた時の荷重速度関係を見ると、加振速度を 0.05[m/s]以上とした場合については流体温度の上昇に伴い傾きが小さくなることを確認できるが、加振速度が 0.05[m/s]以下の場合には流体温度を上昇させた方が抵抗力は大きくなっている。流体潤滑における摩擦は 3.3.1 項で示したように速度の低下や動粘度の低下により部分的に固体接触を生じやすくなり摩擦係数が大きくなる傾向があるため、流体温度を上昇させた場合では低速度時に摩擦係数が増加することでダンパの抵抗力が大きくなったと考えられる。しかし、いずれの作動流体、流体温度の試験結果についても黒の破線で示される実際に発揮されている慣性力に対して油撃を考慮した見かけの負勾配は大きくなっている。

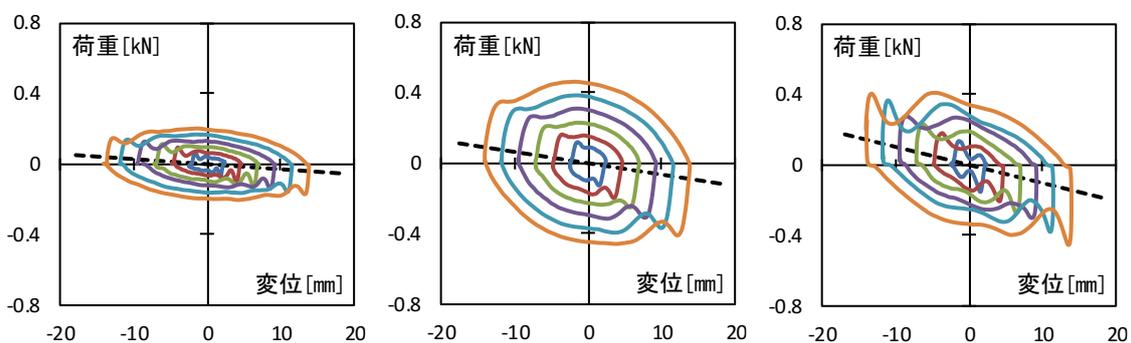
第3章 リンク式流体慣性ダンパの高性能化



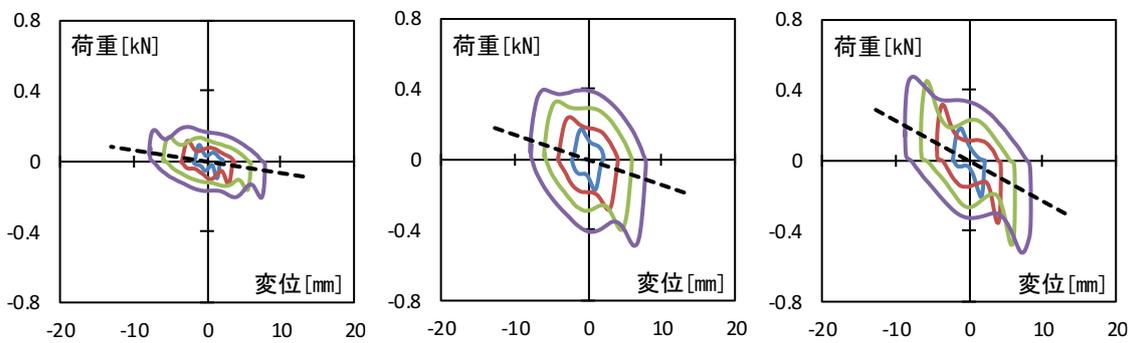
a) 0.5[Hz]



b) 1.0[Hz]



c) 2.0[Hz]

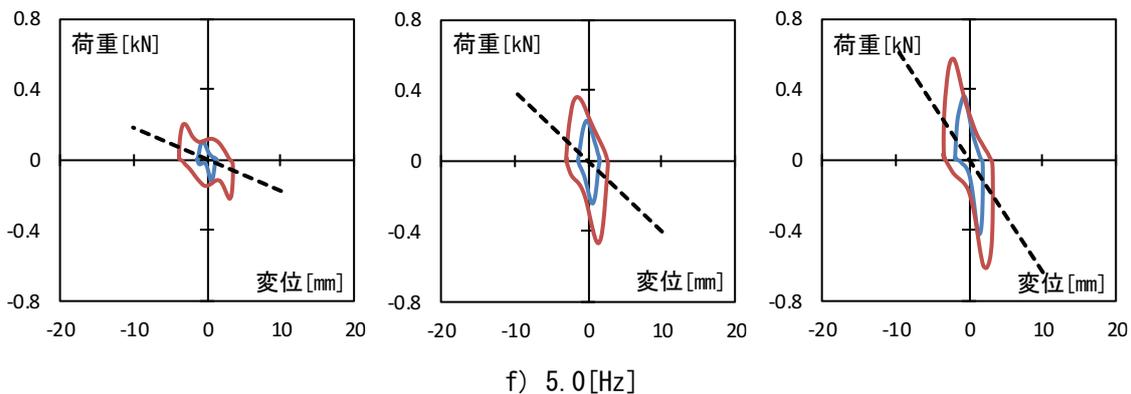
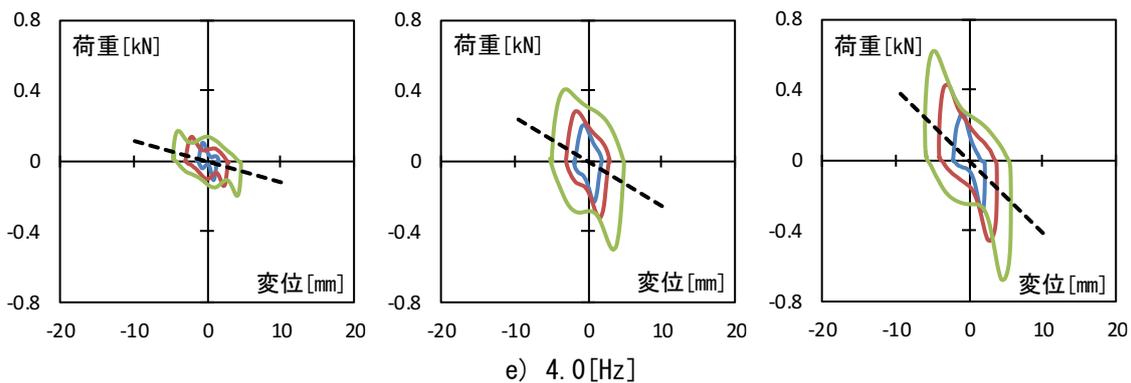


d) 3.0[Hz]

(左 : DAPHNE 中 : BARRIERTA 右 : SPT)

図 3.15-1 正弦波を入力した時の荷重変位関係 (流体密度の比較_20°C)

第3章 リンク式流体慣性ダンパの高性能化



(左 : DAPHNE 中 : BARRIERTA 右 : SPT)

図 3.15-2 正弦波を入力した時の荷重変位関係 (流体密度の比較_20°C)

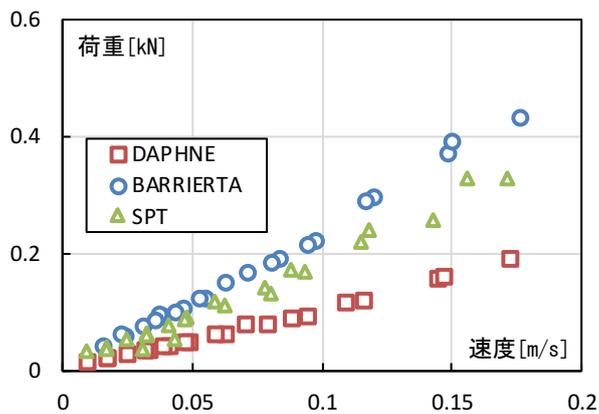
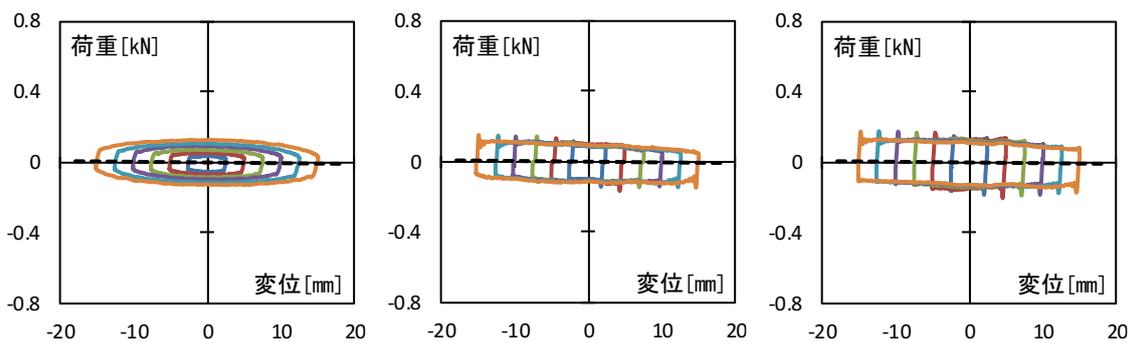
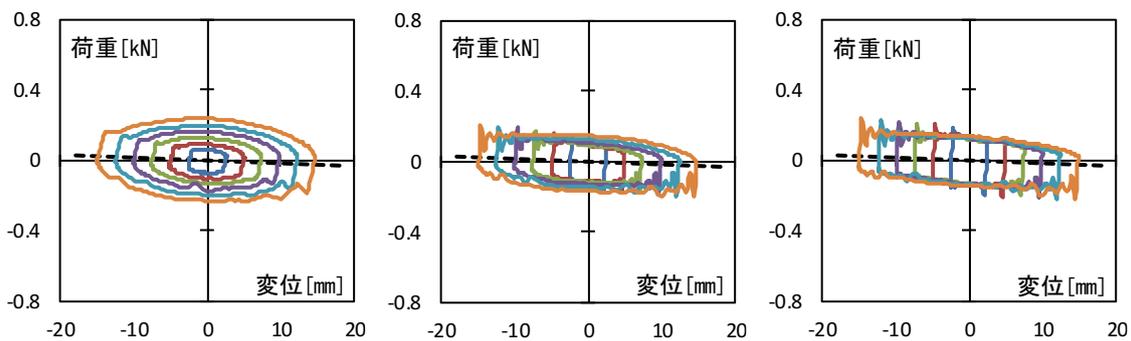


図 3.16 荷重速度関係 (流体密度の比較_20°C)

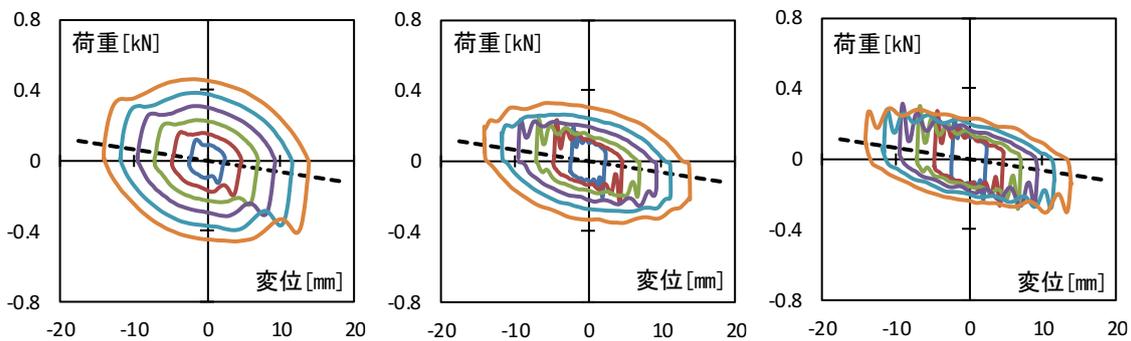
第3章 リンク式流体慣性ダンパの高性能化



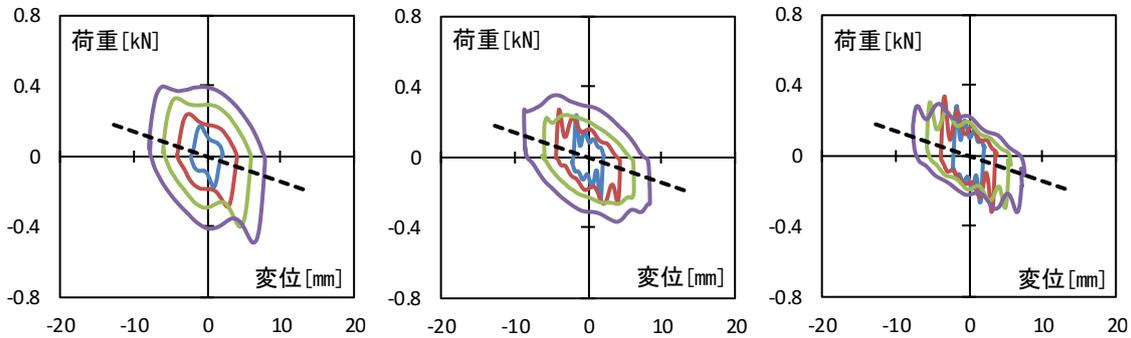
a) 0.5[Hz]



b) 1.0[Hz]



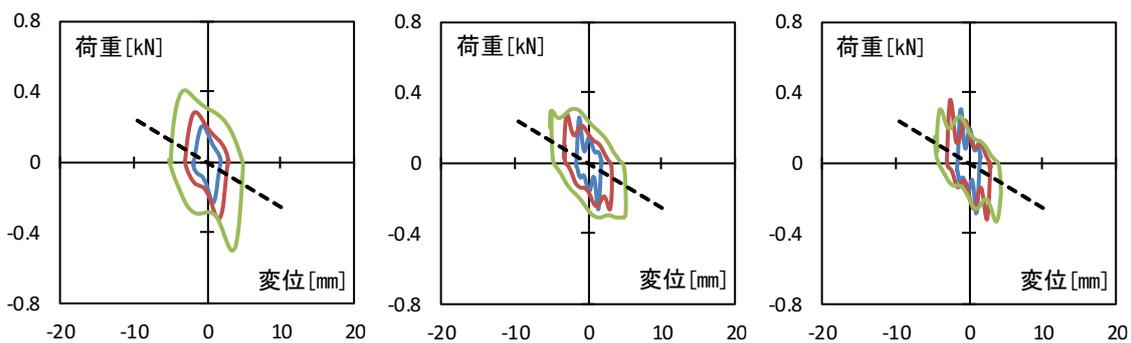
c) 2.0[Hz]



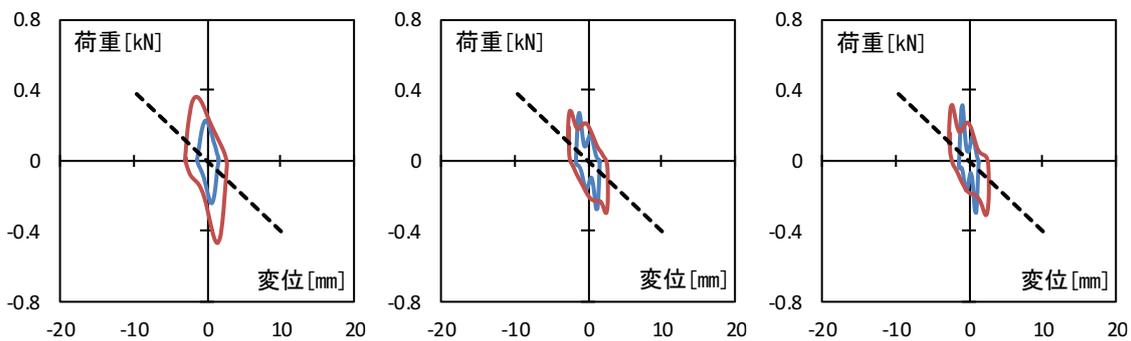
d) 3.0[Hz]

(左 : 20°C 中 : 30°C 右 : 40°C)

図 3.17-1 正弦波を入力した時の荷重変位関係 (流体温度の比較_BARRIERTA)



e) 4.0 [Hz]



f) 5.0 [Hz]

(左 : DAPHNE 中 : BARRIERTA 右 : SPT)

図 3.17-2 正弦波を入力した時の荷重変位関係 (流体温度の比較_BARRIERTA)

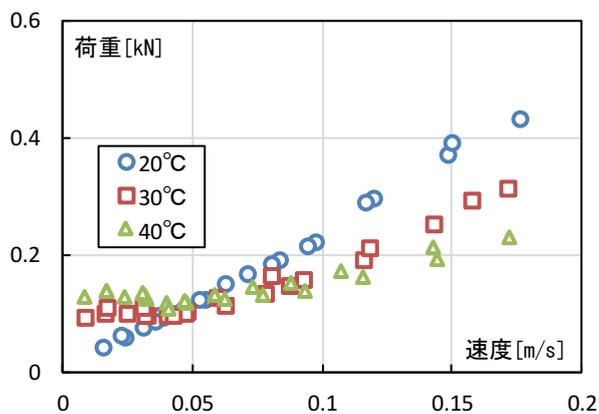


図 3.18 荷重速度関係 (流体温度の比較_BARRIERTA)

表 3.4 には振動数を $f=1.0[\text{Hz}]$ として式(3.14)により算出した慣性力と粘性減衰力の比率を示す。高性能化手法を適用することで意図通り粘性減衰力に対する慣性力が相対的に大きくなることを確認できる。しかし、式(3.14)の評価方法ではダンパが実際に発揮する油撃による付加的な負勾配を考慮した見かけの負剛性を評価できていない。

$$\gamma = \frac{F_{im}}{F_{oil}} = \frac{-m_s \cdot (2\pi f) \cdot \dot{x}_{d1}}{c \cdot \dot{x}_{d1}} \quad (3.14)$$

表 3.4 慣性力と粘性減衰力の比率
(上：流体密度の比較 下：流体温度の比較)

流体	DAHPNE	BARRIERTA	SPT
流体温度	20°C	20°C	20°C
慣性質量[kg]	18.27	40.82	65.12
減衰係数[kN・s/m]	1.104	2.434	1.889
γ	-0.104	-0.105	-0.217

流体	BARRIERTA		
流体温度	20°C	30°C	40°C
慣性質量[kg]	40.82	40.82	40.82
減衰係数[kN・s/m]	2.434	1.410	0.787
γ	-0.105	-0.182	-0.326

次に、油撃による付加的な負勾配を考慮してダンパの性能を定量的に評価するために、図 3.19 及び式(3.15)で表される等価粘性減衰定数(h_{eq})を算出する。なお、式中の W_E は油撃を考慮して弾性ひずみエネルギーが最大となる変位と荷重を用いて流体の慣性力によるエネルギーとして算出する。

$$h_{eq} = \frac{1}{4\pi} \cdot \frac{\Delta W}{W_E} \quad (3.15)$$

図 3.20、3.21 には等価粘性減衰定数の算出結果を示す。加振速度によらず算出結果は流体ごとに概ね一定の値となり、流体温度が常温の場合には SPT を封入することで値は最も小さくなるのがわかる。また、BARRIERTA を常温で封入した場合には等価粘性減衰定数はやや大きな値となるが、流体温度を上昇させることで SPT と同程度の値まで低減させることができている。慣性質量効果による負勾配と油撃による付加的な負勾配が大きくなれば W_E は大きくなる一方で ΔW はほぼ変化しないことより等価粘性減衰定数は小さく評価されるためダンパが高性能化したと判断できる。したがって、高密度な流体を封入する手法と流体を加熱する手法はダンパの高性能化に有効な手法であるといえる。流体を加熱することでダンパを高性能化させた場合、その他の仕様とした場合のダンパと同程度の減衰力を発揮するように複数基のダンパを設置することを考えれば、系全体としてはエネルギー吸収量を低下させることなく慣性質量効果による負剛性制御の効果を大きくすることが可能となる。また、ダンパ単体では高性能化により等価粘性減衰定数は小さく評価されるが、系全体の等価粘性減衰定数は大きく評価されるため、制振効果の向上に寄与するものとなる。

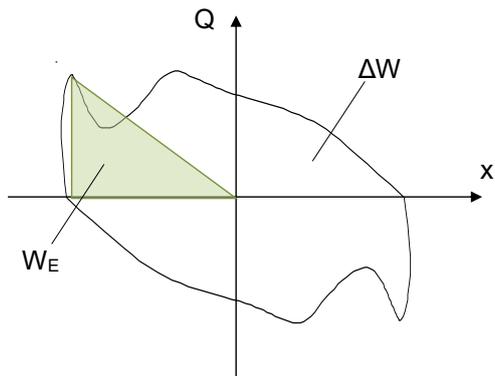
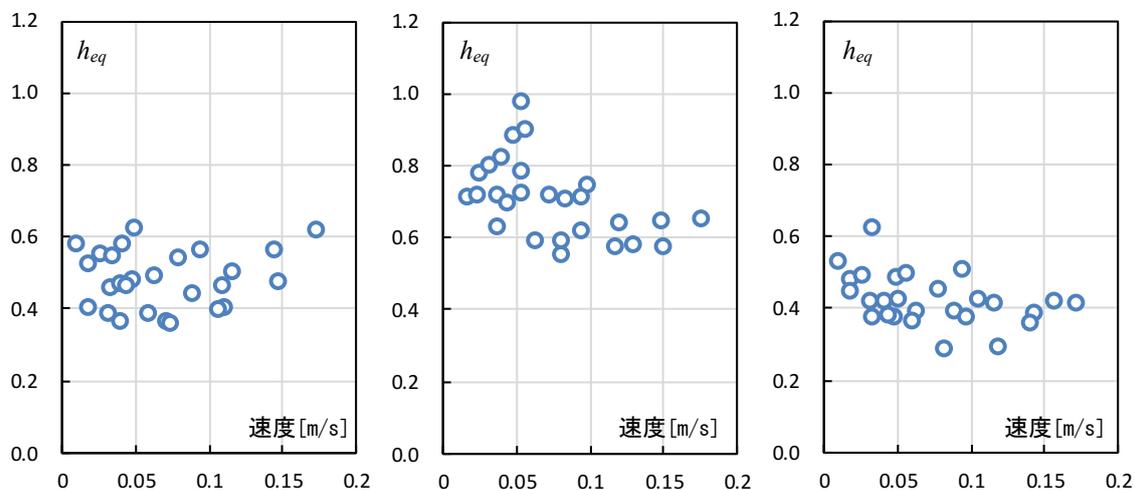
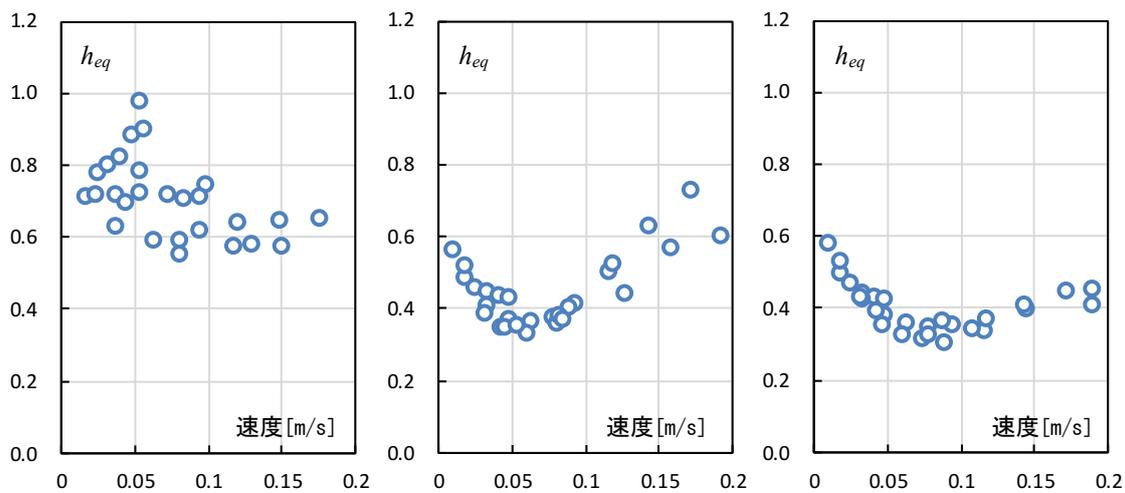


図 3.19 等価粘性減衰定数の概念図



(左 : DAPHNE 中 : BARRIERTA 右 : SPT)

図 3.20 高性能化の定量的評価 (流体密度の違い)

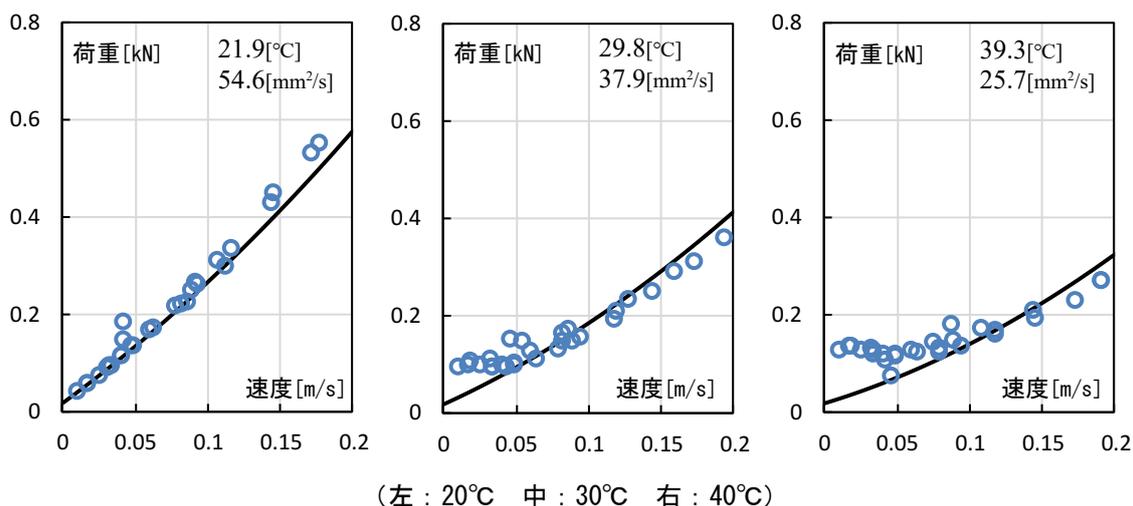


(左 : 20°C 中 : 30°C 右 : 40°C)

図 3.21 高性能化の定量的評価 (流体温度の違い_BARRIERTA)

3.3.5 粘性減衰力を算出する理論式の精度検証

図 3.22 には BARRIERTA を封入して流体を加熱したときに正弦波を入力して得られた荷重速度関係に 3.3.1 項で構築した理論式を用いて算出した荷重速度関係を重ねて示す。なお、図中右上の温度は一連の加振における流体の平均温度であり、動粘度は式(3.12)を用いて算出した平均温度時の値である。いずれの流体温度においても試験結果と理論値の傾きが概ね一致していることを確認できる。しかし、流体温度を上昇させた場合においては加振速度が 0.05[m/s]以下になると試験結果が理論値よりも大きくなっている。これは、理論式の算出において内部摩擦力を常温の試験結果を基に一定の荷重が作用すると仮定しているからであり、流体温度の上昇に伴い動粘度が小さくなることやピストン速度の低下によりピストン部分の摩擦係数が増加することが原因である。しかし、粘性減衰力の影響が大きくなる高速度時の傾向を精度よく模擬できていることから理論式が妥当であると判断できる。



(左 : 20°C 中 : 30°C 右 : 40°C)
 図 3.22 理論式の精度検証 (BARRIERTA)

3.4 小型2層鉄骨フレームによる振動台実験

3.4.1 振動台実験の概要

リンク式流体慣性ダンパを用いた構造システムの制振効果を評価することを目的として、高密度な流体を封入することで高性能化したダンパを設置した小型2層鉄骨フレームによる振動台実験を行った。加振には早稲田大学理工学部59号館材料実験室に設置されている3次元振動台を使用した。振動台は3次元に加振可能（最大振幅： $\pm 200[\text{mm}]$ 、最大加速度： 2G ）であるが、本実験ではX方向のみの単軸加振を行った。試験体は小型2層鉄骨フレームとし、柱材は1層が $4.5 \times 38[\text{mm}]$ 、2層が $4.5 \times 32[\text{mm}]$ の帯鋼板を加振方向が弱軸となるように設置した。柱材は柱長さが $250[\text{mm}]$ となるように上下端を不等辺山形鋼 $7 \times 75 \times 100[\text{mm}]$ により両側から挟み込んでM10高力ボルトにより留めつけ、不等辺山形鋼は床の鋼材 $850 \times 250 \times 32[\text{mm}]$ にM16高力ボルトにより接合した。試験体の質量は2階床が $128.2[\text{kg}]$ 、屋根階床が $113.7[\text{kg}]$ でありこれらの質量には周辺治具と計測器の質量も算入してある。ダンパは上下層間の損傷集中を抑制するために1層と2層に跨って設置しており、シリンダは各層の床鋼板に設置した溝形鋼にM6ボルトにより留めつけ、天井鋼板に取り付けたL字アングルにピン接合することで層間変形を直接ピストン変位として入力する。また、ダンパは表3.1に示した仕様で全長 $1.6[\text{m}]$ の銅チューブを使用した。作動流体はフッ素オイルのBARRIERTAまたは重液のSPTとして常温のまま加振を実施した。なお、チューブは試験体への設置の都合上 $0.8[\text{m}]$ の銅チューブ2本を樹脂チューブ（長さ $50[\text{mm}]$ ）により接続することで全長 $1.6[\text{m}]$ としている。3.2節で示したようにチューブの仕様がダンパの力学特性に与える影響は大きいことから事前に振動台実験に使用するダンパと同様な仕様で単体性能試験を実施して評価した力学特性の一覧を表3.5に示す。また、図3.23に試験システムの立面図、写真3.5には試験体の設置状況を示す。

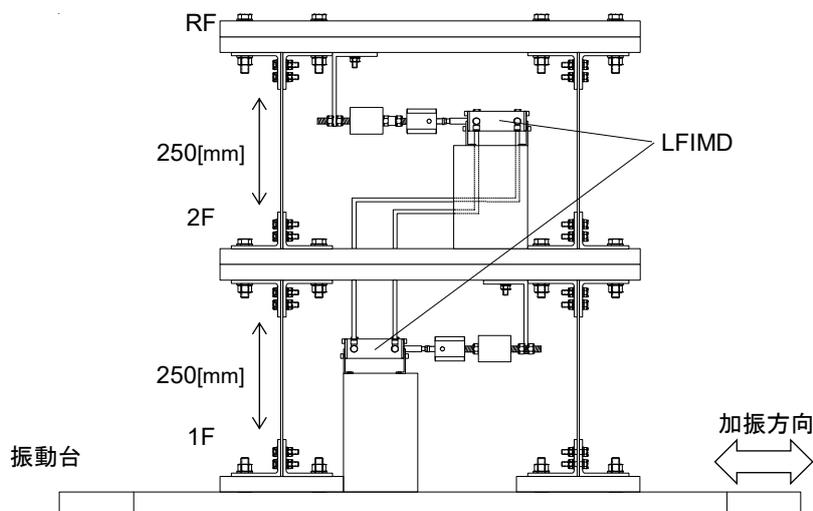


図 3.23 試験システム

表 3.5 ダンパの力学特性

流体名称	BARRIERTA	SPT
内部摩擦力[kN]	0.03	0.06
減衰係数[kN・s/m]	2.794	2.541
慣性質量[kg]	40.82	65.13
リンク剛性[kN/m]	133.2	88.4

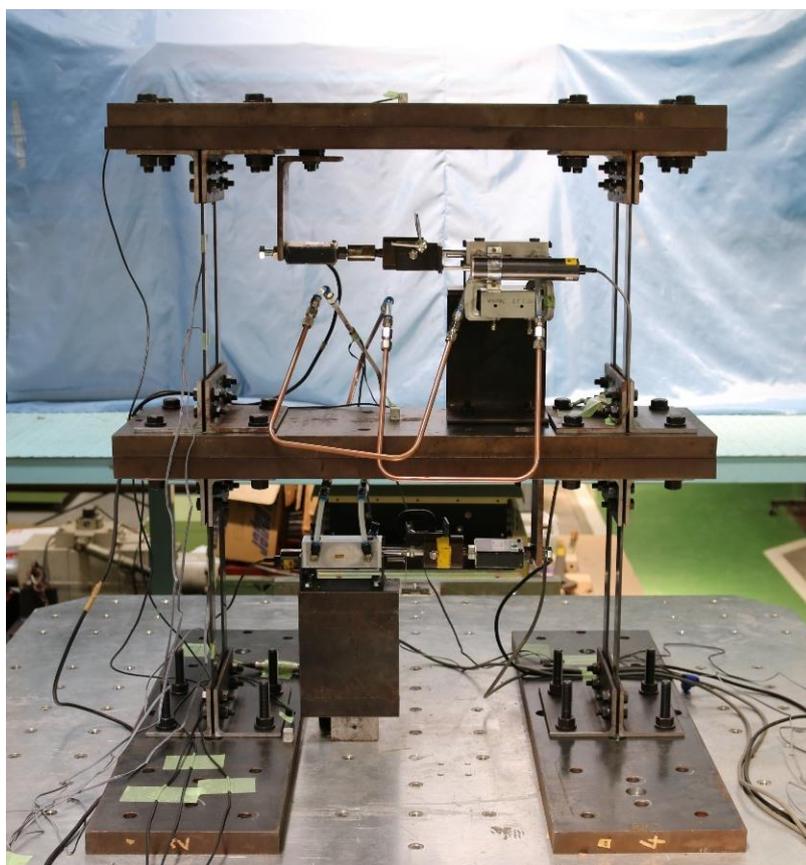


写真 3.5 試験体の設置状況

3.4.2 加振方法

加振にはホワイトノイズ（バンド幅：0.1～20[Hz]）と位相特性が乱数位相で第2種地盤のGs略算式を用いて求めた地表加速度応答スペクトルに適合した告示波⁴²⁾（以下、告示波_lv*）と1995年兵庫県南部地震神戸海洋気象台観測波南北成分（以下、神戸NS_*%）を試験体の損傷レベルを確認しながら適宜規準化して入力した。表3.6には加振スケジュールを示す。

表 3.6 加振スケジュール

a) ダンパなし

No.	地震動	規準化倍率	最大加速度[gal]
1	ホワイトノイズ	-	60
2	神戸NS	10%	83.1
3	神戸NS	20%	166.1
4	告示波	lv1	130.1
5	神戸NS	30%	249.2
6	神戸NS	40%	332.2
7	神戸NS	60%	498.4

b) ダンパ設置

No.	地震動	規準化倍率	最大加速度[gal]
1	ホワイトノイズ	-	60
2	神戸NS	10%	83.1
3	神戸NS	30%	249.2
4	告示波	lv1	130.1
5	神戸NS	60%	498.4
6	告示波	lv2	561.6
7	神戸NS	100%	830.6

3.4.3 計測システム

表 3.7 には計測項目及び本実験で使用した計測器の一覧、図 3.24 には計測器の設置位置を示す。ダンパには層間変形が直接ピストン変位として入力されるように設置しているため、層間変形とピストン変位は同一のものと見なす。また、リンク式流体慣性ダンパはリンクさせた1組のダンパを単体と称することから、1層及び2層で計測したダンパ荷重を足し合わせることでダンパ単体の荷重を算出する。

表 3.7 計測項目及び計測機器一覧

ch.	計測項目	計測器
1	振動台内蔵変位	振動台内蔵
2	振動台内蔵加速度	振動台内蔵
3	1層層間変形	DLT-30AS
4	2層層間変形	DLT-30AS
5	振動台加速度	ARF-20A
6	1階床加速度	ARF-20A
7	2階床加速度	ARF-20A
8	R階床加速度	ARF-20A
9	1層ダンパ荷重	TCLZ-10KNA
10	2層ダンパ荷重	TCLZ-500KA
11	1層柱脚ひずみ	YEFLA-2
12	1層柱頭ひずみ	YEFLA-2
13	2層柱脚ひずみ	YEFLA-2
14	2層柱頭ひずみ	YEFLA-2

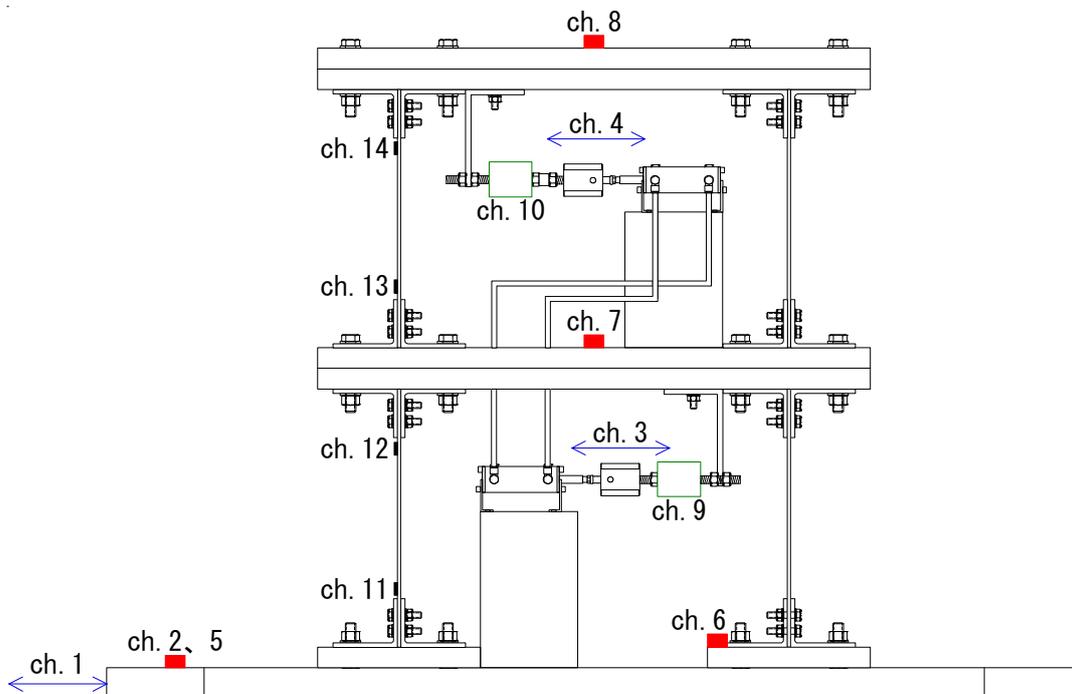


図 3.24 計測器の設置位置

3.4.4 振動特性の把握

図 3.25 にダンパを設置しない非制振の試験体にホワイトノイズ、ダンパを設置した試験体に告示波_lv2 を入力したときの R 階床の絶対加速度応答倍率、表 3.8 には振動特性の一覧を示す。ダンパを設置することで 1 次モードのピークが大幅に低減されているとともに、慣性質量効果によりピークが低振動数側に移動しており、慣性質量効果による周期伸長効果は流体密度の大きい SPT を封入した場合の方が大きいことを確認できる。2 次モードについては BARRIERTA を封入した場合にはリンク効果により明瞭なピークが現れていないが、SPT を封入した場合には 10[Hz]付近にやや大きなピークが認められる。また、高振動数時の応答倍率は非制振時と比べてダンパを設置した場合の方が大きくなっているもののその値は 1.0 程度である。これは高次モードの影響が取り除かれることで試験体が高振動数で振動しないためだと考えられる。また、非制振時の試験体の自由振動波形から算出した減衰定数は 0.38%であったが、ダンパを設置することで減衰定数は 15%程度まで向上した。

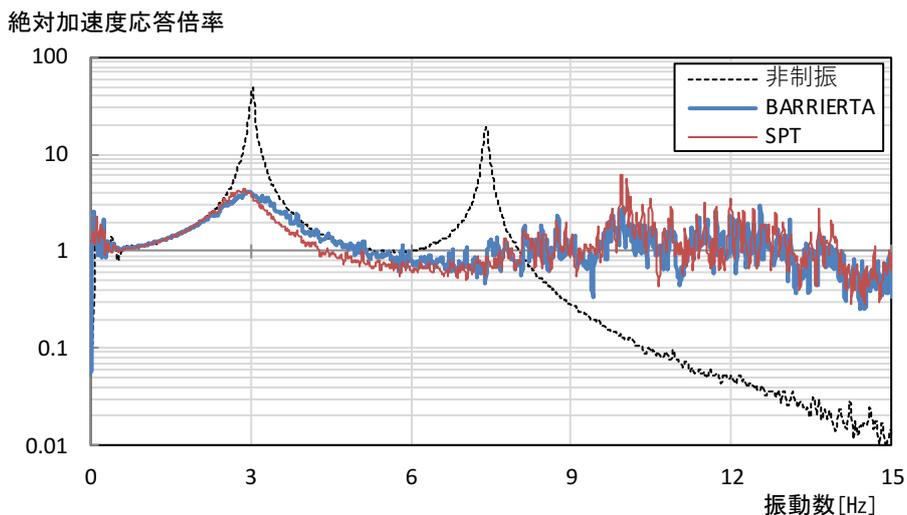


図 3.25 R 階床の絶対加速度応答倍率

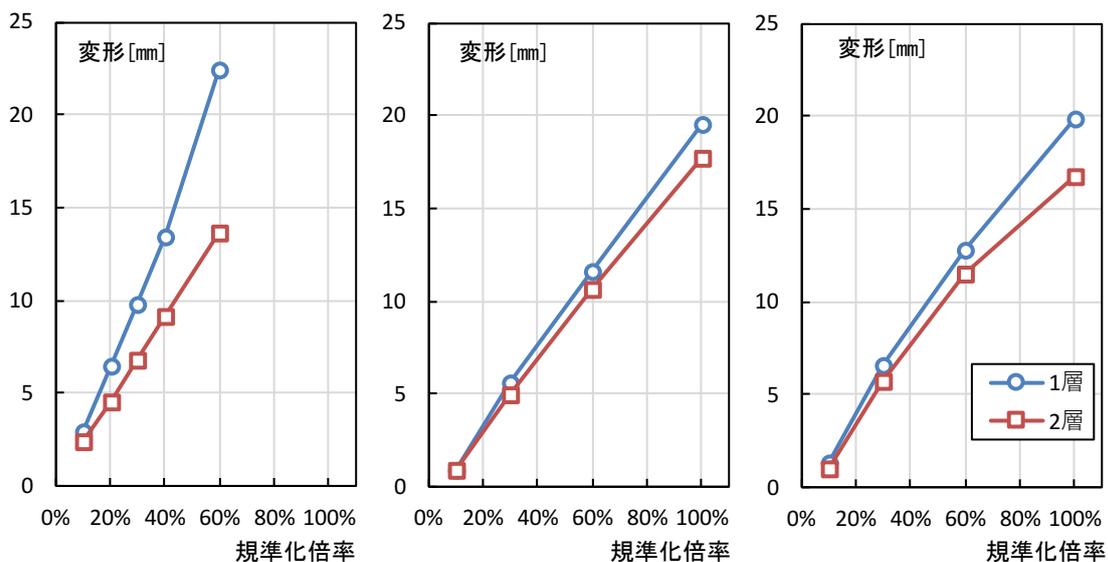
表 3.8 振動特性一覧

	固有振動数[Hz]		固有周期[s]		減衰定数
	1次	2次	1次	2次	
ダンパなし	3.052	7.483	0.328	0.134	0.0038
BARRIERTA	2.991	-	0.334	-	0.162
SPT	2.869	9.949	0.349	0.101	0.131

3.4.5 制振効果の評価

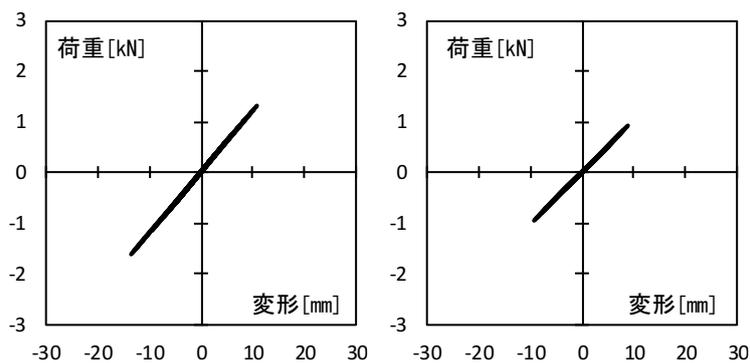
図 3.26 に神戸 NS を各規準化倍率で入力したときの最大層間変形を示す。ダンパを設置しない非制振の場合には1層の変形が2層に対して相対的に大きいことがわかる。一方で、ダンパを設置することで作動流体によらず最大層間変形は非制振の場合と比べて1層で小さく、2層で大きくなることで各層の変形が同程度になっていることからリンク効果が良好に発揮されていることを確認できる。

図 3.27 には非制振、図 3.28 には BARRIERTA を封入したダンパを設置した場合、図 3.29 には SPT を封入したダンパを設置した場合に神戸波を入力して得られた荷重変形関係を示す。なお、ダンパの荷重変位関係は1層と2層のダンパ荷重を足し合わせた荷重と1層のピストン変位を用いて算出し、主構造のせん断力は各階で計測した加速度に各階の質量を乗じて算出した慣性力から各層のダンパ荷重を引くことで算出した。非制振の場合、入力レベルが小さければ荷重変形関係は線形であり、神戸 NS_60%を入力した場合には塑性変形を生じ降伏耐力が2.0[kN]程度、降伏変位が18[mm]程度であることがわかる。一方で、ダンパを設置した場合にはダンパの荷重変位関係が明瞭に負剛性を発揮していることを確認できる。これにより、2層においては黒で示す主構造のせん断力に対して層全体のせん断力の荷重が低減されている。しかし、1層においては主構造のせん断力に対して層全体のせん断力が大きくなる現象が認められる。また、ダンパの荷重変位関係は BARRIERTA を封入した場合より SPT を封入した場合の方が履歴の膨らみは小さくなっているものの慣性力による負剛性の傾きは大きくなっており、2層における荷重の低減効果が大きくなり、1層では層全体の荷重の増加は抑えられていることを確認できる。

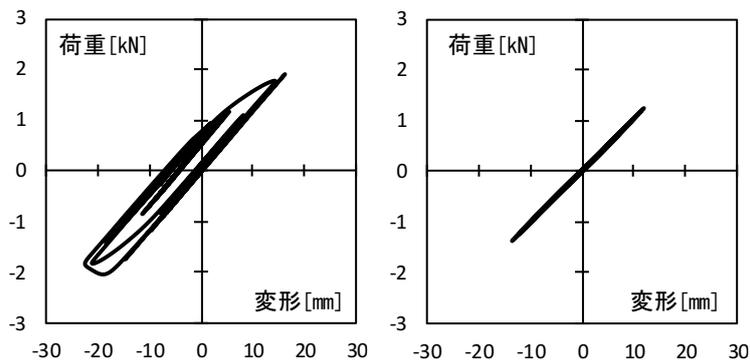


(左：非制振 中：BARRIERTA 右：SPT)

図 3.26 最大層間変形



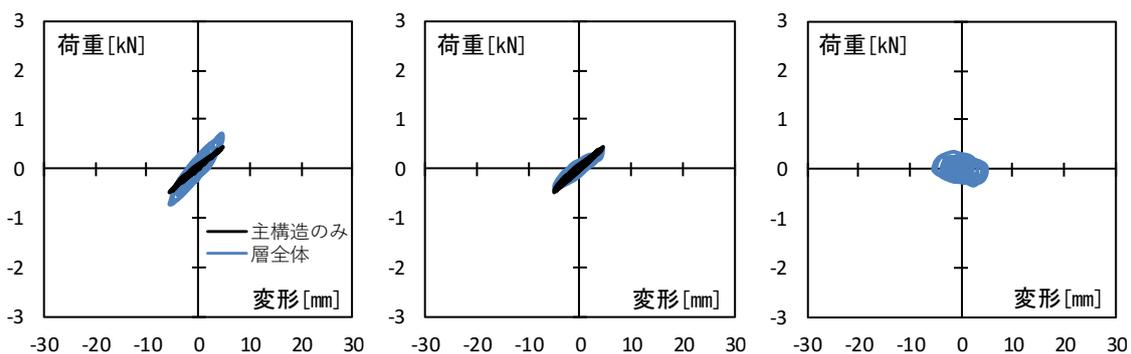
a) 神戸 NS_40%



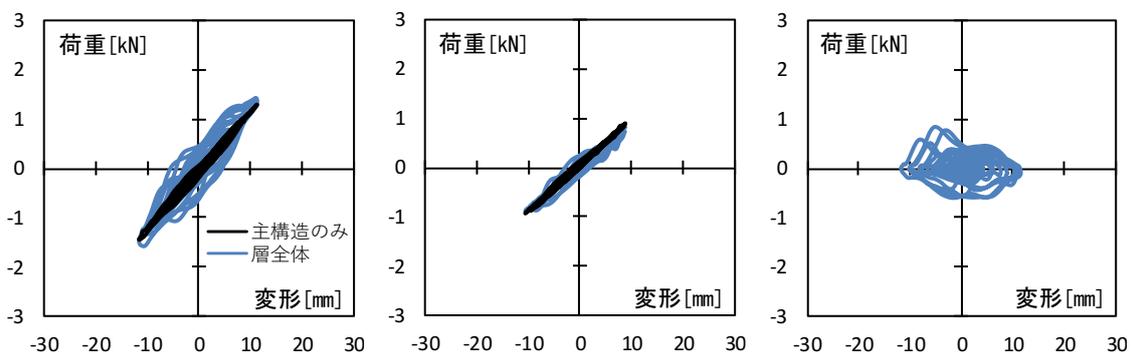
b) 神戸 NS_60%

(左：1層 右：2層)

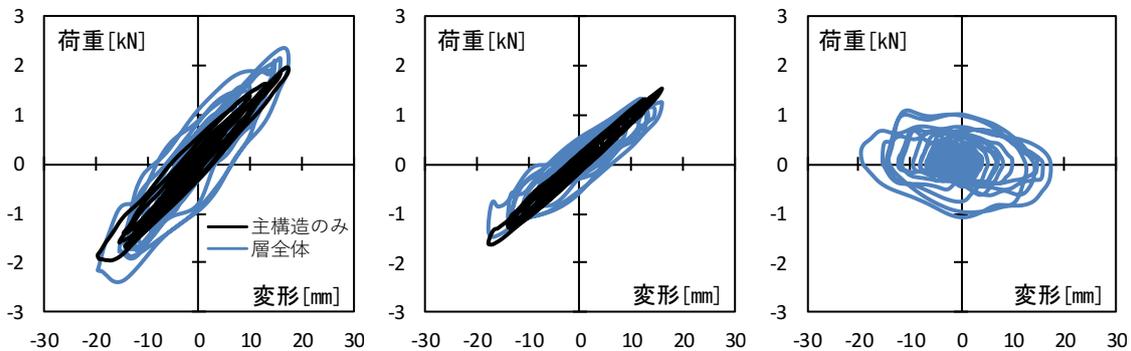
図 3.27 神戸波を入力した時の荷重変形関係 (非制振)



a) 神戸 NS_30%



b) 神戸 NS_60%

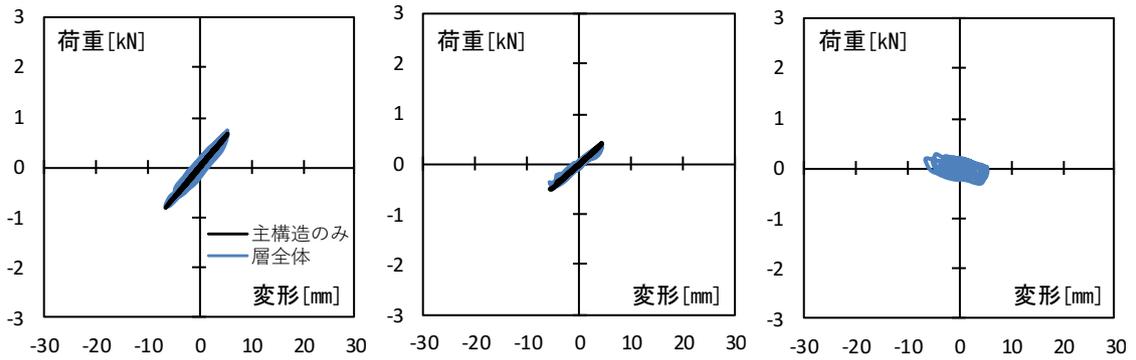


c) 神戸 NS_100%

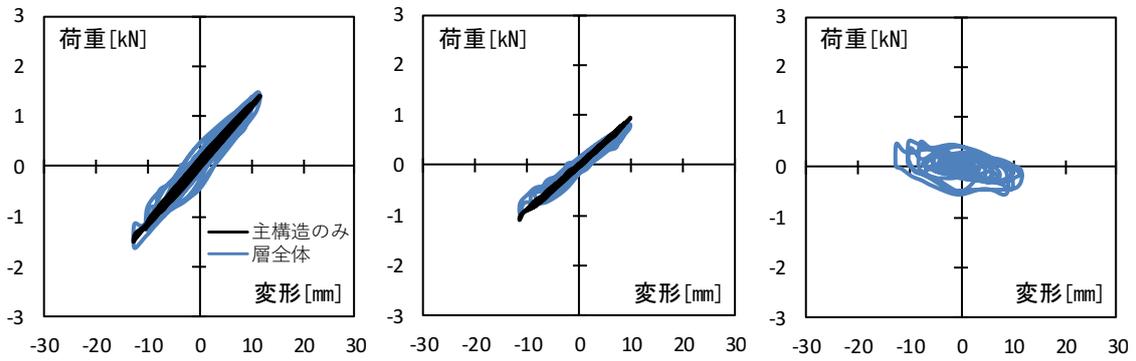
(左: 1層 中: 2層 右: ダンパ)

図 3.28 神戸波を入力したときの荷重変形関係 (BARRIERTA)

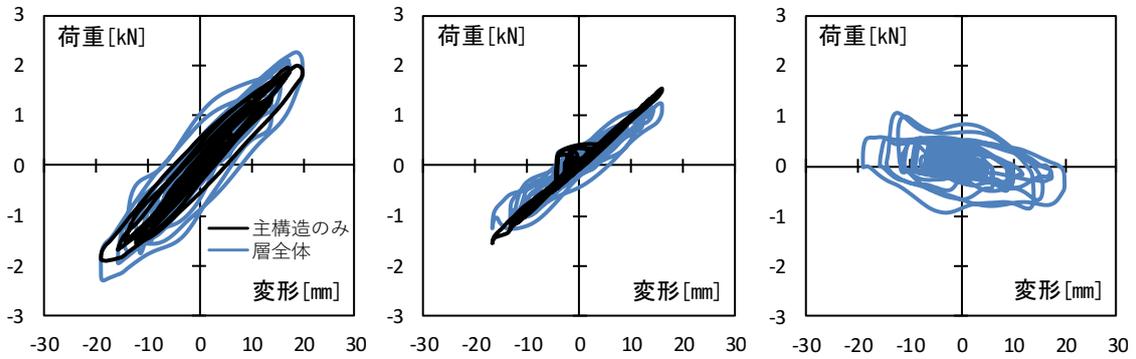
第3章 リンク式流体慣性ダンパの高性能化



a) 神戸 NS_30%



b) 神戸 NS_60%



c) 神戸 NS_100%

(左: 1層 中: 2層 右: ダンパ)

図 3.29 神戸波を入力したときの荷重変形関係 (SPT)

第3章 リンク式流体慣性ダンパの高性能化

図 3.30 に神戸 NS を入力したときの最大層間変形と最大応答加速度の関係として見かけの剛性の傾き、図 3.31 に累積吸収エネルギー量を示す。見かけの剛性の傾きは 1 層では非制振時と比べてダンパを設置した場合の方が大きくなるが、2 層ではダンパを設置した場合の方が小さくなっている。また、2 階の応答加速度はダンパを設置することで非制振時と比べて増大するが、一般的に応答加速度は上階に行くほど大きくなることから、ダンパを設置することで R 階の応答加速度は低減できており、建物全体としての応答加速度を低減できていると判断できる。このとき、慣性質量効果による負剛性は SPT を封入した場合の方が大きくなるが、BARRIERTA を封入した場合の方がエネルギー吸収量は大きくなることから地震応答低減効果は同程度になったと考えられる。しかし、SPT を封入した場合の方が BARRIERTA を封入した場合より変形が大きくなった時の加速度の低減効果はやや大きくなった。

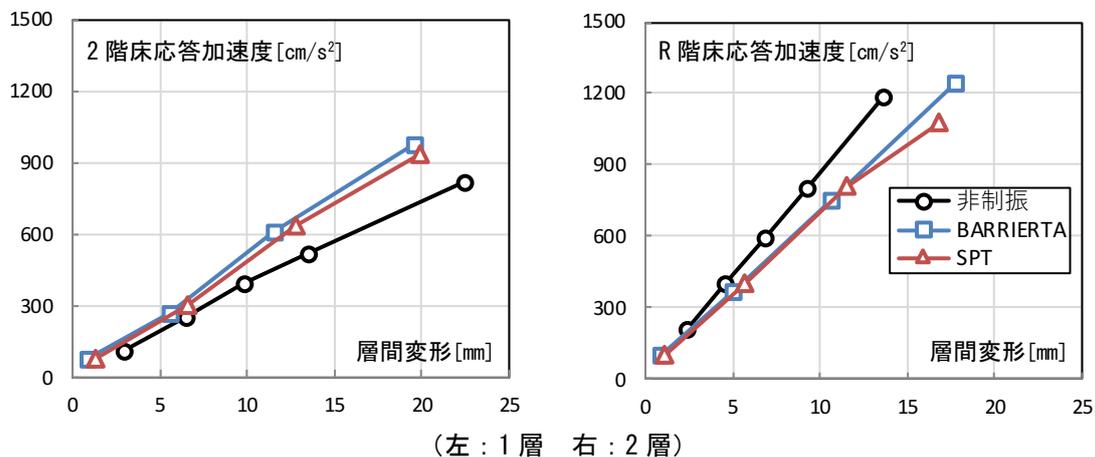


図 3.30 神戸波を入力した時の最大応答加速度と最大層間変形の関係

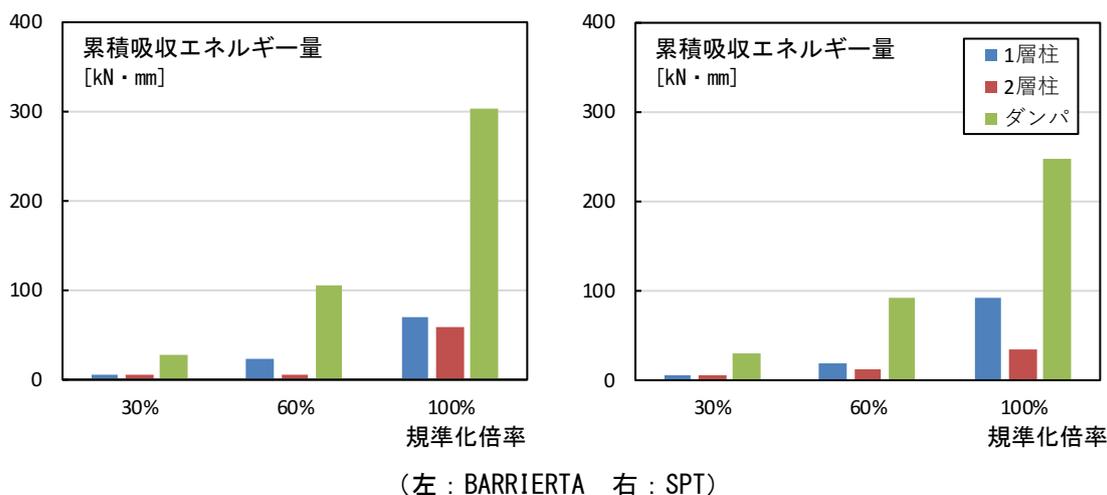


図 3.31 神戸 NS を入力した時の累積吸収エネルギー量

3.4.6 力学モデルの構築と精度検証

試験体をせん断質点系に置換することで解析モデルを構築し、時刻歴応答解析によりダンパの力学モデルの精度検証を行う。主構造は図 3.32 で示す 2 質点系モデルとし、主構造の復元力特性は図 3.33 に示す骨格曲線を有するトリリニア型、主構造の減衰は初期剛性比例型の 0.38%とする。表 3.9 には主構造の諸元を示す。また、図 3.34 に示すダンパの力学モデルは 2.5.3 項で示した構築方法により表 3.5 に示した力学特性を用いて構築する。

図 3.35 に BARRIERTA を封入したときのダンパの力学特性を用いて構築した力学モデルに告示波_iv2 を入力したときの R 階床の絶対加速度応答倍率及び神戸 NS_100% を入力した時の荷重変形関係を実験値と解析値を重ねて示す。ダンパを設置した場合の加速度の伝達関数は 1 次モードのピークは精度よく一致しているものの高振動数帯ではズレが見られる。神戸 NS_100% を入力したときの荷重変形関係においても実験値と解析値で若干のズレは見られるものの、ダンパと層全体の履歴の膨らみと傾きは精度よく模擬できていることから、理論的に想定されるダンパの力学特性を実験において確認することができた。

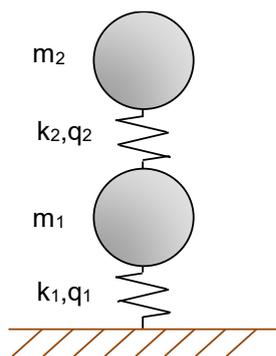


図 3.32 解析モデル

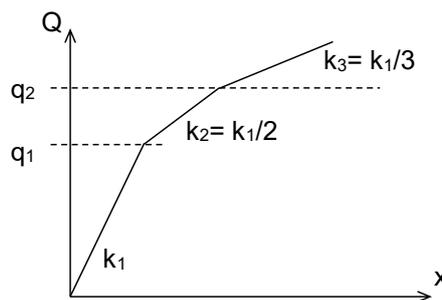


図 3.33 骨格曲線

表 3.9 主構造の諸元

	質量 [kg]	初期剛性 [kN/m]	降伏耐力 [kN]	
			q ₁	q ₂
1層	128.2	116.3	1.73	2.00
2層	113.7	101.8	1.47	1.70

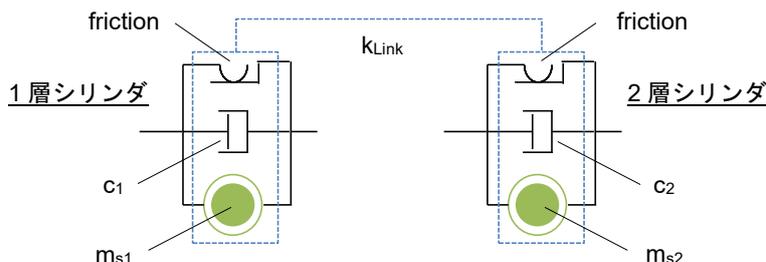
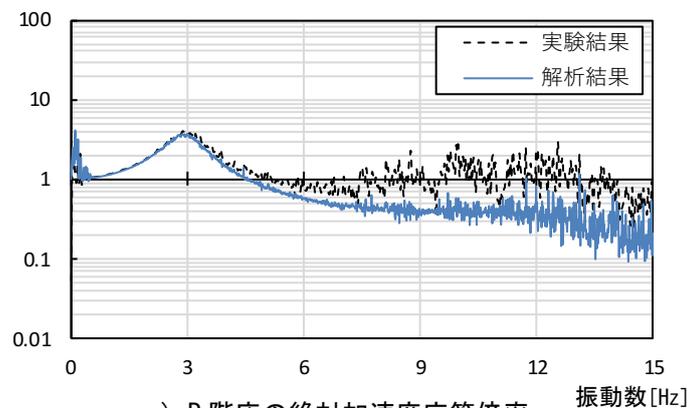
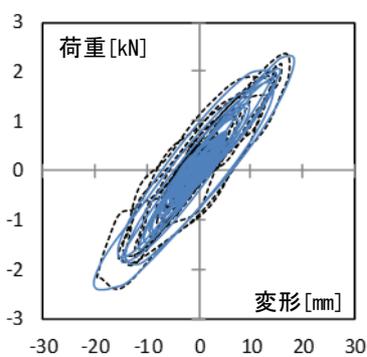


図 3.34 ダンパの力学モデル

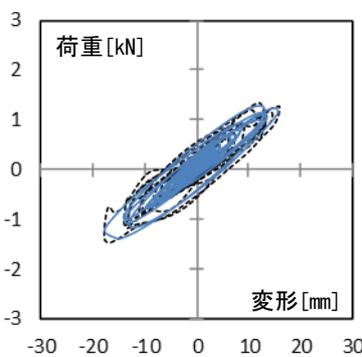
絶対加速度応答倍率



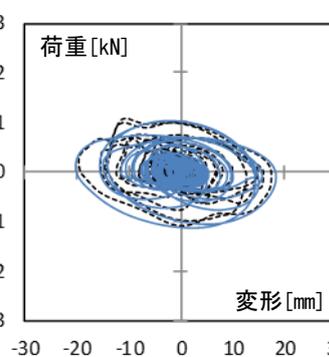
a) R 階床の絶対加速度応答倍率



b) 1層



c) 2層

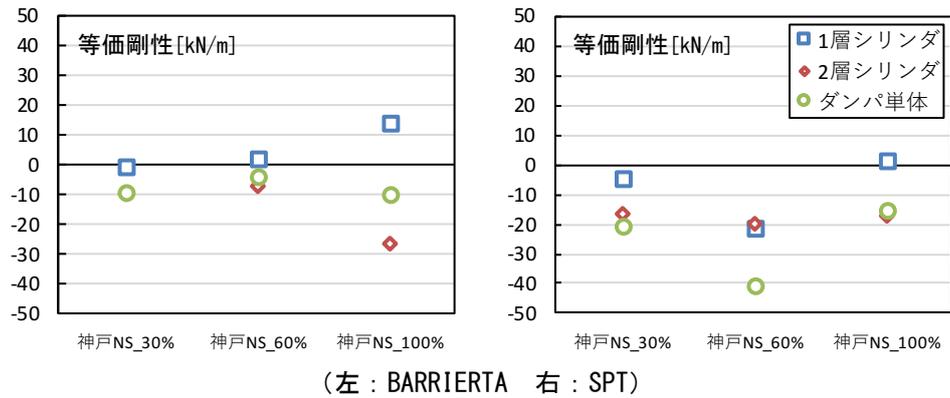


d) ダンパ

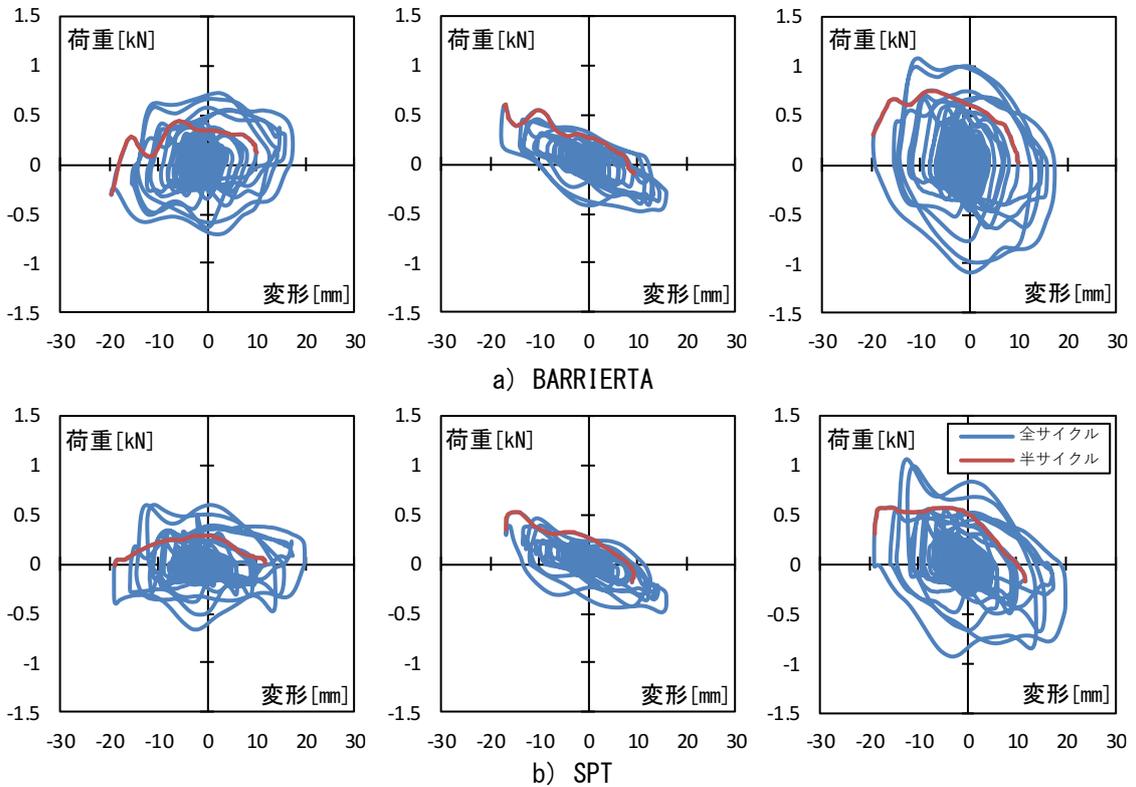
図 3.35 構築した力学モデルの精度検証

3.4.7 慣性質量効果の定量的評価

図 3.36 に神戸 NS を入力して得られた実験結果から算出した最大半サイクル発生時の各層のダンパ及びダンパ単体の等価剛性、図 3.37 に全サイクルの荷重変位関係に最大半サイクルの履歴を重ねて示す。前述の通り、ダンパ単体の荷重は 1 層と 2 層のダンパ荷重を足し合わせて算出することから 1 層と 2 層で発揮されるダンパの等価剛性を足し合わせた値がダンパ単体の等価剛性となる。また、作動流体が同様であればダンパ単体の等価剛性は入力レベルによらず概ね同様の値となることわかる。



(左: BARRIERTA 右: SPT)
図 3.36 神戸波を入力したときのダンパの等価剛性



(左: 1層シリンダ 中: 2層シリンダ 右: ダンパ単体)
図 3.37 神戸 NS_100%を入力したときのダンパの荷重変位関係

図 3.36 に示したダンパの等価剛性に関する各制振効果の寄与度を定量的に評価するために、構築した力学モデルに神戸 NS_100%を入力したときの各層のダンパが発揮する等価剛性について慣性質量効果とリンク効果による影響を分離した結果を図 3.38 に示す。慣性質量効果による負剛性の大きさは SPT を封入した場合の方が大きくなることを確認できる。一方で、リンク機構の等価剛性は1層と2層で逆符号となり同程度の傾きを発揮している。また、各層で発揮されるダンパの等価剛性は慣性質量効果とリンク効果による等価剛性の足し合わせであることから、慣性質量効果に対して相対的に大きな等価剛性を発揮しているリンク効果による影響が支配的となる。そのため、図 3.30 で示したように1層ではリンク機構が正の剛性を発揮するために層全体の見かけの剛性は非制振の場合と比べて大きくなり、2層ではリンク機構が負剛性を発揮するために層全体の傾きは小さくなったと考えられる。しかし、流体の違いによらずリンク効果による等価剛性は同様であり、慣性質量効果による負剛性の大きさは SPT を封入した場合の方が大きくなることから、ダンパを高性能化したことで構造系の加速度低減効果は大きくなったと判断できる。なお、リンク機構が振動特性に与える影響については4章で詳細に検討を行う。

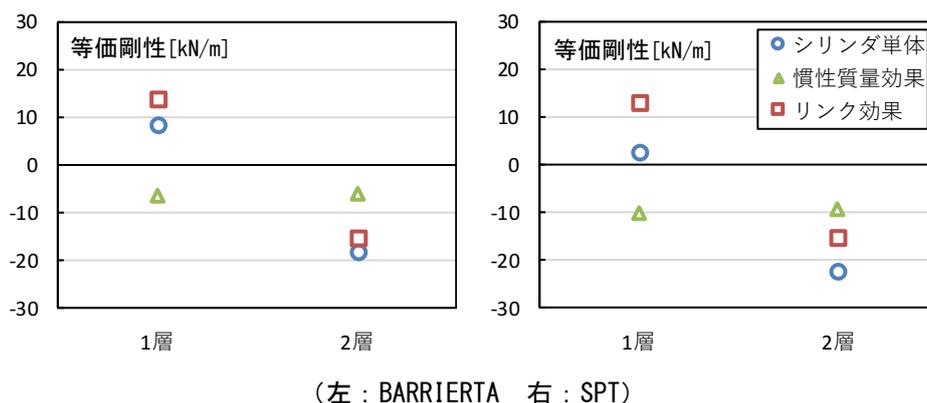


図 3.38 構築した力学モデルに神戸 NS_100%を入力したときの制振効果の定量的評価

3.5 まとめ

本章ではリンク式流体慣性ダンパの高性能化を「粘性減衰力に対する慣性力を相対的に大きくすること」と定義し、安定した基本性能を発揮するための基本仕様及び高性能化のための具体的な手法を単体性能試験により検証した。また、高性能化したダンパを設置した小型2層鉄骨フレームによる振動台実験を実施することで、リンク式流体慣性ダンパを用いた構造システムの制振効果を示した。

まず、3.2節ではリンク式流体慣性ダンパの基本仕様を策定するために単体性能試験を実施し、リンクチューブには硬い材質を用いることで安定した粘性減衰力を発揮するだけでなく高いリンク剛性を発揮することを示した。

次いで、3.3節ではダンパの具体的な高性能化手法として慣性質量を大きくする手法と粘性減衰力を低減することで相対的に慣性力を大きくする手法を提案した。また、提案した手法を適用することでダンパが実際に高性能化することを単体性能試験により確認した。

最後に、3.4節では高性能化したダンパを設置した小型2層鉄骨フレームによる振動台実験を実施し、リンク式流体慣性ダンパを用いた構造システムが慣性質量効果とリンク効果により高い制振効果を発揮することを示した。また、高性能化したダンパを設置して慣性質量効果による制振効果を向上させることで絶対加速度の低減効果が大きくなることを確認した。

第 4 章

リンク式流体慣性ダンパによる 層間変形制御機構の動力学特性

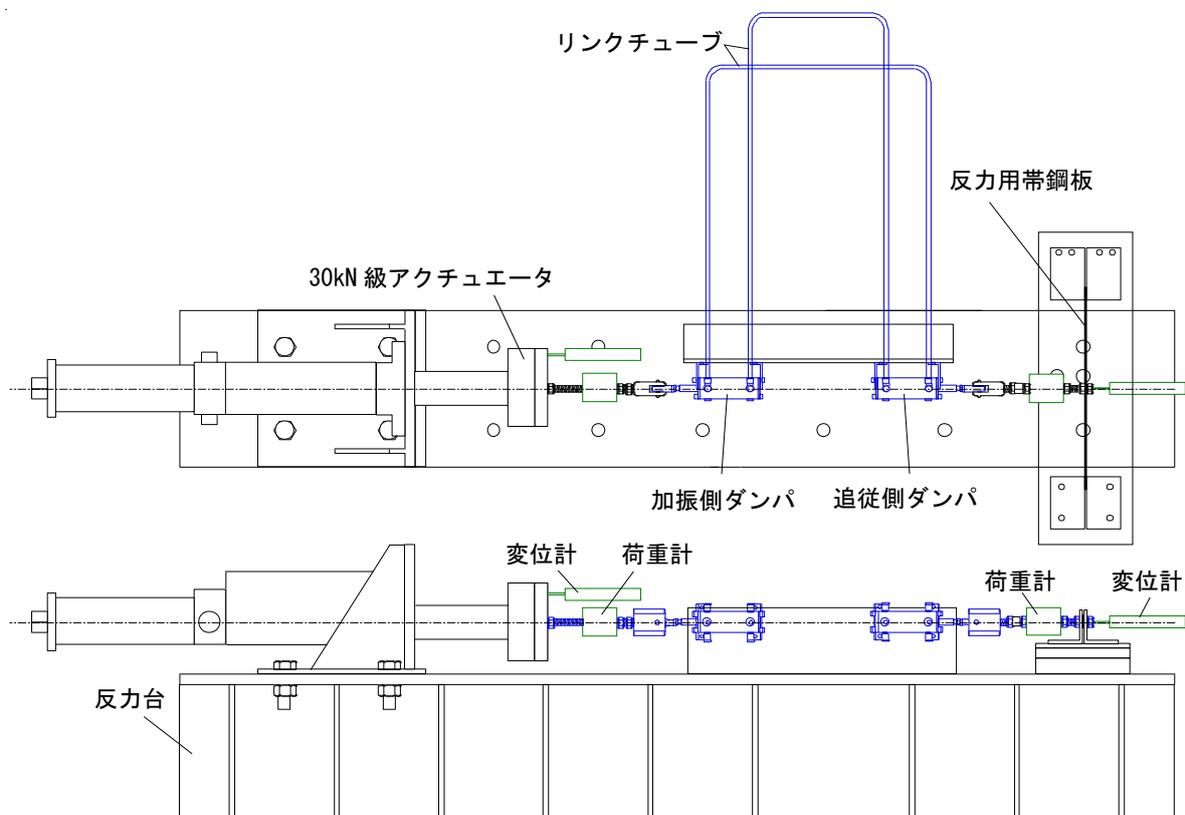
4.1 はじめに

本章では、リンク式流体慣性ダンパの層間変形制御機構が振動系の動力学特性に与える影響について述べる。まず4.2節において変形分布を任意の形状に制御することができる層間変形制御機構を構成するリンク式流体慣性ダンパの油圧式リンク機構の基本性能を示す。次いで、4.3節では層間変形制御機構を設置したせん断質点系モデルの定常振動解を導出することで同機構によるせん断力の再分配則を明らかにする。最後に、4.4節では小型2層鉄骨フレームによる振動台実験により、リンク効果による制振効果を示す。

4.2 層間変形制御機構の基本性能

4.2.1 単体性能試験の概要

2.2節で示したように、リンク式流体慣性ダンパはリンクさせる油室の断面積の比率を調整することで2つのピストンロッドの移動量を任意の比率にすることが可能である。そこで、本節では2つのピストン変位を任意の比率にする場合の油圧式リンク機構の動力学特性を把握するために単体性能試験を実施した。図4.1には試験システムを示し、アクチュエータとピン接続するシリンダを加振側ダンパ、もう一方のシリンダを追従側ダンパと称し、追従側に設置するシリンダの断面積を変えることでリンク変形比を変化させる。試験は追従側ダンパが自由に振動できる状態で加振する場合（以下、反力なし）と追従側ダンパに帯鋼板をピン接合して反力を与える場合（以下、反力あり）の2通りとし、反力なしの場合には図4.1に示す試験システムから帯鋼板を取り外して加振を実施した。表4.1にはダンパの基本仕様を示す。チューブには内径 $\phi 6.0[\text{mm}]$ 、長さ $1.6[\text{m}]$ の銅管を使用し、作動流体としてフッ素オイルのBARRIERTA J25 FLUIDを封入した。2つのピストン変位を任意の比率にする場合のリンク変形比は伸びが $\alpha_{Link,1}=1.85$ 、圧縮が $\alpha_{Link,2}=1.93$ となる。以降、2つのピストン変位が同じになる場合を $\alpha_{Link}=1.00$ 、2つのピストン変位を任意の比率にする場合をリンク変形比の平均値をとり $\alpha_{Link}=1.89$ と称する。加振は変位制御により表4.2に示す振動数と振幅をパラメータとした正弦波を入力した。動的载荷はアクチュエータへの負担を考慮して振幅の漸増漸減域を有する波形を用い、漸増域と漸減域は3サイクル、定常部分は4サイクルとした。写真4.1には試験体の設置状況を示す。なお、 $\alpha_{Link}=1.00$ の試験結果は3.2節において示したものと同様であることから、グラフの掲載は一部割愛する。



(上：平面図 下：立面図)

図 4.1 試験システム

表 4.1 ダンパの基本仕様及び作動流体諸元

設置箇所		加振側	追従側	
シリンダ内径 [mm]		φ 25.0	φ 25.0	φ 18.0
ピストンロッド径 [mm]		φ 12.0	φ 12.0	φ 8.00
ストローク [mm]		±25.0	±25.0	±50.0
断面積 [mm ²]	A ₁	377.8	377.8	204.2
	A ₂	490.9	490.9	254.5
リンク変形比 α _{Link}	α ₁	-	1.00	1.85
	α ₂	-	1.00	1.93
チューブ内径 [mm]		φ 6.0		
チューブ長さ [m]		1.6		
流体密度 [g/cm ³]		1.88		
流体動粘度 [mm ² /s]	20°C	59.96		
	40°C	25.00		
流体体積弾性係数 [GPa]		0.798		

表 4.2 入力した正弦波一覧

(左：反力なし 右：反力あり)

振動数 [Hz]	振幅 [mm]						振動数 [Hz]	振幅 [mm]		
	±2.5	±5.0	±7.5	±10.0	±12.5	±15.0		±3.0	±5.0	±7.0
0.01	-	-	-	-	-	-	0.01	-	-	○
0.5	○	○	○	○	○	○	0.5	○	○	○
1.0	○	○	○	○	○	○	1.0	○	○	○
2.0	○	○	○	○	○	○	2.0	○	○	○
3.0	○	○	○	○	○	-	3.0	○	○	-
4.0	○	○	○	-	-	-	4.0	-	-	-
5.0	○	○	-	-	-	-	5.0	-	-	-



写真 4.1 試験体の設置状況 ($\alpha_{Link}=1.89$)

4.2.2 試験結果及び考察

a. 追従側ダンパのピストンロッドが自由に振動できる場合

図 4.2 に正弦波（振動数：1.0[Hz]、振幅：±15[mm]）を入力した時のピストン変位時刻歴、図 4.3 に各振動数最大振幅の正弦波を入力した時の各サイクルにおける最大ピストン変位の加振側と追従側の比率を示す。リンク変形比の値によらず、加振側ピストン変位に対して追従側ピストン変位が意図通りの比率で追従していることを確認できるが、ピストン変位の比率を任意の値にする場合については正方向（伸び）の小振幅時に最大ピストン変位の比率が低下する傾向が見られる。また、今回試作したシリンダは伸びと圧縮でリンク変形比が異なるがピストン変位は片流れを生じていないことを確認できる。

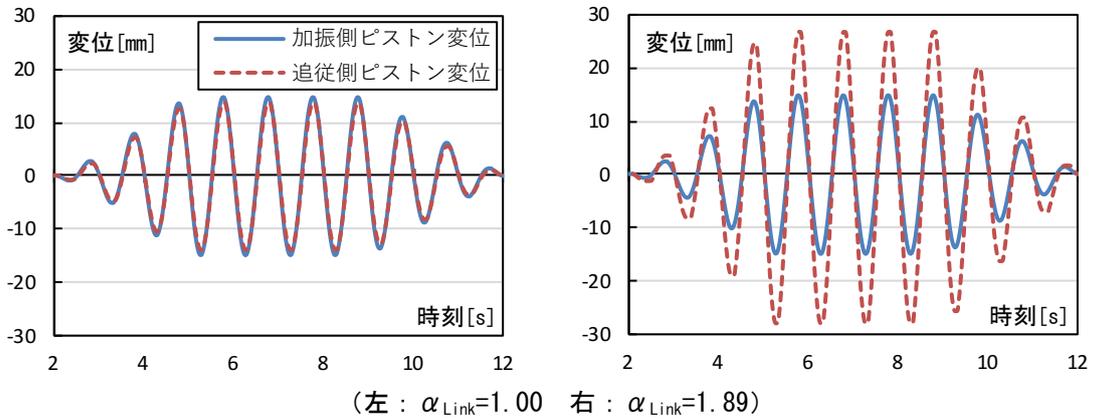


図 4.2 正弦波（振動数：1.0[Hz]、振幅：±15[mm]）を入力した時のピストン変位時刻歴

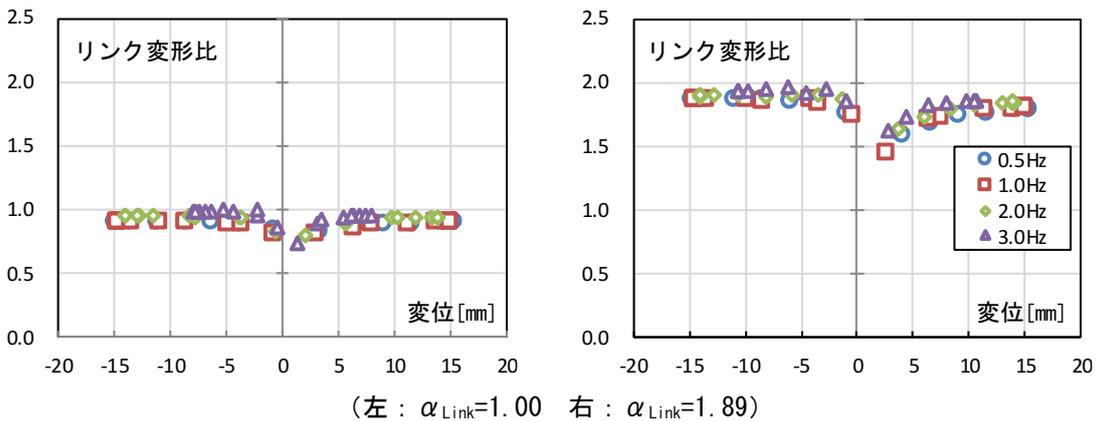


図 4.3 正弦波を入力した時のリンク変形比の評価

図 4.4 に $\alpha_{Link}=1.89$ の試験体に表 4.2 左に示した正弦波を入力したときの定常状態における 1 サイクルを取り出してすべての振幅について重ねた荷重変位関係を示す。なお、変位は加振側ピストン変位を用いている。リンク変形比を大きくした場合においても履歴は楕円形を描いており明瞭に負剛性を発揮していることからダンパが正常に機能していることを確認できる。また、変位反転時の油撃については $\alpha_{Link}=1.89$ とした場合の方が顕著に表れている。図 4.5 には正弦波を入力した時の最大速度時の抵抗力をプロットした荷重速度関係を示す。リンク変形比によらずプロットは直線状に並んでいることから安定した粘性減衰力を発揮していることを確認でき、 $\alpha_{Link}=1.89$ とした場合の方が傾きはやや大きくなっている。

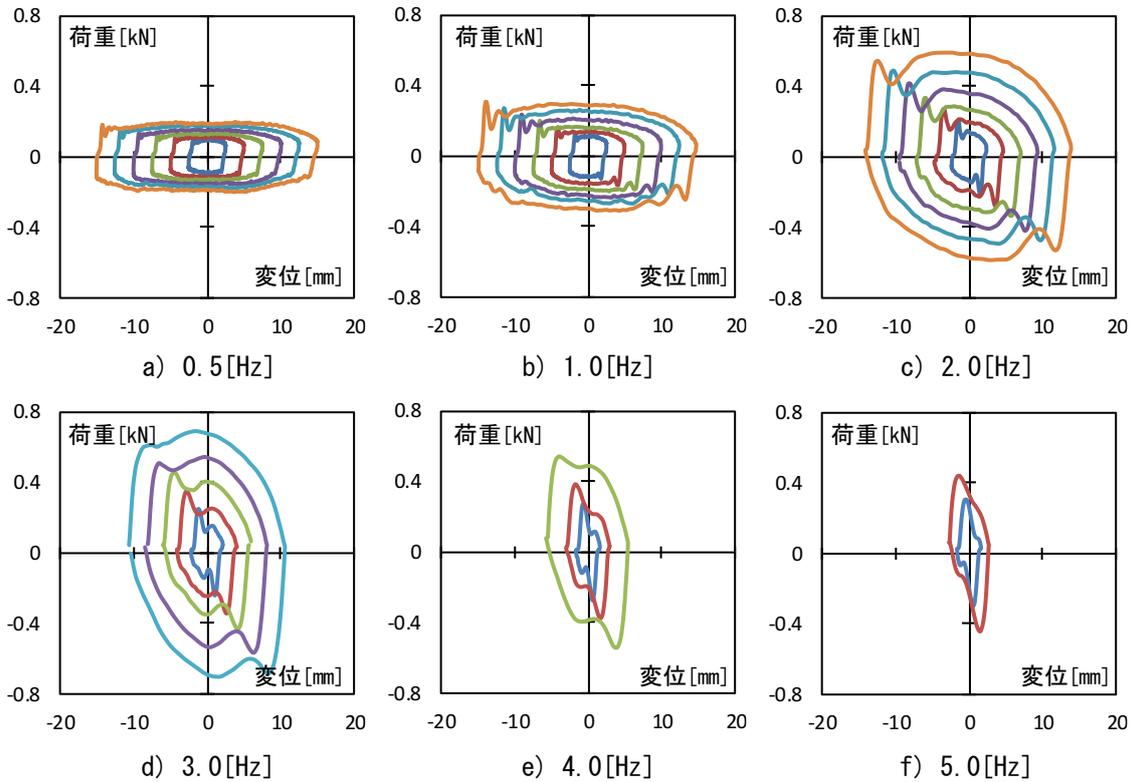


図 4.4 正弦波を入力した時の荷重変位関係 ($\alpha_{Link}=1.89$)

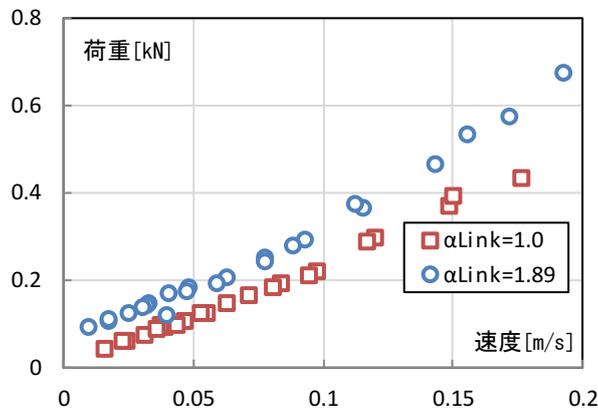


図 4.5 荷重速度関係

b. 追従側ダンパに反力を与える場合

図 4.6 に追従側ダンパに反力を与えてほぼ静的に载荷したときのシステム全体の荷重 F と加振側ピストン変位 x_{d1} 及び追従側ピストン変位 x_{d2} の差を用いて算出した荷重変位関係を示す。なお、追従側ダンパに反力を与える場合ではアクチュエータヘッドに接続した荷重計により計測した荷重をシステム全体の荷重と称し、ピストン変位の差は式(4.1)に示すようにリンク変形比を考慮して求めた。

$$k_{Link} = \frac{F}{\alpha_{Link} \cdot x_{d1} - x_{d2}} \quad (4.1)$$

F : システム全体の荷重 α_{Link} : リンク変形比 x_{di} : ピストン変位 k_{Link} : リンク剛性

荷重変位関係はリンク変形比に依らず同様な履歴形状を示しており、原点付近では荷重にスリップが見られるが変位差が 2[mm]を越える付近から傾きが増加していることからリンク機構が意図通り働くことを期待できる。図 4.7 には動的に正弦波を入力した時のダンパの荷重変位関係を示す。なお、ダンパ単体の抵抗力はシステム全体の荷重から反力用帯鋼板の荷重を引くことで算出した。変位が原点を通過する際には履歴に乱れが現れており、粘性減衰力による履歴の膨らみと正負対称な履歴を描くことからリンク変形比を任意の値にして反力を与えた場合にもダンパが正常に機能することを確認できる。

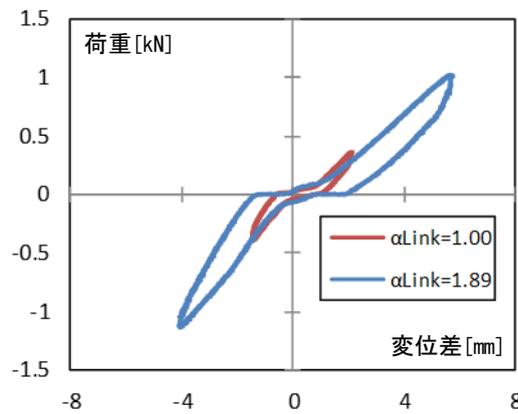


図 4.6 リンク剛性の評価

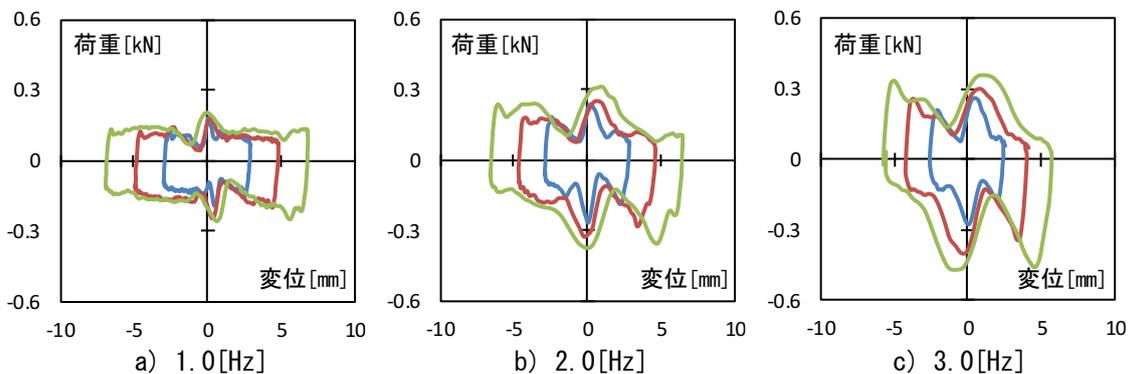


図 4.7 正弦波を入力した時の荷重変位関係 ($\alpha_{Link}=1.89$)

4.3 層間変形制御機構を設置したせん断質点系のモデルの定常振動解

4.3.1 調和振動に対する定常振動解の導出

層間変形制御機構を設置した構造物の調和振動に対する定常振動解を導出することで同機構が振動系の動力学特性に与える影響について把握する。なお、層間変形制御機構はリンク式流体慣性ダンパの油圧式リンク機構を用いるが、慣性質量効果は考慮せずに検討を行う。また、以降は層間変形制御機構のことを単にリンク機構と称する。このとき、リンク機構を設置した運動方程式は式(4.2)で表される。

$$[M]\{\ddot{X}\} + [C]\{\dot{X}\} + ([K] + [K_{Link}])\{X\} = -[M]\{1\}\ddot{x}_g \quad (4.2)$$

2.3節で示したように、各モードに対して展開した広義質量 ${}_sM$ 、広義剛性 ${}_sK$ 、広義リンク剛性 ${}_sK_{Link}$ 、広義リンク剛性比 ${}_s\gamma_{Link}$ 、広義減衰係数 ${}_sC$ は次式で定義されている。

$${}_sM = {}_s\{U\}^T [M] {}_s\{U\} \quad (4.3)$$

$${}_s\gamma_{Link} = \frac{{}_sK_{Link}}{{}_sK} = \frac{{}_s\{U\}^T [K_{Link}] {}_s\{U\}}{{}_s\{U\}^T [K] {}_s\{U\}} \quad (2.37)(再掲)$$

$${}_sC = {}_s\{U\}^T [C] {}_s\{U\} \quad (2.38)(再掲)$$

さらに、式(4.2)の両辺を質量マトリクス $[M]$ で除して固有ベクトルの直交性を利用することで式(2.39)が得られる。また、2.3.2項の固有値解析結果でも示したようにリンク機構は1次モードの固有周期には影響を与えずに2次モード以降の高次モードの影響を取り除く周期低減効果と、固有ベクトルを式(2.44)で表せる任意の形にするリンク効果を発揮する。

$${}_s\ddot{q} + 2 {}_s h {}_s\omega {}_s\dot{q} + {}_s\omega^2 {}_s q = - {}_s\beta \ddot{x}_g \quad (2.39)(再掲)$$

$${}_s q = \frac{{}_s\{U\}^T [M] \{X\}}{{}_s M} \quad (4.4)$$

$${}_s\omega^2 = \frac{{}_sK + {}_sK_{Link}}{{}_sM} = \frac{{}_sK(1 + {}_s\gamma_{Link})}{{}_sM} \quad (4.5)$$

$${}_s h = \frac{{}_sC}{2\sqrt{({}_sM)({}_sK + {}_sK_{Link})}} = \frac{{}_sC}{2\sqrt{(1 + {}_s\gamma_{Link}) {}_sM {}_sK}} \quad (4.6)$$

$${}_s\beta = \frac{{}_s\{U\}^T [M] \{1\}}{{}_sM} \quad (4.7)$$

$${}_1 u_i = {}_1 u_1 \sum_{j=1}^i \left(\prod_{k=1}^j \alpha_{Link,k-1,k} \right) \quad (\alpha_{Link,0} = 1.0) \quad (2.44)(再掲)$$

式(2.39)で示した運動方程式に調和地動を代入すると運動方程式は式(4.8)で表され、変位解は一般的に式(4.9)~(4.11)で表すことができる⁴³⁾。ここで、 $\bar{\omega}$ は地動の円振動数、 a_0 は地動振幅変位である。前述の通りリンク機構の剛性が十分に大きく完全にリンクする場合には2次モードの振動成分が極めて小さくなることから、1次モードの定常振動解のみを求めれば系全体の応答を概ね近似して算出することができる。

$${}_s\ddot{q} + 2 {}_s h {}_s \omega {}_s \dot{q} + {}_s \omega^2 {}_s q = {}_s \beta \cdot \bar{\omega}^2 a_0 \sin(\bar{\omega} t) \quad (4.8)$$

$$\{X\} = \sum_{s=1}^n Q_s \cdot {}_s \beta \cdot {}_s \{U\} \quad (4.9)$$

$$Q_s = \frac{\bar{\omega}^2 a_0}{\sqrt{(2 {}_s h \bar{\omega} {}_s \omega)^2 + ({}_s \omega^2 - \bar{\omega}^2)^2}} \cdot \sin(\bar{\omega} t + \phi_s) \quad (4.10)$$

$$\tan \phi_s = \frac{-2 {}_s h \bar{\omega} {}_s \omega}{{}_s \omega^2 - \bar{\omega}^2} \quad (4.11)$$

まず、図4.8に示すリンク機構を設置した2質点系弾性モデルの調和振動に対する定常振動解を算出する。表4.3に対象とするモデルの諸元及び振動特性の一覧を示す。質量は2階床が $m_1=20[t]$ 、屋根階床が $m_2=12[t]$ とし、1次固有周期が0.24[s]となるように1層の剛性 k_1 と2層の剛性 k_2 の比率である層剛性比 γ_k を $\gamma_k=k_2/k_1=0.4, 0.6, 0.8$ と変化させる。また、1次モードに対する減衰定数を3.0%、リンク機構の剛性は十分に大きく完全にリンクするものとし、リンク変形比は $\alpha_{Link}=1.0, 1.5$ とする。なお、調和振動の振動数は弾性モデルが1次モードで共振する振動数、地動振幅は $a_0=0.001[m]$ とする。

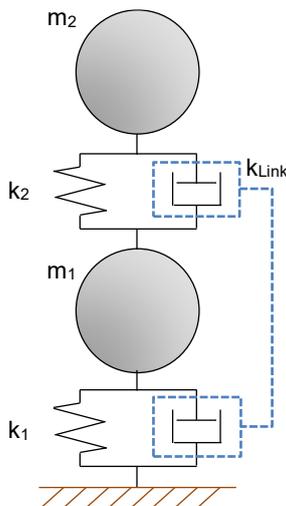
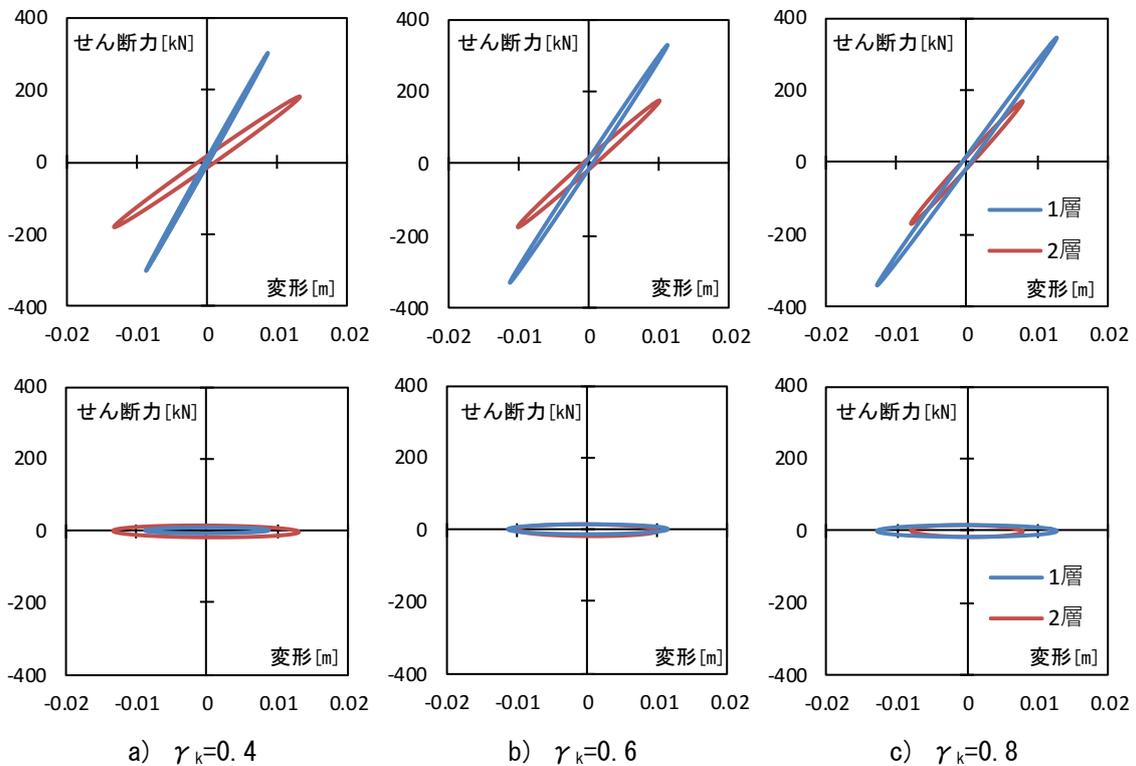


図4.8 弾性モデル

表4.3 弾性モデルの諸元

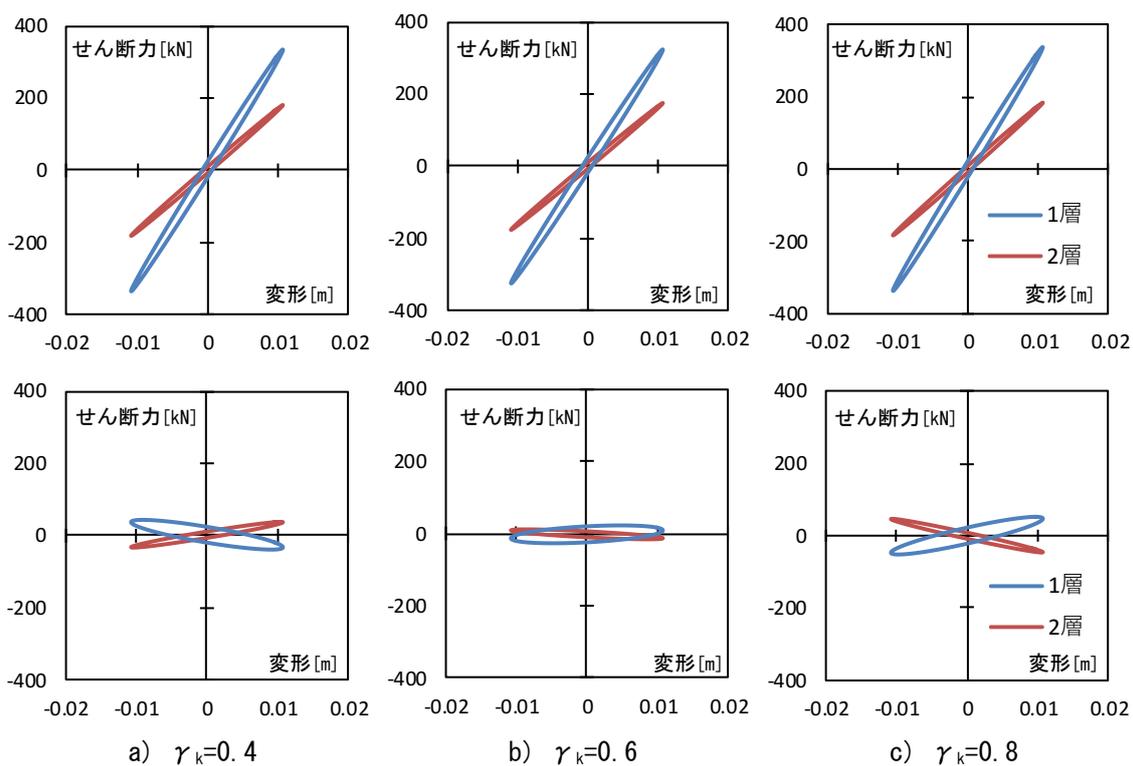
γ_k	0.4	0.6	0.8
$m_1 [t]$	20	20	20
$m_2 [t]$	12	12	12
$k_1 [kN/m]$	34269.5	29206.7	26992.3
$k_2 [kN/m]$	13707.8	17524.0	21593.8
$T_1 [s]$	0.24	0.24	0.24
$T_2 [s]$	0.12	0.11	0.11
u_2/u_1	2.50	1.88	1.62

図 4.9 にはリンク機構を付加しない場合、図 4.10 にはリンク変形比 $\alpha_{Link}=1.0$ 、図 4.11 にはリンク変形比 $\alpha_{Link}=1.5$ としてリンク機構を付加した場合の調和振動に対する変位応答解から算出した荷重変形関係を示す。リンク機構を設置しない場合には表 4.1 で示した固有ベクトル成分の比率 u_2/u_1 が示すように $\gamma_k=0.4$ の場合には 2 層、 $\gamma_k=0.8$ の場合には 1 層の変形が大きくなり、 $\gamma_k=0.6$ の場合には各層の変形が同程度になることを確認できる。また、ダンパの履歴は粘性系ダンパ特有の傾きを有しない楕円形の履歴を描いている。リンク変形比 $\alpha_{Link}=1.0$ のリンク機構を付加した場合には各層の変形が一様化されているが、リンク機構を付加することで非制振の場合と見かけの剛性の傾きが変化していることがわかる。このとき、ダンパの履歴は $\gamma_k=0.4$ の場合は 1 層で負剛性、 $\gamma_k=0.8$ の場合には 1 層で正の剛性を発揮していることから、 γ_k の値によらず層全体の見かけの剛性は同程度となっている。また、リンク変形比 $\alpha_{Link}=1.5$ のリンク機構を付加した場合、 $\gamma_k=0.4$ の場合にはダンパは見かけの傾きを発揮していないが、 $\gamma_k=0.6$ の場合には 1 層で正の剛性を発揮しており、 $\gamma_k=0.8$ の場合には 1 層でさらに大きな正の剛性を発揮している。しかし、いずれのモデルにおいてもダンパが発揮する見かけの剛性はリンクされた層同士で逆符号でその傾きは同程度であることから、上下層間でせん断力の再分配が行われていると判断できる。つまり、リンク機構を設置した構造物は主構造が有する振動特性とは異なる見かけの剛性に依存した振動特性を発揮することになる。



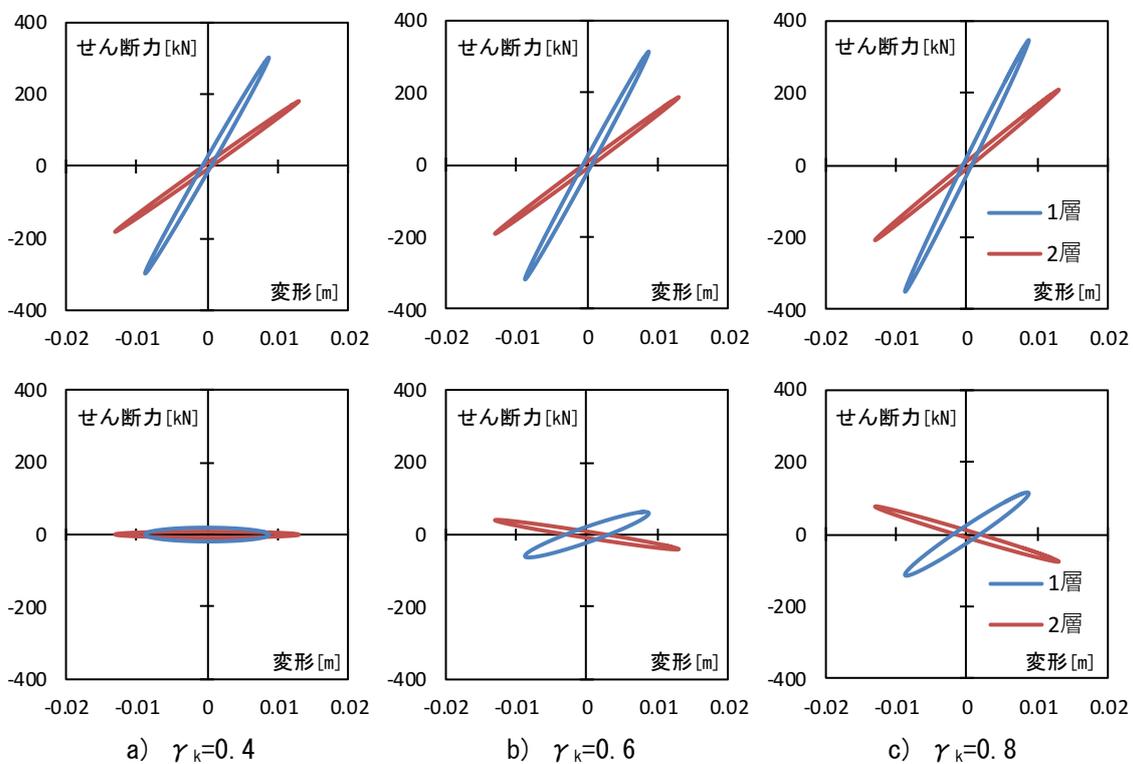
(上：層全体のせん断力 下：ダンパ)

図 4.9 調和振動に対する定常振動解（リンク機構なし）



(上：層全体のせん断力 下：ダンパ)

図 4.10 調和振動に対する定常振動解 ($\alpha_{Link}=1.0$)



(上：層全体のせん断力 下：ダンパ)

図 4.11 調和振動に対する定常振動解 ($\alpha_{Link}=1.5$)

4.3.2 弾性応答時のせん断力の再分配則

先に示したリンク機構によるせん断力の再分配量を主構造の振動特性とリンク変形比の関係から定量的に評価する。まず、式(4.2)で示した運動方程式の一般固有値問題は式(4.12)で表せる。一方で、図 4.10、4.11 で示したリンク機構を設置した振動系が有する見かけの剛性マトリクスを $[K']$ とすればリンク機構を付加した振動系の一般固有値問題は式(4.13)で表せる。リンク機構の剛性が十分に大きく層間変形が完全にリンクされている状態であれば、リンク機構により 2 次モードの振動成分は極めて小さくなる。また、リンク機構は 1 次モードの固有周期には影響を与えないことから式(4.12)と式(4.13)は 1 次モードにおいてはほぼ同義であるといえ、剛性マトリクスについては式(4.14)の関係が成り立つ。ここで、式(4.14)における $[K_{Link}]$ をリンク機構による付加的な剛性マトリクスであるとすれば、せん断力の再分配による見かけの剛性の変化量はみかけの剛性マトリクス $[K']$ と主構造の剛性マトリクス $[K]$ の差分として表せる。

$$\langle -{}_s\omega^2[M] + ([K] + [K_{Link}]) \rangle_s \{U\} = \{0\} \quad (4.12)$$

$$\langle -{}_s\omega^2[M] + [K'] \rangle_s \{U\} = \{0\} \quad (4.13)$$

$$[K] + [K_{Link}] = [K'] \quad (4.14)$$

特に、2 質点系のモデルの場合には 1 層と 2 層の固有ベクトル成分の比を用いてせん断力の再分配による付加的な剛性 k'_{Link} を次のように表すことができる。ただし、 u_i が原振動系、 u'_i がリンク機構を付加した振動系の固有ベクトルであり、 $u_1=u'_1=1.0$ として規準化してある。

$$k'_{Link,1} = k'_1 - k_1 = {}_1\omega^2 m_2 \left(\frac{u'_2}{u'_1} - \frac{u_2}{u_1} \right) \quad (4.15)$$

$$k'_{Link,2} = k'_2 - k_2 = {}_1\omega^2 m_2 \frac{(u_2 - u'_2)}{\left(\frac{u'_2}{u'_1} - 1 \right) \left(\frac{u_2}{u_1} - 1 \right)} \quad (4.16)$$

以上より、原振動系の固有ベクトル成分の比率 u_2/u_1 と $(\alpha_{Link}+1)$ が等しくなるようにリンク変形比を調整することで固有ベクトルの差はゼロとなり、リンク機構はせん断力の再分配を行わないことになる。また、せん断力の再分配により付加される見かけの剛性の符号は式(4.17)で表され、符号はリンク機構設置前後の固有ベクトルの差分で決まることから上下層で反転する。つまり、せん断力の再分配量は原振動系の固有値が既知であれば応答計算を行わずに算出することが可能であり、リンク機構は相対的に弱層となる層に対して相対的に強い層からせん断力を分け与えるように抵抗力を発揮することになる。

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{u_2}{u_1} < (\alpha_{Link} + 1) \Rightarrow k'_{Link} > 0 \\ \frac{u_2}{u_1} = (\alpha_{Link} + 1) \Rightarrow k'_{Link} = 0 \\ \frac{u_2}{u_1} > (\alpha_{Link} + 1) \Rightarrow k'_{Link} < 0 \end{array} \right. \quad (4.17)$$

ただし、

$$u'_2 = (\alpha_{Link} + 1), \quad k_{Link,1} + k_{Link,2} = 0$$

しかし、剛性分布が著しく偏っている場合やリンク機構の剛性が小さい場合にはリンク機構を設置した振動系の実固有値を用いて算出する見かけの剛性と構造物が有する剛性との差分を求める精算が必要となる。

4.3.3 地震動に対する応答

図 4.8 に示した 2 質点系弾性モデルについて、地震動を入力した時のせん断力の再分配量について検討を行うために時刻歴応答解析を行う。解析モデルの 1 次固有周期は 0.24[s]とし、主構造の剛性分布を $\gamma_k=0.1\sim 1.0$ まで変化させる。ダンパのパラメータは 1 次モードに対する減衰定数を 3.0%とし、リンク機構の剛性は十分に大きくリンク変形比は $\alpha_{Link}=1.0$ とする。入力地震動は 1995 年兵庫県南部地震神戸海洋気象台観測波南北成分の最大速度を 25[cm/s]に規準化した地震動を用いる。図 4.12 にはリンク機構を設置しない原振動系の 1 次固有周期 ${}_1T_0$ に対するリンク機構を付加した振動系の 1 次固有周期 ${}_1T$ の比率、地震動を入力したときの最大半サイクルにおけるリンク機構が発揮する見かけの等価剛性 k'_{Link} と主構造の等価剛性 k_i の比である等価剛性比 γ_{eq} 、最大応答加速度、最大層間変形を示す。等価剛性比は主構造の層剛性比が大きくなるほど 1 層で正側、2 層で負側に増加することがわかる。なお、図中の点線は 4.3.2 項で示したせん断力の再分配量を実固有値を用いて算出した結果であり、解析結果と概ね一致することから理論解が妥当であると判断できる。また、リンク機構を設置しても 1 次モードの固有周期が変化しない $\gamma_k=0.4\sim 0.8$ の間では等価剛性比が $0\sim \pm 0.2$ 程度であり、主構造の諸元によらず概ね同様な最大応答となることがわかる。

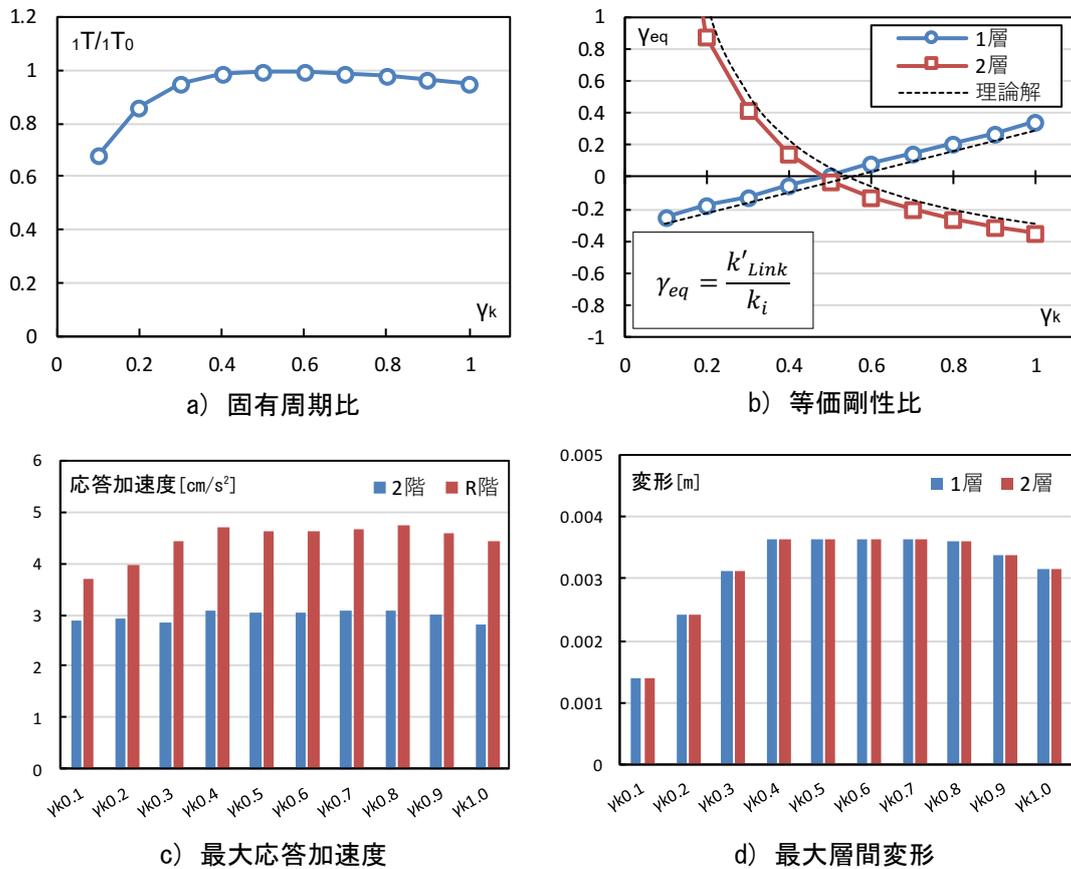


図 4.12 地震動を入力した時の応答 ($\alpha_{Link}=1.0$)

4.3.4 弾塑性応答時のせん断力の再分配則

4.3.2 項で示したせん断力の再分配則は弾性応答範囲内における理論解であるため、弾塑性応答時の再分配則を把握するために時刻歴応答解析を行う。解析モデルは図 4.8 に示した 2 質点系モデルとし、主構造の復元力特性はバイリニア型とする。主構造の剛性比は $\gamma_k=1.0$ として降伏耐力比を $q_2/q_1=0.2, 0.6, 1.0$ と変化させ、降伏後の第 2 剛性 ${}_2k$ を初期剛性 ${}_1k$ に対して ${}_2k/{}_1k=0.1$ とする場合と、 ${}_2k=0$ とする場合の 2 通りについて検討を行う。なお、主構造の減衰は初期剛性比例型の 3.0%、リンク機構の剛性は十分に大きく完全にリンクするものとし、リンク変形比は $\alpha_{Link}=1.0$ とする。表 4.4 に解析モデルの諸元、図 4.13 にはバイリニア型の骨格曲線を示す。入力地震動は 1940 年 Imperial Valley 地震 El Centro 観測波南北成分、1995 年兵庫県南部地震神戸海洋気象台観測波南北成分、2011 年東北地方太平洋沖地震芳賀観測波東西成分を規準化して用いる。

表 4.4 解析モデルの諸元

耐力比	q_2/q_1	0.2	0.6	1.0
1次固有周期[s]	T_1	0.24		
質量 [t]	m_1	20		
	m_2	12		
剛性 [kN/m]	k_1	25784.7		
	k_2	25784.7		
降伏耐力 [kN]	q_1	78.3		
	q_2	15.7	47.0	78.3

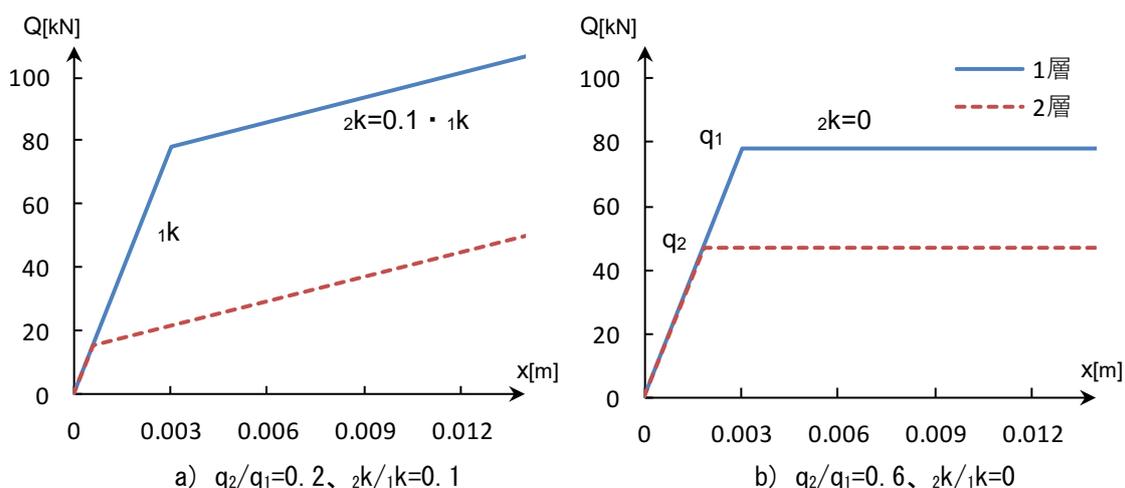


図 4.13 バイリニア型の骨格曲線

図 4.14 に主構造の第 2 剛性が ${}_2k=0$ の場合、図 4.15 に ${}_2k/{}_1k=0.1$ とした場合に各地震動を入力した時の最大半サイクルにおけるリンク機構が発揮する見かけの等価剛性 $k'_{Link,eq}$ と主構造の等価剛性 k_{eq} との比である等価剛性比 γ_{eq} を示す。なお、図中の黒線は各層の塑性率に応じて主構造の等価剛性を算出し、このときの等価剛性を用いて弾性定常応答を仮定してせん断力の再分配量を算出した理論解である。いずれのモデルにおいても塑性率が $\mu=10$ 程度までであれば解析結果と理論解が概ね一致することがわかる。つまり、主構造が塑性域に至った場合にもリンク機構により弾性応答時と同様な変形モードを維持するために等価剛性から算出する固有値が有効であるということであり、弾性応答時と同様にせん断力の再分配量を固有値から算出できるということである。

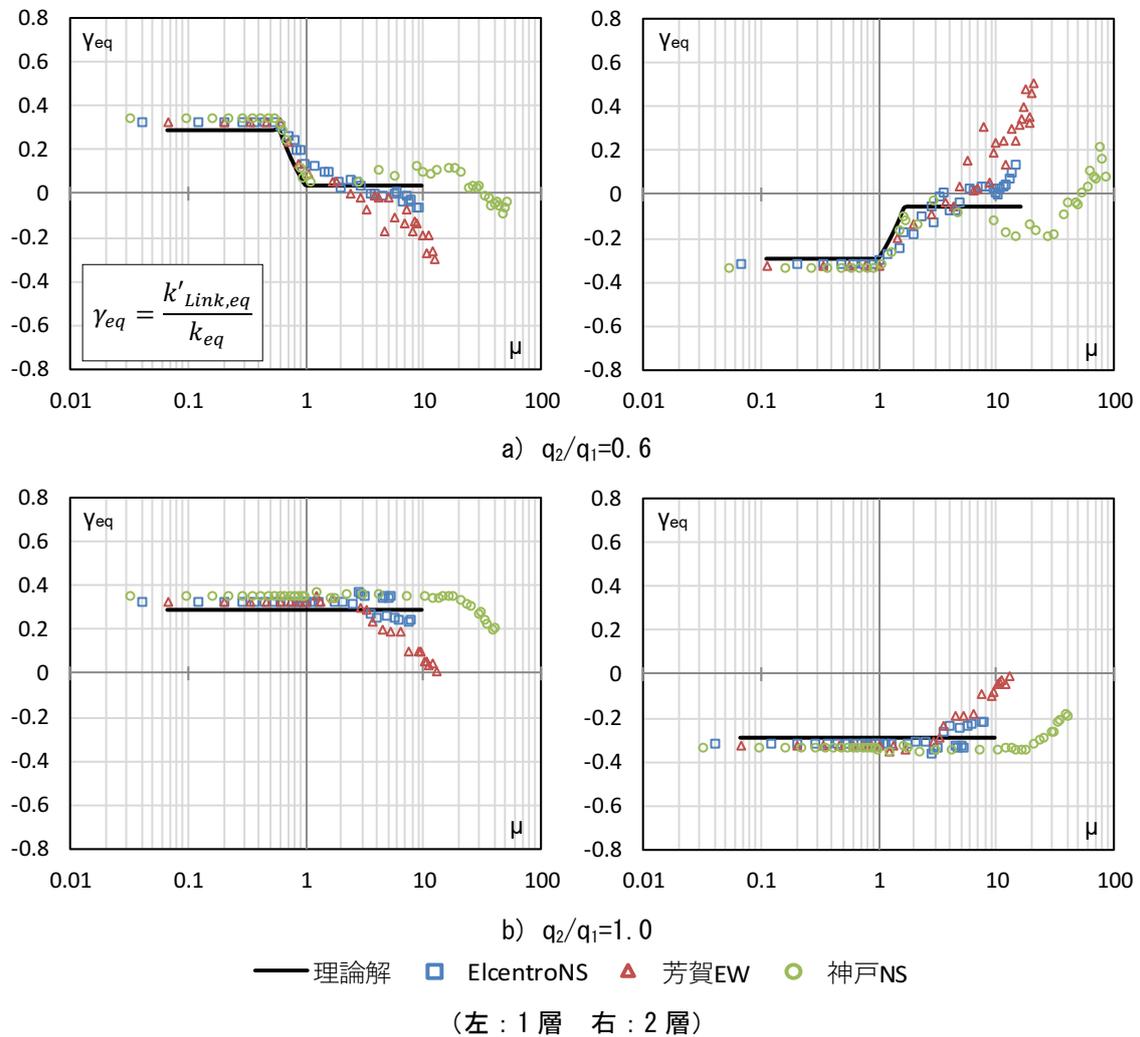


図 4.14 弾塑性応答時の主構造とリンク機構の等価剛性比 (${}_2k=0$)

第4章 リンク式流体慣性ダンパによる層間変形制御機構の動力学特性

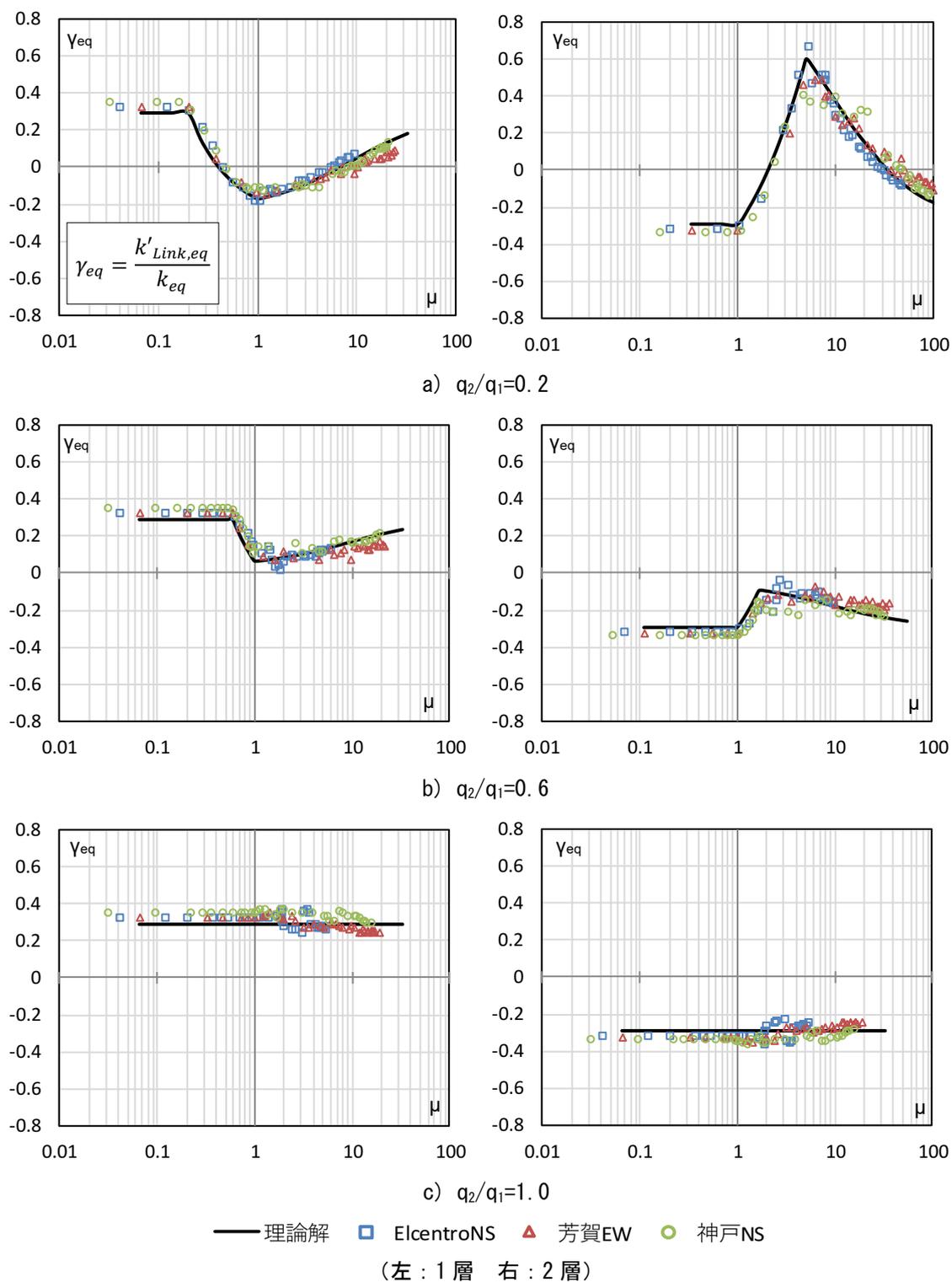
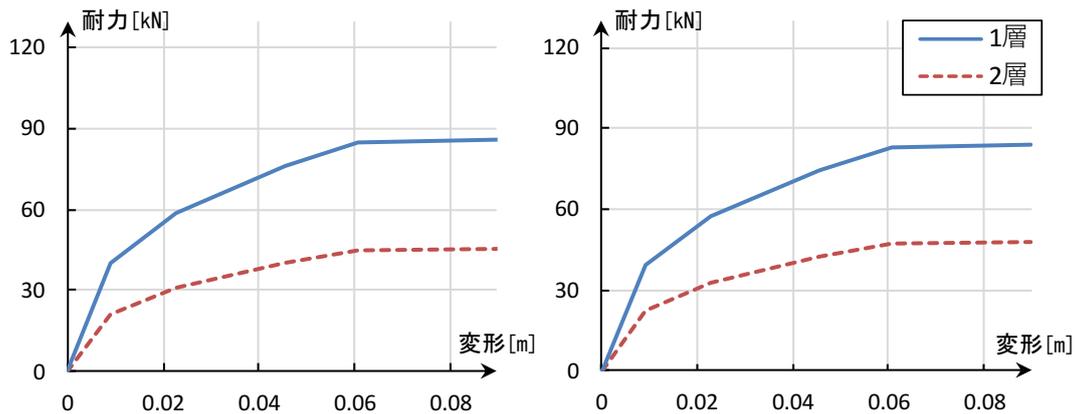
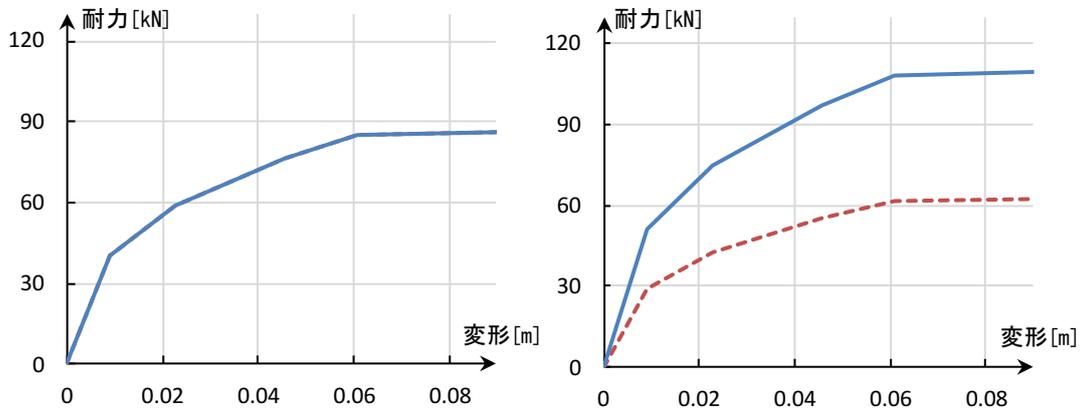


図 4.15 弾塑性応答時の主構造とリンク機構の等価剛性比 (${}_2k/{}_1k=0.1$)

次に、せん断力の再分配が耐震設計に与える影響について示す。対象とするモデルは2階建木造住宅を2質点系モデルに置換したものとし、主構造の復元力特性は構造用合板耐力壁を模擬した拡張NCL⁴⁴⁾とする。対象とするモデルの質量は2階床が $m_1=12[t]$ 、屋根階床が $m_2=8[t]$ とし、1次固有周期は0.24[s]とする。各層の耐力は $C_0=1.0$ 、 $D_s=0.3$ としてAi分布により定めるAiモデルと、Aiモデルの2層の耐力を1層の耐力と等しくしたUniモデルの2通りとする。Uniモデルは意図的に1層に弱層を設けたモデルであり1層に損傷が集中しやすくなるモデルである。なお、リンク機構の剛性は十分に大きく変形は完全にリンクするものとし、リンク変形比は $\alpha_{Link}=1.0$ とする。図4.16にはリンク機構を設置しない原振動系の骨格曲線とリンク機構によるせん断力の再分配を考慮した見かけの骨格曲線を示す。Aiモデルの場合にはせん断力の再分配量が小さいことからリンク機構設置前後で大きな差は認められない。一方で、Uniモデルの場合には相対的に1層が弱層となることからせん断力の再分配により1層では見かけの剛性・耐力が増加しており、2層では低下していることがわかる。このように、あらかじめ弱層となる層の見かけの耐力を増加させ、見かけのエネルギー吸収量を増加させることで耐震性能の向上を図ることが可能となる。



a) Ai モデル



b) Uni モデル

(左：原振動系 右：リンク機構付加)

図 4.16 せん断力の再分配によるみかけの骨格曲線の変化

4.4 小型2層鉄骨フレームによる振動台実験

4.4.1 振動台実験の概要

リンク機構を付加した構造物の動力学特性及びリンク機構による制振効果を検証することを目的として小型2層鉄骨フレームによる振動台実験を実施した。加振には早稲田大学理工学部59号館材料実験室に設置されている3次元振動台を使用した。振動台は3次元に加振可能（最大振幅： $\pm 200[\text{mm}]$ 、最大加速度： 2G ）であるが、本実験ではX方向のみの単軸加振を行った。試験体は小型2層鉄骨フレームとし、柱材は1層が $4.5 \times 32[\text{mm}]$ 、2層が $4.5 \times 25[\text{mm}]$ または $4.5 \times 32[\text{mm}]$ の帯鋼板を加振方向が弱軸となるように設置した。柱材は柱長さが $250[\text{mm}]$ となるように上下端を不等辺山形鋼 $7 \times 75 \times 100[\text{mm}]$ により両側から挟み込んでM10高力ボルトにより留めつけ、不等辺山形鋼は床の鋼材 $850 \times 250 \times 32[\text{mm}]$ にM16高力ボルトにより接合した。リンク式流体慣性ダンパは上下層間の損傷集中を抑制するために1層と2層に跨って設置しており、各層に設置したシリンダを長さ $1.6[\text{m}]$ の銅チューブで接続することで各層の変形をリンクさせる。なお、試験体は2層の柱幅が $25[\text{mm}]$ のものを試験体A、 $32[\text{mm}]$ のものを試験体Bと称する。図4.17には実験システムの立面図、表4.5にダンパの基本仕様及び力学特性、写真4.2には試験体の設置状況を示す。なお、ダンパの力学特性は3.3節で示したリンクチューブに銅管を使用した場合の試験結果から算出しており、減衰係数は図3.5、リンク剛性は図3.6.bに最小二乗法を適用して線形近似により求めた。

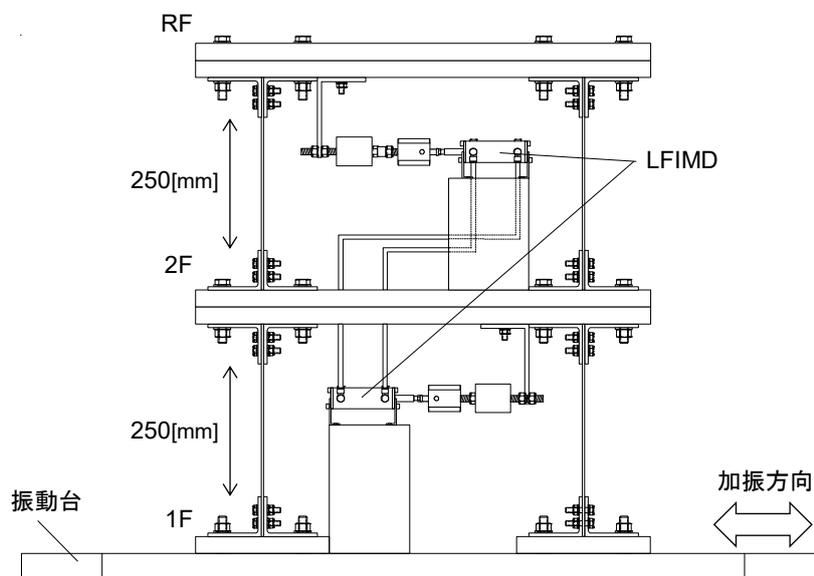


図 4.17 実験システム

表 4.5 ダンパの基本仕様及び力学特性一覧

ダンパ仕様	シリンダ内径[mm]		$\phi 25$
	ピストンロッド径[mm]		$\phi 12$
	ストローク[mm]		± 25
	チューブ内径[mm]		$\phi 6.0$
	チューブ長さ[mm]		1.6
流体諸元	流体名称		BARRIERTA
	密度[g/cm ³]		1.88
	動粘度 [mm ² /s]	20°C	59.96
		40°C	25.00
体積弾性係数[GPa]		0.798	
ダンパ力学特性	減衰係数[kN・s/m]		2.434
	慣性質量[kg]		40.96
	内部摩擦力[kN]		0.03
	リンク剛性[kN/m]		158.8

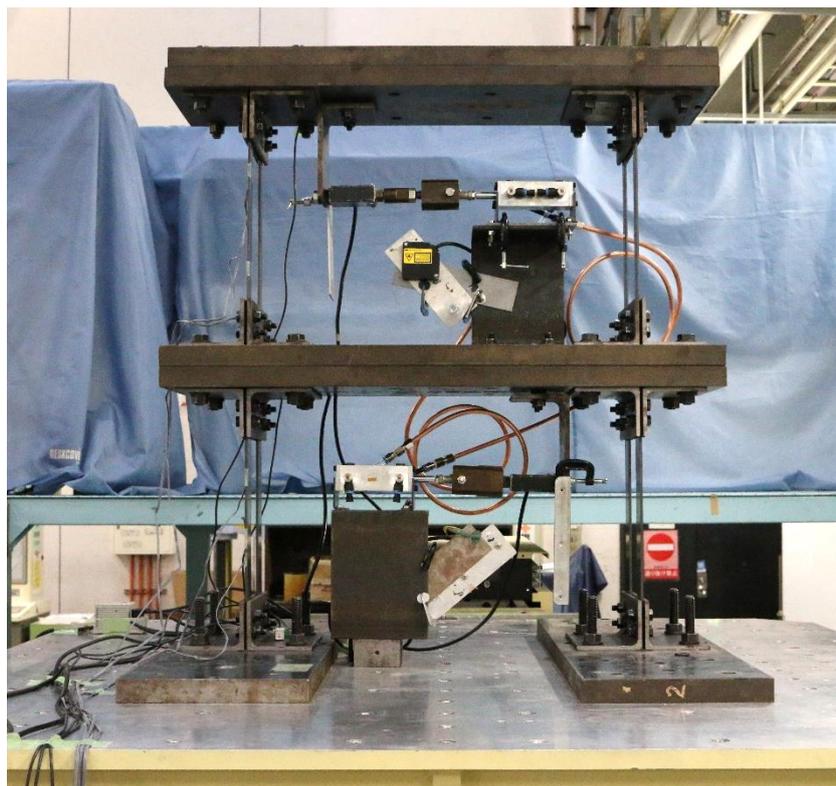


写真 4.2 試験体の設置状況

4.4.2 加振方法

加振にはホワイトノイズ (バンド幅: 0.1~20[Hz]) と位相特性が乱数位相で第2種地盤のGs略算式を用いて求めた地表加速度応答スペクトルに適合した告示波⁴²⁾(以下、告示波lv*)と1995年兵庫県南部地震神戸海洋気象台観測波南北成分(以下、神戸NS_*)を試験体の損傷レベルを確認しながら適宜規準化して入力した。表4.6には加振スケジュールを示す。

表 4.6 加振スケジュール

a) ダンパなし

No.	地震動	規準化倍率	最大加速度[gal]
1	ホワイトノイズ	-	60.0
2	神戸NS	10%	83.1
3	神戸NS	20%	166.1
4	告示波	lv1	130.1
5	神戸NS	30%	249.2
6	神戸NS	40%	332.2
7	神戸NS	60%	498.4
8	神戸NS	80%	664.5

b) ダンパ設置

No.	地震動	規準化倍率	最大加速度[gal]
1	WN	-	60.0
2	神戸NS	10%	83.1
3	神戸NS	30%	249.2
4	告示波	lv1	130.1
5	神戸NS	40%	332.2
6	神戸NS	60%	498.4
7	告示波	lv2	561.6
8	神戸NS	80%	664.5
9	神戸NS	100%	830.6

4.4.3 計測システム

表 4.7 には計測項目及び使用する計測器の一覧、図 4.18 には計測器の設置位置を示す。ダンパには層間変形が直接ピストン変位として入力されるように設置しているため、層間変形とピストン変位は同一のものと見なす。また、リンク式流体慣性ダンパはリンクさせた1組のダンパを単体と称することから、1層及び2層で計測したダンパ荷重を足し合わせることでダンパ単体の荷重を算出する。

表 4.7 計測項目及び計測機器一覧

ch.	計測項目	計測器
1	振動台内蔵変位	振動台内蔵
2	振動台内蔵加速度	振動台内蔵
3	1層層間変形	ANR1215
4	2層層間変形	ANR1215
5	振動台加速度	ARF-10A
6	1階床加速度	ARF-10A
7	2階床加速度	ARF-20A
8	R階床加速度	ARF-20A
9	1層ダンパ荷重	TCLZ-10KNA
10	2層ダンパ荷重	TCLZ-500KA
11	1層柱脚ひずみ	YEFLA-2
12	1層柱頭ひずみ	YEFLA-2
13	2層柱脚ひずみ	YEFLA-2
14	2層柱頭ひずみ	YEFLA-2

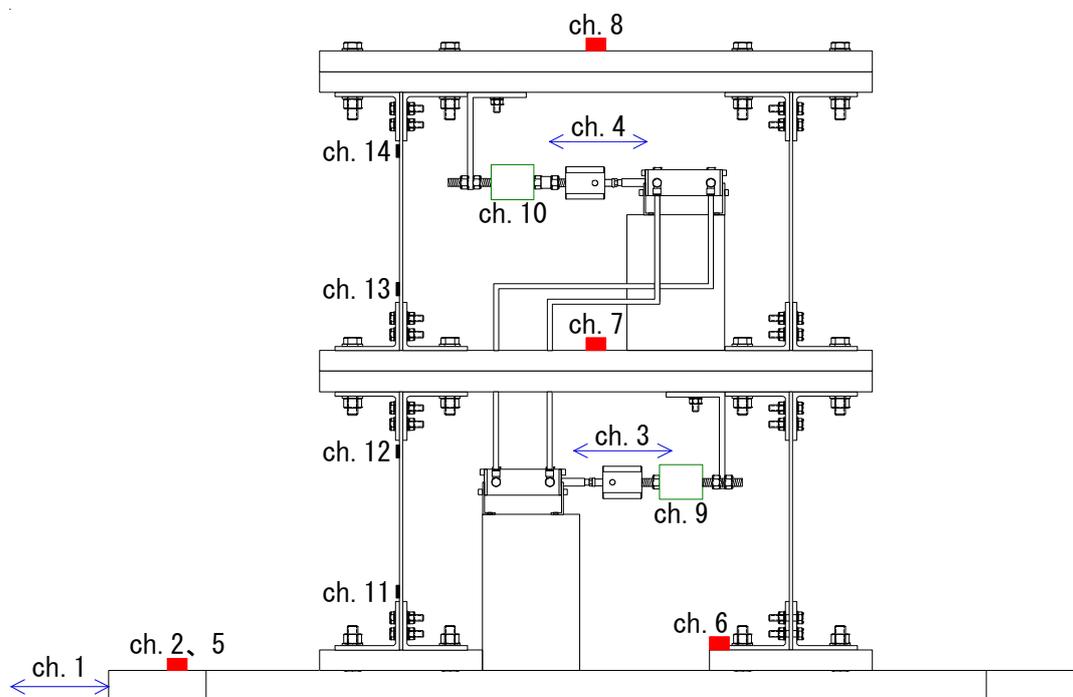


図 4.18 計測器の設置位置

4.4.4 振動特性の把握と固有値の算出

図 4.19 に非制振の試験体にホワイトノイズ、ダンパを設置した試験体に告示波 1v.2 を入力して得られた R 階床の絶対加速度応答倍率を示す。試験体の剛性分布によらずダンパを設置することで 1 次モードの応答倍率が大幅に低減されており、非制振時の 7.0[Hz]付近に見られた 2 次モードのピークが現れていないことを確認できる。

表 4.8 には図 4.19 で示した伝達関数から得られた振動特性の一覧を示す。なお、試験体の質量は周辺治具や計測器の質量も算入したものであり、主構造の剛性は地震動を入力して得られた荷重変形関係から算出した値である。固有ベクトル成分の比率は試験体 A で $u_2/u_1=2.059$ 、試験体 B で $u_2/u_1=1.754$ であることから、試験体 A は各層で変形分布が概ね一様となるモデル、試験体 B は 1 層が相対的に弱層となり 1 層に損傷が集中する恐れのあるモデルであると推測できる。一方で、ダンパを設置した場合には慣性質量効果により 1 次モードの固有周期が非制振時に比べて若干ではあるが伸長しており、固有ベクトル成分の比率はリンク効果により概ね 2.0 となっていることから変形の一様化に期待できる。このとき、試験体 A ではリンク機構によるせん断力の再分配量は小さく、試験体 B では 2 層から 1 層へせん断力が再分配されるため 1 層で正、2 層で負の剛性を発揮すると推測できる。

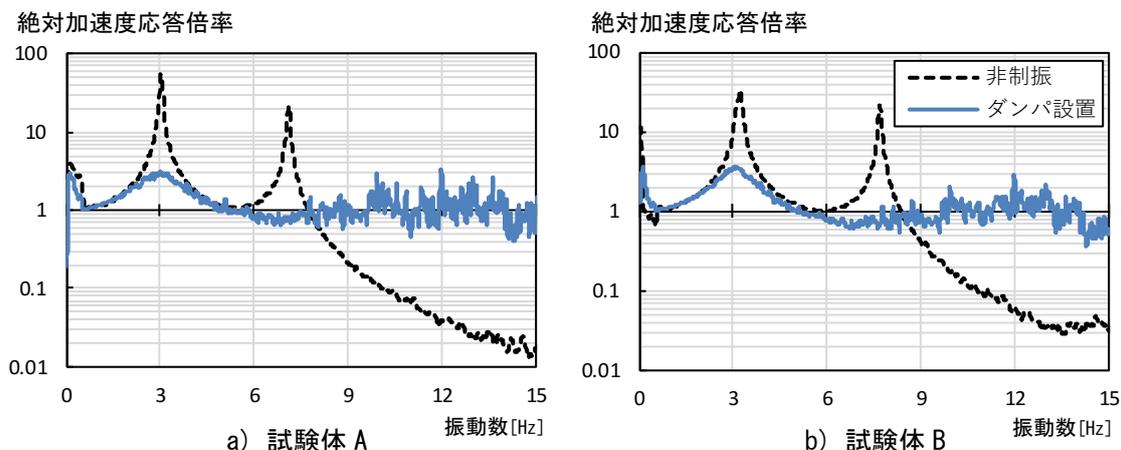


図 4.19 R 階床の絶対加速度応答倍率

表 4.8 試験体の振動特性一覧

試験体A	質量[kg]		層剛性[kN/m]		固有周期[s]		固有ベクトル u_2/u_1
	2階	屋根階	1層	2層	1次	2次	
非制振	126.3	114.0	136.0	83.50	0.324	0.137	2.059
ダンパ設置					0.335	0.081	2.020

試験体B	質量[kg]		層剛性[kN/m]		固有周期[s]		固有ベクトル u_2/u_1
	2階	屋根階	1層	2層	1次	2次	
非制振	126.5	114.2	136.0	110.5	0.308	0.126	1.754
ダンパ設置					0.317	0.080	1.942

4.4.5 力学モデルの構築

構築した力学モデルの応答と実験結果を比較することでその妥当性を検証し、ダンパが発揮する見かけの剛性について慣性質量効果とリンク機構によるせん断力の再分配による影響を分離して定量的に評価する。図 4.20 に示すダンパの力学モデルは、2.5.3 項で示した構築方法をもとに、表 4.5 に示した力学特性を用いて構築する。また、主構造の復元力特性は図 4.21 に示す骨格曲線を有するトリリニア型とし、試験体の諸元は表 4.8 に示した質量と剛性、表 4.9 に示す降伏耐力を用いる。主構造の減衰は初期剛性比例型とし、試験体 A が 0.79%、試験体 B が 0.87%とする。なお、主構造の減衰定数は非制振時の自由振動波形より算出した。

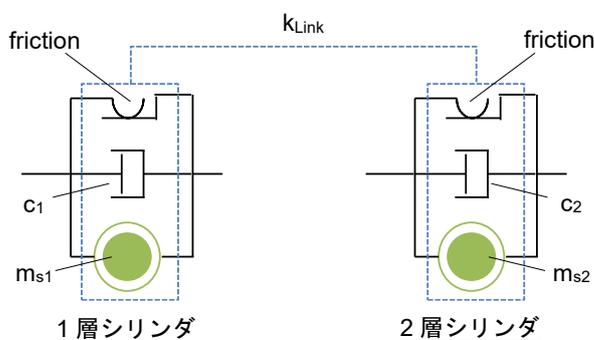


図 4.20 ダンパの力学モデル

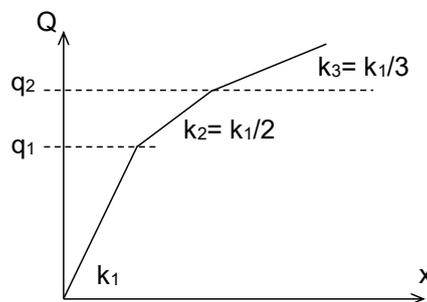


図 4.21 骨格曲線

表 4.9 降伏耐力

試験体		A		B	
		1層	2層	1層	2層
降伏耐力 [kN]	q ₂	2.244	1.378	2.244	1.823
	q ₁	1.496	0.919	1.496	1.216

4.4.6 制振効果の評価と力学モデルの精度検証

図 4.22 に神戸 NS を入力したときの最大層間変形を示す。また、図 4.23 には試験体 A、図 4.24 には試験体 B に神戸 NS100%を入力したときの荷重変形関係を実験結果と解析結果を重ねて示す。4.4.4 項で示したように非制振の場合、試験体 A は各層の変形が同程度であり試験体 B は 1 層の変形が相対的に大きくなることを確認できる。また、ダンパを設置することで試験体の剛性分布によらず、変形を一様化できていることからリンク効果が良好に働いていることを確認できる。ダンパの荷重変形関係は試験体 A の場合には各層で同程度の負剛性を発揮しているが、試験体 B の場合には 1 層において見かけの剛性は発揮されておらず 2 層において大きな負剛性を発揮している。また、いずれの試験体においても変位反転時の荷重に若干の差が認められるが、実験結果と解析結果が概ね一致していることから構築した力学モデルが妥当であると判断できる。

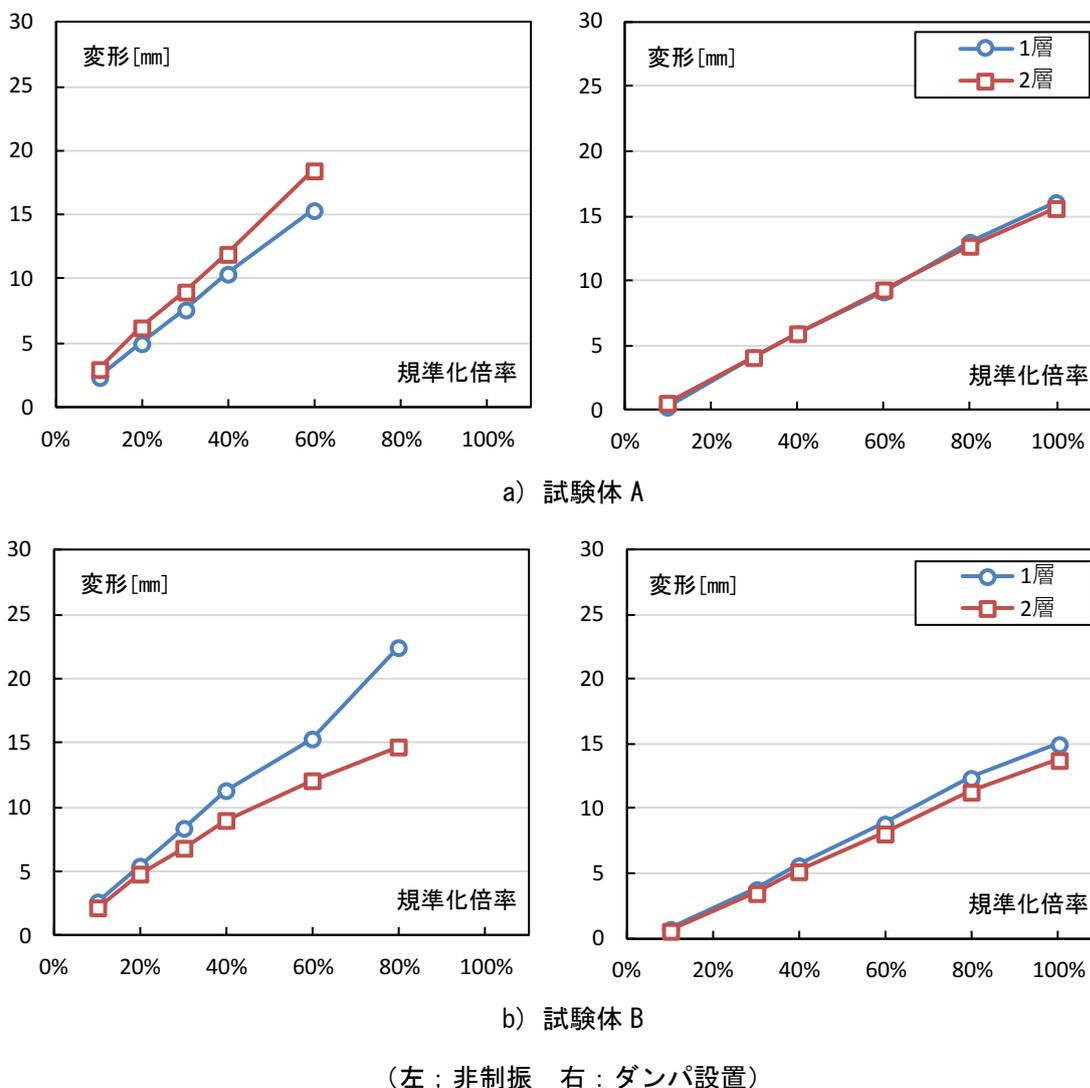


図 4.22 神戸波を入力したときの最大層間変形

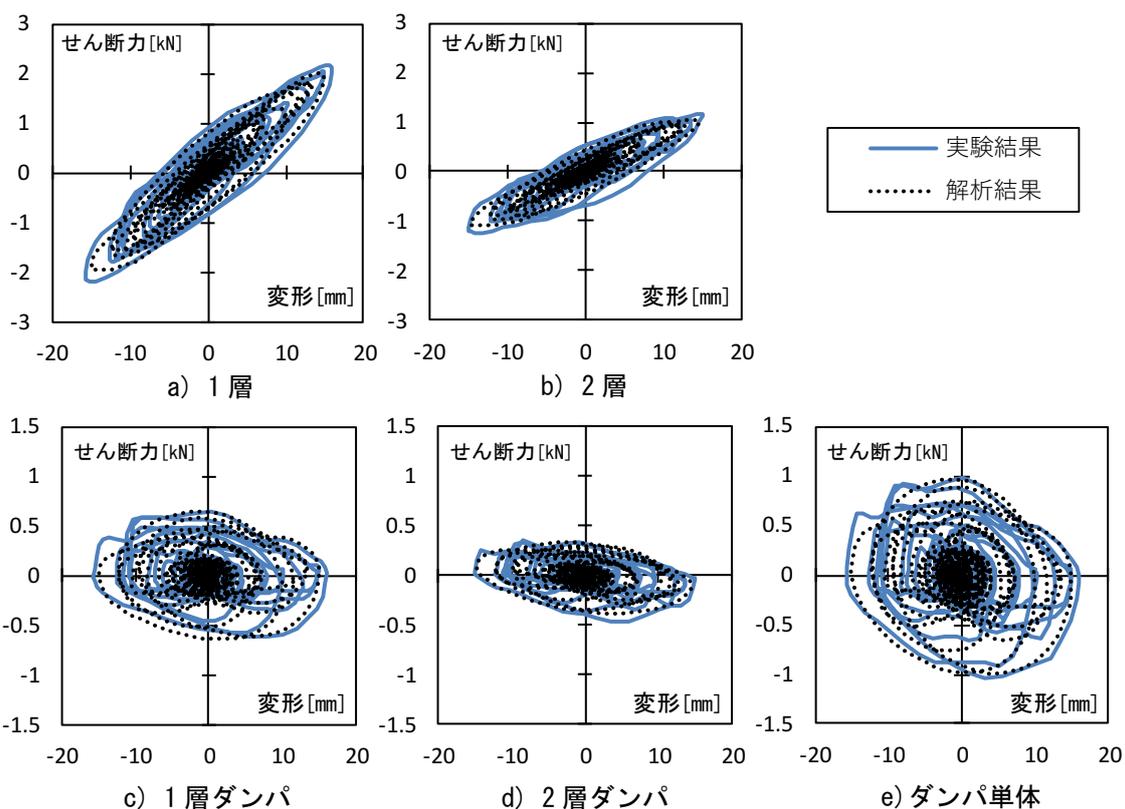


図 4.23 試験体 A に神戸波 NS_100%を入力したときの荷重変形関係

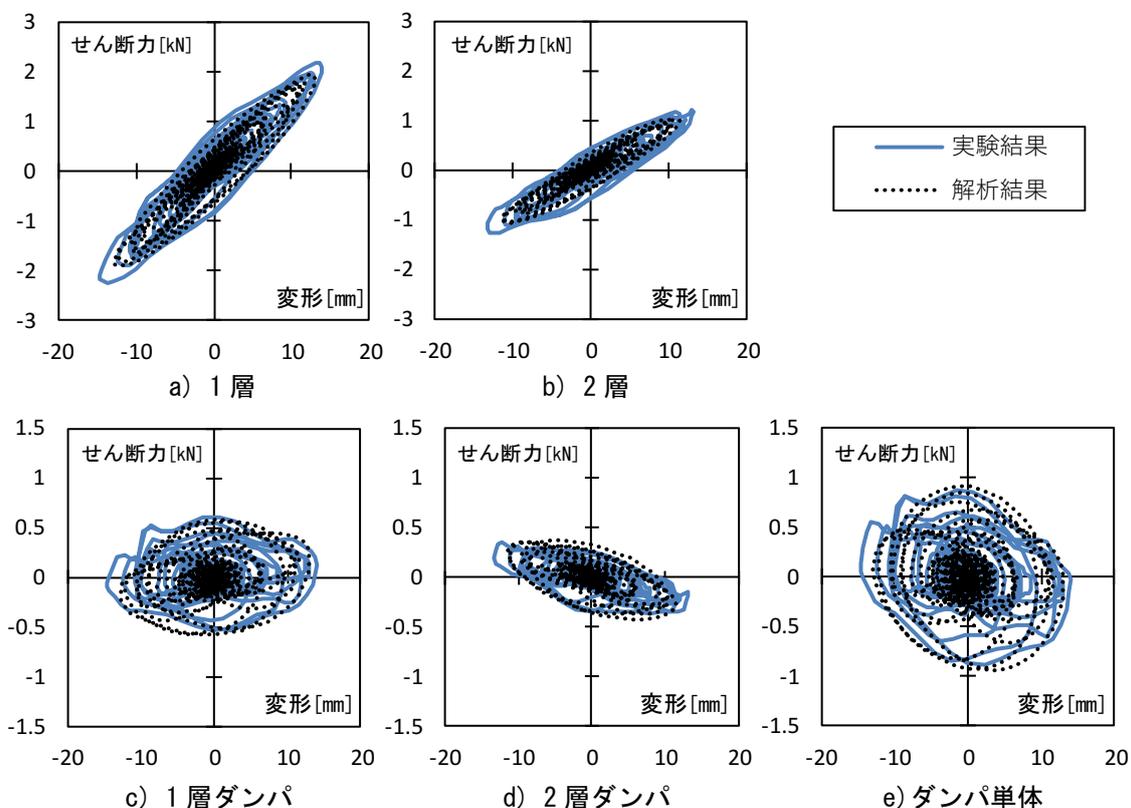
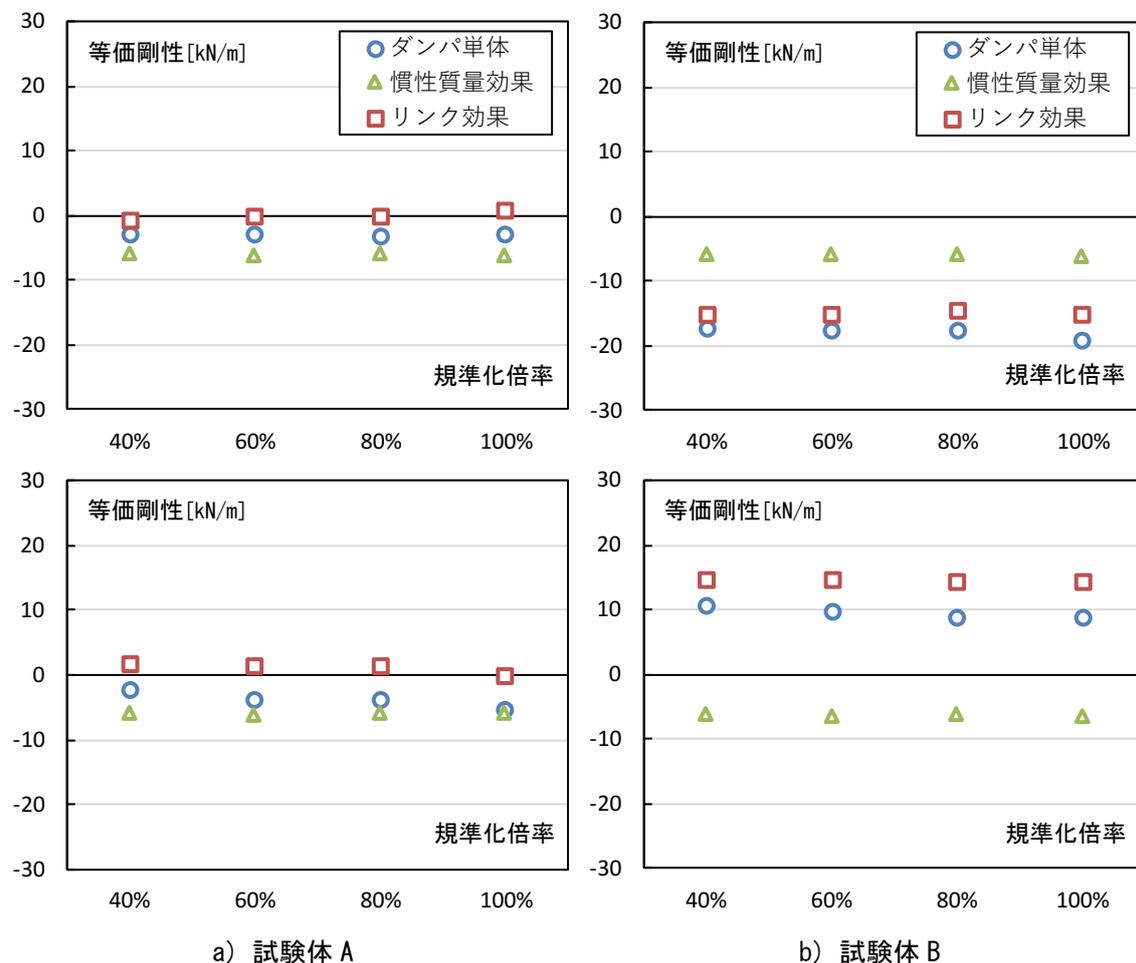


図 4.24 試験体 B に神戸波 NS_100%を入力したときの荷重変形関係

4.4.7 せん断力の再分配量の定量的評価

図 4.25 に試験体 A 及び試験体 B について構築した力学モデルに神戸 NS を入力したときのダンパが発揮する見かけの剛性に関する定量的評価として、最大半サイクルにおけるダンパの等価剛性を慣性質量効果とリンク効果について分離した結果を示す。試験体 A において、リンク機構は等価剛性を発揮していないことからせん断力の再分配量が小さいことがわかる。一方で、試験体 B についてはリンク機構が 1 層で正、2 層で負の剛性を発揮しており、理論的に想定されるリンク機構の動力学特性を実験において確認することができた。また、慣性質量効果による等価剛性は試験体によらず同様であることからダンパが各層で発揮する見かけの剛性はリンク機構により付加される剛性が支配的であるといえる。



(下: 1層 上: 2層)
 図 4.25 神戸波を入力したときのダンパの等価剛性

4.5 まとめ

本章ではリンク式流体慣性ダンパによる層間変形制御機構の基本性能及び同機構が振動系の動力学特性に与える影響について検討した。

まず、4.2節では層間変形制御機構の基本性能として、リンク式流体慣性ダンパの2つのピストンロッドの移動量を任意の比率にする場合について単体性能試験を実施し、変位の増幅倍率によらず安定した基本性能とリンク剛性を発揮することを示した。

次いで、4.3節では構造物に層間変形制御機構を設置した場合の動力学特性を把握するために調和振動に対する定常振動解を導出し、リンク機構の剛性が十分に大きければ1次モードの振動解のみを算出することで系全体の応答を概ね近似して算出できることを確認した。また、層間変形制御機構を設置することで本来構造系が有する振動特性とは異なる見かけの剛性に依存した振動特性を発揮することからリンクされた層間でせん断力の再分配が行われることを明らかにした。このときのせん断力の再分配量は原振動系の固有値と層間変形制御機構の変形比を用いることで算出できることを示した。

最後に、4.4節では上下層間の剛性比が異なる小型2層鉄骨フレームによる振動台実験を実施し、試験体の剛性分布によらずリンク式流体慣性ダンパのリンク効果が良好に働くことで高い制振効果を発揮することを示した。また、実験結果を模擬できる力学モデルを構築することでダンパが発揮する等価剛性を慣性質量効果とリンク効果による影響を分離することで定量的に評価し、理論的に想定されるせん断力の再分配が実際に発揮されることを確認した。

第 5 章

リンク式流体慣性ダンパを設置した
実寸 2 層小型フレームによる振動台実験

5.1 はじめに

本章では、実大を想定したダンパの制振効果を検証するために実施した実寸2層小型フレームによる振動台実験について述べる。まず5.2節において振動台実験の概要、次いで、5.3節ではダンパを設置しない基本架構の加振結果とリンク式流体慣性ダンパを設置した場合の加振結果を比較して示す。5.4節では試験体及びダンパの力学モデルを構築し、5.5及び5.6節では構築した力学モデルを用いて制振効果を定量的に評価した結果を示す。

5.2 振動台実験の概要

5.2.1 実験システム

写真5.1にリンク式流体慣性ダンパ(LFIMD)を設置した実寸2層小型フレームを示す。本実験で使用した振動台は旭化成ホームズ住宅総合技術研究所が所有する振動試験装置である。振動台の性能は最大速度150[cm/s]、最大加速度2G、最大振幅±400[mm]、載荷重量制限100[kN]、許容転倒モーメント400[kN・m]であり、1方向への加振が可能である。

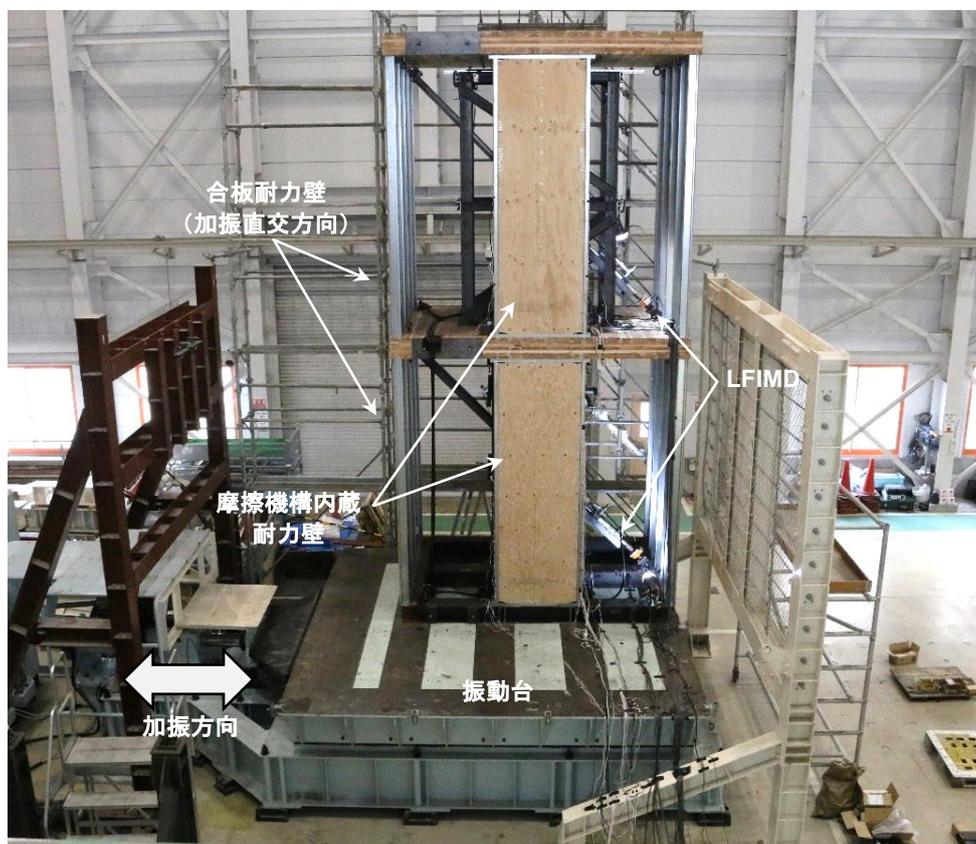


写真5.1 実験システム全体

5.2.2 試験体仕様

図 5.1 に各階平面図、図 5.2 に各構面の立面図を示す。試験体は階高 2730[mm]、最高高さ 6080[mm]であり、1 階床梁は重量鉄骨、2 階床及び屋根階床は厚さ 210[mm]の CLT 材として薄板軽量形鋼造耐力壁を組み合わせて構成した。加振方向構面 (Y 構面) については Y1、Y2、Y3 構面の各層に摩擦機構内蔵耐力壁を 1P、Y2 構面の各層にリンク式流体慣性ダンパを 45 度方向に設置してリンクチューブにより接続した。また、加振方向に直交する構面 (X 構面) である X1、X2 構面には構造用合板耐力壁を各層に 2P 設置することで加振方向外へ試験体の変形することを防止した。いずれの耐力壁についても上下枠材と CLT パネルを木ねじ接合 (最下部のみ鋼製土台と高力ボルトにより接合) すると共に、耐力壁縦枠材の上下に取り付けたホールダウン金物をアンカーボルトを介して接合した。各階の錘はリンク式流体慣性ダンパ設置時の試験体質量として 2 階床が 2.78 [t]、屋根階床が 2.28[t]となるように 1210×90×28[mm]と 1210×90×55[mm]の錘をそれぞれ 2 枚ずつ設置した。

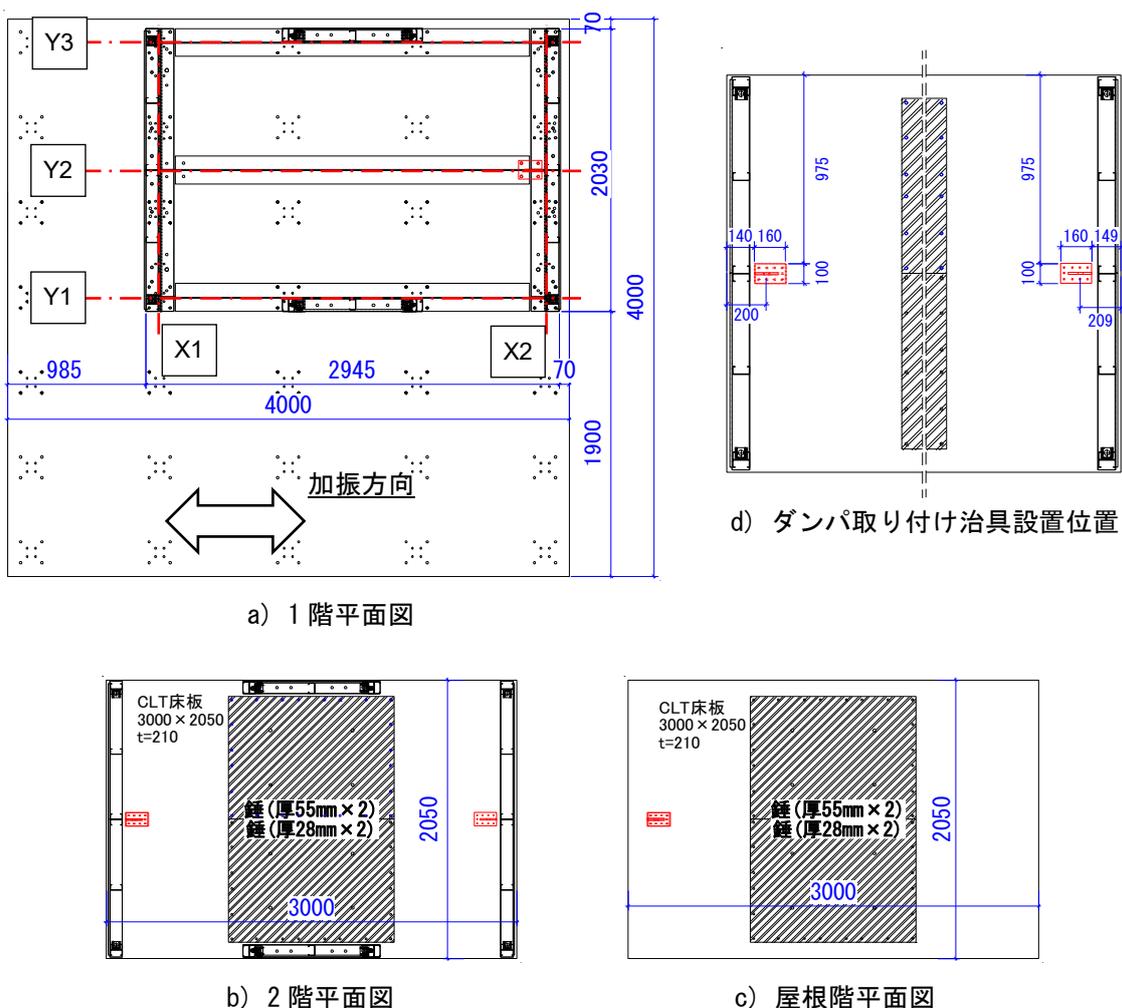


図 5.1 各階平面図

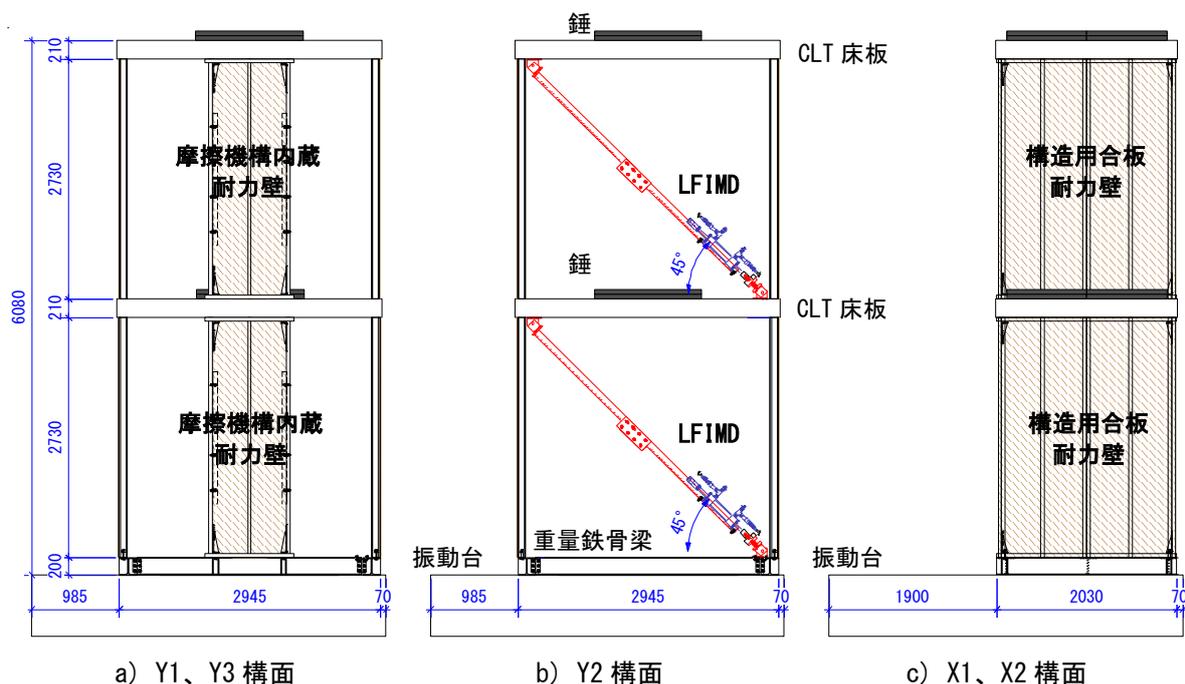


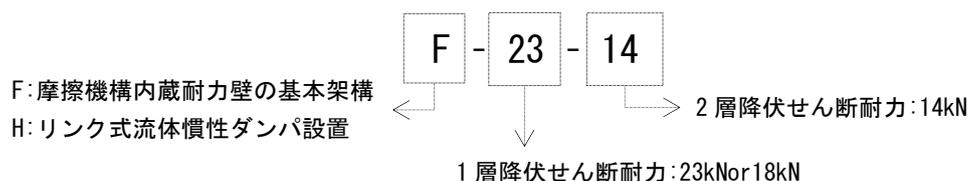
図 5.2 試験体立面図

5.2.3 試験体パラメータ

本実験では摩擦機構内蔵耐力壁の摩擦機構部のボルトに導入する締付トルクを調整することで耐力壁の降伏せん断耐力を任意の値に調整できる特性^{45,46)}を利用して上下層の耐力比をパラメータとして実験を行った。表 5.1 に試験体名と摩擦機構部のボルト締付トルク・降伏せん断耐力の一覧を示す。試験体名は各層の降伏せん断耐力を表しており、頭文字の F はダンパを設置しない基本架構、H はリンク式流体慣性ダンパを設置した場合を表す。

表 5.1 試験体名と摩擦機構部のボルト締付トルク・降伏せん断耐力

試験体名称	層	降伏せん断耐力[kN]	降伏せん断力係数	ボルト締付トルク[N・m]
F-18-14	2層	14	0.52	30
H-18-14	1層	18	0.38	43
F-23-14	2層	14	0.52	30
H-23-14	1層	23	0.48	56



5.2.4 リンク式流体慣性ダンパの力学特性

本実験で使用したリンク式流体慣性ダンパは 2.5 節で力学特性の把握及び力学モデルを構築した両ロッド形式の大型ダンパである。表 5.2 にはダンパの基本仕様及び作動流体の諸元、表 5.3 には事前の単体性能試験により得られているダンパの軸方向の力学特性をダンパの設置角度を 45 度として式(5.1)~(5.5)を用いてせん断方向に置換した力学特性を示す。

表 5.2 ダンパの基本仕様及び流体諸元

ダンパ 基本仕様	シリンダ径 [mm]		φ 80.0
	ピストンロッド径 [mm]		φ 35.5
	チューブ内径 [mm]		φ 12.7
	チューブ長さ [m]		10
	ストローク [mm]		±100
流体諸元	流体密度 [g/cm ³]		1.88
	流体動粘度 [mm ² /s]	20°C	59.98
		40°C	25.00
	流体体積弾性係数 [GPa]		0.798

表 5.3 ダンパの力学特性

力学特性	軸方向	せん断方向
内部摩擦力 [kN]	0.80	0.40
慣性質量 m _s [t]	4.837	2.419
減衰係数	c ₁ [kN・s/m]	45.14
	c ₂ [kN・s ² /m ²]	246.6
リンク剛性 k _{Link} [kN/m]	2167	1083

$$x_d = x \cdot \frac{a}{\sqrt{2}h} \quad (5.1)$$

$$F_{fric} = const. = const. \cdot \left(\frac{a}{\sqrt{2}h}\right)^2 \quad (5.2)$$

$$F_{im} = -m_s \cdot x_d = -m_s \cdot \frac{a}{\sqrt{2}h} \cdot x \cdot \frac{a}{\sqrt{2}h} = -m_s \cdot \left(\frac{a}{\sqrt{2}h}\right)^2 \cdot x \quad (5.3)$$

$$F_{oil} = c_1 \cdot \dot{x}_d + c_2 \cdot \dot{x}_d^2 = c_1 \cdot \left(\frac{a}{\sqrt{2}h}\right)^2 \cdot \dot{x}_d + c_2 \cdot \left(\frac{a}{\sqrt{2}h}\right)^3 \cdot \dot{x}_d^2 \quad (5.4)$$

$$F_{Link} = k_{Link} \cdot (x_{d1} - x_{d2}) = k_{Link} \cdot \left(\frac{a}{\sqrt{2}h}\right)^2 \cdot (\delta_1 - \delta_2) \quad (5.5)$$

x_d :ピストン変位 x :変位 δ :層間変形 a :ダンパ設置水平距離 h :ダンパ設置高さ

F_{fric} : 内部摩擦力 F_{im} :慣性力 F_{oil} :粘性減衰力 F_{Link} :リンク機構の抵抗力 ※ $a = h = 2591$ [mm]

5.2.5 リンク式流体慣性ダンパの設置方法

図 5.3 にダンパ設置方法の詳細図を示す。1層に設置するダンパの足元については重量鉄骨に高力ボルト接合した治具にピン接合、それ以外の箇所については CLT 床板に木ねじ接合した治具にピン接合することで各層にダンパを設置する。ダンパ保持治具は 3本の溝形鋼 (180×75×7×10.5[mm]) を組み合わせることで構成し、接合部には 40[mm]の長孔加工を施して保持治具の長さを調整可能にすることで施工誤差に対応できる仕様とした。保持治具を含めたダンパのピン間距離は 3664.2[mm]である。写真 5.2~5.7 には各部における実際の設置状況を示す。

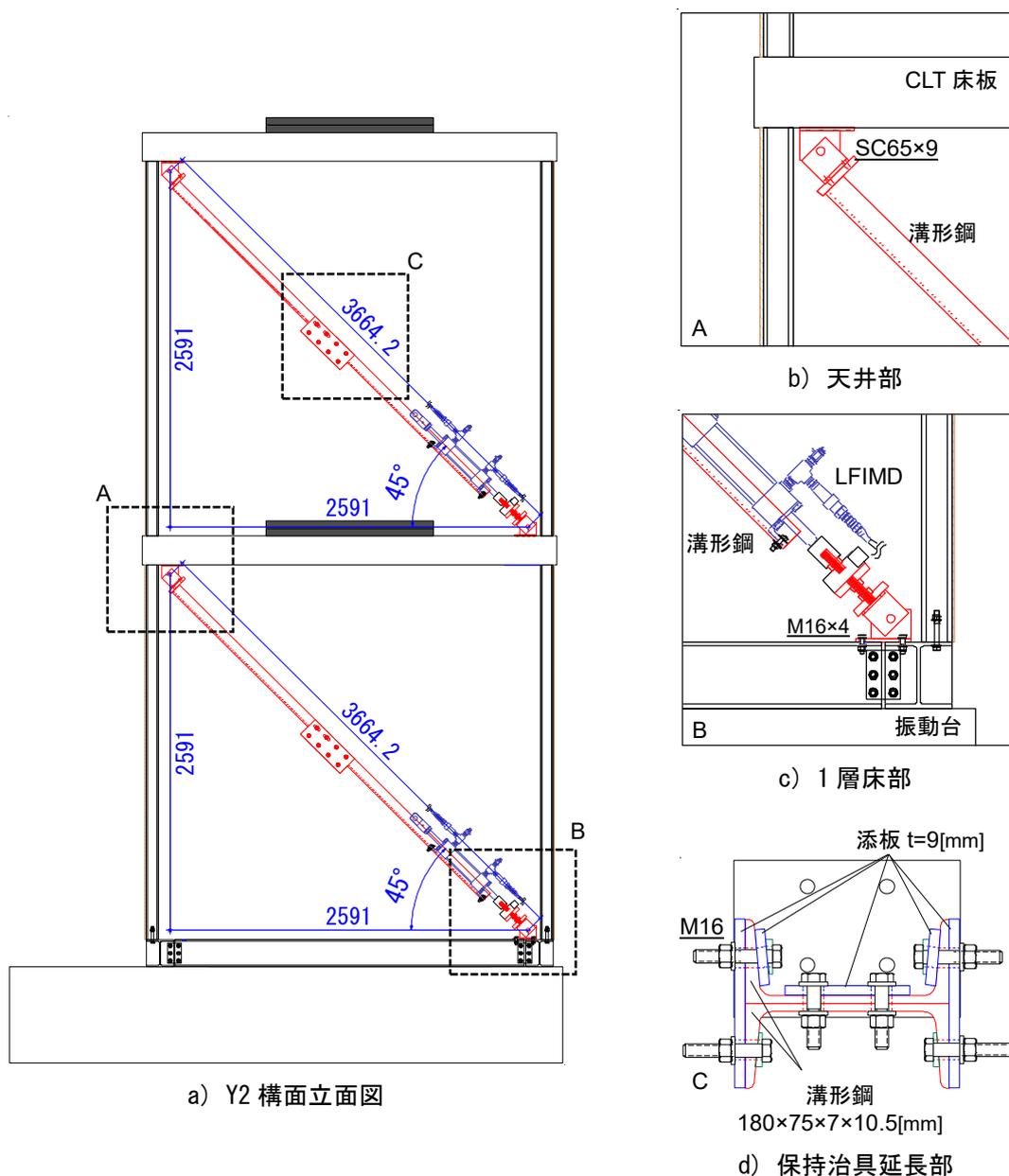


図 5.3 ダンパ設置方法の詳細図

第5章 リンク式流体慣性ダンパを設置した実寸2層小型フレームによる振動台実験



写真 5.2 1層ダンパ



写真 5.3 2層ダンパ



写真 5.4 保持治具天井側接合部



写真 5.5 保持治具延長部



写真 5.6 ピストン変位の計測方法



写真 5.7 1層ダンパ床側接合部

5.2.6 計測システム

表 5.4 に使用した計測器の一覧、図 5.4 に試験体への計測器設置位置を示す。試験体の中央には倒壊防止兼計測用架台が設置してあり、各層の層間変形は計測用架台から Y2 構面上で計測し、ダンパの荷重及びピストン変位は軸方向の値を直接計測した。なお、層全体のせん断力は各階で計測した加速度に各階の質量を乗じることで算出する。

表 5.4 使用した計測器の一覧

ch.	計測項目	名称	計測器	ch.	計測項目	名称	計測器
1	振動台変位	disp_1	内蔵変位計	31	2階床加速度(Y3)	acc_5	ARF-20A
2	1層層間変形(計測用架台-Y1側)	disp_2	IL-600	32	屋根階加速度(Y1)	acc_6	ARF-20A
3	1層層間変形(計測用架台-Y3側)	disp_3	IL-600	33	屋根階床加速度(Y2)	acc_7	ARJ-50A-D
4	2層層間変形(計測用架台-Y1側)	disp_4	IL-600	34	2層層間変形	disp_29	DLT-300AS
5	2層層間変形(計測用架台-Y3側)	disp_5	IL-600	35	屋根階加速度(Y3)	acc_8	ARF-20A
6	1層壁滑り変位(Y1)	disp_6	CDP-10	36	1層計測用架台加速度(中央)	acc_9	ARF-20A-T
7	1層壁滑り変位(Y3)	disp_7	CDP-10	37	2層計測用架台加速度(中央)	acc_10	ARF-20A-T
8	2層壁滑り変位(Y1)	disp_8	CDP-10	38	1層摩擦機構ボルトひずみ(Y1-1)	str_1	KFG3
9	2層壁滑り変位(Y3)	disp_9	CDP-10	39	1層摩擦機構ボルトひずみ(Y1-2)	str_2	KFG3
10	1層左浮上変形(Y1左)	disp_10	CDP-50	40	1層摩擦機構ボルトひずみ(Y1-3)	str_3	KFG3
11	1層右浮上変形(Y1右)	disp_11	CDP-50	41	1層摩擦機構ボルトひずみ(Y1-4)	str_4	KFG3
12	1層左浮上変形(Y3左)	disp_12	CDP-50	42	1層摩擦機構ボルトひずみ(Y3-1)	str_5	KFG3
13	1層右浮上変形(Y3右)	disp_13	CDP-50	43	1層摩擦機構ボルトひずみ(Y3-2)	str_6	KFG3
14	2層左浮上変形(Y1左)	disp_14	CDP-50	44	1層摩擦機構ボルトひずみ(Y3-3)	str_7	KFG3
15	2層右浮上変形(Y1右)	disp_15	CDP-50	45	1層摩擦機構ボルトひずみ(Y3-4)	str_8	KFG3
16	2層左浮上変形(Y3左)	disp_16	CDP-50	46	2層摩擦機構ボルトひずみ(Y1-1)	str_9	KFG3
17	2層右浮上変形(Y3右)	disp_17	CDP-50	47	2層摩擦機構ボルトひずみ(Y1-2)	str_10	KFG3
18	1層左摩擦機構変形(Y1左)	disp_18	CDP-100	48	2層摩擦機構ボルトひずみ(Y1-3)	str_11	KFG3
19	1層右摩擦機構変形(Y1右)	disp_19	CDP-100	49	2層摩擦機構ボルトひずみ(Y1-4)	str_12	KFG3
20	1層左摩擦機構変形(Y3左)	disp_20	CDP-100	50	2層摩擦機構ボルトひずみ(Y3-1)	str_13	KFG3
21	1層右摩擦機構変形(Y3右)	disp_21	CDP-100	51	2層摩擦機構ボルトひずみ(Y3-2)	str_14	KFG3
22	2層左摩擦機構変形(Y1左)	disp_22	DLT-30AS	52	2層摩擦機構ボルトひずみ(Y3-3)	str_15	KFG3
23	2層右摩擦機構変形(Y1右)	disp_23	DLT-30AS	53	2層摩擦機構ボルトひずみ(Y3-4)	str_16	KFG3
24	2層左摩擦機構変形(Y3左)	disp_24	CDP-50	54	1層ダンパピストン変位	disp_26	SDP-200D
25	2層右摩擦機構変形(Y3右)	disp_25	CDP-50	55	2層ダンパピストン変位	disp_27	SDP-200D
26	振動台上加速度1	acc_1	ARF-20A	56	1層ダンパダンパ荷重	load_1	TCLM-50KNB
27	振動台上加速度2	acc_2	ARJ-50A-D	57	2層ダンパダンパ荷重	load_2	TCLM-50KNB
28	2階床加速度(Y1)	acc_3	ARF-20A	58	2階床回転(Y2左)	disp_30	IL-600
29	2階床加速度(Y2)	acc_4	ARJ-50A-D	59	2階床回転(Y2右)	disp_31	IL-600
30	1層層間変形	disp_28	DLT-300AS				

第5章 リンク式流体慣性ダンパを設置した実寸2層小型フレームによる振動台実験

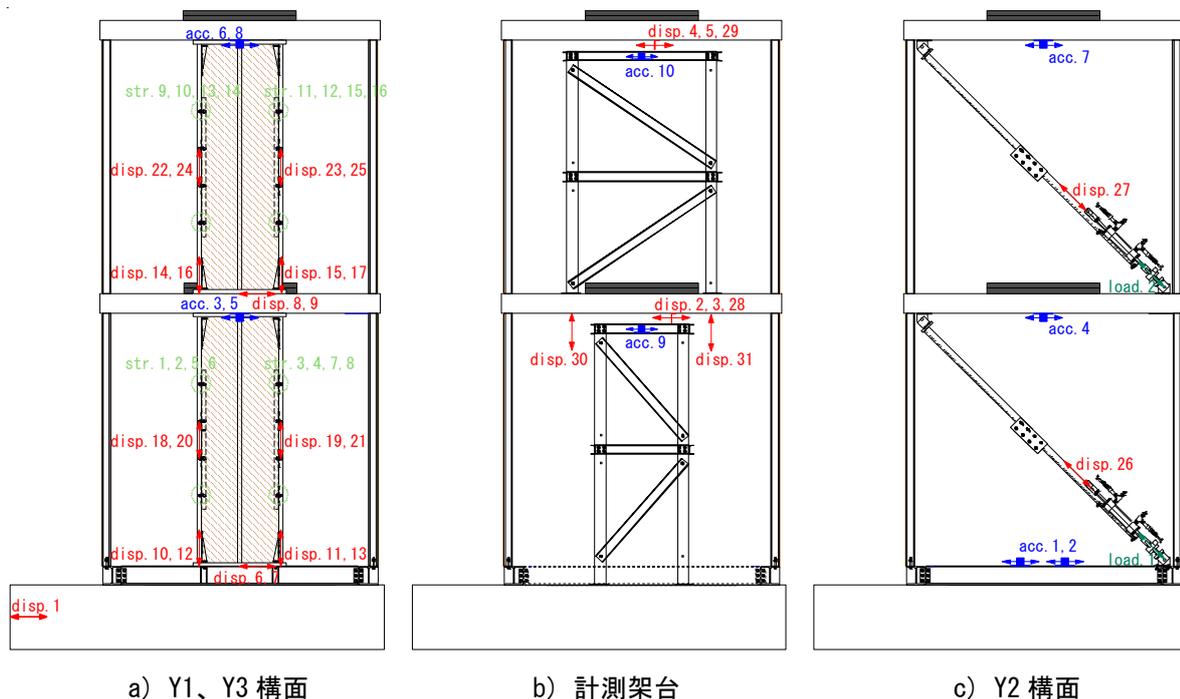


図 5.4 計測器の設置位置

5.2.7 加振方法

表 5.5 には入力した地震動の一覧を示す。記録地震動及び告示波を入力する場合には入力波の後尾に加振 No.0 のホワイトノイズ (WN) (振動数 : 0.1~20[Hz]、継続時間 : 150[s]) を続けた一連の波形を入力した。

表 5.5 加振スケジュール

No.	地震名	観測成分・位相	標準化倍率	最大変位 [mm]	最大速度 [kine]	最大加速度 [gal]	WN
0	ホワイトノイズ	0.1~20[Hz]	-	-	-	30	-
1	第2種地盤告示波	乱数位相波	Lv1	145	16.3	128	○
2	2011年 東北地方太平洋沖地震	KiK芳賀EW	0.3	64.7	21.5	359	○
3			0.6	130	46.7	718	○
4			1.0	216	77.9	1197	○
5	1995年兵庫県南部地震	JMA神戸NS	1.0	183	82.9	820	○

5.3 実験結果

5.3.1 振動特性の把握

図 5.5 に H-18-14 及び F-18-14 に WN または告示波 Lv1 を入力して得られた R 階床の絶対加速度応答倍率、表 5.6 に各地震動入力時の応答加速度から部分空間法 (PO-MOESO 法)⁴⁷⁾ を用いて同定した固有周期と減衰定数を示す。ダンパを設置した場合においても WN による評価では 2 次モードの振動成分が現れているが、告示波 Lv1 による評価では 2 次モードのピークが現れていないことがわかる。油圧式リンク機構は流体の圧縮剛性が働くまで混入空気が圧縮されるために初期リンク剛性が極めて小さくなる非線形性を示す特徴があることから、応答レベルの小さい WN 入力時にはリンク効果が作用しなかったことが要因と考えられる。しかし、いずれの入力波に対してもダンパを設置することで減衰定数の増加が認められる。

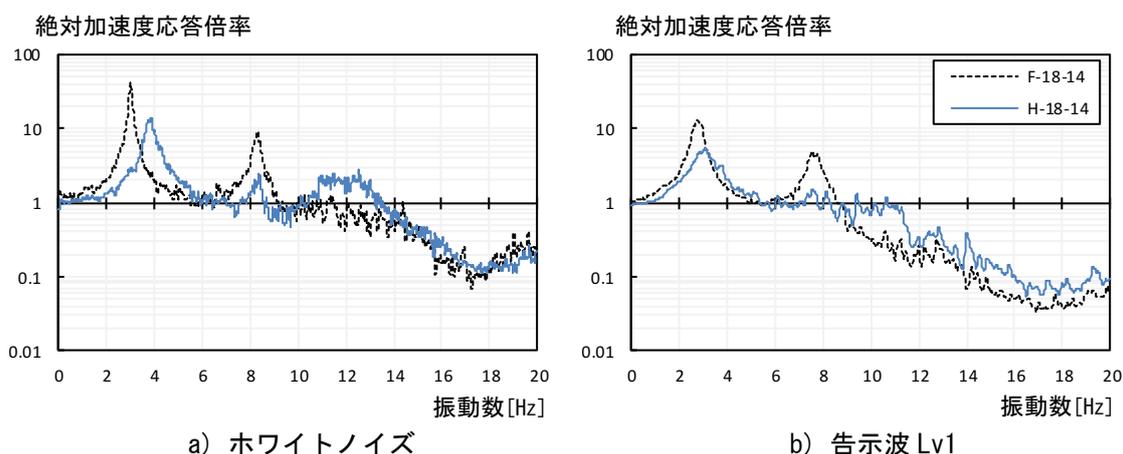


図 5.5 R 階床の絶対加速度応答倍率

表 5.6 固有周期と減衰定数の同定結果

入力波	試験体	固有周期[s]		減衰定数	
		1st	2nd	1st	2nd
WN	F-18-14	0.334	0.121	0.012	0.014
	H-18-14	0.261	0.081	0.041	0.064
告示波 Lv1	F-18-14	0.362	0.129	0.051	0.039
	H-18-14	0.326	-	0.132	-

5.3.2 最大応答の比較

図 5.6 に各地震動を入力したときの最大層間変形角を基本架構とリンク式流体慣性ダンパを設置した場合を重ねて示す。基本架構の場合にはいずれの試験体においても 1 層に変形が集中する傾向が見られ、その傾向は 1 層の耐力が小さくなるほど顕著となっている。一方で、ダンパを設置した場合には基本架構と比べて 1 層の変形角は大幅に低減されている。また、リンク効果により 2 層の変形角が大きくなっており各層の変形が同程度となることで意図通りの損傷集中抑制効果を確認できる。図 5.7 には同様に地震動ごとの最大応答加速度を示すが、ダンパを設置したことで最大層間変形角を大幅に低減できた一方で、最大応答加速度については基本架構と比べてダンパを設置した場合の方が大きくなっている。しかしながら、その値は 1G 以下に抑えられている。

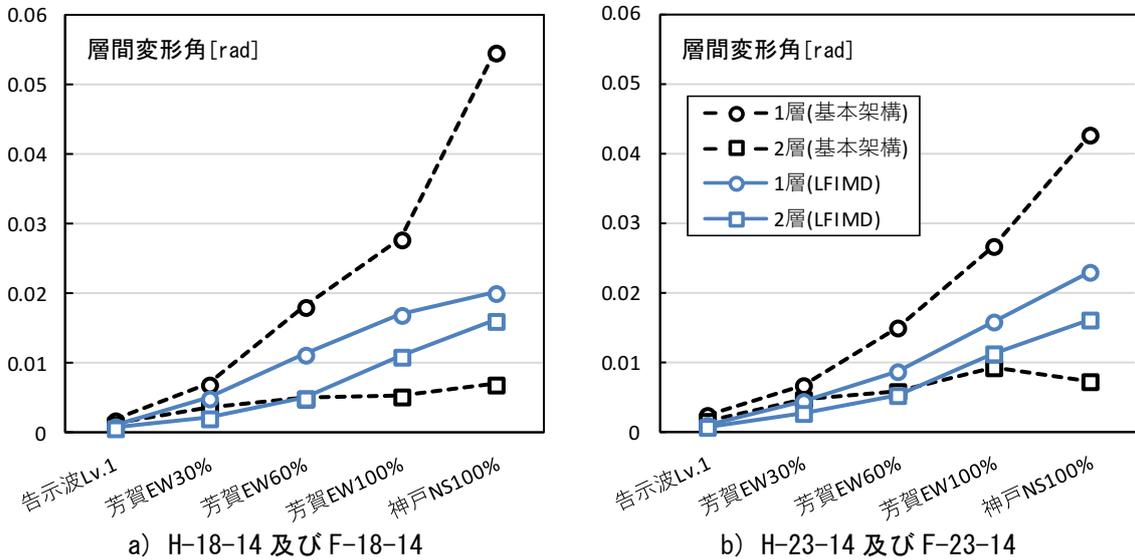


図 5.6 最大層間変形角

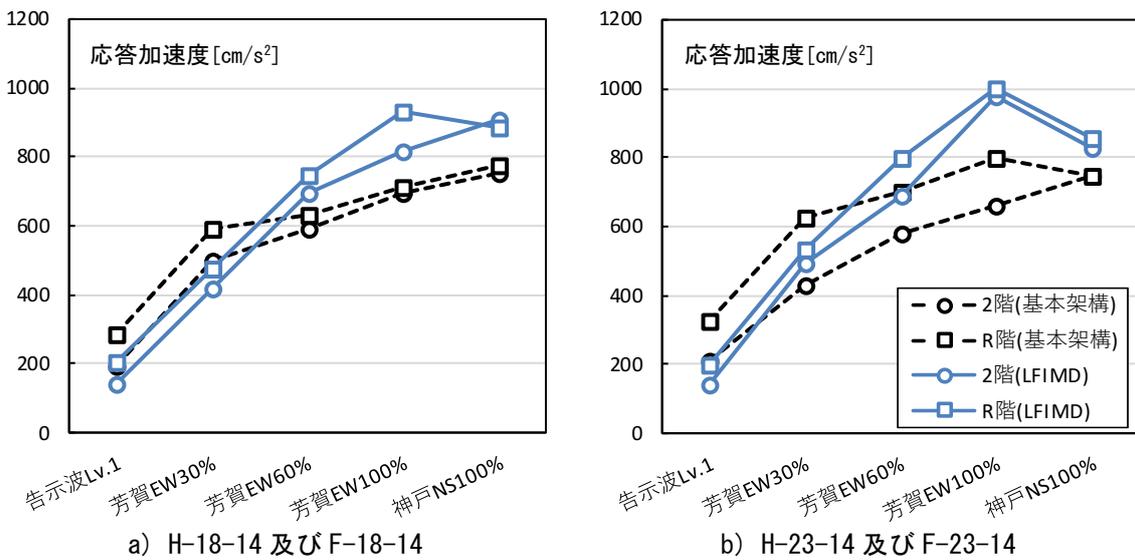


図 5.7 最大応答加速度

5.3.3 荷重変形関係

a. 基本架構

図 5.8 に F-18-14、図 5.9 に F-23-18 に各地震動を入力したときの荷重変形関係を示す。いずれの試験体においても弾性応答となる告示波 Lv1 の入力に対しては各層が同じ剛性を発揮しており、最大層間変形角が $1/200[\text{rad}]$ 程度となる芳賀 EW60%以降の加振においてバイリニアに近い復元力特性となることから高いエネルギー吸収性能を発揮していることがわかる。また、最大層間変形角が $1/20[\text{rad}]$ に達する神戸 NS100%を入力するまで耐力低下を生じることなくいずれの地震動に対しても極めて安定した応答を発揮する能力を有しているが、損傷は1層に対して偏る傾向が顕著である。

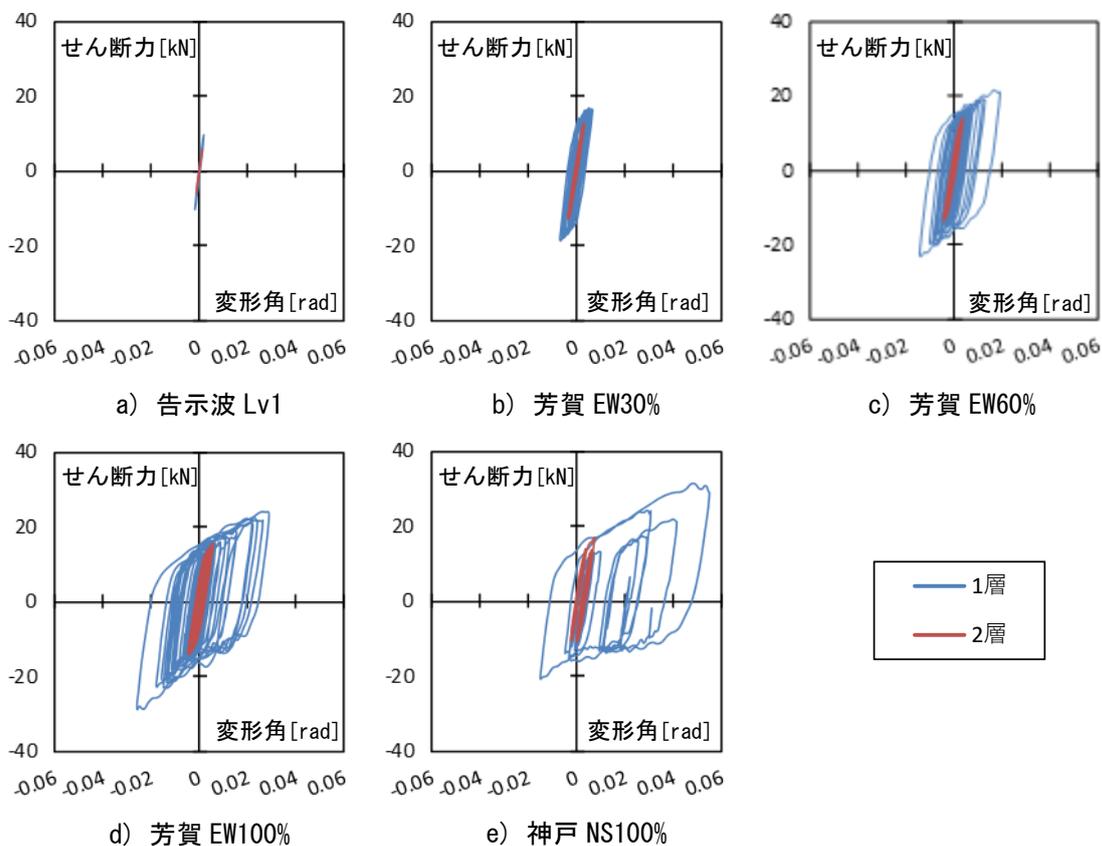


図 5.8 各地震動を入力したときの荷重変形関係 (F-18-14)

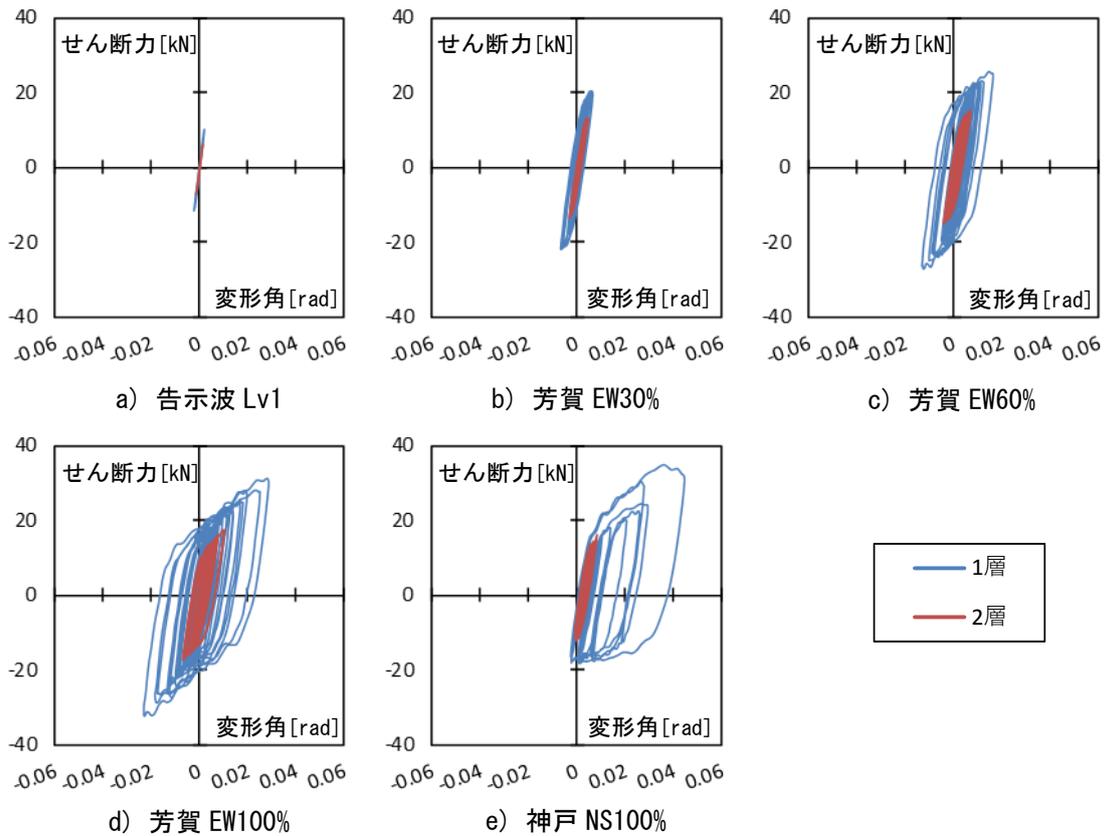
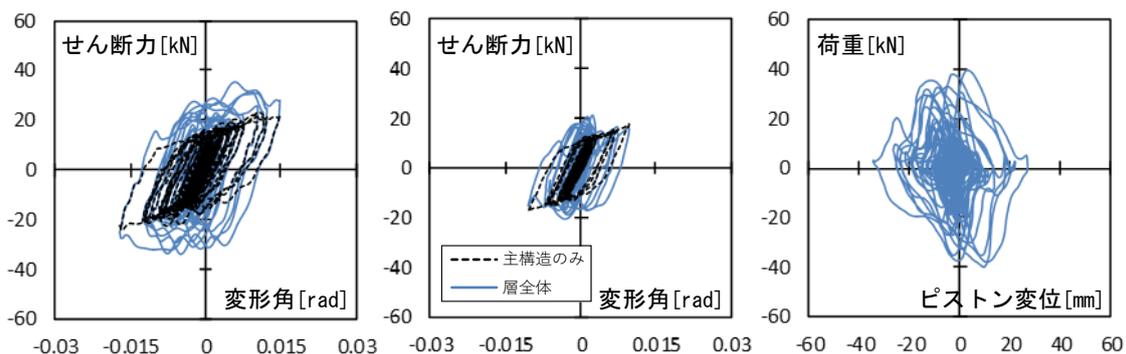


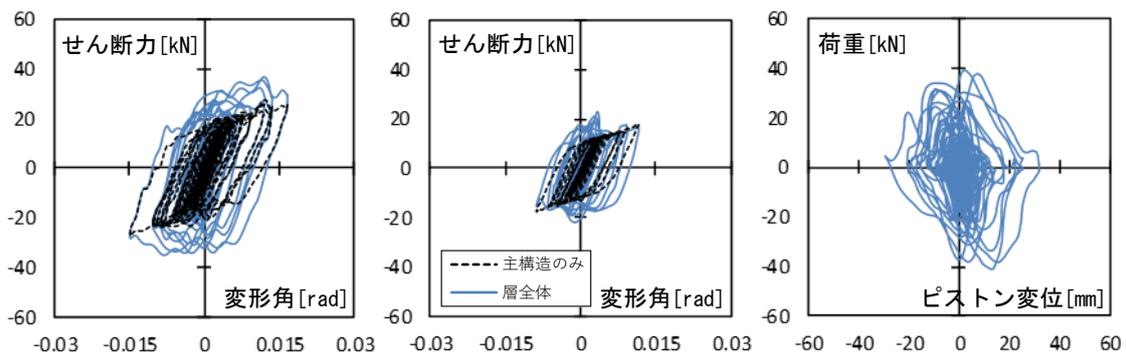
図 5.9 各地震動を入力したときの荷重変形関係 (F-23-14)

b. リンク式流体慣性ダンパを設置した場合

図 5.10 に H-18-14 及び H-23-14 に芳賀 EW100%、図 5.11 に神戸 NS100%を入力した時の荷重変形関係を示す。なお、主構造のみのせん断力は各層で計測した軸方向のダンパ荷重をせん断方向に置換して層全体のせん断力から差し引くことで算出し、ダンパ単体の荷重変位関係は、各層で計測した軸方向のダンパ荷重を足し合わせて、1層ダンパのピストン変位を用いて算出した。いずれの試験体においてもダンパは粘性減衰力による履歴の膨らみと明瞭な負剛性を発揮していることを確認できる。また、1層では主構造のみのせん断力に対して層全体のせん断力が増加しているが、2層では最大変形時において層全体のせん断力が主構造のみのせん断力と比べて小さくなっている。しかしながら、特に芳賀 EW100%を入力した場合には原点付近においてダンパが大きな抵抗力を発揮したために層全体のせん断力が大きくなり応答加速度を増大させてしまったと考えられる。図 5.12 には神戸 NS100%を入力したときの層ごとのダンパの荷重変位関係を示す。1層では第 2,4 象限において若干ではあるが荷重のスリップが見られ、見かけの剛性は極めて小さい。しかし、2層ダンパの荷重変位関係はきれいな楕円形と大きな負剛性を発揮していることを確認できる。これは、リンク機構によるせん断力の再分配が相対的に弱層となる 1層に対して正の剛性、2層に対して負の剛性を付加したからである。また、各層の付加的な剛性はダンパ単体で見れば打ち消しあうことからダンパ単体の履歴は試験体の耐力分布によらず同様な履歴を描いている。

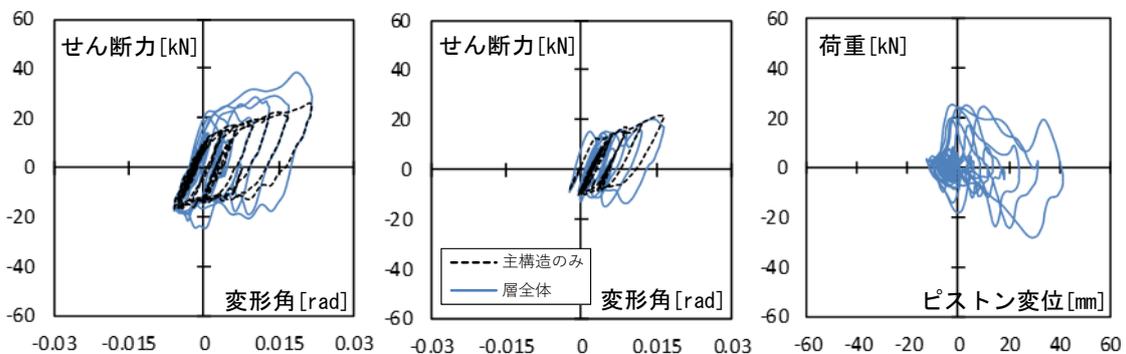


a) H-18-14

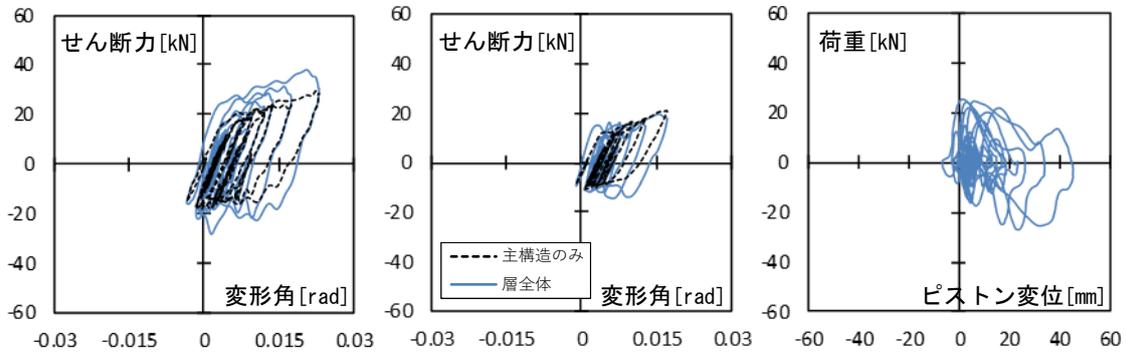


b) H-23-14

(左:1層 中:2層 右:ダンパ単体)
 図 5.10 芳賀 EW100%を入力した時の荷重変形関係

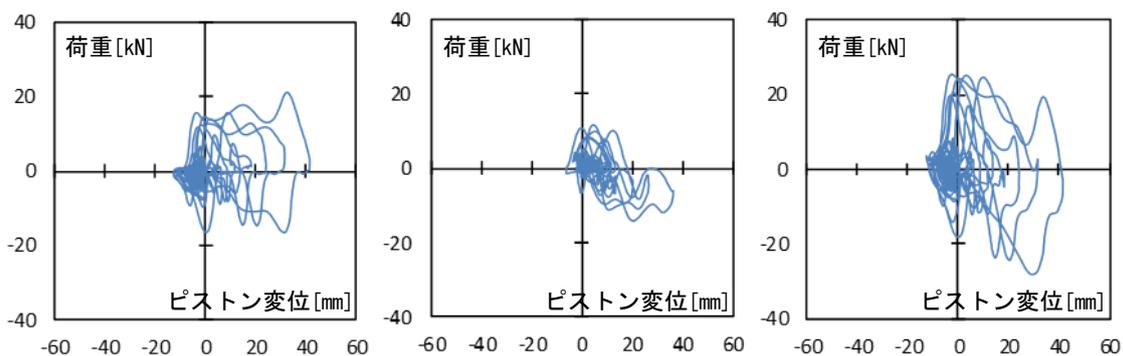


a) H-18-14

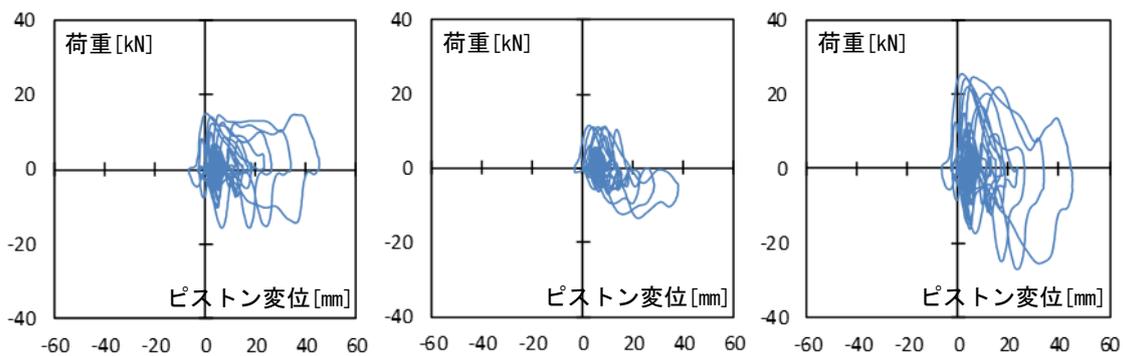


b) H-23-14

(左:1層 中:2層 右:ダンパ単体)
 図 5.11 神戸 NS100%を入力した時の荷重変形関係



a) H-18-14



b) H-23-14

(左: 1層ダンパ 中: 2層ダンパ 右: ダンパ単体)
 図 5.12 神戸 NS100%を入力した時のダンパの荷重変位関係

5.3.4 リンク式流体慣性ダンパの挙動

図 5.13 には H-18-14 に芳賀 EW100%及び神戸 NS100%を入力したときのピストン変位について、式(5.6)で表される層間変形との幾何学的な関係をもとに予測したピストン変位を実験結果と重ねて示す。1層ダンパは予測値と計測値が一致しているのに対して2層については計測値の方がやや大きくなる傾向が見られる。この傾向はピストン変位が大きくなる時刻においてより顕著である。しかし、予測値に対して位相遅れを生じていないことからダンパが正常に機能していたと判断できる。

$$x_{di} = 3664.2 - \frac{1}{\cos \theta} \quad (5.6)$$

x_{di} : ピストン変位 θ : ダンパと床材がなす角

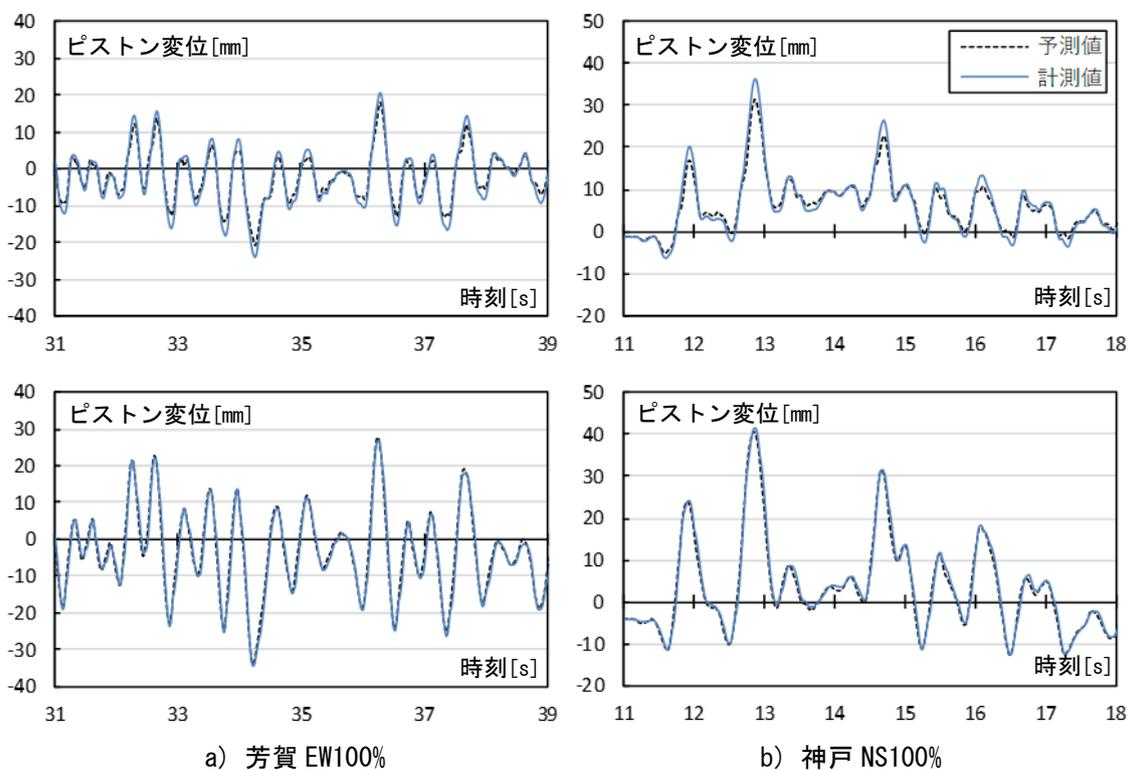


図 5.13 ピストン変位時刻歴の予測値と計測値の比較 (H-18-14)

5.3.5 エネルギー吸収量

図 5.14 に H-18-14 及び F-18-14 に芳賀 EW100%及び神戸 NS100%を入力した時の累積吸収エネルギー量を示す。基本架構の場合には 1 層のみでエネルギーを吸収しているのに対してリンク式流体慣性ダンパを設置することで 2 層でのエネルギー吸収量が増大していることを確認できる。

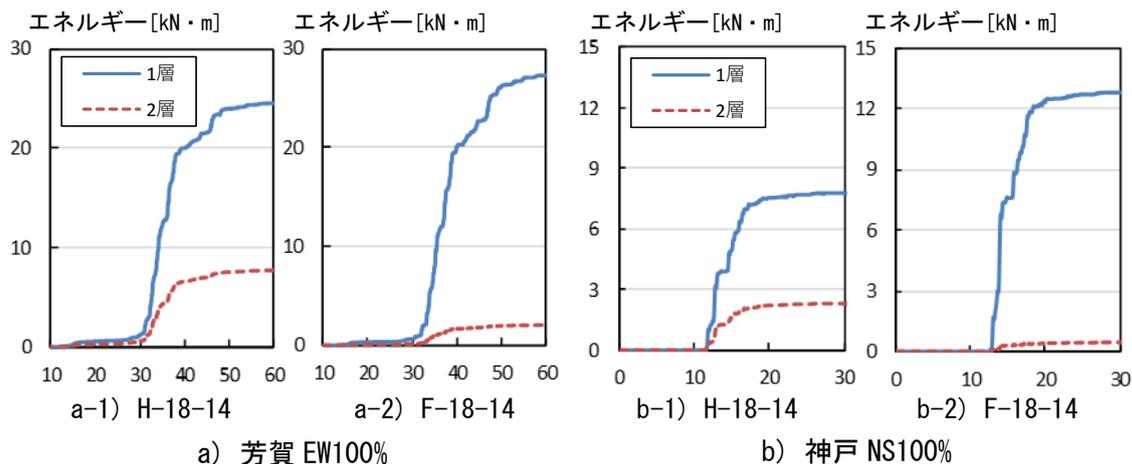


図 5.14 累積吸収エネルギー量

5.4 力学モデルの構築と精度検証

5.4.1 主構造のモデル化

振動台実験により得られた各層の荷重変形関係を基に主構造の力学モデルを構築する。復元力特性はトリリニア型で模擬するものとし、表 5.7 に基本架構の実験結果から構築した力学モデルの諸元を示す。第 1 剛性、第 2 剛性については締付トルクによらず一定の値とし、第 3 剛性のみトルクの増大に伴い低下するように設定した。図 5.15 には実験結果と構築した力学モデルの諸元を用いた解析結果を比較して示す。実験結果は芳賀 EW100%に対する荷重変形関係であり、解析結果は実験結果の層間変形角を入力とする変位増分解析を行った結果である。解析結果は実験結果を概ね精度よく模擬できていることから、リンク式流体慣性ダンパを設置した場合の主構造の履歴特性が基本架構の実験結果と同様であることを確認する。図 5.16 には H-18-14 と F-18-14 の 1 層、H-23-14 と F-23-14 の 1 層及び 2 層について芳賀 EW100%を入力した時の耐力壁が負担するせん断力について算出した荷重変形角関係を重ねて示す。いずれのモデルにおいてもせん断力の切片荷重は概ね一致しており、履歴特性も同様な性状を示していることから、主構造についてはダンパを設置した場合においても基本架構と同様の力学モデルを用いることとする。

表 5.7 解析モデルの諸元一覧（トリリニア型）

降伏せん断耐力 [kN]	ボルト締付トルク [N・m]	第1剛性 [kN/m]	第2剛性 [kN/m]	第3剛性 [kN/m]	第1降伏点 [kN]	第2降伏点 [kN]
14	30	1800	900	210	9	14
18	43	1800	900	170	12	18
23	56	1800	900	160	14	23

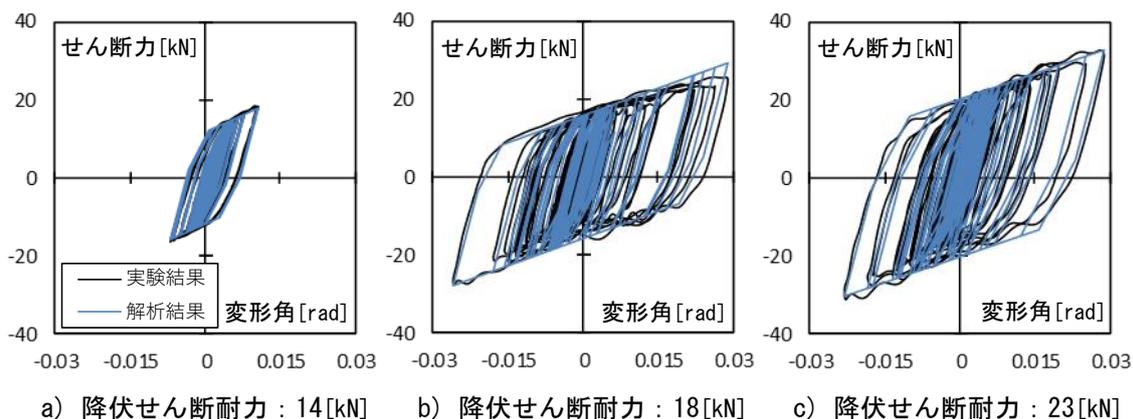


図 5.15 基本架構の実験結果（芳賀 EW100%）と解析結果の比較（変位増分解析）

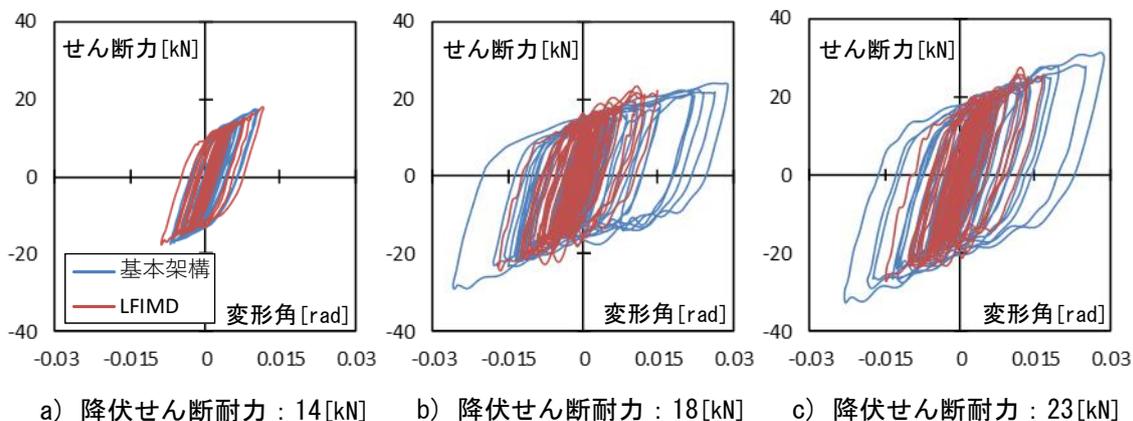


図 5.16 芳賀 EW100%を入力したときの主構造の履歴特性の比較（実験結果）

5.4.2 リンク式流体慣性ダンパのモデル化

地震動を入力して得られたピストン変位を基に、ダンパが想定通りの力学特性を発揮していたか検証するために式(5.1)~(5.5)を用いて理論的に想定されるダンパの荷重変位関係を算出する。ここでは、ダンパの力学特性は表 5.3 に示した軸方向の値を用いる。まず、リンク機構の影響がないダンパ単体の履歴について考察する。図 5.17.a には H-18-14 に神戸 NS100%を入力したときの実験により得られた荷重変位関係と計測したピストン変位と力学特性から算出した理論値を重ねて示す。理論値は変位反転時に見られる荷重の増加については模擬できていないものの、履歴の膨らみと傾きについては概ね模擬できていることから内部摩擦力、粘性減衰力、慣性力については想定通りの力学特性を発揮していたと判断できる。次いで、リンク機構の抵抗力を考慮して各層のダンパ荷重を算出する。事前に実施した単体性能試験により得られていた軸方向のリンク剛性は 2167[kN/m]であったが、この値を用いてダンパ荷重を算出したところダンパが発揮する見かけの剛性を模擬できないことが明らかになった。そこで、各層のダンパが最大変位で発揮する荷重値が概ね等しくなるようなリンク剛性を策定したところ、軸方向のリンク剛性を 400[kN/m]とすることで図 5.17.b, c に示すように実験値と理論値の履歴の膨らみと傾きが概ね一致した。以降のモデル化においては、軸方向のリンク剛性を 400[kN/m]として検討を進めることとする。

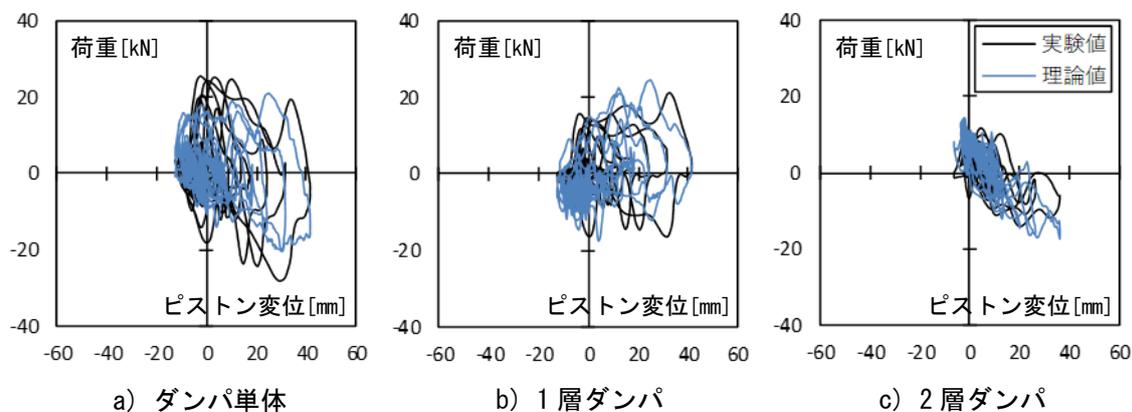


図 5.17 ダンパの荷重変位関係の実験値と理論値の比較 (H-18-14、神戸 NS100%)

5.4.3 構築した力学モデルの精度検証

図 5.18 に示す解析モデルと各地震動を入力したときに振動台上で計測した加速度を用いて時刻歴応答解析を行う。モデルの質量は2階床が2.78[t]、屋根階床が2.28[t]であり、主構造はトリリニア型として表8で示した諸元とし、主構造の減衰は瞬間剛性比例型で1.5%とする。ダンパの力学要素は表5.3で示した値を各層に等分配するものとし、リンク剛性は400[kN/m]（せん断方向：200[kN/m]）とする。また、ダンパは取り付け部材を介して各層に設置しており、取り付け部材の剛性は $k_{b1}=k_{b2}=1800$ [kN/m]とした。

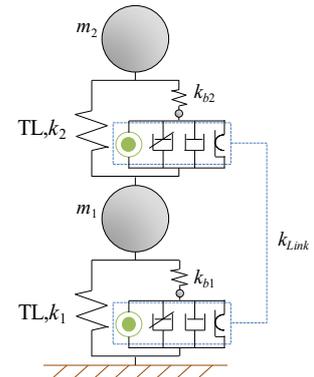


図 5.18 解析モデル

図 5.19 には構築した力学モデルに地震動を入力したときの最大層間変形角を示す。解析結果は実験結果の傾向を精度よく模擬できていることを確認できる。図 5.20 には H-18-14 に神戸 NS100%を入力したときの荷重変形関係を実験値と解析値を重ねて示す。履歴には若干の差は認められるものの、解析結果が実験結果の傾向を概ね模擬できていると判断できる。

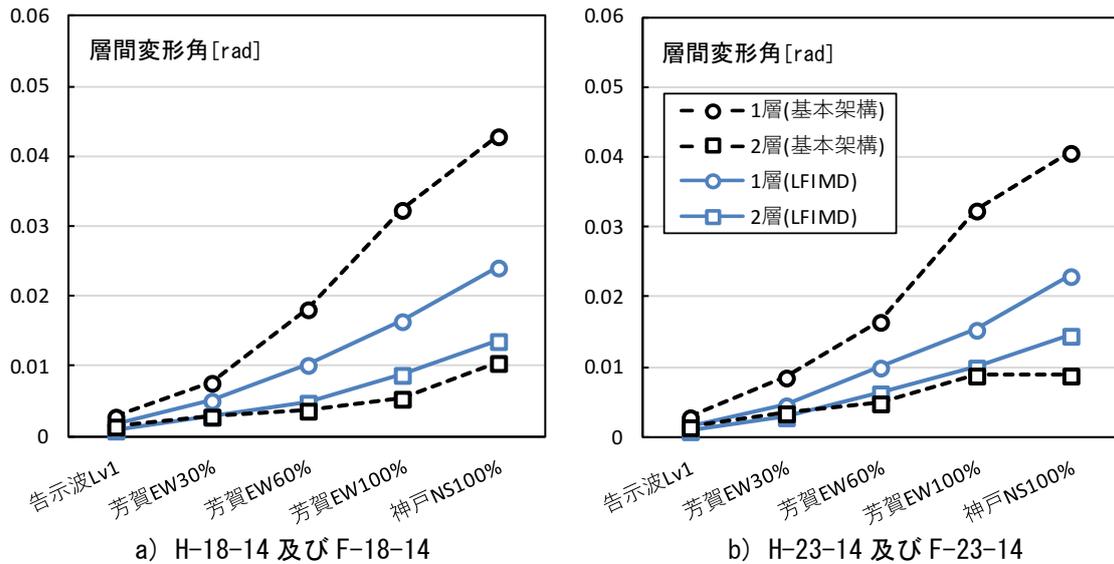


図 5.19 最大層間変形角（解析結果）

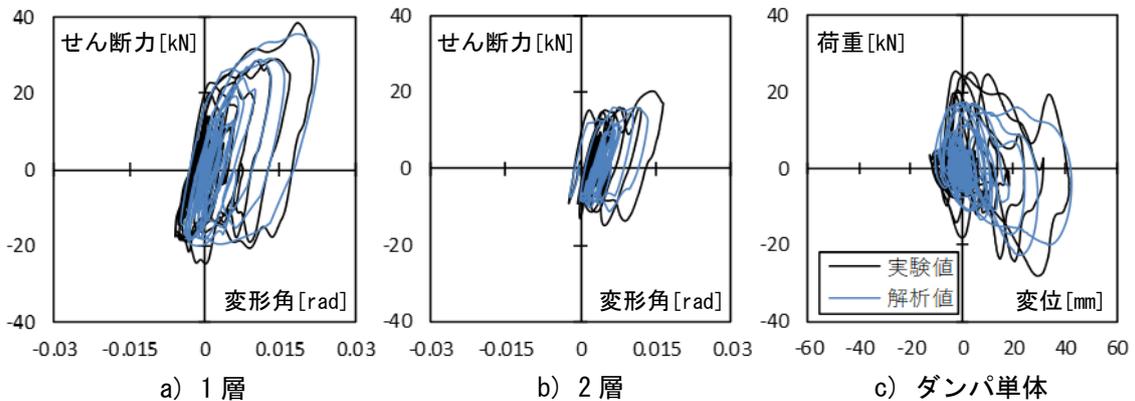


図 5.20 荷重変形関係の比較（H-18-14、神戸 NS100%）

5.5 各力学要素と制振効果の関係

5.4.3 項で構築した力学モデルを用いてリンク式流体慣性ダンパの各力学要素が制振効果へ与える影響について検討するために、各力学要素を単独で付加した場合の時刻歴応答解析を行う。検討の対象とする力学要素は粘性減衰要素（以下、VD）とリンク機構（以下、LK）の2種類とし、主構造の諸元はH-18-14とする。なお、比較として基本架構とリンク式流体慣性ダンパ（LFIMD）を設置した場合についても解析を行った。図5.21には基本架構の解析結果と各力学要素を付加したときの最大層間変形角を比較して示す。粘性減衰のみを付加した場合には基本架構と比べて1層の変形角を大幅に低減できている。一方で、リンク機構のみを付加した場合には大幅な変形角の低減効果は認められないものの、基本架構と比べて2層の変形角が大きくなっており損傷集中を抑制することで、建物全体で損傷を負担していることを確認できる。以上より、リンク式流体慣性ダンパを設置した場合には粘性減衰効果による変形低減効果とリンク効果による損傷集中抑制効果を発揮することで高い制振効果を発揮したといえる。

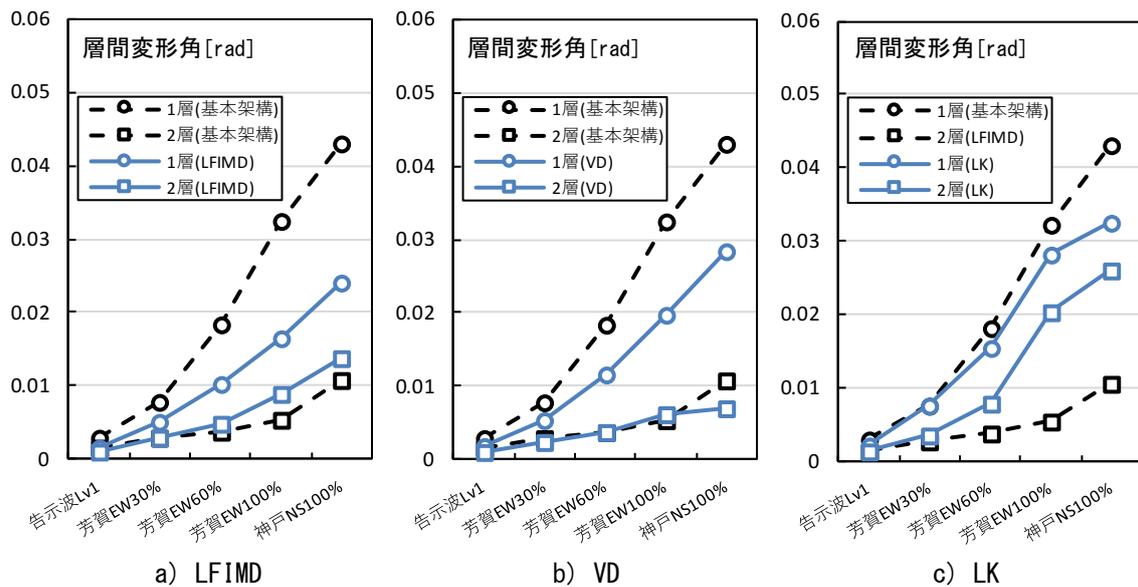


図 5.21 各力学要素を付加したときの最大層間変形角の比較（H-18-14、解析結果）

5.6 ダンパの等価剛性

5.4.3 項で構築した力学モデルを用いて各試験体に地震動を入力したときにダンパが発揮する見かけの剛性について、慣性質量効果による影響とリンク機構による影響を分離して定量的に評価する。なお、本検討ではダンパの等価剛性はせん断方向に置換した荷重と層間変形を用いて評価する。図 5.22 には各地震動を入力したときの最大半サイクルにおける主構造の等価剛性 $s k_{eq}$ に対する各制振要素の発揮する等価剛性及び各層ダンパの等価剛性 $dam k_{eq}$ の比率である等価剛性比 $\gamma_{eq} = dam k_{eq} / s k_{eq}$ を示す。H-18-14 のモデルの方が H-23-14 と比較して1層への損傷集中が顕著であったことから、リンク機構が発揮する抵抗力は H-18-14 の方が大きくなることを確認できる。また、いずれのモデルにおいても弾性応答となる告示波 Lv1 に対しては初期剛性が等しいことから同様な等価剛性を発揮しており、入力レベルが大きくなるとリンク効果が発揮する等価剛性比が大きくなる傾向が見られる。一方で、慣性質量効果が発揮する等価剛性は芳賀 EW の規準化倍率を大きくすることで増加する傾向が見られ、試験体の耐力比によらず地震動ごとに同様な等価剛性比になることがわかる。

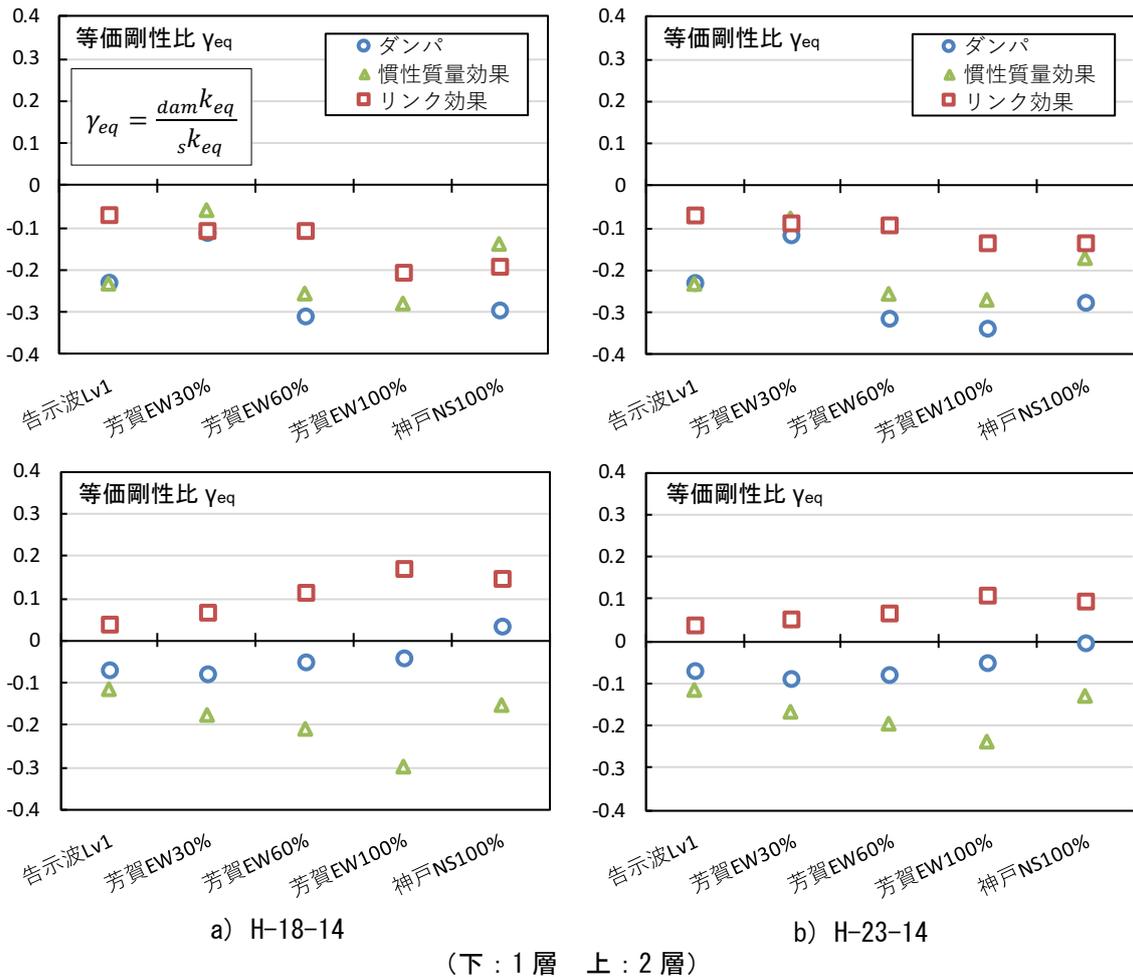


図 5.22 構築した力学モデルに地震動を入力したときの主構造とダンパの等価剛性比

図 5.23 には構築した力学モデルに各地震動を入力したときのダンパ単体の等価剛性を示す。図 5.22 では慣性質量効果が発揮する等価剛性比はモデルによらずほぼ同様であったこと、ダンパ単体では各層で発揮されるリンク機構の抵抗力が打ち消しあうことから解析モデルの耐力比によらずダンパ単体の等価剛性は概ね一致することを確認できる。

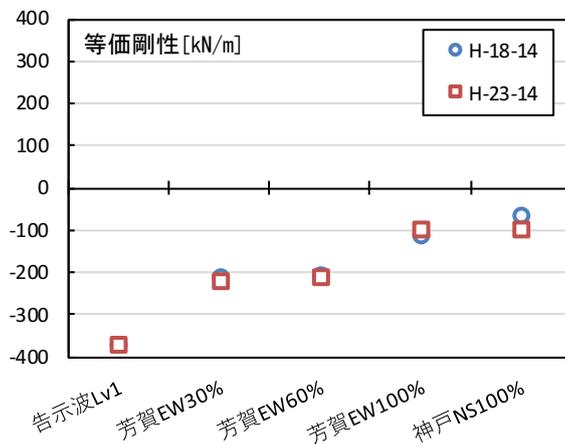


図 5.23 構築した力学モデルに地震動を入力したときのダンパ単体の等価剛性

5.7 まとめ

本章では実大を想定したリンク式流体慣性ダンパを設置した構造物の制振効果を検証すること目的とした実寸2層小型フレームによる振動台実験について述べた

まず、5.2節では実験概要として実験システム、試験体仕様、リンク式流体慣性ダンパの基本機構及び設置方法、計測システム、加振方法について述べた。

5.3節では基本架構とリンク式流体慣性ダンパを設置した場合についての実験結果を示した。まず、ホワイトノイズと告示波Lv1の加振結果より、ダンパを設置することでリンク効果による2次モードの周期低減効果を確認し、基本架構と比べて減衰定数が増大することを確認した。次いで、記録地震動による加振結果より、ダンパを設置することで基本架構と比べて最大層間変形角を大幅に低減できるだけでなく、リンク機構により2層の変形を大きくして上下層間の変形差を小さくすることで損傷集中抑制効果を発揮することを示した。

次いで、5.4節では実験結果を基に主構造及びリンク式流体慣性ダンパの力学モデルの構築を行った。ダンパは内部摩擦力、粘性減衰力、慣性力については想定した通りの力学特性を発揮したが、リンク機構については想定したリンク剛性よりも抵抗力が小さくなっていることが明らかになった。しかし、実験結果から策定したリンク剛性を用いて力学モデルを構築することで実験結果を精度よく模擬できることを確認した。

5.5節では、構築した力学モデルを用いてリンク式流体慣性ダンパの制振効果に寄与する力学要素について検討を行い、粘性減衰効果が最大応答変形の低減、リンク効果が損傷集中の抑制効果を発揮することで高い制振効果を発揮することを確認した。

5.6節においても構築した力学モデルを用いてダンパが発揮する等価剛性に関する検討を行い、慣性質量効果とリンク効果による影響を定量的に評価した。各層のダンパが発揮する等価剛性はリンク機構のせん断力の再分配量により変化し、耐力分布の偏りが大きいモデル程リンク機構の等価剛性が大きくなる傾向を示した。一方で、慣性質量効果による等価剛性は試験体によらず同程度であり、リンク機構の抵抗力はリンクされた層同士で打ち消しあうことから、ダンパ単体の等価剛性は試験体によらず概ね一致することを確認した。

第 6 章

結論

本研究では既往の制振装置では実現困難な制振効果を実現し、制振構法の高度化を図るために「リンク式流体慣性ダンパ」を提案し、同ダンパを用いた制振構法の原理及びその制振効果を明らかにすることで同構造システムの有用性を示すための検討を行った。以下に各章で得られた知見を要約して記す。

第2章では、提案するリンク式流体慣性ダンパの基本機構を記した。同ダンパは粘性減衰効果に加えて流体の高速運動に伴う慣性質量効果を利用して簡易な機構で負剛性制御を実現でき、さらに、リンク機構により構造物の変形分布を任意に制御することで損傷集中の抑制に大きな効果が期待できるデバイスであることを示した。また、リンク機構を応用することで上下層間の損傷集中の抑制だけでなく、捩れ振動の抑制や免震構造物のロッキング応答の抑制にも効果を発揮する設置方法を提案した。次に、試作したリンク式流体慣性ダンパの単体性能試験を実施することで、ダンパの基本性能として速度の2乗に比例した抵抗力を発揮する粘性減衰力と、慣性質量と円振動数の2乗の積により求まる等価剛性がピストン変位に比例した慣性力を発揮することを確認した。また、2つのピストンロッドがリンクして動くためのリンク剛性は混入空気が圧縮される影響が大きい小振幅時にはやや小さい値をとるが、その影響が相対的に小さくなる大振幅域では良好なリンク効果を発揮することを示した。力学モデルの構築においてはリンク機構の剛性を線形近似した場合においても実験結果を精度よく模擬できることを示した。

第3章では、「リンク式流体慣性ダンパの高性能化」を粘性減衰力に対する慣性力を相対的に大きくすることと定義して、小型ダンパを用いて安定した基本性能を発揮するための基本仕様の策定及び高性能化手法の有用性を検証するために単体性能試験を実施した。単体性能試験により、ダンパの基本性能として安定した粘性減衰力とリンク効果を発揮するためには、リンクチューブには硬い材質を用いる必要があることを示した。さらに、ダンパの高性能化には密度の大きな流体を封入することで慣性質量を大きくする手法と流体動粘度を軽減して粘性減衰力を低減することで相対的に慣性力を大きくする手法のいずれも有効であることを明らかにした。また、リンク式流体ダンパを設置した小型2層鉄骨フレームによる振動台実験を行い、慣性質量効果とリンク効果により高い制振効果が得られることを示し、高性能化したダンパを設置することで慣性質量効果による絶対加速度の低減効果が大きくなることを示した。

第4章では、リンク式流体慣性ダンパによる層間変形制御機構の基本性能及び同機構が振動系の動力学特性に与える影響について記した。リンク式流体慣性ダンパの2つのピストンロッドの移動量の比率が異なる仕様とした場合の単体性能試験を実施し、ダンパの基本仕様が同様であればピストンロッドの移動量の比率を変えた場合にも同様なリンク剛性を発揮することを示した。次いで、層間変形制御機構を構造物に設置した場合の振動特性の

変化を把握するために調和振動に対する定常振動解を導出し、リンクされた層の間では層間変形制御機構によりせん断力の再分配が行われることを示した。また、層間変形制御機構を設置した構造物は主構造が本来有する振動特性とは異なる見かけの剛性に依存した振動特性を発揮することを明らかにした。このとき、せん断力の再分配量は原振動系の固有値と層間変形制御機構の変形分布の比率を用いることで時刻歴応答解析を行わずに算出できることを示した。さらに、上下層間の剛性分布が異なる試験体を用いて振動台実験を行い、理論的に想定される層間変形制御機構の動力学特性が実際に発揮されることを確認した。

第5章では、実大を想定したリンク式流体慣性ダンパを設置した実寸2層小型フレームによる振動台実験を行った。リンク式流体慣性ダンパを設置することで2次モードの周期低減効果とダンパを設置しない場合に比べて系全体の減衰定数が向上することを確認した。また、同ダンパを設置した構造システムが最大層間変形角を大幅に低減できるだけでなく、リンク効果により上下層間の変形差を小さくすることで損傷集中を抑制し、構造物全体でエネルギー吸収を行うことで高い制振効果が得られることを実証した。次いで、実験結果を基に主構造及びリンク式流体慣性ダンパの力学モデルを構築し、実験結果の傾向を概ね精度よく模擬できることを確認した。また、構築した力学モデルを用いてダンパの各力学要素が制振効果に与える影響について定量的に評価することで、粘性減衰効果が最大応答変形の低減効果に、リンク効果が損傷集中の抑制効果にそれぞれ効果を発揮することで総合的に高い制振効果が得られることを明らかにした。

以上より、本研究で提案するリンク式流体慣性ダンパが様々な制振性能を有していること、構造物にリンク式流体慣性ダンパを設置することで高い制振効果が得られることを実験的・解析的に示した。また、リンク式流体慣性ダンパを高性能化することでより高い制振効果を発揮することに期待でき、既往の制振装置では実現できない制振効果を発揮できることからその有用性・実用性は極めて高く、構造物の耐震性の向上及び制振構法の高度化のための有効な手段だといえる。

附錄

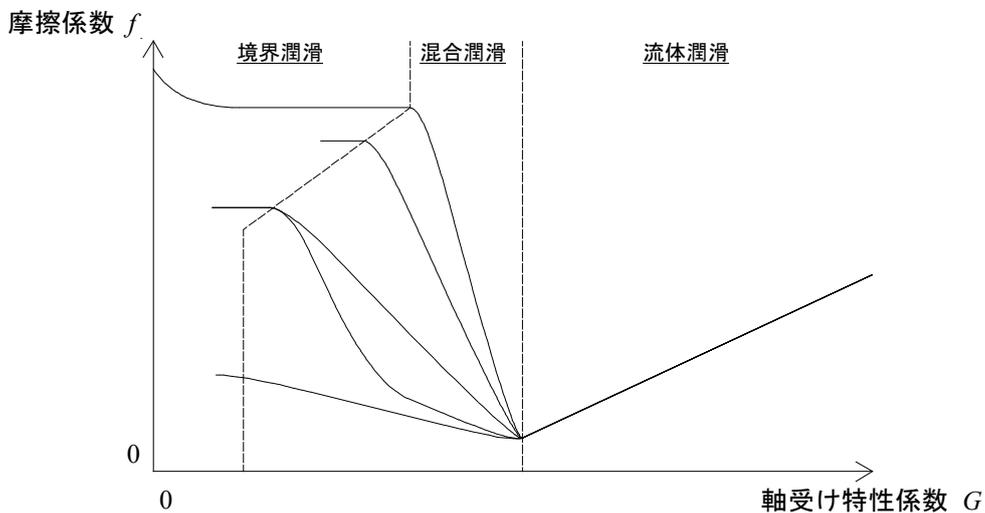
附録 1 流体摩擦における摩擦係数の変化

ダンパに封入する作動流体は粘性減衰力を小さくして慣性力を相対的に大きくするためにも動粘度は小さく密度が大きいものが望ましいが、作動流体の諸元によってはダンパの基本性能に影響を与える恐れがある。流体摩擦における摩擦係数は一般的に流体密度と流体動粘度、ピストン速度の積と潤滑面の平均圧力の比である無次元量の軸受特性係数 G の関数になり附式(1)で表すことができる。ここで、 B は潤滑面の幾何学形状によって決まる定数であり、 n は実験式として提案されておりピストンの O リングの場合は 0.6 であることが確かめられている⁴⁸⁾。

$$f = BG = B \left(\frac{\rho v V}{p_m} \right)^n \quad \text{附(1)}$$

f :摩擦係数 B :定数 ρ :作動流体密度
 v :作動流体動粘度 V :速度 p_m :潤滑面にかかる圧力

附図 1 には摩擦係数と軸受特性係数の関係を表すストライベック線図を示す。流体摩擦は幾何学的条件が同じであれば一義的に決まるが（流体潤滑）、固体接触が生じると 1 つの曲線に定まらない（混合潤滑または境界潤滑）。固体接触が生じる原因は流体の動粘度が小さすぎることや摺動部分における速度の低下が挙げられ、摩擦係数を増大させる要因となる。



附図 1 ストライベック線図

附録 2 リンク剛性の定量的評価

リンク剛性は作動流体の圧縮剛性とチューブ剛性により決まることを 2.3 節において示した。一般的に、作動流体の体積弾性係数は非常に大きく非圧縮性流体として扱われるが、油圧システム内に空気が混入した場合には有効体積弾性係数は著しく低下するため圧縮性を考慮した検討が必要となる。附図 2 には附式(2)から求まる空気混入量と圧力導入時の有効体積弾性係数の関係を示す⁴⁹⁾。低圧下では混入空気の影響が非常に大きいことがわかる。

$$k_{TB} = \frac{1 + \frac{P_0}{p}(x)}{1 + k_{T0} \frac{P_0}{p^2}(x)} \quad \text{附(2)}$$

k_{TB} :有効体積弾性係数 k_{T0} :体積弾性係数

P_0 :標準圧力 (0.1[MPa]) p :導入圧力 x :空気の体積混合比 (空気体積 / 容器体積)

また、載荷時には流体だけでなくチューブにも変形が生じることが考えられる。チューブの圧縮率は附式(3)により表され、3.2 節においてチューブに柔らかい素材を用いた場合にリンク剛性が低下することを確認している。

$$\beta_{tube} = \frac{1}{k_{tube}} = \frac{2}{E} \left(\frac{d_o^2 + d_i^2}{d_o^2 - d_i^2} + \nu_p \right) \quad \text{附(3)}$$

β :圧縮率 k :体積弾性係数 E :ヤング率

d_o :チューブ外径 d_i :チューブ内径 ν_p :ポアソン比

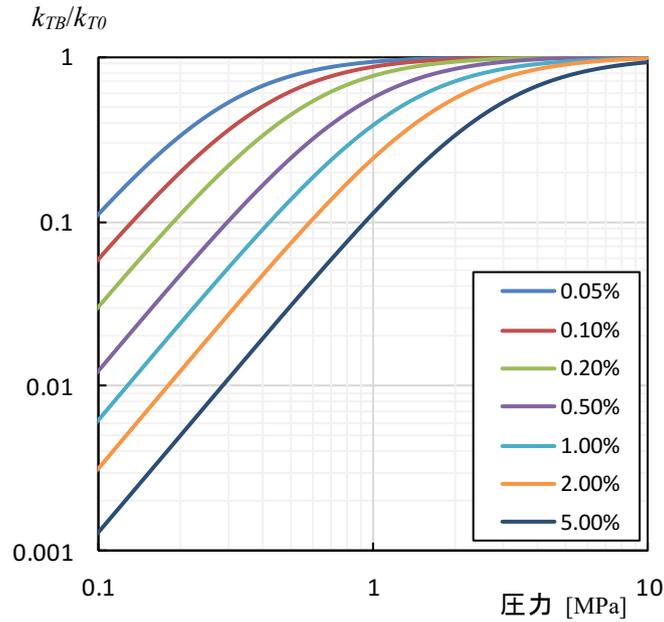
また、シリンダは変形が無視できる剛体であると仮定すればダンパ全体の有効体積弾性係数はシリンダ及びチューブの体積比の関係から附式(4)で表せる⁵⁰⁾。ここで算出した有効体積弾性係数を用いて附式(5)より圧縮量を算出し、受圧面積で除すことでダンパ内部での圧縮変位量を求め、これをピストン変位差として扱う。

$$\frac{1}{k_{oil}} = \frac{1}{V_{cylinder} + V_{tube}} \cdot \left\{ V_{tube} \cdot \left(\frac{1}{k_{oil}} + \frac{1}{k_{tube}} \right) + V_{cylinder} \cdot \frac{1}{k_{oil}} \right\} \quad \text{附(4)}$$

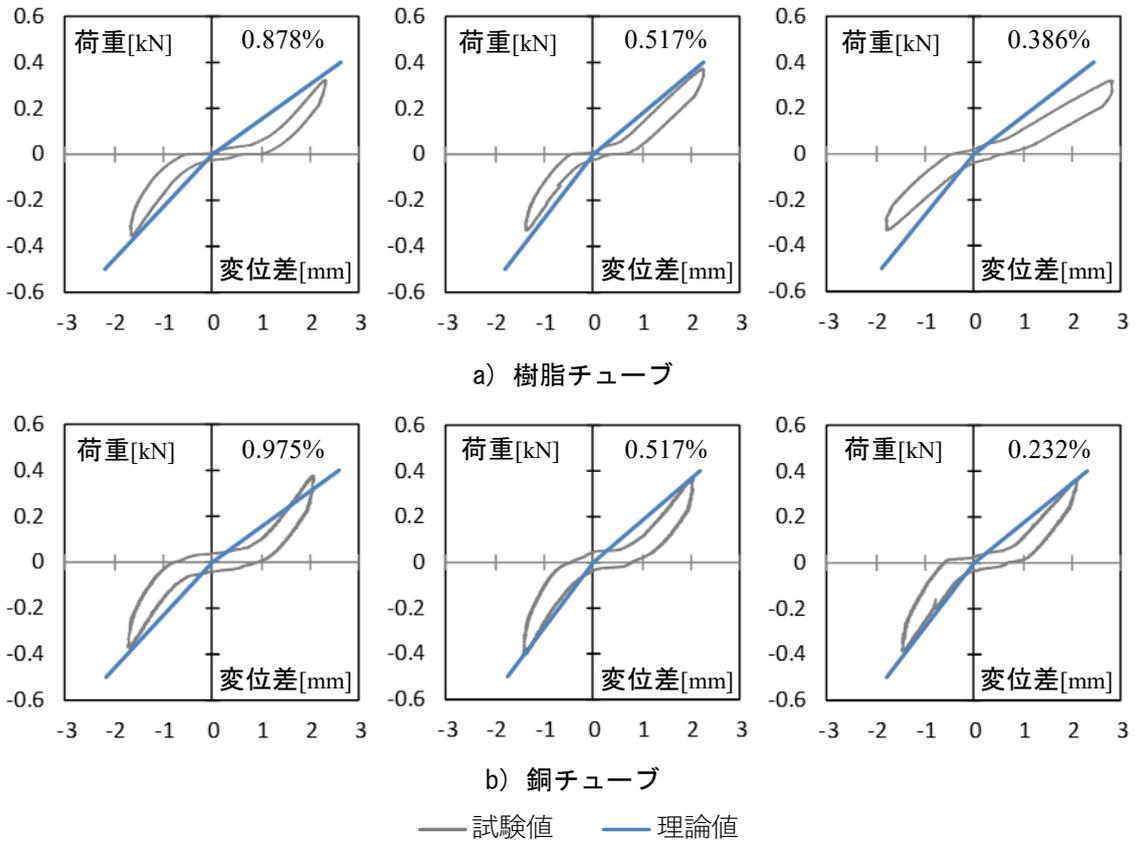
$$\Delta V = \frac{\Delta p \cdot V}{k} \quad \text{附(5)}$$

k :有効体積弾性係数 V :体積 ΔV :圧縮量 Δp :圧力

附図 3 には 3.2 節で示したチューブの材質を変化させた場合の単体性能試験においてチューブ長さを変化させたときのリンク剛性を評価する荷重変位関係について試験結果と理論式により算出した値を重ねて示す。なお、作動流体の有効体積弾性係数は 0.15[MPa]載荷時の値とし、グラフ右上の数字は荷重変位関係のスリップ変位から算出した混入空気量を表す。試験結果は非線形な傾向を示しているのに対して理論式により算出した値は線形であるが、リンク剛性を線形近似して算出することを考慮すれば試験における最大変位差付近における荷重値が概ね一致していることから理論式が妥当であると判断できる。



附図 2 混入空気量と有効体積弾性係数の関係



(左 : チューブ長さ 0.4[m] 中 : チューブ長さ 0.8[m] 右 : チューブ長さ 1.6[m])

附図 3 リンク剛性の定量的評価

参考文献

参考文献

- 1) 曾田五月也, 堀込克哉: 過酷な地震動に対する建築物の備え—エネルギーに基づく地震動の過酷度指標の提案—, 日本建築学会大会(東海), 学術講演梗概集, 構造Ⅱ, pp.717-718, 2012.9
- 2) 曾田五月也: 1995年兵庫県南部地震による建築構造被害について, 理工総研報告特集号, pp.189-211, 1996.1
- 3) 曾田五月也, 宮津裕次, 松永裕樹: 方杖型圧効きオイルダンパによる木造住宅の制振に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, 第75巻, 649号, pp.559-566, 2010.3
- 4) 曾田五月也, 袖山博, 神谷佳祐, 渡辺啓太, 大入慎也: 軽量鉄骨造ラーメンの粘弾性仕口ダンパによる制振補強に関する研究 -その1- 仕口ダンパの設置方法, 日本建築学会大会(九州), 学術講演梗概集, 構造Ⅲ, pp.901-902, 2016.8
- 5) 家村浩和, 五十嵐晃, 鈴木陽介: MRダンパーによる擬似負剛性セミアクティブ制御の実時間ハイブリッド実験による検証, 第27回地震工学研究発表会梗概集, pp.268, 2003
- 6) 五十嵐晃, 樋口匡輝, 家村浩和: スカيفック制御との対応関係に着目した負剛性制御の最適調整法, 土木学会論文集A, Vol.65, No.3, pp.814-824, 2009.9
- 7) 袖山博, 砂子田勝昭, 藤谷秀雄, 曾田五月也, 岩田範生: 高知能建築構造システムに関する日米共同構造実験研究(その14)2kN、20kN級MRダンパーの開発, 日本建築学会大会(東北), 学術講演梗概集, B-2, 構造Ⅱ, pp.917-918, 2000.9
- 8) 曾田五月也, 茶谷良介, 楠本玄英, 袖山博: 高知能建築構造システムの開発に関する日米共同構造実験研究(その53)各種MRダンパーの力学特性に関する実験的研究, 日本建築学会大会(北陸), 学術講演梗概集, B-2, pp.929-930, 2002.8
- 9) 曾田五月也, 楠本玄英, 茶谷良介, 藤谷秀雄, 塩崎洋一, 樋渡健: 高知能建築構造システムの開発に関する日米共同構造実験研究(その56)MRダンパーを設置した免震建物モデルのセミアクティブ振動実験, 日本建築学会大会(北陸), 学術講演梗概集, B-2, pp.935-936, 2002.8
- 10) 沈里通, 荻野和臣, 曾田五月也: MRダンパを設置した小型3層免震フレームのセミアクティブ振動制御実験, 日本建築学会構造系論文集, 第617号, pp.63-70, 2007.7
- 11) 曾田五月也, 庄司裕明, 井上宏介, 沈里通, 荻野和臣, 今西淳夫: MRダンパによる免震構造物のスカيفックセミアクティブ制御(その1)MRダンパ及び小型免震フレームの特性, 日本建築学会大会(九州), 学術講演梗概集, B-2, 構造Ⅱ, pp.1021-1022, 2007.7
- 12) 曾田五月也, 井上宏介, 庄司裕明, 沈里通, 荻野和臣, 今西淳夫: MRダンパによる免震構造物のスカيفックセミアクティブ制御(その2)制御理論概要と制御実験による検討, 日本建築学会大会(九州), 学術講演梗概集, B-2, 構造Ⅱ, pp.1023-1024, 2007.7
- 13) 豊岡亮洋, 河内山修, 家村浩和, 池田学, 下田郁夫: パッシブ型負剛性摩擦ダンパーの開発と振動台実験による制震性能の検証, 土木学会論文集, vol.66A, pp.148-162, 2010.3

参考文献

- 14) 池田学, 豊岡亮洋, 松本信之, 市川篤史, 長谷川淳史, 西村昭彦, 家村浩和: パッシブ型負剛性摩擦ダンパーの適用による鉄道橋の耐震評価, 土木学会構造工学論文集, Vol.58A, pp.504-517, 2012.3
- 15) 奥村敦史: 振動遮断接続機構, 早稲田大学技術シリーズ, No.TLO2000-02, 2000
- 16) 柴田和彦, 飯山文也, 五十幡直文, 袖山博, 奥村敦史, 久田俊明: 慣性接続要素を用いた免制震装置の開発 その1~4, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.731-738, 2006.7
- 17) 中南滋樹, 鈴木亨, 木田英範, 古橋剛, 田中久也: 慣性質量を有する粘性減衰装置の開発, 三井住友建設技術研究所報告 第3号, pp.157-164, 2005
- 18) 古橋剛, 石丸辰治: 慣性接続要素による多質点振動系の応答制御 慣性接続要素による応答制御に関する研究 その2, 日本建築学会構造系論文集, 第601号, pp.83-90, 2006.3
- 19) 廣谷直也, 石丸辰治, 秦一平, 古橋剛, 増井智彰: 擬似モード制御による D.M.同調システムに関する研究 その1~2, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.725-728, 2011.8
- 20) 登坂遼太郎, 玉木龍, 古橋剛, 石丸辰治: D.M.を用いたモード制御に関する基礎的研究 その1 部分モード制御の提案, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造II, pp.823-824, 2012.9
- 21) 磯田和彦, 松井和幸: 増速機構付き回転慣性質量ダンパーの開発 その1~7, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 21012.9~2014.9
- 22) 川股重也, 大沼正昭: 慣性ポンプダンパーによる構造物の振動制御 その1 理論モデルと正弦波応答特性, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B, 構造II, 1986.8
- 23) Malcom C. Smith: Synthesis of mechanical networks: The Inerter, IEEE Transactions on Automatic Control, Vol.47, No.10, pp.1648-1662, 2002.10
- 24) F-C. Wang, M-F. Hong, T-C. Lin: Designing and Testing a Hydraulic Inerter, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Journal of mechanical Engineering Science, Vol.225, Part C, pp.66-72, 2010.3
- 25) 松岡太一, 砂子田勝昭: 流体の慣性質量を利用した振動低減装置, 日本機械学会論文集, C編, 75巻, 759号, pp.41-46, 2009.11
- 26) 山野翔馬, 松岡太一, 平元和彦, 砂子田勝昭, 阿部直人, Pei-Yang LIN: 螺旋バイパス管をもつMR 流体慣性ダンパ, 日本機械学会 Dynamics and Design Conference 2015, USB論文集 339, 2015.8
- 27) Satsuya Soda, Yuji Miyazu: Seismic Response Control by Fluid Inertia Mass Damper with Negative Equivalent Stiffness, 13th World Conference on Seismic Isolation, Energy Dissipation and Active Vibration Control of Structures, CD-ROM Paper No.886064, 2013.9
- 28) 曾田五月也, 矢野遥, 瀬戸純平, 谷敬成: 流体の慣性質量を利用したパッシブ負剛性ダ

参考文献

- ンパに関する研究 その 3, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.1005-1006, 2013.8
- 29) 手塚武仁, 神原浩, 平島真一: 層損傷集中制御制震構造, 鋼構造論文集, 第 5 巻, 第 20 号, pp.1-8, 1998.12
- 30) 伊藤彰保, 宮津裕次: 多層偏心構造物の地震応答層間変形を一様化する構造システムに関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-2, pp.305-306, 2016.8
- 31) 森川翔平, 宮津裕次, 長谷川冬馬: リンク式制振装置による低層木造建築物の地震応答制御, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1, pp.255-256, 2016.8
- 32) Akira Wada et al: Seismic Retrofit Using Rocking Walls and Steel Damper, ATC/SEI Conference in Improving the Seismic Performance of Existing Buildings and Other Structures, pp.1010-1021, 2009.12
- 33) 宮津裕次, 曾田五月也: 外付け式層間変形制御装置による中低層建築物の地震応答制御, 日本建築学会構造系論文集, Vol.80, No.710, pp.561-570, 2015.4
- 34) 曾田五月也, 安田拓也: リンク式オイルダンパの制振効果に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-2, 構造II, pp.821-822, 2007.8
- 35) 秋山宏, 高橋誠: 損傷分散型多層骨組の D_s 値, 日本建築学会論文報告集, 第 341 号, pp.54-61, 1984.7
- 36) Naoki Nojiri et al: Effect of Pressure on Density and Viscosity of Perfluoropolyether, 第 9 回日本熱物性シンポジウム, B204, 1988.9.21
- 37) 砂子田勝昭, 袖山博: オイルダンパの設計手法に関する研究 (減衰力の発生の基礎的研究), 日本機械学会機械力学・計測制御講演論文集, No.98-8, 1998.8
- 38) 袖山博, 鈴木浩平, 岩田範夫, 砂子田勝昭: バイパス式 MR ダンパの設計法に関する研究, 日本機械学会論文集, C 編, No.691, pp.17-24, 2004.3
- 39) 日本油空圧学会: 新版油空圧便覧, オーム社, 1989.2
- 40) 古川明德, 金子賢二, 林秀千人: 流れの工学, 朝倉書店, pp.88-90, 2000.4
- 41) 檀原徹, 岩野英樹, 糟谷正雄, 山下透, 角井朝昭: 無毒な SPT(ポリタングステン酸ナトリウム)とその利用, 地質ニュース 455 号, pp.31-36, 1992.7
- 42) 建設省建築研究所(財)日本建築センター: 設計用入力地震動作成手法技術指針(案), 1992.3
- 43) 西川孝夫 他: 建築の振動 初歩から学ぶ建築の揺れ, 朝倉書店, pp.57-59, 2005.1.15
- 44) 松永裕樹, 宮津裕次, 曾田五月也: 木造軸組耐力/非耐力壁の汎用モデル化手法に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, No.639, pp.889-896.2009.5
- 45) 曾田五月也, 脇田健裕他: 高靱性・高減衰・高耐力型薄板軽量形鋼造建築物の開発(そ

参考文献

- の 6～10), 2017 年度日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1117～1126, 2017.8
- 46) 曾田五月也, 脇田健裕, 京田隆寛, 齋藤健寛, 大岩奈央: 高靱性・高減衰・高耐力型薄板軽量形鋼造建築物の開発 (その 1～その 5), 2016 年度日本建築学会大会学術講演梗概集, pp 845-854, 2016.8
- 47) 肥田剛典, 永野正行: 部分空間法に基づくシステム同定による建物の固有振動数と減衰定数の推定精度, 日本建築学会構造系論文集, 第 79 卷, 第 701 号, pp.923-932, 2014.7
- 48) Shoichi Furuhashi, Shinichi Sasaki: New Device for the Measurement of Piston Friction Forces in Small Engines, SAE Paper No.831284, pp.39, 1983
- 49) 中川孝之, 大住剛: 混入空気を考慮した油圧作動油の体積弾性係数について, 富山大学工学部紀要第 27 卷, 1976.3, pp25-30
- 50) 小波倭文朗, 西海孝夫: 油圧制御システム, 東京電機大学出版局, 1999.11.20

本論文に関する研究発表一覧

種類	題名	掲載誌 掲載頁	掲載年月	共著者
論文	リンク式流体慣性ダンパによる層間変形制御機構の動力学特性に関する研究	日本建築学会構造系 論文集、Vol83、No.746	2018年4月 【掲載決定】	曾田五月也
論文	リンク式流体慣性ダンパの性能設計法に関する実験的研究	日本建築学会構造系 論文集 Vol.82、No.737 pp.991-1001	2017年7月	曾田五月也
論文	リンク式流体慣性ダンパによる建物の制振に関する研究	日本建築学会構造系 論文集 Vol.81、No.725 pp.1071-1079	2016年7月	曾田五月也
講演	実寸 2 層小型薄板軽量形鋼造を主構造とする制振建物の振動台実験	第 6 回制振構造デザイン技術の高度化に関するシンポジウム pp.76-93	2017年9月	曾田五月也 脇田健裕 宮津裕次
講演	油圧式リンク機構による変形分散型制振システムの開発	第 6 回制振構造デザイン技術の高度化に関するシンポジウム pp.56-65	2017年9月	曾田五月也
講演	油圧式変位増幅機構を用いたパッシブマスタライバーの開発	日本建築学会大会 学術講演梗概集 構造Ⅱ、pp.667-668	2017年8月	曾田五月也
講演	超高層建築物のリンク機構による振動モード制御手法に関する研究	日本建築学会大会 学術講演梗概集 構造Ⅱ、pp.723-724	2017年8月	曾田五月也 金井佳吾
講演	リンク式流体慣性ダンパによる構造物の層間変形制御システムの動力学特性に関する研究	Dynamics and Design Conference 2017 講演論文集 No.205	2017年8月	曾田五月也
講演	リンク式流体慣性ダンパによる 2 層建物の変形・絶対加速度の制御	第 5 回制振構造デザイン技術の高度化に関するシンポジウム pp.62-73	2016年9月	曾田五月也

講演	リンク式流体慣性ダンパの高性能化	第5回制振構造デザイン技術の高度化に関するシンポジウム pp.26-35	2016年9月	曾田五月也
講演	リンク式流体慣性ダンパの高性能化に関する研究(その3.2つのピストン変位を任意の比率にする場合)	日本建築学会大会 学術講演梗概集 構造Ⅱ、pp.263-236	2016年8月	曾田五月也
講演	高性能リンク式流体慣性ダンパの開発	Dynamics and Design Conference 2016 講演論文集 No.233	2016年8月	曾田五月也 金井佳吾
講演	リンク式流体慣性ダンパによる建築物の制振に関する研究	第4回制振構造デザイン技術の高度化に関するシンポジウム pp.45-65	2015年9月	曾田五月也
講演	リンク式流体慣性ダンパの高性能化に関する研究(その2.小型リンク式流体慣性ダンパの単体性能実験)	日本建築学会大会 学術講演梗概集 構造Ⅱ、pp.681-682	2015年9月	曾田五月也
講演	リンク式流体慣性ダンパを用いた構造物の制振に関する研究	Dynamics and Design Conference 2015 講演論文集 No.320	2015年8月	曾田五月也
講演	リンク式流体慣性ダンパの制振効果に関する研究	第3回制振構造デザイン技術の高度化に関するシンポジウム pp.84-93	2014年9月	曾田五月也
講演	リンク式流体慣性ダンパの高性能化に関する研究	日本建築学会大会 学術講演梗概集 構造Ⅱ、pp.807-808	2014年9月	曾田五月也 瀬戸純平 矢野遥

謝辞

本研究は、筆者が早稲田大学創造理工学研究科建築学専攻博士課程在学中、また同大学創造理工学部建築学科助手の在任中に行った研究の成果をまとめたものです。同大学教授の曾田五月也先生には研究計画の立て方から研究手法、研究成果の論じ方まで多くのご指導を賜りました。学位取得まで2年間という期限付きの大きなプレッシャーの中、先生の下で学んだ経験は筆者がこれから研究者としての道を進むうえで貴重な財産となると思います。また、曾田研究室最後の年に博士課程及び助手として在籍できたことを光栄に思います。ここに深く感謝し、御礼申し上げます。

早稲田大学建築学科教授の西谷章先生、前田寿朗先生、山田眞先生には本研究の審査にあたり有益なご助言を賜りました。ここに感謝の意を表します。

本研究の中核を担う「リンク式流体慣性ダンパ」の製作には有限会社シズメテックの鎮目武治氏、米窪義健氏、鎮目真喜子氏にご協力いただきました。設計・製作段階だけでなく、動作性の検証から仕様改良まで機械機構に素人である筆者に対しても細かく丁寧なご助言を賜りました。また、本研究の第5章で実施した振動台実験には、旭化成ホームズ株式会社住宅総合研究所の所有する振動台を使用させていただきました。同研究所の中田信治博士からは振動台実験の実施にあたり多大なるご協力をいただきました。皆様に深く御礼申し上げます。

早稲田大学曾田研究室の先輩である早稲田大学理工学研究所次席研究員の脇田健裕博士には実寸2層小型フレーム試験体による振動台実験計画の遂行にあたり多くのご協力とご助言を頂きました。同先輩の広島大学大学院助教の宮津裕次博士には解析手法やデータ処理方法、実験結果の考察まで多岐にわたりご指導頂きました。また、CTS エンジニアリング技術研究所の宋成彬博士からは多くの励ましの言葉を頂きました。皆様に深く御礼申し上げます。

早稲田大学曾田研究室の後輩である学生の皆様にも多くのご協力を頂きました。本論文中の多くの実験が実施できたのは皆様のご協力の賜物です。皆様に深く感謝し、これからの活躍を心より祈っております。

最後に、一度は就職を決めた身でありながら研究者としての道を進むために進学することを反対せずに支えてくれた両親（父：一作、母：順子）に心から感謝致します。

