



Title	多数回繰返し加力における免震用鉛ダンパーの挙動に関する研究
Author(s)	西村, 拓也
Citation	北海道大学. 博士(工学) 甲第13356号
Issue Date	2018-09-25
DOI	10.14943/doctoral.k13356
Doc URL	http://hdl.handle.net/2115/71969
Type	theses (doctoral)
File Information	Takuya_Nishimura.pdf



[Instructions for use](#)

多数回繰返し加力における
免震用鉛ダンパーの挙動に関する研究

2018年9月

西村拓也

学位論文内容の要旨

博士の専攻分野の名称 博士（工学） 氏名 西村拓也

学位論文題名

多数回繰返し加力における免震用鉛ダンパーの挙動に関する研究
(Behavior of lead dampers for seismic isolation under cyclic loading)

長周期地震動は従来の安全性検証に用いられていた地震動よりも概して継続時間が長く、構造物は多数回の繰返し荷重と変形をうける。免震用鉛ダンパーは多数回の繰返し変形により、力学特性が変化する。よって鉛ダンパーを用いた免震建物の長周期地震動に対する安全性の検証において、鉛ダンパーの繰返し変形による特性変化を考慮した検討が必要である。本論文では免震用鉛ダンパーに対して多数回の繰返し変形による影響を時刻歴応答解析にて評価可能とする復元力モデルを提案した。さらに提案した復元力モデルを使い、鉛ダンパーを用いた免震建物の長周期地震動による応答を評価した。

鉛ダンパーの繰返し変形時の力学特性に関する従来の評価法では、ダンパーのサイズあるいは形状が異なるごとに試験体を製作して試験を行い、実験結果から実験式を構築する必要がある。評価のためには試験体製作および試験に要するコストおよび時間が必要となる。この課題解決に向けた方策の一つに数値計算の利用が考えられる。鉛の繰返し変形による力学特性の変化を数値計算より評価する上において、荷重と変形といった通常の力学的な評価値を算出するだけでなく、特性変化の原因と考えられる塑性発熱による鉛の温度上昇も同時に求めることが必要となる。よって、温度およびひずみ速度依存性を表す鉛の応力ひずみ関係を提案し、3次元有限要素法を用いた熱・力学連成解析により鉛の力学的挙動と熱的挙動を同時に評価する手法を検討した。

結論として、長周期地震動に対する鉛ダンパーを用いた免震建物の構造安全性検証に必要な応答評価手法を確立できた。また3次元有限要素法を用いた熱・力学連成解析により、サイズ、形状の異なる鉛ダンパーの繰返し変形による力学挙動を表現可能とした。

1章「序論」では、本研究の背景と目的を示すとともに、本研究に関連する既往の研究をまとめた。

2章「天然ゴム系積層ゴムの水平鉛直同時加力時の大変形挙動特性」では、天然ゴム系積層ゴムの大変形挙動特性について検討した。通常、鉛ダンパーは天然ゴム系積層ゴムとの併用が多いことから、天然ゴム系積層ゴムも研究対象とした。初めに、実大および縮小試験体による一定面圧および変動面圧時の水平せん断加力試験を実施した。続いて、天然ゴム系積層ゴムの面圧変化によるせん断特性変化を表現しうる並列軸ばねモデルを提案し、せん断実験のシミュレーションを行った。提案モデルは、平均面圧1MPa 相当の引張荷重から面圧15MPa までの圧縮荷重の領域において、加力試験で得られた大変形時の荷重変形関係を良好に再現することができた。

3章「免震用鉛ダンパーの多数回繰返し特性の把握と解析モデルの構築」では、実大の鉛ダンパーを用いた加力試験を実施し、鉛ダンパーの繰返し変形による力学特性の変化を把握した。さらに多数回の繰返し変形による影響を考慮可能とする鉛ダンパーの復元力モデルを提案し、実大ダンパーによる実験結果と提案モデルの検証を行った。提案モデルは、漸増正弦波加振結果だけでなく、長周期地震動を入力地震動とした免震構造の地震応答解析にて得られた免震層変位を強制変位に用いた実大鉛ダンパーの荷重時刻歴を精度よく表現できた。

4章「長周期地震動による鉛ダンパーを用いた免震建物の応答」では、2章で提案した天然ゴム系積層ゴムの復元力モデルおよび3章で提案した鉛ダンパーの復元力モデルを用いて、鉛ダンパーを用いた免震建物の長周期地震動に対する応答評価を行った。鉛ダンパーを用いた免震建物では鋼材ダンパーも併用される場合があるため、鋼材ダンパーも併用する免震建物も応答評価の対象とした。応答評価手法は、時刻歴応答解析時に解析途中時々刻々とダンパーの繰返し変形による荷重変化を考慮する詳細法だけでなく、簡易応答評価法も用いた。簡易応答評価法は、まずダンパーの繰返し変形による特性変化を非考慮とした解析を実施し、その解析結果から繰返し変形による荷重低下を見込んで低減したダンパー荷重を用いて再解析を行う。簡易応答評価法は、応答解析中の時々刻々の繰返し変形によるダンパーの特性変動を考慮しないため既往の応答解析プログラムになじみやすい。簡易応答評価法は、詳細法に対して免震層最大変位およびダンパーの累積疲労損傷度を概ね安全側に評価した。

5章「鉛の繰返し载荷による熱・力学連成挙動評価」では、繰返し変形が作用する鉛のせん断試験体および免震用鉛ダンパーに対して3次元有限要素法による熱・力学連成解析を実施した。せん断試験体のシミュレーションでは、正弦波繰返し加力における鉛内部の温度上昇ならびに温度上昇に伴う荷重低下を表現できた。地震応答波加力では変形が大きくなった後の荷重は実験と同様な荷重推移となった。また、鉛の形状変化も実験と解析で同様な傾向を示した。免震用鉛ダンパーの繰返し変形時挙動に対するシミュレーションでは、形状の異なる2種類のダンパーを解析対象とした。熱・力学連成解析によるシミュレーションは、いずれのダンパーともに実大実験結果の荷重履歴および吸収エネルギーを模擬できた。

6章「結論」では、本研究を総括し、各章で得られた知見を要約して示すとともに、今後の研究課題について提示した。

多数回繰返し加力における免震用鉛ダンパーの挙動に関する研究

目次

1 章	序 論	1
1.1	研究の背景と目的	2
1.2	既往の研究	5
1.3	本論文の構成	26
	参考文献	27
2 章	天然ゴム系積層ゴムの水平鉛直同時加力時の大変形挙動特性	31
2.1	はじめに	32
2.2	積層ゴム加力実験	33
2.2.1	試験体	33
2.2.2	加力条件	35
2.3	試験結果	37
2.4	並列軸ばねモデルによる実験シミュレーション	43
2.4.1	並列軸ばねモデル	43
2.4.2	モデルの評価	47
2.5	まとめ	49
	参考文献	50
3 章	免震用鉛ダンパーの多数回繰返し特性の把握と解析モデルの構築	51
3.1	はじめに	52
3.2	実大試験体による多数回繰返し加力	53
3.2.1	試験体概要	53
3.2.2	実験方法	54
3.3	実験結果と考察	58
3.4	繰返し変形による特性変動を考慮した復元力モデル	66
3.5	まとめ	74
	参考文献	75

4 章	長周期地震動による鉛ダンパーを用いた免震建物の応答	77
4.1	はじめに	78
4.2	解析条件	79
4.2.1	解析対象	79
4.2.2	解析モデル	81
4.2.3	入力地震動	84
4.3	繰返し変形によるダンパーの特性変化を簡易的に評価する方法	87
4.4	詳細法と簡易評価法との応答比較	91
4.5	まとめ	101
	参考文献	102
5 章	鉛の繰返し载荷による熱・力学連成挙動評価	103
5.1	はじめに	104
5.2	せん断試験	105
5.2.1	試験概要	105
5.2.2	特性把握試験	109
5.2.3	多数回繰返し試験	110
5.2.4	鉛の構成則	113
5.2.5	3次元 FEM 解析によるシミュレーション	118
5.3	鉛ダンパーの熱・力学連成挙動評価	130
5.3.1	解析条件	130
5.3.2	解析結果	134
5.4	まとめ	146
	参考文献	147
6 章	結 論	149
6.1	研究の総括	150
6.2	今後の研究課題	152
6.3	結語	153

関連発表論文リスト

謝辞

1 章 序 論

1.1 研究の背景と目的

1.2 既往の研究

1.3 本論文の構成

1章 序論

1.1 研究の背景と目的

2003年十勝沖地震において震央から約250km離れた苫小牧市における石油タンク火災以来、長周期地震動による種々の構造物への影響が懸念されている。また、2011年東北地方太平洋沖地震では首都圏の超高層建物の揺れが確認され、大阪市内の超高層建物においても長周期地震動による内装材・設備の破損やエレベータの停止・閉じ込めが報告されている¹⁾。地震調査推進本部は海溝型地震の発生による「長周期地震動予測地図」^{2, 3)}を発表し、特に堆積層の厚い平野部において、周期の長い構造物の応答が大きくなり、揺れの継続時間が長くなるとしている。また、国土交通省は、超高層建物および免震建物といった長周期建築物に対して、想定東海地震、東南海地震および宮城県沖地震の3地震による長周期地震動を考慮した設計用地震動による構造計算を含んだ対策試案⁴⁾を発表している。さらに、南海トラフ沿いの巨大地震で発生することが推定される地震動に対して、対象地域に立地する長周期建築物に長周期地震動への対策を講じるように求めており、2017年4月以降に申請する性能評価に基づき長周期建築物を新築する際の大臣認定にて運用を開始している⁵⁾。このように長周期建築物の長周期地震動への対応は喫緊の課題である。

免震建物は、基礎位置あるいは建物の中間階に免震層を設け、免震層によって支えられる建物の地震動による揺れを低減させようとする建物である。免震建物は、揺れの低減対象とする方向に対して免震層を低剛性とし、固有周期を長周期化させることが一般的である。これにより、地震時の免震層は大きく変形するが、上部建物の揺れは低減する。免震建物の利点は、地震動による上部構造および内装材、外装材といった2次部材の損傷、収容される機器・什器の破損および転倒を防ぐことにある。

免震層に設置される免震部材は、アイソレータとダンパーから構成される。免震建物における構成部材の事例を図1.1に示す。アイソレータは、支承機能と復元機能を有する免震部材の総称である。支承機能とは、上部構造を安定して支えながら、地震動の揺れを建物に伝えないように免震層の変位を許容することである。また、復元機能は地震時の免震層に生じた変位を地震動発生前の状態へもどすことである。代表的なアイソレータとしては、積層ゴム、すべり支承、転がり支承などがある。

ダンパーは減衰機能を有する免震部材の総称であり、地震時における免震層に生じる変位が過大となることを防ぎ、地震動による免震層や上部構造の揺れを収束させる。免震建物へ地震時に入力されるエネルギーはその大部分がダンパーによって吸収される。免震建物に用いられるダンパーは主として2種類あり、履歴型ダンパーと流体型ダンパーがある。履歴型ダンパーは、金属の塑性変形や摺動摩擦によるエネルギー吸収によって減衰機能を発揮するものである。履歴型ダンパーは、荷重変形関係が完全弾塑性もしくはバイリニア特性を有するものが一般的である。塑性変形を利用するダンパーとしては鋼材ダンパーおよび鉛ダンパーが国内では一般的に利用されている。流体型ダンパーは、粘性体の抵抗力を利用し、これによるエネルギー吸収により減衰機能を発揮させる。アイソレータの中には減衰機能を有する免震部材もあり、鉛

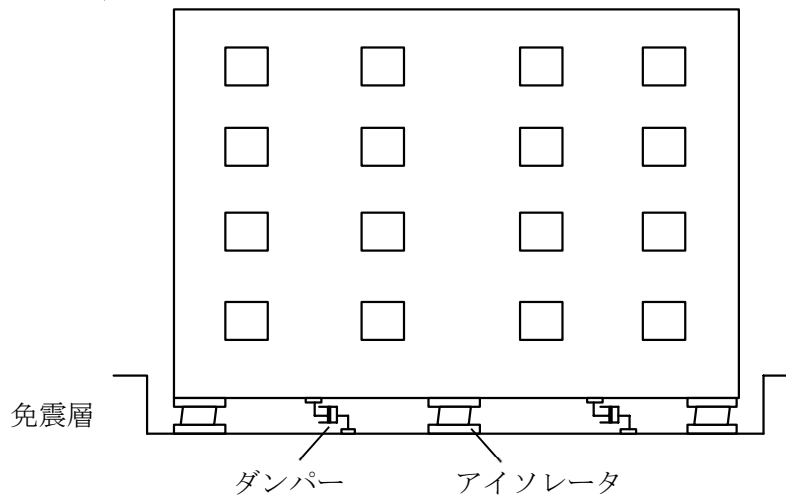


図 1.1 免震建物の模式図



写真 1.1 免震用鉛ダンパー

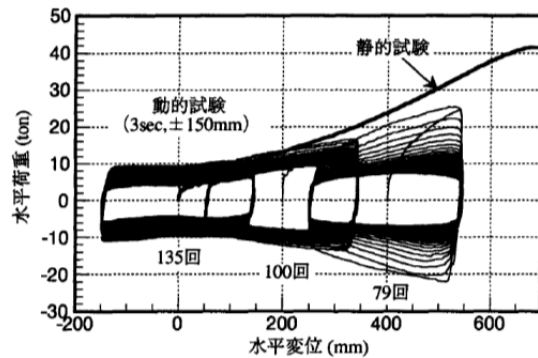


図 1.2 鉛ダンパーの荷重変形関係⁷⁾

プラグ入り積層ゴム、高減衰ゴム系積層ゴム、錫プラグ入り積層ゴムはその代表例である。

減衰機能を有する免震部材の中には、繰返し加振によってその力学特性が変化するものがある⁶⁾。免震用鉛ダンパーも繰返し加振による力学特性の変化が確認されている。免震用鉛ダンパーを写真 1.1 に、鉛ダンパーの繰返し加振時の荷重変形関係⁷⁾を図 1.2 に示す。鉛ダンパーはくびれを有する円柱状の鉛を地震時に塑性変形させることで、地震によるエネルギーを吸収するダンパーである。鉛ダンパーは降伏変位が小さい（規格値は約 7mm）ため、小地震からエネルギー吸収性能を発揮できる利点がある。2018 年 3 月までに鉛ダンパーは約 6,000 台の製造実績があり、免震建物に使用されている。繰返し加振による力学特性変化は、鉛の発熱による特性変化、および鉛の形状変化によるものと考えられる。

鉛ダンパーを用いた免震建物が長周期地震動を受けた場合、揺れの継続時間が長くなることから上述の繰返し変形による鉛ダンパーの特性変化が生じ、応答値に影響を与える可能性がある。鉛ダンパーを用いた免震建物の長周期地震動に対する安全性の検証において、鉛ダンパーの繰返し変形による特性変化を考慮した検討が必要である。ただし、これまで免震用鉛ダンパーの多数回繰返し変形の影響を時刻歴応答解析にて評価可能とするモデルについては述べられていない。また、このような解析モデルが存在しないことから、鉛ダンパーを用いた免震建物の長周期地震動によって生じる繰返し変形による特性変化を考慮した応答評価例は少ない。よって、本研究では多数回繰返し変形の影響を時刻歴応答解析にて評価可能とする免震用鉛ダンパーの復元力モデルを提案する。また、提案する復元力モデルを使い、鉛ダンパーを用いた免震建物の長周期地震動による応答を評価する。

免震層において鉛ダンパーは単独では使用されず、必ずアイソレータとともに使用される。鉛ダンパーを用いた免震建物ではアイソレータとして天然ゴム系積層ゴムを使用することが多い。これは天然ゴム系積層ゴムの荷重変形関係がある変形領域まで線形弾性に近いため、天然ゴム系積層ゴムにて免震層のバネ値を、鉛ダンパーにて免震層のエネルギー吸収性能をそれぞれ独立に設定できるためである。よって、本研究では天然ゴム系積層ゴムも研究対象とする。一定面圧にて載荷された水平荷重特性に関する既往研究は多い。また、ゴム部の扁平度合いを表す二次形状係数が4~5の積層ゴムに関する力学特性に関する研究も多くみられる。よって、本研究では、二次形状係数が6.4および6.9の天然ゴム系積層ゴムにおいて水平と鉛直が同時に変動する場合の力学特性を把握し、水平鉛直の相互作用ならびに大変形域までの力学特性を考慮可能な力学モデルの構築を行う。

鉛ダンパーの繰返し変形時の力学特性に関する従来の評価法では、ダンパーのサイズあるいは形状が異なるごとに試験体を製作して試験を行い、実験結果から実験式を構築する必要がある。評価のためには試験体製作および試験に要するコストおよび時間が必要となる。この課題解決に向けた方策の一つに数値計算の利用が考えられる。鉛の繰返し変形による力学特性の変化を数値計算より評価する上において、荷重と変形といった通常の力学的な評価値を算出するだけでなく、特性変化の原因と考えられる塑性発熱による鉛の温度上昇も同時に求めることが必要となる。よって、本研究では、3次元有限要素法による熱・力学連成解析により鉛の力学的挙動と熱的挙動を同時に評価する手法を検討する。また、熱・力学連成解析で必要となる鉛の応力ひずみ関係に関する温度依存性およびひずみ速度依存性についてもあわせて検討する。

1.2 既往の研究

(a) 鉛ダンパーの力学特性に関する研究

鉛ダンパーは鉛の変形時における弾塑性履歴に伴うエネルギー吸収を利用したものである。我が国にて免震構造に向けた鉛ダンパーの研究開発が始められたのは1980年代からとみられる。なお、ここで示す鉛ダンパーは、減衰機能のみを単独で有する免震部材を指し、支承材の内部に鉛を封入して、支承機能とともに減衰機能を発揮する鉛プラグ入り積層ゴムは含まない。2018年3月までに免震用鉛ダンパーは約6,000台の製造実績がある。

W.H.Robinson はすでに積層ゴムに鉛を封入して、積層ゴムの減衰性能を高めた鉛プラグ入り積層ゴムの開発をすすめていたが、多田ら⁸⁾は、弾性バネとしての支承材（アイソレータ）とエネルギー吸収材としての鉛を分離することにより、バネ値とエネルギー吸収性能を独立に組み合わせることを目指して免震用鉛ダンパーを製作し、加振試験を実施した。初期の鉛ダンパーの形状は円柱状であった。軸方向変形の影響により、履歴曲線は変形が大きくなるほど水平抵抗力が大きくなる顕著な蝶型を示した。履歴性状がより完全剛塑性に近い挙動を示すよう、形状を図1.3のようにC型、J型およびU型としたダンパーを製作し、履歴特性の取得に向けた試験が実施された^{9, 10)}。U型ダンパーの正弦波加振0.5Hzにおける荷重変形関係を図1.4に示す。なお、図中に示すU50は鉛の直径D（図1.3で示す）を50mmとした試験体、U100は、Dが100mmの試験体の結果である。P方向とは鉛屈曲方向と平行な方向、O方向は鉛屈曲方向と直交する方向である。O方向加振では履歴ループの形状がやや蝶型を示すものの、ほぼ完全弾塑性型に近い履歴形状が得られている。以降、免震用鉛ダンパーはU型の形状を中心と

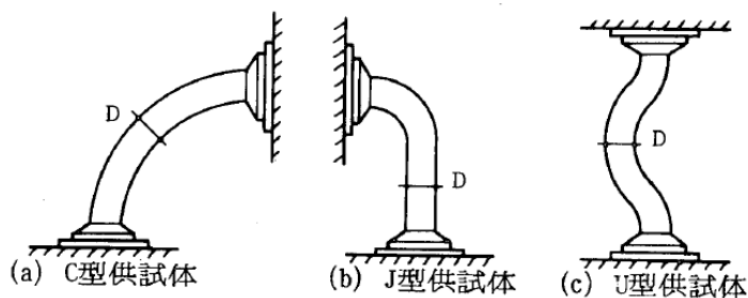


図 1.3 種々の試験体形状⁹⁾

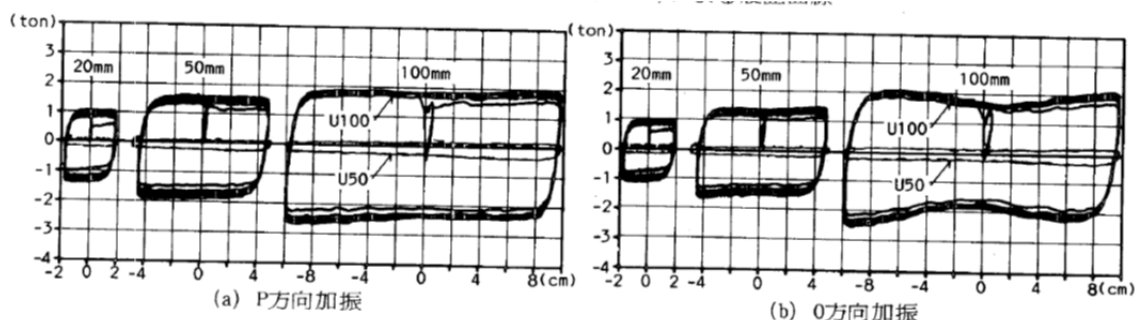


図 1.4 U型鉛ダンパーの正弦波加振(0.5Hz) 荷重変形関係¹⁰⁾

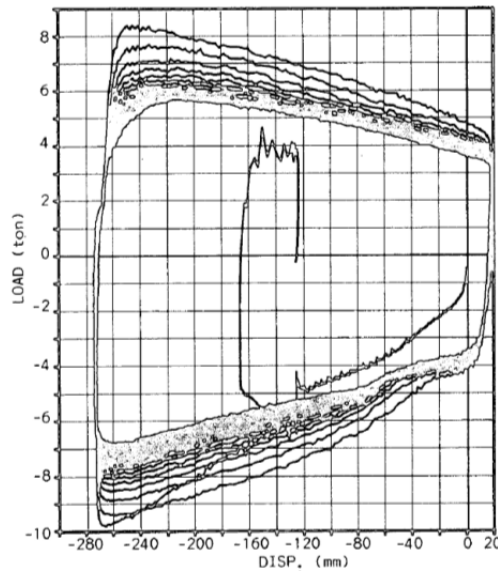


図 1.5 U型鉛ダンパーの繰返し加力実験の荷重変形関係¹¹⁾

して研究が進められていく。

高山らは、実大建物への適用を目指し、軸径を 140mm とさらに大きくした U 型の鉛ダンパーを製造し、加振実験を行った¹¹⁾。定常波加振による履歴曲線は加力方向の違いによらずほぼ同一の履歴を示し、剛塑性に近いものであることを確認した。また、繰返し試験による結果が報告されている。荷重変形関係を図 1.5 に示す。この試験は変位を -130mm としたのちに、これを中心として $\pm 150\text{mm}$ 、0.33Hz、35 サイクルの連続加振である。サイクル回数が増加するに従い、履歴面積が縮小していく。また、実験中、繰返しにより供試体の上下軸端部が発熱し、表面は手で触れないほど高温に達することが報告されている。実験後、1 時間ほど冷却したのちに再度加力を行うと、履歴曲線は繰返し前と同等のものが得られている。この要因として高山らは、鉛の塑性変形能力、再結晶能力によると述べている。鉛はきわめて延性にとんだ特性を示す。また、塑性変形により生じた結晶格子の欠損が常温での再結晶により解消される性質を持つ。

現在製造されている U180 型鉛ダンパーについて、実大ダンパーによる復元力特性の取得に向けた実験結果が報告されている⁷⁾。U180 鉛ダンパーは U 型に湾曲した円形断面 (直径 180mm) をもつ可撓部とその両端に断面を大きくとった補強部を有する。補強部と取付フランジはホモゲン溶着にて接合されている。可撓部と補強部は一体鋳造され、鉛は純度 99.99% の純鉛を用いている。可撓部は、図 1.6 に示すように高さ 560mm に対して長さが 660mm として、たるみをもたせた形状となっている。P 方向の U180 型鉛ダンパーの荷重変形関係は図 1.7、O 方向は図 1.8 のようになる。静的試験では荷重が 2~3tonf で降伏し、その後増加し始め 650mm で最大荷重を示す。動的試験では変形が大きくなるにつれ荷重が増加し、荷重履歴はハードニングの傾向を示す。ただし繰返しにより荷重が低下する。図 1.9 に加振周期 3 秒、振幅 $\pm 150\text{mm}$ の加振結果より求めた実大 U180 型鉛ダンパーの累積塑性変形量とエネルギー吸収量の関係を示

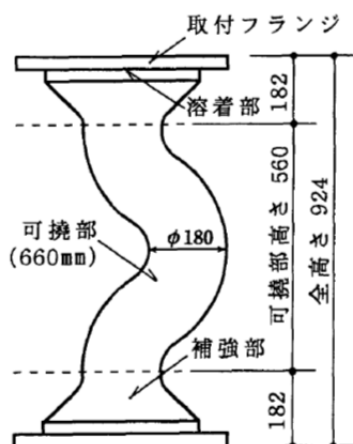


図 1.6 U180 型鉛ダンパー⁷⁾

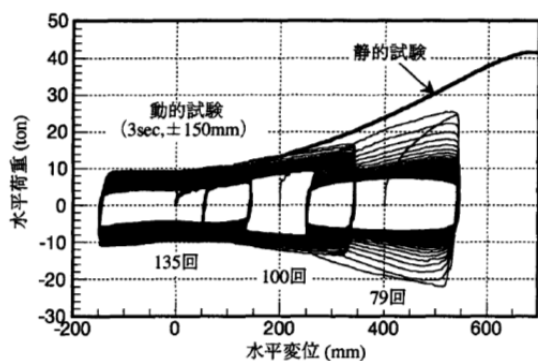


図 1.7 U180 型ダンパー-P 方向荷重変形関係⁷⁾

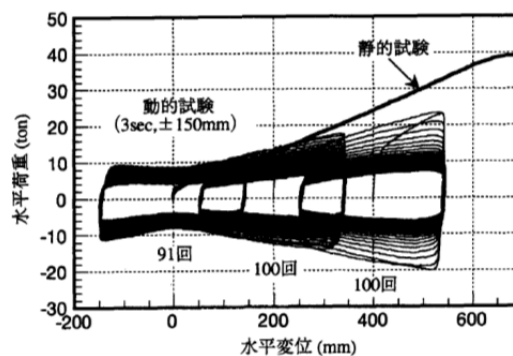


図 1.8 U180 型ダンパー-O 方向荷重変形関係⁷⁾

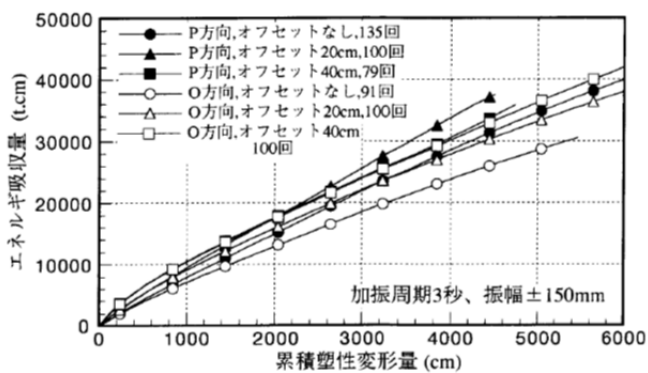


図 1.9 U180 型実大ダンパーの累積塑性変形量とエネルギー吸収量⁷⁾

す。累積変形量が増えるにつれ、曲線の傾きが緩やかになっていくものの単調に増加しており、安定してエネルギーを吸収する。

免震建物の地震応答解析による免震層の応答変位波を強制変位として実大の U180 型鉛ダンパーに与え、得られた荷重変形関係が報告されている¹²⁾。図 1.10 に実験に用いた変位波形を示す。最大変位は S1 波で 16cm、S2 波で 29cm である。荷重変形関係を図 1.11～図 1.13 に示

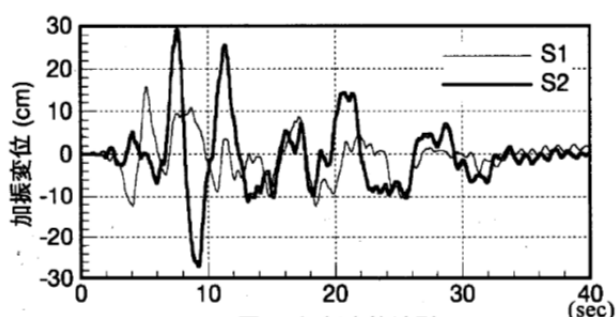


図 1.10 強制変位波として用いた免震層の時刻歴応答変位¹²⁾

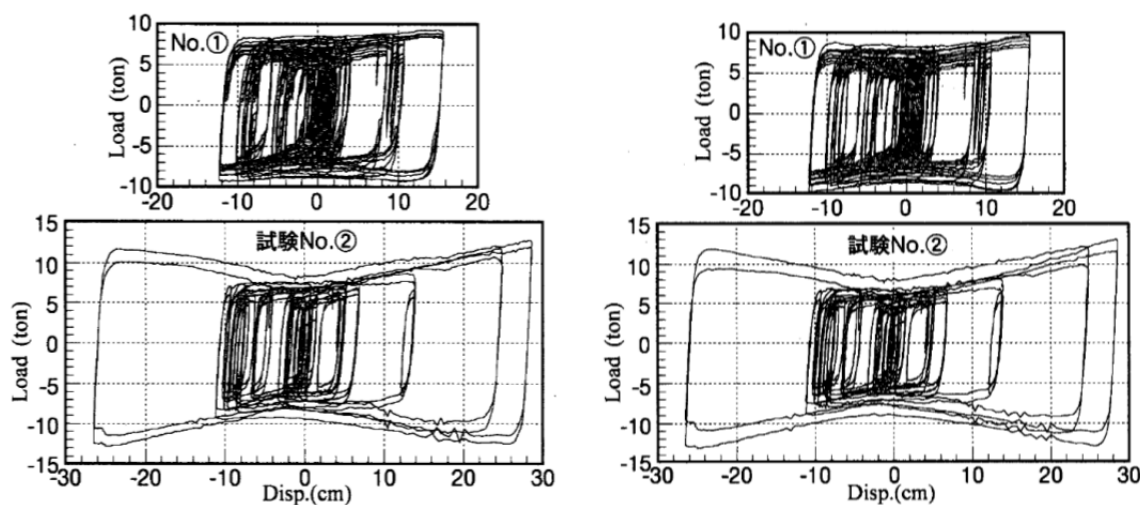


図 1.11 P 方向強制変位連続加振時荷重履歴¹²⁾ 図 1.12 O 方向強制変位連続加振時荷重履歴¹²⁾

す。図 1.11 および図 1.12 に示す試験条件は原子力関係施設の耐震設計検討波である S1 波を 5 回連続加振 (No.①) し、続いて S2 波を 2 回連続加振 (No.②) した場合である。図 1.11 は P 方向加振、図 1.12 は O 方向加振の結果である。荷重履歴において加振方向による顕著な違いは確認されなかった。いずれも加振が進むにつれて荷重の低下が見られるものの S2 波 2 回の加振終了まで安定した履歴を示し、エネルギー吸収が継続的に行われていることが確認された。S2 波終了後、可撓部端部の軸径がやや太くなったものの、基本的な形状は保持されていると報告されている。さらに S2 波を 1 回、1 回、5 回連続×3 セットの計 17 回の加振が行われた。ただし 5 回連続加振の間のインターバル時間は文献¹²⁾では示されていない。5 回連続加振の 1～3 セットの荷重履歴を図 1.13 に示す。図 1.11 および図 1.12 と同様に加振が進むにつれて荷重は低下するものの、17 回の最後までエネルギー吸収が行われていることが確認された。ただし、5 回連続加振の 3 セット目では完全破断には至らないが、上下端の変形が激しく、上端に割れが発生した。

鉛ダンパーの降伏耐力に対する振幅依存性・振動数依存性が文献¹³⁾でまとめられている。鉛の降伏応力はひずみ速度依存性を有し、降伏応力は圧縮変形速度に対してべき乗に比例するとされている。これより、U 型鉛ダンパーの降伏耐力も振幅および加振振動数に対してべき乗

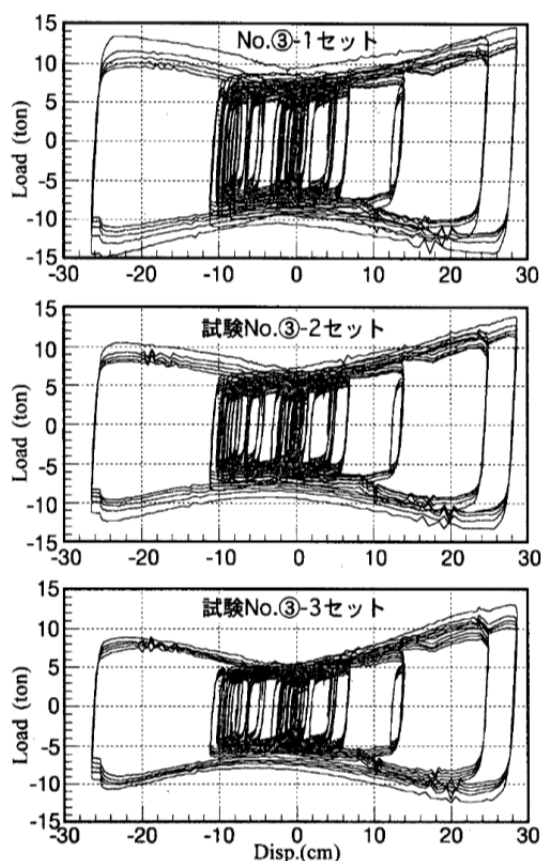


図 1.13 P 方向 S2 波 5 回連続加振の荷重履歴¹²⁾

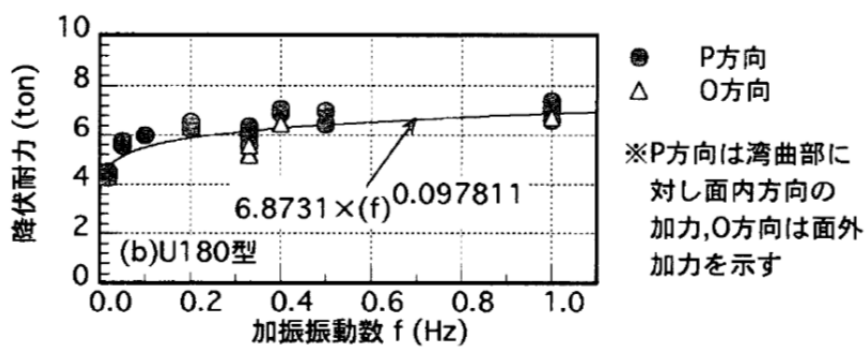


図 1.14 U180 型鉛ダンパーの加振振動数と降伏耐力との関係 (振幅±50mm)¹³⁾

に比例するものと考えられる。図 1.14 は U180 型鉛ダンパーの振幅±50mm における加振試験結果より、加振振動数と降伏耐力の関係をプロットしたものである。図中には加振振動数と降伏耐力の回帰曲線が示されており、降伏耐力は加振振動数のべき乗に比例する曲線にて表現されている。ただし、加振振動数が 0.1Hz 以上ではほぼ一定値とみなしうる。また、図 1.15 は U180 型鉛ダンパーの降伏耐力と加振振幅との関係を示す。加振振動数と同様に降伏耐力は加振振幅のべき乗に比例する曲線との対応がよい。図 1.14 および図 1.15 より降伏耐力は加振振動数よりも加振振幅による影響が顕著となっている。

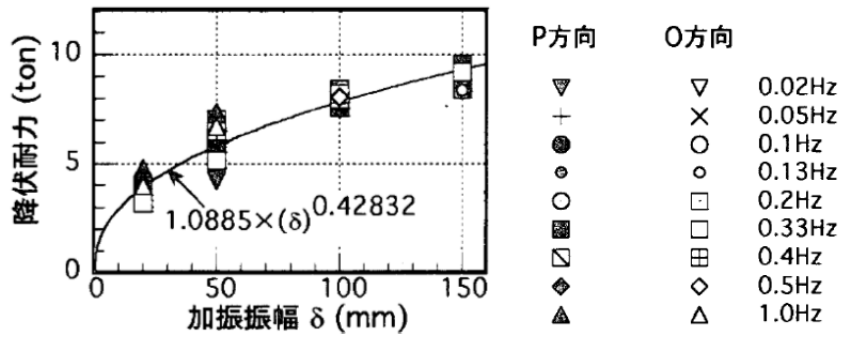


図 1.15 U180 型鉛ダンパーの降伏耐力と加振振幅の関係¹³⁾

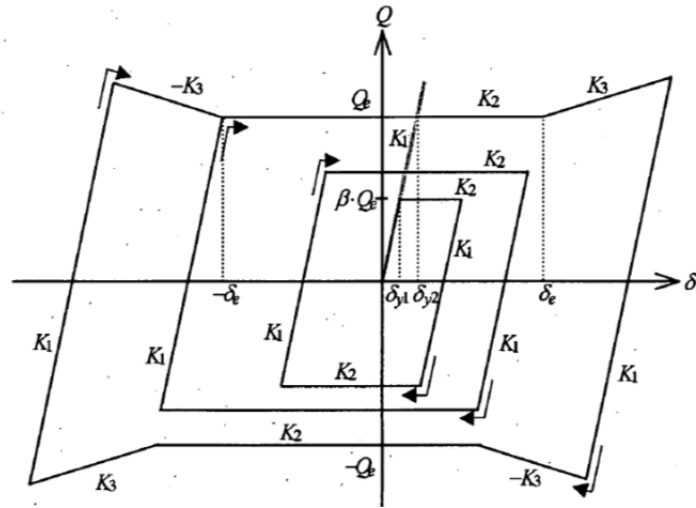


図 1.16 U型鉛ダンパーの復元力特性の概要¹⁴⁾

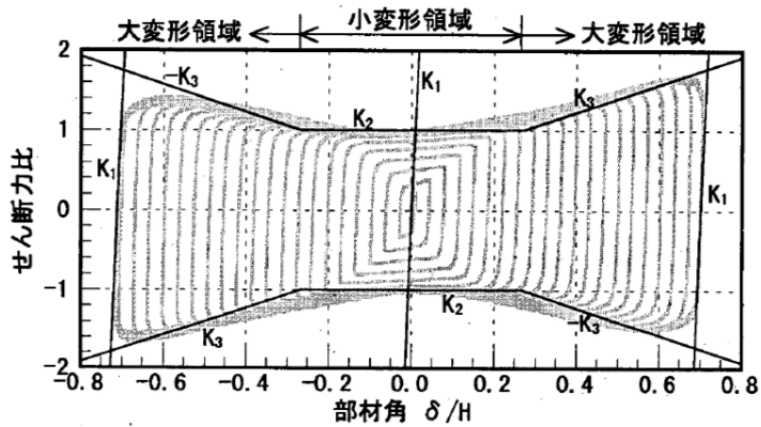


図 1.17 1/4 縮小試験体のせん断力比と部材角の関係 (加振振動数 0.1Hz)¹⁴⁾

U型鉛ダンパーの復元力特性に関する研究が森田らにより行われた¹⁴⁾。図1.16は定常波加振結果を基にしたU型鉛ダンパーの復元力特性の概要である。正弦波加振性状は小振幅域と大振幅域の2つに大別される。小振幅域では復元力が剛塑性に近くなるが、経験変位に応じて降伏耐力が変化するものとしている。振幅が大きくなるとy切片荷重は漸増するものとし、ある変位(図1.16に示す δ_c)に達するとy切片荷重は頭打ちとなる。 δ_c を超える変位は大変形域とし、塑性域の勾配がハードニングを示すものとしている。図中の降伏後剛性 K_2 は極めて小さな値であることから、 $K_2=0$ としている。

図1.17より部材角 δ/H が0.27を超えるあたりからy切片のせん断力比(せん断力比:降伏耐力にて基準化したせん断力)が一定値となる傾向が見られる。 H は鉛可撓部の高さ(実大U180型の H は560mm)である。これからU180型ダンパーの δ_c は $\delta/H=0.27$ 時の変位である15cmとしている。

現在主流であるU型鉛ダンパーの型式は、これまでに述べたU180型とさらに大きな降伏荷重を有するU2426型の2種類である。U2426型の大まかな構造はU180型と同様である。U180型と全体高さは同じであるが、可撓部長さを長くして変形追従性を増し、降伏耐力を大きくするために鉛可撓部の軸径(240~260mm)を太くしたものである。図1.18に寸法図を示す¹⁵⁾。実大U2426型鉛ダンパーにおけるP方向正弦波加振時の荷重変形関係を図1.19に示す^{15, 16)}。履歴性状はU180と同様に剛塑性型を示す。図(a)、(b)より変形が大きくなるにつれて荷重が大きくなる傾向を示す。図(c)および図(d)は振幅±5mmおよび±20mmの結果である。このような振幅においても履歴形状はループを描いており、U2426型鉛ダンパーは振幅±5mm以上でエネルギー吸収能を有している。図1.19(a)の振動数0.33Hz、振幅±400mmの正弦波加振は破断まで試験が継続されている。破断に至るまでに多数回の繰返し変形によりダンパーの荷重が低下している。

U2426型鉛ダンパーについても正弦波加振における繰返し回数とエネルギー吸収能が確認

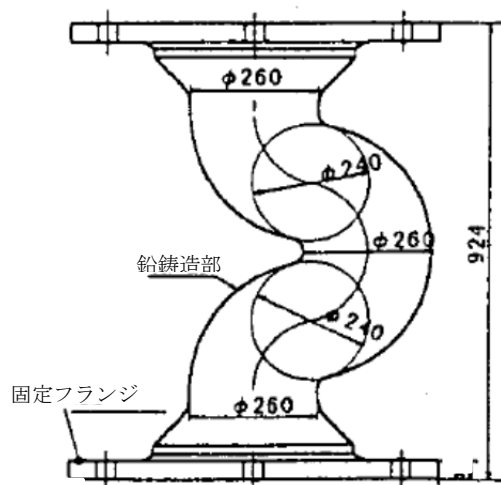
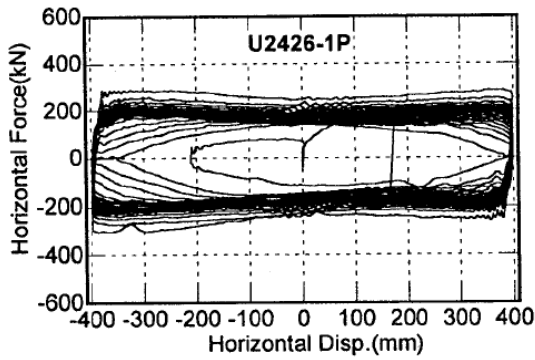
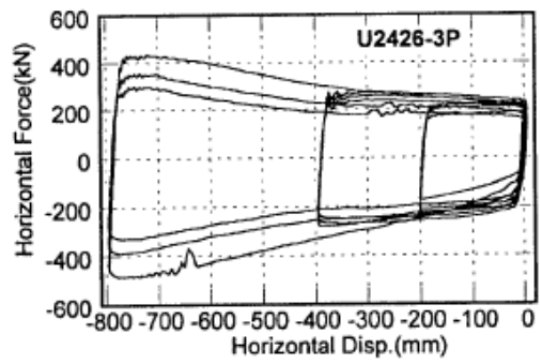


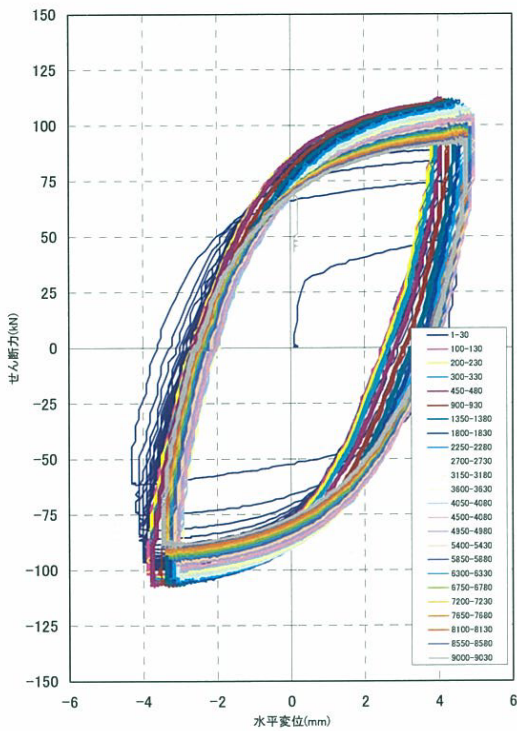
図1.18 U2426型鉛ダンパー (15)を一部修正)



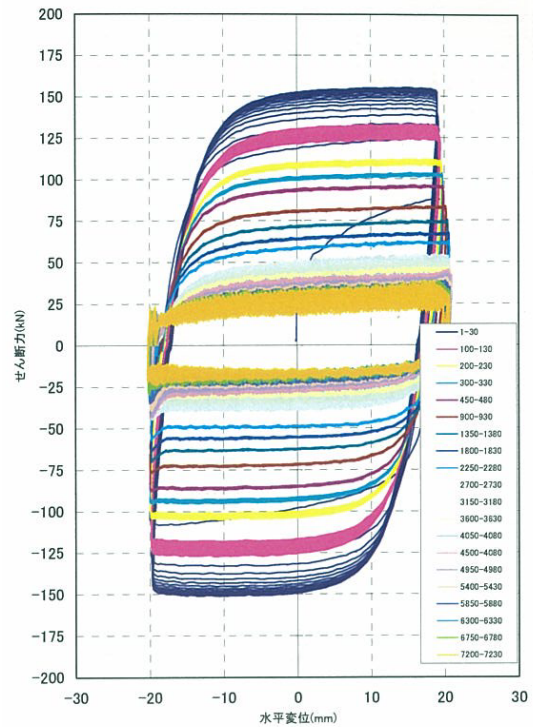
(a) 加振振動数 0.33Hz、振幅±400mm¹⁵⁾



(b) 加振振動数 0.33Hz、800mm 片振り加振¹⁵⁾



(c) 加振振動数 0.33Hz、振幅±5mm¹⁶⁾



(d) 加振振動数 0.33Hz、振幅±20mm¹⁶⁾

図 1.19 実大 U2426 型鉛ダンパー P 方向加振荷重変形関係

されている。図 1.20 は実大ダンパーによる試験結果である¹⁶⁾。各図の横軸は繰返し回数であり、縦軸は各サイクルの 1 ループ分の吸収エネルギーを 3 サイクル目の 1 ループ分の吸収エネルギーで除した値である。振幅±5mm の場合、繰返し回数が増加しても 3 サイクル目の吸収エネルギーとの比は 8000 サイクル目までほとんど低下しない。一方、振幅±400mm の場合、繰返し回数に対して 3 サイクル目の吸収エネルギーとの比は単調減少を示す。繰返し回数が 10 回となると 3 サイクル目の吸収エネルギーとの比は約 0.85 となる。この時、繰返し変形に

よるエネルギー吸収比の低下は緩やかになるが、繰返し回数が進むにつれて再び低下の度合いは大きくなる。

実大 U2426 型ダンパーの水平 2 方向の繰返し加振が実施されている¹⁷⁾。連続楕円正弦波加振時の荷重変形関係を図 1.21 に示す。P 方向と O 方向の振幅比は 2:1 である。P 方向、O 方向ともに降伏荷重の低下がみられる。1 方向加振と 2 方向加振の累積変形量と累積吸収エネルギー

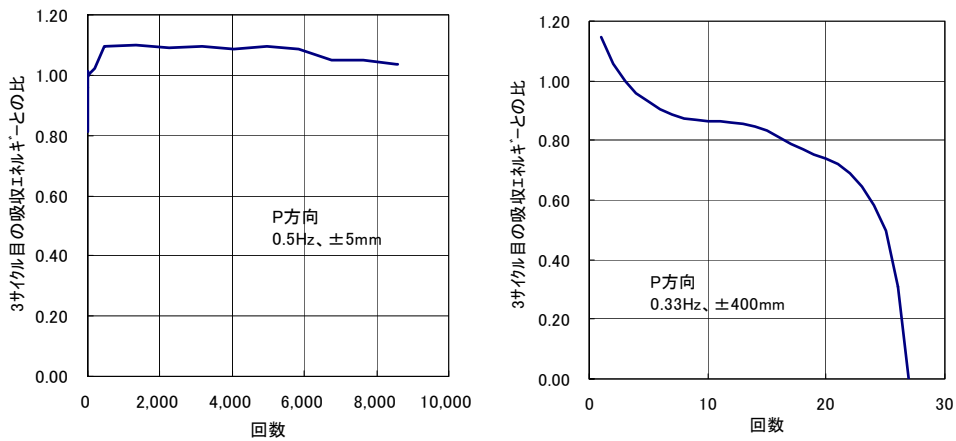


図 1.20 実大 U2426 型ダンパー 繰返し回数と吸収エネルギーの関係¹⁶⁾

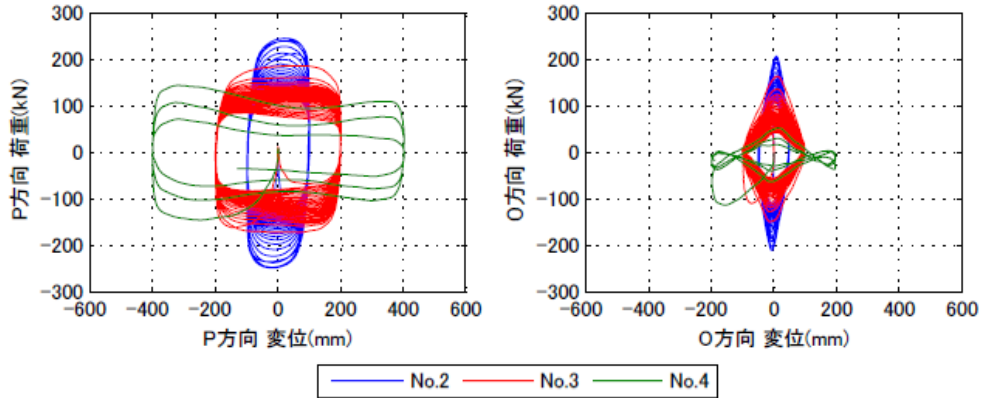


図 1.21 連続楕円正弦波加振 荷重変形関係¹⁷⁾

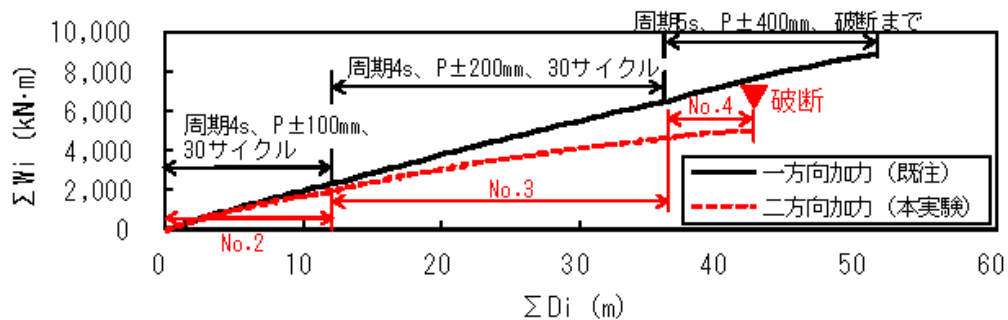


図 1.22 連続楕円正弦波加振 累積変形量と累積吸収エネルギーの関係¹⁷⁾

一の比較を図 1.22 に示す。水平 1 方向加振と比較し、破断に至るまでの累積変形量は 83%、累積吸収エネルギーは 57%と小さい。試験体上下端に現れたねじれ変形がエネルギー吸収能力の差異の一因と考えられるとしている。

亀裂発生時および破断時の繰返し回数と振幅の関係について、U180 型および U2426 型の鉛ダンパーに対する統一的な評価が安永ら¹⁸⁾によって行われている。ダンパーに対する既往の実験について、亀裂発生時および破断時の繰返し回数と振幅の関係が図 1.23 である。強風や小地震時の応答が想定される小振幅から大きな地震時に想定される比較的大きな振幅に対してまでの幅広いレンジに対する繰返し回数の関係がこの図に示されている。亀裂発生時および破断時における振幅 δ (片振幅)と繰返し回数 N の関係は(1.1)式および(1.2)式として表される。

$$\text{(亀裂発生時)} \quad \delta = 315 \cdot N^{-0.534} \quad (1.1)$$

$$\text{(破断時)} \quad \delta = 2269 \cdot N^{-0.545} \quad (1.2)$$

図 1.23 に示す直線は(1.1)式および(1.2)式である。破断時の繰返し回数は亀裂発生時の繰返し回数の 30~40 倍となっている。東北地方太平洋沖地震では被災後の免震層の点検において、約 30 棟の免震建物にて鉛ダンパーの鉛部の表面に亀裂が確認された¹⁹⁾。田仲ら²⁰⁾は水平 2 方向載荷の繰返し変形における破断時における振幅と繰返し回数に対する評価式を提案している。

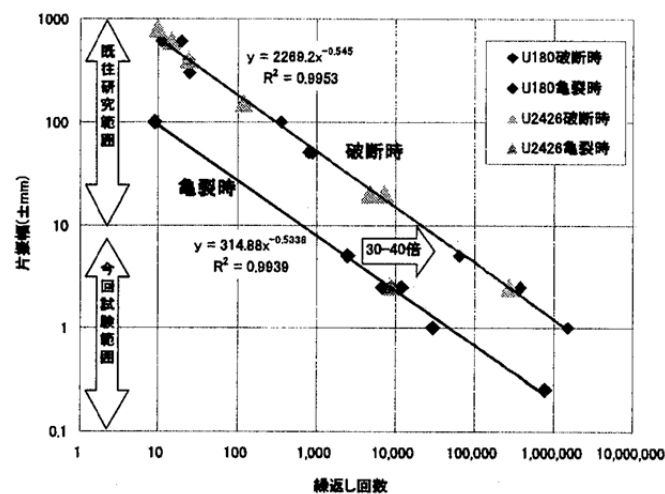


図 1.23 亀裂発生時・破断時繰返し回数と振幅の関係¹⁸⁾

(b) 鉛の応力ひずみ関係および連続体を用いた解析に関する研究

鉛の応力ひずみ関係と温度との関係が Bailey ら²¹⁾によって確認されている。試験体温度 22°C から 300°C における純度 99.98% の鉛による真応力と対数ひずみの関係を図 1.24 に示す。各図中にはひずみ速度の違う 4 つの試験結果を示す曲線が示されており、1 は 0.4/sec、3 は 9/sec、5 は 101/sec、7 は 311/sec の結果である。常温ではひずみに対して応力が単調に増加する曲線を示しているが、高温になると、あるひずみで応力が一定となる弾塑性的な挙動を示している。

ただ、いずれのひずみ速度においても温度の上昇とともに応力が低下していく様子がわかる。鉛ダンパーの繰返し変形による降伏耐力の低下は、塑性化によるエネルギー吸収による温度上昇により図 1.24 に示すような鉛の温度依存性も一因があるものと考えられる。

近年では、森田ら²²⁾、吉田ら²³⁾、池永ら²⁴⁾、松田²⁵⁾ら、Muramatsu ら²⁶⁾によっても鉛の応力ひずみ関係が調べられている。引張試験結果を図 1.25 に、除荷を含めた引張方向の加力試験を図 1.26 に示す。引張試験時の最大応力は 12~19MPa であり、ひずみ速度依存性を有することがわかる。また、除荷時剛性はひずみが 1%で約 17,700MPa、ひずみ 4%時においては約 14,600MPa であり、ひずみの増大によって剛性が 16%低減している。また、4MPa 程度からひずみの増大が現れている。引張試験時の最大応力と温度およびひずみ速度の関係を図 1.27 に示す。最大応力 σ_{max} (MPa)を以下の実験式として表現し、図中に実線にて記載している。

$$\sigma_{max} = 10\exp(340/T)\dot{\epsilon}^{(0.00077T-0.12)} \quad (1.3)$$

ここで、 T は温度(K)、 $\dot{\epsilon}$ はひずみ速度(1/s)である。応力ひずみ関係を図 1.28 に示す。図中の実線は応力ひずみ曲線の温度・速度依存性を含めた以下の実験式である。

$$\sigma = 14.8\exp(362/T)\dot{\epsilon}^{0.04}\epsilon^{0.45} \quad (1.4)$$

なお、上記の式の適用範囲は $\sigma \leq \sigma_{max}$ である。

Muramatsu ら²⁶⁾は、断続的にひずみを増加させた鉛の引張試験を実施し、図 1.29 に示すような応力ひずみ曲線を得ている。ひずみが大きくなると、静置させた後の再加力時における応力ひずみ曲線は静置直前の応力に至る前にゆるやかとなってひずみが増加する。

一方、鉛プラグ入り積層ゴムの繰返し载荷に対する熱伝導解析を実施する上で、鉛のせん断降伏応力に関する温度依存性が提案されている。本間ら²⁷⁾は以下の式を提案している。

$$\tau = 15.0\{1 - (T/327.5)^{0.4+0.25(T/327.5)}\} \quad (1.5)$$

ここで τ はせん断降伏応力(MPa)、 T は温度(°C)である。また、村松ら²⁸⁾も τ と温度の関係を以下のように提案している。

$$\tau = 22.68 - 7.8922 \log T \quad (1.6)$$

鉛の動的な変形時の挙動を 3 次元有限要素法によりシミュレーション可能とするために松田ら²⁵⁾は鉛の温度およびひずみ速度依存性を含んだ構成則を提案している。また、熱力学の第一定理を用いた有限要素法の定式化を行っている。ただし、強連成の熱力学的な有限要素モデルは収束性に利点があるものの、汎用有限要素解析プログラムには一般的に実装されていないため、上記モデルの利用は容易ではない。実際のせん断試験と解析結果との照査は、有限要素 1 要素のみを用いた検証となっており、実際の試験体の形状による影響を加味した解析ではない。3 次元有限要素法による免震用鉛ダンパーの力学挙動シミュレーションが安田ら²⁹⁾によって実施されている。図 1.30 に示すように鉛可撓部と補強部をモデル化し、上下端に水平荷重を静的に与えた。解析対象は鉛の直径と高さの異なる 6 ケースの鉛ダンパーである。図 1.31 は解析結果と実験結果の比較であり、いずれのケースにおいても解析結果は実験結果と良い対応を示している。図 1.32 は解析による鉛ダンパーのひずみ分布であり色が濃いほど塑性ひずみが大きい部位であることを示す。P 方向加力、O 方向加力ともにひずみは局所的であ

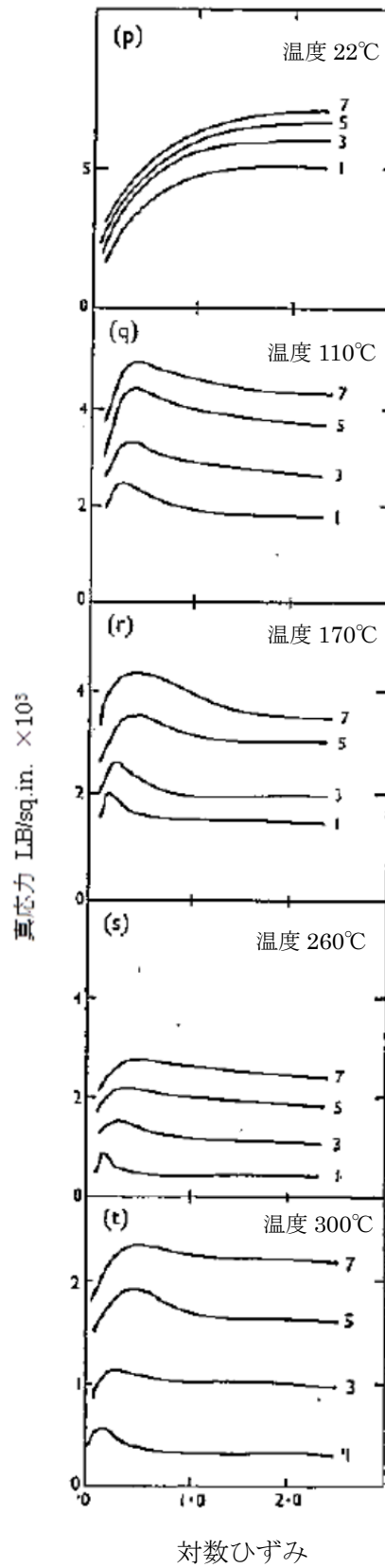
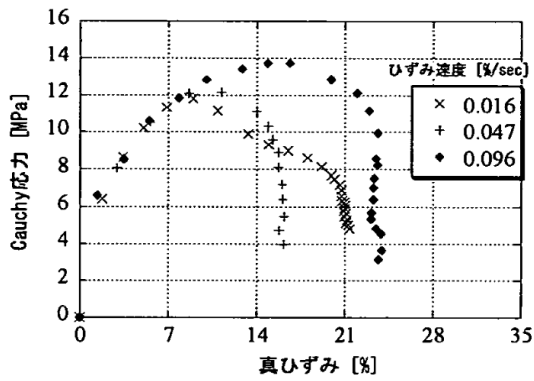
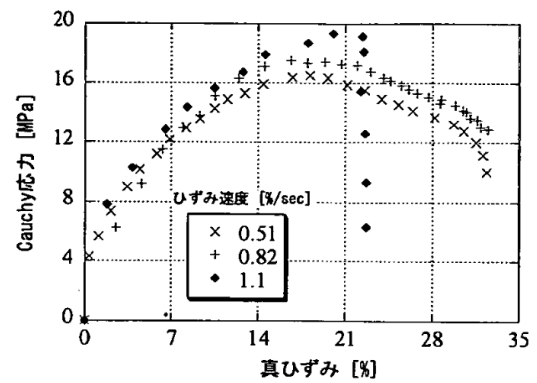


図 1.24 鉛の応力ひずみ曲線の温度依存性²¹⁾



(a) 低ひずみ速度



(b) 高ひずみ速度

図 1.25 鉛の引張試験結果²³⁾

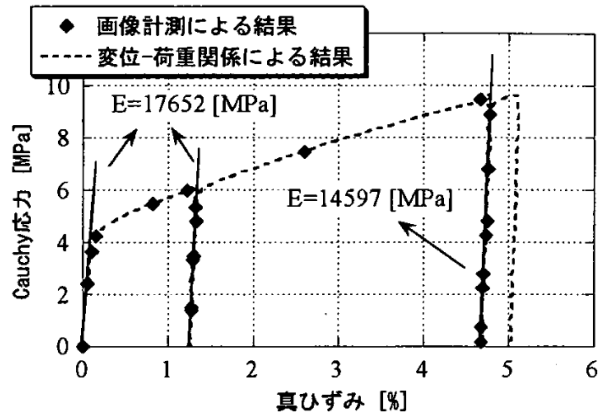


図 1.26 除荷を含む引張方向試験結果²³⁾

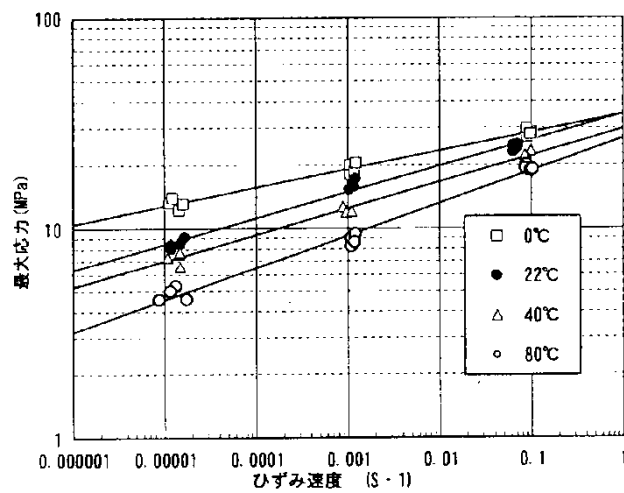


図 1.27 引張試験時の最大応力²⁴⁾

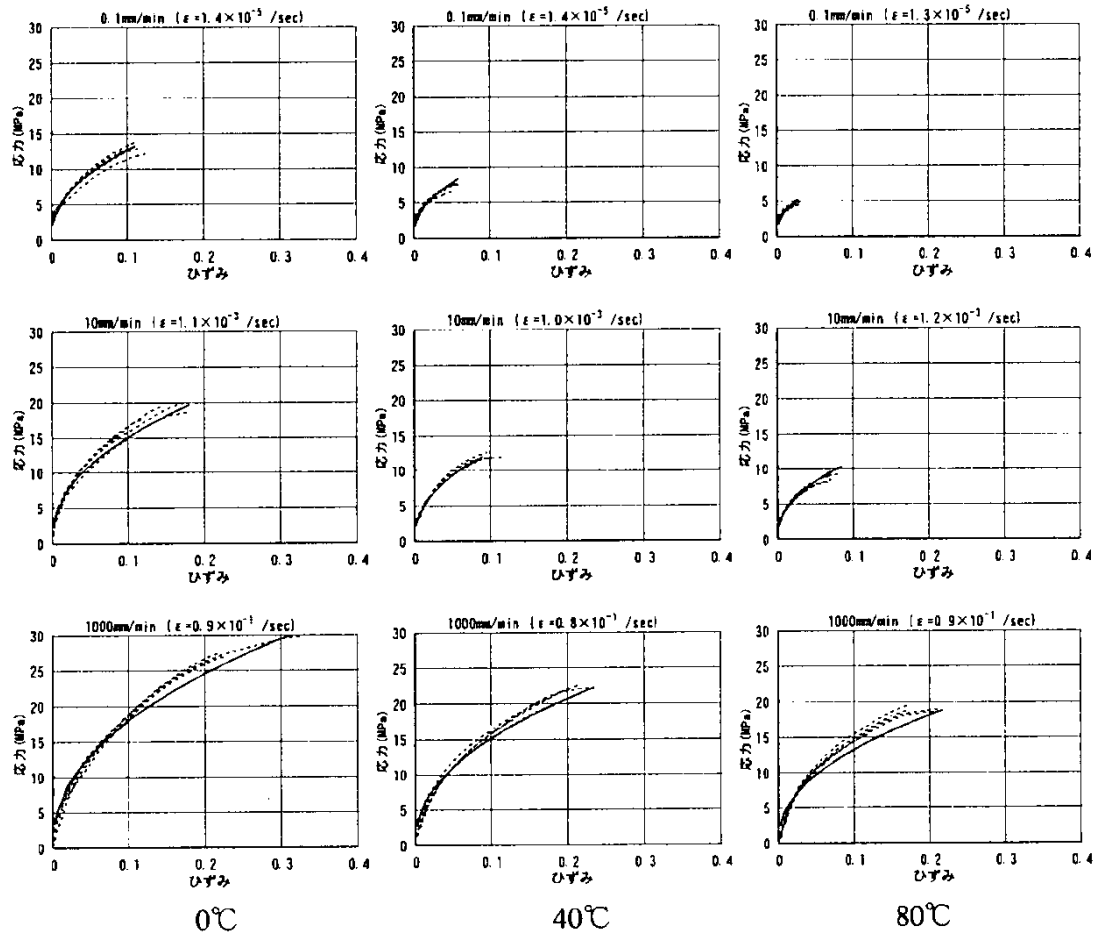
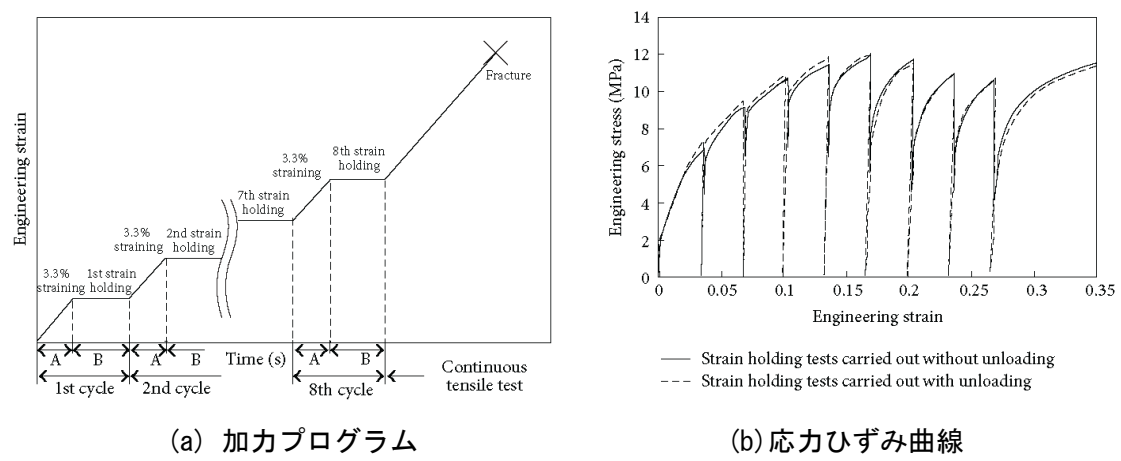


図 1.28 最大応力までの鉛の応力ひずみ曲線²⁴⁾



(a) 加カプログラム

(b) 応力ひずみ曲線

図 1.29 断続的なひずみ増加を与えた鉛の引張試験²⁶⁾

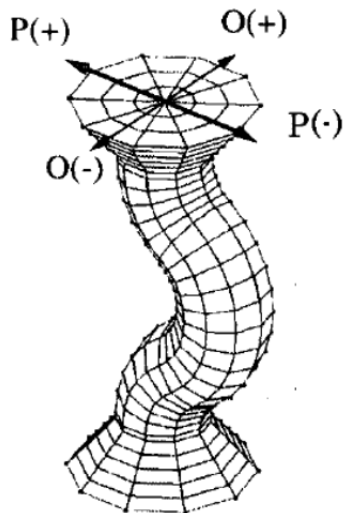


図 1.30 有限要素解析モデル²⁹⁾

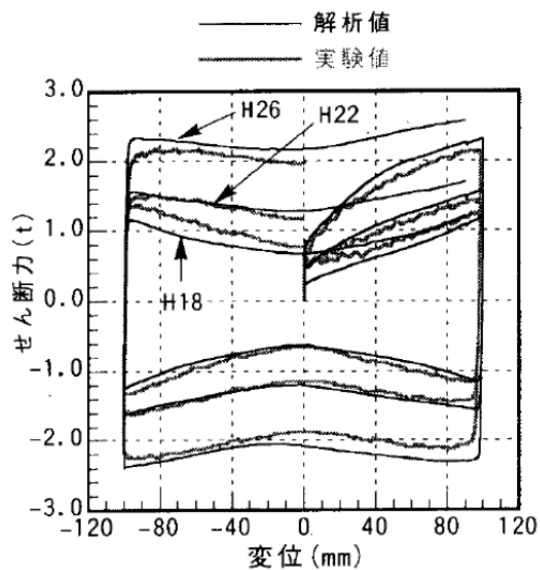


図 1.31 P方向加力時の荷重変形関係²⁹⁾

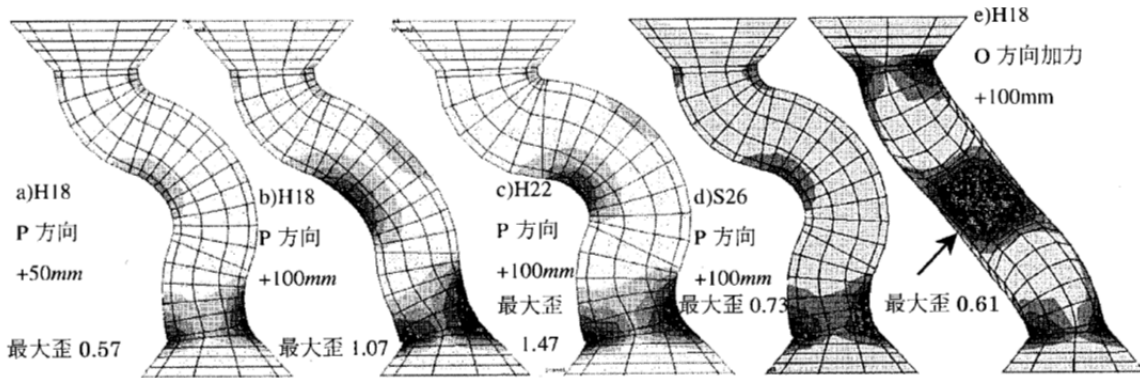
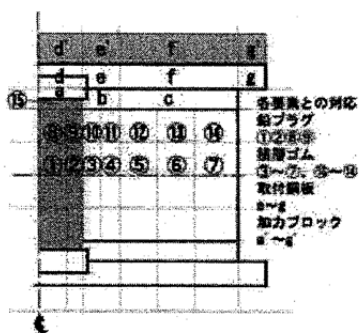
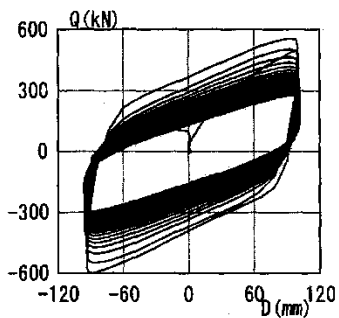


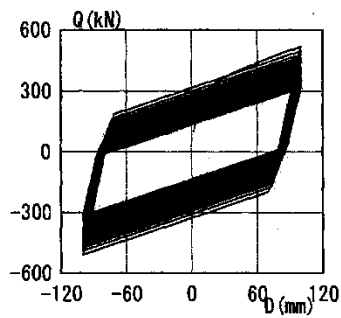
図 1.32 有限要素解析によるU型鉛ダンパーの塑性ひずみ分布²⁹⁾



(a) 要素分割



(b) 荷重変形関係 (実験)



(c) 荷重変形関係 (解析)

図 1.33 鉛プラグ入り積層ゴムの熱・力学連成解析²⁷⁾

り、鉛可撓部の上下端と中央部に集中する結果となっている。ただし、加力条件は単調載荷であり、繰返しによる塑性発熱挙動を評価していない。鉛プラグ入り積層ゴムでは、繰返し加力

における鉛プラグの塑性発熱による温度上昇を算出するため、図 1.33 のように積層ゴムを要素分割して熱伝導解析を行っている^{27)、28)}。ただし、鉛プラグの塑性エネルギーは、鉛プラグのせん断降伏応力と温度の関係を(1.5)式として求めた積層ゴム全体のせん断荷重-せん断変位関係をバネとした力学解析から算出している。熱・力学連成解析にて求めた解析結果は実験と同様に繰返し変形による荷重低下が再現されている。同様の手法で錫プラグ入り積層ゴムの繰返し変形による影響を考慮可能とする解析に関する研究も実施されている³⁰⁾。

(c) 天然ゴム系積層ゴムのせん断特性の極限挙動に関する研究

天然ゴム系積層ゴムのせん断特性については、多くの実験によってその挙動が確認されている。本研究では大変形時のせん断特性における面圧の影響を研究対象としており、これについての既往研究を概観する。

天然ゴム系積層ゴムの載荷性能に影響を与える要因を以下に示す³¹⁾。

- (a) 一次形状係数 S_1
- (b) 二次形状係数 S_2
- (c) ゴムのせん断弾性係数 G
- (d) 中間鋼板厚さ、材質
- (e) 中心孔径
- (f) 鋼板端部形状

このうち、本研究では(a) 一次形状係数 S_1 、(b) 二次形状係数 S_2 に焦点をあてる。

一次形状係数 S_1 、および二次形状係数 S_2 は以下の値である。

$$S_1 = \frac{D - d_s}{4t_R} \quad (1.7)$$

$$S_2 = \frac{D}{nt_R} \quad (1.8)$$

ここで、 D : ゴム外径、 d_s : ゴム内径、 t_R : ゴム 1 層厚、 n : ゴム層数である。1 次形状係数 S_1 はゴム 1 層の断面積と自由表面積の比であり、この値が大きいほどゴム層に対して中間鋼板による拘束の度合いが強いことを意味する。また、 S_2 はゴム直径とゴム総厚の比率であり、ゴム形状の扁平度を表す係数である。 S_2 が小さい場合はせん断変形が大きくなると、上下面積の重なり部分が少なくなるため、積層ゴムの曲げ変形成分の影響が大きくなり、不安定現象が現れる。

天然ゴムの水平剛性は、面圧が高くなるにつれ低下する。積層ゴムの水平剛性 K_H は、弾性体に水平力と圧縮力が作用する場合の座屈問題の解³²⁾にもとづいて、理論式として次式のように求められる。

$$K_H = \frac{P^2}{2k_r q \tan(qH/2) - PH} \quad (1.9)$$

$$q = \sqrt{\frac{P}{k_r} \left(1 + \frac{P}{k_s} \right)} \quad (1.10)$$

$$k_s = GAH/T_r, \quad k_r = E_{rb}IH/T_r \quad (1.11)$$

$$E_{rb} = E_r E_\infty / (E_r + E_\infty), \quad E_r = 3G(1 + 2\kappa S_1^2 / 3) \quad (1.12)$$

ただし、 P は圧縮荷重、 H はゴム層と中間鋼板の総厚さ、 A はゴム層のせん断断面積、 I はゴム部の断面 2 次モーメント、 E_∞ は体積弾性係数、 κ は硬度補正係数を表す。

また、 P が十分小さい場合は $\tan(qH/2) \cong qH/2$ となることを考慮すれば、圧縮荷重 $P=0$ 時の水平剛性が以下となる。

$$K_{H0} = \frac{GA}{T_R} \quad (1.13)$$

一方、(1.9)式において $K_H=0$ となる圧縮荷重を座屈荷重 P_{cr} とする。 $qH = \pi$ のときに $P=P_{cr}$ となるので、これを(1.10)式に代入すると、

$$P_{cr} = \frac{1}{2} k_s \left[\sqrt{1 + \frac{4\pi^2 k_r}{H^2 k_s}} - 1 \right] \quad (1.14)$$

上式を A で除し、(1.11)式を代入して整理すると、座屈応力度 σ_{cr} は以下となる。

$$\sigma_{cr} = \zeta G S_1 S_2 \quad (1.15)$$

$$\zeta = \pi \sqrt{\frac{\kappa}{8(1 + 2\kappa S_1^2 G / E_\infty)}}$$

(1.9) 式の水平剛性は面圧を $\sigma (= P/A)$ 、座屈応力度 $\sigma_{cr} (= P_{cr}/A)$ として次式で近似できる。

$$\frac{K_H}{K_{H0}} = 1 - \left(\frac{\sigma}{\sigma_{cr}} \right)^2 \quad (1.16)$$

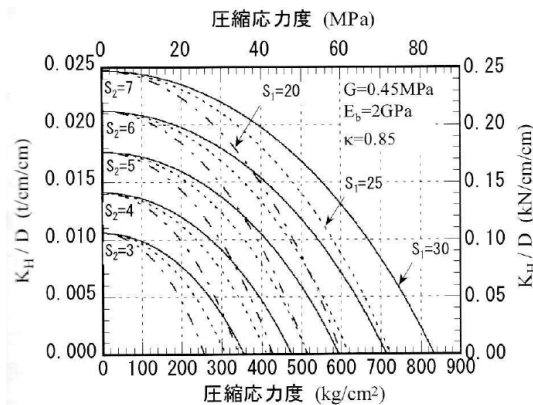


図 1.34 水平剛性の面圧依存性³³⁾

(1.9) 式より求めた水平剛性の面圧依存性を図 1.34 に示す³³⁾。図の縦軸はゴム直径で規準化した水平剛性である。面圧が高くなると水平剛性は低下する。二次形状係数が大きいほど比例して水平剛性は高くなり、座屈応力度（水平剛性 0 時の面圧）も高くなる。また、同じ二次形状係数でも一次形状係数が大きいほど座屈応力度は高くなる。同じ圧縮応力度であれば、二次形状係数が小さいほど水平剛性は小さくなる。ただし座屈応力度も減少するため、水平変形能力の安定性が低下する。

積層ゴムがせん断変形している時、積層ゴムの上下面の重複部分（有効支持面積）で全圧縮荷重を支持しているとすれば、圧縮荷重を有効支持面積で除した応力度が座屈応力度に一致するときを安定限界と考えることができる。せん断変形量が増加すると有効支持面積は低減することから、座屈荷重をせん断変形量に応じて低減させる考えに基づき、安定限界としてのせん断変形 δ_{cr} は、(1.17)式にて求められる。

$$\frac{\delta_{cr}}{D} = 1 - \frac{\sigma}{\sigma_{cr}} \quad (1.17)$$

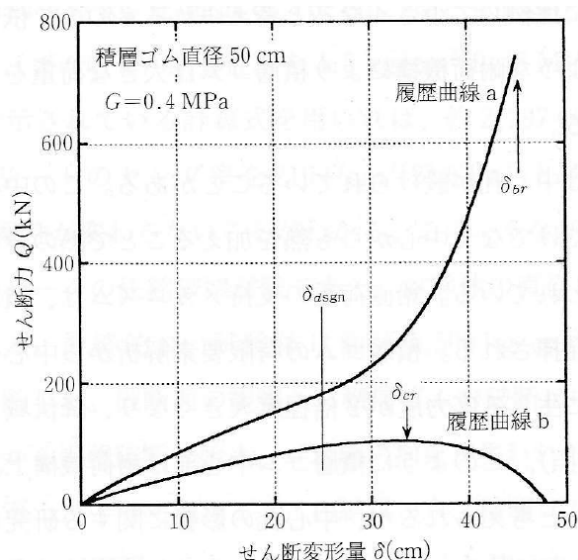
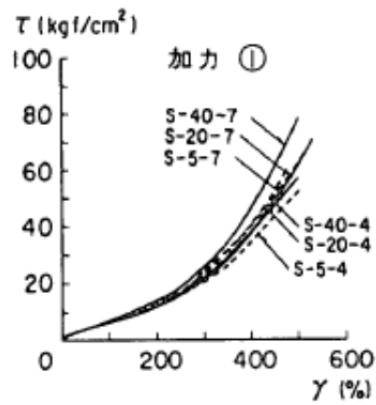
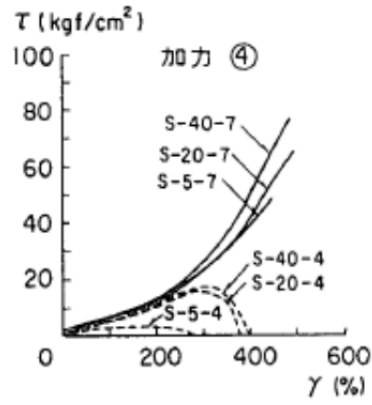


図 1.35 積層ゴムの水平方向荷重履歴³⁴⁾

積層ゴムの大変形領域を含めた水平方向の荷重変形関係の模式図を図 1.35 に示す³⁴⁾。履歴曲線 a はある変形まで水平変形に比例してせん断力が大きくなり、その変形以降は剛性が徐々に大きくなり（ハードニング）、最終的にゴム層破断に至る。一方、履歴曲線 b はハードニング現象がみられず、ある変形以降で負剛性となり復元力を喪失する。この現象は座屈により発生する。履歴曲線 b は一次形状係数および二次形状係数が小さい場合、もしくは形状が扁平であっても圧縮荷重が過大となる場合に見られる。

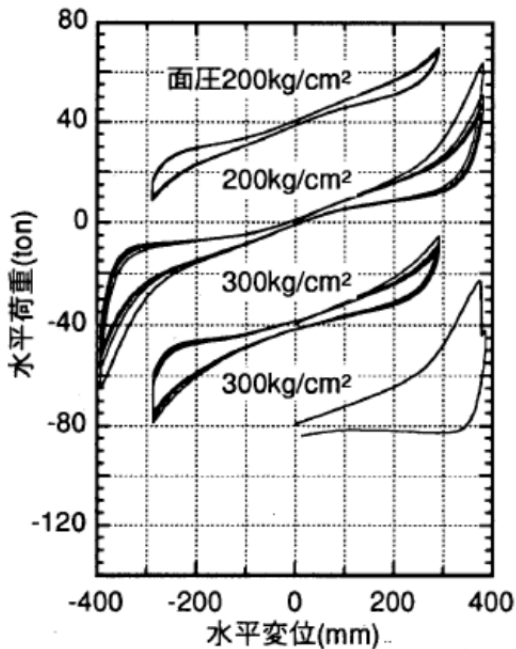


(a) 面圧 0 (N/mm²)

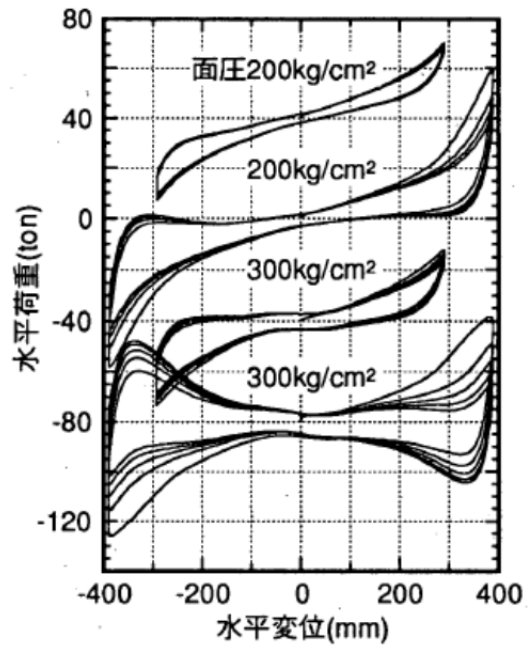


(b) 面圧 20 (N/mm²)

図 1.36 一定面圧水平加力のせん断応力 τ —せん断ひずみ γ 関係³⁵⁾



(a) 一次形状係数 33



(b) 一次形状係数 18

図 1.37 水平荷重変形関係³⁶⁾

実際の天然ゴム系積層ゴムにおいて、形状、面圧と大変形に至る荷重履歴の関係が八坂ら³⁵⁾、瓜生ら³⁶⁾、坂口ら³⁷⁾によって報告されている。 $G=0.57\text{N/mm}^2$ のゴム外径 200mm の種々の形状係数を持つ天然ゴム系積層ゴムにおける一定面圧水平加力結果を図 1.36 に示す。 S_1 は 5、20、40 の 3 ケース、 S_2 は 4、7 の 2 ケースで計 6 ケースの試験体を用いている。図中の「S-○-△」において、○の数字は一次形状係数、△は二次形状係数を表す。面圧が 0 の場合では、水平方向の荷重履歴に対して形状係数の影響はわずかであるが、面圧が 20 N/mm² 載荷時には

二次形状係数が4の履歴では図 1.35 の履歴曲線 b に類似した曲線形状を示している。履歴曲線に対する一次形状係数の影響は線形域以降のハードニング時において顕著となる。

$G=0.44\text{N/mm}^2$ 、直径 500mm、二次形状係数 5.1 の天然ゴム系積層ゴムに対する圧縮せん断試験結果を図 1.37 に示す。一次形状係数 18 では面圧の増加にともなう水平剛性の変化が顕著である。坂口らは外径 800mm の天然ゴム系積層ゴムに対してせん断弾性率 G ($=0.40$ 、 0.47 、 $0.50(\text{MPa})$) と二次形状係数 S_2 ($=3.5$ 、 4.0 、 5.1) を試験体のパラメータとして面圧 30MPa まで ($S_2=3.5$ は面圧 20MPa まで)、せん断ひずみ 300% (一部 400%実施) までの水平方向加力を行っている。

次に、せん断変形と軸力の影響によるせん断特性変化を反映できる積層ゴムの解析モデルに関する研究を挙げる。Koh and Kelly³⁸⁾は積層ゴムの基部に回転ばねとせん断ばねを設け、積層ゴムの高さを剛体要素で表すモデル、また上記のモデルに回転ばねを基部だけでなく上下端に設けたモデル (Koh-Kelly Model³⁹⁾)を提案している。飯塚⁴⁰⁾、高岡⁴¹⁾は、剛体要素にせん断ばね、回転ばねおよび軸ばねを接続したモデル (3 スプリングモデル) を提案し、回転ばねの抵抗モーメントが鉛直荷重と回転角の関数として、せん断ばねのせん断抵抗を鉛直荷重とせん断変形の関数とし、かつ材料非線形性を導入している。また、軸ばねは曲げ変形の影響を考慮している。せん断弾性率 $G=0.392\text{N/mm}^2$ 、外径 200mm、 $S_2=4$ の天然ゴム系積層ゴムによる一定面圧せん断加力試験ならびに変動面圧せん断加力試験に対するモデルの整合性を確認している。低面圧時の水平方向のハードニング特性や高面圧時の水平剛性低下が表現されている。図 1.39 に変動面圧せん断加力試験に対する水平および鉛直の解析と実験の比較を示す。さらに飯塚ら⁴²⁾は積層ゴムの高さ方向に複数個の Koh-Kelly Model を直列配置したモデル (ばね-剛体離散型モデル) を提案している。山本ら⁴³⁾は、積層ゴムの中間高さ位置にせん断ばねと軸ばねを、また上下端に軸ばねを並列配置し、中間高さに位置するバネと上下端の軸ばね群とを直列接続した並列軸ばねモデルを提案している。せん断ばねには軸力の影響をうけていない積層ゴムのせん断特性を与え、上下端の軸ばねは中間高さの軸ばね剛性を ∞ として全体の軸剛性を表現しうるようにするとし、図 1.41 に示す非線形の軸ひずみ-応力度関係を与え、支配面積

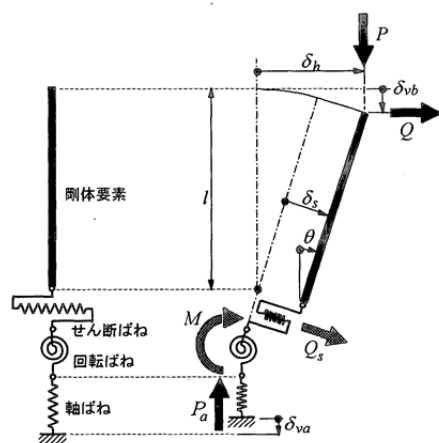


図 1.38 3 スプリングモデル⁴⁰⁾

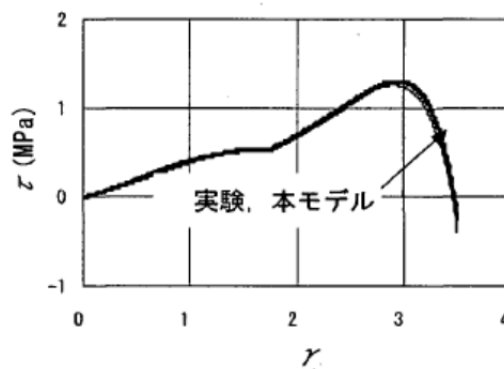


図 1.39 変動面圧せん断加力試験 水平特性⁴⁰⁾

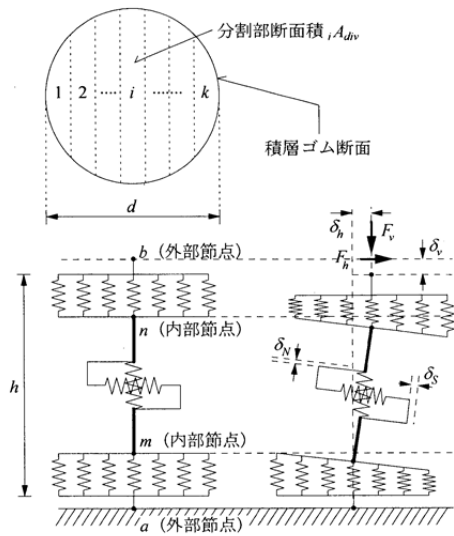


図 1.40 並列軸ばねモデル⁴³⁾

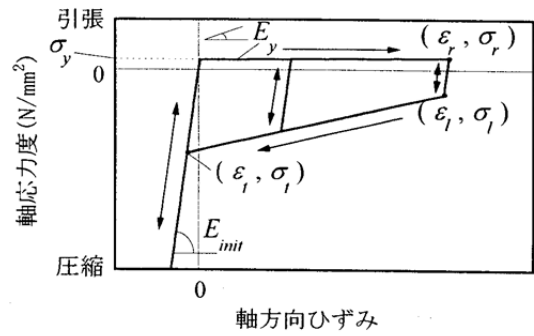
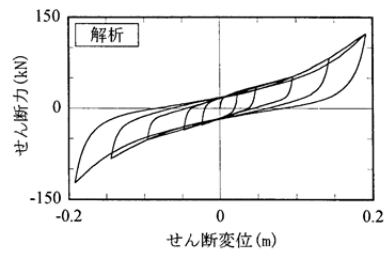
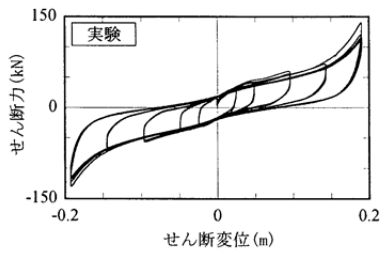
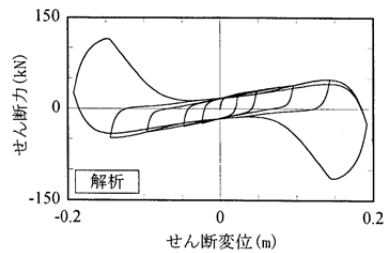
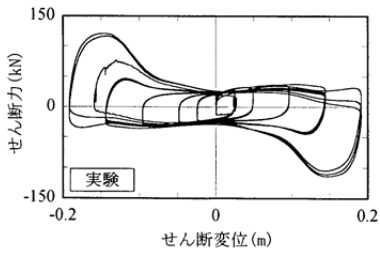


図 1.41 並列軸ばねの復元力特性⁴³⁾



(a) 導入面圧 5N/mm²



(d) 導入面圧 30N/mm²

図 1.42 並列軸ばねモデルによる水平荷重変形関係⁴³⁾

を乗じたものとしている。 $S_2=5.2$ の鉛プラグ入り積層ゴムに対し、面圧 5~30MPa 時の大変形挙動をシミュレーションできている。また、石井ら⁴⁴⁾、菊地ら⁴⁵⁾は並列軸ばねモデルの上下端の軸ばねの面内剛性分布に修正を加えたモデルを提案している。また、並列軸ばねモデルを用いた高減衰積層ゴムの大变形領域の 3 軸連成挙動が評価可能な力学モデルも提案されている⁴⁶⁾。

1.3 本論文の構成

1 章では、本研究の背景と目的を示すとともに、本研究に関連する既往の研究をまとめる。背景と目的では、長周期地震動による免震用鉛ダンパーの力学特性への影響の懸念、ならびに長周期地震動をうける鉛ダンパーを用いた免震建物の安全性の検証法構築にむけた研究の必要性を述べる。

2 章では、鉛ダンパーを用いた免震建物で鉛ダンパーと併用されることが多い天然ゴム系積層ゴムの大変形挙動を把握し、挙動を表現する復元力モデルについて検討を行なう。二次形状係数が 6.4 および 6.9 の縮小試験体および実大試験体による一定面圧、変動面圧のせん断試験を実施する。また、積層ゴムの面圧変化によるせん断特性変化を表現しうる並列軸ばねモデルによりせん断試験をシミュレーションする。

3 章では、長周期地震動を入力とした免震用鉛ダンパーを用いた免震建物の応答評価を可能とするために、実大ダンパーの変位振幅および加振方向を変化させた場合の多数回繰返し変形に対する力学性能を把握し、時刻歴応答解析において多数回繰返し変形による影響を考慮可能とする復元力モデルを提案し、その検証を行う。

4 章では、2 章で提案した天然ゴム系積層ゴムの復元力モデルおよび 3 章で提案した鉛ダンパーの復元力モデルを用いて、鉛ダンパーを用いた免震建物の長周期地震動に対する応答評価を実施する。鉛ダンパーを用いた免震建物では鋼材ダンパーも併用される場合があるため、鋼材ダンパーも併用する免震建物も応答評価の対象とする。応答評価手法は、時刻歴応答解析時に解析途中時々刻々とダンパーの繰返し変形による荷重変化を考慮する方法（詳細法）だけでなく、解析途中では荷重低下を生じないとし、解析初期から多数回繰返し変形による荷重低下を見込んで低減したダンパー荷重を用いる方法（簡易応答評価法）も用いる。詳細法と簡易応答評価法の応答値を比較する。

5 章では、繰返し変形による鉛の荷重変化と鉛内部の温度変化を把握するために、鉛内部に熱電対を埋設した鉛のせん断試験を実施する。また、温度およびひずみ速度依存を考慮した鉛の構成則を提案し、3 次元有限要素法による熱・力学連成解析を実施し、鉛のせん断試験のシミュレーションを実施する。また、実大鉛ダンパーの多数回繰返し変形における力学挙動に対しても 3 次元有限要素法による熱・力学連成解析を実施し、解析精度の検証を行う。

6 章では本研究を総括し、各章で得られた知見を示すとともに、今後の研究課題を提示する。

参考文献

- 1) 大阪府：咲州庁舎の安全性等についての検証結果，2011.5
- 2) 地震調査研究推進本部地震調査委員会：「長周期地震動予測地図」2009年度版，2009.9
- 3) 地震調査研究推進本部地震調査委員会：「長周期地震動予測地図」2012年試作版－南海地震（昭和型）の検討－，2012.1
- 4) 国土交通省：超高層建築物等における長周期地震動への対策試案について，2010.12
- 5) 国土交通省：超高層建築物等における南海トラフ沿いの巨大地震による長周期地震動への対策について，2016.6
- 6) 飯場正紀，長島一郎，日比野浩，竹中康雄，近藤明洋，中西啓二，猿田正明，山本雅史，嶺脇重雄，小豆畑達哉，井上波彦：免震部材の多数回繰り返し特性と免震建築物の地震応答性状への影響に関する研究，建築研究資料，No. 170，2016.4
- 7) 高山峯夫，森田慶子：免震構造用 U180 型鉛ダンパーの限界性能，日本建築学会技術報告集，第 3 号，pp.48-52，1996.12
- 8) 多田英之，酒井章，高山峯夫，森田慶子：免震構造に関する実物実験（その 12）Lead Damper I，日本建築学会大会学術講演梗概集，B 構造 I，pp.821-822，1986.8
- 9) 高山峯夫，多田英之，森田慶子，安藤勝利：免震構造に関する実物実験（その 15）Lead Damper III，日本建築学会大会学術講演梗概集，B 構造 I，pp. 795-796，1987.10
- 10) 高山峯夫，多田英之，森田慶子，安藤勝利：免震構造に関する実物実験（その 16）Lead Damper IV，日本建築学会大会学術講演梗概集，B 構造 I，pp. 797-798，1987.10
- 11) 高山峯夫，多田英之，松谷輝雄，田辺太一：免震構造に関する実物実験（その 20）Lead Damper V，日本建築学会大会学術講演梗概集，B 構造 I，pp. 485-486，1989.10
- 12) 篠原孝治，瓜生満，中山一彦，高山峯夫，森田慶子，早川邦夫：鉛ダンパーのエネルギー吸収能力に関する実大実験（その 3）大変形動的試験の概要と解析応答波加振，日本建築学会大会学術講演梗概集，B-2，構造 II，pp. 555-556，1997.9
- 13) 森田慶子，高山峯夫，安藤勝利：U 型ダンパーの降伏耐力に関する考察，日本建築学会大会学術講演梗概集，B-2，構造 II，pp. 729-732，1996.9
- 14) 森田慶子，高山峯夫：免震構造用鉛ダンパーの実験的研究－別置型鉛ダンパーの復元力モデルと繰り返し特性の評価について－，日本建築学会構造系論文集，第 570 号，pp.53-60，2003.8
- 15) 高山峯夫，森田慶子，柏木栄介，安藤勝利：鉛ダンパーの取り付け部に作用する軸力と曲げモーメントに関する研究，日本建築学会九州支部研究報告，第 45 号，pp.509-512，2006.3
- 16) 日本建築センター，日本免震構造協会：免震部材のエネルギー吸収性能評価に関する現状と課題 報告書，pp.4-26，2007.3
- 17) 曾根孝行，濱口 弘樹，嶺脇 重雄，山本 雅史，佐藤 栄児，高山 峯夫，飯場 正紀：大型震動台を用いた長周期地震動に対する実大免震部材の加力実験：その 10 鉛ダンパーの多数回繰り返し実験，日本建築学会大会学術講演梗概集，B-2，構造 II，pp. 459-460，2014.9

- 18) 安永亮, 高山峯夫, 森田慶子, 安藤勝利: 鉛ダンパーの風応答に関する研究 (その 2) 微小変位での高サイクル疲労特性, 日本建築学会大会学術梗概集, B-2, 構造 II, pp.289-290, 2010.9
- 19) 日本建築学会: 免震構造設計指針第 4 版, 2013.10
- 20) 田仲恵大, 吉敷祥一, 石田孝徳, 安永亮, 山田 哲: 水平 2 方向荷重を受ける免震構造用鉛ダンパーの繰り返し変形性能, 日本建築学会関東支部研究報告集 I, pp.561-568, 2017.2
- 21) J. A. Bailey, A. R.E Singer: Effect of Strain Rate and Temperature on Resistance to Deformation of Aluminium, Two Aluminium Alloys, and Lead, Journal of institute of metals, vol. 92, pp. 404-408, 1964
- 22) 森田慶子, 高山峯夫, 安藤勝利: 鉛ダンパーの復元力特性に関する研究—材料試験及び部材試験—, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-2, pp.563-564, 2003.7
- 23) 吉田純司, 阿部雅人, Alessandro BEGHINI, 藤野陽三, 横川英彰: 画像計測を利用した鉛の力学特性の把握, 土木学会論文集, No.724, I-62, pp.127-136, 2003.1
- 24) 池永雅良, 増田耕一, 藤田隆史: 鉛の力学的特性, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-1, pp.265-266, 2000.7
- 25) 松田昭博, Rene de Borst: 免震・制振デバイスに用いられる鉛材料を対象とした熱動学的な有限要素解析-鉛のひずみ速度と温度依存性を考慮した構成式の提案-, 電力中央研究所報告, 2006.6
- 26) Mayu Muramatsu, Motomichi Koyama, Ikumu Watanabe: Tensile Testing with Cyclic Strain Holding to Analyze Dynamic Recrystallization of Pure Lead, Advances in Materials Science and Engineering, vol.2014, ID 498674, 2014
- 27) 本間友規, 竹中康雄, 近藤明洋, 高岡栄治, 引田真規子, 北村春幸, 仲村崇仁: 大振幅繰り返し変形を受ける積層ゴム支承の熱・力学的連成挙動に関する研究, その 9~その 11, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-2, pp.397-402, 2008.9
- 28) 村松晃次, 日比野浩, 猪野晋, 新居藍子, 小室努, 仲村崇仁, 和氣知貴: 太径鉛プラグ入り積層ゴム支承の繰り返し載荷試験, 日本建築学会技術報告集, No.52, pp.987-992, 2016.10
- 29) 安田高明, 高山峯夫, 森田慶子: 免震構造用鉛ダンパーの有限要素解析, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-2, pp. 679-680, 2000.9
- 30) 本田栞, 菊地優, 石井建, 中南滋樹, 安永亮, 福田滋夫: 錫プラグ入り積層ゴムの熱・力学連成挙動解析, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-2, pp. 911-912, 2017.7
- 31) 日本免震構造協会: 免震積層ゴム入門, オーム社, 1997
- 32) J.A.Haringx: On Highly Compressible Helical Springs and Rubber Rods, and Their Application for Vibration-Free Mountings, Philips Research Reports, Vol.3, 1948 & Vol.4, 1949
- 33) 日本ゴム協会, 日本免震構造協会: 改定版 設計者のための建築免震用積層ゴム支承ハンドブック, 2017
- 34) 高山峯夫: 改定版 4 秒免震への道—免震構造設計マニュアル, 理工図書, 1996.9

- 35) 八坂厚彦, 水越薫, 飯塚真巨, 高林勝人: 形状係数をパラメータとした積層ゴムの限界特性実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集 B, pp.599-602, 1991.9
- 36) 瓜生満, 平野欣郎, 多田英之, 高山峯夫, 北村春幸, 吉江慶祐: 高面圧下における積層ゴムアイソレータの実大実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集 B-2, pp.597-602, 1995.8
- 37) 坂口達, 島田淳, 西川一郎, 高山峯夫: 天然ゴム系積層ゴムの限界性能に関する研究, 日本建築学会技術報告集, No.19, pp.85-90, 2004.6
- 38) C. G. Koh and J. M. Kelly: A simple mechanical model for elastomeric bearings used in base isolation, International Journal of Mechanical Sciences, vol.30, pp. 933-943, 1988
- 39) J.M.Kelly : Earthquake-resistant Design with Rubber (2nd edition), Springer, London, 1997
- 40) 飯塚真巨: 積層ゴムの大変形挙動をシミュレートする巨視的力学モデル, 日本建築学会構造系論文報告集, No.568, pp.83-90, 2003.6
- 41) 高岡栄治: 積層ゴムの座屈破壊を対象とした免震建物振動台実験のシミュレーション解析, 日本建築学会構造系論文報告集, No.613, pp.51-57, 2007.3
- 42) 飯塚真巨, 高岡栄治: ばねと剛体要素から成る積層ゴム用離散型力学モデル, 日本建築学会構造系論文集, No. 607, pp.81-85, 2006.9
- 43) 山本祥江, 菊地優, 越川武晃, 上田正生: 変動軸力の影響を考慮した鉛プラグ入り積層ゴムの限界特性に関する検討, 日本建築学会構造系論文集, No. 634, pp.2101-2110, 2008.12
- 44) 石井建, 菊地優: 積層ゴム内部の圧縮・曲げ弾性係数の分布に関する基礎的考察, 日本建築学会構造系論文集, No. 666, pp.1425-1431, 2011.8
- 45) 菊地優, 鈴木頼子, 石井建: 断面内剛性分布を考慮した実大鉛プラグ入り積層ゴムの極限挙動解析, 日本建築学会北海道支部研究報告集, No. 84, pp.165-168, 2011.7
- 46) 菊地優, 加藤秀章, 山本雅史, 石井建, 白井和貴: 高減衰積層ゴムの3軸連成力学モデルに関する研究, 日本建築学会構造系論文集, No. 713, pp.1067-1077, 2015.7
- 47) 日本建築学会: 長周期地震動と建築物の耐震性, 2007.12
- 48) 日本建築学会: 大振幅地震動と建築物の耐震性評価ー巨大海溝型地震・内陸地震に備えてー, 2013.9

2章 天然ゴム系積層ゴムの水平鉛直同時加力時の大変形挙動特性

2.1 はじめに

2.2 積層ゴム加力実験

2.2.1 試験体

2.2.2 加力条件

2.3 試験結果

2.4 並列軸ばねモデルによる実験シミュレーション

2.4.1 並列軸ばねモデル

2.4.2 モデルの評価

2.5 まとめ

2章 天然ゴム系積層ゴムの水平鉛直同時加力時の大変形挙動特性

2.1 はじめに

免震建物は建物と地盤の間に免震部材を配置した免震層を設け、地震動による入力エネルギーの大部分を免震層にて吸収する。免震部材は機能面からアイソレータとダンパーに分類される。鉛ダンパーは免震建物にてアイソレータと必ず併用される。併用される代表的なアイソレータは天然ゴム系積層ゴムである。この理由は、天然ゴム系積層ゴムの減衰性能が小さいことから、支承および復元機能は天然ゴム系積層ゴムが担い、減衰性能は鉛ダンパーが担うものとする。ことで、免震層の剛性は天然ゴム系積層ゴムの仕様あるいは台数を、免震層の減衰は鉛ダンパーの仕様あるいは台数をそれぞれ別々に調整することで免震層としての力学特性の設計が容易となるためである。よって、鉛ダンパーを用いた免震建物の挙動評価には天然ゴム系積層ゴムの挙動評価手法の構築が必要となる。

天然ゴム系積層ゴムにおいて一定面圧での正負繰り返し^{1~4)}の水平加力を^{1~4)}を基に、積層ゴムの水平鉛直の相互作用や大変形領域での非線形特性を考慮できる力学モデルの構築が行われている。また変動軸力下のせん断試験結果⁵⁾に対してモデルの妥当性検証を実施している⁶⁾。しかし、検証対象とした積層ゴムの2次形状係数は4に対してのみである。通常的设计領域内では鉛直荷重の増加による水平履歴特性の変動が問題とならない大きな形状係数を有する積層ゴムにおいても、想定外地震を被る場合には、大きな面圧変化によって水平特性の変化が生じる可能性は否定できない。この影響を低減するためには、比較的上部構造の辺長比が小さい建物に対して大きな形状係数を有する積層ゴムを使用し、座屈応力度に対する長期軸力による面圧の比を抑えた設計も考えられる。ただしこの際には、水平剛性の増加による免震周期の短周期化ならびに破断限界変位の低減が考えられ、設計目標に適した総合的な判断が必要となる。

本章では、2次形状係数が6.4の外径1300mm及びその縮小試験体である外径500mmの天然ゴム系積層ゴムによる破断直前までの一定面圧下における水平正弦波せん断加力を実施し、その水平特性を把握する。さらに縮小試験体に対して水平鉛直を同時に変動させた場合の加力実験を実施し、一定面圧下における水平せん断特性との比較を行う。また、大変形時の非線形復元力特性、水平鉛直特性の相互作用を時々刻々と考慮することが可能な並列軸ばねモデル⁷⁾を天然ゴム系積層ゴムへ適用し、一定面圧および変動面圧時のせん断加力実験をシミュレーションする。

2.2 積層ゴム加力実験

2.2.1 試験体

試験体は天然ゴム系積層ゴムである。ゴムのせん断弾性率 G は 0.39N/mm^2 (いわゆる G4) である。試験体は実大相当の特性確認用として外径 $D=1300\text{mm}$ 及びその縮小試験体として $D=500\text{mm}$ の 2 ケースを設定した。外径 D が 1300mm の積層ゴム試験体を写真 2.1 に示す。試験体仕様を表 2.1 に示す。2 次形状係数 S_2 は、外径 1300mm の試験体 RB1300(6.4) の場合が 6.4、外径が 500mm の天然ゴム系積層ゴム試験体の形状は 2 種類あり、それぞれ 5.0 と 6.9 である。なお試験体名称は、「RB」 + 「試験体外径を表す数字」 + 「(2 次形状係数を表す数字)」にて構成されるものとする。表 2.1 中の座屈応力度 は文献 8) より (2.1) 式にて求めた。

$$\sigma_{cr} = \zeta G S_1 S_2 \quad (2.1)$$

$$\zeta = \pi \sqrt{\frac{\kappa}{8(1 + 2\kappa S_1^2 G/E_\infty)}}, \quad \kappa = 0.85, \quad E_\infty = 1.98(\text{GPa}) \quad (\text{G4})^9$$

試験体図を図 2.1 に示す。試験体 RB500(6.9) のゴム各部の縮尺比は試験体 RB1300(6.4) に対して $1/2.6$ となっている。



写真 2.1 外径 1300mm の積層ゴム試験体 RB1300 (6.4)

表 2.1 積層ゴムの試験体仕様一覧

試験体名称	RB500(5)	RB500(6.9)	RB1300(6.4)
ゴムせん断弾性率 G	0.39N/mm ²		
外径 D (mm)	500	500	1300
内径 d (mm)	70	27	70
内径 d /外径 D	0.14	0.05	0.05
ゴム厚 t_r (mm)	3.7	2.5	7
積層数 n	27	29	29
ゴム総厚 T_r (mm)	99.9	72.5	203
内部鋼板厚 t_s (mm)	2.5	2.0	4.3
1次形状係数 S_1	29.1	47.3	43.9
2次形状係数 S_2	5.0	6.9	6.4
座屈応力度 σ_{cr} (MPa)	51.3	98.5	87.6

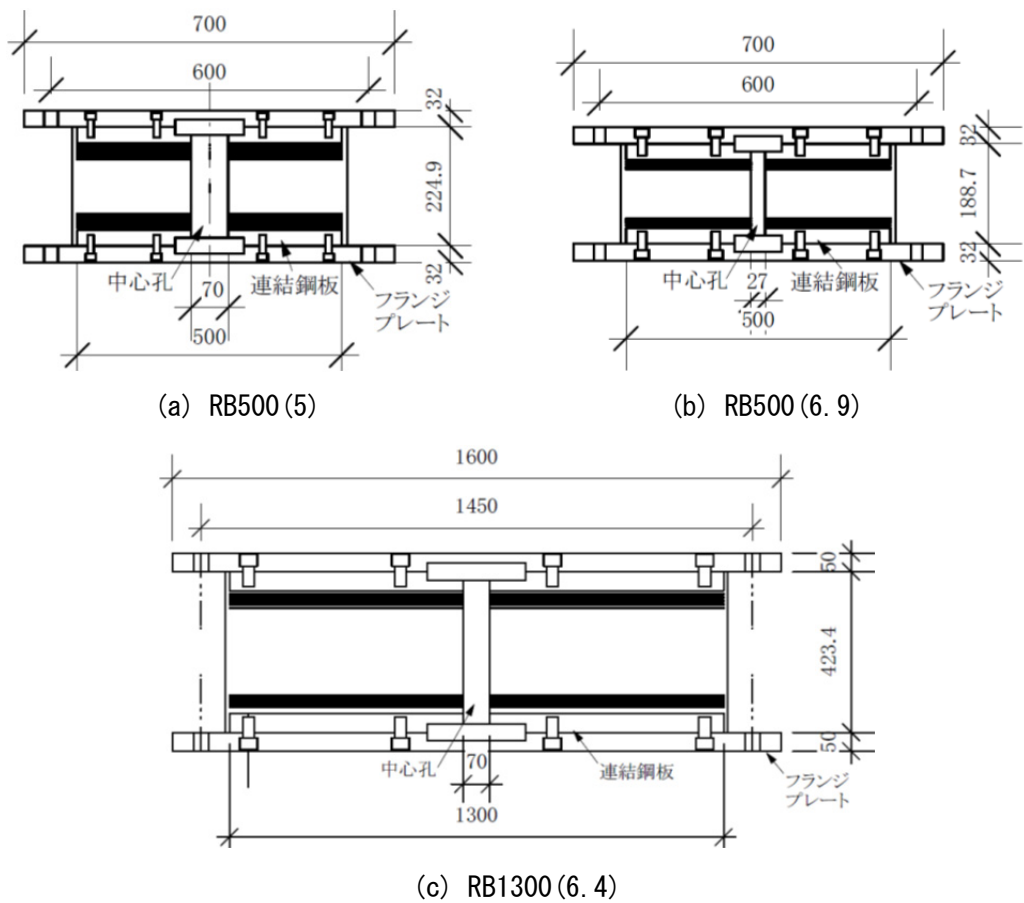


図 2.1 試験体図

2.2.2 加力条件

加力方法は、一定面圧下での水平正弦波せん断加力に加えて、水平方向の正弦波波形と連動して、鉛直荷重値を正弦波として与える水平鉛直変動の加力実験を行う。加力方法の概要を図2.2に示す。一定面圧水平せん断加力における最大水平せん断ひずみは100%、200%、250%、300%、350%の5ケースとし、面圧は試験体により異なる。一定面圧水平加力の加力条件を図2.3に示す。外径1300mmの積層ゴム(RB1300(6.4))においては、0.5MPa、7.5MPa、15MPa(=0.17 σ_{cr})の3ケース、外径500mmの場合は、2次形状係数が5の試験体(RB500(5))では1MPaの1ケース、2次形状係数が6.9の試験体(RB500(6.9))では0.5MPa、7.5MPa、15MPa、22.5MPa、30MPa(=0.30 σ_{cr})とした。また、水平せん断ひずみが300%および350%においては引張荷重時(平均面圧1MPa相当)の試験を実施し、引張荷重作用下における大変形域での挙動を把握することとした。水平鉛直変動加力における鉛直荷重(面圧)と水平変形(せん断ひずみ)の関係図を図2.4に示す。水平変形が最大値のときに鉛直面圧が最大値に達し、水平変形が最小値のときに鉛直面圧が最小値となるように試験機を制御した。水平鉛直同時加力における鉛直面圧の最大値は圧縮15MPaとし、面圧の最小値は水平せん断ひずみ250%までの加力では0MPa、水平せん断ひずみ300%および350%では引張荷重载荷の平均面圧1MPa相当とした。加力装置の能力を鑑み、水平鉛直変動加力に用いた試験体外径は500mmとした。

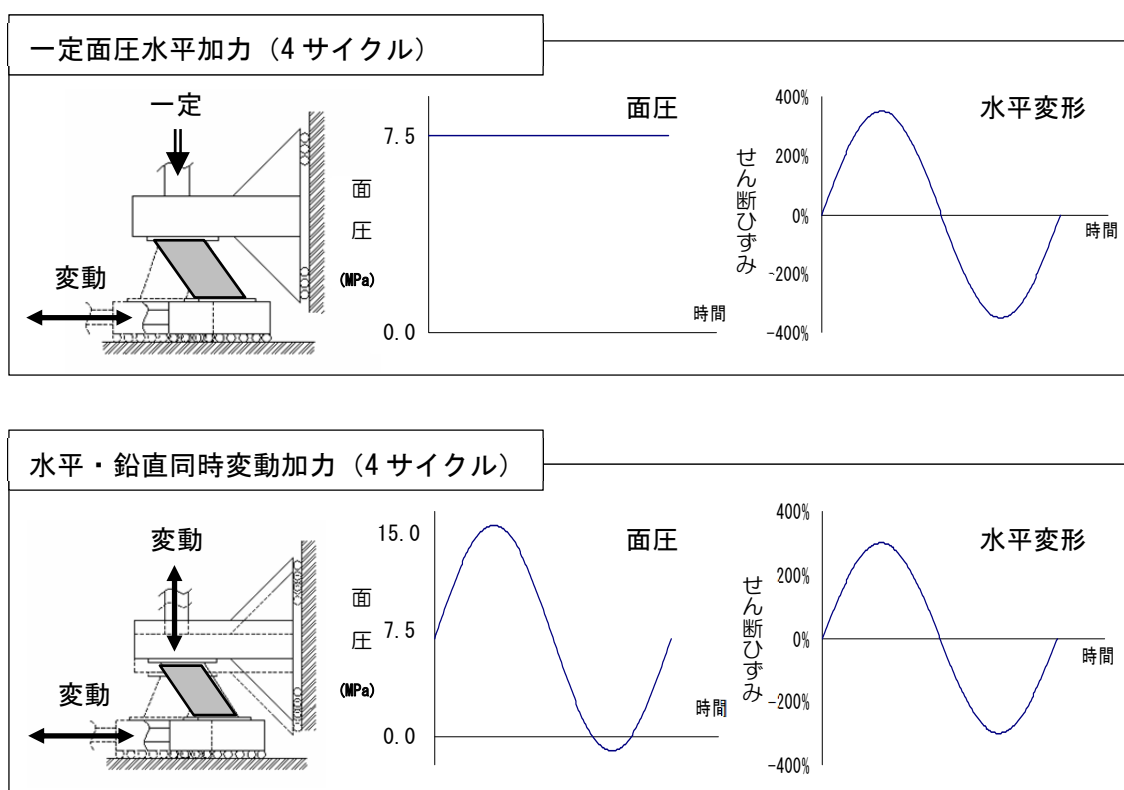


図 2.2 加力方法

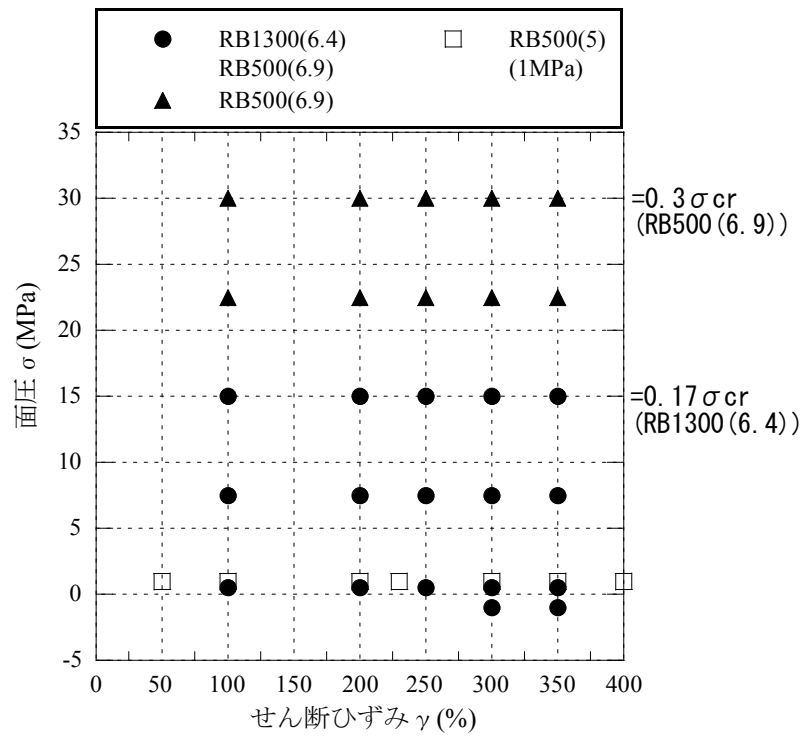


図 2.3 一定面圧水平加力における面圧とせん断ひずみの関係

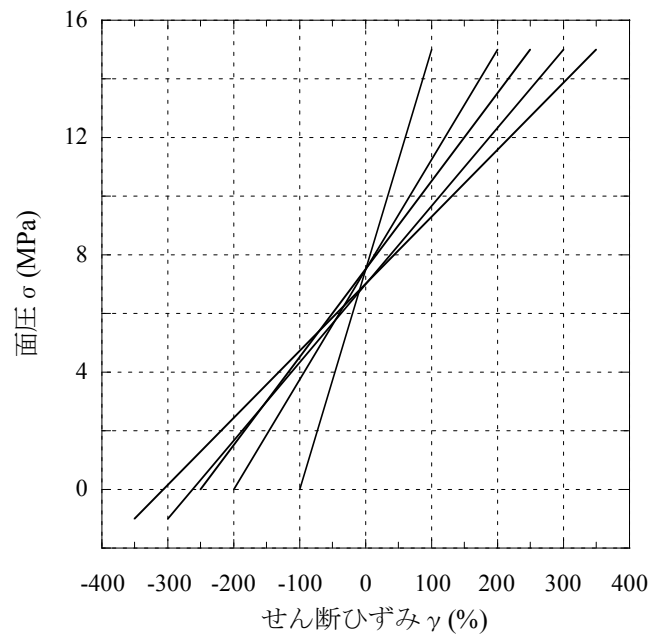


図 2.4 水平鉛直変動加力における面圧とせん断ひずみの関係

2.3 試験結果

一定面圧水平加力時における各試験体の履歴ループを図 2.5 に示す。各図の縦軸は水平荷重をゴム断面積で除したせん断応力度とし、図の横軸は水平変位をゴム総厚で除したせん断ひずみにて表す。

一定面圧時水平せん断試験における各せん断ひずみ時の等価せん断弾性率 G_{eq} をせん断ひずみ $\gamma=100\%$ 時の G_{eq} にて除した $G_{eq}/G_{eq} (\gamma=100\%)$ を図 2.6 に、各せん断ひずみ時の等価減衰定数 h_{eq} を図 2.7 に示す。 G_{eq} は等価剛性 K_{eq} (水平荷重水平変形履歴ループ内の変形最大点と変形最小点の割線剛性) から以下の(2.2)式にて算出した。

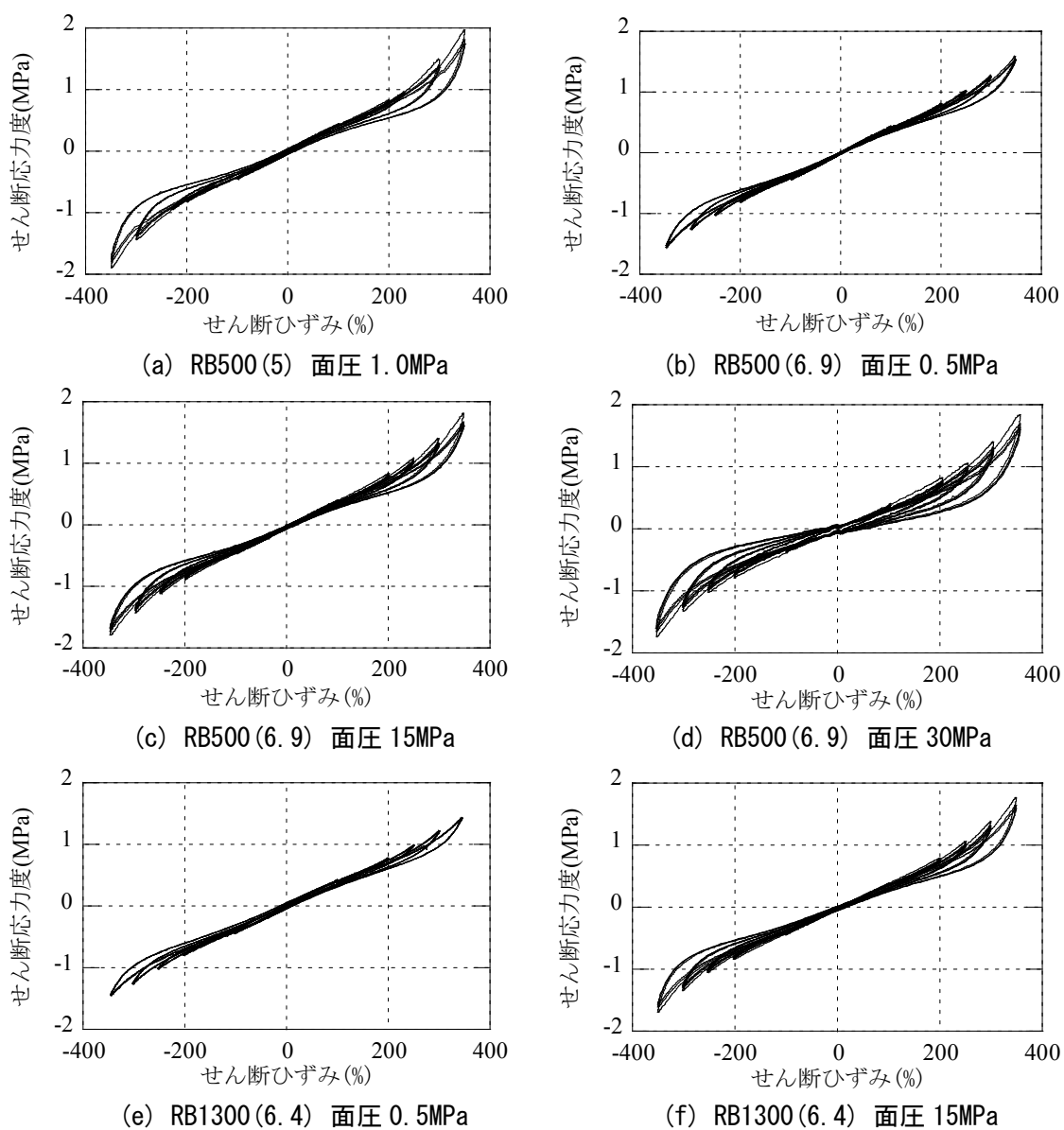


図 2.5 一定面圧水平加力の履歴ループ

$$G_{eq} = \frac{K_{eq} T_r}{A_r} \quad (2.2)$$

ただし、(2.2)式中の T_r はゴム総厚、 A_r はゴム断面積である。

G_{eq} 及び h_{eq} は、いずれも履歴ループ形状が安定する3サイクル目のデータを用いて算出した。以後、実験結果として示す G_{eq} は(2.3)式にて 20°C 換算の温度補正を施した値である。

$$G_{eq} = {}_r G_{eq} \cdot e^{-0.00271(20 - Temp)} \quad (2.3)$$

(2.3)式中の ${}_r G_{eq}$ は実験結果の荷重変形関係から求めた等価せん断弾性率、 $Temp$ は試験体の表面温度である。図 2.6 において各試験体とも $G_{eq} / G_{eq} (\gamma = 100\%)$ は $\gamma = 200\%$ において極小となり、 $\gamma = 200\%$ 以下では試験体形状にかかわらず G_{eq} のひずみ依存性は同様な値となっている。せん断ひずみ γ が 200% 以上となると、 G_{eq} のひずみ依存性は形状により異なる値となり、RB500(5)の $G_{eq} / G_{eq} (\gamma = 100\%)$ は RB500(6.9)と RB1300(6.4)に対して大きな値を示している。また図 2.7 の h_{eq} においてもせん断ひずみ γ が 300% 以上では RB500(5)の値は同一の γ における RB500(6.9)と RB1300(6.4)の値に対して大きな値を示している。図 2.5(a)、(b)、(e)において γ が 250% を超えた領域では、2 次形状係数 $S_2 = 5.0$ の方が $S_2 = 6.4$ 及び 6.9 の場合に対してハードニング時の履歴の膨らみが大きくなっており、これは図 2.7 が示す傾向に整合する結果とな

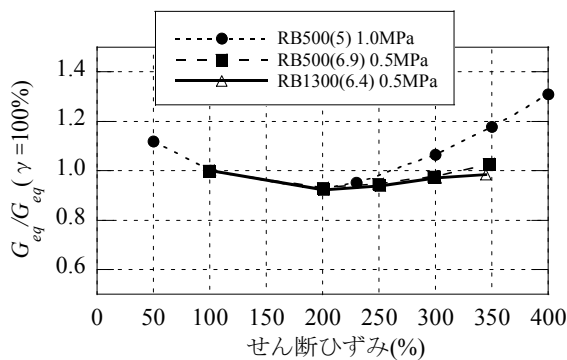


図 2.6 低面圧一定水平加力時の G_{eq} ひずみ依存

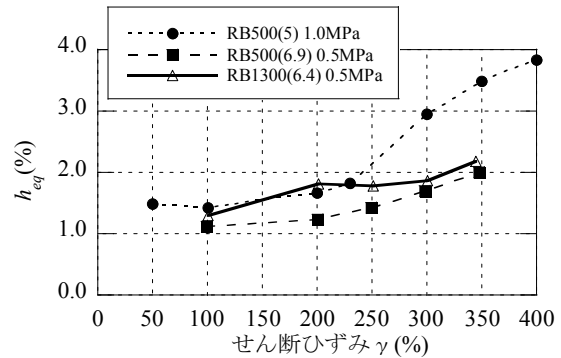


図 2.7 低面圧一定水平加力時の h_{eq}

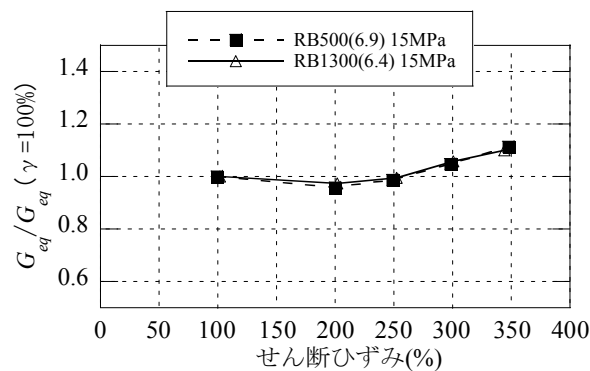


図 2.8 15MPa 一定面圧水平加力時の G_{eq} ひずみ依存性

っていることがわかる。15MPa一定面圧時の水平せん断加力における G_{eq} のひずみ依存性を図 2.8 に示す。15MPa においても RB500(6.9) と RB1300(6.4) はほぼ同様なひずみ依存性を示す。よって RB500(6.9) と RB1300(6.4) とはゴム断面積とゴム総厚にて基準化すると、同等な水平特性を有すると見なすことが可能である。RB500(6.9) の一定面圧試験時における各面圧時の G_{eq} のひずみ依存性を図 2.9 に示す。いずれの面圧においても $\gamma = 200\%$ において、 G_{eq} は極小値となっている。面圧が高くなるにつれ、 $\gamma = 100\%$ 時に対する G_{eq} は大きくなることから、ハードニング時の剛性上昇は面圧が高くなるほど大きくなることがわかる。

RB500(6.9) および RB1300(6.4) の一定面圧水平加力から求めた G_{eq} の面圧依存性を図 2.10 に示す。 G_{eq} の基準値は、それぞれの試験体において面圧 σ が 0.5MPa、せん断ひずみ γ が 100% 時の G_{eq} とした。図内には(2.4)式の Haringx によって求められたゴム両端回転固定時における水平剛性 K の理論値による変化率を示す¹⁰⁾。

$$K = \frac{P^2}{2k_r q \tan(qH/2) - PH} \quad (2.4)$$

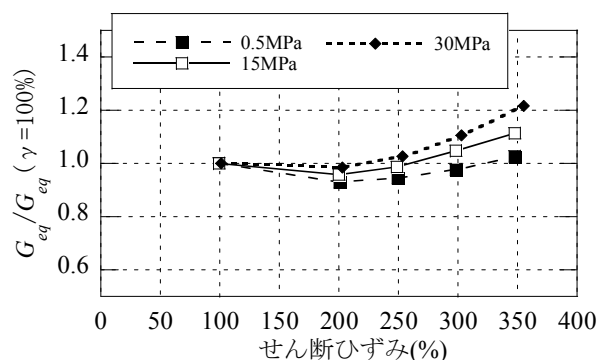
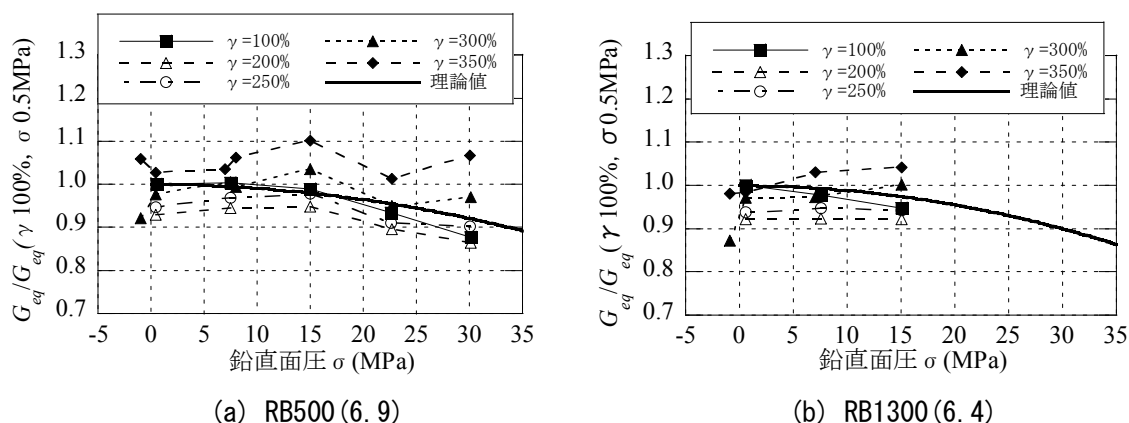


図 2.9 RB500 $S_2=6.9$ の G_{eq} ひずみ依存性



(a) RB500 (6.9)

(b) RB1300 (6.4)

図 2.10 一定面圧加力時における G_{eq} の面圧依存性

$$q = \sqrt{\frac{P}{k_r} \left(1 + \frac{P}{k_s} \right)}$$

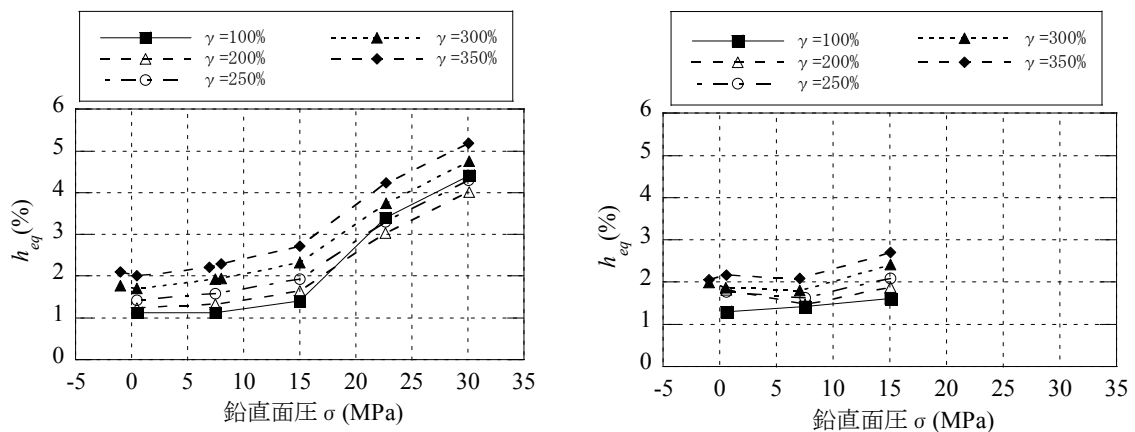
$$k_s = GAH/T_r, \quad k_r = E_{rb}IH/T_r$$

$$E_{rb} = E_r E_\infty / (E_r + E_\infty), \quad E_r = 3G(1 + 2\kappa S_1^2 / 3)$$

$$\kappa = 0.85, \quad E_\infty = 1.98(\text{GPa}) \quad (\text{G4})^9)$$

ただし、(2.4)式において、 P は圧縮荷重、 H はゴム層と中間鋼板の総厚さ、 A はゴム層のせん断断面積、 I はゴム部の断面 2 次モーメント、 S_1 は一次形状係数、 E_∞ は体積弾性係数、 κ は硬度補正係数を表す。

図 2.10 より $\gamma=100\%$ 、 $\gamma=200\%$ および $\gamma=250\%$ においては、実験値は理論値と同様に面圧の上昇にともない剛性が低下する傾向にある。 $\gamma=300\%$ および $\gamma=350\%$ において、図中の実験値は理論値の曲線よりも上側に位置している。これは $\gamma=250\%$ 程度まで実験結果の骨格曲線は線形であるのに対し、 $\gamma=300\%$ 以上ではゴムのひずみ硬化によるハードニング現象が剛性決定において支配要因となっているためである。また、図中には引張荷重載荷時（平均面圧 1MPa）の値も示す。面圧 0.5MPa、 $\gamma=100\%$ 時の剛性に対して $\gamma=300\%$ 時には -6%、 $\gamma=350\%$ 時には +6% となり、引張荷重載荷時となっても水平剛性への影響はわずかであった。図 2.9 より RB1300(6.4) も面圧 15MPa までは RB500(6.9) と同様の傾向を示すことがわかるが、引張荷重載荷時（平均面圧 1MPa）時において $\gamma=100\%$ 時の剛性に対して $\gamma=300\%$ 時の G_{eq} は -13%、 $\gamma=350\%$ 時では -2% となり、寸法による違いが現れている。これはフランジ面外剛性の違いによる面圧分布の不均一性も影響因子の一つと考えられる。ただし、今回の実験においてはフランジの鉛直変形量および面圧分布を実測していない。試験条件全体について、 G_{eq} の変化は RB500(6.9) では -15% から +10%、RB1300(6.4) で -13% から +4% となっている。等価減衰定数 h_{eq} の面圧依存性を図 2.11



(a) RB500 (6.9)

(b) RB1300 (6.4)

図 2.11 一定面圧加力時における h_{eq} の面圧依存性

に示す。いずれのせん断ひずみにおいても鉛直面圧の上昇とともに等価減衰定数 h_{eq} が増加することが本試験において確認された。引張荷重時（平均面圧 1MPa 相当）の h_{eq} は、圧縮面圧 0.5MPa 時に対してその差が $\pm 0.2\%$ 以内であり、引張荷重載荷による急激な等価減衰定数の変化は確認されなかった。またせん断ひずみの上昇とともに等価減衰定数 h_{eq} が上昇していることがわかる。本試験条件の範囲では、等価減衰定数 h_{eq} は 1% から 5% の値であった。

水平鉛直変動試験の荷重変形関係を図 2.12 および図 2.13 に示す。図 2.12 に示す RB500(5.0) ではせん断応力度—せん断ひずみ関係において非対称の履歴形状となっており、高面圧側において低面圧時よりもせん断応力度が低減している。一方、図 2.13 に示す RB500(6.9) のせん断応力度—せん断ひずみ関係において正側負側に顕著な非対称性は見られなかった。RB500 における一定面圧水平加力試験と水平鉛直変動試験の比較を図 2.14 に示す。水平鉛直変動試験における G_{eq} は正側負側をそれぞれ算出した。図 2.14 中の G_{eq+} は水平変形最大点と原点との割線剛性から算出した G_{eq} を、 G_{eq-} は水平変形最小点と原点との割線剛性から算出した G_{eq} を示す。 G_{eq+} 、 G_{eq-} の比較対象として、 $\gamma=100$ 、200、250% では変動面圧の最大値である 15MPa と、最小値の 0MPa にほぼ近い 0.5MPa (RB500(6.9)) もしくは 1MPa (RB500(5)) の G_{eq} を、 $\gamma=300\%$

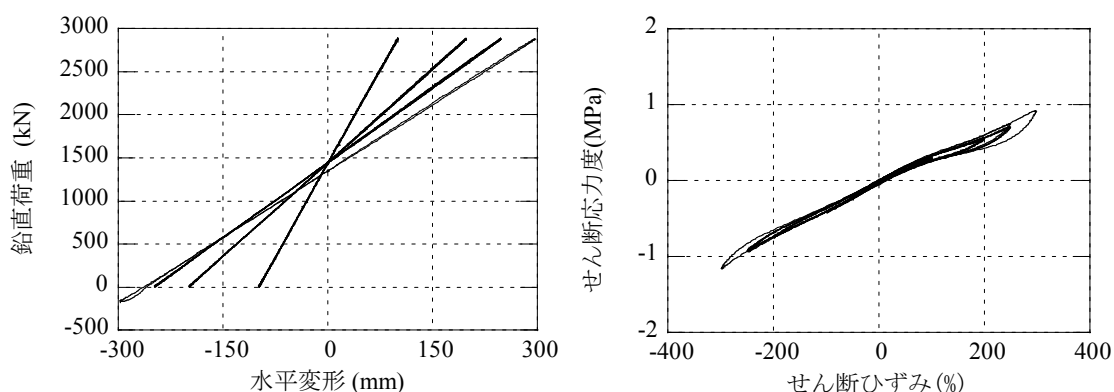


図 2.12 水平鉛直変動試験の荷重変形関係 (RB500(5))

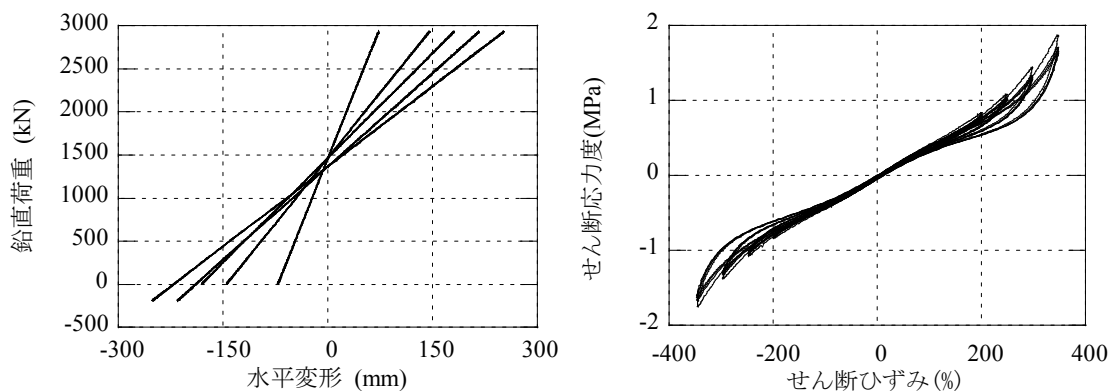


図 2.13 水平鉛直変動試験の荷重変形関係 (RB500(6.9))

および $\gamma=350\%$ では15MPaと引張面圧1MPa(図中の面圧では-1MPa)の結果を併記した。ただし、RB500(5)の15MPa一定面圧水平加力は未実施のため記載しない。図2.14(a)よりRB500(5)の場合では、 G_{eq+} は G_{eq-} に対して $\gamma=100\%$ 時では0.7倍となった。 G_{eq-} は低面圧一定時の G_{eq} に対して6%以内の剛性変動となっており、両者の差は小さい。一方、図14(b)で示すRB500(6.9)における G_{eq+} と G_{eq-} の差異はRB500(5)より顕著ではなく、 G_{eq+} の G_{eq-} に対する比はせん断ひずみ $\gamma=100\%$ 時において0.89、 $\gamma=350\%$ 時では1.00であった。一定面圧時15MPaの G_{eq} に対する変動面圧時の G_{eq+} の比は0.91から0.99の値となり、低面圧一定の G_{eq} に対する変動面圧時 G_{eq-} の比は1.02から1.09となった。

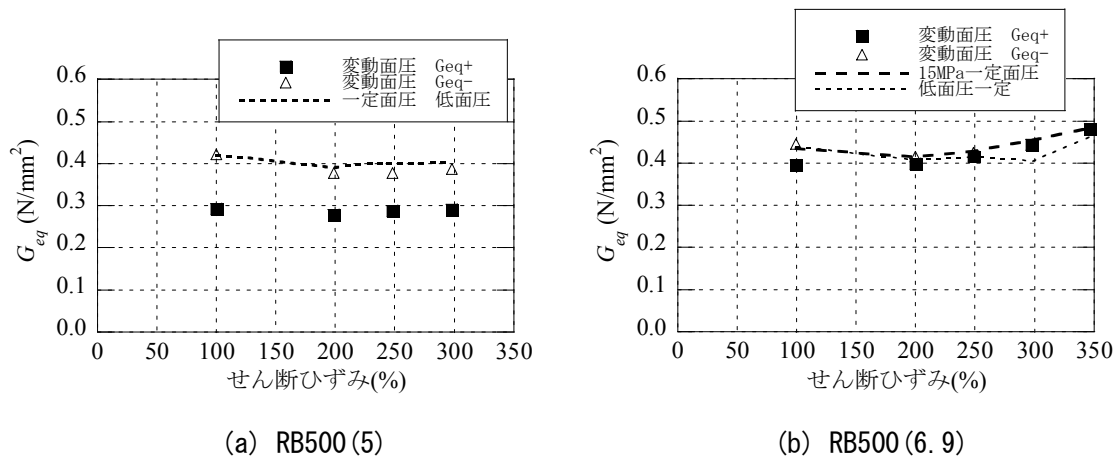


図 2.14 一定面圧水平試験と水平鉛直変動試験結果の比較

2.4 並列軸ばねモデルによる実験シミュレーション

2.4.1 並列軸ばねモデル

前節で示した3種類の天然ゴム系積層ゴムに対して、文献⁷⁾において提案される並列軸ばねモデルの適用を試みる。並列軸ばねモデルを図2.15に示す。このモデルは、水平-鉛直特性の相互作用を考慮した解析に多用されるKoh-Kelly model¹¹⁾の幾何学的非線形を基本として、Koh-Kelly modelの上下端の回転ばねを並列軸ばねに置き換えた力学モデルである。上下端の軸ばね群は積層ゴムの断面を分割した各分割部分を表し、中間層のせん断ばね及び軸ばねと、上下端の並列軸ばねを結ぶ剛体要素は積層ゴム高さを表す。上下端の並列軸ばねにより、変動する軸力の影響を自動的にせん断履歴に反映できるのがこのモデルの大きな特徴である。加えて、力学モデルを構成する各ばねに非線形の復元力特性を適用することで、材料非線形の影響も考慮することができる。なお、上下端の並列軸ばねの分割数は、各々30分割とする。

積層ゴムのせん断特性は、並列軸ばねモデルの中間層のせん断ばねに適用する復元力モデルにより表現する。中間層のせん断ばねに適用する復元力モデルは、積層ゴムの荷重(Q)-変形(X)関係を、非線形弾性成分 Q_1 と、履歴減衰成分 Q_2 に分離して以下のように表現する。

$$Q = Q_1 + Q_2 \quad (2.5)$$

(2.5)式で表される荷重変形関係を図2.16に示す。

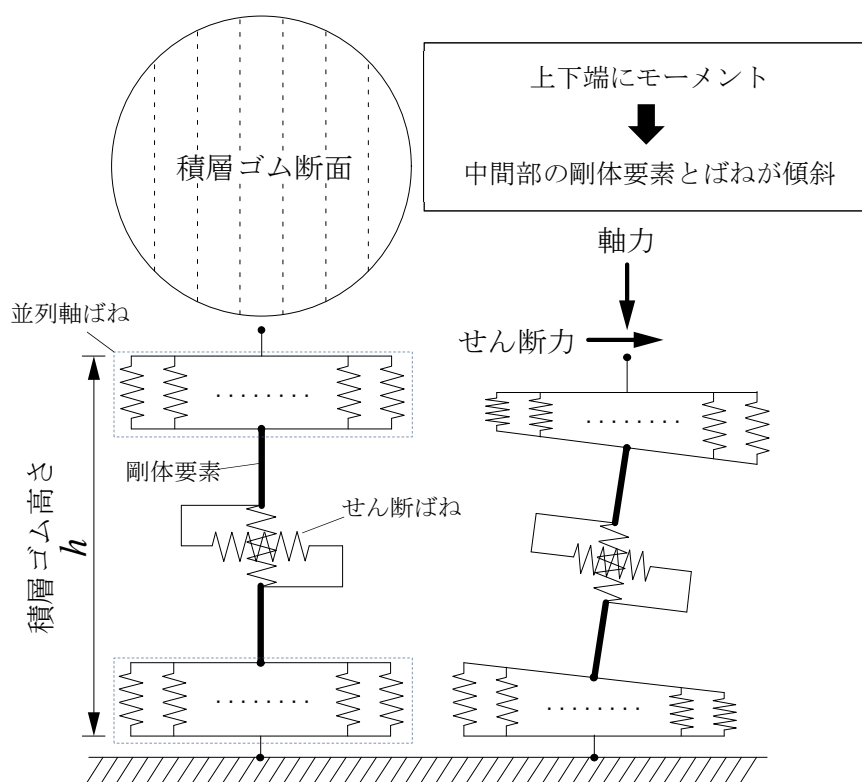


図 2.15 並列軸ばねモデル

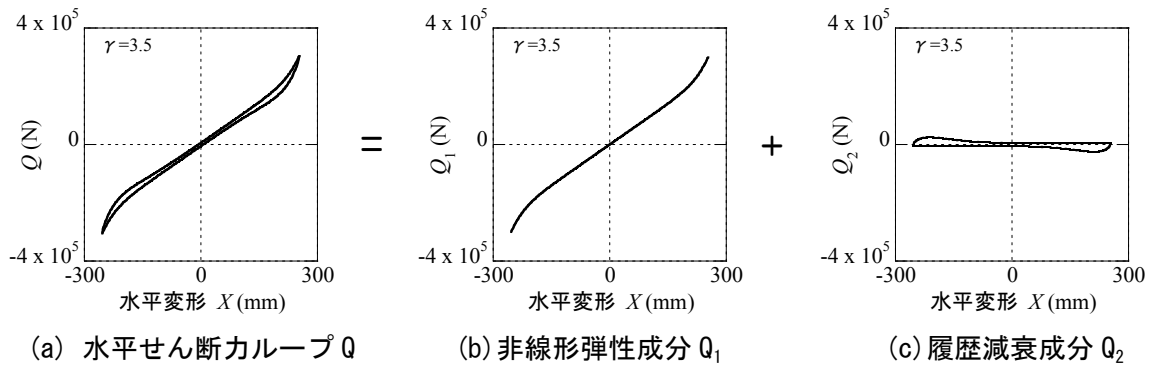


図 2.16 中間層せん断ばねの復元力モデル

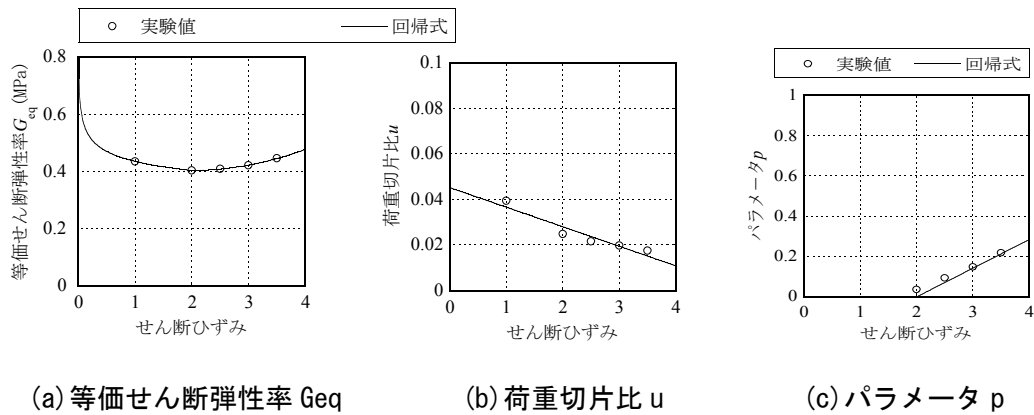


図 2.17 中間層せん断ばねの非線形弾性成分のパラメータ

並列軸ばねモデルにおいては、軸力の影響は力学モデルの幾何学的なせん断力と軸力の相互作用によって表現される。よって、中間層のせん断ばねには軸力の影響がない状態のせん断特性を適用する。本論では、図 2.5(b)に示す RB500(6.9)の面圧 0.5MPa でのせん断加力試験で得られた履歴ループを基にせん断特性をモデル化する。

非線形弾性成分 Q_1 は(2.6)式とする。

$$Q_1 = (1-u)Q_m \{ (1-p)x + \text{sgn}(X)p|x|^n \} \quad (2.6)$$

ここで、 x は変形の無次元量 ($=X/X_m$)、 u は荷重切片比 ($=Q_d/Q_m$ 、 Q_d は y 切片荷重)、 X_m 、 Q_m は除荷時の変形および荷重である。スケルトンカーブからの除荷時の荷重 Q_m は、等価せん断弾性率 G_{eq} の評価式をせん断ひずみの関数として用意しておき、以下の式より算出する。

$$Q_m = \frac{G_{eq} A_r}{h_r} X_m \quad (2.7)$$

実験結果より回帰した G_{eq} および u の評価式はせん断ひずみ γ の関数として以下となる。

$$G_{eq} = 0.4350\gamma^{-0.1112} \quad (0 \leq \gamma \leq 2.0) \quad (2.8)$$

$$G_{eq} = 0.017978\gamma^2 - 0.070857\gamma + 0.47258 \quad (\gamma > 2.0) \quad (2.9)$$

$$u = -0.0085883\gamma + 0.045208 \quad (2.10)$$

n および p はハードニング挙動を表現するパラメータである。 n はせん断ひずみレベルによらず $n=8.0$ で一定とする。 p は小ひずみ域で線形性を保ち変形が大きくなるにつれハードニングを強くするためのパラメータである。小ひずみ域では $p=0$ とし、 $p=0$ における Q_1 は傾き $(1-u)Q_m/X_m$ の直線となり、ひずみが大きくなると $p>0$ とすることで、ハードニング挙動を表現する。 p は実験結果より以下の式となる。

$$p = 0 \quad (0 \leq \gamma \leq 2.0) \quad (2.11)$$

$$p = 0.14257\gamma - 0.28514 \quad (\gamma > 2.0) \quad (2.12)$$

非線形弾性成分 Q_1 の各パラメータを図 2.17 に示す。

履歴減衰成分 Q_2 は(2.13)式として表現する。

$$Q_2 = \pm u Q_m \{1 - 2e^{-a(1 \pm x)} + b(1 \pm x)e^{-c(1 \pm x)}\} \quad (2.13)$$

(複号同順、 $\dot{X} > 0$ のとき+、 $\dot{X} < 0$ のとき-)

(2.13)式における a 、 b は、履歴ループ面積を実験値と等価にするという条件から、(2.14)および(2.15)式により算出する。

$$\frac{1 - e^{-2a}}{a} = \frac{2u - \pi h_{eq}}{2u} \quad (2.14)$$

$$b = c^2 \left[\frac{\pi h_{eq}}{u} - \left\{ 2 + \frac{2}{a} (e^{-2a} - 1) \right\} \right] \quad (2.15)$$

ここで、 h_{eq} は等価粘性減衰定数であり、せん断ひずみ γ の関数として実験結果より(2.16)および(2.17)式として表す。

$$h_{eq} = 0.011942 \quad (0 \leq \gamma \leq 2.0) \quad (2.16)$$

$$h_{eq} = 0.0049786\gamma + 0.0019848 \quad (\gamma > 2.0) \quad (2.17)$$

等価粘性減衰定数 h_{eq} の実験値と評価式の対応を図 2.18 に示す。評価式は実験値を精度よく表現する。また、パラメータ c は履歴ループにおける極大・極小点を操作するパラメータであり、任意の値をとりうるが、本検討では $c=6.0$ とする。

中間層せん断ばねの復元力モデルによる RB500(6.9)の荷重変形関係を図 2.19 に示す。小ひ

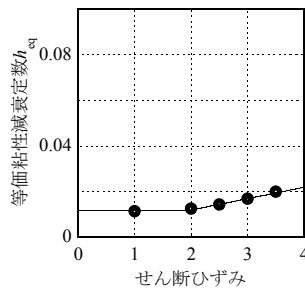


図 2.18 等価粘性減衰定数

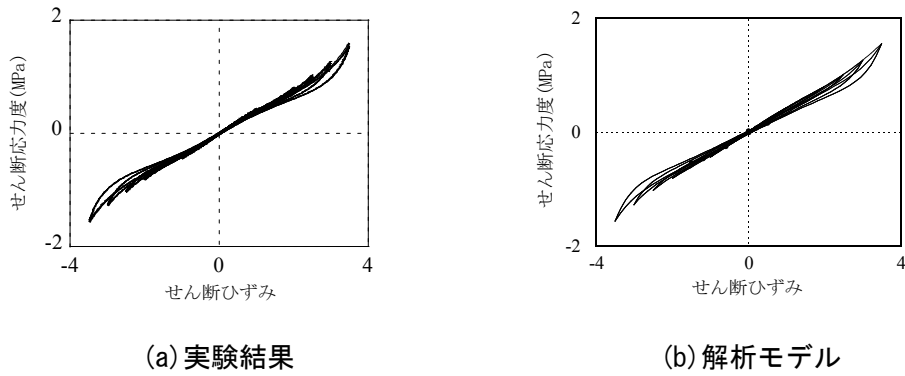


図 2.19 中間層のせん断ばね復元力モデルの荷重変形関係

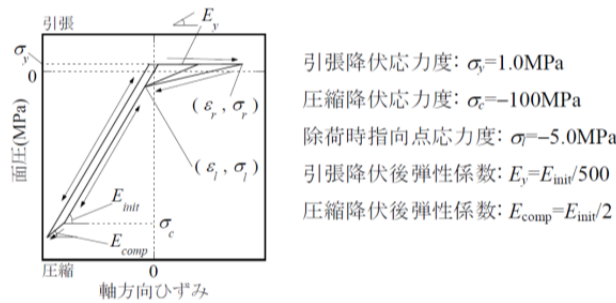


図 2.20 並列軸ばね特性

ずみ領域における線形的な挙動と大ひずみ領域の除荷時におけるループの膨らみが再現され、実験結果に近い履歴ループとなっている。

中間層の軸ばねの剛性は ∞ と仮定し、上下端の並列軸ばねにより積層ゴムの軸方向特性を表現する。並列軸ばねに適用する応力度-ひずみ度関係を図 2.20 に示す。この応力度-ひずみ度関係は、文献⁷⁾において鉛プラグ入り積層ゴムの変動軸力下におけるせん断加力試験結果を基に、軸力の影響によるせん断剛性の低下や座屈現象を再現することを目的に構築されたモデルである。このモデルの弾性領域における弾性係数 E_{init} は、(2.18)式で算出される積層ゴムの圧縮弾性係数を適用する。

$$E_{init} = \frac{E_0(1+2\kappa S_1^2)E_\infty}{E_0(1+2\kappa S_1^2)+E_\infty} \quad (2.18)$$

ここで、 E_0 はゴムの縦弾性係数であり、 κ はゴムの硬度補正係数、 S_1 は積層ゴムの一次形状係数、 E_∞ はゴムの体積弾性係数である。

2.4.2 モデルの評価

前節で示した解析モデルを用いて、3種類の天然ゴム系積層ゴム(RB500(6.9)、RB1300(6.4)、RB500(5))のせん断加力試験のシミュレーション解析を行う。本解析で用いたパラメータは、すべての試験体において前章で述べたRB500(6.9)の試験結果より求めた同一の値を用いた。これにより、並列軸ばねモデルによる天然ゴム系積層ゴムの解析の妥当性を評価する。

図 2.21(a)、(b)にRB500(6.9)の15MPa、及び30MPaの一定面圧下におけるせん断加力試験のシミュレーション解析結果を示す。図 2.5(c)、(d)に示すRB500(6.9)の実験結果と比較すると、概ね実験結果を表現することが可能である。ただし、面圧15MPaの実験結果の履歴ループは、ハードニング時に履歴ループがやや膨らんでいるが、解析結果ではわずかなループの膨らみはあるものの、軸力の影響は大きく現れていない。また面圧30MPaにおいては、実験結果は強いハードニングと履歴ループの全体的な膨張が見られるが、解析結果はやや履歴ループの膨らみが現れているものの、実験結果に見られる明確な履歴ループ形状の変化を表現しきれていない点に課題が残る。

図 2.21(c)、(d)にRB1300(6.4)の0.5MPa、及び15MPaの一定面圧下におけるせん断加力試験のシミュレーション解析結果を示す。図 2.21(c)に示す面圧0.5MPaの解析結果は、図 2.5(e)に示す軸力の影響がない状態のRB1300(6.4)のせん断特性を精度良く再現できている。このことから、RB500(6.9)の実験結果を基に作成したせん断復元力モデルはサイズの異なるRB1300(6.4)に対しても適用可能であることが確認できる。また面圧15MPaにおいても解析結果は概ね実験結果を表しているが、図 2.5(f)に示す実験結果は面圧0.5MPaの結果に比べより強いハードニングを示し、その後履歴ループの膨らみが見られる。図 2.21(d)の解析結果は、軸力の影響が小さく、実験結果に見られる強いハードニングや履歴ループの膨らみをやや過小に表現している。

図 2.21(e)に、RB500(5)の変動面圧下におけるせん断加力試験のシミュレーション解析結果を示す。RB500(5)は他の2体に比べて二次形状係数が小さいため、比較的軸力の影響によるせん断剛性の低下が生じやすい。図 2.12に示す実験結果においては、低面圧側では軸力の影響のないループを示しているのに対し、高面圧側ではせん断剛性が低下し履歴ループがやや膨らむという非対称の履歴ループ形状を示している。図 2.21(e)の解析結果においても、高面圧側でせん断剛性の低下が生じ履歴ループがやや膨らんでおり、実験結果に見られる非対称のループ形状を再現できている。一方、図 2.21(f)に示すRB500(6.9)の変動面圧下における解析結果は概ね対称の履歴ループとなっており、図 2.13に示す実験結果と整合している。よって並列軸ばねモデルを用いた提案モデルは、変動面圧下においても面圧上昇によるせん断剛性の低下について形状係数に応じた違いを反映しうることがわかる。

以上より、軸力の影響がない状態の天然ゴム系積層ゴムのせん断特性は、RB500(6.9)に加え、RB1300(6.4)についても精度良く表現できることが確認できた。また、並列軸ばねモデルを用いた解析においては、比較的二次形状係数が小さく軸力の影響によりせん断剛性の低下を示すような場合には、解析結果は実験結果と良い対応を示すことが確認できた。二次形状係数が6

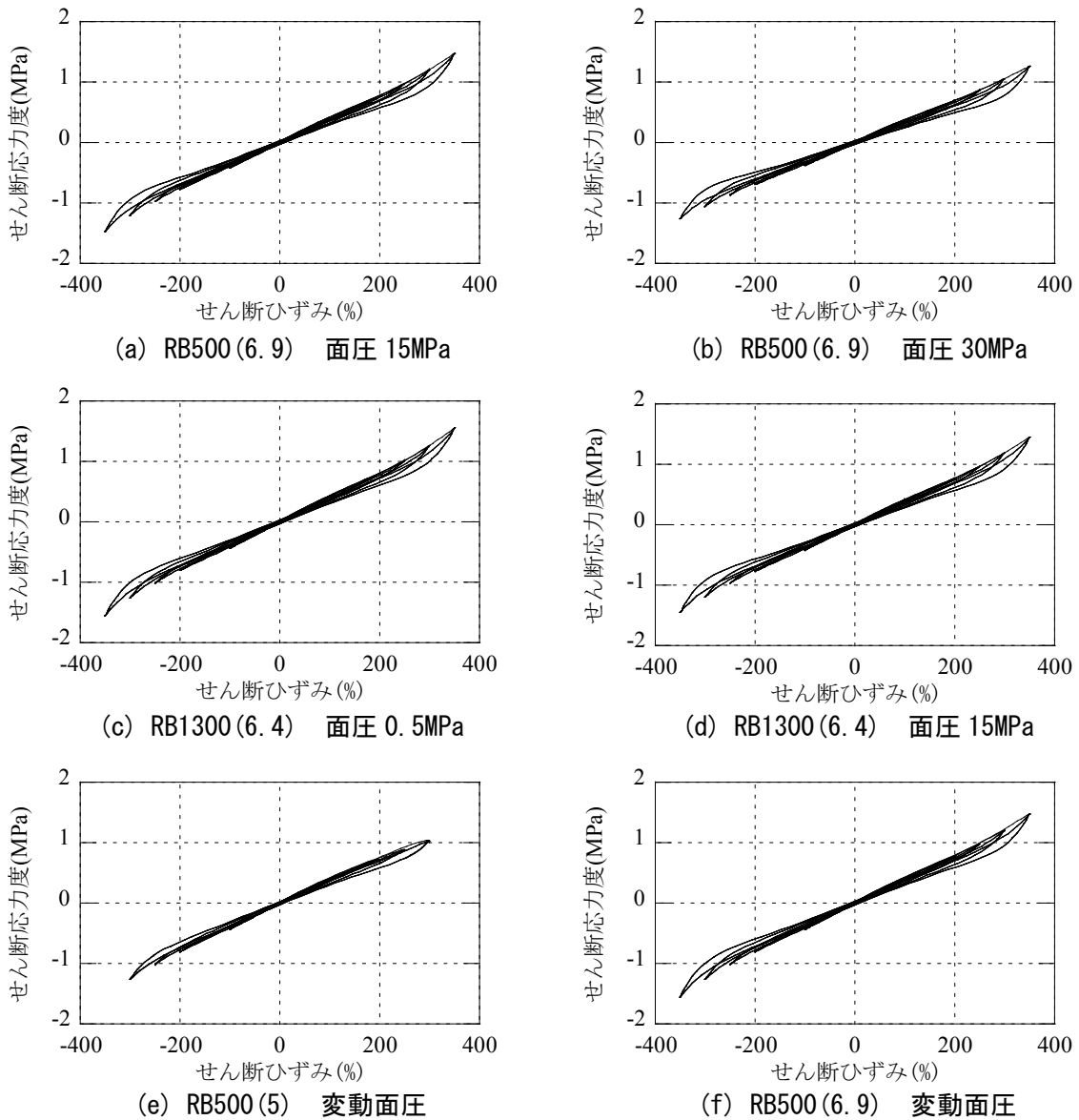


図 2.21 せん断加力試験のシミュレーション解析結果

以上と大きい場合においても、概ね挙動を表現することが可能であるが、面圧が高くなるにつれ、高ひずみ領域で低面圧状態よりも強いハードニングを示し、また履歴ループが膨張するという実験結果に見られた挙動を並列軸ばねモデルによる解析は完全に表現しきれなかった。この要因の一つは、主に二次形状係数が比較的小さな鉛プラグ入り積層ゴムのせん断加力試験結果を基に構築されている軸方向特性が、二次形状係数の大きな天然ゴム系積層ゴムの軸方向特性を十分に表現できていないことに原因があると考えられる。上記に示した軸力によるせん断特性の変化をさらに精度良く表現するためには、軸方向特性の修正を含めたさらなる検討が必要と思われる。

2.5 まとめ

本章では、2次形状係数が5.0、6.4または6.9の天然ゴム系積層ゴムを対象として、実大スケール相当の外径1,300mmおよびその縮小試験体である外径500mmの天然ゴム系積層ゴムの水平せん断加力試験を実施し、実大スケールにおいて15MPaまで、縮小試験体で30MPaまでの圧縮面圧下の特性ならびに引張荷重載荷時（平均面圧1MPa）における水平特性をせん断ひずみにて350%の領域までの水平せん断特性を把握した。外径500mmの積層ゴムでは、2次形状係数の異なる試験体に対して試験を行い、せん断ひずみが250%以降の復元力特性が異なること、および軸力変動による水平特性の影響度合いが異なることが確認された。特性変化の要因は2次形状係数のみならず、1次形状係数、外径に対する内径の比といった他の寸法に関するパラメータの違いによっても影響しているものと考えられる。上記の2次形状係数が6.4及び6.9の積層ゴムの水平方向等価剛性の面圧依存性について、弾性仮定に基づいたHaringxによる理論解から算出される水平剛性の面圧依存性を比較し、せん断ひずみが200%以下では積層ゴムが線形的な挙動を示すことから、本論で述べた試験の面圧（ $\phi 500$ では30MPaまで、 $\phi 1,300$ では15MPaまで）の範囲では実験値の水平剛性は理論解が示すように面圧上昇とともに低下することが確認された。次に、水平変形に連動した軸力変化を与えた水平鉛直連動試験を実施し軸力変動による水平特性の変化を実測し、その特性を把握した。

上記の実験結果を模擬するために、鉛プラグ入り積層ゴムに対して用いた手法を一部修正した並列軸ばねを用いた天然ゴム系積層ゴムの力学モデルの構築を行った。並列軸ばねモデルとは、積層ゴムの断面を分割し、各分割部分を表現する軸ばねを並列に配置した並列ばね群を上下端に有し、中間層にせん断ばねと軸ばねを有するものである。このモデルでは、水平—鉛直方向の力の相互作用、ならびに大変形領域での非線形復元力特性を考慮できる。また本モデルを用いれば免震建物の解析において地震時に変動する軸力の影響を時々刻々反映させた動的解析を行うことが可能である。本モデルの妥当性を検証するために、試験体を模擬した解析モデルによる実験結果の再現を試みた。1次形状係数44および48、2次形状係数6.4および6.9のG4天然ゴム系積層ゴムにおいて、引張荷重（平均面圧1MPa相当）から圧縮面圧15MPaまで、せん断ひずみ300%までにおいては一定面圧水平試験ならびに水平鉛直同時実験結果の履歴ループを表現することが可能であった。また、1次形状係数29.1および2次形状係数の5.0のG4天然ゴム系積層ゴムの水平鉛直同時実験結果の履歴ループを表現することも可能であった。

参考文献

- 1) 八坂厚彦, 水越薫, 飯塚真巨, 高林勝人: 形状係数をパラメータとした積層ゴムの限界特性実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集 B, pp.599~602, 1991.9
- 2) 瓜生満, 平野欣郎, 多田英之, 高山峯夫, 北村春幸, 吉江慶祐: 高面圧下における積層ゴムアイソレータの実大実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集 B-2, pp.597~602, 1995.8
- 3) 古田智基, 太田一平, 辻本孝: 積層ゴム支承の形状と面圧・歪依存性との関係, 日本建築学会大会学術講演梗概集 B-2, pp.481~482, 2002.8
- 4) 坂口達, 島田淳, 西川一郎, 高山峯夫: 天然ゴム系積層ゴムの限界性能に関する研究, 日本建築学会技術報告集, No.19, pp.85~90, 2004.6
- 5) 高岡栄治, 飯塚真巨, 芳沢利和, 鈴木重信, 菊地隆志: 変動圧縮軸力を受ける積層ゴムの力学挙動, 日本建築学会大会学術講演梗概集 B-2, pp.691~692, 2000.9
- 6) 飯塚真巨: 積層ゴムの大変形挙動をシミュレートする巨視的力学モデル, 日本建築学会構造系論文報告集, No.568, pp.83~90, 2003.6
- 7) 山本祥江, 菊地優, 越川武晃, 上田正生: 並列多軸ばねを用いた積層ゴムの大変形挙動解析, 日本建築学会構造系論文集, No.618, pp.81~88, 2007.8
- 8) 日本建築学会: 免震構造設計指針, 2001.9
- 9) A. N. Gent and P. B. Lindley: Internal Rupture of Bonded Rubber Cylinders in Tension, Proc. Roy. Soc. A, Vol.249, 1958.5
- 10) J.A.Haringx: On Highly Compressible Helical Springs and Rubber Rods, and Their Application for Vibration-Free Mountings, Philips Research Reports, Vol.3, 1948 & Vol.4, 1949.
- 11) J.M.Kelly: Earthquake-resistant Design with Rubber (2nd edition), Springer, London, 1997.
- 12) M. Kikuchi and I. D. Aiken: An Analytical Hysteresis Model for Elastomeric Seismic Isolation Bearings, Earthquake Engineering and Structural Dynamics, Vol.26, pp.215~231, 1997.
- 13) 小槻淳, 山本祥江, 菊地優, 越川武晃, 上田正生: 鉛プラグ入り積層ゴムの大変形復元力モデルに関する研究, 構造工学論文集, Vol.53B, pp.9~16, 2007.3
- 14) 加藤隆一, 岡研一郎, 高山峯夫, 國津博昭, 貞許美和: フランジ厚さを変化させた天然ゴム系積層ゴムの引張試験, 日本建築学会技術報告集, 第 15 号, pp.99-104, 2002.6

3章 免震用鉛ダンパーの多数回繰返し特性の把握と解析モデルの構築

3.1 はじめに

3.2 実大試験体による多数回繰返し加力

3.2.1 試験体概要

3.2.2 実験方法

3.3 実験結果と考察

3.4 繰返し変形による特性変動を考慮した復元力モデル

3.5 まとめ

3章 免震用鉛ダンパーの多数回繰返し特性の把握と解析モデルの構築

3.1 はじめに

長周期地震動は従来の安全性検証に用いられていた地震動よりも概してエネルギースペクトルが長周期域で大きな値を示し¹⁾、継続時間が長く、構造物は多数回の繰返し変形をうける。このため、免震建物の安全性の検討においては、多数回の繰返し変形時における免震部材の特性を考慮した評価が重要となる。減衰機能を有する免震部材の中には、繰返し加振によってその力学特性が変化するものがある²⁾。

竹中ら³⁾は、鉛プラグ入り積層ゴムの多数回繰返し変形時の耐力低下ならびに鉛プラグの温度上昇を加振実験により把握した。さらに、繰返し変形による降伏耐力の低下を時々刻々評価できる復元力モデルを提案し、このモデルを用いた鉛プラグ入り積層ゴムを有する免震建物の時刻歴応答評価手法を提案している⁴⁾。また、高減衰積層ゴムにおいても、繰返し変形による荷重履歴の変化を時々刻々評価可能な復元力モデルが提案されている^{5, 6)}。

免震用鉛ダンパーでは、縮小試験体あるいは実大ダンパーの加振試験結果に基づいた単一方向、単一振幅加振における繰返し変形時の特性評価が既に報告されている^{7), 8), 9)}。履歴 1 ループあたりのエネルギー吸収量は繰返し回数の増加にともない低下する。この変化は、鉛の発熱による特性変化、および鉛の形状変化によるものと考えられる。ただし、免震用鉛ダンパーの多数回の繰返し変形の影響を時刻歴応答解析にて評価可能とするモデルについては述べられていない。

本章では、長周期地震動を入力とした免震用鉛ダンパーを有する免震建物の応答評価を可能とするために、実大ダンパーの変位振幅および加振方向を変化させた場合の多数回の繰返し変形に対する性能を把握し、時刻歴応答解析において多数回の繰返し変形による影響を考慮可能とする復元力モデルを提案し、その検証を行う。

3.2 実大試験体による多数回繰返し加力

実大鉛ダンパーの振幅変化時の多数回繰返し変形に対する履歴性能を把握するため、正弦波加力ならびに地震応答波加力を行った。

3.2.1 試験体概要

試験体は、実大の住友金属鉾山シポレックス製鉛ダンパーU2426型の3体である。鉛ダンパーは、図3.1に示すように屈曲した純度99.99%の鉛製造部、鉛製造部の上下に位置する補強部と鋼製固定フランジから成る。鉛製造部の直径は240~260mmである。補強部と固定フランジは、溶接面に少量の錫と亜鉛を溶かして異種材料間の親和性を高めたホモゲン溶接によって固着されている。ダンパー上下の固定フランジに相対水平変位が生じると、鉛部が塑性変形し

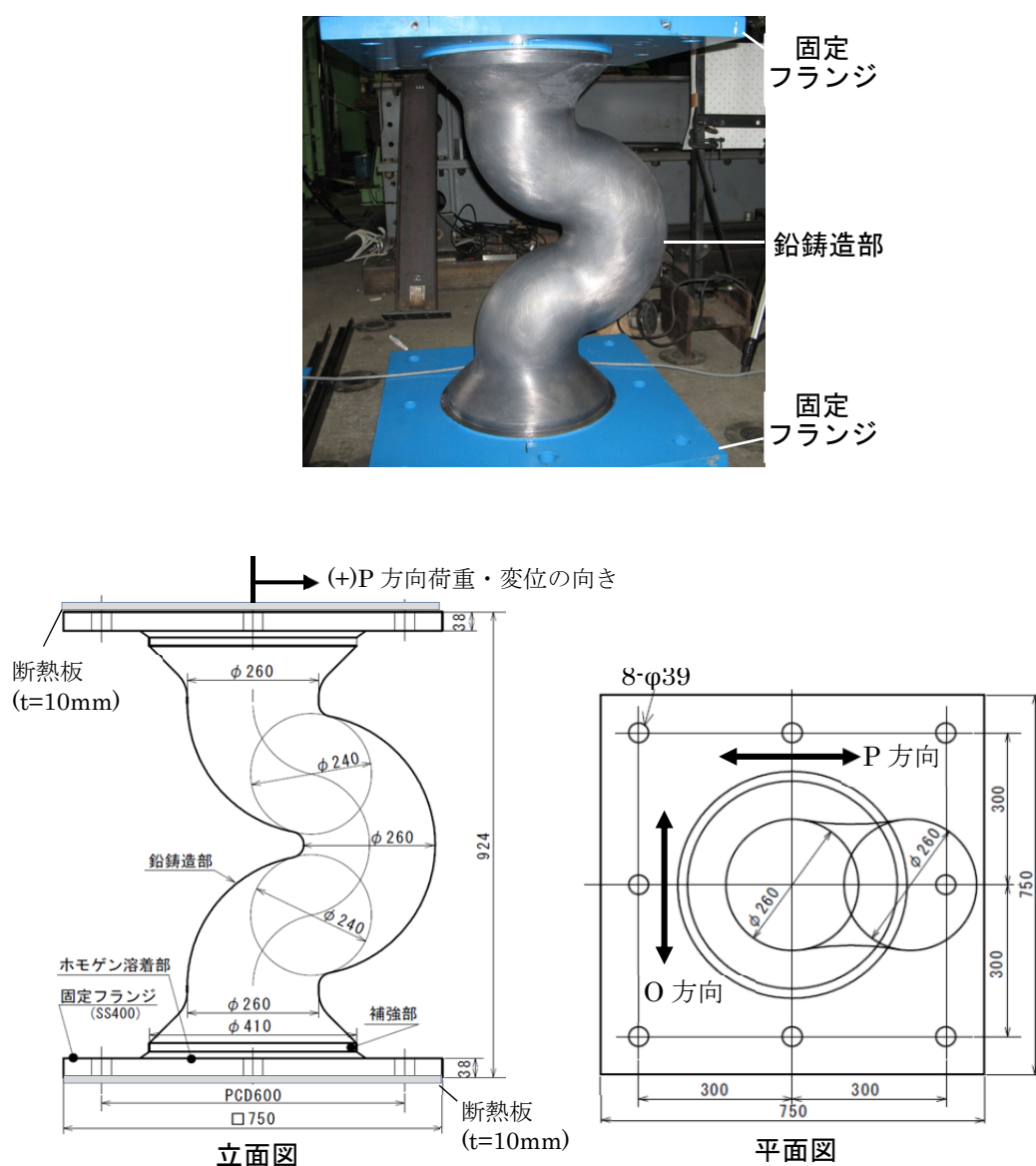


図 3.1 試験体

表 3.1 試験体諸元

型式名	U2426
鉛鋳造部直径	240~260mm
高さ	924mm
降伏荷重	220kN
降伏変位	7.33mm
初期剛性	30,000kN/m
2次剛性	0 kN/m

エネルギーを吸収する。試験体 1 体の重量は 10,493N であり、うち鉛部の重量は 7,257N である。ダンパーメーカーが規定する U2426 鉛ダンパーの諸元（規格値）を表 3.1 に示す。

鉛のくびれと平行な向きを P 方向、P 方向と直交する方向を O 方向とする。

3.2.2 実験方法

図 3.2 に示す試験装置を用い、アクチュエータにより加力梁を水平移動させ、試験体に繰返し水平変形を与えた。試験体の下端フランジは反力床に固定され、上端フランジは試験機の加力梁に固定されている。載荷中も加力梁が水平度を保持するために、加力梁はピンを用いた図 3.3 に示す加力梁支持機構にて 2 点支持されている。図 3.3 中の A 点が A' 点へ水平移動しても、その際の幾何学的な関係から定まる本装置の鉛直変形は非常に小さなものとしてことができ、本装置では水平方向±400mm の水平移動に対して上下方向の移動量は 0.14mm 以下であるように設計されている。実建物に導入されるダンパーの上下フランジはコンクリートに設置されることが多い。試験時の熱的境界条件を実建物の環境に近づけるため、上下フランジの外側と試験装置の間には断熱板 (t=10mm) を設置した。試験状況を写真 3.1 に示す。水平荷重はアクチュエータの先にとりついたロードセルによる荷重とし、水平変位は変位計により計測された試験体の上下フランジプレート間の水平相対変位とする。試験時のダンパー雰囲気温度は約 10℃であった。

試験条件を表 3.2 に示す。単一振幅の繰返し加振特性は確認されていることから、ここでは、繰返し加振中に振幅が変化する場合、あるいは、加振方向が変化する場合の特性を把握する実験を行った。試験体 No.1 の加力条件は漸増連続正弦波加振である。加振振幅は±100mm、±200mm、±400mm であり、段階的に大きくした。振幅が大きくなる際のインターバルは設けない。加振方向は P 方向とし、加振周期は±100mm、±200mm で 4 秒、±400mm が 5 秒である。振幅±100mm および±200mm はともに 30 サイクル、±400mm は試験体破断まで加振を行った。加振波形を図 3.4(a)に示す。

試験体 No.2 の加力条件は P 方向 30 サイクル→O 方向 30 サイクル→P 方向と加振方向を変えた正弦波加振である。加振終了から加振方向を変えた次の加振までの時間は、4 時間半以上

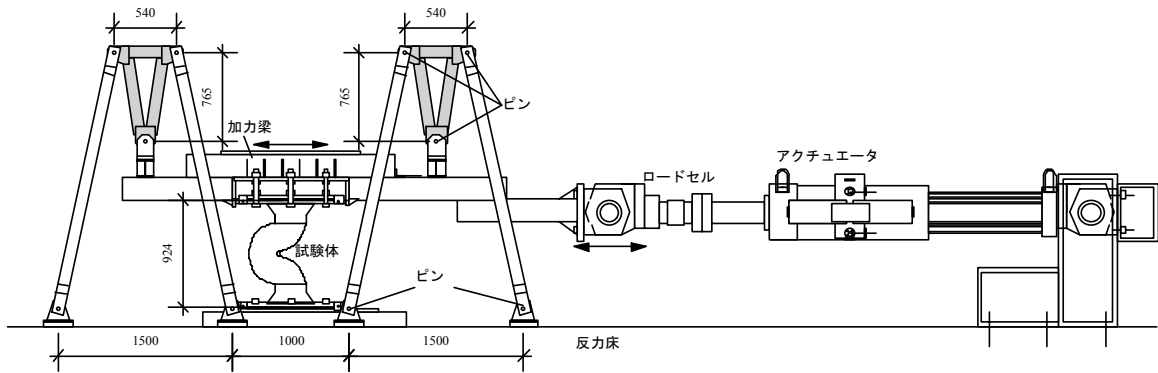


図 3.2 試験装置

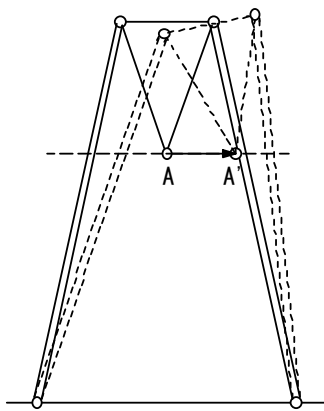


図 3.3 加力梁支持機構の作動原理

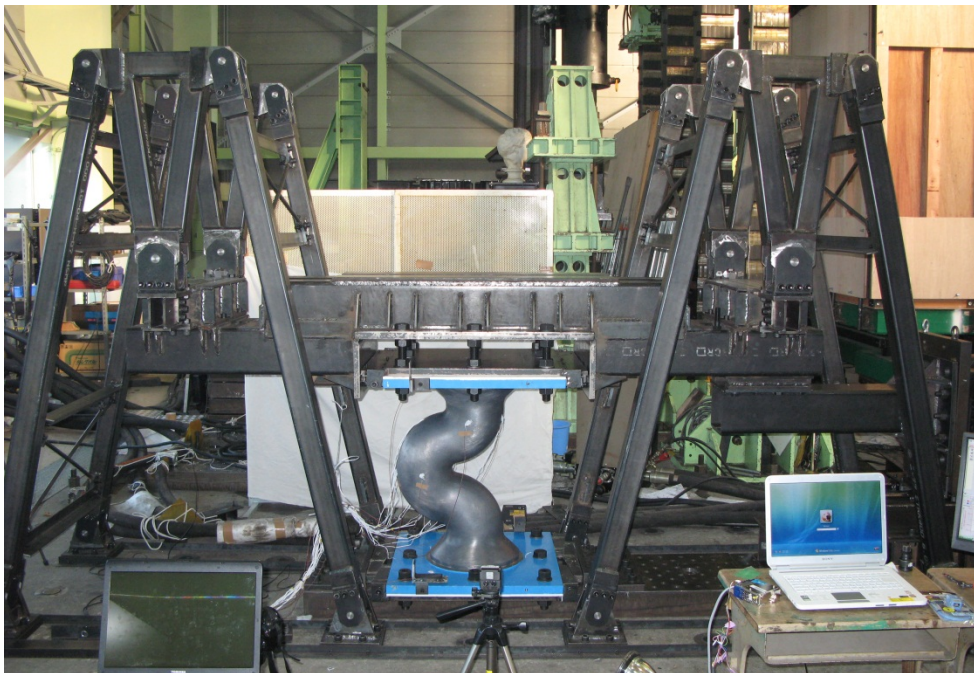
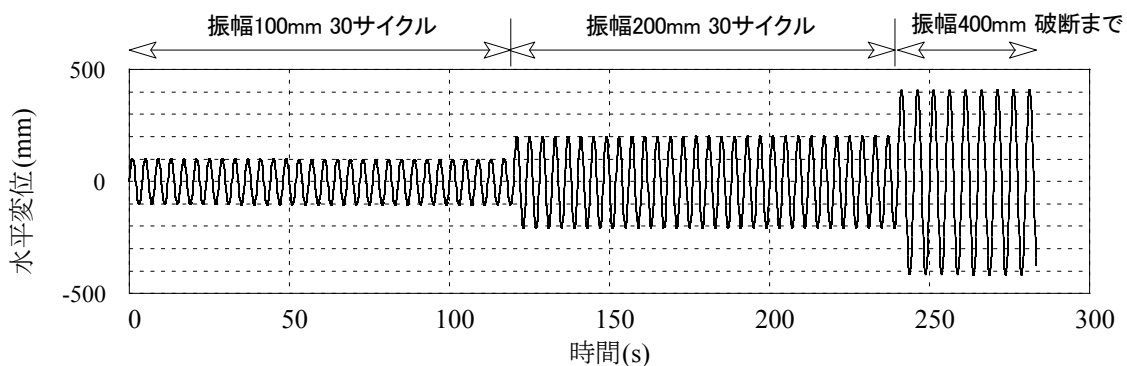


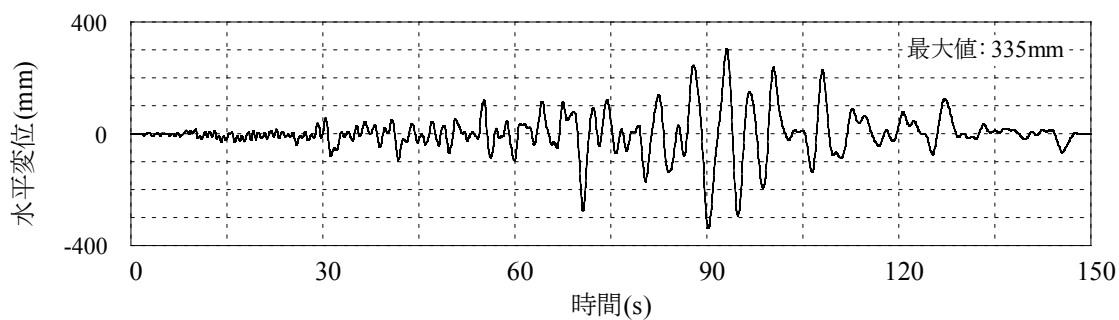
写真 3.1 試験状況

表 3.2 試験条件

試験体	条件	周期 (秒)	加力方向	振幅 × サイクル数	累積変形量			
No. 1	漸増連続 加振	4	P	±100mm×30cycle	12m			
		4		±200mm×30cycle	36m			
		5		±400mm×9cycle	50.9m			
No. 2	方向を変えて 断続的に 加振	4	P	±150mm×30cycle	18m			
		インターバル 4 時間 46 分						
		4	O	±150mm×30cycle	36m			
		インターバル 16 時間 9 分						
		4	P	±150mm 破断まで	192.4m			
No. 3	地震応答波 加振	-	P	T-TN-AIC003-AV 3回連続	42m (14m×3)			
				インターバル 3 分				
				T-TN-AIC003-AV 9回連続	168m (14m×12)			



(a) 漸増連続加振



(b) 地震応答波加振

図 3.4 加振波形

である。振幅は±150mm、加振周期は4秒である。2回目のP方向加振は試験体が破断に至るまで継続した。

試験体 No.3 は、天然ゴム系積層ゴムと鉛ダンパーの並列和からなる1質点系に東海-東南海地震のK-NET観測点（AIC003、津島）で評価された地震動 T-TN-AIC003-AV¹⁴を入力した場合の免震層応答変位波形を強制変形として与えた。上記の応答計算において、天然ゴムは弾性、鉛ダンパーは完全弾塑性型にモデル化した。応答変位の最大値は335mm（積層ゴムのせん断歪み=178%）であり、累積変形量は60秒から210秒までの150秒間においては14.0mとなる。強制変位波形としてこの150秒間の波形を用いた。地震応答波加振で用いた波形を図3.4(b)に示す。図に示した150秒の波形による加振を連続で3回実施後、インターバル3分ののち同一の波形を連続9回実施した。全体では150秒の波形を12回加力した。

3.3 実験結果と考察

試験体 No.1 の漸増振幅正弦波加振では、 $\pm 400\text{mm}$ の 9 サイクル目における負側の最大変位に到達する前に鉛鑄造体の屈曲部上部が破断した。試験体 No.1 の状況を写真 3.2 に示す。加振が進むにつれて鉛鑄造部は表面の光沢がなくなり、最初の形状から変化していく。振幅 $\pm 200\text{mm}$ の 30 サイクル目 (写真 3.2(c))において、鉛の下端に亀裂がみられる。破断までの累積変形量は 50.9m 、エネルギー吸収量は $8,850\text{kNm}$ であった。

試験体 No.1 の水平荷重変形関係を図 3.5 に示す。繰返し回数の増加に伴い荷重の低下がみられた。ただし、加振振幅が増大すると、1 ループ内の最大荷重は低振幅加振時よりも増加した。また、荷重変形関係において、水平変位の正側と負側で荷重の大きさが異なっている。加振途中における 1 サイクルのみの荷重変形関係を図 3.6 に示す。図 3.6(d)の振幅 200mm の 11 サイクル目の履歴ループから、荷重変形関係が水平変位に対して非対称になり始め、繰返しが進むにつれてこの傾向がはっきりと確認できるようになる。振幅が 200mm に達すると、鉛鑄

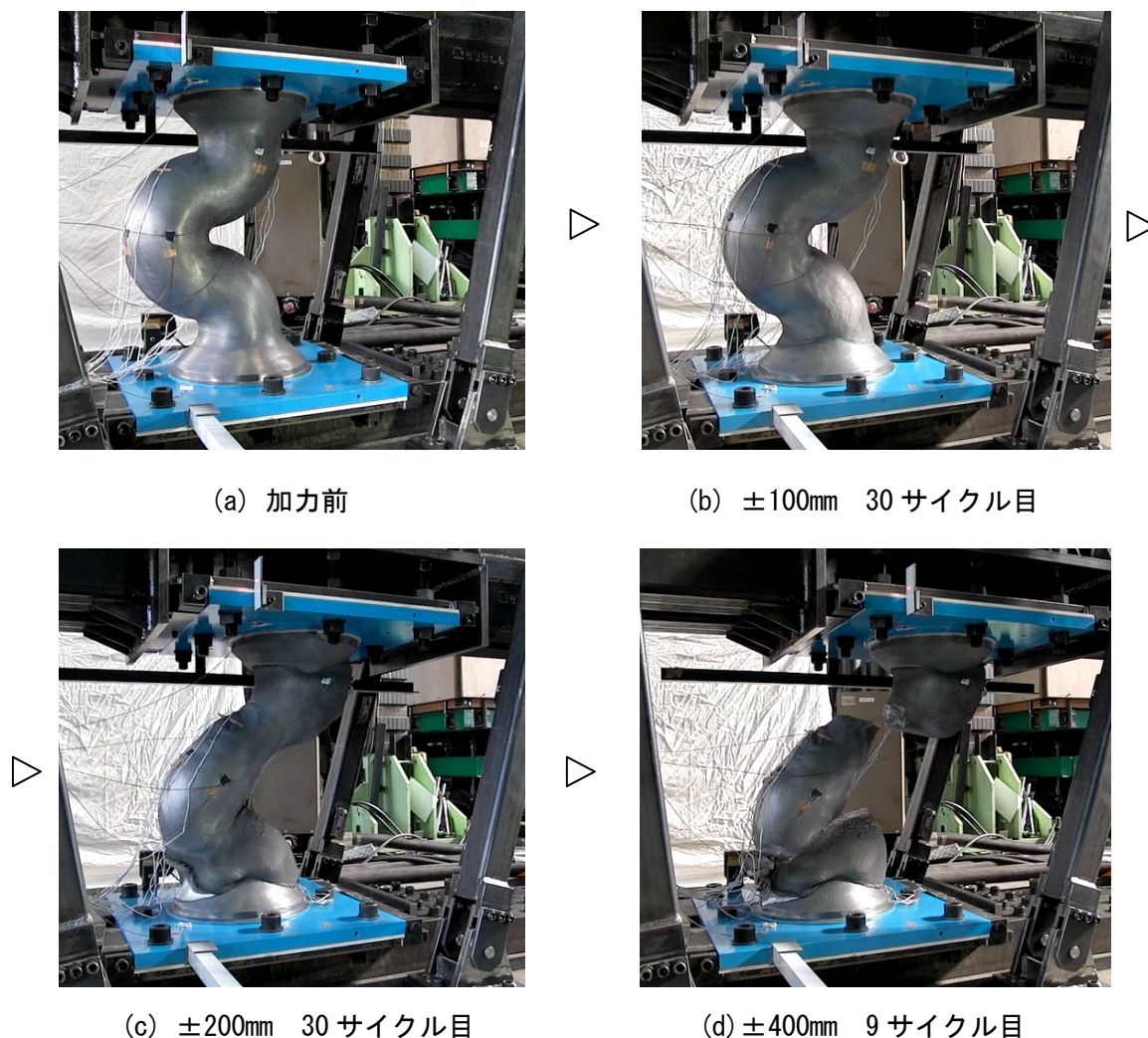


写真 3.2 試験体 No. 1 加力状況

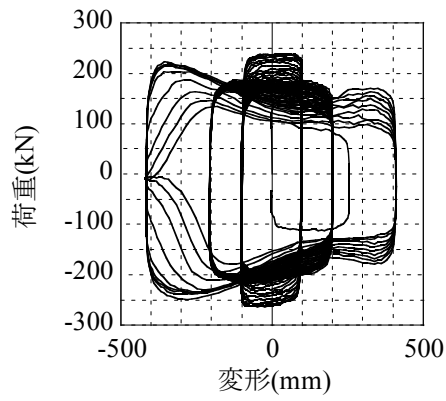


図 3.5 試験体 No. 1 荷重変形関係

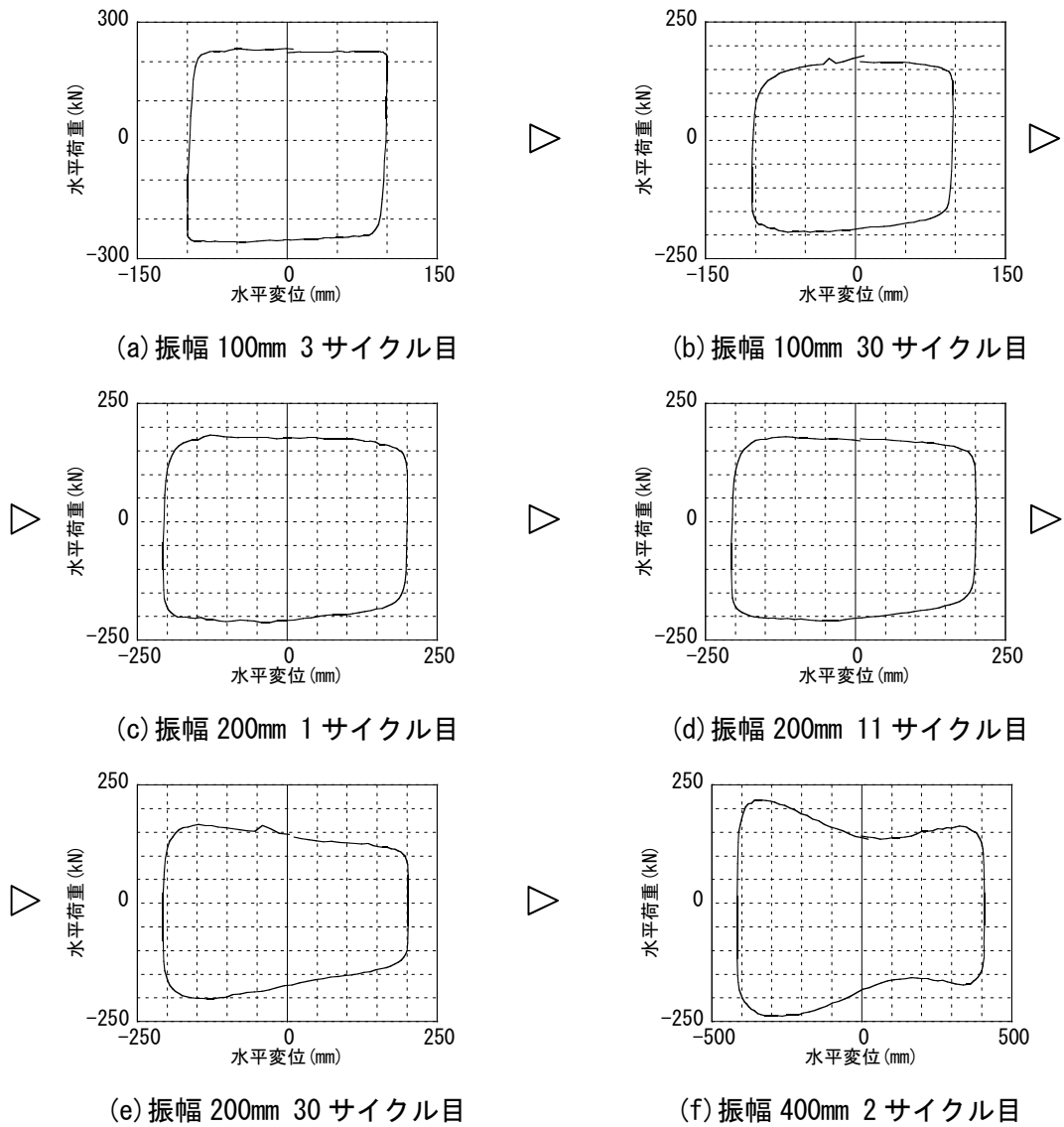


図 3.6 試験体 No. 1 1 サイクルのみの荷重変形関係

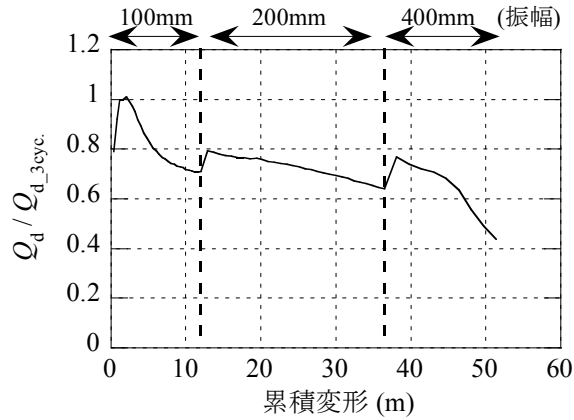


図 3.7 試験体 No. 1 累積変形量と降伏耐力の関係

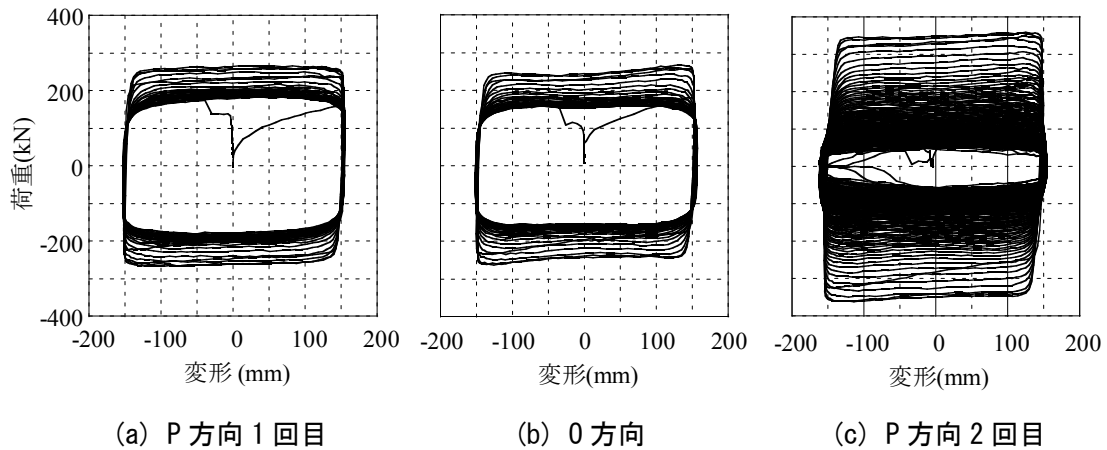


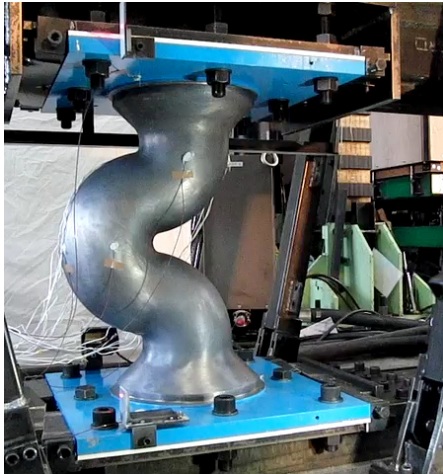
図 3.8 試験体 No. 2 荷重変形関係

造部の表面に亀裂が見られ始め、試験体の形状変化が顕著となり始めることから、これらの要因が荷重変形関係を非対称とするものと考えられる。降伏荷重と累積変形量の間を関 3.7 に示す。降伏荷重は 3 サイクル目の降伏荷重により基準化している。降伏荷重 Q_y は、履歴ループが完全弾塑性であるものとして、荷重変位関係 1 ループ当りのエネルギー吸収量 W より (3.1) 式を用いて求めた。

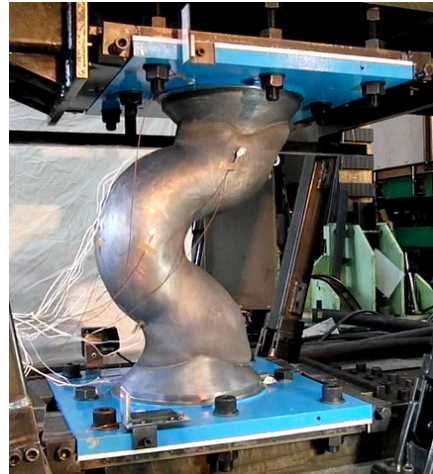
$$Q_y = \frac{W}{2(d_{\max} - d_{\min} - 2d_y)} \quad (3.1)$$

ここで、

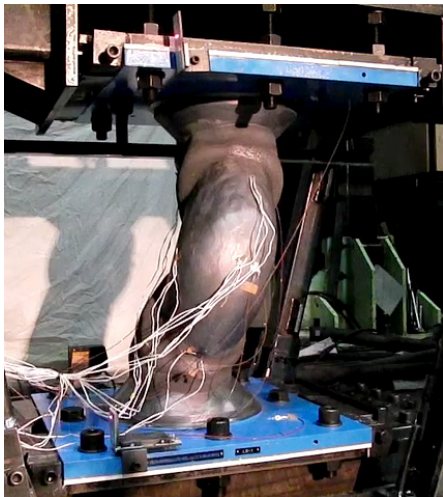
- W : 1 ループ当りのエネルギー吸収量(kNm)
- d_{\max} 、 d_{\min} : 1 ループ内の最大水平変位および最小水平変位(m)
- d_y : 降伏変位 (表 3.1 より 7.33×10^{-3} m)



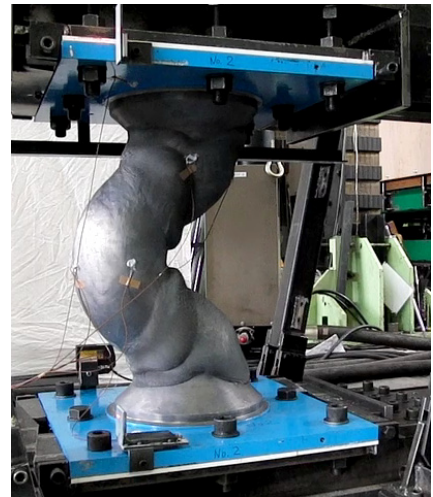
(a) 加力前



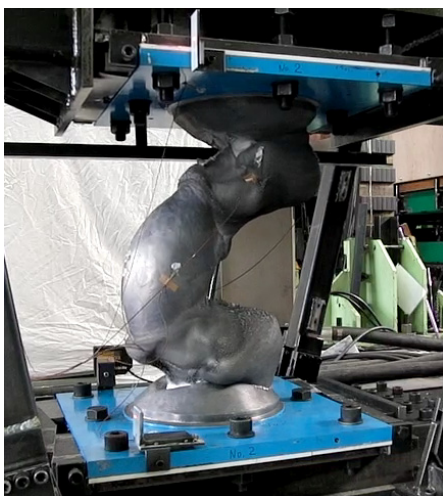
(b) P方向1回目30サイクル目



(c) 0方向30サイクル目



(d) P方向2回目加力前



(e) P方向2回目50サイクル目

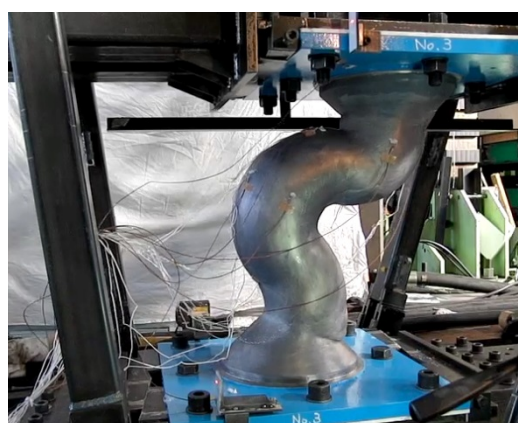


(f) P方向2回目破断時

写真3.3 試験体No.2 加力状況

降伏荷重は同一振幅での繰返しにより低下する。振幅が 100mm から 200mm へ、あるいは 200mm から 400mm へと増加する際に、降伏荷重は上昇した。破断時の降伏荷重は±100mm の 3 サイクル目に対して 45%であった。

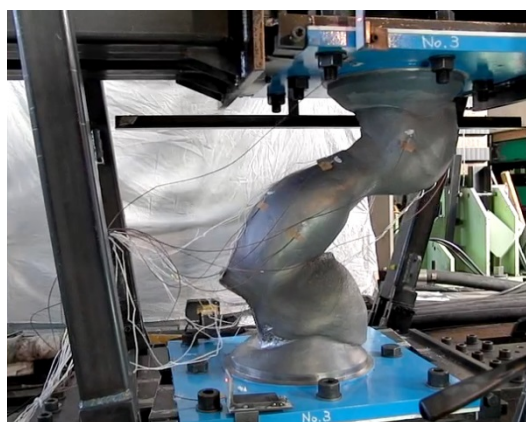
試験体 No.2 の破断時累積変形量は、192.4mm（うち O 方向は 18.36mm）であった。また全エネルギー吸収量は 21,887kJ（うち O 方向は 3,181kJ）であった。破断時の累積変形量および全エネルギー吸収量は試験体 No. 1 に対してそれぞれ 3.78 倍および 2.47 倍となった。各加力方向別の荷重変位関係を図 3.8 に示す。図 3.8(a)と図 3.8(b)では履歴形状に大きな違いがみられず、繰返しとともに荷重が低減している。また、試験体 No.1 のような荷重変形関係の変形に対する非対称性は見られなかった。ただし、図 3.8(c)に示す P 方向 2 回目の荷重は加力初期に 350kN 程になっており、図 3.8(a)および 図 3.8(b)で示す荷重に対して大きな値となっている。これは、O 方向加力によって試験体の形状が変化し、変形が集中する部位である屈曲部の上部および下部の鉛が P 方向 1 回目および O 方向加力の初期よりも写真 3.3(c)および(d)で示すように太くなったためと考えられる。P 方向 2 回目の加力は連続正弦波加振 250 サイクルまで継続し、試験体の鉛製造部の上部で破断が確認された。破断時における鉛製造部の形状は写真 3.3(f)



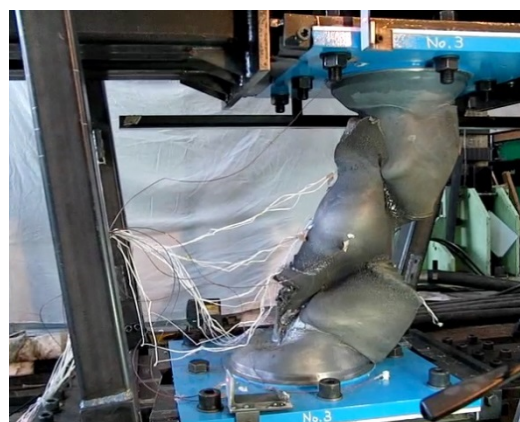
(a) 地震波 1 回目



(b) 地震波 3 回目



(c) 地震波 5 回目



(d) 地震波 12 回目

写真 3.4 試験体 No. 3 最大変形時の試験体状況

に示すように加力前から大きく異なるものとなった。

試験体 No.3 における最大変形時の試験体状況を写真 3.4 に示す。加力回数が進むにつれて鉛鑄造部の形状が変化していく様子がわかる。鉛鑄造部の形状変化が進むものの、試験体 No.3 では加振終了まで完全な破断はみられなかった。荷重変位関係を図 3.9 に示す。図 3.9(a)の 1～3 回目の荷重は、図 3.9(b)の 4～12 回目の荷重値よりも大きな値となっている。累積変形量

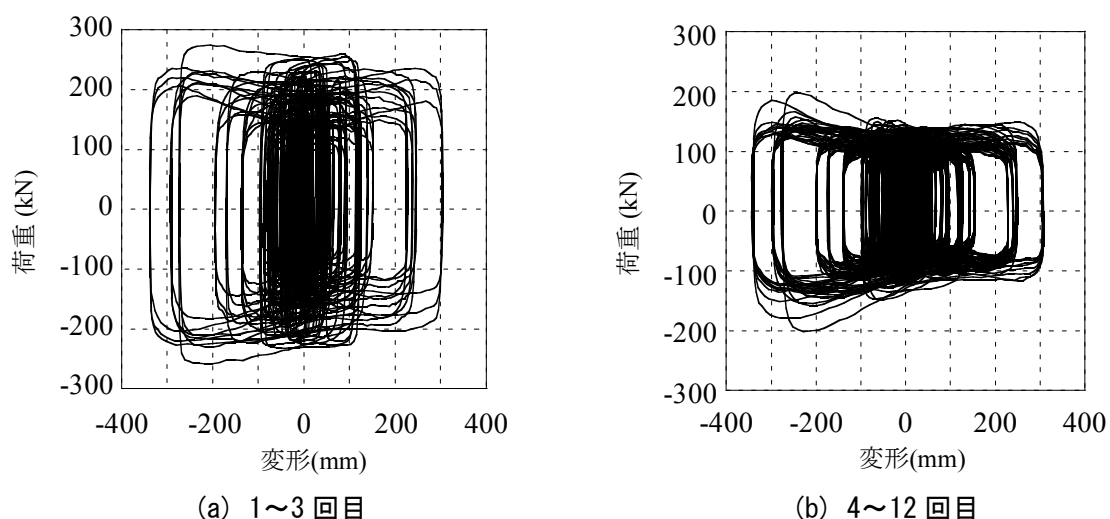


図 3.9 試験体 No. 3 荷重変形関係

表 3.3 試験体 No. 3 累積変形量、累積吸収エネルギー
および地震波 1 回に吸収するエネルギーと 1 回目に対する変化率

地震波回数	累積変形量(m)	累積吸収エネルギー ΣE (kNm)	地震波1回に吸収する エネルギーE (kNm)	E / E_{1st}
1	13.1	2494	2494	1.000
2	26.3	4623	2129	0.853
3	39.8	6366	1743	0.699
4	53.4	7883	1517	0.608
5	67.0	9070	1187	0.476
6	80.7	10158	1088	0.436
7	94.4	11249	1091	0.437
8	108.2	12416	1167	0.468
9	121.9	13698	1281	0.514
10	135.6	15047	1349	0.541
11	149.2	16403	1357	0.544
12	162.9	17755	1352	0.542

および地震波 1 回あたりのエネルギー吸収量 E を表 3.3 に示す。地震波 12 回の累積変形量は 162.9m であった。総エネルギー吸収量 ΣE は 17,755kJ であり、継続的にエネルギーを吸収できていることがわかる。地震波 1 回あたりのエネルギー吸収量 W は 6 回目が最小となり、1 回目のエネルギー吸収量に対して 44% であった。次に、地震応答波加振における累積損傷度評価を行った。単一振幅時の破断変位 δ (mm) と繰返し回数 N_f の関係は (3.2) 式とする¹⁰⁾。なお (3.2) 式は、微小変位における高サイクル疲労から振幅 600mm 程度までの低サイクル疲労における振幅と繰返し回数の関係を表現できることが確認されている。

$$N_f = 1.437 \times 10^6 \times \delta^{-1.83} \quad (3.2)$$

破断に対する累積損傷度 D_f は (3.3) 式とする。

$$D_f = \sum_i \left(\frac{n_i}{N_{f_i}} \right) \quad (3.3)$$

ここで、

N_{f_i} : ある振幅 δ_i における破断繰返し数

n_i : ある振幅 δ_i の試験時繰返し数

試験体 No.1、No.3 の累積損傷度を図 3.10 に示す。No.3 のサイクルカウントはレインフロー法¹¹⁾を用いた。サイクル数算出における振幅の階級幅は 1mm とした。ここで示す振幅 δ_i は片振幅 (0-p) である。非常に微小な振動もカウントされている可能性があるため、ここでは 0mm ~ 1mm における振幅のサイクル数は累積損傷度算出時に除外した。試験終了時の累積損傷度は No.1 で 0.84、No.3 で 1.60 となる。累積疲労損傷則に従えば、 D_f が 1 以上で破断となる。No.3 は 1 以上でも完全に破断していないが、No.1 では 1 未満にて破断に至った。これは、No.1 の連続正弦波の過酷なケースと比較し No.3 では大きな振幅での繰返し回数が少ないためと考えられる。

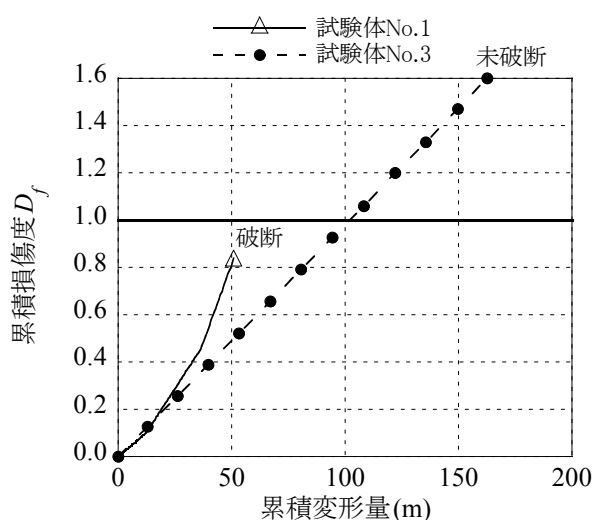


図 3.10 累積損傷度

図 3.5 および図 3.6 で示す試験体 No.1 で見られたような変形に対する非対称な荷重履歴は、試験体 No.3 の地震応答波の繰り返し加振時における荷重変形関係 (図 3.9) においても確認された。一方、図 3.8 に示す試験体 No.2 の正弦波加振時には確認されなかった。本研究で実施した試験条件は限られた条件ではあるため、既往研究⁹⁾にて実施された実験の荷重履歴形状を調査した。O 方向 (鉛鋳造部のくびれ方向と直交する方向) のみの繰り返し加振時における荷重変形関係を図 3.11 に示す。図 3.11 より O 方向への繰り返し加振時には履歴形状の非対称性が確認されなかった。これらの試験結果より鉛鋳造部のくびれと平行な方向である P 方向一方向のみに繰り返し加振を実施し、試験体に亀裂が生じ、形状変化が大きくなると荷重変形関係が正負の変形に対して非対称となる可能性があると考えられる。免震層の荷重変形関係として対称性を保持するためには、ダンパーの湾曲方向を考慮した設置が必要である。図 3.12 に示すようにある方向について湾曲方向を反転させた鉛ダンパーを 1 セットして免震層へ配置すれば、あるダンパーが P 方向に対して正方向へ変形した場合、対となるダンパーにおける変形の絶対値は同じだが、負方向へ変形することとなり、これらのダンパーの荷重和は、変形に対して対称となる履歴形状を示すこととなる。実際の免震装置は水平面内 2 方向の 2 次元的な変形が生じることになるので、水平面内の XY2 方向に対してダンパーの向きを考慮する必要がある。つまり、4 台のダンパーのくびれの向きをそれぞれ 90° ずつ回転させて設置すれば、これらの荷重和の履歴ループは X 方向および Y 方向とも変形に対して対称な形状となる。鉛ダンパーのメーカーは鉛鋳造部の湾曲方向を考慮して配置するよう注意喚起をしている。

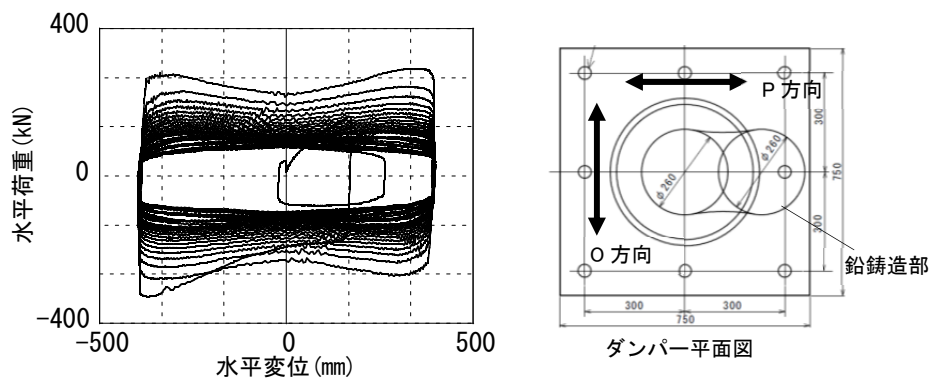


図 3.11 U2426 ダンパー O 方向繰り返し加振 荷重変形関係⁹⁾

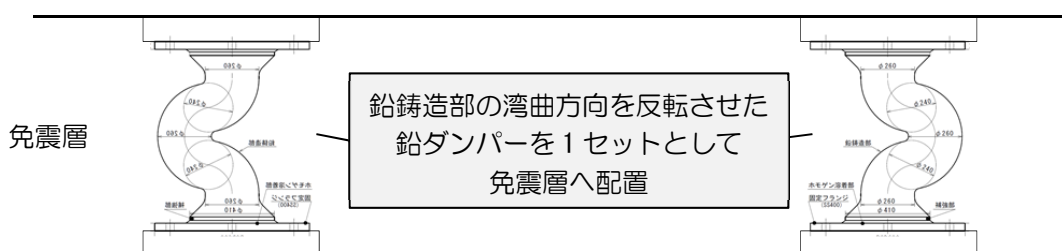


図 3.12 鉛ダンパーの設置の向きに関する注意点

3.4 繰返し変形による特性変動を考慮した復元力モデル

前節で示した鉛ダンパーU2426の加振では、繰返し変形による耐力劣化が確認された。また、漸増正弦波加振では、変位振幅の増加により耐力上昇が確認された。これらの現象を表現するために、本節ではバイリニアモデルの履歴特性に対して降伏荷重と水平変形の関係を曲線にて表し、繰返し変形による降伏荷重の低下を考慮した復元力モデルを構築する。

森田らによる文献12)では、U型鉛ダンパーの降伏耐力における実験値と加振振幅との関係が示されている。文献12)にて、降伏荷重は加振振幅のべき乗に比例した関数とよい対応を示すことが述べられている。本論で検討しているU型鉛ダンパーの仕様はU2426であり、文献12)で試験されている鉛ダンパーとは異なる仕様である。しかしU2426鉛部の材質は純度99.99%以上の純鉛であり、文献12)にて試験されている各U型鉛ダンパーの鉛部の材質と同等であること、また、屈曲した鉛の塑性変形によるエネルギー吸収を発現するメカニズムが、U2426と文献12)で試験されたU型ダンパーにて同様であることから、U2426においても降伏耐力に同様な振幅依存性があるものと考え、本解析モデルの降伏耐力は加振振幅のべき乗に比例するものとする。

これより降伏荷重 Q_d は以下の(3.4)式にて表す。

$$d \geq d_y \quad Q_d = Q_0 \cdot d^n \quad (\text{kN}) \quad (3.4)$$

ここで、 d は変位(m)、 d_y は降伏変位(m)である。また、 $d < d_y$ の場合、弾性として荷重 Q は(3.5)式で表す。

$$d < d_y \quad Q = K_1 \cdot d \quad (\text{kN}) \quad (3.5)$$

変位0の初期状態からの荷重変位関係を図3.13で示す。(3.4)式は曲線、(3.5)式は直線となる。

履歴曲線は完全弾塑性型とし、履歴形状を図3.14で示す。前節で示したようにダンパーの湾曲方向を考慮した設置がなされているものとし、履歴ループは水平変形に対して対称とした。除荷剛性は常に初期剛性 K_1 とした。初期剛性はU2426ダンパーの基準値30,000 (kN/m)とした。

解析モデルのパラメータ Q_0 および n は、試験体No.1の漸増正弦波加振試験の履歴ループに対して履歴面積が等価となるように、解析モデルの水平変形の正側・負側で履歴ループが対称

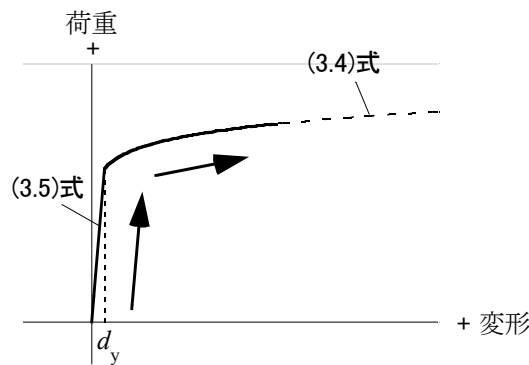


図 3.13 初期状態からの荷重変形関係

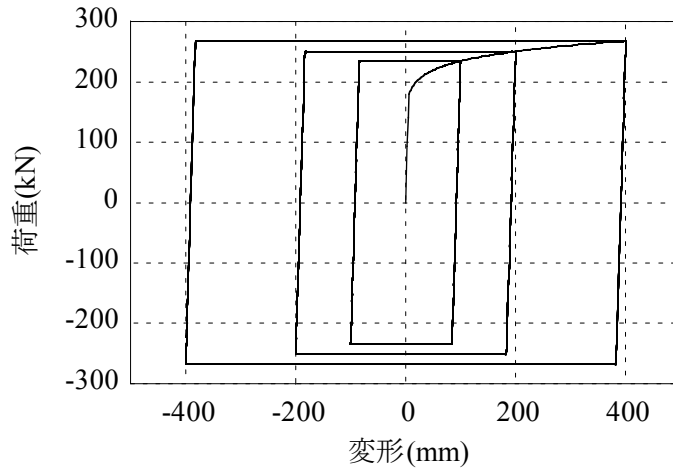


図 3.14 復元力モデルの履歴形状

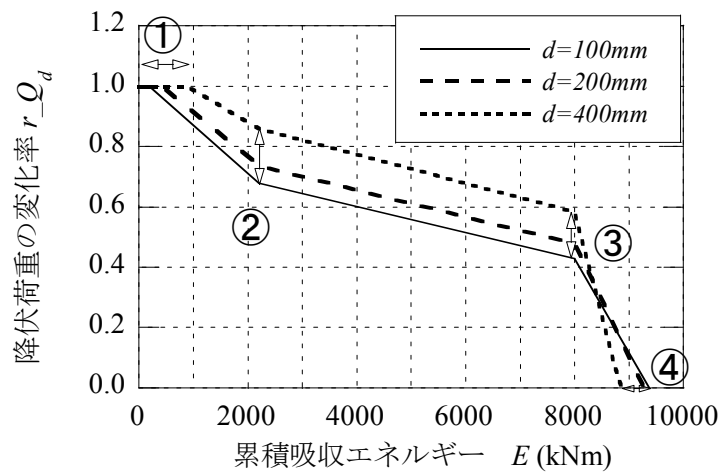


図 3.15 復元力モデルの降伏荷重の変化率と累積吸収エネルギーの関係

であるものとして算定した。これより、本解析モデルにおける Q_0 は 293.1、 n は 0.0958 となった。また本解析モデルでは、(3.4)式および(3.5)式の荷重変形関係の交点となる変位 5.88mm にて降伏変位 d_y を設定する。振幅 5mm 時の小振幅加振においても荷重変形関係は履歴面積を有することが確認されている。本モデルの降伏変位 5.88mm は上記実験結果の振幅 5mm に対して 1.18 倍となっており、近い値となっている。これより、降伏変位の設定値は妥当なものであると考えられる。

ここで提案する復元力モデルは、マクロにダンパーへのダメージ度合いを表しうるダンパーの累積吸収エネルギー E を指標として、繰返し変形による耐力劣化を表現する。

本モデルでは、降伏荷重の変化率 r_{Q_d} と吸収エネルギー E の関係を図 3.15 に示す 4 つの折れ線にて表現する。また、降伏荷重の変化率は水平変形もパラメータとする。累積吸収エネルギー

ギアがある値に達すると、 E と変化率は直線的に変化し、さらに E が大きくなると 1 ループあたりの吸収エネルギーは急激に低下する。折れ点の位置 は図 3.15 中の①～④の位置で水平変形により変化する。折れ線の座標 (E , r_{Q_d}) は水平変形 $d(\text{m})$ をパラメータとして (3.6)～(3.9) 式にて表現される。

①：耐力劣化開始点($E1$, $r_{Q_d1}=1.0$)

$$E1 = -37 + 2322|d| \quad (0.1 \leq |d| \leq 0.4)$$

$$195 \quad (|d| < 0.1), \quad 892 \quad (|d| > 0.4) \quad (\text{kNm}) \quad (3.6)$$

②：第 2 折れ点($E2=2,205(\text{kNm})$, r_{Q_d2})

$$r_{Q_d} = 0.62 + 0.60|d| \quad (0.1 \leq |d| \leq 0.4)$$

$$0.680 \quad (|d| < 0.1), \quad 0.860 \quad (|d| > 0.4) \quad (3.7)$$

③：第 3 折れ点($E3=8,000(\text{kNm})$, r_{Q_d3})

$$r_{Q_d} = 0.375 + 0.525|d| \quad (0.1 \leq |d| \leq 0.4)$$

$$0.428 \quad (|d| < 0.1), \quad 0.585 \quad (|d| > 0.4) \quad (3.8)$$

④：耐力喪失点($E4$, $r_{Q_d4}=0$)

$$E4 = 9683 - 2060|d| \quad (0.15 \leq |d| \leq 0.4)$$

$$9,374 \quad (|d| < 0.15), \quad 8,859 \quad (|d| > 0.4) \quad (\text{kNm}) \quad (3.9)$$

降伏荷重の低下は変形が反転する際に生じ、その時点の水平変形 d および累積吸収エネルギー E により降伏荷重の変化率 r_{Q_d} を求める。変形反転後の降伏耐力 Q_d' は以下の (3.10) 式とする。

$$Q_d' = r_{Q_d} \cdot Q_0 \cdot d_l^n \quad (3.10)$$

ここで、 d_l は反転時の水平変形(m)である。降伏荷重の変化に関する荷重変形関係の概念図を図 3.16 に示す。

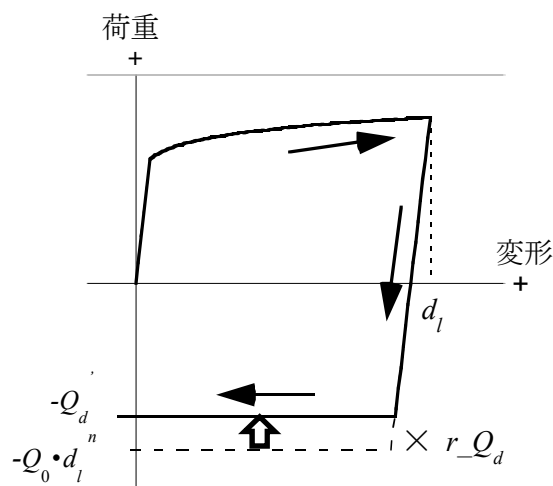


図 3.16 復元力モデルにおける繰返し変形による降伏荷重の変化

復元力モデルに鉛ダンパーU2426 実大実験で得られた水平変形を与え、出力される荷重値と実験結果を比較した。試験体 No.1 の漸増連続正弦波加振における吸収エネルギー E と降伏荷重 Q_d の関係を図 3.17 に示す。降伏荷重は1 ループ分の吸収エネルギーより(3.1)式にて算出した。復元力モデルによる Q_d は実験結果とよく整合している。また、吸収エネルギー E の時刻歴と実験結果との対応も良好である。漸増連続正弦波加振の荷重変形関係を図 3.18 に示す。振幅 $\pm 100\text{mm}$ 、 $\pm 200\text{mm}$ で履歴性状も復元力モデルは実験結果とよく整合している。 $\pm 400\text{mm}$ 時の履歴形状では試験結果のループが変形に対して非対称性が顕著となっているため、本復元力モデルによる表現が難しい。しかし、ループ全体の大きさとしては、図 3.17 の結果と考え併せて妥当なものと考えられる。

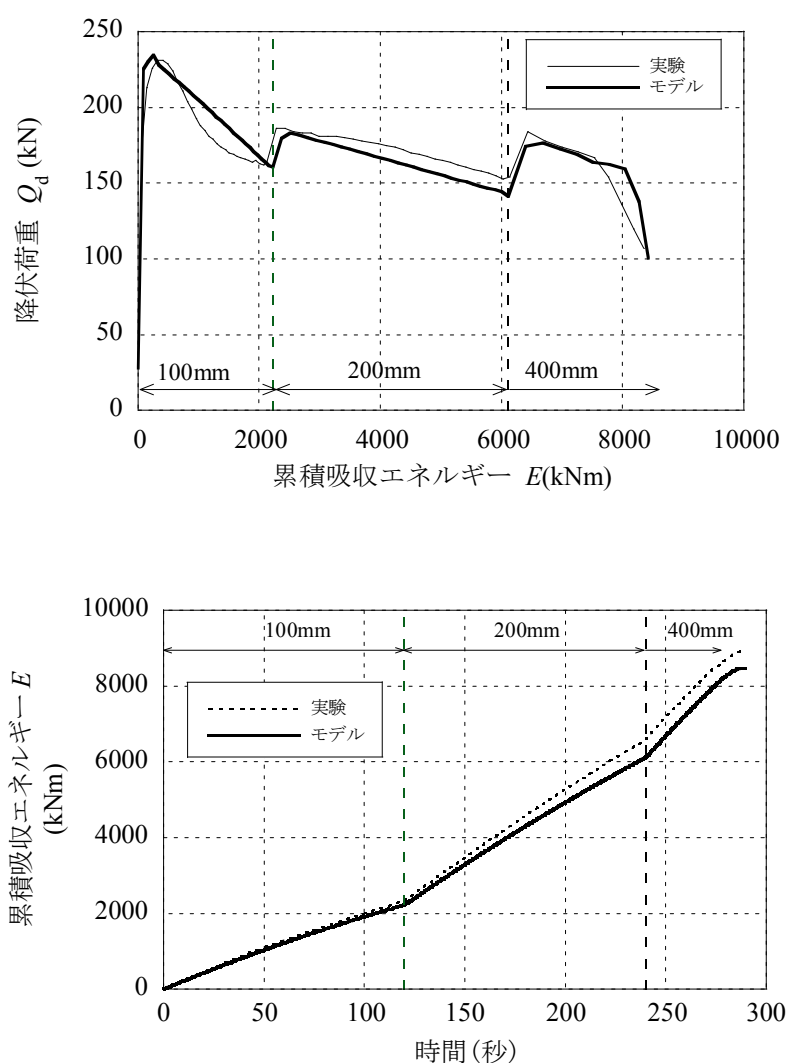


図 3.17 試験体 No. 1 降伏荷重と累積吸収エネルギー

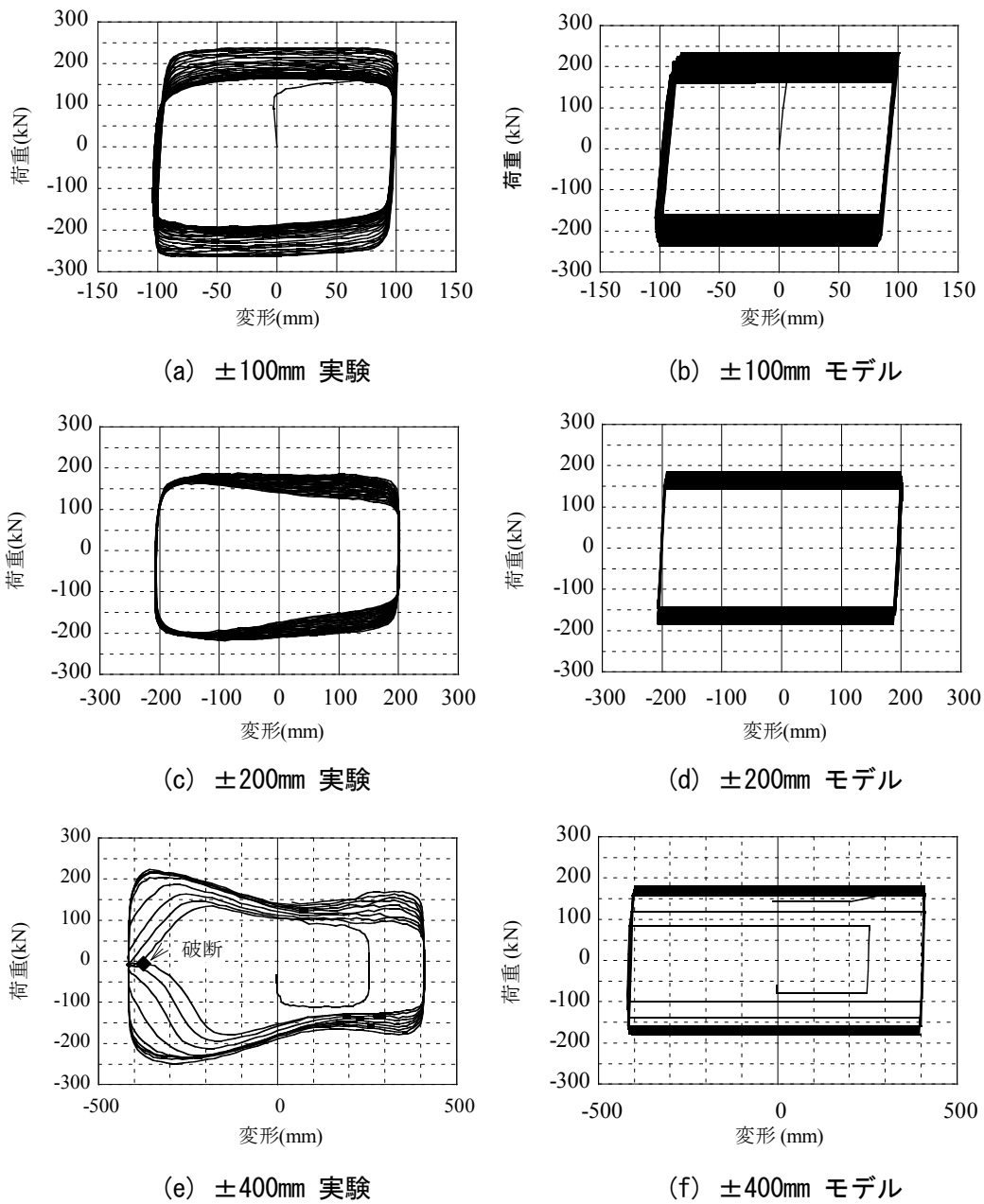


図 3.18 試験体 No.1 荷重変形関係

試験体 No.2-A (P 方向 $\pm 150\text{mm}$ 、30 サイクル) および No.2-B (O 方向 $\pm 150\text{mm}$ 、30 サイクル) の場合の荷重変形関係を図 3.19 に示す。No.2-B の加振は No.2-A 加振終了から 4 時間半経過しており、No.2-B の加振において復元力モデルは初期状態に戻ったものとして解析を開始している。なお、No.2-C (P 方向 2 回目 $\pm 150\text{mm}$) は、鉛铸造部の屈曲部上下の形状変化が激しく、加振初期状態から基準値に対する荷重増加が大きいため、本復元力モデルの検討対象外とした。荷重値は試験体 No.2-A および No.2-B の場合でも実験結果とよく整合していることがわかる。また、吸収エネルギーの時刻歴を図 3.20 に示す。P 方向、O 方向ともに、復元力モデ

ルは実験結果に対応した結果となっており、加振終了時の実験値に対する誤差はP方向で-4%、O方向で+7%であった。

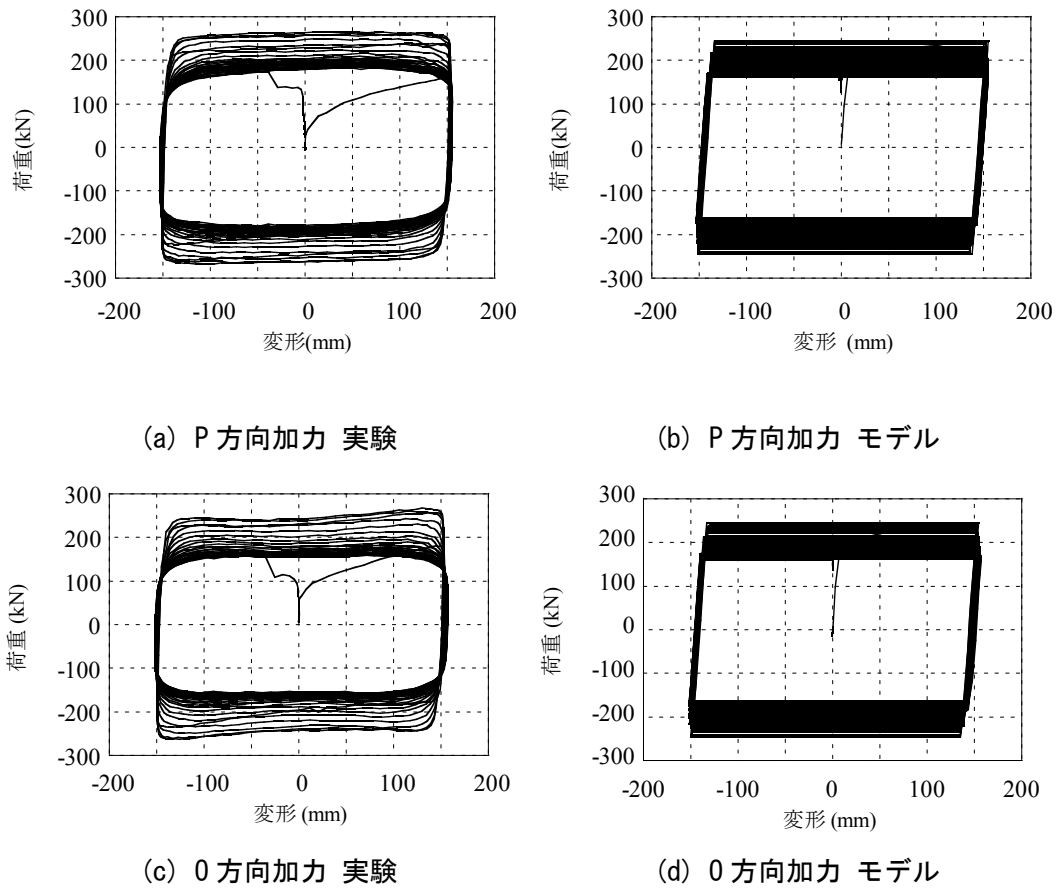


図 3.19 試験体 No. 2 荷重変形関係

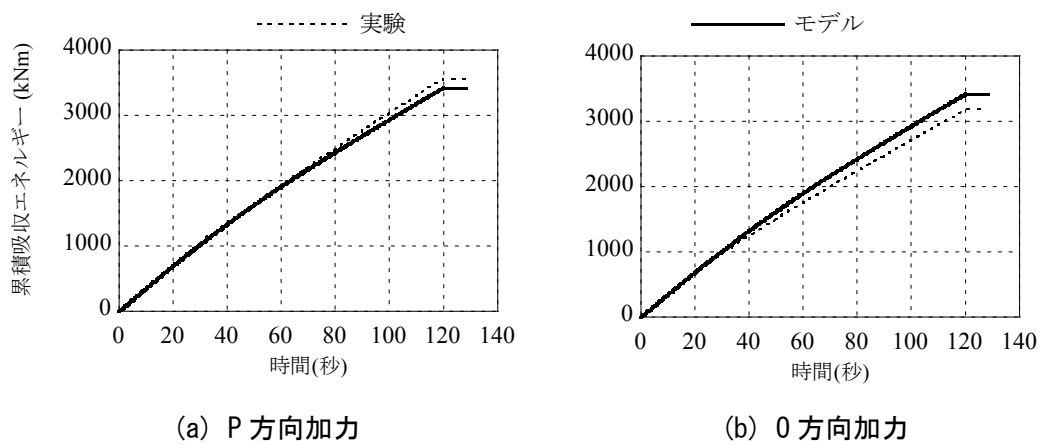


図 3.20 試験体 No. 2 累積吸収エネルギー

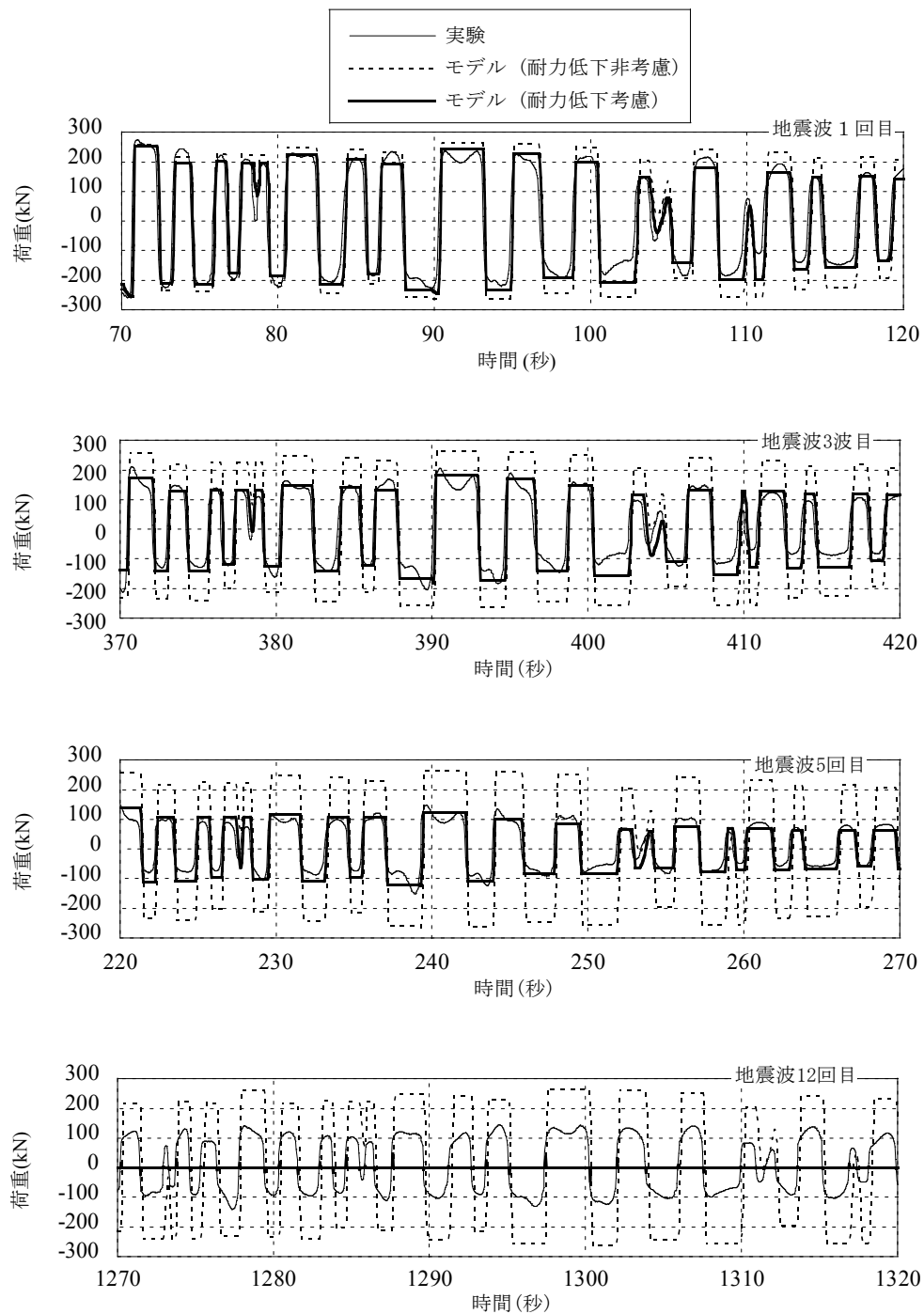


図 3.21 試験体 No. 3 荷重時刻歴

試験体 No.3 (地震応答波加振 12 回) のうち、最大変位 0.335m を含む比較的大きな変形が繰り返される 50 秒間における荷重時刻歴を図 3.21 に示す。図 3.21 は上から順に地震波加振 1 回目、3 回目、5 回目および 12 回目の場合を示す。降伏荷重の振幅依存性は考慮するが、(3.10)

式に示す降伏荷重の変化率 $r_{Qd}=1.0$ を一定として繰返し変形による耐力低下を非考慮とした場合も併記した。繰返し変形による耐力低下非考慮時の荷重は実験結果を上回り、地震波の繰返し数が大きくなるにつれ実験結果との乖離は大きくなる。一方、繰返し変形による耐力低下を考慮した復元力モデルは5回目加振まで実験結果をよく表現できていることがわかる。ただし、地震波12回目加振時では、繰返し考慮の復元力モデルの荷重値がほとんど0となっている。累積吸収エネルギーの時刻歴を図3.22に示す。復元力モデルは1~5回目まで試験結果をやや下回るものの、その差は-11%以内であり、性状をよく表現できている。ただし、6回目で復元力モデルによる地震波1回あたりの吸収エネルギーは実験結果に対して-57%となった。また7回目以降では、実験結果との差はより大きくなった。これは、復元力モデルの耐力喪失時における累積吸収エネルギー E_4 (図3.15中の点④) を漸増連続正弦波加振結果から(3.9)式のように $E_4=8,859\sim 9,374$ kNmとして設定しているためである。本復元力モデルの適用範囲としては、地震波5回目までの累積吸収エネルギー E に相当する8,000kNm程度までである。5回目の地震波1回あたりの吸収エネルギーは1回目の半分にまで低下し、写真3.4より5回目の最大変形時に試験体下部に生じた亀裂が大きく開いて大きな形状変化が生じていることがわかる。一方、表3.3に示すように $E=18,000$ kNm程度までU2426鉛ダンパーはエネルギー吸収をおこなっている。写真3.4(c)に示すようなダンパーの状態を許容し、1台のダンパーに対する累積吸収エネルギー E が8,000kNmを超える入力を検討する際には、地震応答波実験結果の6波目以降もシミュレート可能な復元力モデルを構築する必要がある。

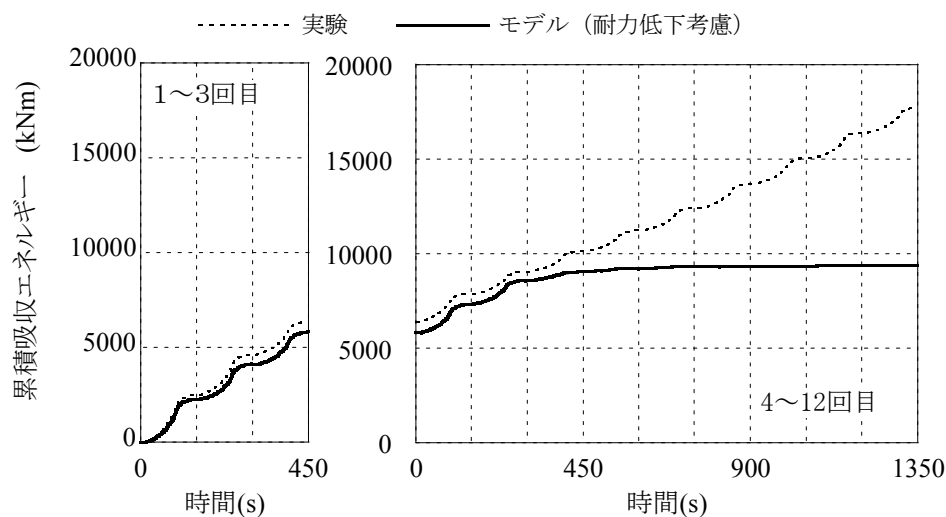


図 3.22 試験体 No. 3 累積吸収エネルギー

3.5 まとめ

3章では、免震用鉛ダンパーの繰返し変形による降伏耐力の影響を把握し、時刻歴応答解析に上記の影響を考慮しうる復元力モデルの提案を行った。

実大ダンパーU2426を用い、多数回繰返し正弦波加振を実施した。同一振幅・同一方向加振では繰返し数の増加とともに降伏荷重の低下が確認された。漸増連続正弦波加振より、変位振幅が増加すると振幅増加直前と比べて降伏荷重は増加した。P方向の繰返し加振終了から4時間半後に実施したO方向への繰返し加振において、降伏荷重はP方向加振時と同程度の値まで回復した。O方向加振後に再びP方向を加振すると、初期の降伏荷重はP方向1回目およびO方向加振のものよりも大きな値となった。これはO方向の繰返し加振によって生じた鉛屈曲部の上下端径の変化によると考えられる。

提案した復元力モデルは、降伏荷重に振幅依存性を考慮し、振幅および繰返し変形によるエネルギー吸収量に応じてダンパーの耐力を変化させる。提案モデルは、実大ダンパーの漸増連続正弦波加振だけでなく、長周期地震動による応答波加振時の実験結果に対して、累積吸収エネルギー8,000kNmまでの力学特性を精度よく表現できる。本解析モデルは1体の試験結果から求めたものであるが、振幅20~400mmの他の試験結果¹⁵⁾、¹⁶⁾との比較も行っている。振幅±20mmにおいて解析モデルの降伏荷重は実験値よりも大きいものの、その差は2割程度であり、他の振幅ではこれよりも実験結果と解析モデルの差は小さく良好な対応を示す。ただし、連続加振を一旦停止し試験体を常温に戻るまで待って再度連続加振を実施する同一方向の断続加振¹³⁾において、再加振初期の荷重は一旦停止前の連続加振時の荷重よりも大きくなり、荷重が回復する。また、再加振後の繰返し変形による荷重低下は、前回の加振よりも大きくなる。提案モデルは同一方向の断続加振における再加振後の荷重変形関係を表すことができず、断続加振に対する対応は今後の課題である。

参考文献

- 1) 日本建築学会：長周期地震動と建築物の耐震性，2007.12
- 2) 飯場正紀，長島一郎，日比野浩，竹中康雄，近藤明洋，中西啓二，猿田正明，山本雅史，嶺脇重雄，小豆畑達哉，井上波彦：免震部材の多数回繰り返し特性と免震建築物の地震応答性状への影響に関する研究，建築研究資料，No. 170，2016.4
- 3) 竹中康雄，近藤明洋，高岡栄治，引田真規子，北村春幸，仲村崇仁：積層ゴムの熱・力学的連成挙動に関する実験的研究，日本建築学会構造系論文集，第 74 巻，第 646 号，pp.2245-2253，2009.12
- 4) 本間友規，竹中康雄，近藤明洋，高岡栄治，引田真規子，北村春幸，仲村崇仁：大振幅繰り返し変形を受ける積層ゴム支承の熱・力学的連成挙動に関する研究，その 9～その 11，日本建築学会大会学術講演梗概集，B-2，pp.397-402，2008.9
- 5) 北村春幸，早川修平，竹中康雄，高岡栄治，室田伸夫：高減衰積層ゴムの熱・力学的連成挙動の免震建物応答への影響評価，日本建築学会構造系論文集，第 75 巻，第 655 号，pp.1635-1644，2010.9
- 6) 森隆浩，加藤秀明，室田伸夫：繰り返し変形による疲労と温度上昇の効果を取り入れた高減衰積層ゴムの復元力モデルの検討，日本建築学会構造系論文集，第 77 巻，第 680 号，pp.1517-1526，2012.10
- 7) 高山峯夫，森田慶子：免震構造用 U180 型鉛ダンパーの限界性能，日本建築学会技術報告集，第 3 号，pp.48-52，1996.12
- 8) 森田慶子，高山峯夫：免震構造用鉛ダンパーの実験的研究－別置型鉛ダンパーの復元力モデルと繰り返し特性の評価について－，日本建築学会構造系論文集，第 570 号，pp.53-60，2003.8
- 9) 高山峯夫，森田慶子，柏木栄介，安藤勝利，鉛ダンパーの取り付け部に作用する軸力と曲げモーメントに関する研究，日本建築学会九州支部研究報告，第 45 号，pp.509-512，2006.3
- 10) 安永亮，高山峯夫，森田慶子，安藤勝利：鉛ダンパーの風応答に関する研究，その 2 微小変位での高サイクル疲労特性，日本建築学会大会学術講演梗概集，B-2，pp.289-290，2010.9
- 11) 遠藤達雄，松石正典，光永公一，小林角市，高橋清文：「Rain Flow Method」の提案とその応用，九州工業大学研究報告（工学），No. 28，pp.33-62，1974.3
- 12) 森田慶子，高山峯夫，安藤勝利：U 型鉛ダンパーの降伏耐力に関する考察，その 1 変位・速度依存性について，日本建築学会大会学術講演梗概集，B-2，pp.729-730，1996.9
- 13) 森田慶子，高山峯夫，安藤勝利：免震構造用鉛ダンパーに関する実験研究，その 3 断続試験によるエネルギー吸収性能について，日本建築学会九州支部研究報告，第 51 号，pp.245-248，2012.3
- 14) 大川出，斉藤大樹，佐藤智美，佐藤俊明，北村春幸，鳥井信吾，辻泰一，北村佳久，藤田聡，関谷裕二，関松太郎：長周期地震動に対する超高層建築物等の安全対策に関する検討，建築研究所，建築研究資料，No.127，pp.311-318，2010.12

- 15) 日本免震構造協会：「免震部材部会 ダンパー委員会活動報告，4.2 鉛ダンパー」
- 16) 日本建築センター，日本免震構造協会：「免震部材のエネルギー吸収性能評価に関する現状と課題 報告書，4.2 鉛ダンパー」，2007.3

4章 長周期地震動による鉛ダンパーを用いた免震建物の応答

4.1 はじめに

4.2 解析条件

4.2.1 解析対象

4.2.2 解析モデル

4.2.3 入力地震動

4.3 繰返し変形によるダンパーの特性変化を簡易的に評価する方法

4.4 詳細法と簡易評価法との応答比較

4.5 まとめ

4章 長周期地震動による鉛ダンパーを用いた免震建物の応答

4.1 はじめに

本章では、多質点系モデルに2章および3章で提案した解析モデルを組み込み、天然ゴム系積層ゴムと免震用鉛ダンパーU2426からなる免震建物の時刻歴応答解析を実施し、長周期・長時間地震動に対する上記建物の応答性状を求める。入力地震動は南海トラフ沿いで発生することが予測されている巨大地震を対象とした長周期地震動6波¹⁾とする。免震建物が長周期地震動を受けた場合、比較的長時間の繰返し変形が免震層に生じることが考えられる。3章では、免震用鉛ダンパーの多数回繰返し変形時における力学特性を表現可能な解析モデルの構築を行った。免震用鉛ダンパーは繰返し変形により降伏耐力が低下し、かつ振幅依存性を有する。前章で構築した解析モデルは、この特性を表現できる。また、鉛ダンパーは鋼材ダンパーと併用されることが多いことから、免震層に鋼材ダンパーを含めた免震建物の応答評価もあわせて実施する。鋼材ダンパーも繰返し変形による力学特性変化が認められ^{2,3)}、本章で実施する応答評価ではこれを考慮した地震応答解析を実施する。

地震応答解析においてダンパーの繰返し変形による力学特性の変化を考慮する際、ダンパーの履歴を時々刻々評価し、履歴に応じて力学特性を時刻歴解析の途中で変化させて解析する手法が実際の性状に近いダンパーの特性を加味した応答評価法であると考えられる。この手法を本論文では「詳細法」と呼ぶ。上記の手法による応答解析は実際の挙動に近いと考えられ、正しい応答解析結果を与えると考えられる。ただし、詳細法は本研究で示した繰返し変形による力学特性の変化を考慮した復元力モデルを組み込んだ応答解析プログラムを用いる必要があり、一般の技術者または研究者にとって詳細法の利用はハードルが高いと考えられる。特に、設計など実務的にダンパーの繰返し変形による力学特性の変化を考慮する必要がある場合、簡便な応答評価手法の利用が望まれる。

ダンパーの繰返し変形による力学特性の変化を簡便に考慮した応答評価法として、あらかじめダンパーの繰返し変形による耐力低下を見込み、応答解析の初期から低減した耐力を用い、解析途中は耐力一定として応答を算出する方法が提案されている^{2,4)}。本研究では、この手法を「簡易応答評価法」とよぶ。

本章では、詳細法および簡易応答評価法による応答評価を実施する。両手法から算出した応答を比較し、簡易応答評価法の妥当性を検証し、簡易応答評価法に関する注意点を述べる。

4.2 解析条件

4.2.1 解析対象

解析対象を図 4.1 に示す。解析対象は建物の基部と地盤の間に免震層を有する 19 階建ての鉛ダンパーを用いた免震建物である。免震建物の免震層はダンパーのみで構成されることはなく、アイソレータも併せて用いられる。通常、鉛ダンパーと併用されるアイソレータとして、減衰機能をほとんど有さない天然ゴム系積層ゴムが選択される場合が多い。上記の場合、天然ゴム系積層ゴムがある変形内ではほぼ線形弾性の履歴を示すことから、天然ゴム系積層ゴムの力学特性が免震層全体の剛性を担い、免震層全体の減衰性能は鉛ダンパーが担うこととなる。これより、免震層の設計において、免震層全体としての剛性は天然ゴム系積層ゴムの仕様または台数を調節することで、また減衰は鉛ダンパーの仕様または台数によって調整することが可能となる。よって、減衰性能を有するアイソレータを用いる場合よりも設計を簡便で理解しやすいものとするところから、鉛ダンパーのアイソレータとしては、天然ゴム系積層ゴムが選択される場合が多いものと考えられる。このことから、本研究で解析対象とする免震建物のアイソレータには天然ゴム系積層ゴムを使用する。天然ゴム系積層ゴムの常載圧を積層ゴムメーカーが推奨する基準面圧以内とすることとし、天然ゴム系積層ゴムは丸型で、その外径は 1300mm、一次形状係数 44、二次形状係数 6.4、ゴムのせん断弾性率 0.39 N/mm^2 の積層ゴムを用いることとする。これは、2 章で示した試験体 RB1300(6.4)と同じである。

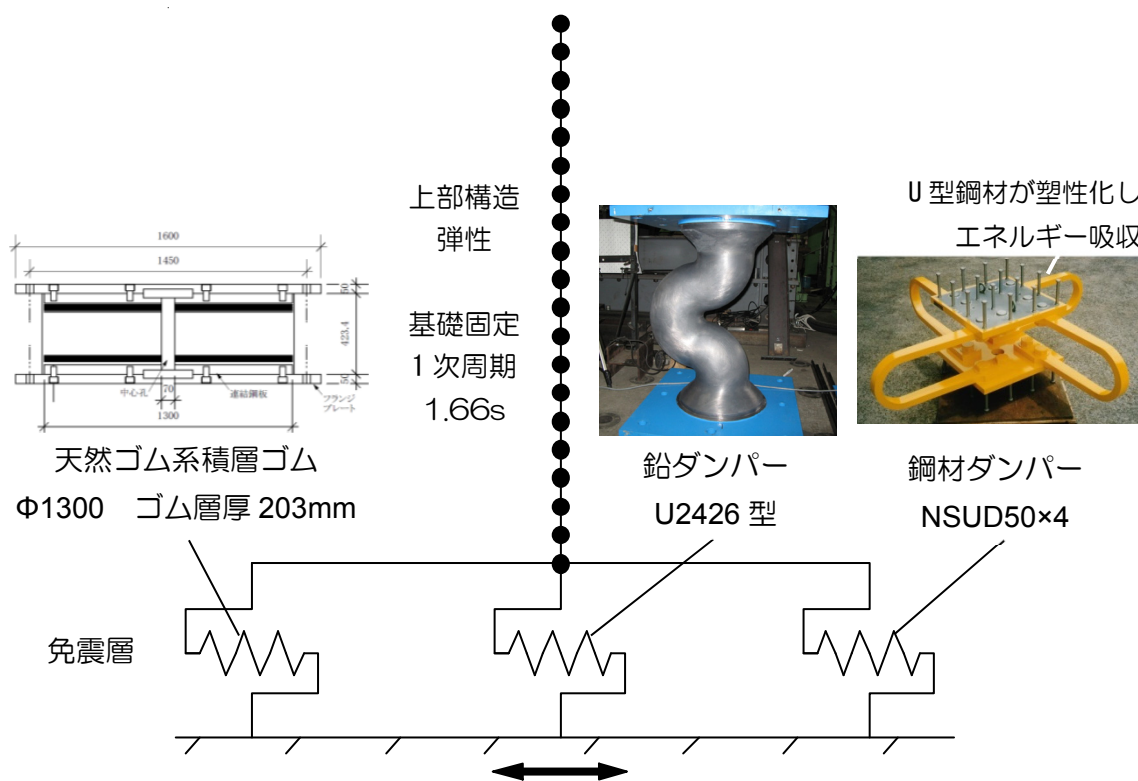


図 4.1 解析対象

また、鉛ダンパーは鋼材ダンパーと併用されることが多い。鋼材ダンパーは図 4.1 内の写真で示されているように鋼材 SN490B を U 型形状に成型した減衰材を放射状に配置したものを、上下のベースプレートにボルトで接合したものである。免震層に水平変形が生じると、上下のベースプレート間に水平方向に相対変位が生じ、U 型の減衰材が塑性変形してエネルギー吸収を行う。鉛ダンパーが鋼材ダンパーと併用される理由としては、鉛ダンパーは小さな変形から減衰性能を発揮する（降伏変位 7mm 程度⁵⁾）ために中小地震でも減衰性能が得られるとし、鋼材ダンパーは鉛ダンパーよりも降伏変位が大きい（降伏変位 30mm 程度⁵⁾）ために主として大地震に対して減衰性能を発揮するとして、それぞれのダンパーを地震動の大きさに応じての使い分けを意識して使用されていたためと考えられる。本研究で解析対象とする免震建物の免震層はこの両者を併用あるいはどちらかの単独使用を想定する。具体的な鉛ダンパーの仕様は 3 章にて取り上げた住友金属鉱山シボレックス製の免震用鉛ダンパー U2426 とする。また、鋼材ダンパーは現在主として製造されている新日鉄住金エンジニアリング製の免震 NSU ダンパーのうち NSUD50×4 とする。

解析対象とした免震部材の諸元（メーカーによる規格値⁵⁾）を表 4.1 に示す。対象とした鉛ダンパー U2426 の降伏耐力の規格値は 220kN、鋼材ダンパー NSUD50×4 の降伏耐力の規格値は 232kN であり、1 台あたりの降伏耐力はほぼ等しい。

表 4.1 免震部材諸元（規格値）

(a) 天然ゴム系積層ゴム RB1300⁵⁾

ゴム外径 (mm)	ゴム内径 (mm)	ゴム 1 層厚 (mm)	ゴム総厚 (mm)	せん断弾性率 (N/mm ²)	一次 形状係数	二次 形状係数	水平剛性 (kN/m)
1300	70	7	203	0.392	43.9	6.4	2521

(b) 鉛ダンパー⁵⁾

型式名	鉛部直径 (mm)	限界変形 (mm)	降伏荷重 (kN)	初期剛性 (kN/m)	2 次剛性 (kN/m)
U2426	240~260	800	220	30,000	0

(c) 鋼材ダンパー⁵⁾

型式名	U 型鋼板板厚 (mm)	限界変形 (mm)	降伏荷重 (kN)	初期剛性 (kN/m)	2 次剛性 (kN/m)
NSUD50×4	40	750	232	8,320	144

4.2.2 解析モデル

解析モデルは20質点せん断モデルとする。モデルの自由度は水平1方向とする。上部構造は線形弾性とし、鉛直方向の剛性分布は最上層：最下層=0.5：1.0とする。各階の質量は一定とする。上部構造の基礎固定時の1次固有周期 T_1 は1.66秒とする。上部構造の階高を3.5mとすると、高さは $H=3.5 \times 19=66.5\text{m}$ となる。 T_1 と H の関係は $T_1=0.025H$ となり、 T_1 は鉄骨造建築物の一般的な固有周期に相当する。減衰は剛性比例型とし、上部構造の基礎固定時の1次モードに対して2%とする。免震層の減衰は各免震部材の履歴による減衰のみを考慮する。

天然ゴム系積層ゴムの復元力モデルは2章で提案したモデルを用いる。天然ゴム系積層ゴムの復元力モデルの荷重履歴を図4.2に示す。図(a)の面圧0.5MPaと図(b)の15MPaの荷重変形関係よりこれらのせん断特性はほぼ同等であることがわかる。よって面圧15MPa程度までであれば0.5MPa時を模擬した中間層せん断ばねの復元力モデルを用いてもせん断特性を表現できると考え、本節の解析モデルでは0.5MPa時を模擬した並列軸ばねモデルの中間層せん断ばねの復元力モデルをせん断ばねとして用いる。

鋼材ダンパーの復元力モデルは、図4.3にて示されるバイリニアモデルとする。免震NSUダンパーも繰返し変形による力学特性の変化が図4.4のように実験結果から確認されている³⁾。繰返し変形による降伏荷重の変化率は、ダンパーの仕様ごとにダンパーの累積変形量 Σd (m)に対する関数である低減係数 β として示されている³⁾。例えばダンパーの型式の一つであるUD50の場合は(4.1)式となる。

$$\beta = \begin{cases} 1.0 - 0.2(\Sigma d/30) & (0 \leq \Sigma d \leq 30) \\ 0.8 & (\Sigma d \geq 30) \end{cases} \quad (4.1)$$

(4.1)式の降伏荷重の低減係数 β と累積変形量の関係を図4.5に示す。詳細法では時刻歴解析途中の低減係数 β を算出し、鋼材ダンパーの降伏荷重を時々刻々変化させる。

鉛ダンパーの復元力モデルは3章で提案したモデルを用いる。

地震応答解析はNewmarkの β 法($\beta=1/4$)により実施する。解析の時間刻みは0.005秒とする。

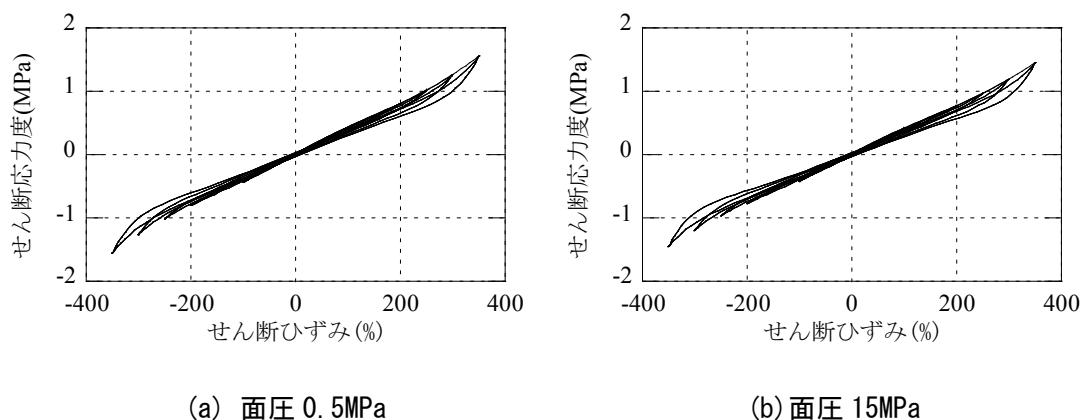


図4.2 天然ゴム系積層ゴムの復元力モデル

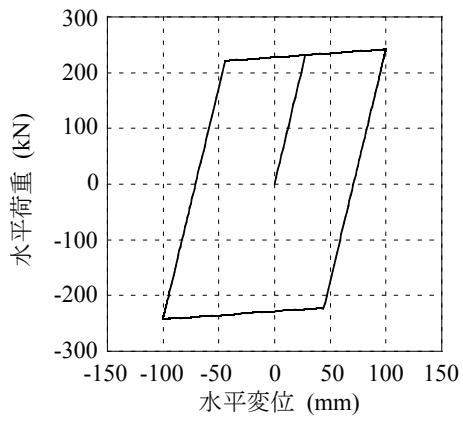


図 4.3 鋼材ダンパーの復元力モデル

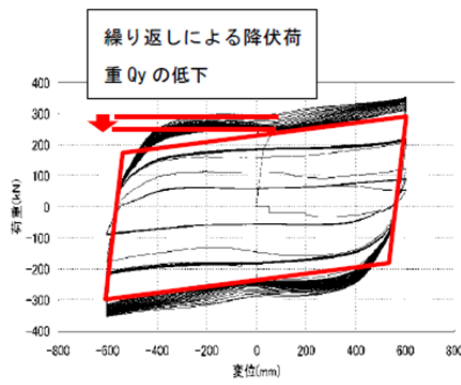


図 4.4 鋼材ダンパーの繰り返し変形実験結果³⁾

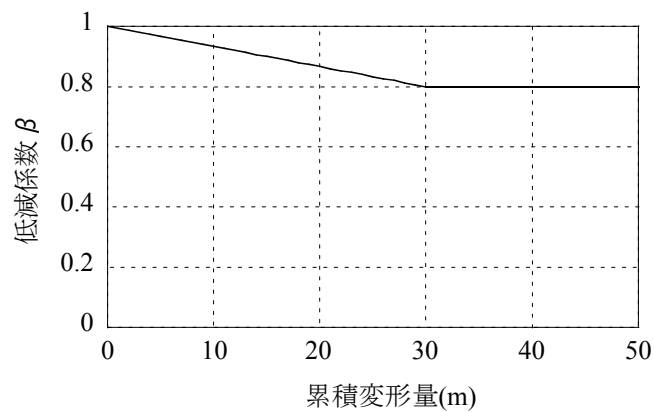


図 4.5 鋼材ダンパーUD50 の降伏荷重の低減係数と累積変形量の関係

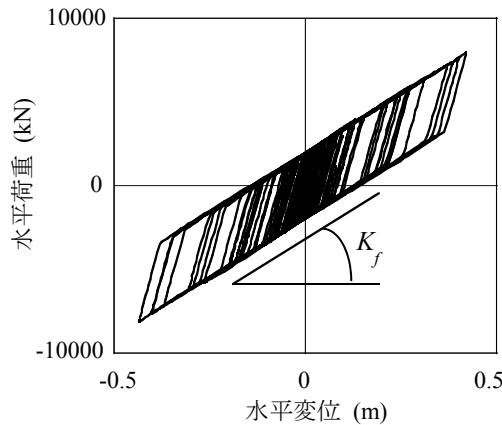


図 4.6 免震層の水平方向荷重変形関係と接線剛性

種々の解析条件における応答評価を行うために、解析パラメータは以下の3つとする。

1. 免震周期 T_f

免震周期 T_f は、免震建物の力学性能を表す指標の一つである。免震層の荷重変形関係の一例を図 4.6 に示す。免震建物の T_f が長いと、図 4.6 で示す降伏後の免震層水平接線剛性 K_f が相対的に小さいことを示し、免震層の荷重履歴性状は矩形に近くなる。免震周期 T_f は(4.2)式として表される。

$$T_f = 2\pi\sqrt{M/K_f} \quad (4.2)$$

ここで、 M は建物総質量を表す。

解析対象で用いるアイソレータは天然ゴム系積層ゴム 1 種類のみであることを鑑み、解析における T_f は 3 秒、4 秒および 5 秒の 3 ケースとする。それぞれのケースにおける積層ゴムの平均面圧は 4.3、7.6 および 11.8(MPa) である。

2. 免震層の降伏せん断力係数 α_y

免震層の降伏せん断力係数 α_y は、免震周期と同様に免震建物の力学性能を表す指標の一つである。免震層の降伏せん断力係数は免震層のダンパーの降伏耐力の和を建物総重量で除した値であり、 α_y は(4.3)式となる。

$$\alpha_y = \frac{{}_sQ_y + {}_lQ_y}{W} \quad (4.3)$$

ここで、 W は建物総重量、 ${}_sQ_y$ は鋼材ダンパーの降伏耐力の規格値、 ${}_lQ_y$ は鉛ダンパーの降伏耐力の規格値である。

免震建物の α_y は 0.03~0.05 が一般的であり、本解析の α_y は 0.03、0.04 および 0.05 の 3 ケースとする。

3. 鉛ダンパーと鋼材ダンパーの台数比

鉛ダンパーを用いた免震建物において、鉛ダンパーと鋼材ダンパーの台数比もパラメータの

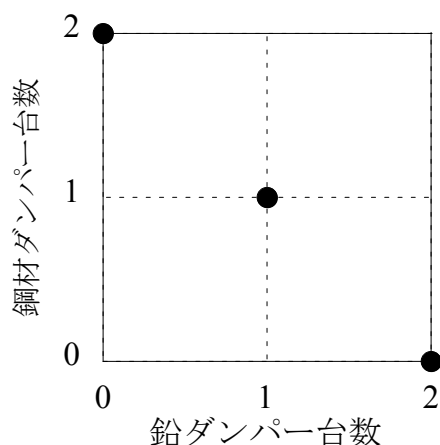


図 4.7 解析モデルにおける鉛ダンパーと鋼材ダンパーの台数比

一つとする。解析における鉛ダンパーと鋼材ダンパーの台数比は 2:0 (鉛ダンパーのみ設置)、1:1 および 0:2 (鋼材ダンパーのみ設置) の 3 ケースとする。図 4.7 にダンパーの台数比を示す。

4.2.3 入力地震動

平成 27 年 12 月 18 日に国土交通省から「超高層建築物等における南海トラフ沿いの巨大地震による長周期地震動への対策案について」¹⁾が発表された。この中で、高さが 60m を超える建築物及び地上 4 階建て以上の免震建築物について、平成 12 年建設省告示第 1461 号四号に定める構造計算の適用において、従来の極めて稀に発生する地震動として検討を行うこととしている地震動に加えて、南海トラフ沿いで約 100~150 年の間隔で発生しているとされる M8~9 クラスの地震によって建設地で発生すると想定される長周期地震動 1 波以上による検討を行うことを認定の審査において求めることを述べている。解析の入力地震動は、「超高層建築物等における南海トラフ沿いの巨大地震による長周期地震動への対策案について」で示される手法にて作成された設計用地震動波形例であり、SZ1、SZ2、CH1、CH2、OS1、OS2 の 6 地域で想定される地震動 6 波とする。入力地震動の時刻歴波形を図 4.8 に示す。地震動の継続時間は 655.36 秒である。「超高層建築物等における南海トラフ沿いの巨大地震による長周期地震動への対策案について」では、10 地域における設計用地震動波形例が示されている。解析で用いる入力地震動は上記 10 波のうち、従来の長周期建物の設計用地震動として用いられる、いわゆる「告示波」を規定する平成 12 年建設省告示第 1461 号に示されている工学的基盤の応答スペクトルを上回る応答スペクトル (告示スペクトル) を有する 6 波を選定した。これらの地震の具体的な対象地域を図 4.9 で示す。SZ1、SZ2 は静岡地方、CH1、CH2 は中京地方、OS1、OS2 は大阪圏の特定地域をそれぞれ対象とした地震動である。入力地震動 6 波の応答スペクトル (減衰定数 $h=5\%$) を図 4.10 に示す。図中の凡例で示す「告示波」は平成 12 年建設省告示第 1461 号に示されている工学的基盤の応答スペクトルである。

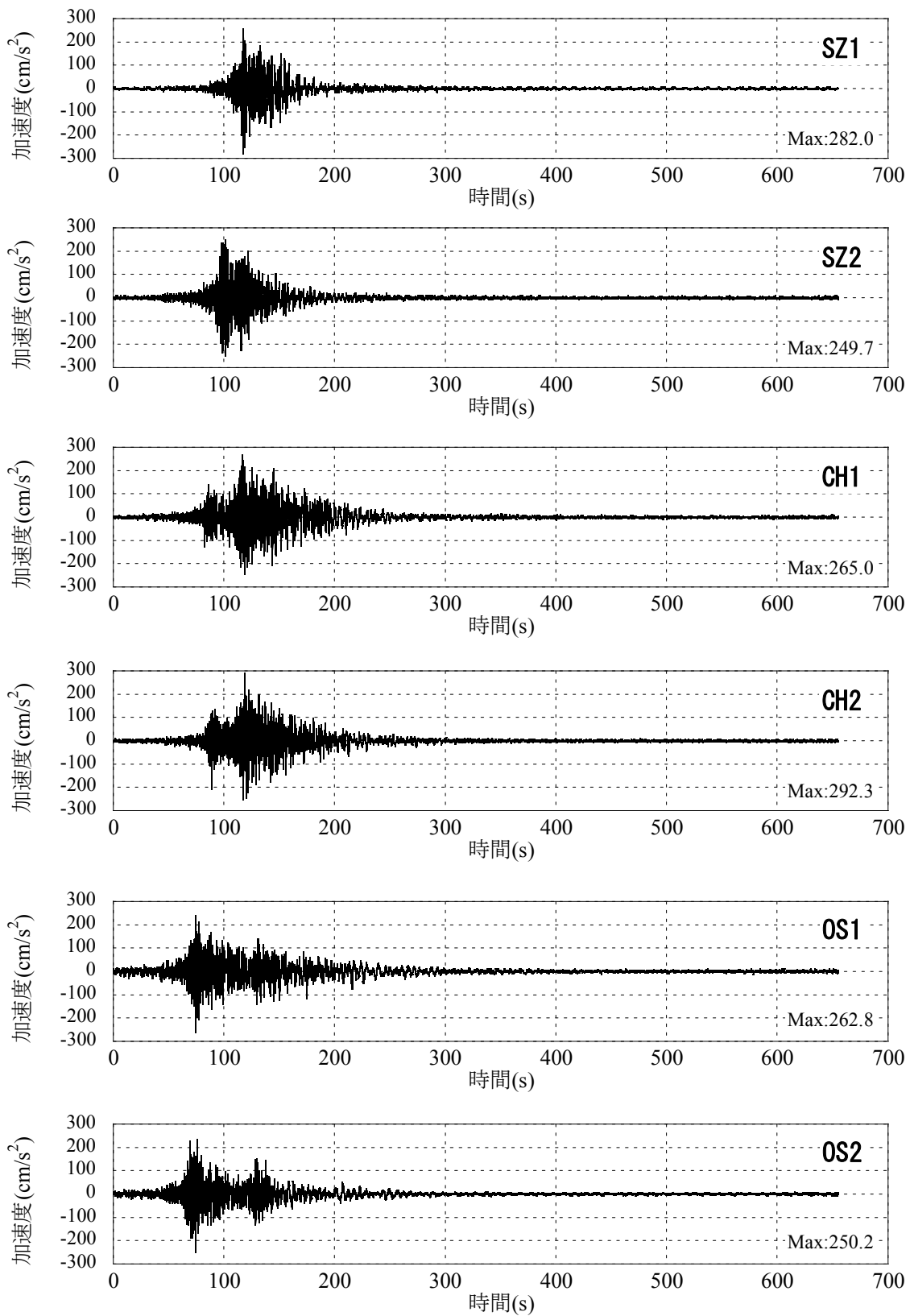
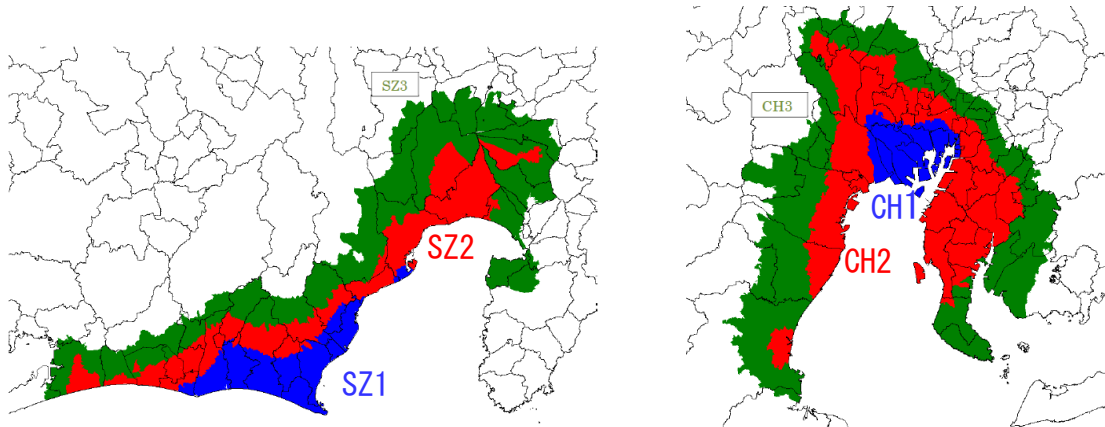
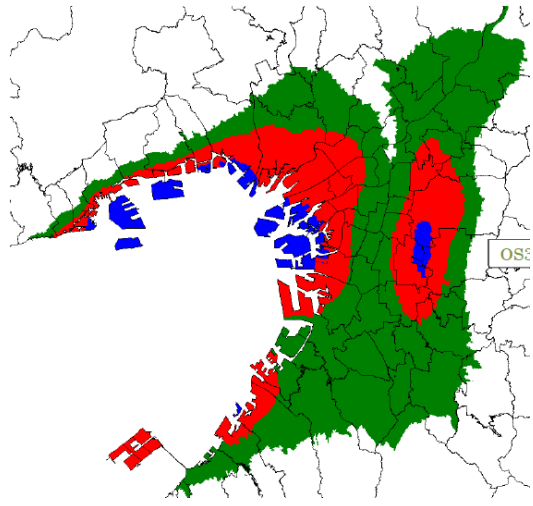


図 4.8 入力地震動の時刻歴波形



(a) 静岡地方

(b) 中京地方



(c) 大阪圏

図 4.9 地震動の対象地域

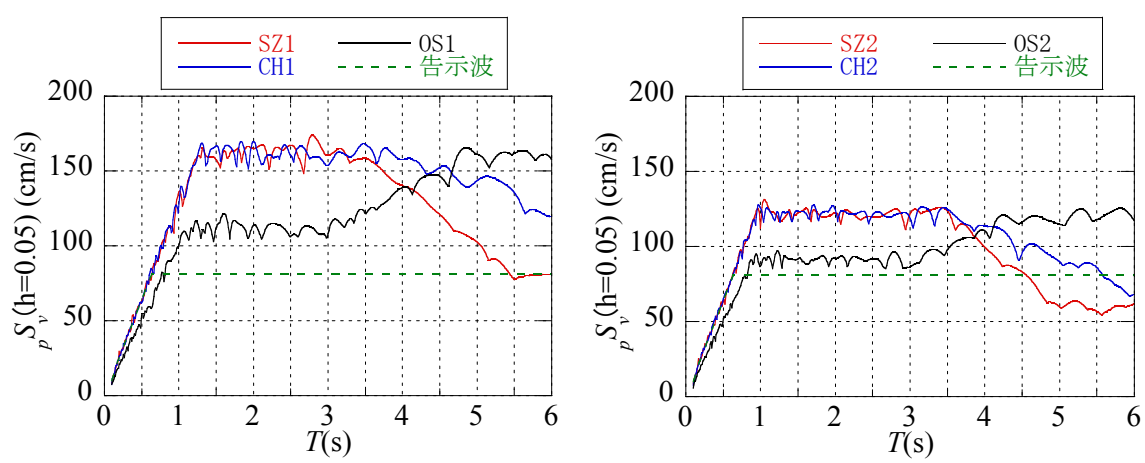


図 4.10 入力地震動の擬似速度応答スペクトル

4.3 繰返し変形によるダンパーの特性変化を簡易的に評価する方法

ダンパーを用いた免震建物の地震応答解析において繰返し変形によるダンパーの特性変化を簡易的に評価する「簡易応答評価法」の手順を以下に示す。

1. 繰返し変形による特性変化非考慮のモデルによる地震応答解析を実施する。
2. 1.の地震応答解析結果より、ダンパーの降伏荷重の変化率を算出する。

上記1.で示す地震応答解析の結果の一例を図4.11に示す。図4.11は上から順に免震層変位、鉛ダンパーの累積吸収エネルギーおよび鋼材ダンパーの累積変形量である。鉛ダンパーの繰返しによる降伏荷重の変化は、図3.15で示したように免震層変位とダンパーの累積吸収エネルギーにて表される。また、鋼材ダンパーの降伏荷重の変化はダンパーの累積変形量にて表される³⁾。

簡易応答評価法において、ダンパーの降伏荷重の変化率を算出する際に、どの時点での応答値を用いるかが問題となる。本研究では2つの方法について検討する。手法Aは、ダンパーの降伏荷重の変化率 r_{Q_d} を免震層変位の絶対値が最大となる時刻 $t=t_{dmax}$ におけるダンパーの応答値より算出する。一方、手法Bは、変形 d を時刻歴応答解析結果の最大変位 d_{max} として、また累積吸収エネルギーあるいは累積変形量を解析終了時刻 t_f における値を用いて算出する。

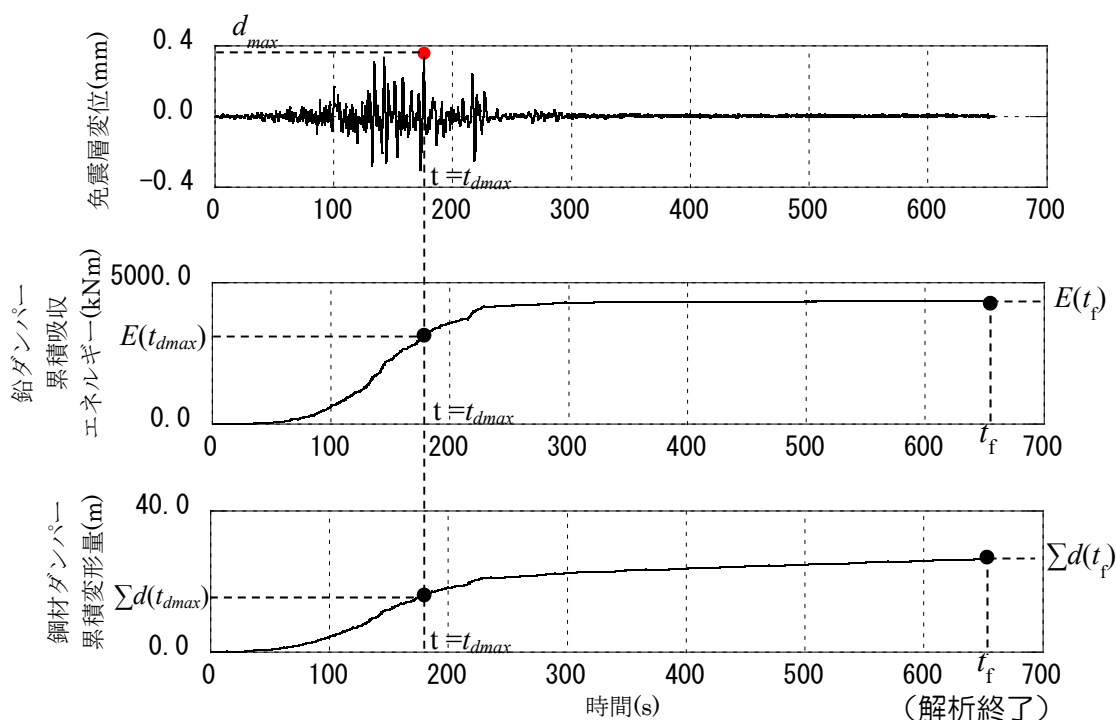


図 4.11 繰返しによる特性変化非考慮のモデルによる地震応答解析結果

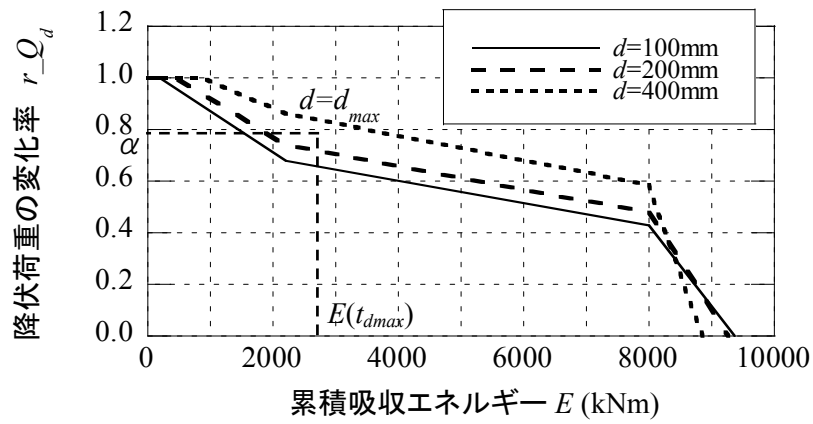


図 4.12 簡易応答評価法（手法 A）における鉛ダンパーの降伏荷重の変化率の算出

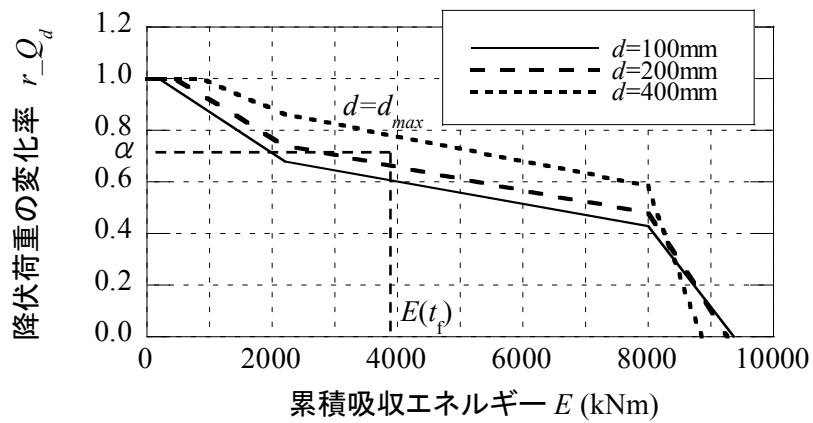


図 4.13 簡易応答評価法（手法 B）における鉛ダンパーの降伏荷重の変化率の算出

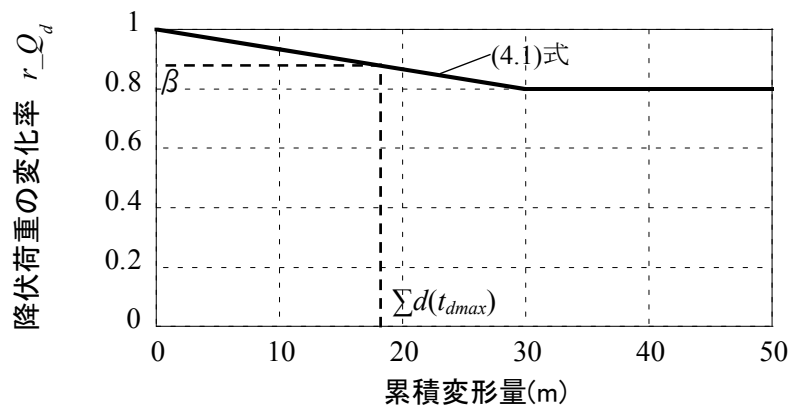


図 4.14 簡易応答評価法（手法 A）における鋼材ダンパーの降伏荷重の変化率の算出

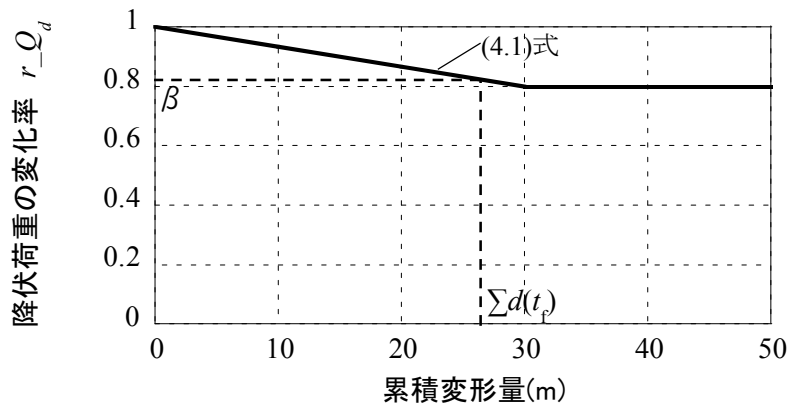


図 4.15 簡易応答評価法（手法 B）における鋼材ダンパーの降伏荷重の変化率の算出

鉛ダンパーの降伏荷重の変化率 r_{Q_d} は、手法 A および手法 B とともに前章で示した(3.6)式～(3.9)式において変形 d を時刻歴応答解析結果の変位の絶対値の最大値 d_{max} とする。ただし、手法 A の累積吸収エネルギー E は、免震層変位の絶対値が最大となる時刻 $t=t_{dmax}$ における累積吸収エネルギー $E(t_{dmax})$ とし、手法 B では解析終了時刻 t_f における累積吸収エネルギー $E(t_f)$ として算出する。具体的には図 4.12 および図 4.13 で示すように降伏荷重の変化率は累積吸収エネルギーを変数とした 4 折れ線で示される。折れ線は変位に依存し、変位を $d = d_{max}$ とすると、4 つの折れ線が決定し累積吸収エネルギーに関する連続関数となる。図 4.12 および図 4.13 のグラフにおける横軸の値である累積吸収エネルギー E を手法 A では $E(t_{dmax})$ 、手法 B では $E(t_f)$ とすれば、降伏荷重の変化率 r_{Q_d} がある値 α として求められる。図 4.12 は手法 A による降伏荷重の変化率の算出を、図 4.13 は手法 B の場合を示す。

簡易応答評価法における手法 A で求める鋼材ダンパーの降伏荷重の変化率を図 4.14 に、手法 B により算出する降伏荷重の変化率を図 4.15 に示す。手順 1 の地震応答解析における鋼材ダンパーの累積変形量を算出し、手法 A では累積変形量 Σd を免震層変位の絶対値が最大となる時刻 $t=t_{dmax}$ における累積変形量 $\Sigma d(t_{dmax})$ として、手法 B では解析終了時刻 t_f における累積変形量 $\Sigma d(t_f)$ を求める。(4.1)式の Σd に手法 A では $\Sigma d(t_{dmax})$ を、手法 B では $\Sigma d(t_f)$ をそれぞれ代入し、降伏荷重の低減係数 β が算出される。

3. 初期状態に対して、2. で算出した変化率 (α 、 β) を乗じて低減させたダンパーの降伏荷重 Q_y' による地震応答解析を実施する。解析中の降伏荷重は繰返し履歴に対して変化しない。

簡易応答評価法手順 3 の応答解析で用いる鉛ダンパーおよび鋼材ダンパーの復元力モデルを図 4.16 および図 4.17 にそれぞれ示す。初期状態の荷重履歴が図中の破線である。手順 2 で求めた鉛ダンパーの降伏荷重の変化率 α 、および鋼材ダンパーの降伏荷重の変化率 β を乗じて低減した荷重が図中の実線である。手順 3 の応答解析は初期状態として図中の実線の荷重履歴

を用い、応答解析中は繰返し変形による荷重の低減を行わない。手順3の応答結果が簡易評価法の応答結果となる。

簡易応答評価法は、解析中の時々刻々の繰返し変形によるダンパーの降伏耐力変化を行わない。このため、既往の応答解析プログラムを用いて、簡易的にダンパーの繰返し変形による影響を加味した応答が算出できる。簡易応答評価法は、詳細法と比較してより多くの技術者（特に、実務的に評価が必要な設計者）が利用しやすい手法であることがメリットとして挙げられる。他方、詳細法は時刻歴応答解析の回数が1回であることに対し、簡易応答評価法では時刻歴応答解析を2回実施する必要がある。また、解析結果からダンパーの降伏荷重の変化率を算出する必要があり、応答評価を実施する上での必要な時間および手順は簡易応答評価法の方がより多く必要となる。

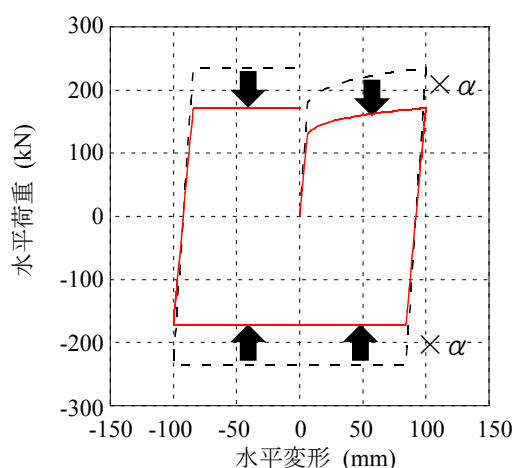


図 4.16 簡易応答評価法における鉛ダンパーの復元力モデル

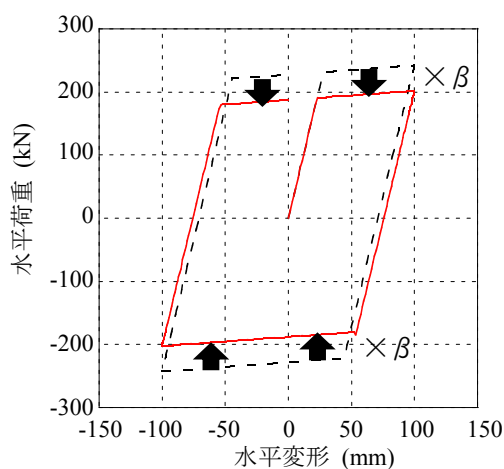


図 4.17 簡易応答評価法における鋼材ダンパーの復元力モデル

4.4 詳細法と簡易評価法との応答比較

本節では、同一の地震応答解析条件に対してダンパーの繰返し変形による特性変化を時々刻々と考慮して計算を行う「詳細法」による応答と前節で述べた「簡易応答評価法」で求めた応答を比較・検証する。

解析ケースの一例として、免震周期 T_f が 4 秒、免震層の降伏せん断力係数 α_y が 0.03、鉛ダンパーと鋼材ダンパーの台数比が 1 : 1 の解析モデルにおける入力地震動 SZ1 での地震応答解析結果を示す。この場合の免震層の層せん断力係数—変形関係、天然ゴム系積層ゴムの荷重変形関係、鉛ダンパー1 台の荷重変形関係、鋼材ダンパー1 台の荷重変形関係を図 4.18～図 4.21 にそれぞれ示す。免震層の層せん断力係数は、免震層の層せん断力を免震層より上部の建物重量、本解析モデルの場合は建物総重量で除した値である。図 4.18 より詳細法、簡易法の手法 A および手法 B の層せん断力係数—変位関係の履歴ループはほぼ同様の形状を示しているものの、図(c)の簡易法 (手法 B) は他の 2 つの手法による応答解析における履歴に比べ、やや細長い履歴となっている。図 4.19 の天然ゴム系積層ゴムの履歴ループは 3 つの履歴ともほぼ同様の形状となっており、変形が 0.4m より大きくなった場合にやや膨らみを持っている。図 4.19(c)の最大変形の絶対値は、図(a)および図(b)より大きいことがわかる。

図 4.20(c)および図 4.21(c)の手法 B による簡易法の鉛ダンパーおよび鋼材ダンパーの荷重は、図 4.20(a)および図 4.21(a)に示す詳細法の荷重ならびに図 4.20(b)および図 4.21(b)に示す手法 A

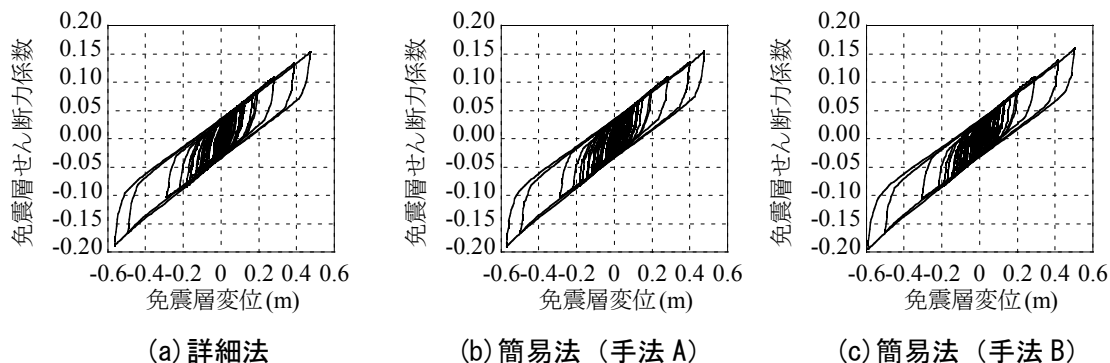


図 4.18 免震層せん断力係数—変位関係

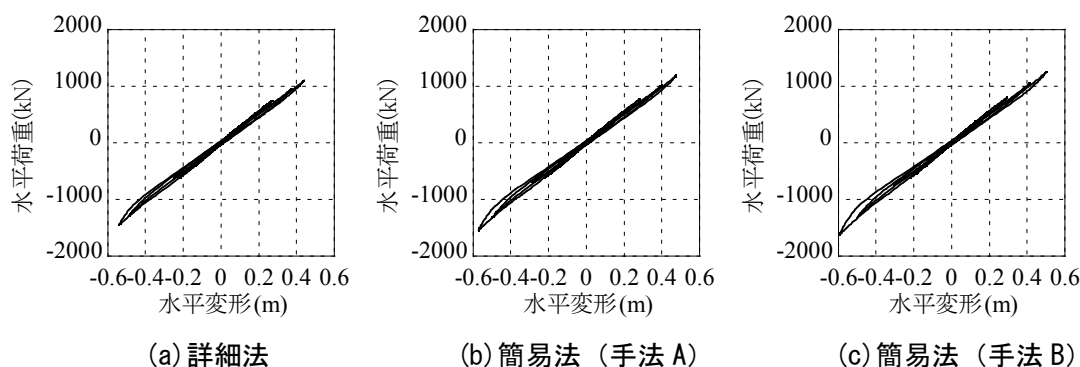


図 4.19 天然ゴム系積層ゴム荷重変形関係

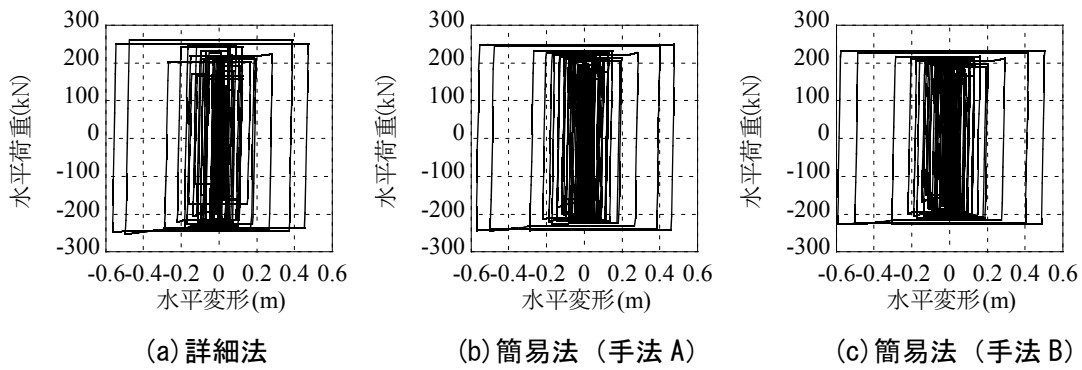


図 4.20 鉛ダンパー荷重変形関係

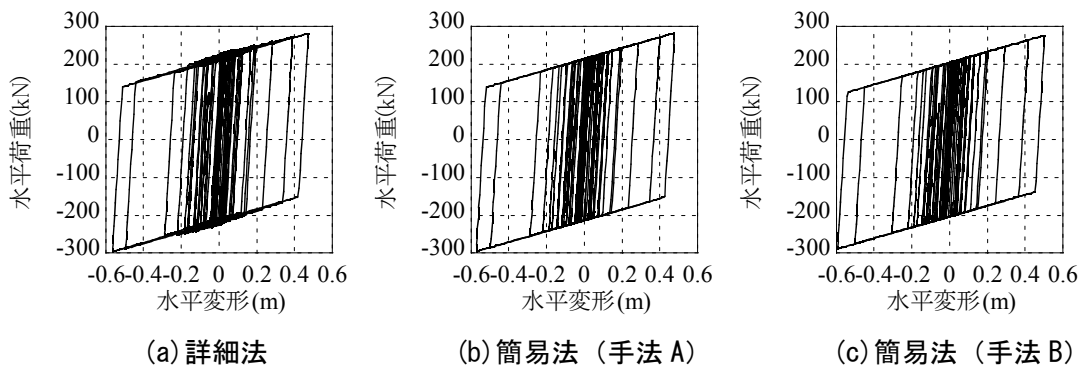


図 4.21 鋼材ダンパー荷重変形関係

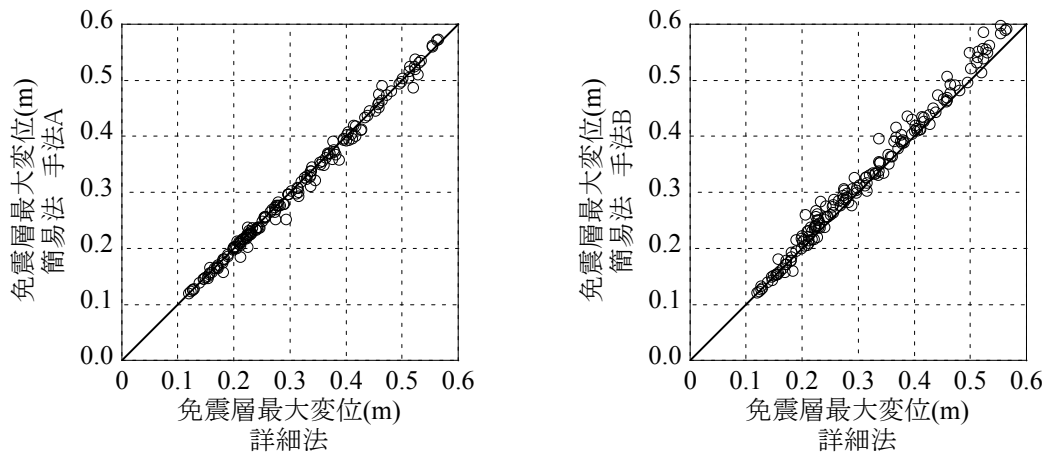


図 4.22 免震層最大変位

による簡易法の荷重よりも小さな値となっていることがわかる。これにより、図 4.18 に示すような手法 B による簡易法における免震層の履歴ループが他の 2 手法の応答評価法による免震層の履歴ループより小さくなり、手法 B による簡易法の免震層最大変位が他の 2 手法による最大変位よりも大きく評価されるものと考えられる。

免震層最大変位を図 4.22 に示す。図 4.22 の横軸は詳細法による応答値であり、図 4.22(a)

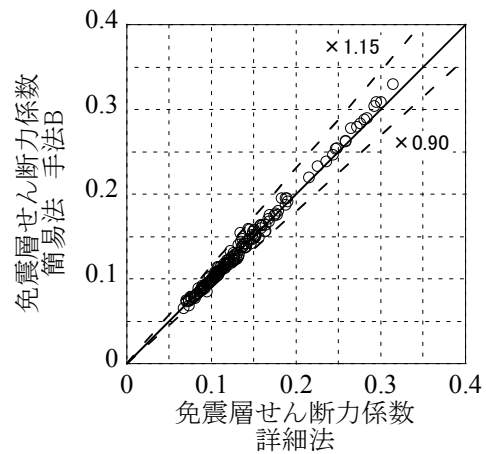
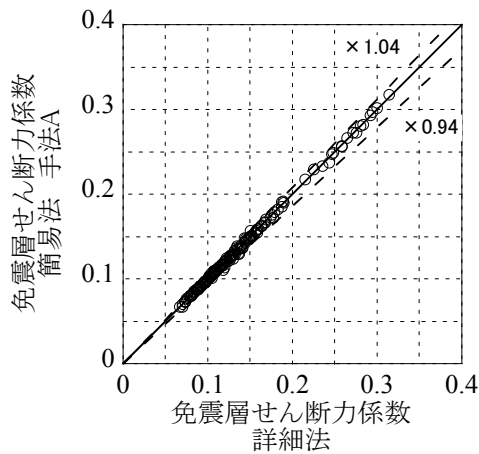
表 4.2 免震層最大変位が 60cm を超えた解析ケース

免震周期 T_f (s)	α_y	ダンパー比 鉛:鋼材	入力 地震動	免震層最大変位(cm)		
				詳細法	簡易 A 法	簡易 B 法
3	0.03	0:2	CH1	60.5	60.8	62.1
3	0.03	1:1	CH1	58.2	58.8	61.3
4	0.03	0:2	SZ1	61.9	62.1	64.6

の縦軸は手法 A の簡易法による応答値、図 4.22(b)の縦軸は手法 B の簡易法による応答値である。なお、両図とも応答値が 60cm を超える場合の解析ケースを除外している。これは、本検討で用いる地震動を「極稀に発生する地震動」と位置づけ、最大変位のクライテリアを 60cm 以内と考え、クライテリアを超える場合の免震層特性は最大変位を縮小するため免震層の再設計を行うこととしているためである。最大変位の設計クライテリアとして 60cm を超える設定とする場合、上部構造と周辺部位とのクリアランスを 60cm 超の値として設定する必要があること、また、積層ゴムがハードニングによる免震層の復元力が大きくなるために、上部構造の応答増大に対する安全性の確保を設計として確保する必要となることなどから、一般的な免震建物よりも付加的に考慮すべき項目が必要となる。表 4.1 より鉛ダンパーの限界変形は 80cm、鋼材ダンパーの限界変形は 75cm であり、最大応答変位 60cm はダンパーの限界変形に達していない。解析ケース 162 ケース中、最大応答変位が 60cm 以内であったのは 159 ケースであった。以後に示す図は上記ケースの解析結果である。免震層最大変位が 60cm を超える解析ケースを表 4.2 に示す。

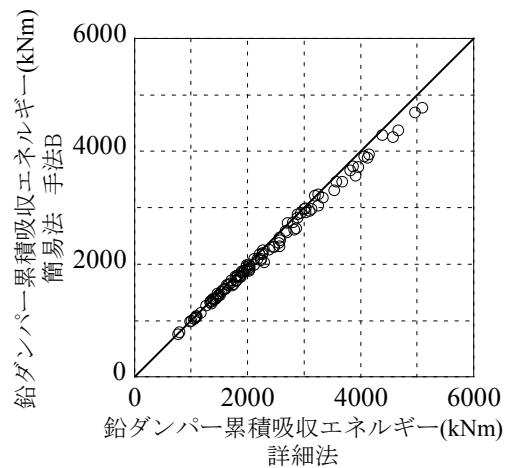
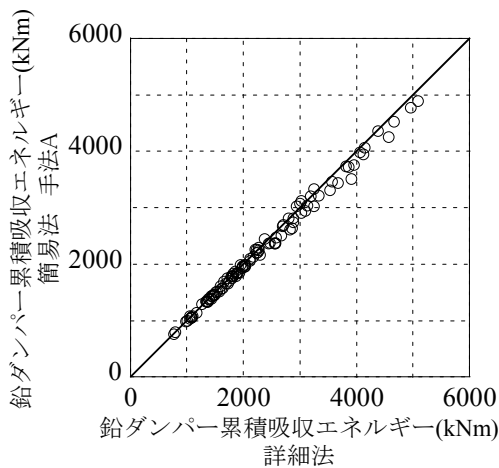
図 4.22(a)、(b)とも右上がりの直線を中心にはばらつく分布になっている。ただし、図 4.22(a)では、応答値は右上がりの直線よりも下の領域に位置する場合が見られる。つまり、手法 A による簡易法の最大変位は詳細法よりも小さな値として評価されるケースが見られる。一方、図 4.22(b)で示す応答値は右上がりの直線よりも上部に位置しているものが多く、手法 B による簡易法の応答変位は詳細法よりも大きな値となっているケースが多い。159 ケース中、手法 A による簡易法の応答値が詳細法より大きく評価されるケースは 54 ケース (34%)、手法 B による簡易法は 131 ケース (82%) であり、手法 B を用いた簡易法は詳細法に対して概ね安全側の評価となっている。詳細法に対する簡易法による免震層最大変位の比は手法 A で 0.86～1.06、手法 B で 0.88～1.26 となった。手法 B において全検討ケースで詳細法と同等以上の応答値とするためには、手法 B の応答値を $1/0.88=1.14$ 倍割り増すことが必要となる。

免震層の最大層せん断力係数を図 4.23 に示す。簡易法による値は手法 A および手法 B ともに詳細法の値を中心としてばらついた値となっている。これは、詳細法に対する簡易法のダンパーのせん断力低減量と免震層の変位増大による積層ゴムのせん断力の増加量とが相殺されるためであると考えられる。手法 A の最大層せん断力係数が詳細法を上回るケースは 36%、手法 B で 56%であった。



(a) 手法 A による簡易法の応答を用いた場合 (b) 手法 B による簡易法の応答を用いた場合

図 4.23 免震層の最大層せん断力係数

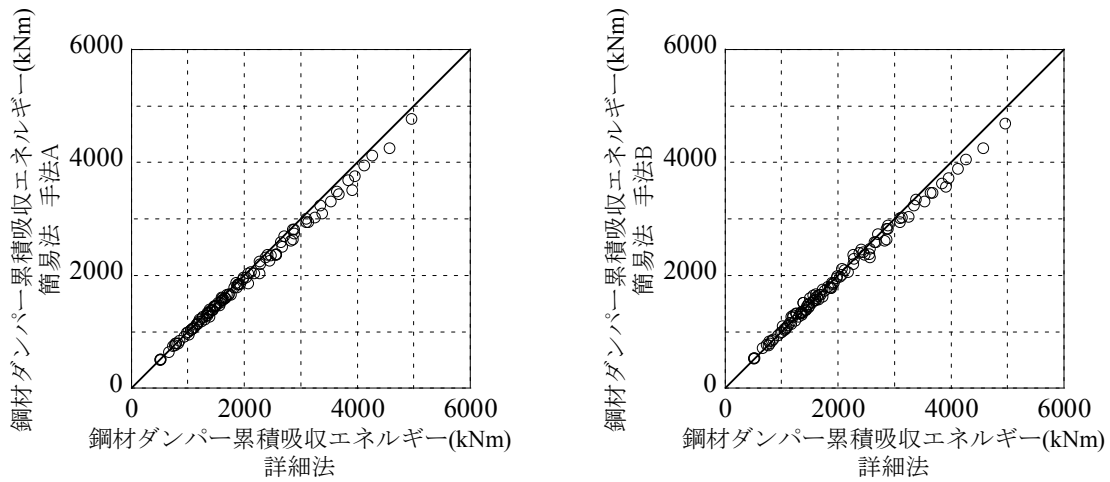


(a) 手法 A による簡易法の応答を用いた場合 (b) 手法 B による簡易法の応答を用いた場合

図 4.24 鉛ダンパーの解析終了時累積吸収エネルギー

鉛ダンパーおよび鋼材ダンパーの解析終了時における累積吸収エネルギーを図 4.24 および図 4.25 に示す。詳細法に対する簡易法の鉛ダンパーの累積吸収エネルギーの比は、手法 A の簡易法において 0.90~1.03、手法 B では 0.89~1.01 であった。手法 B の吸収エネルギーが手法 A より低く評価されたケースは 107 ケース中 73 ケースであった。鋼材ダンパーの詳細法に対する簡易法の比は、手法 A で 0.90~1.01、手法 B で 0.91~1.09 となり、手法 A にて詳細法に対して過小に評価される傾向がみられた。

鉛ダンパーおよび鋼材ダンパーの安全性評価では、最大変形とともに時刻歴応答変位の繰返し回数と振幅の関係をカウントし、ダンパーの疲労性能式を使い Miner 則で累積疲労損傷度 D ^{3,6)} を評価する。Miner 則では、ある変形量 δ_i に対する破断までの繰返し回数を N_{fi} とした場



(a) 手法 A による簡易法の応答を用いた場合 (b) 手法 B による簡易法の応答を用いた場合

図 4.25 鋼材ダンパーの解析終了時累積吸収エネルギー

合、その振幅 1 サイクル当りでは $1/N_{fi}$ の疲労損傷度を被るとして、各サイクルの疲労損傷度を総和した値が 1 となった時点で破断が予想される。1 回分の地震波に対して $D \leq 1$ であれば U 型ダンパーは破断しない。ただし、損傷は地震毎に累積されると考えると、建物が耐用年数中に受ける地震を考慮して累積損傷度 D を評価する必要がある。

鉛ダンパーの単一振幅時の破断変位 δ_{fi} (mm) と繰返し回数 N_{fi} の関係は (4.4) 式で表される⁶⁾。

$$N_{fi} = 1.437 \times 10^6 \times \delta_{fi}^{-1.83} \quad (4.4)$$

鋼材ダンパー UD50×4 の単一振幅時の破断変位 δ_{sfi} (mm) と繰返し回数 N_{sfi} の関係は (4.5) 式で表される³⁾。

$$\delta_{sfi} = 1.290 \left(35 N_{sfi}^{-0.15} + 3620 N_{sfi}^{-0.80} \right) \quad (35 \leq \delta_{sfi} \leq 750) \quad (4.5)$$

Miner 則による累積疲労損傷度 D_f は (4.6) 式となる。

$$D_f = \sum_i \left(\frac{n_i}{N_{fi}} \right) \quad (4.6)$$

ここで、

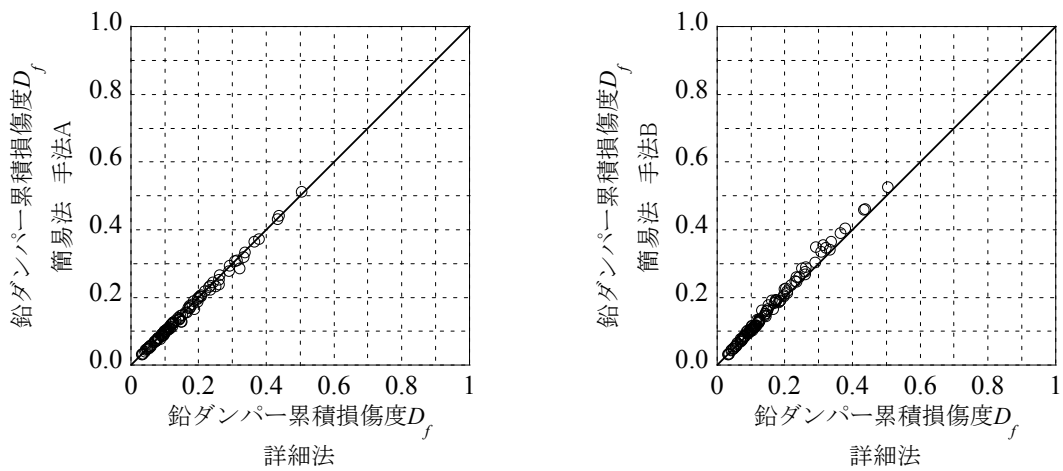
N_{fi} : ある振幅 δ_i における破断繰返し数

n_i : ある振幅 δ_i の繰返し数

サイクルカウントはレインフロー法⁷⁾を用いた。サイクル数算出における振幅の階級幅は 1mm とした。ここで示す振幅 δ_i は片振幅 (0-p) である。非常に微小な振動もカウントされている可能性があるため、鉛ダンパーの累積損傷度の算出では 0mm~1mm における振幅のサイクル数は累積損傷度算出時に除外した。また、鋼材ダンパーの累積損傷度の算出に用いた振幅

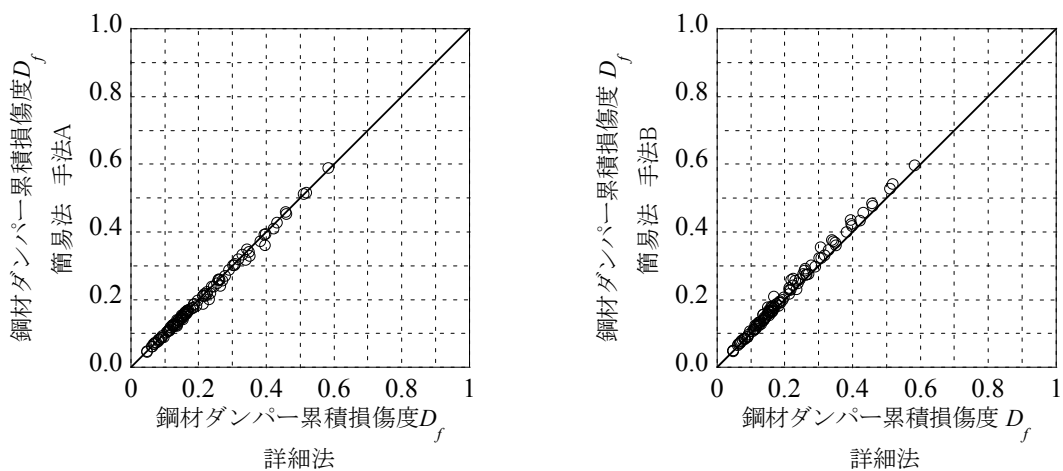
δ_i は(4.5)式より 35mm 以上とした。

鉛ダンパーの破断に対する累積疲労損傷度を図 4.26 に示す。累積損傷度の最大値は、詳細法による応答評価結果より求めた値で 0.50 であった。いずれの解析ケース、応答評価手法においても累積損傷度は 1 を上回るものではなく、1 度の地震波で鉛ダンパーが破断に至る可能性は低いものと考えられる。図(a)に示す手法 A の簡易法の応答変位より算出した鉛の累積疲労損傷度は 0.03~0.51 であった。また手法 A の簡易法から求めた累積損傷度の詳細法に対する比は 0.86~1.02 であり、詳細法よりも大きな値となった解析ケースは 105 ケース中 22 ケースであった。一方、手法 B の簡易法による鉛の累積損傷度は 0.03~0.53 であった。詳細法に対する手法 B の簡易法による累積損傷度の比は 0.98~1.22 であり、詳細法よりも大きな値とな



(a) 手法 A による簡易法の応答を用いた場合 (b) 手法 B による簡易法の応答を用いた場合

図 4.26 鉛ダンパーの破断に対する累積疲労損傷度



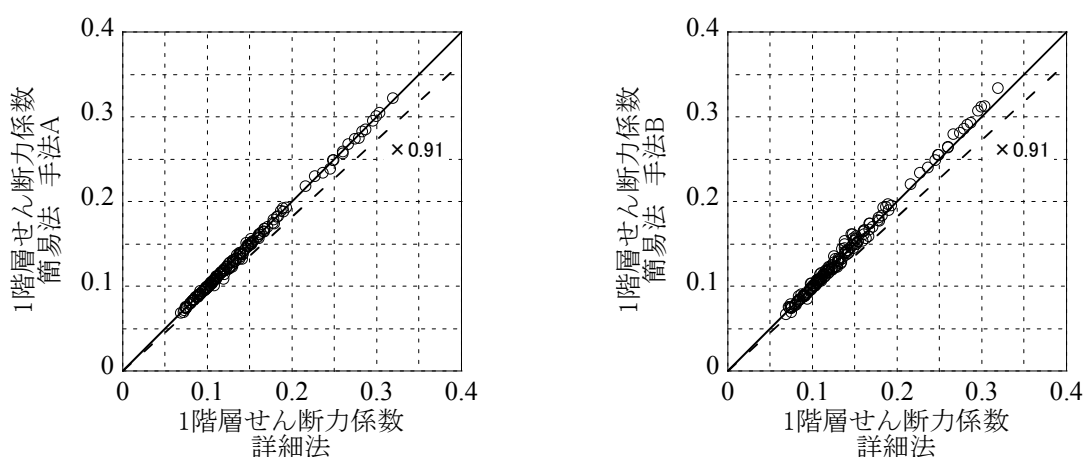
(a) 手法 A による簡易法の応答を用いた場合 (b) 手法 B による簡易法の応答を用いた場合

図 4.27 鋼材ダンパーの破断に対する累積疲労損傷度

った解析ケースは 105 ケース中 100 ケースであった。手法 B の簡易法による応答結果から算出した疲労損傷度は詳細法による解析結果から算出した疲労損傷度に対して概して安全側の評価となった。

鋼材ダンパーの破断に対する累積疲労損傷度を図 4.27 に示す。累積損傷度の最大値は、詳細法による応答評価結果より求めた値で 0.58 であり、いずれの解析ケース、応答評価手法においても累積損傷度は 1 を上回るものではなく、1 度の地震波で鋼材ダンパーが破断に至る可能性は低い。図(a)に示す手法 A の簡易法による応答結果から求めた累積損傷度は 0.05~0.59 であった。簡易法から求めた累積損傷度の詳細法に対する比は 0.74~0.99 であり、詳細法よりも大きな値となった解析ケースは 105 ケース中 24 ケースであった。手法 B の簡易法による応答結果から求めた鋼材ダンパーの累積損傷度は 0.05~0.60 であった。詳細法に対する手法 B の簡易法による累積損傷度の比は 0.99~1.24 であり、詳細法よりも大きな値となった解析ケースは 105 ケース中 101 ケースであった。手法 B の簡易法によるダンパーの累積損傷度は、鉛および鋼材ともに詳細法に対してほとんどの解析ケースに関して安全側の評価となっており、過小評価したケースにおいても最大で 2%以内の誤差であった。

建物 1 階の最大層せん断力係数を図 4.28 に示す。図(a)に示す簡易法の手法 A、図(b)に示す簡易法の手法 B とともに、応答値を示す図中の点の分布は、簡易法による最大応答値と詳細法による最大応答値が等しくなる右肩上がりの実線を中心としてばらついている。手法 B による簡易法による応答値の方が手法 A よりも詳細法に対してばらつきがやや大きくなっている。手法 A による層せん断力係数の詳細法に対する比は 0.91~1.04、手法 B による層せん断力係数の詳細法に対する比は 0.91~1.12 であった。これらは図 4.23 で示した免震層の最大層せん断力係数と同様の傾向である。これらより簡易法で算出した建物 1 階の最大層せん断力係数は、手法 A および手法 B のどちらにおいても詳細法に対して必ずしも安全側の評価とはなっていない。また、簡易法における初回の時刻歴解析、つまりダンパーの繰返し特性を考慮せずに解



(a) 手法 A による簡易法の応答を用いた場合 (b) 手法 B による簡易法の応答を用いた場合

図 4.28 1 階の最大層せん断力係数

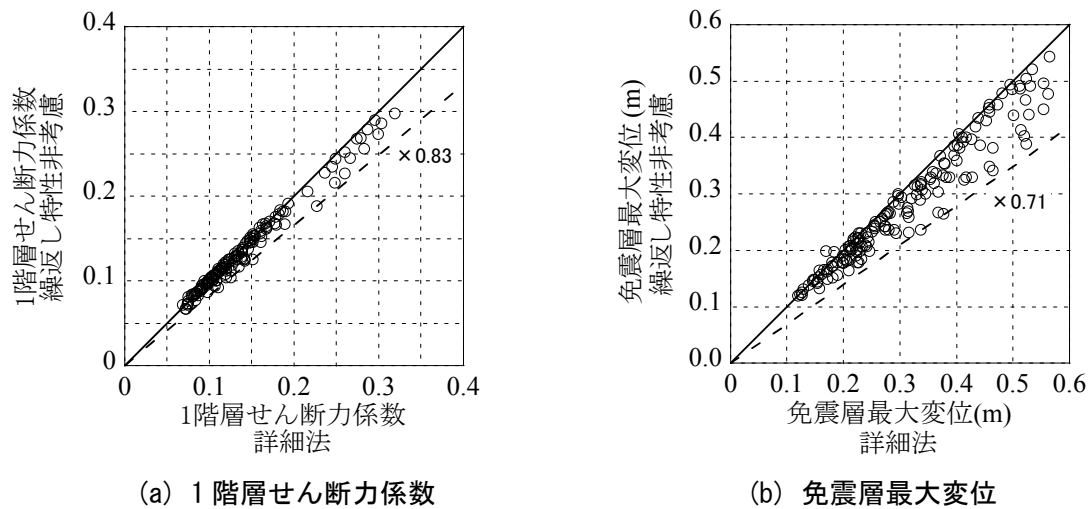
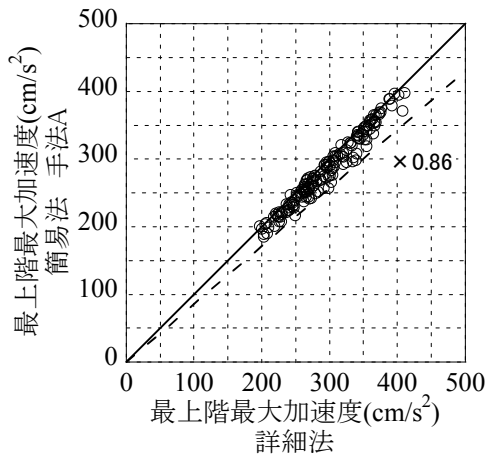


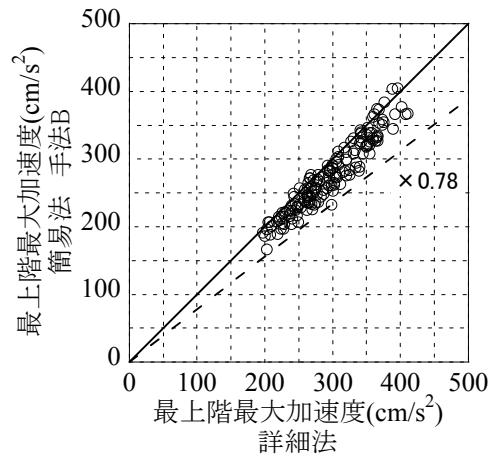
図 4.29 繰返し特性非考慮と詳細法の比較

析した結果と詳細法による結果を図 4.29 (a)に示す。繰返し特性非考慮時の最大層せん断力係数は詳細法に対して概ね小さな値となった。繰返し特性非考慮時の 1 階の層せん断力係数の詳細法に対する比は 0.83~1.10 であった。図 4.29(b)に繰返し特性非考慮時の免震層の最大変位と詳細法の最大変位との比較を示す。図(b)より繰返し特性非考慮時の免震層最大変位は詳細法よりも小さく評価される場合が多く、0.71 倍ほど小さくなる場合もみられる。1 階の層せん断力係数は免震層の層せん断力係数と同様な傾向を示すことから、ダンパーの荷重だけでなく、免震層最大変位の増減による積層ゴムのせん断力の変化が層せん断力係数に影響を与えていると考えられる。

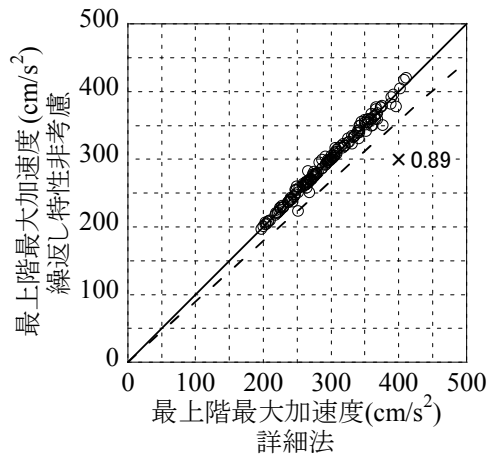
最上階の最大絶対加速度を図 4.30 に示す。簡易法による応答値は、手法 A および手法 B ともに右肩上がりの実線よりも下回るケースが多くなった。つまり、簡易法による応答値は手法 A および手法 B ともに詳細法による応答値よりも小さな値として評価される場合が多い。手法 A による値は詳細法に対して 0.86~1.02 倍、手法 B による値は 0.78~1.04 倍であった。これらの原因としては、簡易法ではダンパーの荷重を詳細法に対して図 4.20 および図 4.21 に示したように降伏荷重を小さく評価し、かつ免震層の最大変形が大きく評価されるので、免震層の履歴ループが詳細法よりも細長い形状を示す。これより、最大変形時における免震層の等価粘性減衰定数は、詳細法の方が簡易法よりも大きくなる。Skinner ら⁸⁾は、バイリニア特性の免震層を有する多質点系モデルの加速度応答について、両端自由振動モードを用いたモード掃引法による分析を行っている。高次振動モードの応答は 1 次振動モードである免震層の層せん断力を全質量で除した加速度によって加振され、免震層の非線形係数 NL が大きいほど高次モードの加速度応答が励起されることを指摘している。非線形係数 NL は等価減衰定数に比例する。よって、詳細法と簡易法の免震層の層せん断力係数の大小は解析ケースによってばらつくことを考慮すると、詳細法による最上階の加速度応答は高次モードの加速度応答の増幅により



(a) 手法 A による簡易法の応答を用いた場合



(b) 手法 B による簡易法の応答を用いた場合



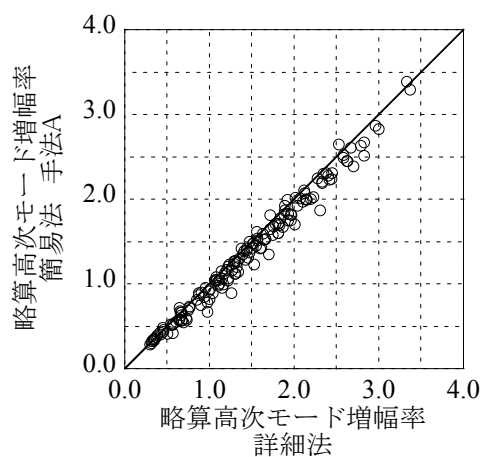
(c) 繰返し特性非考慮

図 4.30 最上階の最大絶対加速度

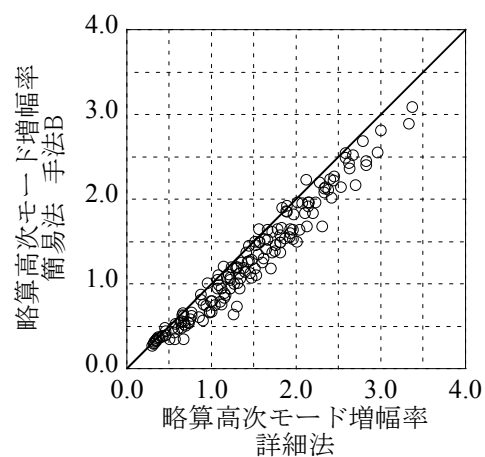
簡易法よりも大きくなるものと考えられる。繰返し特性非考慮時の最大加速度を図 4.30(c)に示す。図(c)は図(a) および図(b)に示す簡易法よりもばらつきが小さく、詳細法との誤差が小さくなっている。繰返し特性非考慮時の免震層の等価減衰定数は簡易法よりも大きくなり、高次モードによる影響が大きくなって加速度応答の増大が考えられるが、免震層の層せん断力係数は詳細法の方が大きい場合も見られる。これらの効果が相殺され、繰返し特性非考慮時と詳細法の大小が決定されるものと考えられる。時刻歴応答解析結果より算出した最上階の高次モード加速度増幅率の略算値 A_{ah} を図 4.31 に示す。 A_{ah} は以下のように求めた。

$$A_{ah} = \frac{a_{top} - C_{iso} \cdot g}{C_{iso} \cdot g} \quad (4.7)$$

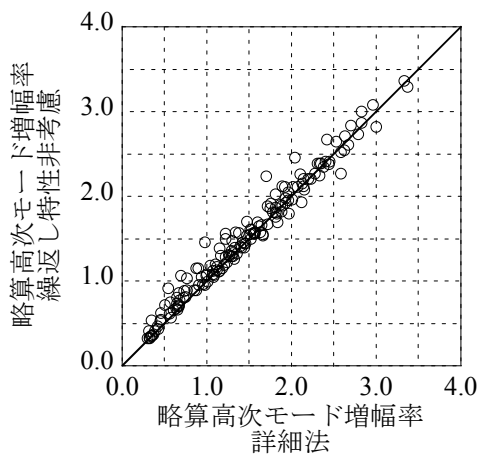
ここで、 a_{top} は最上階の最大絶対加速度、 C_{iso} は免震層の最大層せん断力係数、 g は重力加速度である。図 4.31(a)、(b)より、簡易法の計算結果より求めた最上階の高次モード加速度増幅率の略算値は、詳細法の増幅率よりも小さいケースが多い。また簡易法の両手法を比べると



(a) 手法 A による簡易法の応答を用いた場合



(b) 手法 B による簡易法の応答を用いた場合



(c) 繰返し特性非考慮

図 4.30 最上階の高次モード加速度増幅率の略算値

手法 B の増幅率のほうが詳細法に対して小さな値となるケースが多い。図(c)のプロットは左上側へ分布しているものが多く、繰返し非考慮時の増幅率が詳細法の増幅率を上回るケースは70%であった。この結果は前述した応答加速度と免震層の等価減衰定数の関係に対する考察と合致したものとなった。

4.5 まとめ

4章では、2章で提案した天然ゴム系積層ゴムの復元力モデル、および3章で提案した繰返し変形による特性変化を考慮した鉛ダンパーの復元力モデルを使い、長周期地震動による鉛ダンパーを用いた免震建物の応答評価を実施した。また、鉛ダンパーは鋼材ダンパーとの併用も見られるため、鋼材ダンパーの繰返し変形による降伏耐力変化を表現する復元力モデルを組み込んだ応答評価も実施した。時々刻々のダンパーの繰返し変形による特性変化を考慮した時刻歴応答解析（詳細法）に加え、簡易応答評価法による地震応答評価を実施した。簡易応答評価法はまずダンパーの繰返し変形による特性変化を考慮せずに地震応答解析を実施し、1回目の解析結果を元に、あらかじめダンパーの繰返し変形による特性変化を見込んで降伏耐力を低下させ、再解析を実施する。簡易応答評価法では、応答解析時に時々刻々のダンパーの繰返し変形による特性変動の考慮を行わない。よって、既往の解析プログラムになじみやすく、より多くの技術者が使いやすい手法である。ただし、地震応答解析を2回行うため、応答評価における時間は詳細法に比べ多く必要となる。簡易応答評価法におけるダンパーの繰返し変形による降伏荷重の低減方法として2種類の方法を用いた。手法Aは、最大変位発生時刻におけるダンパーの累積吸収エネルギーおよび累積変形量を用いて、ダンパーの繰返しによる降伏荷重の変化率を算出した。手法Bでは、解析終了時におけるダンパーの累積吸収エネルギーおよび累積変形量を用いた。

簡易応答評価法は、本論で実施した手法Bによる解析終了時のダンパーの累積吸収エネルギーおよび累積変形量を用いれば、繰返し依存性を時々刻々と評価した解析結果に対して免震層最大変位、鉛ダンパーおよび鋼材ダンパーの累積疲労損傷度を概ね安全側に評価した。ただし、本研究で検討した範囲においてすべての解析ケースに対して詳細法に対して安全側に評価するためには、手法Bの簡易応答評価法による免震層最大変位を1.14倍割り増す必要がある。簡易応答評価法で求めた上部建物の最大層せん断力係数および最大絶対加速度は手法Aおよび手法Bともに詳細法による応答評価結果よりも小さく評価されるケースが多く、詳細法に対して危険側の評価となる場合がある。手法Bを用いた場合、本研究での解析結果によれば詳細法に対して1階の最大層せん断力係数で約1割、最上階の最大応答加速度で約2割小さな値となる場合がみられた。簡易応答評価法の応答評価結果を用いた免震層ならびに上部構造の安全性確保に向けた検討の際には、免震層最大変位や上部構造の応答値の割増、またはクライテリアの適切な設定を行うなど、詳細法による応答値との過小評価分を踏まえた設計を行う必要がある。

参考文献

- 1) 国土交通省:超高層建築物等における南海トラフ沿いの巨大地震による長周期地震動への対策案について, 2015.12
- 2) 飯場正紀, 長島一郎, 日比野浩, 竹中康雄, 近藤明洋, 中西啓二, 猿田正明, 山本雅史, 嶺脇重雄, 小豆畑達哉, 井上波彦:免震部材の多数回繰り返し特性と免震建築物の地震応答性状への影響に関する研究, 建築研究資料, No. 170, 2016.4
- 3) 新日鉄住金エンジニアリング:免震 U 型ダンパー評定書, BCJ 評定-IB0019-1, 2017.8
- 4) 近藤明洋, 竹中康雄, 矢口友貴, 古橋剛, 菊地優, 飯場正紀:長周期地震動に対する免震建築物の簡易応答評価法, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-2, pp.765-772, 2013.8
- 5) 日本免震構造協会:免震部材標準品リスト 2009, 2009.10
- 6) 安永亮, 高山峯夫, 森田慶子, 安藤勝利:鉛ダンパーの風応答に関する研究, その 2 微小変位での高サイクル疲労特性, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-2, pp.289-290, 2010.9
- 7) 遠藤達雄, 松石正典, 光永公一, 小林角市, 高橋清文: Rain Flow Method の提案とその応用, 九州工業大学研究報告, No.28, 1974, pp.33-62
- 8) R. I. Skinner, W. H. Robinson and G. H. McVerry: An Introduction to Seismic Isolation, John Wiley & Sons, 1993

5章 鉛の繰返し载荷による熱・力学連成挙動評価

5.1 はじめに

5.2 せん断試験

5.2.1 試験概要

5.2.2 特性把握試験

5.2.3 多数回繰返し試験

5.2.4 鉛の構成則

5.2.5 3次元 FEM 解析によるシミュレーション

5.3 鉛ダンパーの熱・力学連成挙動評価

5.3.1 解析条件

5.3.2 解析結果

5.4 まとめ

5章 鉛の繰返し载荷による熱・力学連成挙動評価

5.1 はじめに

3章では鉛ダンパーの多数回繰返し変形による力学特性変化の評価式を構築した。評価式は、免震用鉛ダンパーの実大モデルによる実験結果から求めたものである。ただし、提案した評価式はある一つのダンパー仕様（U2426型）を対象としている。従来の評価法では、ダンパーのサイズあるいは形状が異なるごとに試験体を製作して試験を行い、実験結果から実験式を構築する必要がある。評価のためには試験体製作および試験に要するコストおよび時間が必要となる。上記に記した課題解決に向けた方策の一つに数値計算の利用が考えられる。鉛プラグ入り積層ゴムあるいは錫プラグ入り積層ゴムでは熱・力学連成解析による長周期・長時間地震動時の挙動評価が行われている^{1), 2)}。これらの手法では、時々刻々の鉛プラグおよび錫プラグの塑性発熱による温度上昇を差分法による熱伝導解析にて算出し、鉛プラグおよび錫プラグの降伏せん断力に温度依存性を評価することで試験結果をよく表現できている。鉛プラグ入り積層ゴムあるいは錫プラグ入り積層ゴムと同様に、数値計算により時々刻々の免震用鉛ダンパーの繰返し载荷時の挙動評価を可能とするためには、鉛各部の塑性発熱による温度上昇を算出し、温度上昇による鉛の降伏応力に温度依存性を考慮する連続体による有限要素法を用いた構造解析と熱伝導解析との連成解析が有効な手法の一つと考えられる。

有限要素解析による鉛の力学挙動評価事例は少数である。松田ら³⁾は純鉛の熱力学的な有限要素モデルを定式化し、繰返し载荷に対する荷重特性変化あるいは温度上昇の評価を行っている。強連成の熱力学的な有限要素モデルは収束性に利点があるものの、汎用有限要素解析プログラムには一般的に実装されていないため、上記モデルの利用は容易ではない。また、熱力学的な有限要素モデルの繰返し载荷による検証は1要素モデルに対して実施されているのみである。安田ら⁴⁾は免震用鉛ダンパーの3次元有限要素解析を実施している。ただし、この解析における加力条件は単調载荷であり、繰返し载荷による塑性発熱挙動を評価していない。

長周期・長時間地震動に対する免震用鉛ダンパーの特性変動評価を有限要素法にて実施するために免震用鉛ダンパーで用いる純鉛の多数回繰返し履歴による塑性挙動および塑性による発熱特性の把握および評価法の構築を行う。純鉛の特性把握では、鉛内部に熱電対を埋設したせん断試験体を製作し、繰返し载荷時の荷重および温度履歴を計測する。また、汎用有限要素解析プログラムを用いた熱・力学連成解析によるせん断試験のシミュレーションを行う。

次に、せん断試験のシミュレーションに適用した手法を用いて、鉛ダンパーの繰返し载荷に対するシミュレーション解析を行い、熱・力学連成解析の有用性を検証する。

5.2 せん断試験

純鉛の特性把握では、鉛内部に熱電対を埋設したせん断試験体を製作し、繰返し载荷時の荷重および温度履歴を計測する。なお、既存の免震用鉛ダンパーU180型の鉛部の直径は180mm、鉛部の可撓部高さは560mmである⁵⁾。その形状から鉛ダンパーU180型の変形性状は曲げ卓越型と考えられ、せん断試験体とは変形性状が異なる。しかし、せん断実験は、既往の鉛ダンパーに対する直接的な熱・力学特性評価の前段階の位置付けであり、純鉛の繰返し変形時の熱・力学特性の把握に際し、繰返し変形により安定した形状を保持し、かつ、鉛内部の温度計測を実施する上において、計測点が限られることから試験体内の温度勾配が急でない試験体となることを考え、できるだけ変形場が一様となるような試験体として、せん断変形卓越型の試験体を用いる。

5.2.1 試験概要

鉛の塑性発熱挙動を把握するために、鉛のせん断試験体を作成し、多数回繰返し履歴における荷重、変形および鉛の内部温度を計測した。

せん断試験体は、2枚の平行な固定フランジの間に円柱状の鉛を溶着したものである。試験体を写真5.1および図5.1に示す。鉛部の直径 ϕ は150mm、高さHは75mmである。鉛の純度は99.99%であり、実大鉛ダンパーと同等の純度である。固定フランジは厚さ19mmの鋼製であり、材質はSS400である。加力時における試験体各部の温度をK型熱電対にて計測する。図5.1に示す点A1、A2およびA3は鉛の温度計測点である。点B1は鉛と鋼板の境界部の温度計測点であり、鋼板と鉛の境界部から約2mm鉛側へ入った点である。また、固定フランジの表面温度（計測点：C1）、雰囲気温度もあわせて測定している。各試験体の鉛部の高さおよ

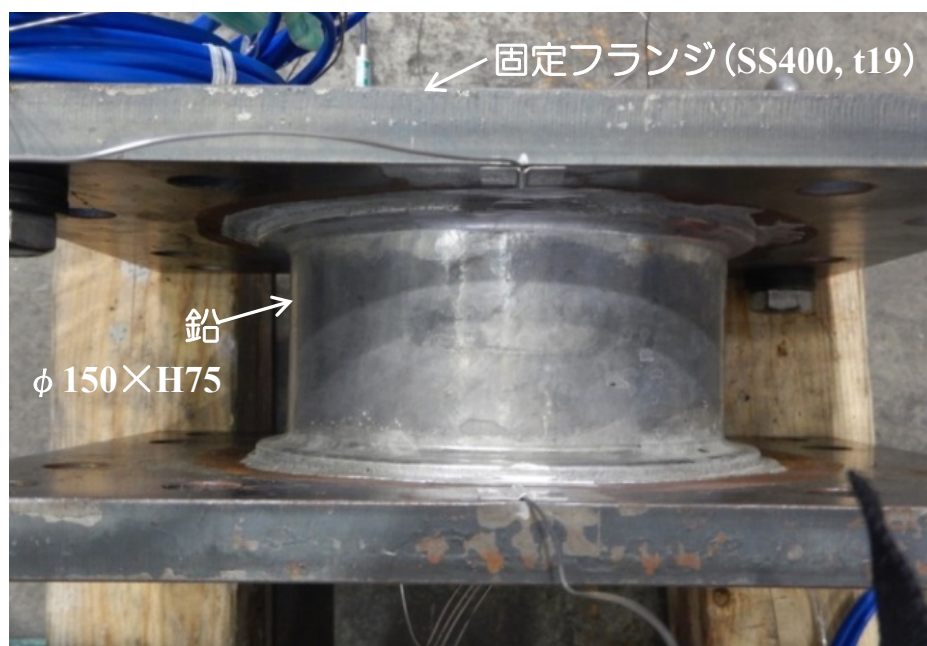


写真 5.1 試験体

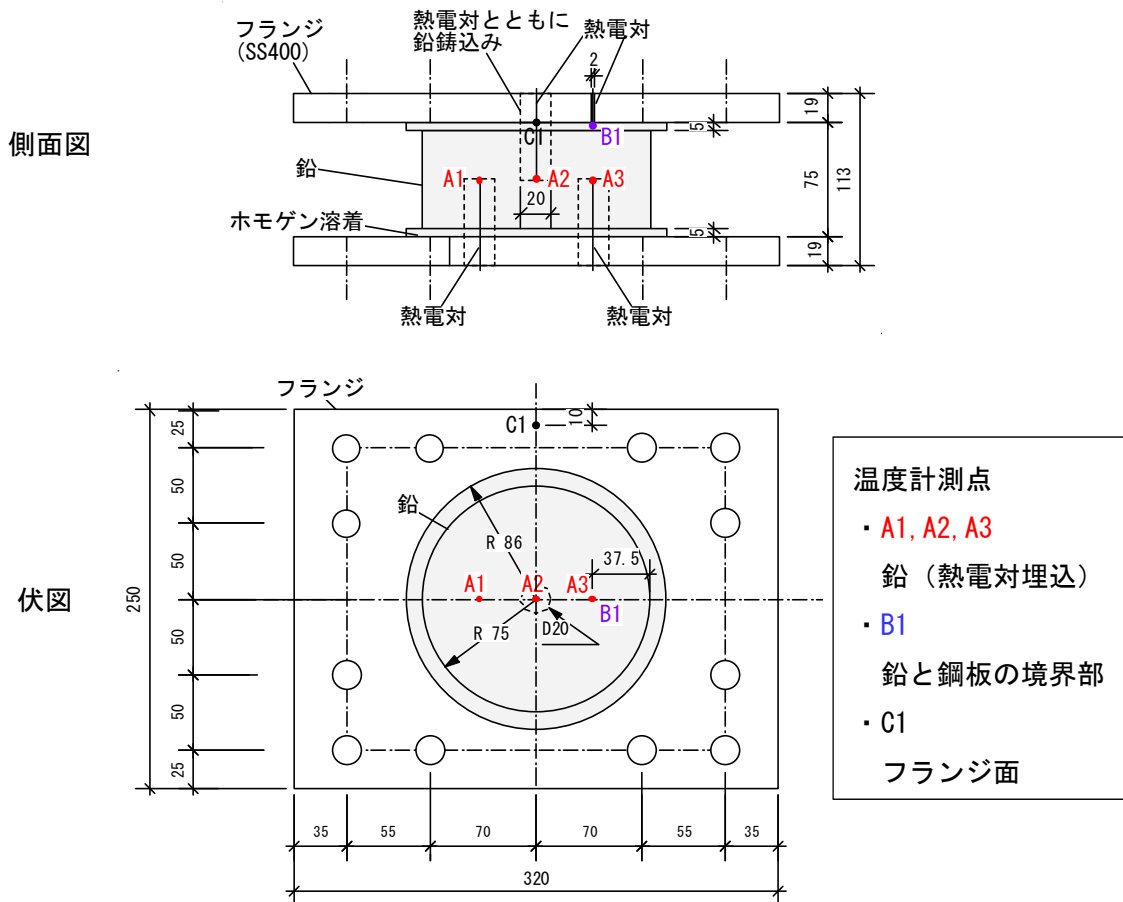


図 5.1 試験体

表 5.1 鉛部の実測値

	No.1	No.2	No.3
高さ(mm)	75.7	75.9	75.4
直径(mm)	149.0	149.1	149.3

び直径の実測値を表 5.1 に示す。鉛部の高さは、ノギスにて測定した 4 箇所の上固定フランジ間の長さの平均である。また、直径は鉛部の高さ方向 3 段階（上、中、下）における直交 2 方向の径をノギスにて測定し、6 点の測定値の平均である。表 5.1 より 3 体ともほぼ均一の形状であり、設計値に対して $\pm 1\text{mm}$ 以内の精度であった。

試験体の製作工程は、まず溶融鉛を金型へ注入し、鉛部を製作した。次に固定フランジと鉛をホモゲン溶着にて接合した。その後、鉛内部の温度計測部位に熱電対を埋め込んだ。熱電対の埋込方法は、熱電対の設置位置に固定フランジ側から穴加工を行い、所定の位置に熱電対を挿入したのちに溶融鉛を穴へ挿入し、鉛が固化するまで熱電対が動かないように熱電対を保持した。なお、他の熱電対は試験開始直前にセットした。

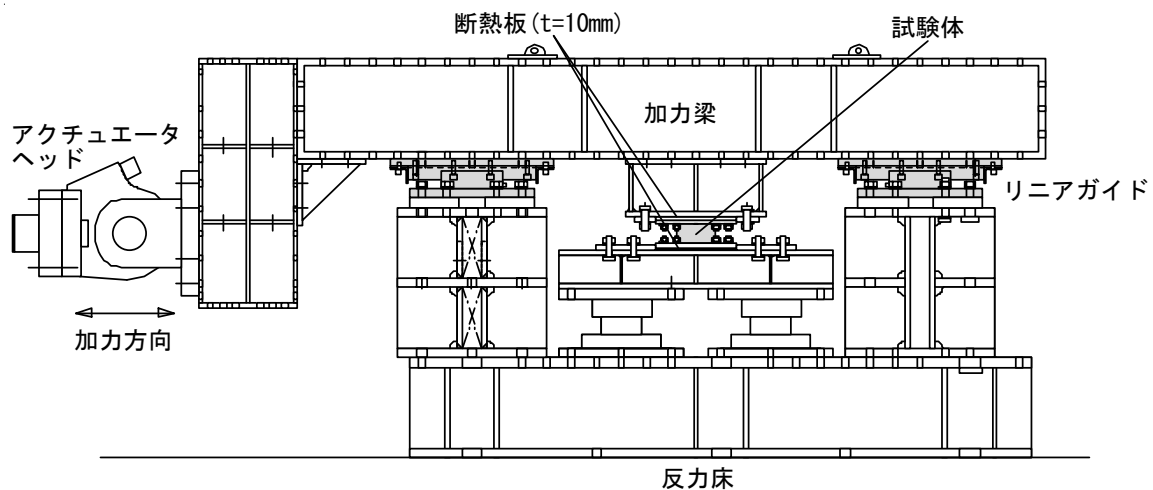


図 5.2 試験装置

試験装置を図 5.2 に示す。加力には 500kN アクチュエータを用いた。アクチュエータの先に加力梁(H-300×300)が取り付け、加力梁中央下部にて治具を介して試験体上部の固定フランジと接合される。加力梁はリニアガイドにより 2 点で支持されており、水平 1 方向へ動くことが可能である。試験体下部の固定フランジはボルトにて治具に固定され、水平・鉛直とも変位を固定とした。アクチュエータにて試験体に水平方向へ強制変位を与え、鉛にせん断変形を生じさせる。試験体の固定フランジから治具への面的な熱移動を抑えるために、固定フランジと治具の間に熱伝導率が鋼板の 1/100 以下である断熱板 (t=10mm) を挿入した。鉛内部および鉛部と固定フランジ境界部の温度を計測する熱電対の導線は、固定フランジと断熱板にはさまれることがないように断熱板の一部に幅 20mm の切欠きを設け、切欠き部を通して配線した。また、固定フランジの治具との加力方向のすべりを抑制するために、加力方向に対する固定フランジの両側面に鋼板をあてがい、鋼板は治具とボルトにて固定した。計測項目は、水平および鉛直変位、水平荷重と温度である。水平荷重はアクチュエータに内蔵されたロードセルの値である。

加力条件を表 5.2 に示す。試験体数は 3 である。各試験体とも加力ケース数は 3 である。ケース 1 の加力条件は周期 60 秒、振幅 8mm の正弦波 2 サイクルであり、試験体間の製造ばらつきを確認する実験である。試験体 No.1 および試験体 No.3 の加力ケース 2 は、加力振幅の影響を把握するためケース 1 の加力よりも振幅を倍程度に大きくした周期 100 秒、振幅 18mm の正弦波 2 サイクルの加力である。試験体 No.2 の加力ケース 2 は速度一定時の挙動を把握するために三角波による振幅 37mm、2 サイクルの加力を実施した。多数回の繰返し変形試験は、各試験体とも 3 ケース目の加力にて実施した。試験体 No.1 の加力ケース 3 は周期 4 秒の漸増正弦波加力を実施した。振幅は 4 段階 (8.6mm、18mm、28.5mm、38.8mm) とし、図 5.3 に示すように小さな振幅から大きくしていった。累積塑性変形が小さな振幅の場合から概ね 5:4:3:2 となるようにサイクル数を設定し、小振幅時の繰返し回数は大振幅時より多くなっている。振

表 5.2 加力条件

試験体 No.	加力 ケース	波形	振幅 (mm)	周期 (s)	サイクル数	累積変形量 (mm)	継続時間 (s)
1	1	正弦波	8.3	60	2	63	120
	2	正弦波	17.9	100	2	140	200
	3	漸増連続 正弦波	8.6	4	48	1568	192
			18.0	4	18	1279	72
			28.5	4	8	906	32
			38.8	4	3	455	12
2	1	正弦波	8.0	60	2	61	120
	2	三角波	37.4	240	2	297	480
	3	正弦波	38.4	4	15	2257	60
3	1	正弦波	7.9	60	2	61	120
	2	正弦波	18.1	100	2	140	200
	3	地震応答波	-	-	1	1592	300

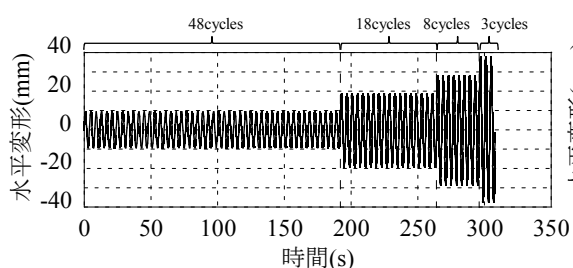


図 5.3 漸増連続正弦波（試験体 No. 1）

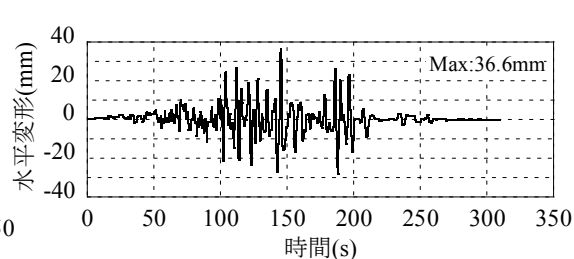


図 5.4 地震応答波加振（試験体 No. 3）

幅一定の繰返し変形時の挙動を把握するため、試験体 No.2 は周期 4 秒、振幅 38.4mm の繰返し載荷を行った。試験体 No.3 では、鉛ダンパーを含む想定免震建物の地震応答解析によって得られた免震層変位を強制変位として試験体に与えた。想定建物は免震周期 4 秒、免震層降伏せん断力係数 0.03 とし、入力波は平成 27 年に国土交通省より発表された「超高層建築物等における南海トラフ沿いの巨大地震による長周期地震動への対策案について」⁶⁾における OS1 地域の加速度波形とした。加力波形は免震層変位のうち大きな変形がみられた 308 秒間を用い、最大変位を 37mm に基準化した。加力波形を図 5.4 に示す。

試験は試験室の大気中にて実施した。試験開始時における鉛中心部の温度および雰囲気温度を表 5.3 に示す。鉛中心部の温度は試験体に埋め込まれた熱電対（計測点：A2）の値である。雰囲気温度は 20～25℃であった。各加力ケース間で試験体は試験装置へセットしたままとし

表 5.3 試験開始時における温度

試験体 No.	加力 ケース	鉛中心部温度 (°C)	雰囲気温度 (°C)
1	1	22.0	23.3
	2	22.5	23.7
	3	23.3	24.6
2	1	21.2	20.0
	2	21.6	20.1
	3	21.3	20.7
3	1	22.1	23.7
	2	22.8	23.7
	3	23.6	25.2

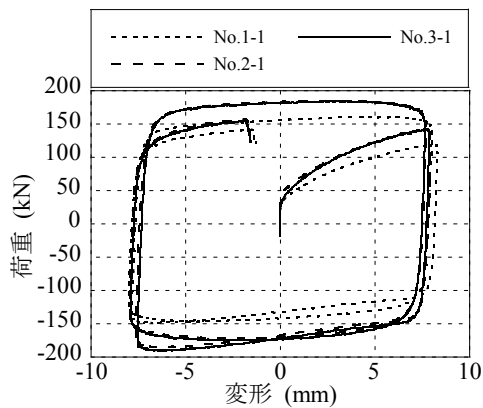


図 5.5 加力ケース 1 の荷重変形関係

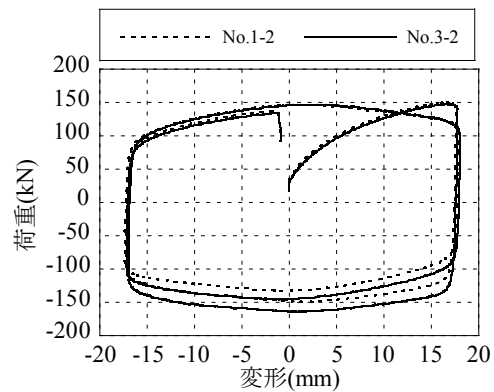


図 5.6 試験体 No. 1 および No. 3 の荷重変形関係
(加力ケース 2)

てインターバルを設け、鉛内部の温度が常温に対して 2°C 以内であることを確認したのち次の試験を実施した。

5.2.2 特性把握試験

各試験体において同一試験条件である加力ケース 1 の水平荷重変形関係を図 5.5 に示す。履歴形状の傾向は各試験体とも同様であり、加力開始から 1/4 履歴まで荷重は上昇を続け、変形反転後も荷重の絶対値は上昇が続くが、3/2 履歴をこえると荷重の絶対値が低下し始める。試験体 No.2 および No.3 の曲線は重なっており、ほぼ同じ履歴を描いている。試験体 No.1 は試験体 No.2 および No.3 よりも荷重は小さく、各試験体の最大荷重の平均値に対して -12% であった。試験体 No.1 および No.3 の加力ケース 2 における荷重変形関係を図 5.6 に示す。加力ケース 1 でみられた荷重変形関係の試験体間の差は小さくなった。図 5.6 より初期から変形が大

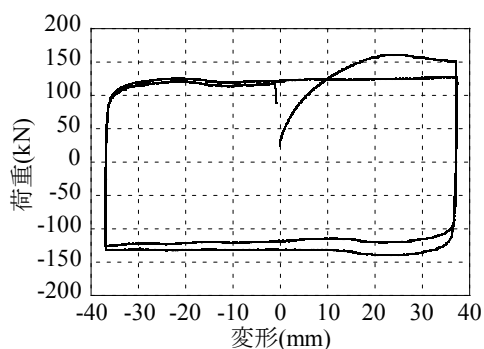


図 5.7 No. 2 加力ケース 2 の荷重変形関係

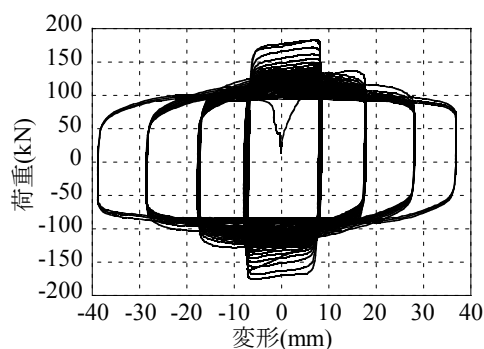


図 5.8 漸増連続正弦波加力の荷重変形関係

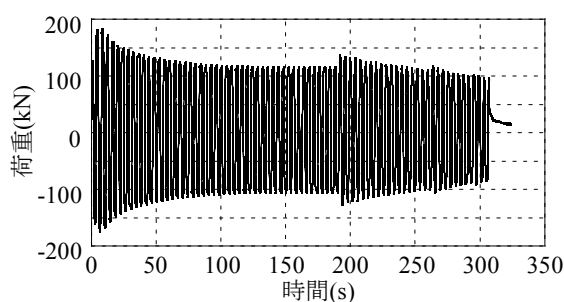


図 5.9 漸増連続正弦波加力の荷重

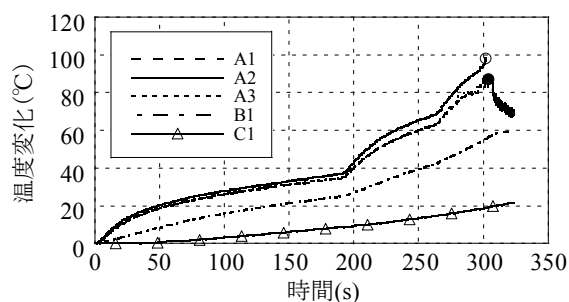


図 5.10 漸増連続正弦波加力の温度変化

きくなるにつれ荷重は大きくなる。一方、変形反転後の繰返し変形時においては変形が 0 近くで荷重の絶対値は大きくなる。試験体 No.2 における三角波加力（加力ケース 2）時の荷重変形関係を図 5.7 に示す。加力開始から変形とともに荷重が上昇するが、変形が+25mm で最大となりその後変形の増大とともに荷重は低下する。変形反転後は変形量によらずほぼ一定の荷重値を保持する。繰返し変形時の図 5.6 および図 5.7 における荷重変形曲線の違いは、鉛の速度依存性のためと考えられる。

5.2.3 多数回繰返し試験

漸増連続正弦波加力の荷重変形関係を図 5.8 に示す。また、荷重および温度変化の時刻歴を図 5.9 および図 5.10 に示す。図 5.8 および図 5.9 より繰返し数の増加とともに荷重値が低下していくことが確認された。また、振幅の増加時には荷重が若干増加する。これは振幅の増加に伴う速度増加によって速度依存性が表れたことによると考えられる。図 5.10 より繰返し数の増加とともに各計測点ともに温度が上昇している。また振幅の増加とともに時間あたりの温度変化が大きくなっている。計測点の中で最も温度変化が高い点は鉛部中心の A2 であり、48 サイクル終了時で 37°C、74 サイクル終了時で 91°C を示した。76 サイクル目において最高 98°C の温度変化を示したのちに、熱電対による計測値が異常値を示した。鉛中心部の温度計測点 A2 より加力方向に対して鉛径の 1/4 ずれた温度計測点である A1 および A3 の温度変化は 48

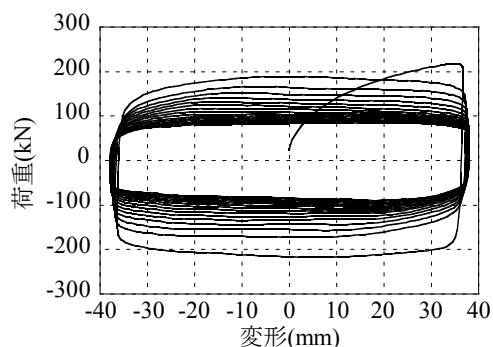


図 5.11 一定振幅多数回加力の荷重変形関係

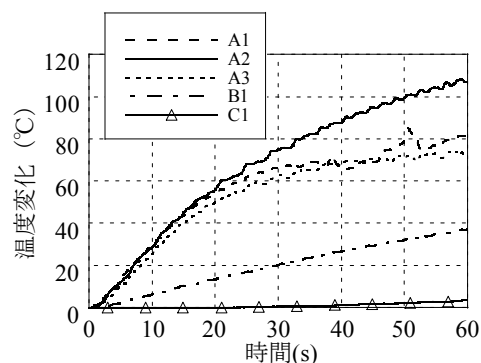


図 5.12 一定振幅多数回加力の温度変化

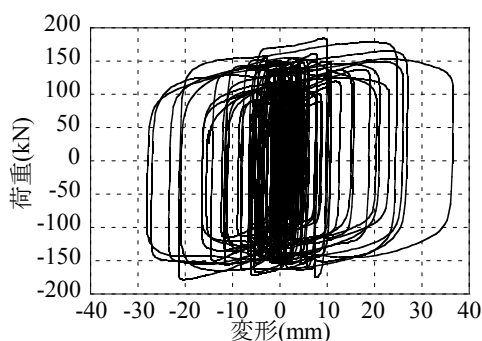


図 5.13 地震応答波加力の荷重変形関係

サイクル終了時で 35°C、74 サイクル終了時で 81°C であり、A2 に対して 1 割程度低い。A3 点は 77 サイクル目において計測値が異常値を示した。A2 および A3 の異常前の最終計測点を図中に丸印で示す。A1 点の温度変化の最大値は 77 サイクル目において 89°C であった。加力終了とともに A1 点の温度は急速に低下した。一方、鉛部と固定フランジの境界部 B1 点および固定フランジ表面 C1 点の温度は加力終了後も上昇を続けた。

試験体 No.2 の一定振幅多数回正弦波加力における荷重変形関係を図 5.11 に示す。図より試験開始から 1/4 履歴までにおいて、荷重は変形とともに増加する。この傾向は図 5.7 に示す同一振幅の正弦波加力とは異なる。これは周期の違いによる速度依存性のためと考えられる。また図 5.11 より繰り返し回数とともに荷重の低下がみられた。加力中の温度変化を図 5.12 に示す。鉛部の温度 A1、A2 および A3 は時間とともに温度は上昇するが、上昇度合は時間が進むにつれ緩やかとなる。漸増正弦波加力の結果と同様に鉛中心部の温度(A2)が最も高く、15 サイクル目の温度変化は最高で 108°C であった。試験開始 20 秒までは A2 と A1 および A3 点の温度差は 5°C 程度であったが、以後温度差が大きくなり、60 秒時の温度差は約 30°C となった。

地震応答波加力における荷重変形関係を図 5.13 に示す。履歴形状は丸みを帯びた矩形を示す。振幅および繰り返し変形によって荷重は変化している。温度変化および履歴による累積吸収エネルギーの時刻歴を図 5.14 および図 5.15 に示す。A2 の温度変化の最高値は 46°C、A1 およ

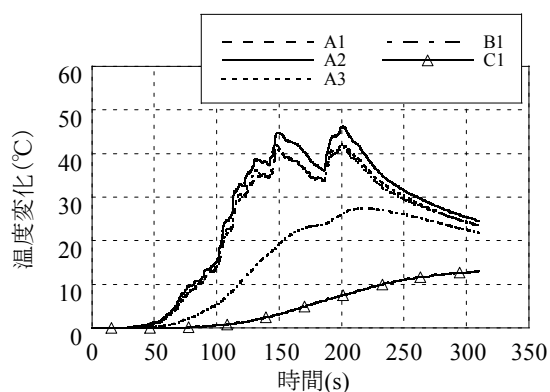


図 5.14 地震応答波加力の温度変化

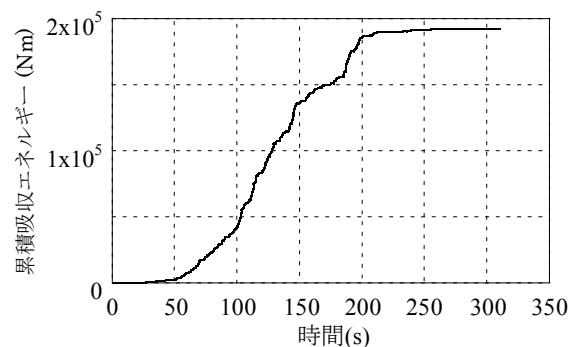
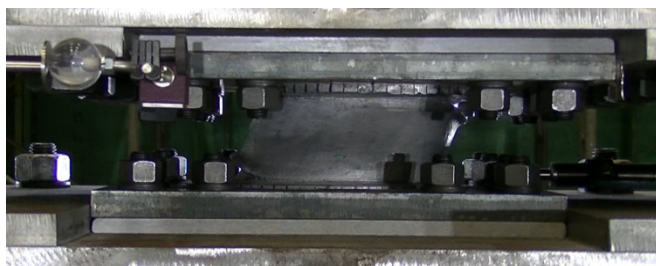


図 5.15 地震応答波加力の累積吸収エネルギー



(a) 全景



(b) 鉛下端部

写真 5.2 地震応答波加力時の試験体

び A3 の最高値は 42°C であり、いずれも加力から 201 秒時に示した。図 5.15 において 50 秒から 150 秒および 180 秒から 200 秒の間で吸収エネルギーの時間あたりの増加が大きい。この時間内で鉛部の温度が上昇し、その他の時間では温度が低下した。鉛部と鋼板の境界部および鋼板表面では鉛部よりも温度変化が緩慢であった。

各試験体とも加力ケース 2 の加力中に鉛部と溶着層との境界の一部で亀裂が確認された。亀裂は加力軸方向の鉛外周面上に発生し、円周状に広がっている。ただし亀裂は貫通しておらず、反対側に発生した外周面上の亀裂とつながっていない。試験体 No.3 の地震応答波加力における試験体状況を写真 5.2 に示す。加力後の鉛部外周面からの最大亀裂深さは 13mm であった。試験体 No.1 および No.2 の多数回繰返し加力においても同様の状況であった。

5.2.4 鉛の構成則

せん断実験のシミュレーションを行うために、本節では2種類の鉛の構成則 (Model A および Model B) を構築する。Model A は、再結晶のように金属の微小構造変化により生じる力学特性の変化を踏まえたモデルである。金属材料はおよそ $0.5T_m$ (T_m : 融点(K)) 以上の温度における変形において、加工硬化とともに回復や再結晶による軟化が生じる⁷⁾。鉛の融点は 327.3°C (約 600K) であり、常温で再結晶することが知られている⁸⁾。単調载荷において変形中に動的回復および動的再結晶が進行する金属の流動応力がモデル化されており⁹⁾、模式的に図 5.16 に示す。図 5.16 中には加工硬化のみ、加工硬化と動的回復が生じる場合、および加工硬化、動的回復、動的再結晶があわせて生じる場合の流動応力が示されている。動的再結晶が生じる金属の場合、動的再結晶臨界ひずみ ε_c より動的再結晶が生じ、あるひずみ ε'_{\max} において応力はピークに達する。さらに大きなひずみにより応力は軟化し、定常応力 σ_s へと収束する。

Yanagida ら⁹⁾は、動的再結晶が生じる金属の応力ひずみ関係を以下とした。

$$\bar{\sigma} = bF_1\bar{\varepsilon}^n \quad (\bar{\varepsilon} < \varepsilon_c) \quad (5.1)$$

$$\bar{\sigma} = b(F_2 \exp\{a(\bar{\varepsilon} - \varepsilon'_{\max})^2\} + F_3) \quad (\bar{\varepsilon} \geq \varepsilon_c) \quad (5.2)$$

$$b = \dot{\bar{\varepsilon}}^m \frac{\exp(A/T)}{\exp(A/T_0)} \quad (5.3)$$

ここで、 $\bar{\sigma}$ は相当応力(MPa)、 $\bar{\varepsilon}$ 、 $\dot{\bar{\varepsilon}}$ は相当ひずみおよび相当ひずみ速度(1/s)、 T は温度(K)である。(5.1)および(5.2)式における独立変数は ε_c 、 F_1 、 n および F_3 であり、 ε'_{\max} 、 a および F_2 は(5.1)

および(5.2)式の $\bar{\varepsilon}_p = \varepsilon_c$ における 0 次、1 次および 2 次微分の連続性より(5.4)~(5.6)式として算出される。

$$\varepsilon'_{\max} = \varepsilon_c + \frac{F_1 \varepsilon_c^n - F_3}{nF_1 \varepsilon_c^{n-1} - (n-1)\varepsilon_c^{-1}(F_1 \varepsilon_c^n - F_3)} \quad (5.4)$$

$$a = \frac{nF_1 \varepsilon_c^{n-1}}{2(\varepsilon_c - \varepsilon'_{\max})(F_1 \varepsilon_c^n - F_3)} \quad (5.5)$$

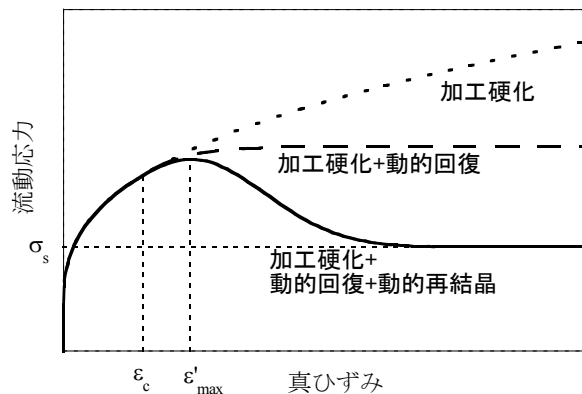


図 5.16 動的再結晶時における金属の流動応力

$$F_2 = \frac{F_1 \varepsilon_c^n - F_3}{\exp\{a(\varepsilon_c - \varepsilon'_{\max})^2\}} \quad (5.6)$$

(5.1)および(5.2)式はひずみ速度 $\dot{\varepsilon}=1.0$ 時の応力ひずみ関係であり、(5.3)式の b は応力の温度依存性およびひずみ速度依存性による変化率を表す。 T_0 は基準温度(K)である。 A は温度依存性を規定するパラメータ、 m はひずみ速度依存性を規定するパラメータである。

b は応力の温度および速度依存性による係数倍を表現し、応力ひずみ関数においてY軸(応力)方向に対して拡大縮小する。模式的に図5.17に示す。

既往の鉛の単軸引張試験結果が示す応力-ひずみ関係は、温度およびひずみ速度により応力が拡大または縮小するだけでなく、応力のピークを示すひずみ ε_{\max} が変化する^{3),10)}。この挙動を表現するために、Model Aの応力ひずみ関係は(5.1)~(5.3)式にかわって以下の式を用いる。

$$\bar{\sigma} = \alpha(\sigma_y + F_1(\bar{\varepsilon}_p/\eta)^n) \quad (\bar{\varepsilon}_p < \varepsilon_c') \quad (5.7)$$

$$\bar{\sigma} = \alpha(\sigma_y + F_2 \exp\{a(\bar{\varepsilon}_p/\eta - \varepsilon_{\max})^2\} + F_3) \quad (\bar{\varepsilon}_p \geq \varepsilon_c') \quad (5.8)$$

$$\alpha = \frac{\dot{\varepsilon}^m \exp(B/T)}{\dot{\varepsilon}_0^m \exp(B/T_0)} \quad (5.9)$$

$$\eta = \frac{\dot{\varepsilon}^q \exp(C/T)}{\dot{\varepsilon}_0^q \exp(C/T_0)} \quad (5.10)$$

$$\varepsilon_c' = \eta \varepsilon_c \quad (\dot{\varepsilon} < 0.0001 \text{ なら } \dot{\varepsilon} = 0.0001) \quad (5.11)$$

(5.9)式の α は(5.3)式の b と同様に温度およびひずみ速度による応力の変化率である。新たに導入した(5.10)式の η は(5.7)および(5.8)式で示す応力ひずみ関係を温度およびひずみ速度に応じてひずみ方向へシフトさせる変数である。 σ_y は初期降伏応力(MPa)、 $\bar{\varepsilon}_p$ は相当塑性ひずみである。(5.7)~(5.11)式による応力ひずみ関係を模式的に図5.18に示す。

鉛は等方性であり、Von Misesの降伏条件に則るものとし、相当応力-相当塑性ひずみ関係は、一軸の引張材料試験に基づくものとする。既往の研究では、種々の温度条件およびひずみ速度に対する純鉛の一軸単調載荷試験が実施されている^{3),10)}。これらで示される応力-ひずみ関係を参照し(5.7)~(5.11)式中の変数を決定した。得られた変数の値を表5.4に示す。

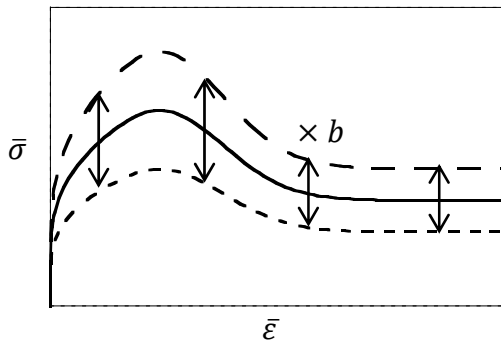


図 5.17 Yanagida による応力ひずみ関係

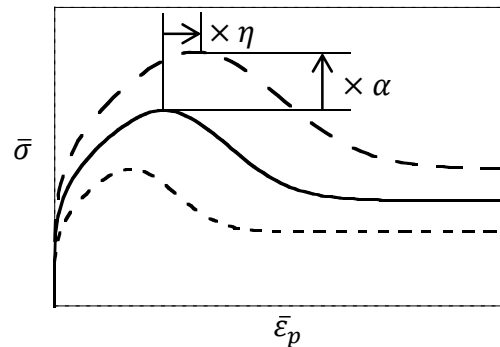


図 5.18 Model A の応力ひずみ関係

表 5.4 Model A の変数

σ_y (MPa)	4.3	C	1218
ε_c	0.15	T_0 (K)	299.15
F_1 (MPa)	27.0	q	0.185
n	0.37	B	1268
F_3 (MPa)	10.0	m	0.132
$\dot{\varepsilon}_0$ (1/s)	0.01		

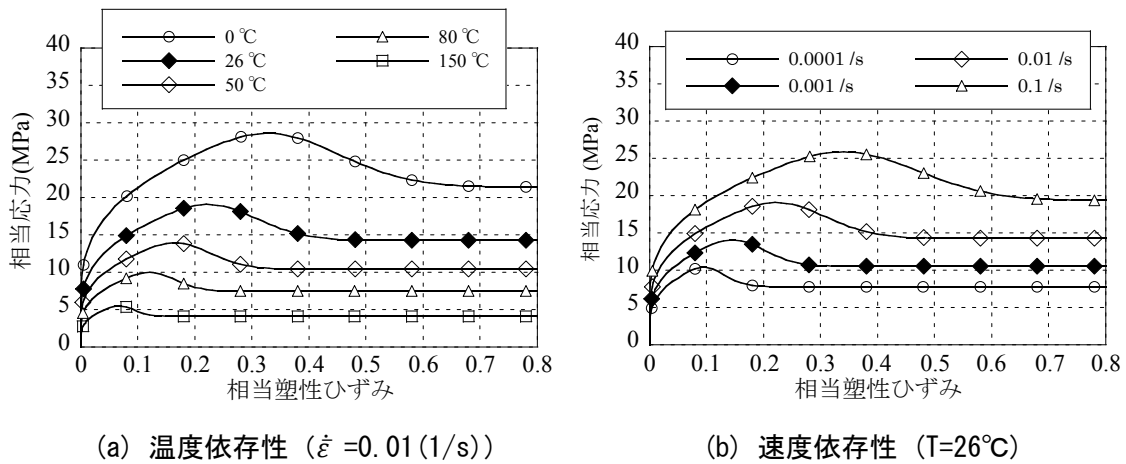


図 5.19 Model A の応力ひずみ曲線

Model A による純鉛の応力ひずみ関係における温度依存性およびひずみ速度依存性を図 5.19 に示す。図(a)はひずみ速度 0.01(1/s)時の温度依存性、図(b)は温度 26°C 時のひずみ速度依存性である。

鉛の特性を表す第 2 の構成則は、Chaboche モデル¹¹⁾に温度依存性およびひずみ速度依存性を組み込んだ Model B である。Chaboche モデルは金属の塑性変形による加工硬化および繰返し加工特性を表現する場合に用いられる場合が多い。材料の降伏条件をミーゼスの降伏条件を満たし、かつ等方硬化であると仮定すると、Chaboche モデルは以下となる。

$$\bar{\sigma} = \sigma_y + (\sigma_{inf} - \sigma_y) \{1 - \exp(-J\varepsilon_p)\} \quad (5.12)$$

ここで、 $\bar{\sigma}$ は相当応力(MPa)、 σ_y は初期降伏応力(MPa)、 σ_{inf} は最大降伏応力(MPa)、 ε_p は相当塑性ひずみである。J は応力ひずみ曲線の形状に関するパラメータである。(5.12)式の応力ひずみ曲線を図 5.20 に示す。図 5.20 は $\sigma_y=235$ (MPa)、 $\sigma_{inf}=400$ (MPa)の例である。図 5.20 に示すように J が大きな値ほど、応力ひずみ曲線は小さなひずみから最大降伏応力に収束する。

本研究では(5.12)式に温度依存性およびひずみ速度依存性を新たに導入し、Model B とする。

$$\bar{\sigma} = 2.78\zeta + 16.93\zeta \{1 - \exp(-J\varepsilon_p)\} \quad (5.13)$$

$$\zeta = \left\{1 + 0.05 \log_{10}(\dot{\varepsilon}_p/0.01)\right\} \frac{\exp(280/T)}{\exp(280/T_0)} \quad (5.14)$$

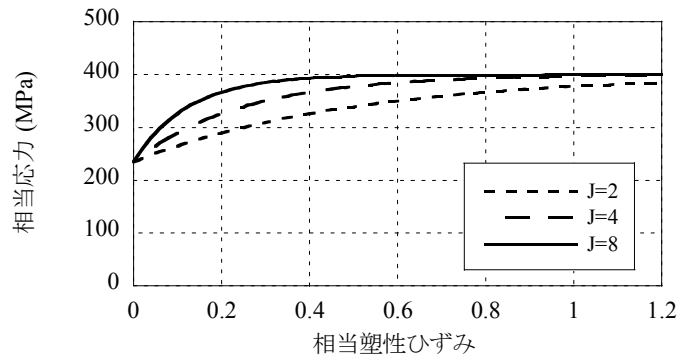


図 5.20 Chaboche モデルの応力ひずみ曲線

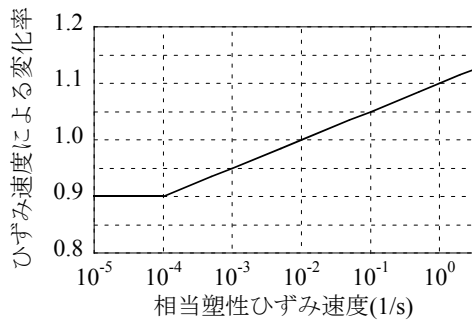


図 5.21 ζ および ξ のひずみ速度依存性

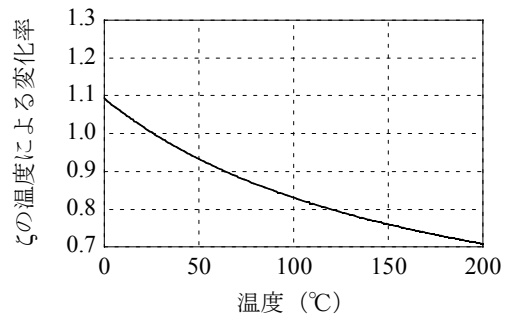


図 5.22 ζ の温度依存性

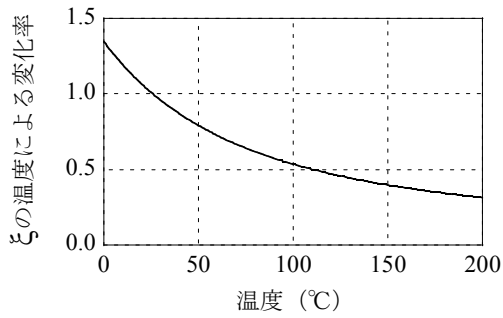


図 5.23 ξ の温度依存性

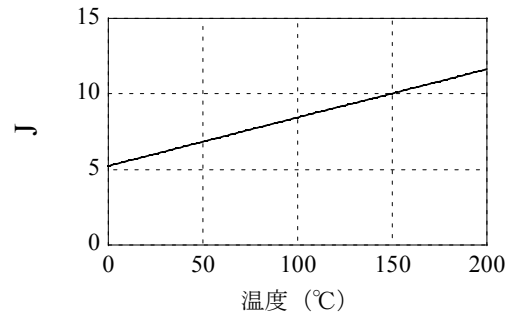


図 5.24 Jの温度依存性

$$\xi = \left\{ 1 + 0.05 \log_{10}(\dot{\epsilon}_p/0.01) \right\} \frac{\exp(940/T)}{\exp(940/T_0)} \quad (5.15)$$

$$J = -3.5 + 0.032T \quad (5.16)$$

ただし、(5.14)および(5.15)式において、 $\dot{\epsilon}_p < 0.0001$ のとき、 $\dot{\epsilon}_p = 0.0001$ である。ここで、 $\bar{\epsilon}_p$ 、 $\dot{\epsilon}_p$ は相当塑性ひずみおよび相当塑性ひずみ速度(1/s)、 T は温度(K)、 T_0 は基準温度であり、 $T_0 = 299.15$ (K)である。 ζ は初期降伏応力 σ_y に対する温度およびひずみ速度依存性を表す変数、 ξ は最大降伏応

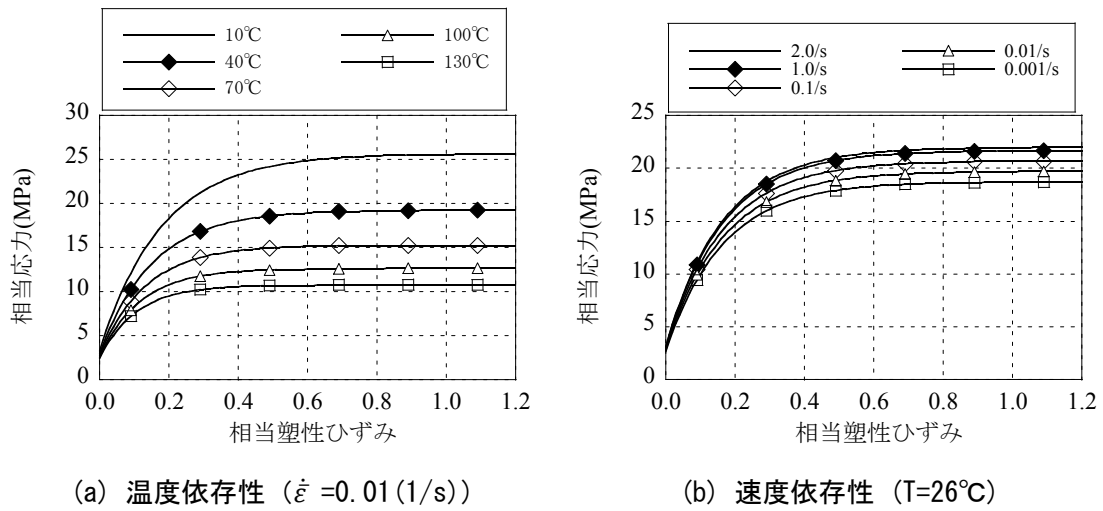


図 5.25 Model B の応力ひずみ曲線

力 σ_{inf} から初期降伏応力 σ_y を差し引いた $\sigma_{inf} - \sigma_y$ に対する温度およびひずみ速度依存性を表す変数である。Model Bにおける ζ および ξ のひずみ速度依存性を図 5.21 に示す。基準ひずみ速度は $\dot{\epsilon}_p = 0.01$ である。 ζ 、 ξ および J の温度依存性を図 5.22～図 5.24 にそれぞれ示す。

Model B の応力ひずみ曲線を図 5.25 に示す。図 5.19 に示す Model A の応力ひずみ曲線と比べると、相当塑性ひずみ大きい時の高温時および低速時の応力低下が抑えられていることがわかる。また、図 5.16 より Model B は「加工硬化+動的回復」の応力ひずみ関係に近い曲線形状となっている。

5.2.5 3次元FEM解析によるシミュレーション

本節では前節で示した鉛の構成則モデルを用いた3次元FEM解析を実施し、せん断試験のシミュレーションを実施する。5.2.3節に示す実験にて確認された鉛の履歴吸収エネルギーによる温度変化、ならびに温度変化による力学特性変化を模擬するために熱・力学連成解析を実施した。

解析モデルを図5.26に示す。試験体形状の対称性を考慮し、解析対象は加力軸方向に対して中心から片側の1/2を取り出した部位とする。鉛部および固定フランジは8節点6面体ソリッド要素にてモデル化した。鉛部の高さ方向に対する要素分割数は10とした。

加力条件は、下部の固定フランジの自由度を拘束し、上部の固定フランジの加力方向に実験にて計測された試験体変位を強制変位として与えた。

本論で実施した熱・力学連成解析はスタッガード解法を用いた。図5.27で示すように、ある増分時間においてまず熱伝導解析を実施し、熱伝導解析で求められた温度を参照し、次に構造解析を実施する。構造解析で得られた各要素の塑性仕事増分から求めた発熱量より次ステップの熱伝導解析を実施する。このようにして逐次解析を行っていく。図中の構造解析で示される要素剛性マトリックス K_e は(5.17)式となる。

$$K_e = \int_v B^T D^{eq} B dv \quad (5.17)$$

ここで、 B はひずみ-変位マトリックス、 v は要素の体積、 T はマトリックスの転置記号である。 D^{eq} は弾塑性応力-ひずみマトリックスであり、等方性材料かつ塑性ポテンシャル f としてMisesの降伏条件式を用いると、 $D^{eq(12)}$ は、

$$D^{eq} = D^e - \frac{D_e \frac{\partial f}{\partial \sigma} \frac{\partial f}{\partial \sigma}^T D_e}{H^t + \frac{\partial f}{\partial \sigma} D_e \frac{\partial f}{\partial \sigma}} \quad (5.18)$$

ここで、 D_e は弾性剛性マトリックスであり、

$$f = \sqrt{1/2} \left\{ (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + (\sigma_x - \sigma_y)^2 + 6(\tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2 + \tau_{xy}^2) \right\}^{1/2} \quad (5.19)$$

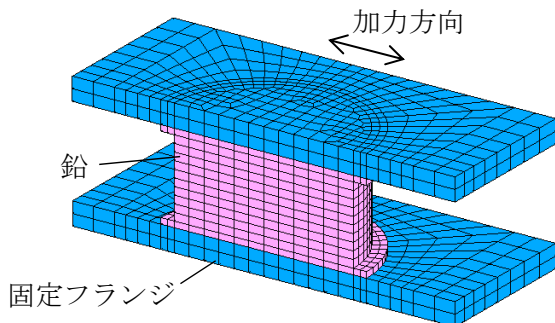


図 5.26 解析モデル

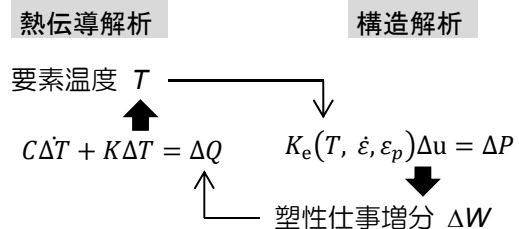


図 5.27 熱・力学連成解析のスタッガード解法

表 5.5 材料定数

	鉛	鋼
ヤング係数 (MPa)	16500	20000
ポアソン比	0.435	0.300
熱伝導率 (W/(mK))	35.0 ¹³⁾	51.6 ¹³⁾
比熱 (J/(kgK))	130	473

$$\frac{\partial f}{\partial \sigma} = \left\{ \begin{array}{c} \frac{\partial f}{\partial \sigma_x} \\ \frac{\partial f}{\partial \sigma_y} \\ \frac{\partial f}{\partial \sigma_z} \\ \frac{\partial f}{\partial \tau_{yz}} \\ \frac{\partial f}{\partial \tau_{zx}} \\ \frac{\partial f}{\partial \tau_{xy}} \end{array} \right\} \quad (5.20)$$

$$H' = \frac{d\bar{\sigma}}{d\bar{\epsilon}^p} \quad (5.21)$$

(5.21)の H' は、前節で示した Model A および Model B の鉛の応力ひずみ関係における接線剛性とする。

解析に用いた材料定数を表 5.5 に示す。試験開始時の鉛中央部が 21 (約 294K) ~24°C (約 297K)であることから、鉛の熱伝導率は 35.0(W/(mK))¹³⁾とした。また、鋼の熱伝導率は温度 300(K)の軟鋼の値である 51.6(W/(mK))¹³⁾とした。試験体切断面は加力直交方向に対して変位を拘束し、断熱境界とした。断熱板と接する上部固定フランジの上面および下部固定フランジの下面は断熱境界とした。断熱境界面以外の固定フランジの各面および鉛部の表面は熱伝達を考慮した。なお熱輻射は非考慮とした。鉛、鋼板ともに等方弾塑性材料とし、硬化特性は等方硬化とした。降伏条件は Von Mises の降伏条件式を用いた。塑性仕事はすべて要素の内部発熱へ変換されるものとした。解析プログラムは Marc 2016 を用いた。

試験体の初期温度、雰囲気温度はともに実験による計測値とした。上部固定フランジに与えた強制変位はある試験体を受けた履歴を試験間のインターバルも含めて実時間にて設定した。つまり、加力ケース 1 の初期から加力ケース 3 の加力終了までの変位を実時間にて上部固定フランジへ与えた。解析における加力中の時間刻みは、加力ケース 1 および 2 では各試験体ともに 0.4 秒、周期 4 秒の正弦波加力 (試験体 No.1 および No.2 の加力ケース 3) では 0.04 秒、地震応答波加力では 0.02 秒とした。

各試験体の加力ケース 1 における荷重変形関係を図 5.28 に示す。図中の破線は実験値、実線は解析結果である。図(a)~図(c)の Model A による解析結果において 2 履歴目における負荷重時の履歴形状において実験と解析の違いがみられるものの、解析結果は実験結果を概ね表現

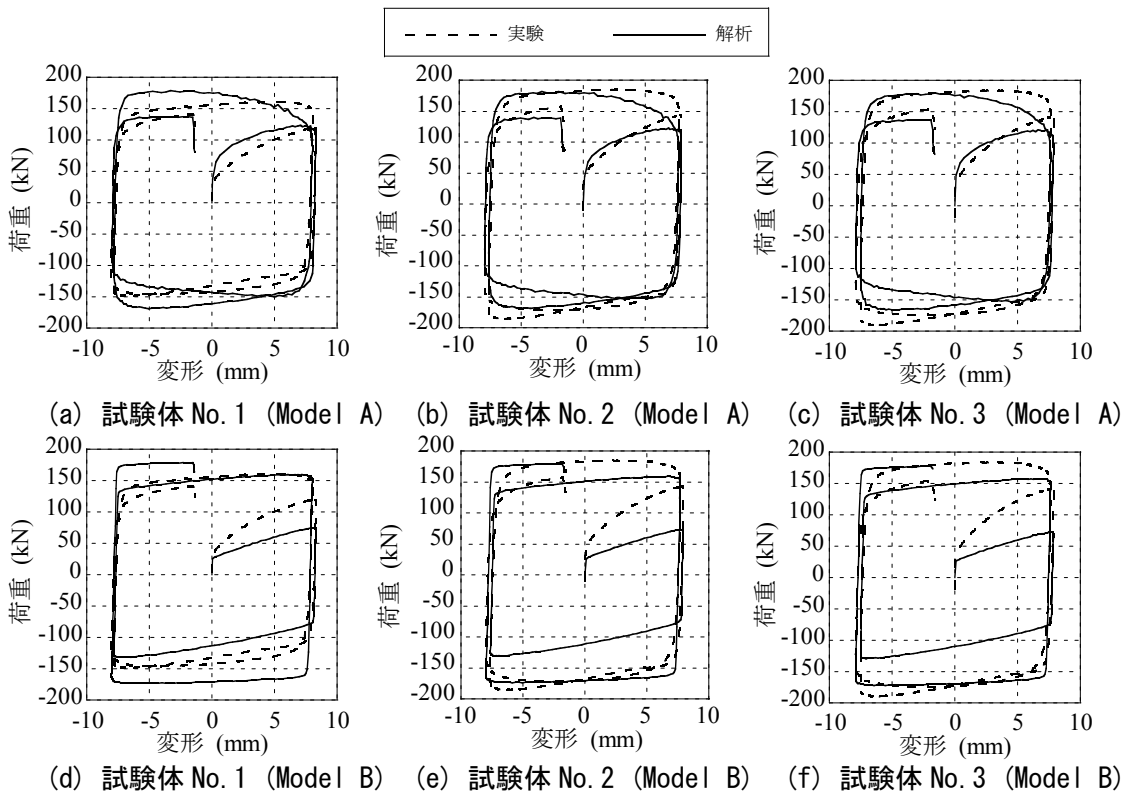


図 5.28 加力ケース 1 の荷重変形関係

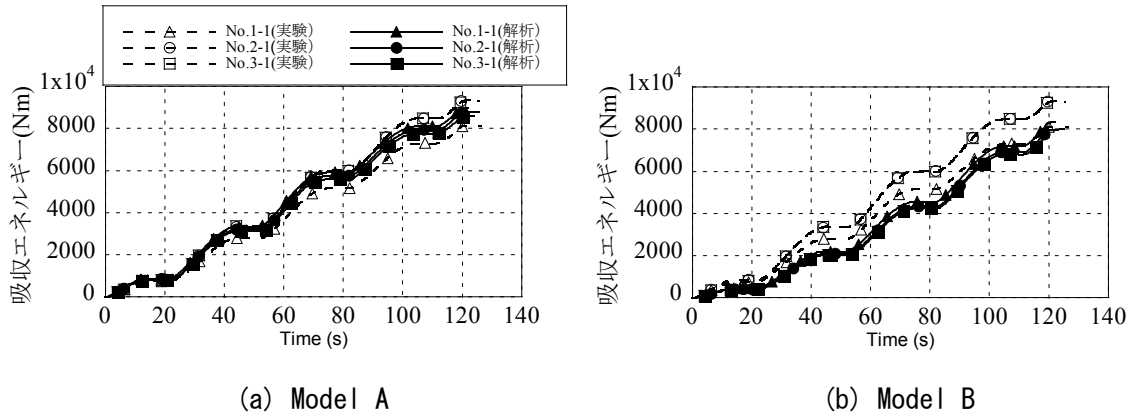


図 5.29 加力ケース 1 の吸収エネルギー

できている。図(d)～図(f)の Model B の解析結果は、解析初期の応力の立ち上がりが実験結果よりも緩やかになっている。また、2 履歴目の変形マイナス側の除荷時の荷重において、解析結果は実験よりも大きな値となっている。図 5.29 に累積吸収エネルギーの実験（破線）と解析（実線）の比較を示す。試験体 No.2 と No.3 の実験結果はほぼ同一の曲線となっており、試験体 No.1 の実験結果は No.2 および No.3 よりも低い値を示す。Model A の解析結果はこれらの曲線の間位置しており、実験結果の平均的な傾向を表現している。一方、Model B の解析結果は実験結果よりも小さな値となった。試験体 No.1 および No.3 における加力ケース 2 の荷

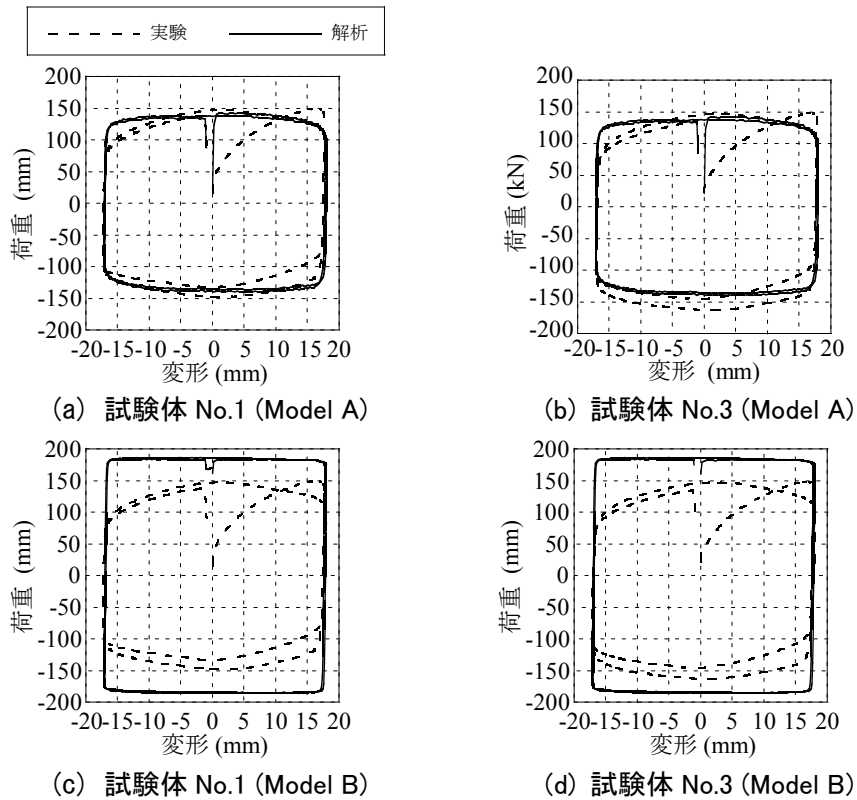


図 5.30 加力ケース 2 の荷重変形関係

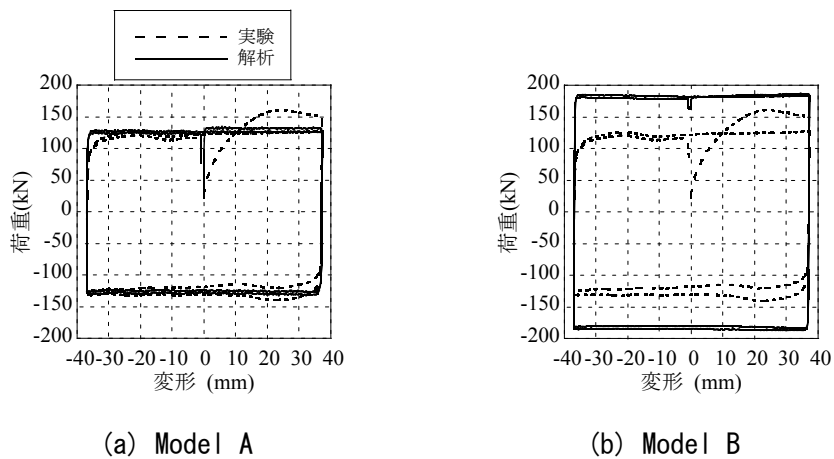
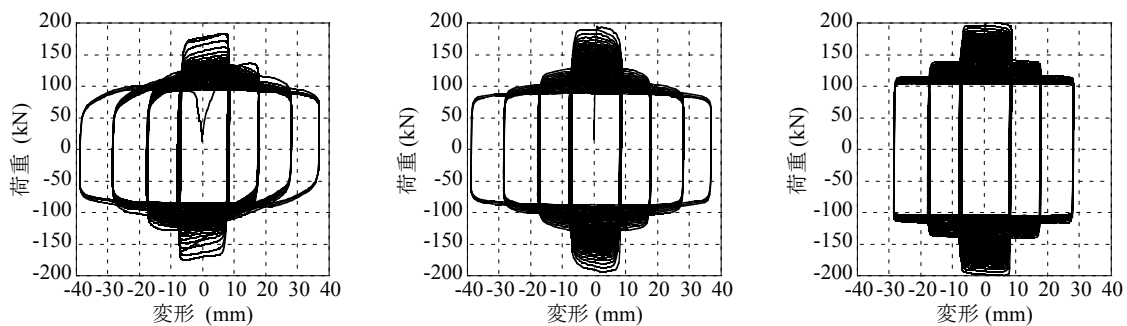


図 5.31 試験体 No. 2 (加力ケース 2) の荷重変形関係

重変形関係を図 5.30 に示す。図(c)および図(d)の Model B による解析結果は、試験結果よりも荷重を大きく評価している。図(a)および図(b)の Model A による解析結果の履歴は実験結果を表現できている。ただし、解析結果における加力初期の剛性は試験結果よりも高い。本研究で実施した解析は加力ケース 1 から加力ケース 3 までを一貫で解析している。加力ケース 2 の解析初期における鉛の剛性は加力ケース 1 の累積塑性ひずみにより上昇した降伏応力に達する



(a) 実験結果 (b) Model A による解析結果 (c) Model B による解析結果

図 5.32 漸増連続正弦波加力の荷重変形関係

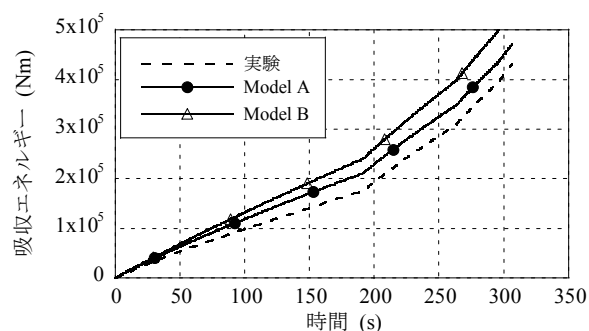
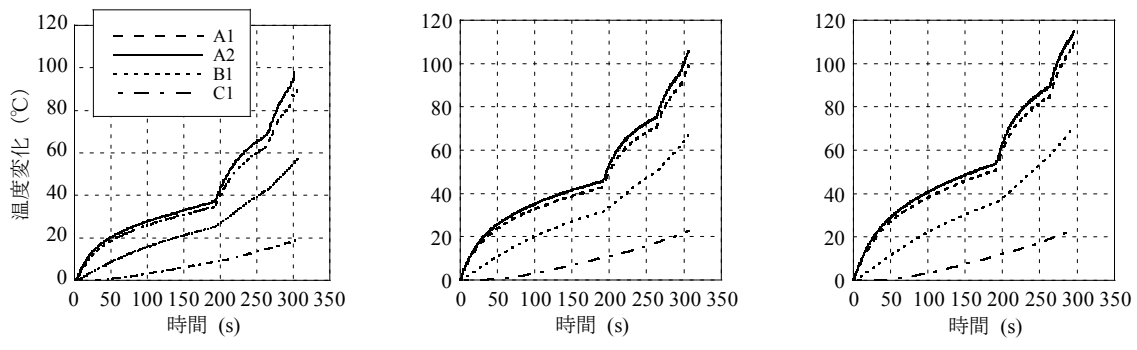


図 5.33 漸増連続正弦波加力の吸収エネルギー

まで弾性剛性を示す。よって加力初期における剛性の違いがみられると考えられる。ある時間静置させた後の再加力時における鉛の剛性が処女載荷時のようにゆるやかになる現象は Muramatsu ら¹⁴⁾によっても確認されており、上記の現象の解析による再現は今後の課題である。

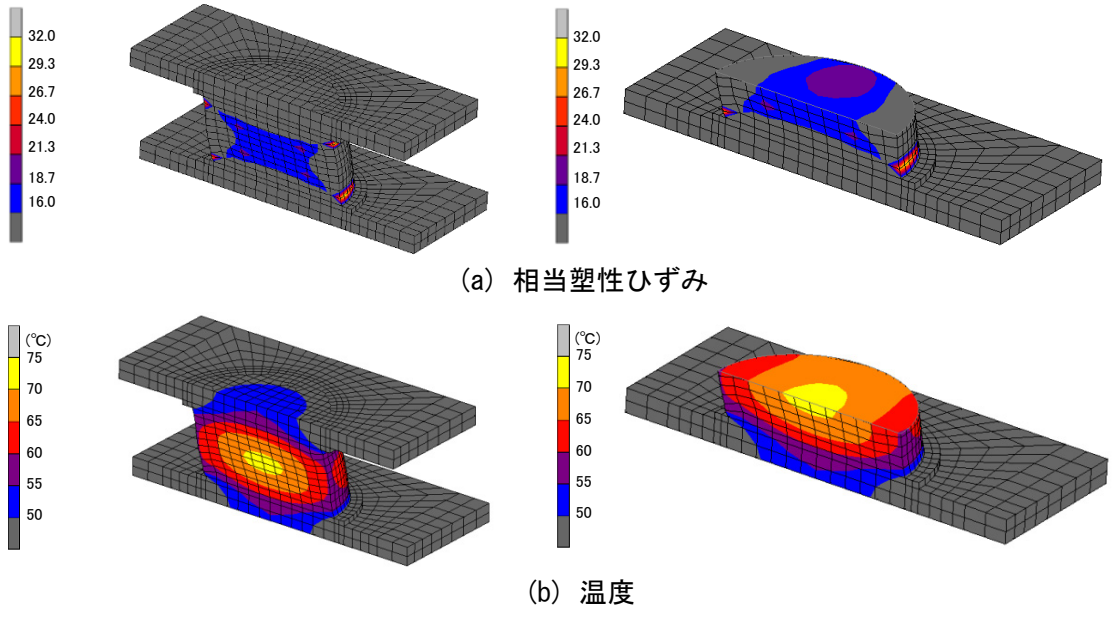
三角波加力における荷重変形関係を図 5.31 に示す。解析の履歴形状は実験結果と同様に矩形であり、Model A による解析結果は実験結果を精度よく表現できている。一方 Model B による解析の荷重は実験結果より大きく評価された。

漸増連続正弦波加力における荷重変形関係を図 5.32 に示す。Model A による解析結果は繰返しによる荷重低下ならびに加力初期から終了までの履歴形状を表現できている。Model B による解析は最大振幅 38.8mm 時の 1 サイクル目における変形 0 から正側へ変形する際の変形 25.7mm 時において解析が終了し、以後の解析を続行することができなかった。解析終了時までにおける履歴形状を図 5.32(c) に示す。振幅が小さい 8.6mm 時の荷重は実験よりも大きく評価されているが、繰返しによる荷重低下が Model A による結果と同様に表現されている。図 5.33 に吸収エネルギーを示す。Model B の吸収エネルギーは Model A よりも大きく評価された。Model A の解析結果は Model B よりも実験結果に近い吸収エネルギーとなった。48 サイクル終了時点で Model A の解析による吸収エネルギーは実験値に対して 20%高い値を示した。しかし、



(a) 実験結果 (b) Model A による解析結果 (c) Model B による解析結果

図 5.34 漸増連続正弦波加力の温度変化



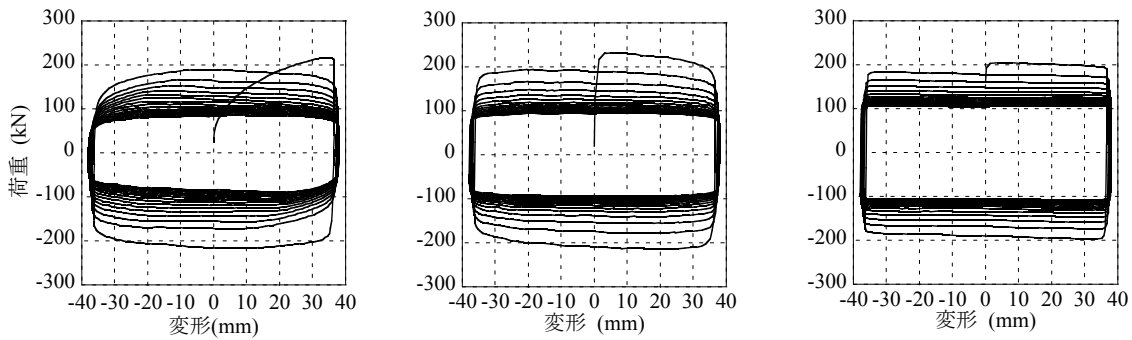
(a) 相当塑性ひずみ

(b) 温度

図 5.35 漸増連続正弦波加力の試験体分布図

加力終了時において誤差は 16% へ低下した。図 5.34 に加力開始からの温度変化を示す。Model A および B とも解析は加力終了まで各点の温度上昇の傾向を表現できている。ただし、Model A の方が実験値に近い値となっており、実験値に対する誤差は吸収エネルギーと対応する。Model A の 48 サイクル終了時の 4 点平均誤差は+23%，最大振幅時で+14%であった。

漸増連続正弦波加力 49 サイクル目の最大変形時における試験体の相当塑性ひずみおよび温度分布を図 5.35 に示す。図 5.35 は実験結果と整合性が高い Model A による解析結果である。図 5.35 において左図は試験体全景、右図は試験体の下半分である。図 5.35(a)より相当塑性ひずみは加力方向の鋼板と鉛の境界部近傍で高い。また鉛中心部も境界部に次いで高い。図 5.35(b)より鉛中心部が最も高温となっており、時間経過とともに鉛から熱が固定フランジへ移



(a) 実験結果 (b) Model A による解析結果 (c) Model B による解析結果

図 5.36 一定振幅多数回加力の荷重変形関係

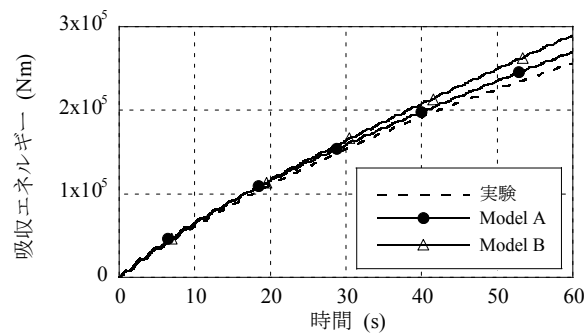
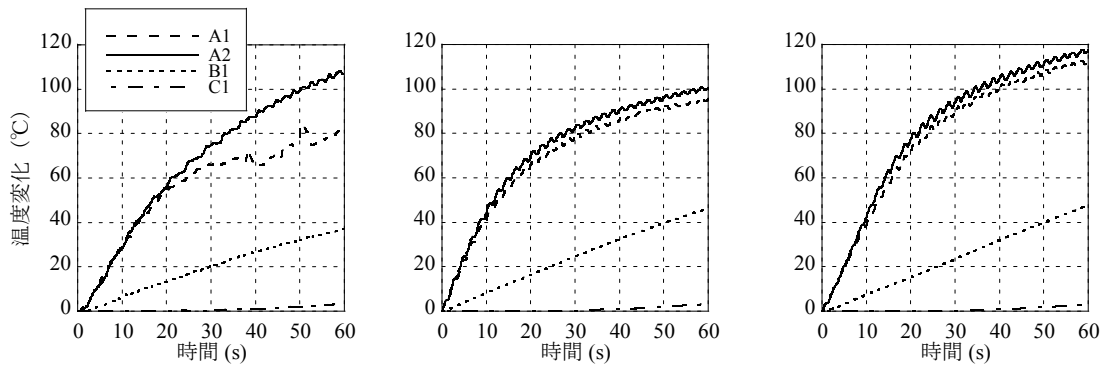


図 5.37 一定振幅多数回加力の吸収エネルギー

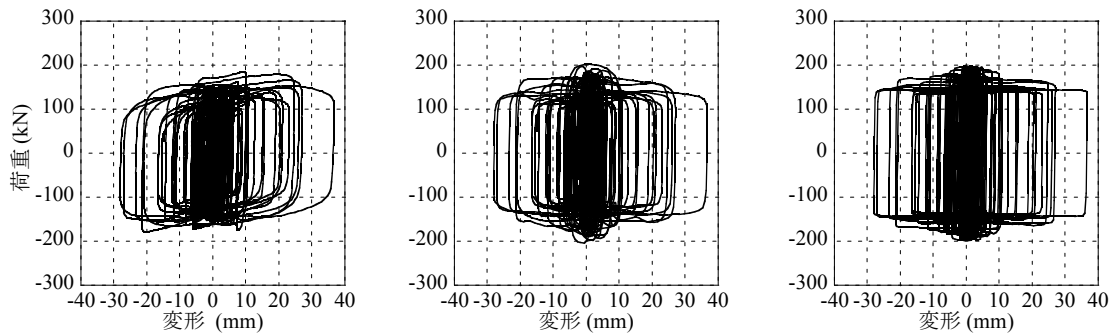
動し温度が上昇する。

振幅 38mm 一定の繰返し加力時における荷重変形関係を図 5.36 に示す。解析は実験結果でみられた繰返しによる荷重低下を再現できている。吸収エネルギーの実験と解析の比較を図 5.37 に示す。Model A および Model B ともに実験結果と整合しているが、Model A の方がより実験結果に近い値となっている。15 サイクル終了時の実験結果に対する Model A による解析結果の誤差は+5%であった。加力開始からの温度変化を図 5.38 に示す。加力から 25 秒以降の温度計測点 A1 と A2 の温度差は、実験結果と解析で異なる傾向を示している。実験では 25 秒以降に温度差が大きくなっている。これより実験では 25 秒以降の加力にて A1 点および A2 点近傍で解析とは異なるひずみ分布が生じていることが考えられる。また、25 秒以降で A1 点の計測値のばらつきが大きいため、25 秒以降の A1 点の熱電対による計測が正確ではない可能性も考えられる。しかし、25 秒以降の A1 および A2 の Model A の解析による温度変化は、A1 および A2 の計測値の間を推移しており、温度変化の概略を捉えることができている。15 サイクル終了時の実験結果に対する解析結果の誤差の 4 点の平均値は+7%であり、漸増連続正弦波と同様にこの値は吸収エネルギーの実験と解析の誤差に近い。Model B の温度変化は各点とも実験結果より過大に評価している。



(a) 実験結果 (b) Model Aによる解析結果 (c) Model Bによる解析結果

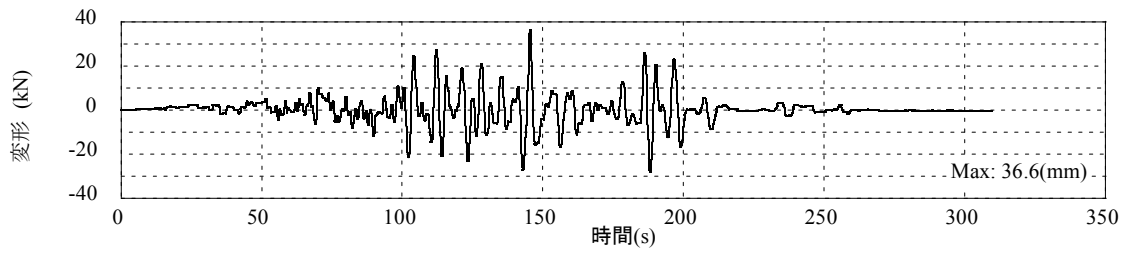
図 5.38 一定振幅多数回加力の温度変化



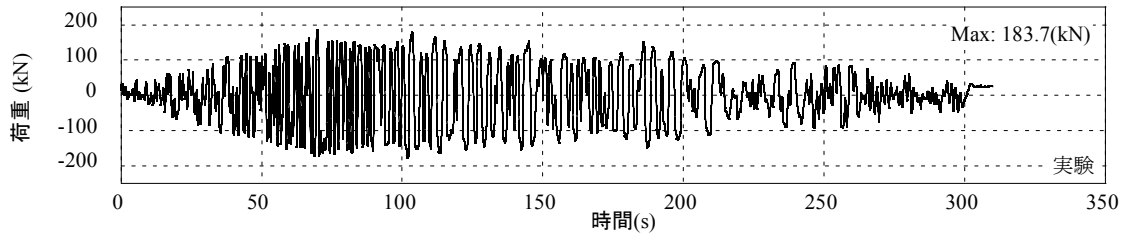
(a) 実験結果 (b) Model Aによる解析結果 (c) Model Bによる解析結果

図 5.39 地震応答波加力の荷重変形関係

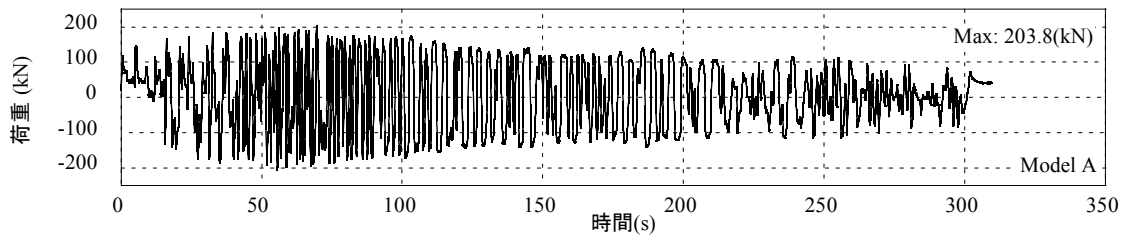
地震応答波加力における荷重履歴を図 5.39 に示す。実験結果はやや右肩上がりの性状を示しているものの、解析結果の履歴形状は概ね実験結果と対応した結果となっている。地震応答波における変形、荷重および吸収エネルギーの時刻歴を図 5.40 に示す。加力開始から 50 秒までは変形が 4mm 以下と小さく、この間の解析による荷重は実験に対して過大評価となっている。ただし、変形が大きくなる 50 秒以降において解析による荷重は実験と同様な荷重推移を示している。Model A の最大荷重は 203.8kN であり Model B の 197.9kN より大きい。150 秒以降の荷重をみると、Model A の方が Model B よりも小さく、実験結果に近い値となっている。図 5.40(e)の吸収エネルギーの時刻歴より、変形が小さな 50 秒までの吸収エネルギーの増加はわずかであり、50 秒以降で吸収エネルギーの増加が顕著となる。加力終了時において Model A の吸収エネルギーは Model B よりも実験値に近い値となり、実験値に対して+26%となった。解析における吸収エネルギーは実験結果に対しやや過大評価となっているが、時刻歴形状はよく対応している。地震応答波加力における温度変化を図 5.41 に示す。各点とも解析による温度変化の時刻歴は実験結果の時刻歴形状と同様の形状を示している。ただし、Model A の温度



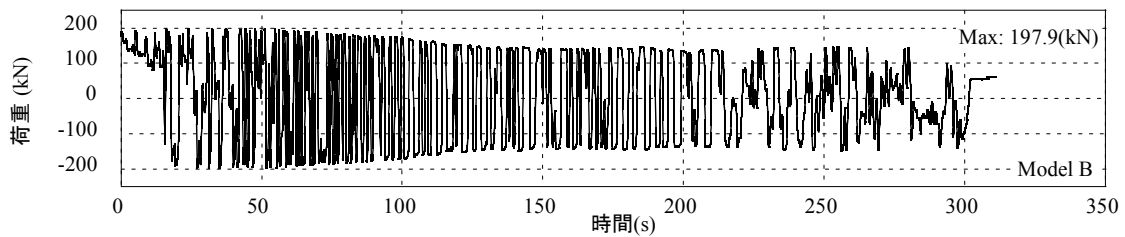
(a) 変形



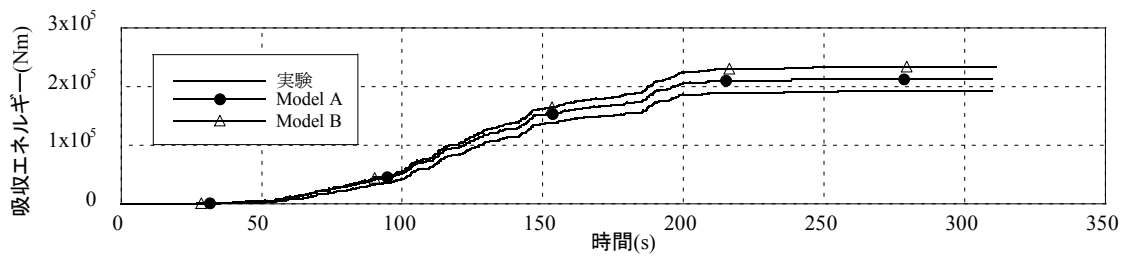
(b) 荷重 (実験)



(c) 荷重 (Model A による解析)



(d) 荷重 (Model B による解析)



(e) 吸収エネルギー

図 5.40 地震応答波加力の時刻歴

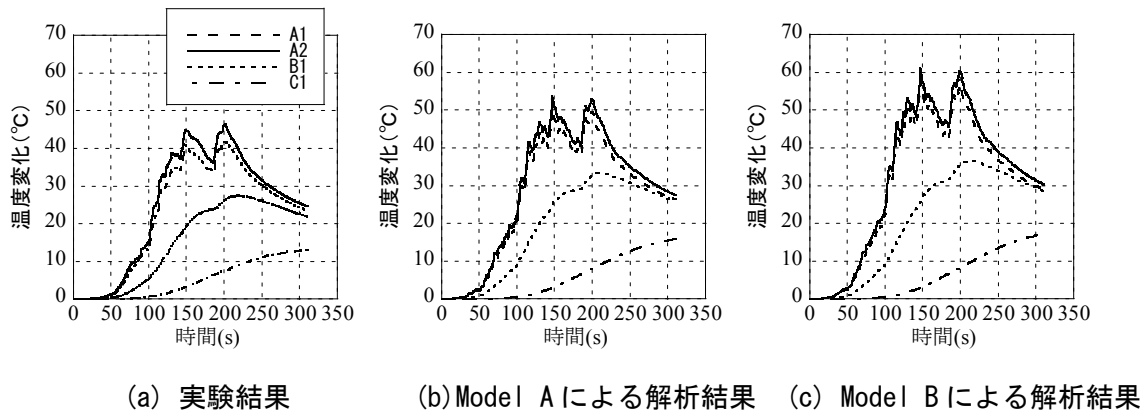


図 5.41 地震応答波加力の温度変化

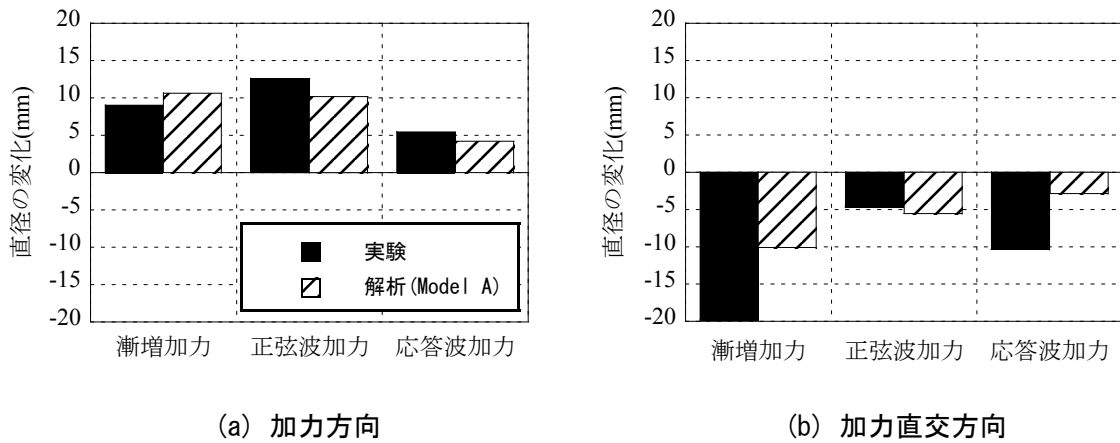


図 5.42 加力前後における鉛部の直径の変化量

変化の方が Model B より実験値に近い値となっており、Model B は Model A よりも温度変化を過大評価している。この結果は図 5.40(e)の吸収エネルギーの時刻歴と整合している。最大変位時（加力開始から 145 秒後）直後の A2 点計測値における最大温度時において、実験結果に対する Model A の解析結果の温度変化誤差は図 5.41 に示す計測点 4 点平均値で+21%であった。加力前後の試験体高さ中央における鉛部の直径の変化量を図 5.42 に示す。加力により鉛部の形状は初期状態に対して変化し、試験終了後の試験体高さ中央における鉛部の直径は、加力方向は加力前より 5~13mm 大きくなり、加力直交方向では 5~20mm 小さくなった。解析 (Model A) においても実験と同様の形状変化が確認された。

鉛せん断実験では、鉛部の加振中における鉛直変位は未計測であるため、実験結果から曲げ変形およびせん断変形の分離ができない。そこで、熱・力学連成解析の結果より、鉛変形のうちの曲げ成分およびせん断成分の割合を算出した。曲げ変形は図 5.43 に示す加力軸方向の対称軸を含む断面内の節点変位から算出する。曲げ変形の算出方法は、建物の曲げせん断棒モデル作成における全体曲げ変形成分の算出方法¹⁵⁾を参考とした。まず、図 5.44 に示すように解

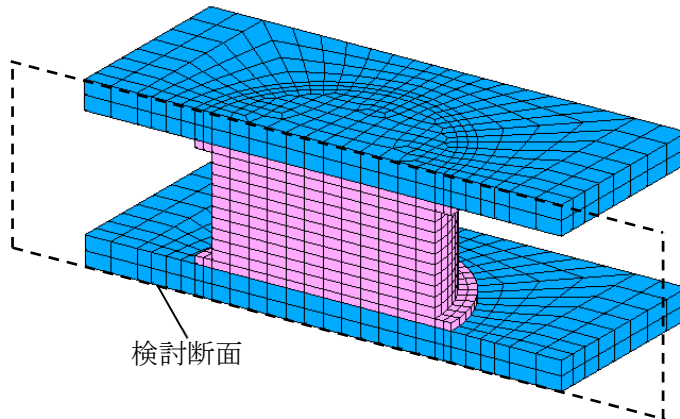


図 5.43 曲げ変形算出時検討断面

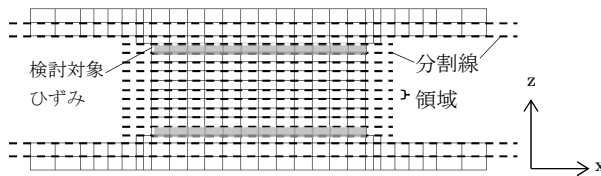


図 5.44 曲げ変形算出時の分割領域

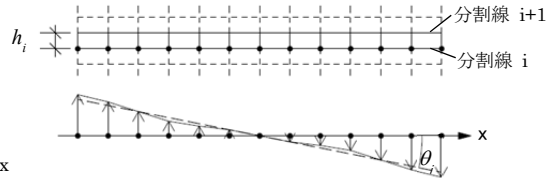


図 5.45 等価回転角

析初期の検討断面を要素の節点を含む x 軸（加力方向）と平行な分割線にて 16 の領域に分割する。次に鉛の変形時における分割線上の節点変位から最小二乗法より鉛変形時の分割線の近似直線を求める。この分割線と x 軸とのなす角 θ_i を変位分布の平面保持を仮定した場合における等価回転角 θ_i とする。等価回転角の算出について図 5.45 に示す。試験体 i 層目の領域における曲げ変形 δ_{bi} は θ_i を用いて文献 15) より (5.22) 式とする。

$$\delta_{bi} = h_i/2 (\theta_{i+1} + \theta_i) \quad (5.22)$$

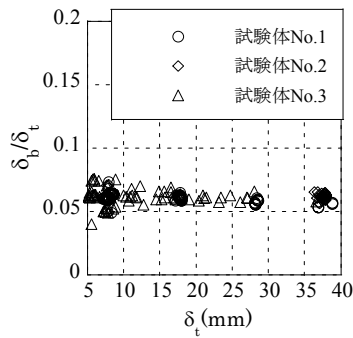
ここで、 h_i は図 5.45 で示す i 層目の分割領域の高さである。試験体の曲げ変形 δ_b は、分割要素の曲げ変形 δ_{bi} の全要素の和となる。

$$\delta_b = \sum_{i=1}^n \delta_{bi} \quad (5.23)$$

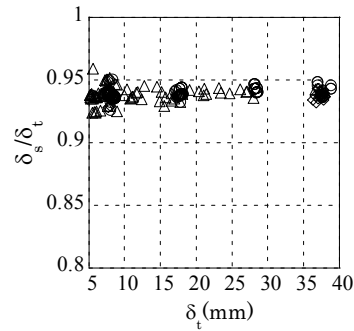
せん断変形 δ_s は全体変形 δ_t から曲げ変形を差し引いた値とする。

$$\delta_s = \delta_t - \delta_b \quad (5.24)$$

(5.22)~(5.24) 式より Model A による解析結果から算出した全体変形 δ_t に対する曲げ変形 δ_b の割合 δ_b/δ_t および全体変形 δ_t に対するせん断変形 δ_s の割合 δ_s/δ_t を図 5.46(a) および (b) にそれぞれ示す。図 5.46 は全体変形の絶対値が 5mm 以上の極値となる場合について抽出したものである。曲げ変形の割合は 4.0%~7.6%，せん断変形の割合 92.4~96.0% であった。全体変形が最大となる 38.8mm（試験体 No.1 の加力ケース 3）時のせん断変形 δ_s は 36.6mm であり全体変形に対する割合は最大 94.3% となった。上記の δ_s を試験体の鉛部の高さ $h (=75\text{mm})$ で除した等価せ

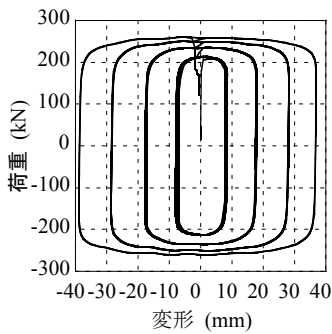


(a) 曲げ変形

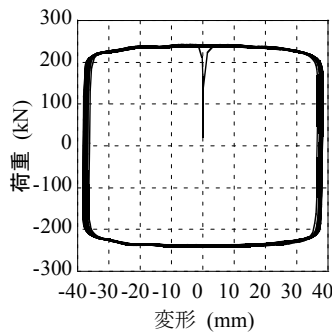


(b) せん断変形

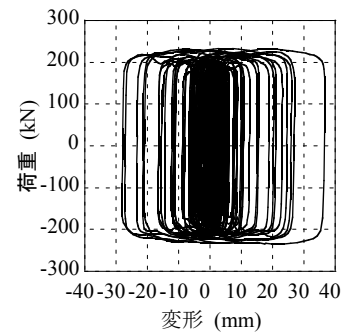
図 5.46 全体変形に対する曲げ変形およびせん断変形の比



(a) 漸増連続正弦波加力



(b) 一定振幅多数回加力



(c) 地震応答波加力

図 5.47 熱伝導解析を併用しない解析の荷重変形関係

せん断ひずみ γ は0.49となる。また、この時の曲げ変形による鉛部の軸ひずみを算出する。軸ひずみの算出部位は曲げによるひずみが大きいと考えられる鉛径150mmの上端および下端の領域であり、図5.43に示す灰色の部位とする。中立軸が鉛部中心にあるとし、鉛部側面の対数軸ひずみ ε は領域の上下端の等価回転角 θ_{i+1} および θ_i より(5.25)式とする。

$$\varepsilon = \ln \left\{ 1 + \frac{D}{2h_i} |\theta_{i+1} - \theta_i| \right\} \quad (5.25)$$

ただし、 D は鉛部の直径である。(5.25)式より全体変形が最大となる38.8mm時における ε は0.14であった。

多数回繰返し加力の解析において、加力中の鉛部の温度が初期温度のまま温度変化しないものと想定し、鉛の構成則としてModel Aを用いた熱伝導解析を併用しない場合の解析も実施した。図5.47は荷重変形関係であり、図5.32、5.36および図5.39に示す実験および熱・力学連成解析で得られた荷重変形関係との比較より熱伝導解析を併用しない解析では、多数回の繰返し加力による荷重低下を表現できないことがわかる。

5.3 鉛ダンパーの熱・力学連成挙動評価

5.3.1 解析条件

本節では、免震用鉛ダンパーを連続体にてモデル化し、5.2節と同様の手法により繰返し変形時の熱・力学連成挙動評価を行う。

解析対象は、住友金属鉱山シポレックス製の免震用鉛ダンパーのU2426およびU180とする。U2426は3章にて実験を実施した鉛ダンパーの試験体と同種類のものであり、寸法は図3.1、に示している。U180の寸法および諸元を図5.48、表5.6にそれぞれ示す。基本的な材料構成は2つのダンパーとも同じであり、屈曲した純度99.99%の鉛鑄造部、鉛鑄造部の上下に位置する補強部と鋼製(SS400)の固定フランジから成る。補強部と固定フランジは、溶接面に少量

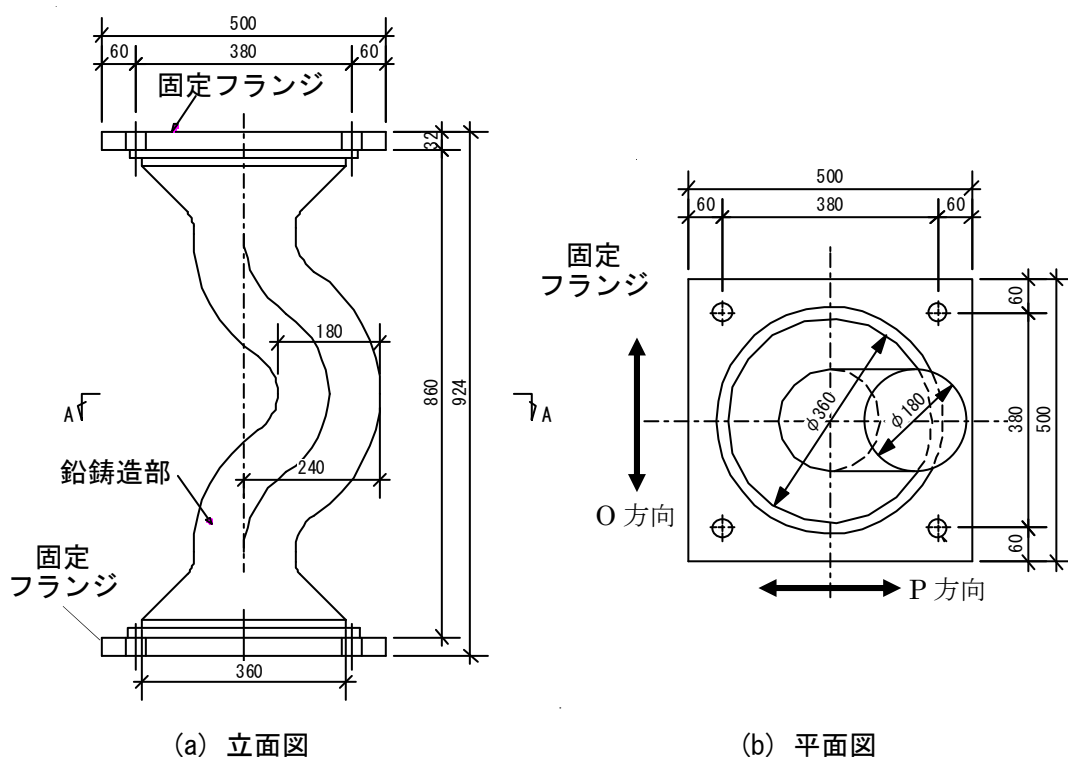


図 5.48 免震用鉛ダンパーU180

表 5.6 ダンパーの諸元¹⁶⁾

型式名	U180	U2426
鉛鑄造部直径	180mm	240~260mm
高さ	924mm	924mm
降伏荷重	90kN	220kN
降伏変位	7.50mm	7.33mm
初期剛性	12,000kN/m	30,000kN/m
2次剛性	0 kN/m	0 kN/m

の錫と亜鉛を溶かして異種材料間の親和性を高めたホモゲン溶接によって固着されている。鉛屈曲部の直径は両ダンパーで異なり、U2426 では 240~260mm、U180 では 180mm である。また、メーカーが規定する U2426 の降伏荷重は 220kN、U180 が 90kN であり、U180 の降伏荷重は U2426 の約 0.4 倍となっている。なお、鉛製造部の屈曲方向を P (Paralell) 方向、屈曲直交方向を O (Orthogonal) 方向とよぶ。

鉛ダンパーの繰返し変形に対して有限要素法による熱・力学連成挙動評価を行うために、実大鉛ダンパーの連続体解析モデルを作成した。U2426 の解析モデルを図 5.49、U180 の解析モデルを図 5.50 に示す。形状の対称性を考慮し、モデル化した部位は P 方向に対して中心から

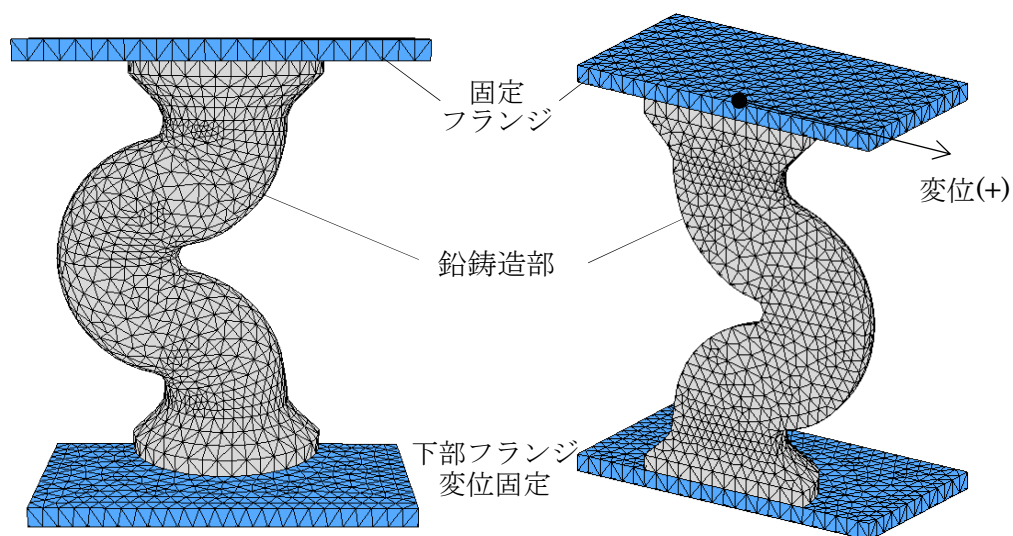


図 5.49 U2426 解析モデル

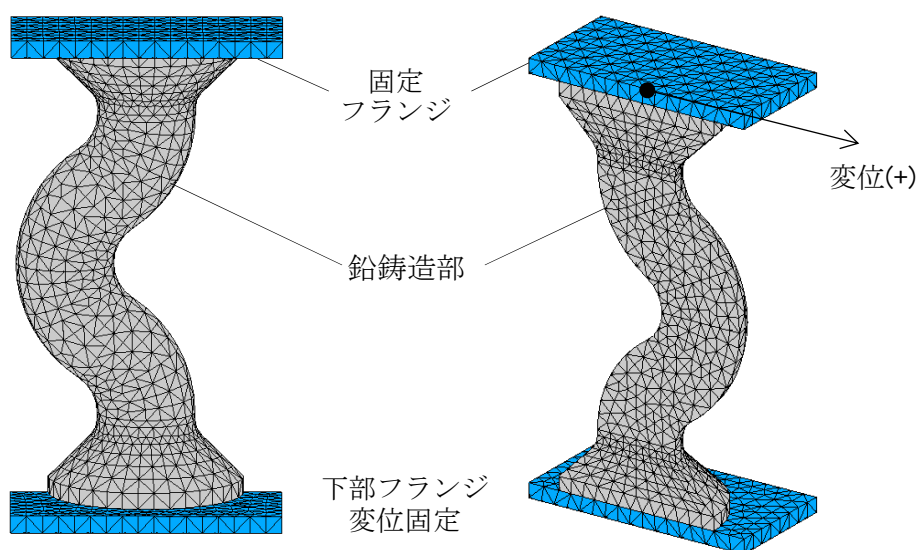


図 5.50 U180 解析モデル

片側の 1/2 とする。鉛鋳造部および固定フランジは 10 節点 4 面体ソリッド要素にてモデル化した。U2426 の解析モデルにおける節点数は 35,618、要素数は 22,763 である。また、U180 解析モデルにおける節点数は 19,587、要素数は 12,342 である。

加力条件を表 5.7 に示す。U2426 ダンパーの加力は P 方向、周期 4 秒、振幅 150mm の正弦波連続 30 サイクルである。変位波形を図 5.51 に示す。また、U180 の加力条件は、P 方向、

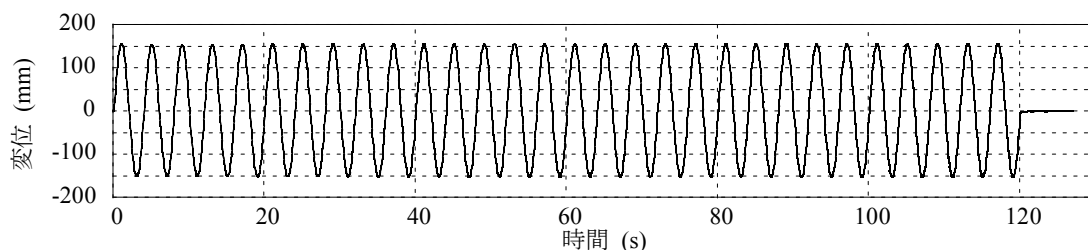
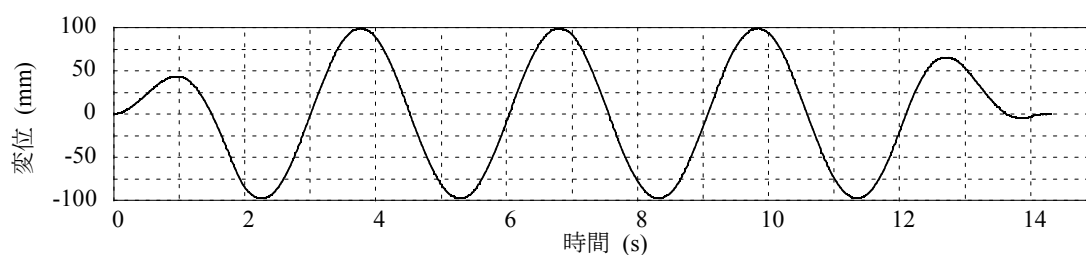
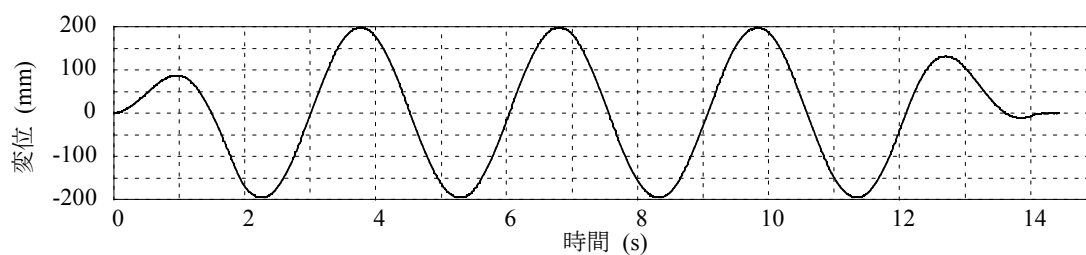


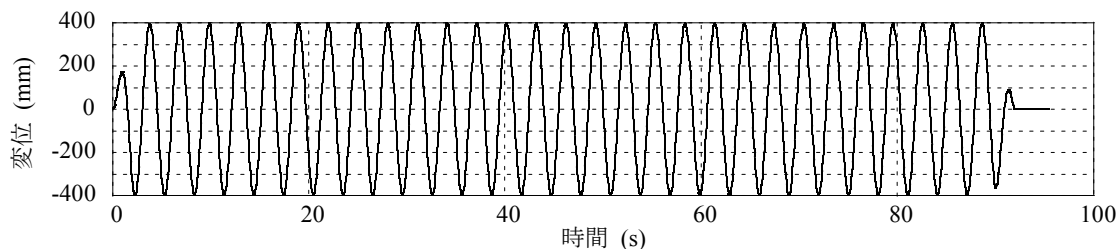
図 5.51 U2426 の繰返し加力変位波形



(a) 変形±100mm



(b) 変形±200mm



(c) 変形±400mm

図 5.52 U180 の繰返し加力変位波形

表 5.7 加力条件

ダンパー 型式	加力方向	周期(s)	振幅(mm)	サイクル数
U2426	P	4	150	30
U180	P	3	100	3
			200	3
			400	29

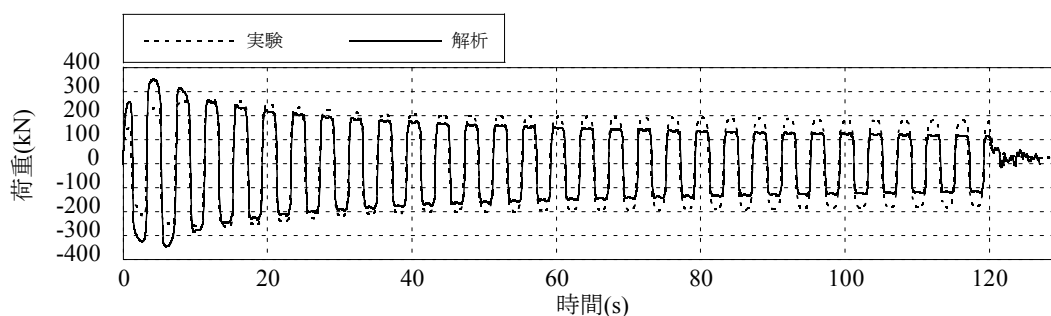
周期 3 秒、振幅 100mm、200mm および 400mm の正弦波加力である¹⁷⁾。変位波形を図 5.52 に示す。U180 の加力は、最初の変位立上げ部と最後の変位立下げ部にテーパーを有する変位が含まれている。テーパーを有する変位波形部を除き、100mm および 200mm の加力は 3 サイクル、400mm は 29 サイクルの加力である。U180 は同一の試験体に対して振幅 100mm、200mm および 400mm を加力しており、加力間にインターバルを設けている。

解析では図 5.51 および図 5.52 に示す変位波形を解析モデルの上部フランジの上面にある節点に強制変位として与える。変位の正側は図 5.49 および図 5.50 に示すように鉛が屈曲している方向とする。下部フランジ下面の節点変位は固定とする。また、上部フランジ上面節点の鉛直変位も固定とする。

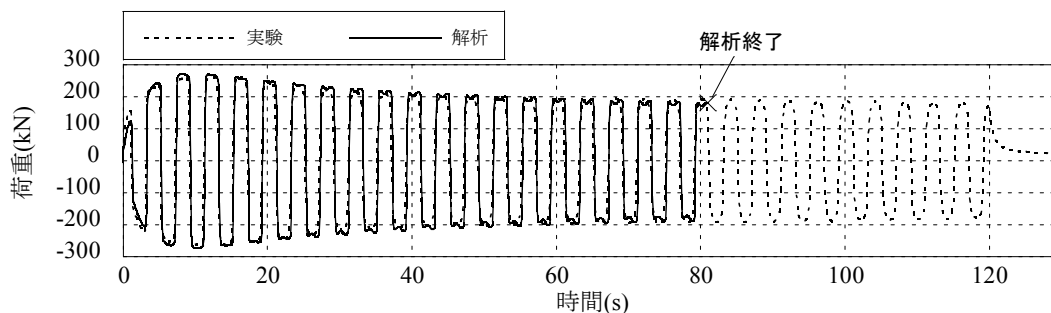
鋼材および鉛の力学特性は等方弾塑性材料とする。硬化特性は等方硬化とした。降伏条件は Von Mises の降伏条件式を用いた。塑性仕事はすべて要素の内部発熱へ変換されるものとした。材料定数は 5.2.4 節の表 5.5 とする。鉛の構成則は 5.2.4 節で示した 2 つのモデル (Model A、B) を用いる。試験体切断面は加力直交方向に対して変位を拘束し、断熱境界とした。上部固定フランジの上面および下部固定フランジの下面は断熱境界とした。断熱境界面以外の固定フランジの各面および鉛部の表面は熱伝達を考慮した。なお熱輻射は非考慮とした。試験体の初期温度、雰囲気温度はともに実験による計測値とした。上部固定フランジに与えた強制変位はある試験体が受けた履歴を試験間のインターバルも含めて実時間にて設定した。解析プログラムは Marc を用いた。

5.3.2 解析結果

U2426 の繰返し加力において Model A による解析は最後まで計算を完了したが、Model B による解析は、21 サイクル目の途中である 81 秒において計算が終了した。U2426 の荷重時刻歴を図 5.53 に示す。図 5.53(a) の Model A による解析結果の初期の荷重は実験結果よりも大きい。ただし最終状態では実験結果より荷重が小さく評価されている。一方、Model B は始めから解析終了まで実験結果とほぼ重なっている。繰返し加力における荷重変形関係を図 5.54 に示す。図(c)の Model B による解析結果の履歴は実験結果に近いループ形状を示している。荷重と変

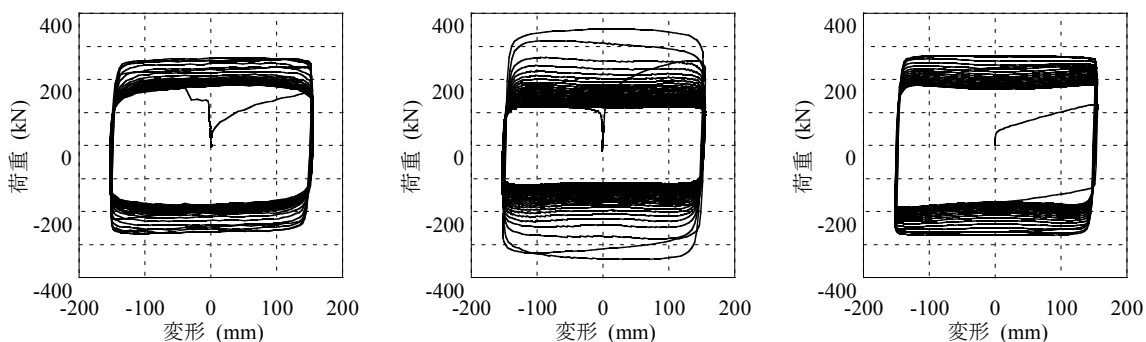


(a) Model A による解析結果



(b) Model B による解析結果

図 5.53 U2426 の繰返し加力における荷重時刻歴



(a) 実験結果

(b) Model A による解析結果

(c) Model B による解析結果

図 5.54 U2426 の繰返し加力における荷重変形関係

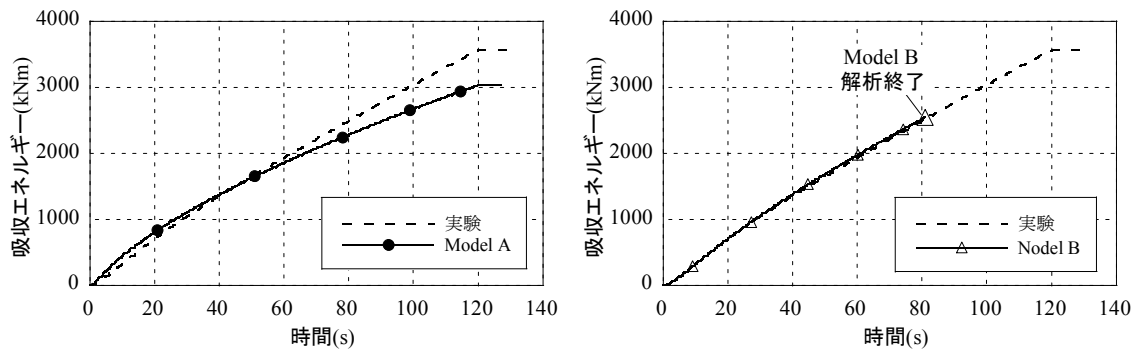


図 5.55 U2426 の繰返し加力における吸収エネルギー

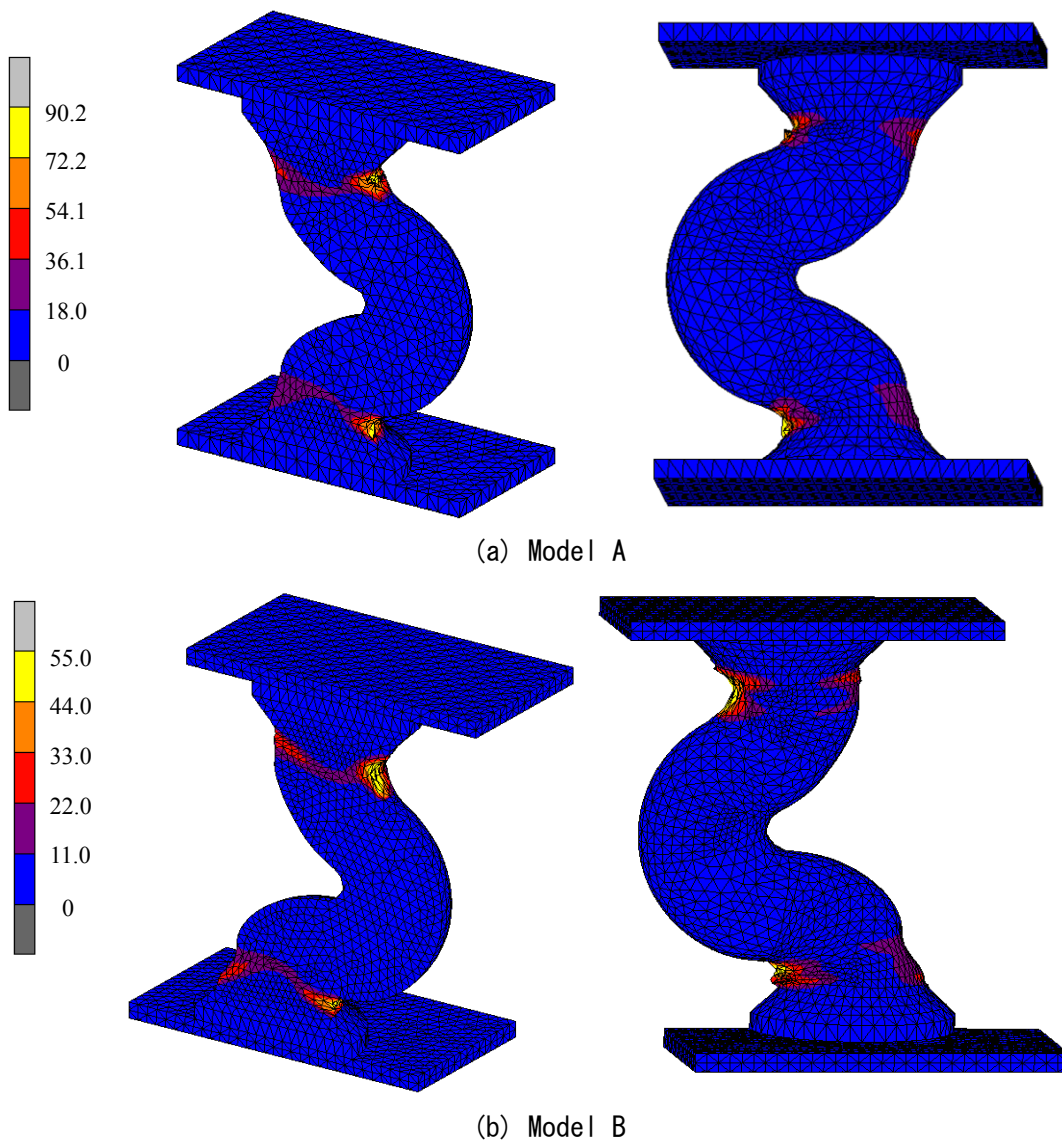


図 5.56 解析終了時の相当塑性ひずみ

形から算出した吸収エネルギーの時刻歴を図 5.55 に示す。Model A による結果は解析初期にて実験結果を上回るが 50 秒経過すると実験結果を下回り、その後実験との誤差は大きくなる。解析終了時の 81 秒時における Model B の累積吸収エネルギーは同時刻の実験結果に対して +1.0%の誤差であり、Model B は初期から解析終了まで実験結果を示す曲線にほぼ重なっている。解析終了時における相当塑性ひずみ分布を図 5.56 に示す。Model A、Model B の解析結果とも、鉛屈曲部上下端の直径が拡幅する部位の近傍における加力方向の外端部において相当塑性ひずみが集中し、高い値を示す。この部位では形状が初期状態から変化している箇所がある。Model B におけるひずみ集中部付近の外形は波打った形状になっている部位もみられる。解析終了時における相当塑性ひずみの最大値は Model A で 90.2、Model B で 55.0 であった。

解析開始 6 秒時の相当応力分布を図 5.57 に示す。この時 Model A の解析において実験より

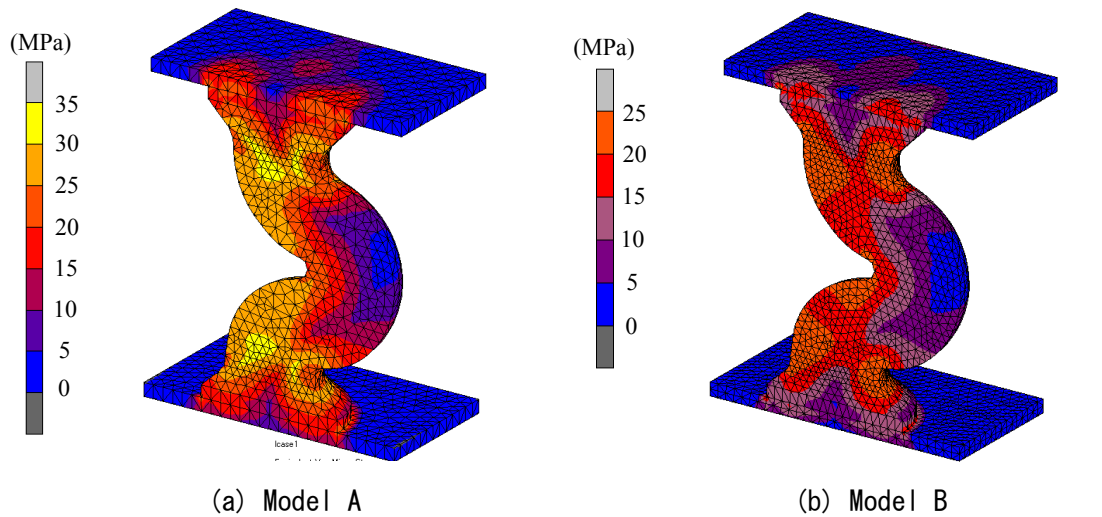


図 5.57 解析 6 秒時の相当応力

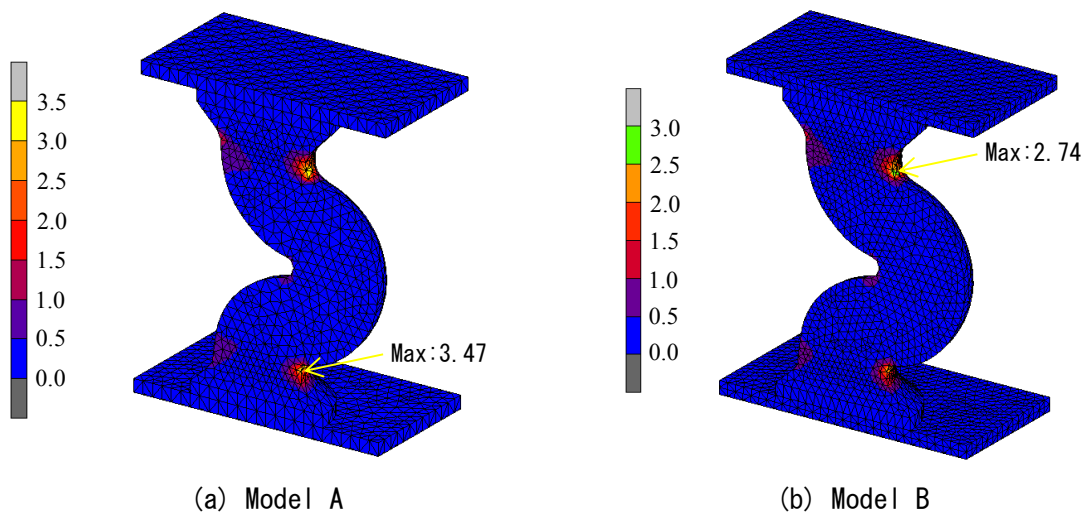


図 5.58 解析 6 秒時の相当塑性ひずみ

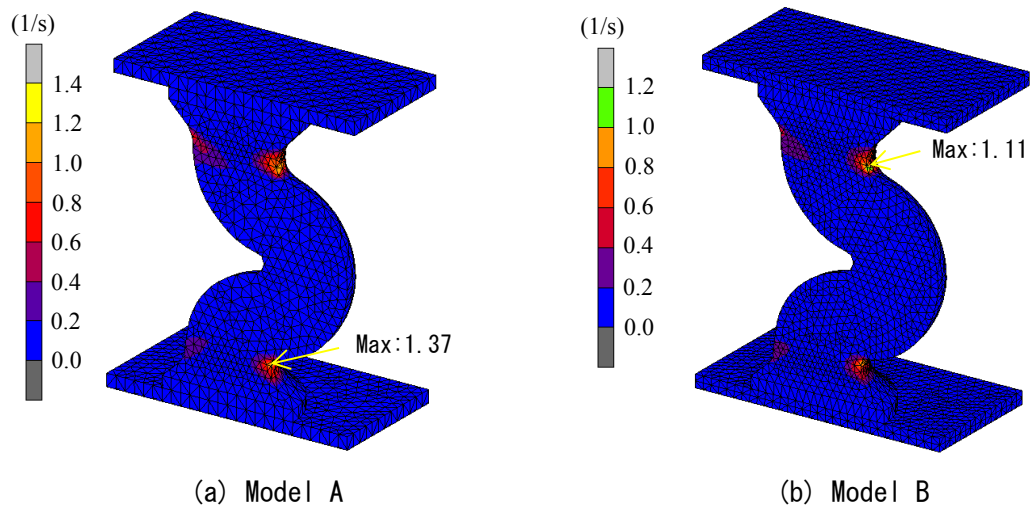


図 5.59 解析 6 秒時の相当塑性ひずみ速度

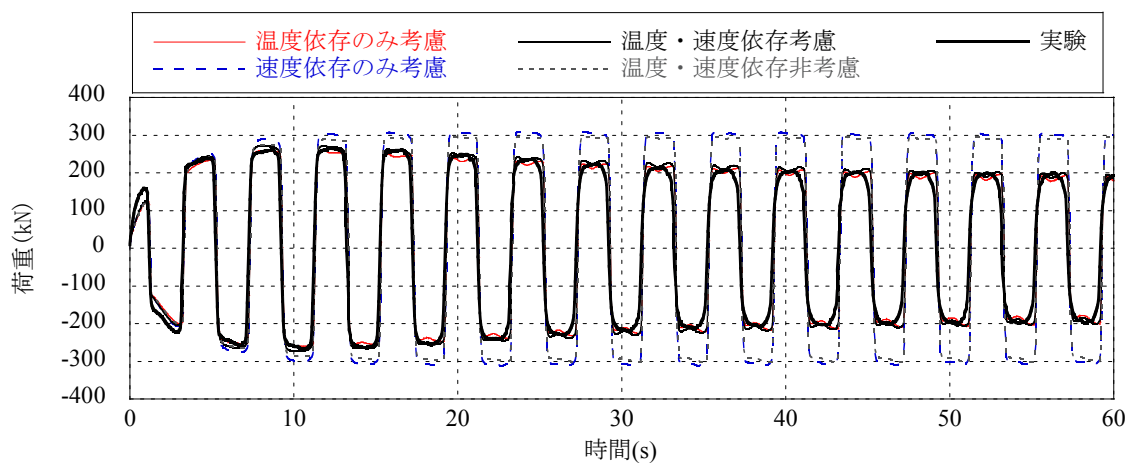
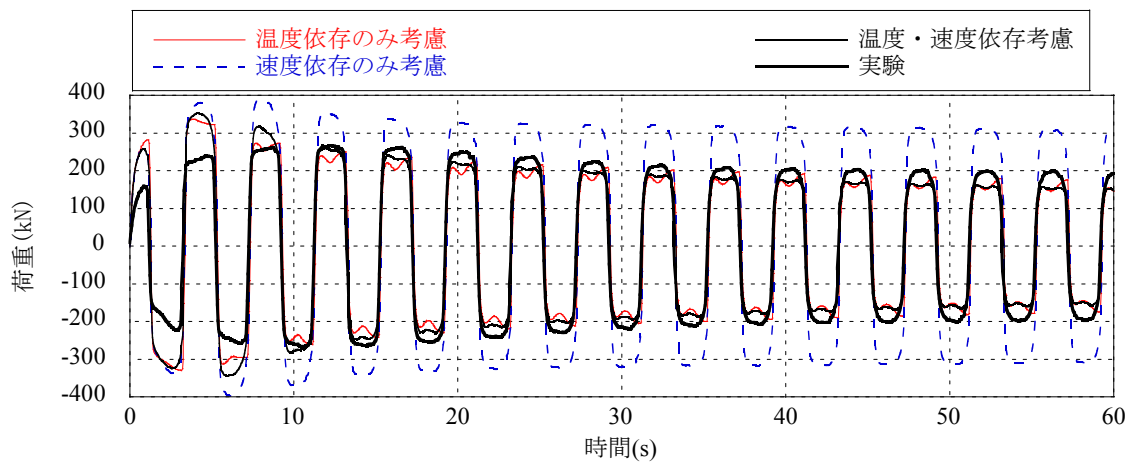


図 5.60 温度依存性およびひずみ速度依存性考慮の有無による影響

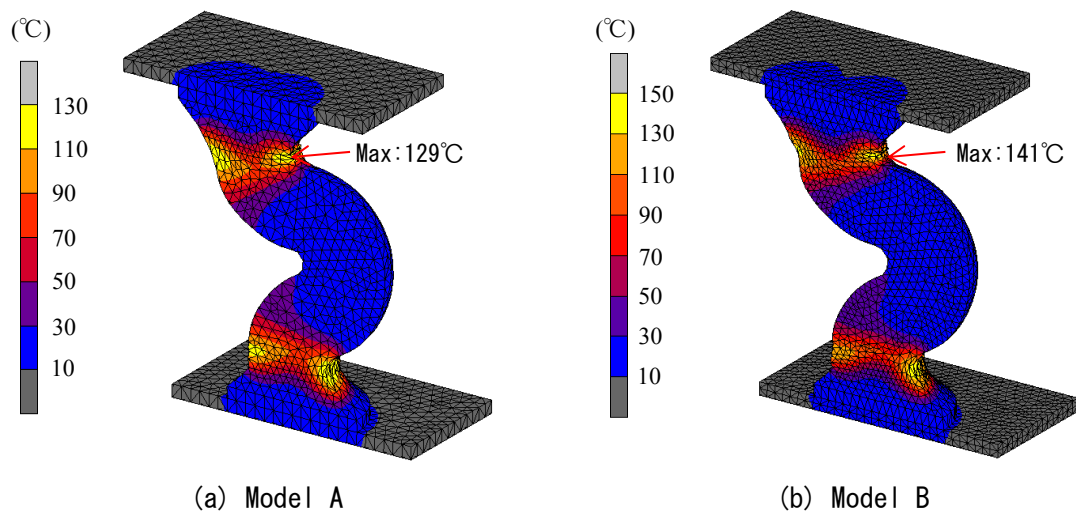


図 5.61 20 サイクル目変形 150mm 時の温度分布

も水平荷重が大きい。図 5.57 より Model A の相当応力は Model B よりも大きな値を示す部位が多い。同時刻の相当塑性ひずみ、相当塑性ひずみ速度分布を図 5.58 および図 5.59 に示す。相当塑性ひずみ、相当塑性ひずみ速度とも鉛製造部の上下端の一部に集中しており、その最大値は Model B に比べて Model A の方が高い値となっている。さらに、鉛の構成則の差異による応答値の変化を調べるために、温度依存性ならびに速度依存性を考慮せずに解析を行った。速度依存性のみを考慮する場合は、鉛の温度は加力初期の温度一定としている。また温度依存性のみを考慮する場合は、鉛のひずみ速度が 0.1 で一定として応力-ひずみ関係を求める。荷重の時刻歴を図 5.60 に示す。Model A の解析結果は、いずれの解析でも加力初期の荷重が実験結果と不整合となった。これにより、Model A では、相当塑性ひずみが小さい時の応力ひずみ関係が実際とは不整合であることが実験と解析との乖離の原因であると考えられる。一方、Model B では温度依存性を考慮した解析ケースにて実験結果を模擬することができた。よって、Model B は実大ダンパーと応力ひずみ関係が整合するものの、ひずみ速度依存性の影響は微小であることがわかった。

20 サイクル目の変形 150mm 時（解析開始から約 79 秒後）の温度分布を図 5.61 に示す。図 5.56 に示したひずみ集中部付近の温度が高い。Model B は Model A よりも最高温度は高くなっており、図 5.55 に示した 80 秒付近の吸収エネルギーは Model B の方が Model A よりも高く、吸収エネルギーの大小と最高温度の大小とが対応している。鉛の最高温度は 129 もしくは 141°C に達しているが、鉛中央高さの温度は 30°C 未満である。

鉛ダンパーの繰返し加力では、繰返し数が多くなると鉛の形状が初期状態から大きく変化し、鉛製造部が初期位置よりも垂れ下がってくる。上記の挙動再現を見込み、繰返し加力時に重力の影響を考慮した解析を実施した。重力考慮の解析時には全要素に重力を作用させながら、繰返し加力を行った。鉛の構成則は Model B とした。重力考慮時の解析は 19 サイクル目の途中

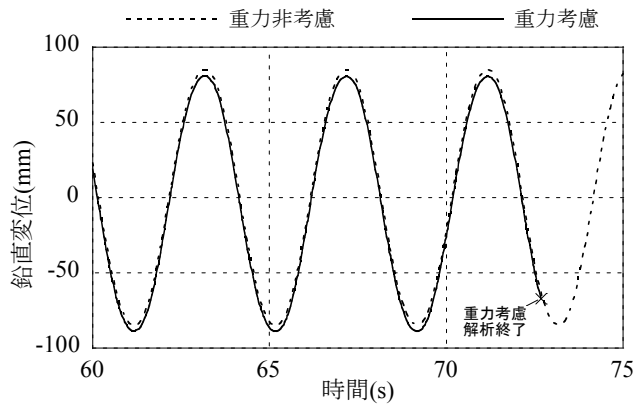
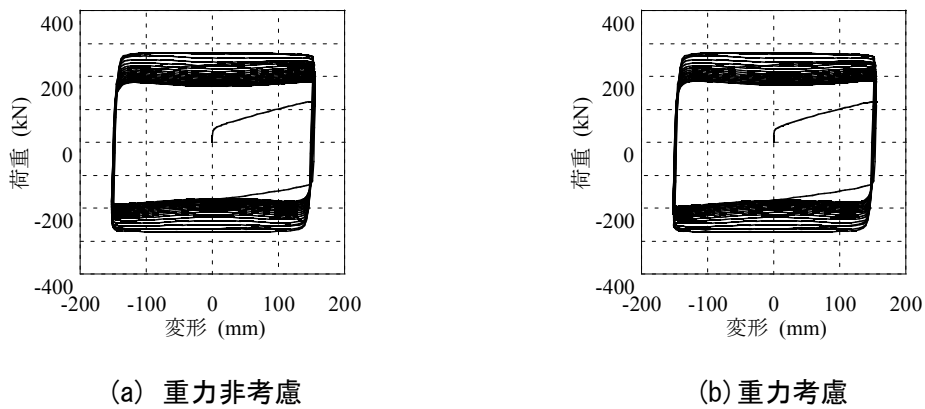


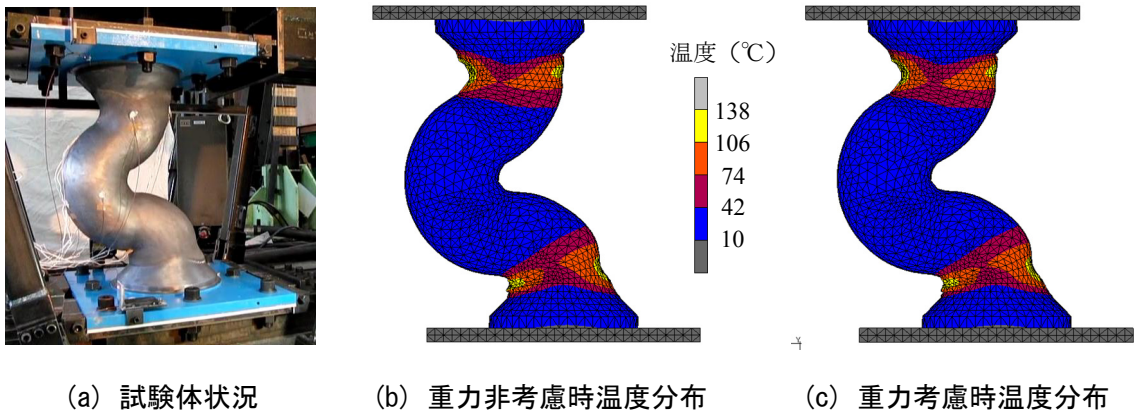
図 6.62 鉛部中央高さ位置における鉛直変位



(a) 重力非考慮

(b) 重力考慮

図 6.63 荷重変形関係



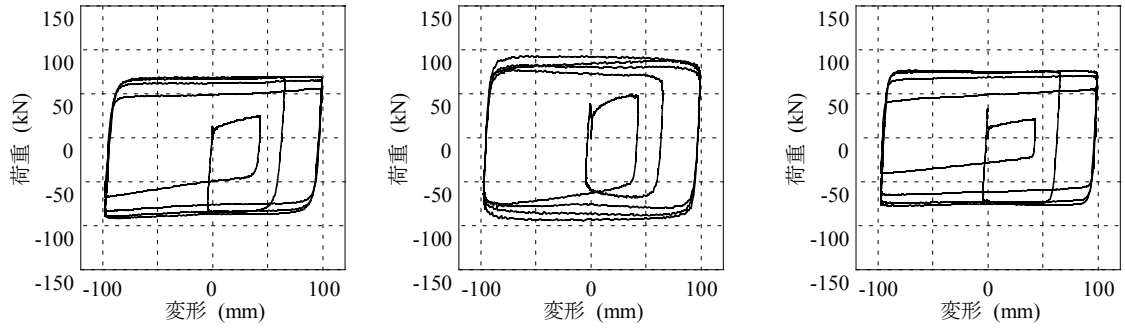
(a) 試験体状況

(b) 重力非考慮時温度分布

(c) 重力考慮時温度分布

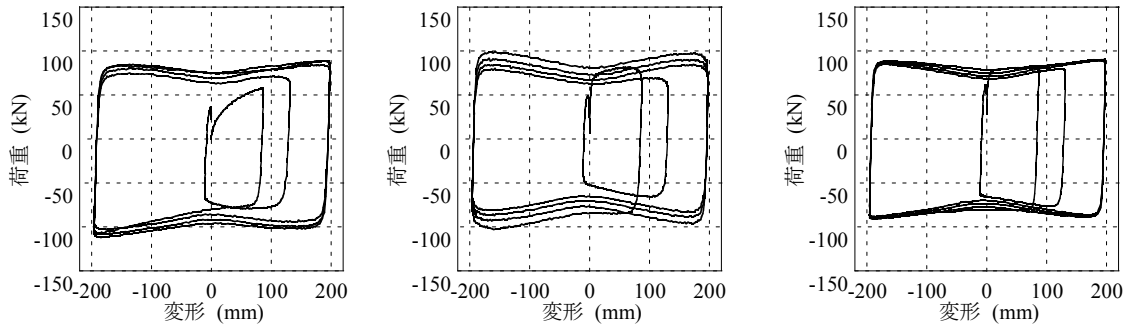
図 5.64 18 サイクル目の試験体状況と温度分布

で終了した。鉛中心高さのくびれ外側の端部における鉛直方向変位を図 5.62 に示す。重力考慮時の鉛直変位は非考慮時より鉛直下側へ移動しており、重力考慮時において重力による変位が生じている。鉛直変位が極値となる 71 秒付近において、重力考慮非考慮時との鉛直変位の差は 4.5mm であった。重力非考慮および考慮時のダンパーの荷重変形関係および温度分布を図 5.63 および図 5.64 にそれぞれ示す。重力考慮の有無における水平荷重、温度変化、試験体



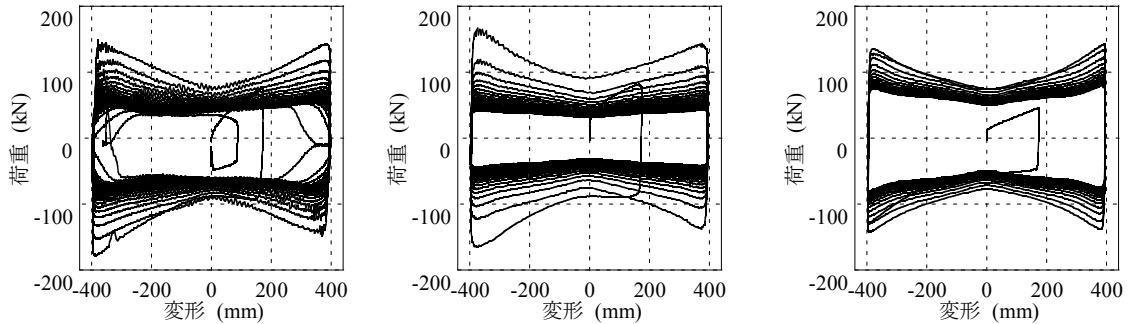
(a) 実験結果 (b) Model A による解析結果 (c) Model B による解析結果

図 5.65 U180 振幅 100mm の荷重変形関係



(a) 実験結果 (b) Model A による解析結果 (c) Model B による解析結果

図 5.66 U180 振幅 200mm の荷重変形関係

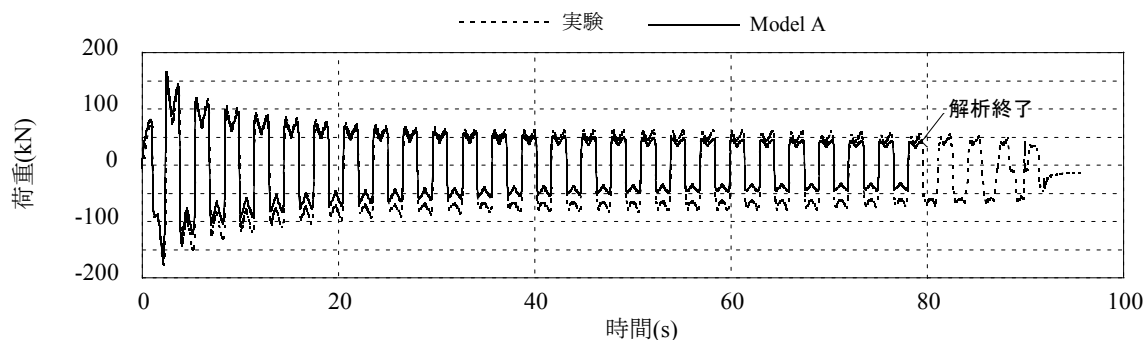


(a) 実験結果 (b) Model A による解析結果 (c) Model B による解析結果

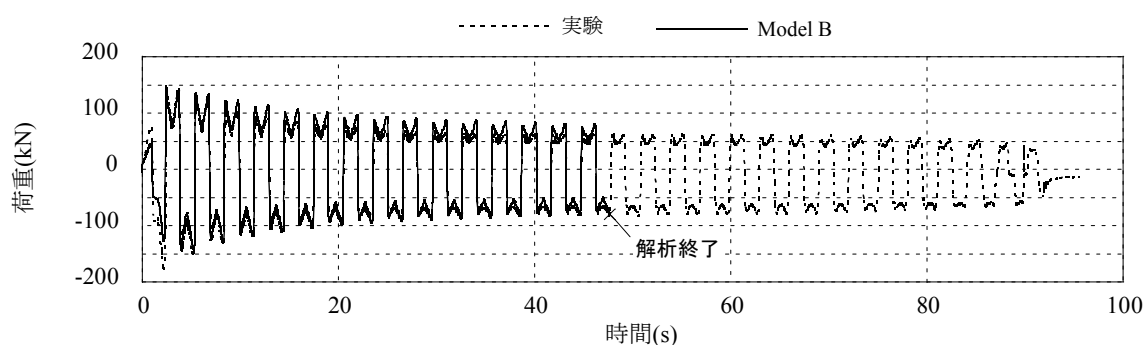
図 5.67 U180 振幅 400mm の荷重変形関係

の全体形状に大きな違いは見られなかった。18 サイクル目の試験体形状は写真で示すように鉛上端部に亀裂がみられるものの、鉛部の垂れ下がりが顕著となるほどの大きな形状変化はみられず、解析の鉛部の形状も実験とほぼ同様の形状であった。

U180 ダンパーの解析結果を以下に示す。振幅 400mm の繰返し加力において、Model A では 26 サイクル目の途中である加力開始後 79.4 秒にて解析が終了し、Model B では 15 サイクル目



(a) Model A



(b) Model B

図 5.68 U180 振幅 400mm の荷重時刻歴

の途中である加力開始後 46.4 秒にて解析が終了した。荷重変形関係を図 5.65～5.67 に示す。図 5.65 の U180 振幅 100mm の荷重変形関係において、Model A の荷重は実験値よりも大きい。一方、Model B の荷重変形関係は実験結果とよく対応している。振幅 200mm および 400mm の荷重履歴は蝶々型の形状を示すが、解析結果も実験結果と同様の履歴形状を表現できている。振幅 200mm の荷重変形関係は、Model A および Model B の荷重履歴とも実験結果との整合がよい。振幅 400mm の荷重変形関係において、Model A、Model B とともに繰返し回数の増加に伴い、履歴ループが小さくなっており、実験と同様の性状を示していることがわかる。Model A の最終的なループ形状は実験値よりやや小さくなっている。Model A および Model B による解析は実験結果で得られた強制変位波形を最後まで解析できていないことも考慮すると、Model A における解析終了直前の荷重は実験値に対して過小評価となっていると考えられる。振幅 400mm の荷重時刻歴を図 5.68 に示す。図(a)に示す Model A の荷重は 1 サイクル目において実験結果に近い値を示すが、繰返し変形が進むにつれて実験結果よりも荷重を小さく評価している。一方、図(b)に示す Model B の荷重は、1 サイクル目にて実験結果より低くなるが、2 サイクル目以降解析終了時まで実験結果との整合がよいことがわかる。

図 5.65～5.67 に示す荷重と変形から算出した吸収エネルギーを図 5.69～5.71 に示す。Model A による解析結果は、振幅 100mm の加力で実験結果に対し過大となり、振幅 400mm の加力

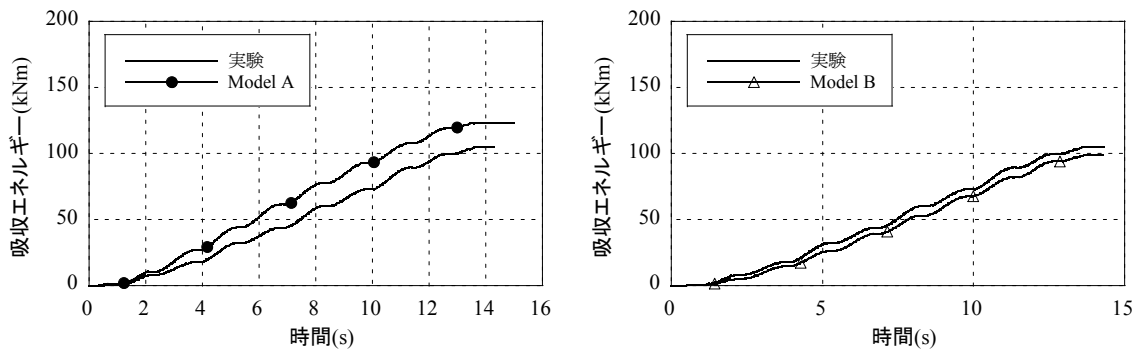


図 5.69 U180 振幅 100mm の吸収エネルギー

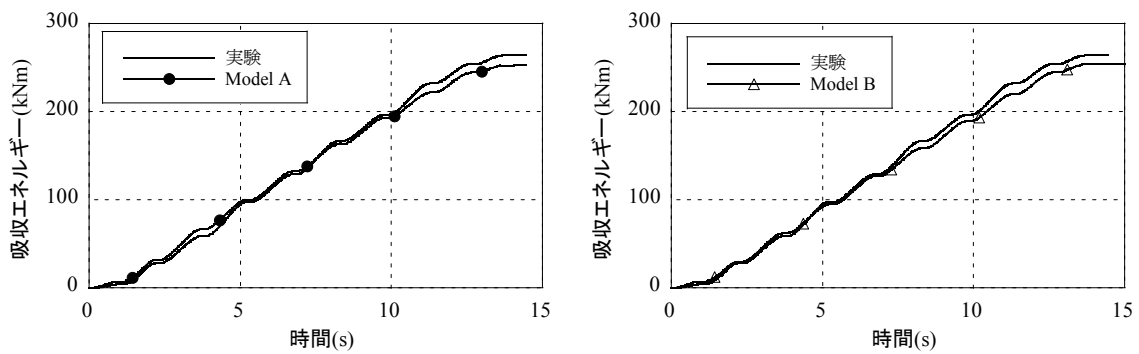


図 5.70 U180 振幅 200mm の吸収エネルギー

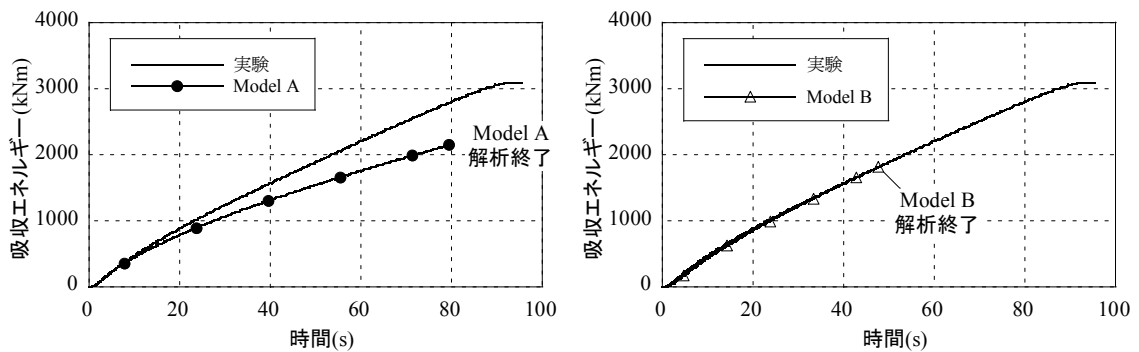


図 5.71 U180 振幅 400mm の吸収エネルギー

において過小評価する。一方、Model B による解析結果は、いずれの振幅による加力においても、実験結果との誤差が小さいことがわかる。振幅 400mm 繰返し加力において解析を終了した 46.4 秒時の Model B の吸収エネルギーは、1,815(kNm)であり、同時刻の実験結果 1,820(kNm) に対しその誤差は-0.3%とわずかである。一方、46.4 秒時における Model A の吸収エネルギーは 1,492(kNm)であり、実験結果に対しての誤差は-18%であった。

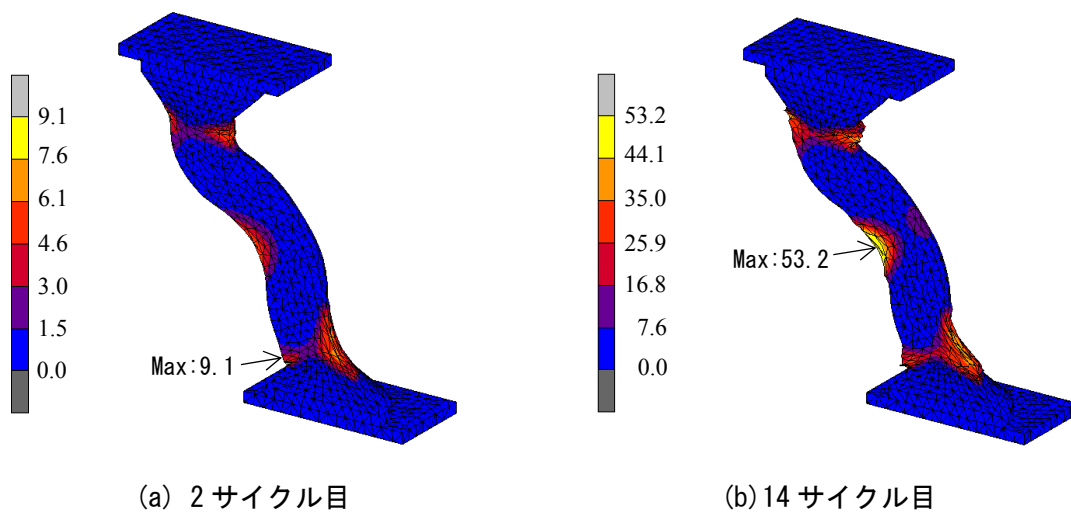


図 5.72 変形 400mm 時の相当塑性ひずみ分布

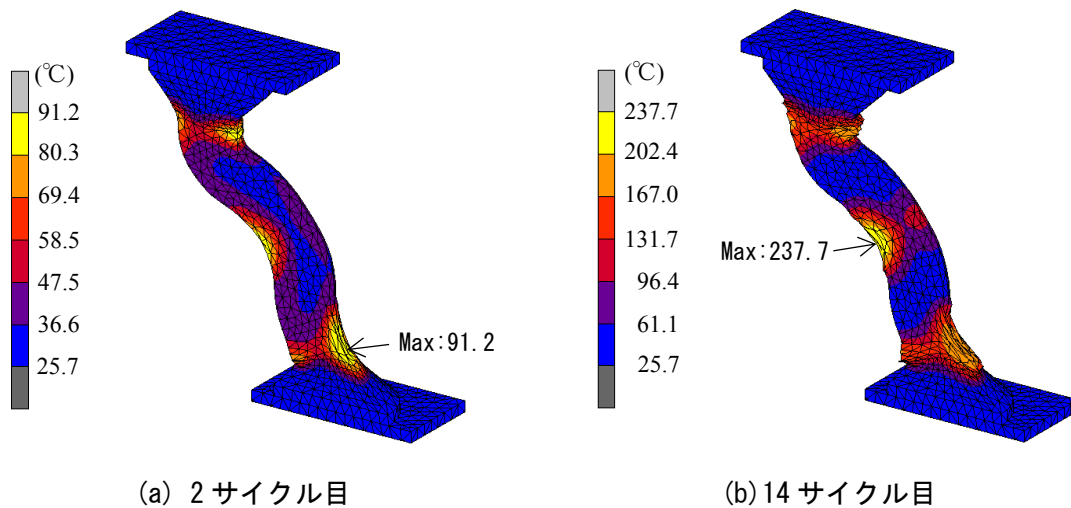


図 5.73 変形 400mm 時の温度分布

Model B を用いた振幅 400mm の解析結果において、変形 400mm 時の相当塑性ひずみ分布、温度分布を図 5.72 および 5.73 に示す。相当塑性ひずみの大きい部位は鉛屈曲部の上下端および高さ中央位置のくびれの内側であった。相当塑性ひずみの大きな部位は温度が高くなっている。2 サイクル目では鉛屈曲部の下端が最も相当塑性ひずみが大きく、温度も同様の部位で高くなる。14 サイクル目では鉛の高さ中央位置のくびれ内側にて相当塑性ひずみおよび温度が最も高くなり、最高温度は 238°C となった。14 サイクル目の鉛屈曲部上下端の形状が鋸状となっており、2 サイクル目の形状とは異なる。繰返し加力による最高温度位置の移動は、繰返し回数の増加に伴う上記のメッシュ形状の変化が一因として挙げられる。振幅 400mm の相当塑性ひずみ速度は屈曲部下端の塑性ひずみ集中部位にて最も高くなり、2 サイクル目では 3.2(1/s) であった。

3 章で示した鉛ダンパーの実大実験で用いた長周期地震動の免震層応答変位を U2426 ダン

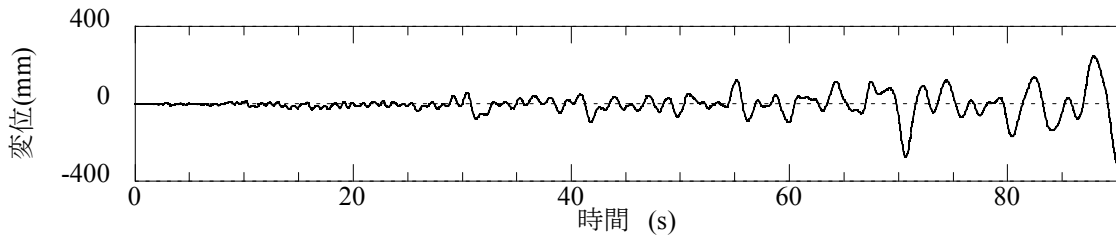


図 5.74 長周期地震動応答波加力 変位波形

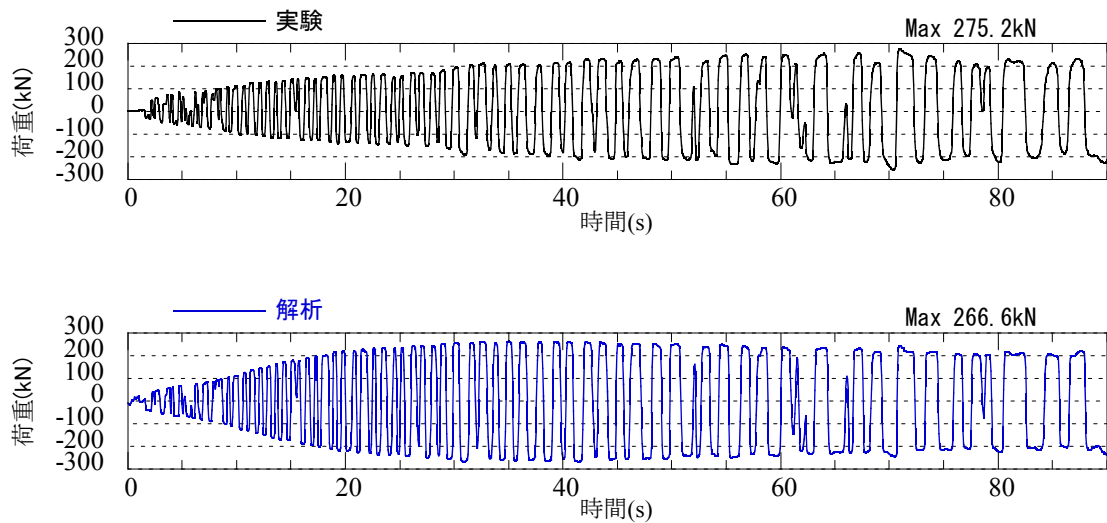
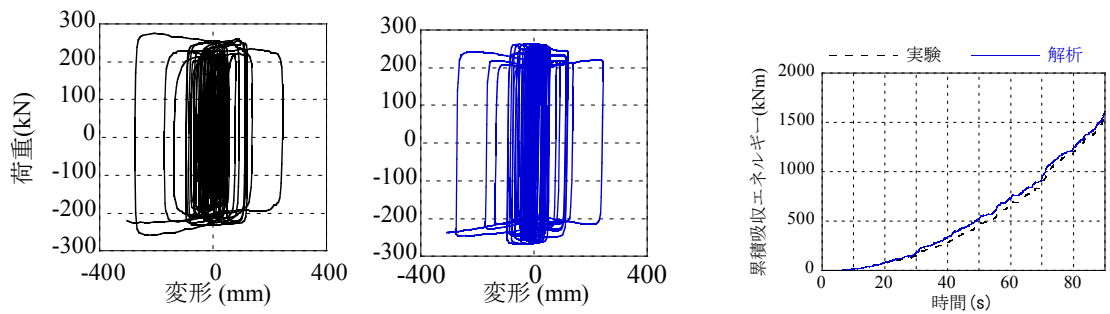


図 5.75 長周期地震動応答波加力 荷重時刻歴



(a) 実験結果

(b) 解析結果

図 5.77 長周期地震動応答波加力

図 5.76 長周期地震動応答波加力 荷重変形関係

累積吸収エネルギー時刻歴

パーの解析モデルへ入力した。入力した免震層変位の時刻歴を図 5.74 に示す。鉛の構成則は Model B を用いた。荷重時刻歴、荷重変形関係を図 5.75 および図 5.76 にそれぞれ示す。時間とともに荷重が増加するものの、ある程度で増加は頭打ちとなる傾向が解析でも表現されている。荷重変形関係の形状も実験と解析で類似しており、最大荷重は実験値に対して-3%であった。累積吸収エネルギーを図 5.77 に示す。解析のエネルギーの増加は実験結果とよい対応を示し、解析終了時の実験結果との誤差は+2%であった。

鉛せん断試験体の繰返し加力実験結果を模擬した鉛の構成則と実大鉛ダンパーの繰返し加力実験結果を模擬した鉛の構成則は異なる。この一因として、せん断卓越型と曲げ卓越型における鉛の多軸応力場の違いによる影響が考えられるが、本研究では鉛せん断試験体および鉛ダンパーの挙動を統一的に表現できる鉛の構成則の提案には至っておらず、これは今後の課題である。

5.4 まとめ

5章では、繰返し変形が作用する鉛のせん断試験体および免震用鉛ダンパーに対して3次元有限要素法による熱・力学連成解析を実施した。実験結果と解析結果を比較し、熱・力学連成解析による応答評価手法の有効性を検証した。

加力中における鉛内部の温度変化を把握するために、熱電対を埋設した純鉛のせん断試験体を作成した。せん断試験体に繰返し変形加力および地震応答波加力を実施し、繰返しによる荷重の変化、および鉛の温度変化を計測した。

本研究では2種類の鉛の構成則モデルを提案した。一つは金属の動的再結晶に特徴的な応力ひずみ関係を模擬しうるモデルであり、もう一つは金属の繰返し変形挙動を表現する際に用いられるChabocheモデルである。上記の2つのモデルに対して、温度依存性およびひずみ速度依存性を表現するモデルを新たに提案した。提案した構成則モデルを用い3次元有限要素法による熱・力学連成解析を実施した。

せん断試験のシミュレーションでは、鉛の構成則として動的再結晶モデルを用いた場合に実験結果と整合した。正弦波繰返し加力における鉛内部の温度上昇ならびに温度上昇に伴う荷重低下を表現できた。地震応答波加力では変形が大きくなった後の荷重は実験と同様な荷重推移となった。また、鉛の形状変化も実験と解析で同様な傾向を示した。

免震用鉛ダンパーの繰返し変形時挙動に対するシミュレーションでは、寸法の異なる2種類のダンパーを解析対象とした。Chabocheモデルによる鉛の構成則を用いた熱・力学連成解析によるシミュレーションは、いずれのダンパーともに実大実験結果の荷重履歴および吸収エネルギーを高精度に模擬できた。

参考文献

- 1) 本間友規, 竹中康雄, 近藤明洋, 高岡栄治, 引田真規子, 北村春幸, 仲村崇仁: 大振幅繰り返し変形を受ける積層ゴム支承の熱・力学的連成挙動に関する研究, その9~その11, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-2, pp.397-402, 2008.9
- 2) 本田栞, 菊地優, 石井建, 中南滋樹, 安永亮, 福田滋夫: 錫プラグ入り積層ゴムの熱・力学連成挙動解析, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-2, pp. 911-912, 2017.7
- 3) 松田昭博, Rene de Borst: 免震・制振デバイスに用いられる鉛材料を対象とした熱力学的な有限要素解析-鉛のひずみ速度と温度依存性を考慮した構成式の提案-, 電力中央研究所報告, 2006.6
- 4) 安田高明, 高山峯夫, 森田慶子: 免震構造用鉛ダンパーの有限要素解析, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-2, pp. 679-680, 2000.9
- 5) 高山峯夫, 森田慶子: 免震構造用 U180 型鉛ダンパーの限界性能, 日本建築学会技術報告集, No.3, pp.48-52, 1996.12
- 6) 国土交通省: 超高層建築物等における南海トラフ沿いの巨大地震による長周期地震動への対策案について, 2015.12
- 7) 牧正志, 田村今男: 動的再結晶の組織的特徴および静的再結晶との比較, 鉄と鋼, vol.70, No.15, pp.2073-2080, 1984
- 8) 日本鋳業協会 鉛亜鉛需要開発センター: 鉛ハンドブック改訂版, 2014.3
- 9) Akira Yanagida, Jishan Liu, Jun Yanagimoto: Flow Curve Determination for Metal under Dynamic Recrystallization Using Inverse Analysis, Materials Transactions, vol.44, No.11, pp.2303-2310, 2003
- 10) 池永雅良, 増田耕一, 藤田隆史: 鉛の力学的特性, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-1, pp.265-266, 2000.7
- 11) Chaboche, J. L.: On some modifications of kinematic hardening to improve the description of ratchetting effects, International Journal of Plasticity, vol. 7, pp. 661-678, 1991
- 12) 山田嘉昭: コンピュータによる構造工学講座 II-2-A 塑性・粘弾塑性, 培風館, 1972.5
- 13) 日本機械学会: 伝熱工学資料改訂第5版, 2009.5
- 14) Mayu Muramatsu, Motomichi Koyama, Ikumu Watanabe: Tensile Testing with Cyclic Strain Holding to Analyze Dynamic Recrystallization of Pure Lead, Advances in Materials Science and Engineering, vol.2014, ID 498674, 2014
- 15) 北村春幸: 性能設計のための建築振動解析入門 第二版, 彰国社, 2009.4
- 16) 日本免震構造協会: 免震部材標準品リスト 2009, 2009.10
- 17) 高山峯夫, 森田慶子, 柏木栄介, 安藤勝利: 鉛ダンパーの取り付け部に作用する軸力と曲げモーメントに関する研究, 日本建築学会九州支部研究報告, 第45号, pp.509-512, 2006.3
- 18) 林訓裕, 足立幸郎, 坂本直太, 五十嵐晃, 党紀, 大谷修, 下池利孝: ゴム支承の損傷メカニズムに関する基礎的検証, 土木学会論文集 A1, vol.71, No.4, pp.I_525-I_536, 2015

- 19) 森田慶子, 高山峯夫, 安藤勝利: U型鉛ダンパーの降伏耐力に関する考察(その1) 変位・速度依存性について, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-2, pp.729-730, 1996.9
- 20) 平澤光春, 大山秀美, 三山剛史: 鉛による制振ダンパーの研究, 日本建築学会大会学術梗概集, B-1, pp. 633-638, 1989.9
- 21) 柏木栄介, 寺本隆幸, 村上勝英, 石井正人: 巨大地震発生時の鉛ダンパー温度分布評価, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-2, pp.1049-1050, 2007.8

6章 結 論

6.1 研究の総括

6.2 今後の研究課題

6.3 結語

6章 結論

6.1 研究の総括

1章では、本研究の背景と目的を示すとともに、本研究に関連する既往の研究をまとめた。背景と目的では、長周期地震動による免震用鉛ダンパーの力学特性への影響の懸念、ならびに長周期地震動をうける鉛ダンパーを用いた免震建物の安全性の検証法構築にむけた研究の必要性を述べた。

2章では、鉛ダンパーを用いた免震建物で使用されることが多い天然ゴム系積層ゴムについて直径 1300mm の実大および直径 500mm の縮小試験体による一定面圧および変動面圧時の水平せん断試験を実施した。また、天然ゴム系積層ゴムの面圧変化によるせん断特性変化を表現しうる並列軸ばねモデルを提案し、せん断実験のシミュレーションを行った。提案モデルは、1次形状係数 44 および 48、2次形状係数 6.4 および 6.9 の G4 天然ゴム系積層ゴムにおいて、引張荷重（平均面圧 1MPa 相当）から圧縮面圧 15MPa まで、せん断ひずみ 300%までの一定面圧せん断試験ならびに変動面圧せん断試験の実験結果の履歴ループを表現することが可能であった。

3章では、時刻歴応答解析において多数回の繰返し変形による影響を考慮可能とする鉛ダンパーの復元力モデルを提案し、その検証を行った。提案した復元力モデルは、鉛ダンパーの繰返し変形による降伏耐力の低下、ならびに降伏耐力の振幅依存性を表現できることに特色がある。提案した解析モデルは、実大鉛ダンパーの漸増正弦波加振結果だけでなく、長周期・長時間地震動を入力地震動とした免震構造の地震応答解析にて得られた免震層変位を強制変位として得られた実大鉛ダンパーの荷重時刻歴を精度よく表現できた。

4章では、2章で提案した天然ゴム系積層ゴムの復元力モデルおよび3章で提案した鉛ダンパーの復元力モデルを用いて、鉛ダンパーを用いた免震建物の長周期地震動に対する応答評価を行った。鉛ダンパーを用いた免震建物では鋼材ダンパーも併用される場合があるため、鋼材ダンパーも併用する免震建物も応答評価の対象とした。応答評価手法は、時刻歴応答解析時に解析途中時々刻々とダンパーの繰返し変形による荷重変化を考慮する詳細法だけでなく、簡易応答評価法も用いた。簡易応答評価法は、まずダンパーの繰返し変形による特性変化を非考慮とした解析を実施し、その解析結果から多数回繰返し変形による荷重低下を見込んで低減したダンパー荷重を用いて再解析を行う。簡易応答評価法は、応答解析中の時々刻々の繰返し変形によるダンパーの特性変動を考慮しないため既往の応答解析プログラムになじみやすく、詳細法と比較してより多くの技術者が利用しやすい手法である。1回目の解析終了時の累積吸収エネルギーおよび累積変形量を用いてダンパーの荷重低減を行う簡易応答評価法は、繰返し依存性を時々刻々と評価した解析結果に対して免震層最大変位および鉛ダンパー、鋼材ダンパーの累積疲労損傷度を概ね安全側に評価した。簡易応答評価法で求めた上部建物の最大層せん断力係

数および最大絶対加速度は詳細法による応答評価結果よりも小さく評価されるケースが多く、詳細法に対して危険側の評価となる場合があることに注意が必要である。

5章では、繰返し変形が作用する鉛のせん断試験体および免震用鉛ダンパーに対して3次元有限要素法による熱・力学連成解析を実施した。熱・力学連成解析のために、温度およびひずみ速度依存性を考慮した鉛の構成則を提案した。せん断試験のシミュレーションでは、正弦波繰返し加力における鉛内部の温度上昇ならびに温度上昇に伴う荷重低下を表現できた。地震応答波加力では変形が大きくなった後の荷重は実験と同様な荷重推移となった。また、鉛の形状変化も実験と解析で同様な傾向を示した。免震用鉛ダンパーの繰返し変形時挙動に対するシミュレーションでは、寸法の異なる2種類のダンパーを解析対象とした。熱・力学連成解析によるシミュレーションは、いずれのダンパーともに実大実験結果の荷重履歴および吸収エネルギーを高精度に模擬でき、評価手法の有用性を示した。

6.2 今後の研究課題

本論文では、鉛ダンパーを用いた免震建物の長周期地震動に対する安全性の検証手法の確立を目的として、免震用鉛ダンパーの繰返し変形による力学挙動評価および鉛ダンパーを用いた免震建物で使用されることが多い天然ゴム系積層ゴムの挙動評価に関する研究成果をまとめたものである。時刻歴応答解析にむけての復元力モデルを提案し、熱・力学連成解析による高精度な鉛ダンパーの繰返し変形時の挙動評価を行ったが、いくつかの課題も残されている。本研究で明らかになった課題を以下に示す。

天然ゴム系積層ゴムの解析モデルでは、圧縮面圧 30MPa においてせん断ひずみ 300%を超えた時に見られる履歴ループの膨らみやハードニング特性を完全に表現しきれなかった。免震建物の極限挙動評価にむけ高面圧・大変形時特性まで表現可能なモデルの構築・見直しは今後の課題である。

免震用鉛ダンパーの解析モデルは、繰返し変形による力学特性変動を評価可能であるが、本研究で実施した地震応答波以外の強制変位加振試験結果の検証、水平 2 方向加力試験結果との検証、ならびに水平 2 方向加力に対応可能な解析モデルの構築が課題として挙げられる。また、U180 ダンパーへのモデルの適用拡大、さらには余震に対する安全性評価のためにも断続加振後の荷重回復および残存性能の評価についても今後の課題である。

免震用鉛ダンパーの繰返し変形による力学特性変動を評価する復元力モデルにより、長周期地震動に対する時々刻々のダンパーの力学特性変動を考慮した鉛ダンパーを用いた免震建物の地震応答評価が可能となった。簡易応答評価法では、種々の解析ケースによりさらにデータの蓄積を行い、その妥当性を検証していくことが望まれる。簡易応答評価法を用いた安全性の検証において、上部構造の適切な安全率の設定や応答値の割増が課題となる。

鉛の熱・力学連成解析においては、鉛ダンパーの繰返し変形による荷重履歴や吸収エネルギーを高精度に評価できたが、今回のモデル検証に用いた加力条件とは別の条件、例えば鉛ダンパーの鉛部くびれ直交方向や水平 2 方向加力試験結果との検証が必要である。繰返し数の増加とともに鉛の一部に塑性ひずみが集中し、ひずみ集中部位の大きなメッシュ形状変化のために計算は終了した。さらに大きな形状変化まで追跡可能な解析手法の開発は今後の課題である。鉛せん断試験体と鉛ダンパーの挙動を両方ともに表現可能とする統一的な鉛の構成則の構築も課題である。また、鉛の低サイクル疲労特性の把握とともに、熱・力学連成解析とあわせて疲労損傷を表現しうる解析手法の構築は現象のさらなる忠実な表現に向けた解析評価を行う上での課題となる。さらに高精度な免震建物の応答評価に向け、免震建物の地震応答解析への熱・力学連成解析の組み込みも課題である。

6.3 結語

長周期構造物への影響が危惧される長周期地震動に対し、鉛ダンパーを用いた免震建物の安全性の検証手法を確立するため、免震用鉛ダンパーの多数回繰返し変形による力学挙動評価、および鉛ダンパーを用いた免震建物で使用されることが多い天然ゴム系積層ゴムの挙動評価について実験的および解析的研究を行った。

その結果、天然ゴム系積層ゴムならびに鉛ダンパーの復元力モデルを構築し、長周期地震動に対する鉛ダンパーを用いた免震建物の地震応答解析において、鉛ダンパーの多数回繰返し変形による力学特性変動による影響を考慮した評価を可能とした。また、温度またはひずみ速度依存性を表現した鉛の構成則を提案し、3次元有限要素法を用いた熱・力学連成解析により鉛ダンパーの繰返し変形による力学挙動を高精度で表現可能とした。

関連発表論文リスト

審査付き論文

- 1) 西村拓也, 山本祥江, 黒澤到, 菊地優, 甲斐芳郎, 仲村崇仁: 天然ゴム系積層ゴムの水平鉛直同時加力時の大変形挙動特性に関する研究, 構造工学論文集, vol.55B, pp. 517-525, 2009.3
- 2) 西村拓也, 中西啓二, 飯場正紀, 菊地優: 多数回繰返し加力による変動を考慮した免震用鉛ダンパーの復元力モデルに関する研究, 日本建築学会構造系論文集, No. 711, pp. 735-743, 2015.5
- 3) 西村拓也, 熊谷仁志, 菊地優: 鉛の繰返し载荷による熱・力学連成挙動評価に関する研究, 構造工学論文集, vol.64B, pp. 333-344, 2018.3

口頭発表ほか

- 1) 西村拓也, 中西啓二, 高山峯夫, 菊地優, 飯場正紀: 長周期地震動に対する免震部材の多数回繰返し実験: その 7:鉛ダンパー, 日本建築学会大会学術梗概集, B-2, 構造 II, pp.667-668, 2011.7
- 2) 西村拓也, 中西啓二, 高山峯夫, 古橋剛, 菊地優, 飯場正紀: 長周期地震動に対する免震部材のモデル化と免震建築物の応答評価: その 5: 鉛ダンパーのモデル化と地震応答解析, 日本建築学会大会学術梗概集, B-2, 構造 II, pp.383-384, 2012.9
- 3) 西村拓也, 古橋剛, 菊地優, 飯場正紀: 長周期地震動に対する免震建築物の簡易応答評価法: その 2:高減衰積層ゴムおよび鉛ダンパー, 日本建築学会大会学術梗概集, B-2, 構造 II, pp.767-768, 2013.8
- 4) 西村拓也, 猿田正明, 半澤徹也, 古橋剛, 菊地優, 飯場正紀: 加速度応答スペクトルを用いた長周期地震動に対する免震建物の応答評価: その 4:天然ゴム系積層ゴムと鉛ダンパーの組合せによる免震システムに関する検討, 日本建築学会大会学術梗概集, B-2, 構造 II, pp.591-592, 2014.9
- 5) 西村拓也, 菊地優, 飯場正紀: 鉛ダンパーの多数回繰返し荷重による特性変動を考慮した免震建物の地震応答解析, 日本建築学会大会学術梗概集, B-2, 構造 II, pp.571-572, 2016.8

謝辞

本論文は、著者が清水建設株式会社入社以来携わってきた免震構造の研究開発のうち、免震用鉛ダンパーに関して行った研究をとりまとめたものであります。

北海道大学教授 菊地優博士には、長い間にわたり御指導を賜り、また本論文のとりまとめに際しましても多くの御助言をいただき、完成に導いていただきました。ここに心より感謝申し上げます。

北海道大学教授 飯場正紀博士、同教授 蟹江俊仁博士には、本論文の審査に際し適切な御指導と貴重な御意見をいただきました。ここに深く御礼申し上げます。

清水建設株式会社 専務執行役員 技術研究所長 石川裕博士、清水建設株式会社 技術研究所 安全安心技術センター長 福喜多輝博士、同 安全安心技術センター原子力構造グループ長 神野靖夫氏より本論文の完成にむけて十分な環境を与えていただき、御配慮いただきましたことを深く感謝いたします。

鉛ダンパーに関する研究の遂行にあたっては、清水建設株式会社 技術研究所 安全安心技術センター 上席研究員 熊谷仁志博士、岡山理科大学教授 中西啓二博士より多くの御指導ならびに御協力をいただきました。ここに記して謝意を表します。

本論文の内容の一部は、国土交通省平成 22～24 年度建築基準整備促進事業「27-3 長周期地震動に対する免震建築物の安全性検証方法に関する検討」で実施された内容の一部です。一般社団法人日本免震構造協会内に設置された委員会傘下の免震部材実験 WG ならびに建物応答評価 WG にて本論文の内容の一部について御審議をいただきました。委員各位に謹んで謝意を表します。

愛知工業大学耐震実験センターの関係各位より免震用鉛ダンパーの加振実験への御協力をいただきました。ここに記して謝意を表します。

住友金属鉱山シボレックス株式会社 免制震材料部長 安永亮氏より免震用鉛ダンパーの貴重な試験データを御提供いただきました。ここに深く感謝申し上げます。

本研究の遂行に際し、清水建設株式会社 技術研究所 安全安心技術センター 地震動グループ長 宮腰淳一博士、同 安全安心技術センター 副主任研究員 小槻祥江博士、同 主任研究員 渡辺宏一博士、同 研究員 田中栄次氏、同 金田知晃氏、技術研究所 エネルギー技術センター長 沼田茂生博士、コーポレート企画室 副室長 金子美香博士、株式会社大崎総合研究所 社長 佐藤俊明博士、同 研究部長 吉田一博博士、島根大学教授 中村豊博士、元清水建設株式会社 猿田正明博士をはじめ多数の皆様に御協力をいただきました。ここに心より御礼申し上げます。

高知工科大学教授 甲斐芳郎博士、清水建設株式会社 原子力・火力本部 設計部長 黒澤到氏には天然ゴム系積層ゴムの挙動評価に関する研究を進める上での御指導および御協力をいただきました。ここに深謝申し上げます。

最後に、論文完成までの長きにわたり、協力と励ましをくれた家族に感謝いたします。