



Title	鉛入り積層ゴムの熱・力学的連成挙動を考慮した免震建築物の応答評価に関する研究
Author(s)	近藤, 明洋
Degree Grantor	北海道大学
Degree Name	博士(工学)
Dissertation Number	甲第15625号
Issue Date	2023-09-25
DOI	https://doi.org/10.14943/doctoral.k15625
Doc URL	https://hdl.handle.net/2115/90863
Type	doctoral thesis
File Information	Akihiro_Kondo.pdf



鉛入り積層ゴムの熱・力学的連成挙動を考慮した
免震建築物の応答評価に関する研究

Earthquake Response Evaluation of Seismically Isolated Buildings
Considering Thermal-Mechanical Coupled Behavior of Lead Rubber
Bearings

2023年9月

北海道大学大学院工学院 建築都市空間デザイン専攻
構造制御学研究室

近藤 明洋

論文要旨

南海トラフ地震や相模トラフ地震に代表されるような海溝型地震では震源域近傍や震源から遠く離れた大都市圏でいわゆる長周期地震動の発生が懸念されている。この地震動は周期 4~6 秒程度の成分に通常設計で相当されているレベルより大きな振幅を有し、継続時間が長いことが示されており、大振幅・長周期・長時間地震動であると言える。

構造物を長周期化して耐震安全性を確保しようとする免震建築物の建物応答は想定される大振幅・長周期・長時間地震動の下では免震部材の繰返し変形下での特性変化により設計で想定しているより大きくなることが懸念されている。

免震建築物に主要な免震部材として採用されている鉛入り積層ゴムは、水平剛性要素と減衰要素を有する機能複合型であり、地震による入力エネルギーを鉛プラグの塑性変形による履歴減衰により吸収している。吸収された地震エネルギーは鉛プラグ材の熱エネルギーに変換されるが、鉛プラグ部分での発熱量がプラグ周囲への逸散量より大きいと、鉛プラグの温度が上昇することになる。鉛は金属の中でも比較的融点が低いいため、鉛プラグの温度上昇によって鉛の降伏応力が低下することが予測される。巨大地震の際に予測される大振幅・長周期・長時間地震動においては、周期が長く、大振幅の揺れが長時間にわたって継続するため、鉛プラグの温度が地震継続時間中に上昇し、鉛プラグ積層ゴムとしての減衰性能が低下することになる。これらの現象が生じると、免震建築物の最大応答変位が増加して、擁壁への衝突や積層ゴムの限界変形を超える可能性があることが指摘されている。

本研究では、免震建築物に用いられている鉛入り積層ゴムを対象として、多数回繰返し変形を受けた場合の力学的特性変化現象の把握と鉛入り積層ゴムの力学的特性変化を考慮した免震建築物の応答評価法を構築し、その応答評価法を設計段階で用いることを目的としている。

第1章「はじめに」では、まず本研究の背景と目的について述べた。鉛入り積層ゴムの熱的挙動と力学的挙動が相互に影響を与え合う連成作用を「鉛入り積層ゴムの熱・力学連成挙動」としてとらえ、その挙動を把握することの必要性を述べた。

次に鉛入り積層ゴムの熱・力学連成挙動に関する既往の研究を概観し、主な成果を整理するとともに、既往の研究では明らかにされていない項目について述べた。

第2章「動的加振実験による熱・力学的連成挙動の解明」では、鉛入り積層ゴムに繰返し変形を与えた加振実験について述べた。加振実験では、鉛入り積層ゴムの実大サイズを装置径 1000mm (ϕ 1000) として、1/2 (ϕ 500), 1/4 (ϕ 255) の縮小試験体での実験を実施し、装置サイズの違う積層ゴムについて熱・力学的連成挙動の違いについて考察した。本挙動には装置サイズの影響があり、相似則が成立することを把握した。また、鉛入り積層ゴムの降伏耐力が同一で、鉛プラグの配置が異なる単一プラグの場合と分散プラグの場合について、特性変化の違いを把握し、特性変化には鉛プラグの温度上昇に寄与する熱エネルギーの影響があることを明らかにした。更に、大型振動台を用いて水平2方向加振実験を実施し、鉛プ

ラグ入り積層ゴムの繰返し変形下での特性変化は 2 方向同時加振により入力エネルギー（吸収エネルギー）は大きくなるものの、1 方向加振時の特性変化と同様であることを確認した。

第 3 章「熱・力学的連成挙動の解析的検討」では、第 2 章で行った加振実験結果をシミュレートする解析手法を提案した。解析手法は鉛入り積層ゴムの熱伝導解析と特性評価を並行して実施する手法である。熱伝導解析は第 4 章の検討で用いる地震応答解析法に適用することを見据えて、有限要素法（FEM）解析ではなく差分法を用いた手法とした。本手法による解析はいわゆるマクロモデルによる解析と位置付けられるので、解析モデルの要素分割などの解析手法の妥当性は非定常熱伝導問題の解析解により検証した。提案した解析手法により第 2 章の実験結果のうち、装置サイズや正弦波加振、地震応答波加振などの加振条件の違い、鉛プラグが単一プラグか分散プラグかの鉛プラグの配置の違い、また加振方向が 1 方向か 2 方向かなどの種々の解析対象条件、加振条件による実験結果をシミュレートできることを示した。

第 4 章「熱・力学的連成挙動を考慮した免震建築物の地震応答評価法」では、第 3 章で示した実験結果をシミュレートできる解析手法を免震建築物の地震応答評価法である時刻歴応答解析に拡張し、設計的観点から免震建築物における鉛プラグ入り積層ゴムの熱・力学連成挙動の影響を評価できる解析手法を示した。解析手法は、熱伝導解析と時刻歴地震応答解析とを併用する詳細応答評価法、通常応答解析を実施し、その結果から鉛入り積層ゴムの特性変化を考慮し、あらかじめ特性を変化させたパラメータを用いて応答評価を実施する簡易応答評価法、詳細応答評価法のように熱伝導解析は実施しないものの、鉛入り積層ゴムの特性変化を積層ゴムサイズや鉛プラグの温度上昇に寄与するエネルギー割合を考慮した特性変化式を定義し、その特性を用いて時刻歴地震応答解析で時々刻々特性を変化させて応答評価する手法である準詳細応答評価法を提案した。

詳細応答評価法と簡易応答評価法による応答結果を比較・考察し、免震層最大応答変位について簡易応答評価法による評価結果が必ずしも安全側とはならないケースがあること、また過大に安全側に評価するケースがあることを示した。これらは簡易応答評価法では免震層特性の経時変化を考慮できず、入力地震動の経時的な卓越周期の影響を考慮できないため生じる違いであることを明らかにした。

また、詳細応答評価法と準詳細応答評価法による結果は鉛入り積層ゴムの特性変化が適切に設定されればほぼ同じ結果が得られることを示した。

更に、詳細応答評価法による応答評価結果を考察する中で、検討対象とする入力地震動の特性検討評価手法から、ランニング応答スペクトル応答評価法を提案し、免震層の応答最大変位について詳細応答評価法と同じ結果が得られることを示した。

第 5 章「結論」では、本論文の成果をまとめ、対象とした問題に対して今後の展望について述べた。

謝辞

最初に、本学位論文を執筆するにあたり、指導教員および主査としてご指導いただきました、北海道大学大学院工学研究院教授 菊地優博士に深く感謝の意を表します。

また、本学位論文の審査においては、菊地博士ならびに北海道大学大学院工学研究院教授 岡崎太一郎博士、同准教授 高井伸雄博士には、副査として鋭いご指摘と論文としてまとめるにあたってのご指導をいただきました。ここに深く感謝の意を表します。

本研究の端緒は平成 18, 19 年文部科学省科学研究費補助金（基盤研究（B）課題番号 18360271：研究代表者 竹中康雄）での助成を得た研究となります。

第 2 章にてまとめた動的加振実験による熱・力学的連成挙動の解明ではその際に実施した鉛入り積層ゴムの加振実験をもとにまとめました。当時の共同研究者としてプロジェクトに参画いただいた、現在 東京理科大学特任副学長 北村春幸博士には貴重なご意見とご指導をいただき研究を進めることができました。また、鹿島建設の竹中康雄氏には研究全般でご指導いただき、高岡栄治博士、引田真規子氏には特に、加振実験の計画、実施において多大なるご協力いただき、ここに深く感謝の意を表します。

また、鉛入り積層ゴムの加振実験結果は国土交通省建築基準整備促進事業「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」（平成 23～25 年度）で実施した実験結果を使用させていただきました。小職が鹿島建設への入社以来、小堀研究室、建築設計本部において、このような社内、社外のプロジェクトに参画させていただく機会を得、大変恵まれた環境で研究を行えたことに非常に感謝しております。

第 3 章にてまとめた熱・力学連成挙動の解析的検討や第 4 章の熱・力学連成挙動を考慮した免震建築物の地震応答評価法において、本論文で扱っている現象での実験結果のシミュレーション解析のプログラム開発や地震応答解析に用いる社内保有プログラムへの組み込みにおいては鹿島建設の故吉川和秀氏、兵頭陽氏に多大なるご協力をいただきました。ここに深く感謝の意を表します。

第 5 章をまとめるにあたっては、鹿島建設建築設計本部構造設計統括先進技術グループの栗野治彦博士をはじめ、グループ員の皆様から貴重な意見をいただきました。優秀な上司・同僚に恵まれたことは大きな財産になっております。

最後に、本研究を進めるにあたり、ご支援くださった全ての方々に心より感謝の意を表します。これからも免震構造の研究開発、普及に少しでも貢献できるように取り組んでいきたいと考えております。

私的なことではありますが大学、大学院での高等教育の機会を与えていただいた両親と支えてくれた家族に心から感謝いたします。

2023 年 9 月 近藤 明洋

関連発表論文等

【査読論文】

- (1) 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 年 12 月
- (2) 近藤 明洋, 竹中康雄, 高岡栄治, 引田真規子, 兵頭陽, 北村春幸: 鉛入り積層ゴムの熱・力学的連成挙動を考慮した応答解析法, 日本建築学会構造系論文集, 第 83 巻, 第 753 号, pp1595-1605, 2018 年 11 月
- (3) 近藤明洋, 菊地優: 鉛入り積層ゴムの熱・力学的連成挙動を考慮した免震建物の地震時応答評価に関する研究, 日本建築学会構造系論文集第 88 巻, 第 804 号, pp211-222、2023 年 2 月

【英語論文】

- (1) Akihiro Kondo, Yasuo Takenaka, Eiji Takaoka, Makiko Hikita, Yo Hyodo, Haruyuki Kitamura: Heat-Mechanics Interaction Behavior of Lead Rubber Bearings for Seismic Base Isolation under Large and Cyclic Lateral Deformation, Part 1: Dynamic Loading Test of LRB and Development of Analytical Method, SMiRT 20-Division V, Paper 1839, 20th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT 20), Espoo, Finland, August 9-14, 2009
- (2) Akihiro KONDO, Yasuo TAKENAKA, Eiji TAKAOKA, Makiko HIKITA, Yo HYODO, Haruyuki KITAMURA: HEAT-MECHANICS INTERACTION BEHAVIOR OF LEAD RUBBER BEARING UNDER LARGE AND CYCLIC LATERAL DEFORMATION, SI-12, International Symposium on Seismic Response Controlled Buildings for Sustainable Society, Tokyo, Sep. 16-17, 2009
- (3) Akihiro KONDO, Makiko HIKITA, Jun TAGAMI, Yasuo TAKENAKA, Tomoki YAGUCHI, Mineo TAKAYAMA, Eiji SATO, Masanori IIBA: Study on Multi-cyclic Characteristics of Devices for Seismic Isolation against Long-Period Earthquake Motions (Multi-cyclic Loading Experiment of Full-scale Lead Rubber Bearing), 13th World Conference on Seismic Isolation, Energy Dissipation and Active Vibration Control of Structures - commemorating JSSI 20th Anniversary -, September 24-27 2013 Sendai Japan

【発表】

学術講演（2007年以降）

- (1) 近藤明洋, 竹中康雄, 高岡栄治, 引田真規子, 北村春幸, 本間友規: 大振幅繰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6 加振実験相互比較による分析と積層ゴム健全性, 日本建築学会学術講演梗概集(九州), B-2, pp. 877-878, 2007.8
- (2) 近藤明洋, 竹中康雄, 高岡栄治, 引田真規子, 北村春幸, 宮崎充: 大振幅繰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10 鉛入り積層ゴムにおける鉛温度～降伏応力関係の提案, 日本建築学会学術講演梗概集(中国), B-2, pp. 399-400, 2008.9
- (3) 近藤明洋, 本間友規, 竹中康雄, 北村春幸: 大振幅繰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12 LRBの温度上昇を考慮した免震建物の地震応答性状, 日本建築学会学術講演梗概集(東北), B-2, pp. 831-832, 2009.8
- (4) 近藤明洋, 竹中康雄, 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1: 鉛プラグ入り積層ゴムの地震応答解析), 日本建築学会学術講演梗概集(東海), pp. 375-376, 2012.9
- (5) 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(その1: 鉛プラグ入り積層ゴム), 日本建築学会学術講演梗概集(北海道), pp. 765-766, 2013.8
- (6) 竹中康雄, 近藤明洋, 引田真規子, 梶原浩一, 田原健一, 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5: 鉛プラグ入り積層ゴム実験結果の分析およびシミュレーション解析), 日本建築学会学術講演梗概集(北海道), pp. 343-344, 2013.8
- (7) 近藤明洋, 竹中康雄, 矢口友貴, 古橋剛, 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2: 鉛プラグ入り積層ゴムを用いた免震システムに関する検討), 日本建築学会学術講演梗概集(近畿), pp. 587-588, 2014.9
- (8) 近藤明洋, 竹中康雄, 北村春幸: 鉛プラグ入り積層ゴムの長周期地震動下における耐力低下率の予測, 日本建築学会学術講演梗概集(九州), pp. 569-570, 2016.8
- (9) 近藤明洋: 鉛プラグ入り積層ゴムを用いた免震建物の長周期地震動下における応答評価, 日本建築学会学術講演梗概集(中国), pp. 863-864, 2017.8
- (10) 近藤明洋: 鉛プラグ入り積層ゴムを用いた免震建物応答に影響を与える地震動特性の抽出, 日本建築学会学術講演梗概集(北陸), pp. 153-154, 2019.9

目 次

論文要旨	i
謝辞	iii
関連発表論文等	iv
目次	vi

第1章 はじめに

1.1 研究の背景	1
1.2 既往の研究	2
1.3 研究の目的と方法	5
第1章の参考文献	6

第2章 動的加振実験による熱・力学的連成挙動の解明

2.1 第2章の概要	8
2.2 鉛入り積層ゴムの動的加振実験	9
2.2.1 装置サイズをパラメータとした加振実験	9
2.2.2 鉛プラグ本数をパラメータとした加振実験	41
2.2.3 大型振動台による加振実験	64
2.3 エネルギー吸収量の観点から評価した特性変化	104
2.4 第2章のまとめ	107
第2章の参考文献	108

第3章 熱・力学的連成挙動の解析的検討

3.1 第3章の概要	110
3.2 熱伝導解析手法の構築	111
3.2.1 FEM解析による積層ゴム各部温度の評価	111
3.2.2 差分法による熱伝導解析手法の構築	119
3.3 熱伝導解析モデルの設定	122
3.3.1 熱伝導解析モデルの設定	122
3.3.2 要素分割に関する検討	123
3.4 変位入力加振時の応答解析手法	126
3.4.1 鉛温度～鉛降伏応力関係の設定	126
3.4.2 力学的特性評価法	129
3.4.3 熱・力学連成挙動評価法における提案式の影響評価	133

3.5	提案解析手法の妥当性の検証	139
3.5.1	装置サイズをパラメータとした加振実験のシミュレーション解析	139
3.5.2	鉛プラグ本数をパラメータとした加振実験のシミュレーション解析	145
3.5.3	2方向加振実験のシミュレーション解析	152
3.6	第3章のまとめ	162
	第3章の参考文献	163
第4章 熱・力学的連成挙動を考慮した免震建築物の地震応答評価法		
4.1	第4章の概要	164
4.2	詳細応答評価法	166
4.2.1	詳細応答評価法の概要	166
4.2.2	詳細応答評価法による応答評価結果	168
4.2.3	詳細応答評価法による応答評価の考察	173
4.3	簡易応答評価法	175
4.4	詳細応答解析法と簡易応答評価法による応答評価結果の比較検討・考察	177
4.5	準詳細応答評価法	186
4.5.1	準詳細応答評価法の概要	186
4.5.2	準詳細応答評価法に用いる関係式の検討	187
4.5.3	準詳細応答評価法による応答評価結果	194
4.6	ランニング応答スペクトル応答評価法	195
4.7	第4章のまとめ	197
	第4章の参考文献	198
第5章 結論		
5.1	研究の総括	199
5.2	今後の展望	199

第1章 はじめに

1.1 研究の背景

東海地震、東南海地震、南海地震等に代表される巨大海溝型地震の際に震源域近傍や震源域から離れた大都市圏において予測されている長周期地震動としては南海トラフ全体を1つの領域として考え、この領域では大局的に100~200年で繰り返し地震が起きていると仮定して、地震発生の可能性が評価されている。その発生確率は地震の規模がM8~M9クラスとして30年以内に、70~80%であると指摘されている¹⁻¹⁾。

南海トラフ地震に代表されるような海溝型地震の震源域近傍における地震動、更にその際に遠く離れた大都市圏で懸念されるいわゆる長周期地震動は、最近の地震観測と予測研究から、大きな振幅の揺れやそれが長時間継続する2点で免震構造にとっても従来考えられていたよりも厳しい揺れとなる可能性がある。ここでいう長周期地震動は免震建築物の1次固有周期として一般的に設定される周期4秒程度以上に設計で想定しているレベルより大きなパワーを有する地震動とであり、大振幅長周期地震動として位置づけられる。大振幅長周期地震動を受けた免震建築物に設置されている免震部材は、動的に多数回大振幅繰返し変形を受けることになるが、その場合の免震部材の限界挙動には熱的挙動が影響することになる。減衰機能を有する免震部材は地震エネルギーを吸収し免震建築物の揺れを小さくするが、吸収したエネルギーが熱エネルギーに変換され免震部材自体が発熱・温度上昇するので、これに伴う減衰特性の劣化とそれに伴う免震建築物の揺れの増大あるいは免震部材の損傷が懸念される。

本研究論文で研究対象とした鉛入り積層ゴム (Lead Rubber Bearing 以下 LRB) は積層ゴムの中心部分に鉛プラグが挿入されており、免震部材としての地震エネルギー吸収は鉛プラグの塑性変形によりなされる。鉛プラグの塑性変形により吸収したエネルギーは鉛プラグの温度上昇に費やされる。鉛プラグの温度上昇の影響は鉛の降伏応力、すなわちLRBとしての降伏耐力の低下をもたらすことになる。鉛はほかの金属と比較してその融点は327℃で比較的low、比熱も比較的小さいため、鉛プラグの温度上昇の影響はLRBの特性に大きな影響を与える。

本研究論文では、LRBの熱的挙動と力学的挙動の両者およびその連成作用を「鉛入り積層ゴムの熱・力学連成挙動」としてとらえ、その挙動を解明すべく、LRBの変位入力加振による動的加振実験、熱伝導解析・地震応答解析を連成して実施する解析法の開発を行った。更に開発された地震応答解析法を用いて、LRBが繰返し変形を受けた際の特性変化が免震建築物の応答に与える影響を評価した。本研究の成果は、既存免震建築物の長周期地震動に対する安全性評価や新築の防災拠点となるような免震建築物の設計に活かすことができるものである。

1.2 既往の研究

LRB の特性が繰返し変形を与えた場合に特性が変化する現象は、人見ら¹⁻²⁾や高山¹⁻³⁾らによって実験的に挙動把握をした結果が報告されている。対象とした試験体サイズは、人見らはφ500 サイズ、高山らはφ300 サイズでいずれも縮小サイズである。

また、仲村らにより強風下での風応答による長時間の変位加振実験結果が報告されている¹⁻⁴⁾。対象とした LRB サイズはこの実験でも φ500 程度である。

西澤らによる報告では、縮小サイズである LRB φ250 を対象として鉛直面圧 15N/mm² のもとで、LRB のせん断ひずみ 250%、加振振動数 0.3Hz、繰返し回数 50 回の変位加振実験が実施されており、加振回数の増加に伴い LRB の 2 次剛性 K_d は大きくは変化しないものの、降伏荷重特性値 Q_d の値は低下する現象が報告されている¹⁻⁵⁾。

実大サイズと考えられる φ1000 を対象とした河内山¹⁻⁶⁾らの実験では地震応答波のみの加振が実施されている。

以上より既往の研究においては、積層ゴムの種類やスケール効果、加振条件などに着目した系統的な実験は行われておらず、積層ゴム内部の温度上昇による力学的特性への影響については十分把握されていなかった。

LRB の装置サイズや加振条件を種々変えて系統的に実施された変位入力による加振実験については筆者らの研究グループにより報告されている¹⁻⁷⁾。

この報告では LRB の積層ゴムサイズとして φ1000 を実大として、1/2 サイズの φ510、1/4 サイズの φ255 を対象として、正弦波加振や地震応答波加振が実施されており、LRB の特性変化に関してスケール効果があり、相似則が成り立つことが示されている。

LRB の繰返し変形下での特性変化については、湯川ら^{1-8), 1-9)}や和氣ら¹⁻¹⁰⁾により研究報告がなされている。

湯川らによる研究では鉛入り積層ゴム φ500 を対象として繰返し加力試験、地震応答波加力試験及び実験結果の再現解析を実施している。加力試験時に鉛入り積層ゴム内部に配置した熱電対での温度計測結果より各部の熱エネルギー評価や発熱量と履歴特性の関係を整理し、鉛プラグの履歴特性は、発熱範囲の平均温度と本研究論文の筆者らの既往の提案式から妥当な評価が可能であることを示している。また水平方向に線形限ひずみ相当の繰返し変形を、鉛直方向に引張領域と圧縮領域を横断する繰返し変形を与えた同時加力試験結果より、従来実験により確認されていぬ熱・荷重状態における鉛入り積層ゴムの健全性確認範囲を拡充している。

和氣らによる研究では天然ゴム系積層ゴム、鉛入り積層ゴム φ500、φ250 を対象とした実験により、鉛プラグ中心温度、ひずみ速度による鉛プラグ降伏応力度の評価式を提案している。また鉛プラグ温度を算出する解析手法として定熱流速解析と差分法の二通りの解析手法により有限要素法などによるより簡便に同等な解析が可能となることを示している。

上記の研究によって、LRB 自体の特性変化については明らかにされつつある。

LRB を適用した免震建築物の設計的観点から重要な点は、LRB 自体の特性変化が免震建築物の応答にどのような影響を与えるかという点である。LRB の鉛プラグの温度上昇により、降伏荷重特性値が低下した場合には LRB の履歴吸収エネルギー性能の低下をもたらすことになり、入力地震動の特性によっては免震層の最大応答水平変位が従来想定していた値より大きくなるのが懸念される。最悪の場合は LRB の限界変形を超えたり、免震層の応答変位が免震建築物の免震クリアランス以上となったりして、擁壁への衝突が生じることが懸念される。

LRB の特性変化を考慮した免震建築物の応答評価では、筆者らの研究グループでの検討が研究の端緒となっている¹⁻¹¹⁾。

Takayama らは LRB ϕ 225 の実験結果より吸収エネルギーと降伏荷重特性値の関係を定式化し、その特性変化を用いて地震応答解析を実施している¹⁻¹²⁾。吸収エネルギーと降伏荷重特性値の関係を定式化では、LRB の繰返し変形による加振実験より LRB のエネルギー吸収量と鉛降伏応力の関係を定式化しているが、その関係式は実験に用いた LRB の装置サイズや鉛プラグ径に限定される。このため、装置サイズ、鉛プラグ径や本数の影響を考慮できる評価手法の開発が必要である。

小槻らは繰返し変形による熱劣化を考慮可能な解析モデルとして LRB ϕ 800 の実験結果から鉛プラグ温度と降伏せん断応力度の実験式を提案し、鉛プラグ温度上昇に寄与する有効エネルギーを評価しており¹⁻¹³⁾、他サイズへの適用にあたっては相似則を適用してゴム断面積で縮尺した時間刻みによる解析を提案している。この手法によれば免震建築物に用いられているのが 1 つのサイズの LRB の場合は適用が可能であるが、複数サイズの LRB が混在する場合や、複数の鉛プラグが配置された LRB の場合には適用できない。

村松らは太径鉛入り積層ゴムの繰返し加振実験を実施し、熱伝導解析と力学的評価を並行したシミュレーション解析により実験結果の再現を試みている¹⁻¹⁴⁾。

Kalpakidis らは鉛降伏応力を温度の関数とし、温度については累積変位量から求められるエネルギーを換算することにより求め¹⁻¹⁵⁾、装置サイズの影響については装置外径、鉛プラグ径、装置高さが相似な装置に対して時間刻みを相似則の 2 乗で考慮して評価している¹⁻¹⁶⁾。装置サイズを考慮できる既往研究においては加振実験を実施したサイズと相似である LRB の特性については解析評価法が適用できるものの、鉛プラグ太さ（径）の影響や鉛プラグ配置（本数）の違いを表現することはできない。

その後、筆者らのグループにより提案された検討手法を用いて、国土交通省基準整備事業により免震建築物の応答についての影響評価が実施されている¹⁻¹⁷⁾。

以上のように、LRB の繰返し変形下での特性変化については、様々な装置サイズを対象とした加振実験が実施されており、LRB 自体の特性変化評価や LRB の特性変化を考慮した免震建築物の応答評価が実施されているが、それらの中で十分検討がなされていないと考えられる以下の点を本研究論文における研究課題と設定する。

1. LRB の繰返し変形下における特性変化の把握. 特に LRB の特性変化は鉛プラグの温度上昇に起因するため装置サイズ, 鉛プラグ径, 鉛プラグ本数 (配置) や加振条件を考慮した特性把握が必要.
2. LRB の特性変化について, 加振実験から得られた特性の考察と特性変化を追跡できる評価方法が必要.
3. 免震建築物の応答評価に際しては LRB の特性変化が免震建築物の応答に与える影響を評価できる解析手法が必要. また, 免震建築物に応答に与える影響は免震建築物の特性だけでなく, 入力地震動の特性も影響するため, それらの系統的な評価が必要. 応答評価方法については詳細応答評価法だけでなく, 簡易応答評価法や準詳細応答評価法が提案されているが, それらの手法を用いた応答結果についての比較検討が必要.

1.3 研究の目的と方法

前節で示した研究課題に対して、

課題1については第2章「動的加振実験による熱・力学的連成挙動の解明」において実施された実験結果とその考察を示す。加振実験はアクチュエータによる変位入力加振による実験と、大型振動台を用いた加振実験結果を示した。実験結果の考察を通じた挙動の把握についての考察を述べる。

課題2については第3章「熱・力学的連成挙動の解析的検討」において第2章で示した加振実験結果を解析的に評価する手法について示す。実験結果をシミュレートする解析手法は熱伝導解析と応答評価とを並行して実施する手法であり、熱伝導解析には比較的簡易なモデルを用いた差分法とし、その解析精度についての検証を示す。実験結果と解析結果とを比較することにより鉛入り積層ゴムの耐力低下を追跡する手法としての妥当性を示す。また本解析手法を様々な装置サイズ、鉛プラグ配置、加振条件に適用し汎用性の高い解析手法であることを示す。

課題3について第4章「熱・力学的連成挙動を考慮した免震建築物の地震応答評価法」において熱伝導解析と時刻歴地震応答解析とを並行して実施する詳細応答評価法について示す。また、一般的にLRBの特性変化を考慮した応答評価として用いられている簡易応答評価法の評価精度の検証を実施する。また、あらたに提案したLRBの特性変化式を用いて時刻歴応答解析により応答評価を実施する、準詳細応答評価法での評価結果を示す。詳細応答評価法と簡易応答評価法による検討を実施した際に得られた知見から、ランニング応答スペクトル法による応答評価法を提案する。

第 1 章の参考文献

- 1-1) https://www.jishin.go.jp/regional_seismicity/rs_kaiko/k_nankai/
(2023. 5. 1 閲覧)
- 1-2) 人見泰義, 加治木茂明, 荒井芳和:鉛プラグ入り積層ゴムの速度依存性と繰り返し依存性, 日本建築学会学術講演梗概集 (九州), B-2, pp. 543-544, 1998. 9
- 1-3) 高山峯夫, 森田慶子:鉛プラグ型積層ゴムの圧縮面圧下における限界変形能力, 日本建築学会技術報告集, 第 19 号, pp. 57-62, 2002. 12
- 1-4) 仲村崇仁, 池永雅良, 河内山修, 竹中康雄, 鈴木雅靖, 吉川和秀:高層免震建物の風応答における LRB の健全性に関する研究 (その 1、その 2), 日本建築学会学術講演梗概集 (東海), B-2, pp. 489-492, 2003. 9
- 1-5) 西澤崇雄, 山本裕, 川口澄夫, 金子修平:鉛プラグ入り積層ゴムの繰り返し加振実験報告, 日本建築学会学術講演梗概集 (北海道), B-2, pp. 445-446, 2004. 8
- 1-6) 河内山修, 仲村崇仁, 宮崎充, 竹中康雄, 山本裕:長周期地震動を想定した LRB1000 の内部温度特性確認実験～地震応答波の 1/1 スケール加振実験～, 日本建築学会学術講演梗概集 (関東), B-2, pp. 603-604, 2006. 9
- 1-7) 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
- 1-8) 湯川正貴, 稲葉学, 竹内義高, 古橋 剛, 仲村崇仁, 内藤伸幸:繰返し加力による発熱を考慮した鉛プラグ入り積層ゴムの応答性状, 日本建築学会構造系論文集, 第 83 巻, 第 745 号, pp. 385-395, 2018
- 1-9) 湯川正貴, 稲葉学, 竹内義高, 古橋剛, 森隆浩, 内藤伸幸:繰返し加力による発熱を考慮した鉛プラグ入り積層ゴムの応答性状 (その 2), 熱・力学連成解析における放熱影響のモデル化, 日本建築学会構造系論文集, 第 85 巻, 第 770 号, pp. 485-495, 2020
- 1-10) 和氣知貴, 菊地優, 石井建, 黒嶋洋平, 仲村崇仁:繰返し加力を受ける鉛プラグ入り積層ゴム支承の降伏荷重評価法に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 83 巻, 第 750 号, pp. 1105-1115, 2018
- 1-11) 本間友規他 5 名:大振幅繰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 4), 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-2, pp. 873-874, 2007. 8
- 1-12) Mineo Takayama, et al.: Durability of Rubber Isolators by Long-Duration Ground Motion due to Large Earthquakes, 14th World Conference on Earthquake Engineering, Oct12-17, 2008, Beijing, China
- 1-13) 小槻祥江他 3 名: 多数回繰返し変形による特性変動を考慮した鉛プラグ入り積層ゴムの復元力モデルの構築その 5: 水平二方向と熱劣化を考慮した解析モデル, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-2, pp. 349-350, 2016. 8

- 1-14) 村松晃次他 6名:太径鉛プラグ入り積層ゴム支承の繰返し載荷試験, 日本建築学会
技術報告集, 第22巻, 第52号, pp.987-992, 2016.10
- 1-15) Ioannis V. Kalpakidis et al: Modeling strength degradation in lead-rubber
bearings under earthquake shaking, EARTHQUAKE ENGINEERING AND STRUCTURAL
DYNAMICS 39, 1533-1549, September 2010
- 1-16) Ioannis V. Kalpakidis et al: Principles of scaling and similarity for
testing of lead-rubber bearings, EARTHQUAKE ENGINEERING AND STRUCTURAL
DYNAMICS 39, 1551-1568, September 2010
- 1-17) 飯場正紀他: 建築研究所資料 No. 170, 免震部材の多数回繰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, 国立研究開発法人 建築研究所, 2016. 4

第2章 動的加振実験による熱・力学的連成挙動の解明

2.1 第2章の概要

第2章では LRB の繰返し変形下での特性変化を評価するために実施した動的加振実験結果を示す。動的加振実験はアクチュエータを用いた変位入力による加振実験として、装置サイズをパラメータとした加振実験および鉛プラグ本数をパラメータとした加振実験と、(独)防災科学技術研究所・兵庫県工学研究センターの大型振動台（以下 E-ディフェンス）による加振実験を実施した。

2.2 鉛入り積層ゴムの動的加振実験

2.2.1 装置サイズをパラメータとした加振実験

本節では、鉛入り積層ゴム(LRB)の動的加振実験について述べる

既往の研究において、鉛入り積層ゴムを対象として LRB の特性が繰返し変形を与えた場合に特性が変化する現象は、人見ら²⁻¹⁾や高山ら²⁻²⁾、仲村ら²⁻³⁾、西澤ら²⁻⁴⁾で実施された実験により確認されている。ただし、それぞれの実験での試験体サイズは、人見らは $\phi 500$ 、高山らは $\phi 300$ 、仲村らは $\phi 500$ 、西澤らは $\phi 250$ である。いずれの実験においても装置サイズは縮小サイズの LRB を用いており、更には装置サイズの影響を比較した実験とはなっていない。

実大サイズと考えられる $\phi 1000$ を対象とした河内山²⁻⁵⁾らの実験では地震応答波のみの加振が実施されている。この加振実験では正弦波加振の加振周期や加振振幅などの加振条件などを変えた実験は実施されていない。

また、湯川ら^{2-6),2-7)}や和氣ら²⁻⁸⁾により LRB に繰返し変形を与えた実験についての研究報告がなされており、湯川らでは LRB $\phi 500$ を対象として、繰返し加振実験、地震応答波加振実験が、和氣らでは LRB $\phi 500$ 、 $\phi 250$ を対象としているが、実大サイズ相当の $\phi 1000$ サイズ程度での試験は実施されていない。

鉛入り積層ゴムを対象として柳らにより繰返し変形を与えた加振実験が行われている²⁻⁹⁾。対象とした試験体は $\phi 700$ で、鉛プラグ径が $\phi 100$ 、 $\phi 140$ の 2 種類である。

LRB の繰返し変形下での特性変動は様々な加振実験により確認されているように LRB のエネルギー吸収に伴う、鉛プラグの温度上昇による影響が大きい。このような熱伝導現象が関連する挙動は装置サイズに代表されるスケール効果が見られることから、本項では装置サイズをパラメータとして実施した動的加振実験について示す。また、加力条件についても正弦波加振により定常波として、加振周期や加振振幅をパラメータとして繰返し変形を与えた場合、地震応答波加振により非定常波として繰返し変形を与えた場合の試験結果についても示す。

なお、本実験は平成 18, 19 年度文部科学省科学研究費補助金（基盤研究（B）課題番号 18360271、研究代表者：竹中康雄）の事業の中で実施された。

2.2.1.1 実験計画

(1) 試験体概要

実験対象は鉛入り積層ゴム（LRB）とした。試験体は、基本形状として設定した直径1000mm、ゴム総厚200mmの実大試験体並びにこれをスケール効果の確認を目的として1/2～1/4に縮尺した縮小試験体を用いた。縮小試験体の形状については、積層ゴムの熱容量や熱伝導の性質を変化させないため、中間鋼板の厚さなど積層ゴム各部の縮尺率が一律になるように配慮した。表2.2-1に試験体の諸元を示す。

表 2.2-1 試験体諸元

積層ゴム種別	鉛入り積層ゴム		
ゴム種	天然ゴム系 G0.4		
縮尺	実大 1/1	縮小 1/2	縮小 1/4
外径 D (mm)	1000	510	255
鉛径 (mm)	200	102	51
ゴム1層厚 t (mm)	8	4.08	2.04
ゴム層数	25	25	25
ゴム総厚 h (mm)	200	102	51
中間鋼板厚 (mm)	4.3	2.2	1.1
1次形状係数 $S_1=D/4t$	31	31	31
2次形状係数 $S_2=D/h$	5	5	5

図2.2-1に積層ゴム内部の温度計測位置を示す。温度は熱電対により計測し、鉛入り積層ゴムの温度計測点は鉛プラグ内部に3点(P1～P3)、ゴム内部1/2高さ位置に5点(RC1～RC5)、ゴム内部1/4高さ位置に5点(RQ1～RQ5)、鋼製フランジ部に4点(MT1～MT4)の計17点である。

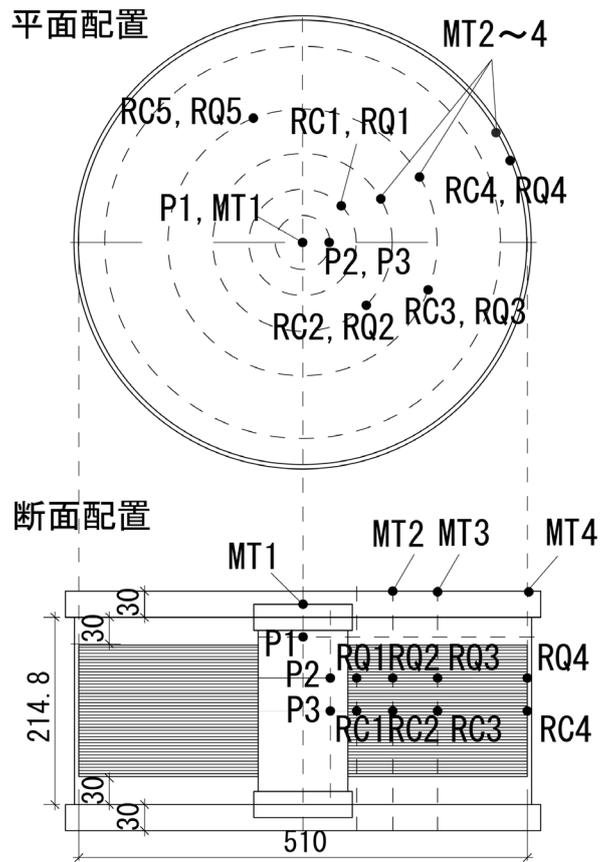


図 2.2-1 積層ゴム内部温度計測位置

(2) 加振実験方法

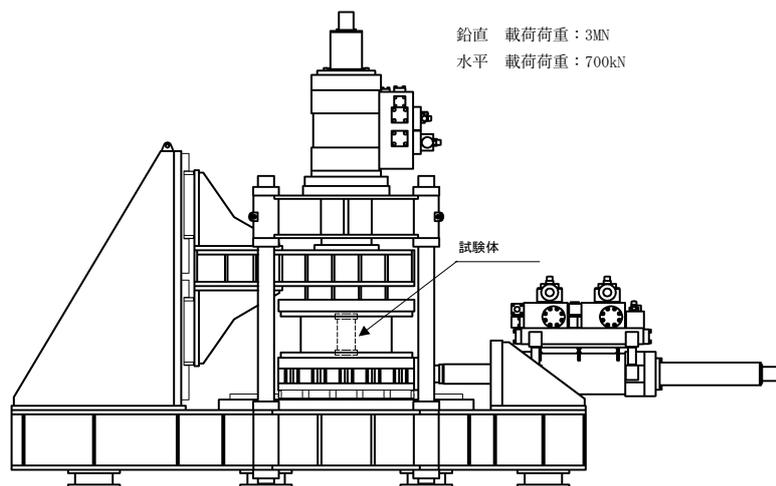
加振実験では、鉛直軸力を一定に保持した状態で水平方向に動的に正弦波又は地震応答波で加力した。鉛直軸力は面圧（鉛直軸力／ゴム断面積）で設定し、実大試験体ではアクチュエータの载荷能力を勘案して 3N/mm^2 、その他の縮尺の試験体では 5N/mm^2 とした。正弦波のパラメータは、加振周期、積層ゴムせん断ひずみ（水平変形／ゴム総厚）、加振繰り返し回数である。地震応答波は、2.2.1.2項で述べる免震建築物の地震応答解析から得られた免震層応答変位波形を用いた。表 2.2-2 に基本加振ケースを示す。各加振実験の前後には、加振周期 100s、最大せん断ひずみ 100%、繰り返し回数 3 サイクルの正弦波による基本特性試験を実施した。

表 2.2-2 基本加振ケース一覧

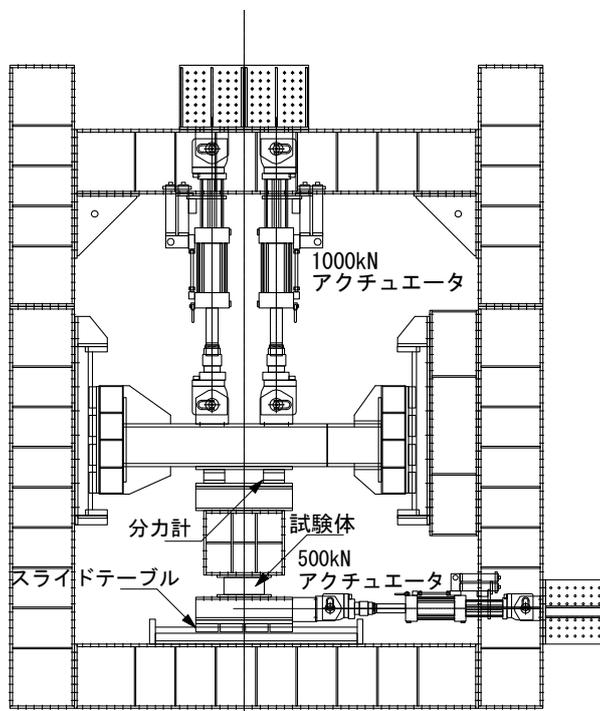
	加振周期(s)	繰り返し回数*	せん断ひずみ(%)
	正弦波加力	3	100
3		50	100
5			
3		100	200
5			
地震応答波加力	地震波名称		せん断ひずみ(%)
	JMA KOBE NS		142
	K-NET TOMAKOMAI NS×1.5		213
	MEXICO SCT1 EW		163
	BCJ-L2		214
	JSCA 告示波		116
	三の丸波 EW		189

*実大試験体での繰り返し回数は加力装置の制約から表中の値よりも少なくしている。(2.2.1.3項参照)

動的加振実験は図 2.2-2 に示す動的二軸（鉛直水平）加振実験装置を用いて，試験体に一定の鉛直面圧を与えつつ，水平方向には繰返し正弦波及び地震応答波の変位を与えて行った．実験時には鉛直軸力、試験体が負担するせん断力及び水平変形を計測した．



(a) 実大試験体実験時載荷装置



(b) 縮尺試験体実験時載荷装置

図 2.2-2 加振実験装置

(3) 積層ゴム履歴特性の評価法

LRB の温度上昇に伴う復元力特性の変化を実験結果から評価する方法を図 2.2-3 に示す。鉛入り積層ゴムでは降伏荷重特性値 Q_d と降伏後剛性 K_d により特性変化の評価を行った。以下に評価式を示す。(式(2.2-1a), 式(2.2-1b))

Q_d : $Q-\delta$ における正負の荷重軸切片の平均値

$$Q_d = \frac{|Q_{d+}| + |Q_{d-}|}{2} \quad (2.2-1a)$$

K_d : $\gamma=50\%$ となる点を結ぶ直線の傾きの平均値

$$K_d = \frac{|K_{d+}| + |K_{d-}|}{2} \quad (2.2-1b)$$

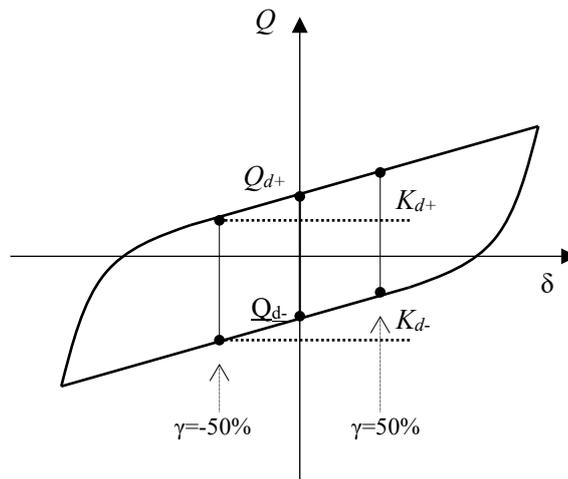


図 2.2-3 LRB 特性の定義

2.2.1.2 予備地震応答解析と地震応答波実験加振波形の選定

動的加振実験のうち、地震応答波加振に用いる加振波形選定の検討結果を以下に示す。

標準とした実大鉛入り積層ゴム（φ1000，鉛プラグ直径20cm，ゴム総厚20cm）において、鉛直面圧を7.5，10.0，15.0 N/mm²に設定し，時刻歴地震応答解析により種々の地震動入力時に免震建物総入力エネルギー量(INPUT E)及びその速度換算値(V_D)と主要動継続時間(T_m)との関係を求め，積層ゴム加振実験における加振条件との比較を行った。

検討に用いた解析モデル諸元を表2.2-3に，主要動継続時間(T_m)の概念を図2.2-4に，入力地震動一覧を表2.2-4に示す。

なお，本予備解析では鉛入り積層ゴムの鉛プラグの温度上昇による特性変化は考慮していない。

表 2.2-3 解析モデル諸元

	Case1	Case2	Case3
設定鉛直面圧(N/mm ²)	7.5	10.0	15.0
重量(kN)	5455	7540	11310
ゴムのみの周期 T_f (sec)	3.9	4.5	5.5
降伏せん断力係数 α_s	0.044	0.033	0.022
等価周期(sec) $\gamma=100\%$	2.9	3.3	4.1

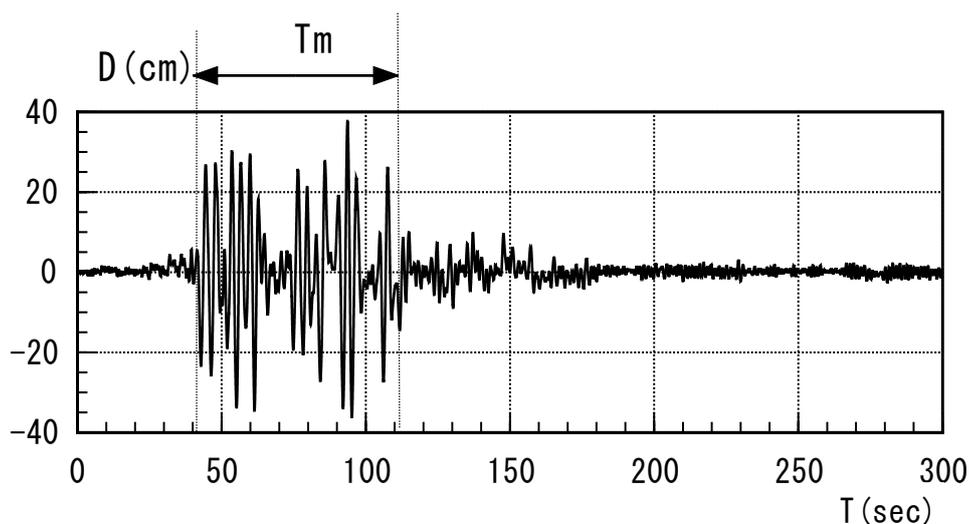


図 2.2-4 免震層変位応答波形（主要動継続時間(T_m)の概念）

表 2.2-4 入力地震動一覧

NO.	略号	分類	備考
1	TS-TOK-NS	日本建築学会 巨大災害 委員会 共通波 地震動 (以下 学会委員会 地震動)	関東 東京・気象庁
2	TS-YKL-NS		みなとみらい
3	KH-SNJ-NS		東海 新宿
4	4 KH-STY-NS		新豊洲
5	KH-YKH-NS		横浜
6	C-SAN-EW		東海・東南海 三の丸
7	A-NST-EW		名古屋駅
8	A-SJB-EW		水上出張所
9	KK-OSA-NS		南海 大阪管区气象台
10	KK-WOS-NS		西大阪
11	HS18-FKS-EW		福島
12	HS18-OSAK005-EW		K-net 大阪
13	HS18-OSKH02-EW		Kik-net 此花
14	JSCA-BL2-1 (HachinoheEW)	JSCA 告示波	JSCA 告示波 (Hachinohe EW 位相)
15	JSCA-BL2-2 (TohokuUniv. NS)		JSCA 告示波 (Tohoku Univ. NS 位相)
16	JSCA-BL2-3 (JMA-KobeNS)		JSCA 告示波 (JMA Kobe NS 位相)
17	JMA KOBE NS	観測波 1	1995 兵庫県南部 神戸海洋気象台 NS
18	FUKIAI NS		葺合 NS
19-1	Knet_TOMAKOMAI NS		2004 十勝沖 K-net 苫小牧 NS
19-2	〃 ×1.5		〃 1.5 倍
19-3	〃 ×2.0		〃 2.0 倍
20	NIG019 EW		2004 新潟県中越 Knet 小千谷 EW
21	MEXICO CDAD	観測波 2	1985 メキシコ地震 CDAD
22	MEXICO SCT		SCT1 S. C.
23	BCJ L2	模擬波	建築センター波 LV2

表 2.2-5(a)～表 2.2-5(c)にそれぞれ面圧が 7.5, 10, 15N/mm² の場合について, 免震層変位(Disp), 総入力エネルギー(INPUT E), 等価速度(V_e), 主要動継続時間(T_m), 鉛プラグを断熱と仮定して求めた上昇温度(Temp)の結果を示す. 表中, 断熱時上昇温度は(入力エネルギー/鉛熱容量)としている.

表 2.2-5(a) 応答解析結果 (鉛直面圧 7.5N/mm² の場合)

		W=(kN) 5654.6	Disp (cm)	INPUT E (kN.m)	V_e (cm/s)	T_m (sec)	Temp (°C)
1	学会委員会 地震動	TS-TOK-NS	7.2	505.0	132.3	55	34.8
2		TS-YKL-NS	10.5	432.2	122.4	30	29.7
3		KH-SNJ-NS	16.7	293.8	100.9	15	20.2
4		KH-STY-NS	8.4	120.8	64.7	25	8.3
5		KH-YKH-NS	15.4	474.1	128.2	40	32.6
6		C-SAN-EW	43.6	3948.0	369.9	105	271.7
7		A-NST-EW	9.2	596.5	143.8	75	41.1
8		A-SJB-EW	21.6	985.2	184.8	60	67.8
9		KK-OSA-NS	7.2	538.6	136.6	75	37.1
10		KK-WOS-NS	7.7	522.7	134.6	155	36.0
11		HS18-FKS-EW	2.3	69.6	49.1	-	4.8
12		HS18-OSAK005-EW	1.7	47.8	40.7	-	3.3
13		HS18-OSKH02-EW	2.0	50.8	41.9	-	3.5
14	JSCA告示波	JSCA-BL2-1(HachinoheEW)	12.5	639.9	148.9	50	44.0
15		JSCA-BL2-2(TohokuUniv.NS)	20.5	510.9	133.1	30	35.2
16		JSCA-BL2-3(JMA-KobeNS)	27.3	303.3	102.5	20	20.9
17	観測波1	JMA KOBE NS	28.4	535.5	136.2	15	36.9
18		FUKIAI NS	80.9	996.4	185.8	20	68.6
19-1		Knet TOMAKOMAI NS	6.1	149.3	71.9	45	10.3
19-2		" × 1.5	12.1	361.0	111.9	60	24.8
19-3		" × 2.0	22.8	896.0	176.2	60	61.7
20		NIG019 EW	26.4	971.6	183.5	25	66.9
21	観測波2	MEXICO CDAD	11.4	379.4	114.7	40	26.1
22		MEXICO SCT	45.9	2026.0	265.0	45	139.4
23	模擬波	BCJ L2	36.6	1608.0	236.1	80	110.7

表 2.2-5(b) 応答解析結果 (鉛直面圧 10.0N/mm² の場合)

		W=(kN) 7539.8	Disp (cm)	INPUT E (kN.m)	Ve (cm/s)	Tm (sec)	Temp (°C)
1	学会委員会 地震動	TS-TOK-NS	7.4	587.9	123.6	50	40.5
2		TS-YKL-NS	13.3	515.5	115.8	30	35.5
3		KH-SNJ-NS	23.2	1049.0	165.1	75	72.2
4		KH-STY-NS	16.1	426.9	105.3	30	29.4
5		KH-YKH-NS	23.2	1040.0	164.4	80	71.6
6		C-SAN-EW	37.7	4457.0	340.4	130	306.8
7		A-NST-EW	11.7	790.1	143.3	90	54.4
8		A-SJB-EW	22.7	1069.0	166.7	70	73.6
9		KK-OSA-NS	13.6	819.2	145.9	45	56.4
10		KK-WOS-NS	9.7	764.2	140.9	140	52.6
11		HS18-FKS-EW	2.8	83.1	46.5	70	5.7
12		HS18-OSAK005-EW	1.8	35.3	30.3	70	2.4
13		HS18-OSKH02-EW	3.9	92.7	49.1	70	6.4
14	JSCA告示波	JSCA-BL2-1(HachinoheEW)	16.6	898.8	152.9	60	61.9
15		JSCA-BL2-2(TohokuUniv.NS)	20.5	623.5	127.3	35	42.9
16		JSCA-BL2-3(JMA-KobeNS)	25.9	387.3	100.3	20	26.7
17	観測波1	JMA KOBE NS	24.4	528.5	117.2	20	36.4
18		FUKIAI NS	81.8	970.9	158.9	10	66.8
19-1		Knet TOMAKOMAI NS	9.2	212.3	74.3	65	14.6
19-2		" × 1.5	20.8	775.0	141.9	65	53.3
19-3		" × 2.0	42.5	1991.0	227.5	60	137.0
20	NIG019 EW	29.9	1019.0	162.8	25	70.1	
21	観測波2	MEXICO CDAD	31.7	2011.0	228.6	50	138.4
22		MEXICO SCT	42.8	2007.0	228.4	50	138.1
23	模擬波	BCJ L2	39.7	1869.0	220.4	80	128.6

表 2.2-5(c) 応答解析結果 (鉛直面圧 15.0N/mm² の場合)

		W=(kN) 11309.7	Disp (cm)	INPUT E (kN.m)	Ve (cm/s)	Tm (sec)	Temp (°C)
1	学会委員会 地震動	TS-TOK-NS	19.2	884.9	123.8	90	60.9
2		TS-YKL-NS	22.7	668.7	107.7	45	46.0
3		KH-SNJ-NS	29.0	1835.0	178.3	90	126.3
4		KH-STY-NS	23.2	1054.0	135.2	85	72.5
5		KH-YKH-NS	31.3	1776.0	175.4	95	122.2
6		C-SAN-EW	35.4	4494.0	279.1	105	309.3
7		A-NST-EW	16.4	1044.0	134.5	105	71.9
8		A-SJB-EW	25.1	1424.0	157.1	95	98.0
9		KK-OSA-NS	19.1	1227.0	145.8	55	84.5
10		KK-WOS-NS	21.5	1598.0	166.4	165	110.0
11		HS18-FKS-EW	14.5	303.6	72.5	-	20.9
12		HS18-OSAK005-EW	3.0	73.0	35.6	-	5.0
13		HS18-OSKH02-EW	13.0	365.2	79.6	-	25.1
14	JSCA告示波	JSCA-BL2-1(HachinoheEW)	23.2	1115.0	139.0	60	76.7
15		JSCA-BL2-2(TohokuUniv.NS)	30.7	900.6	124.9	40	62.0
16		JSCA-BL2-3(JMA-KobeNS)	36.5	563.3	98.8	25	38.8
17	観測波1	JMA KOBE NS	24.1	527.0	95.6	15	36.3
18		FUKIAI NS	76.2	858.1	121.9	20	59.1
19-1		Knet TOMAKOMAI NS	20.9	630.7	104.5	70	43.4
19-2		" × 1.5	42.5	2104.0	191.0	65	144.8
19-3		" × 2.0	79.0	4143.0	268.0	70	285.2
20	NIG019 EW	35.5	1036.0	134.0	30	71.3	
21	観測波2	MEXICO CDAD	50.4	3533.0	247.4	85	243.2
22		MEXICO SCT	32.5	2402.0	204.0	75	165.3
23	模擬波	BCJ L2	42.8	2601.0	212.3	80	179.0

以上の検討結果より、免震層の最大応答変位が大きいケースについて抽出したものを表 2.2-6 に示す。

表 2.2-6 抽出入力地震動一覧

NO.	略号	分類	備考
6	C-SAN-EW	学会委員会 地震動	東海・東南海 三の丸
14	JSCA-BL2-1 (HachinoheEW)	JSCA 告示波	JSCA 告示波 (Hachinohe EW 位相)
17	JMA KOBE NS	観測波 1	1995 兵庫県南部 神戸海洋気象台 NS
18	FUKIAI NS		葺合 NS
19-1	Knet_TOMAKOMAI NS		2004 十勝沖 K-net 苫小牧 NS
19-2	〃 ×1.5		〃 1.5 倍
19-3	〃 ×2.0		〃 2.0 倍
21	MEXICO CDAD	観測波 2	1985 メキシコ地震 CDAD
22	MEXICO SCT		SCT1 S.C.
23	BCJ L2	模擬波	建築センター波 LV2

抽出した地震波についての応答解析結果を入力波毎に表 2. 2-7 に示す。

表 2. 2-7 抽出した入力地震波での応答解析結果

No.		面圧(N/mm ²)		E(kN.m)	Ve(cm/s)	Tm(sec)	Disp(cm)	Vel(cm/s)
6	Case1	7.5	三の丸EW	3948.0	369.9	105	43.6	71.1
	Case2	10.0	三の丸EW	4457.0	340.4	130	37.7	70.2
	Case3	15.0	三の丸EW	4494.0	279.1	150	35.4	71.1
14	Case1	7.5	JSCA告示波(HacEW位相)	639.9	148.9	50	12.5	54.1
	Case2	10.0	JSCA告示波(HacEW位相)	898.8	152.9	60	16.6	53.2
	Case3	15.0	JSCA告示波(HacEW位相)	1115.0	139.0	60	23.2	44.7
17	Case1	7.5	JMA KOBE NS	535.5	136.2	15	28.4	90.6
	Case2	10.0	JMA KOBE NS	528.5	117.2	20	24.4	88.5
	Case3	15.0	JMA KOBE NS	527.0	95.6	15	24.1	85.2
18	Case1	7.5	FUKIAI N330E	996.4	185.8	20	80.9	166.5
	Case2	10.0	FUKIAI N330E	970.9	158.9	10	81.8	169.0
	Case3	15.0	FUKIAI N330E	858.1	121.9	20	76.2	167.7
19-1	Case1	7.5	Knet_TOMAKOMAI NS x1.0	149.3	71.9	45	6.1	12.9
	Case2	10.0	Knet_TOMAKOMAI NS x1.0	212.3	74.3	65	9.2	15.2
	Case3	15.0	Knet_TOMAKOMAI NS x1.0	630.7	104.5	70	20.9	26.8
19-2	Case1	7.5	Knet_TOMAKOMAI NS x1.5	361.0	111.9	60	12.1	22.8
	Case2	10.0	Knet_TOMAKOMAI NS x1.5	775.0	141.9	65	20.8	30.7
	Case3	15.0	Knet_TOMAKOMAI NS x1.5	2104.4	191.0	65	42.5	49.7
19-3	Case1	7.5	Knet_TOMAKOMAI NS x2.0	896.0	176.2	60	22.8	36.4
	Case2	10.0	Knet_TOMAKOMAI NS x2.0	1991.0	227.5	60	42.5	59.7
	Case3	15.0	Knet_TOMAKOMAI NS x2.0	4143.0	268.0	70	79.0	93.6
21	Case1	7.5	MEXICO CDAD	379.4	114.7	40	11.4	28.0
	Case2	10.0	MEXICO CDAD	2011.0	228.6	50	31.7	54.6
	Case3	15.0	MEXICO CDAD	3533.0	247.4	85	50.4	64.6
22	Case1	7.5	MEXICO SCT1	2026.0	265.0	45	45.9	112.4
	Case2	10.0	MEXICO SCT1	2007.0	228.4	50	42.8	96.6
	Case3	15.0	MEXICO SCT1	2402.0	204.0	75	32.5	83.6
23	Case1	7.5	BCJ-L2	1608.0	236.1	80	36.6	69.3
	Case2	10.0	BCJ-L2	1869.0	220.4	80	39.7	71.9
	Case3	15.0	BCJ-L2	2601.0	212.3	80	42.8	75.8

表中、で示した部分は各入力地震波での入力エネルギーが最大となったケースを示す。

更に、動的加振実験に用いるアクチュエータでの加振能力を LRB φ1000 での応答結果に換算すると、応答変位で 50cm 以内、応答速度で 90cm/s 以内であるので、これによる制約を考慮し、抽出したケースを表 2. 2-8 に示す。

表 2. 2-8 抽出した応答解析結果

NO.	面圧(N/mm ²)	入力地震波名称	E(kN.m) 入力エネルギー	Ve(cm/s) 等価速度	Tm(sec) 主要動継続時間	Disp(cm) 最大変位	Vel(cm/s) 最大速度
6	10.0	三の丸EW	4457.0	340.4	105	37.7	70.2
14	15.0	JSCA告示波(HacEW位相)	1115.0	139.0	60	23.2	44.7
17	7.5	JMA KOBE NS	535.5	136.2	15	28.4	90.6
19-2	15.0	Knet_TOMAKOMAI NS x1.5	2104.4	191.0	65	42.5	49.7
21	15.0	MEXICO CDAD	3533.0	247.4	85	50.4	64.6
22	15.0	MEXICO SCT	2402.0	204.0	75	32.5	83.6
23	15.0	BCJ-L2	2601.0	212.3	80	42.8	75.8

以上より、抽出した応答解析結果と正弦波加振との比較を図 2.2-5 に、地震応答波加振に用いた変位波形を図 2.2-6 に示す。

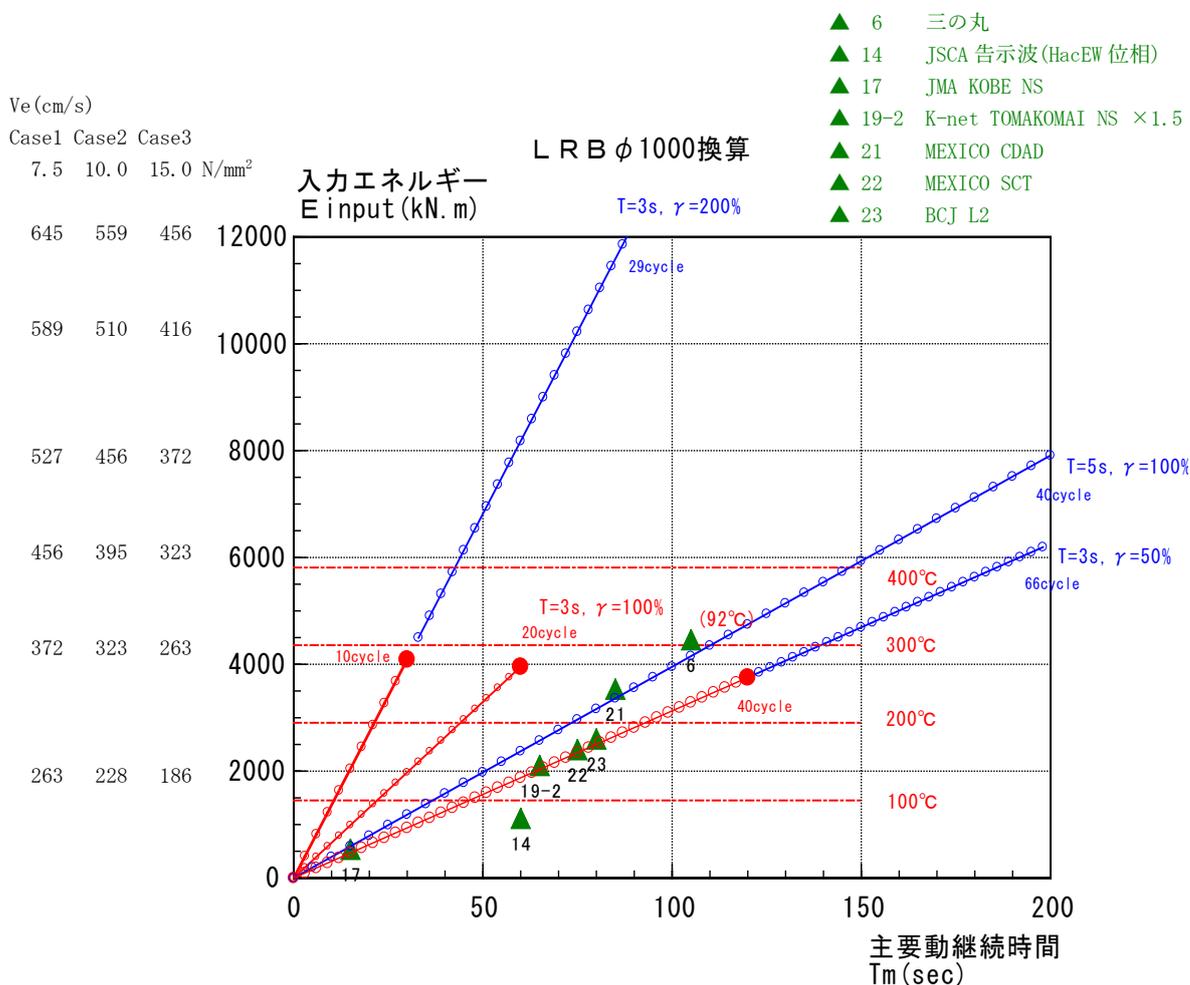


図 2.2-5 応答解析結果と正弦波加振ケースとの比較

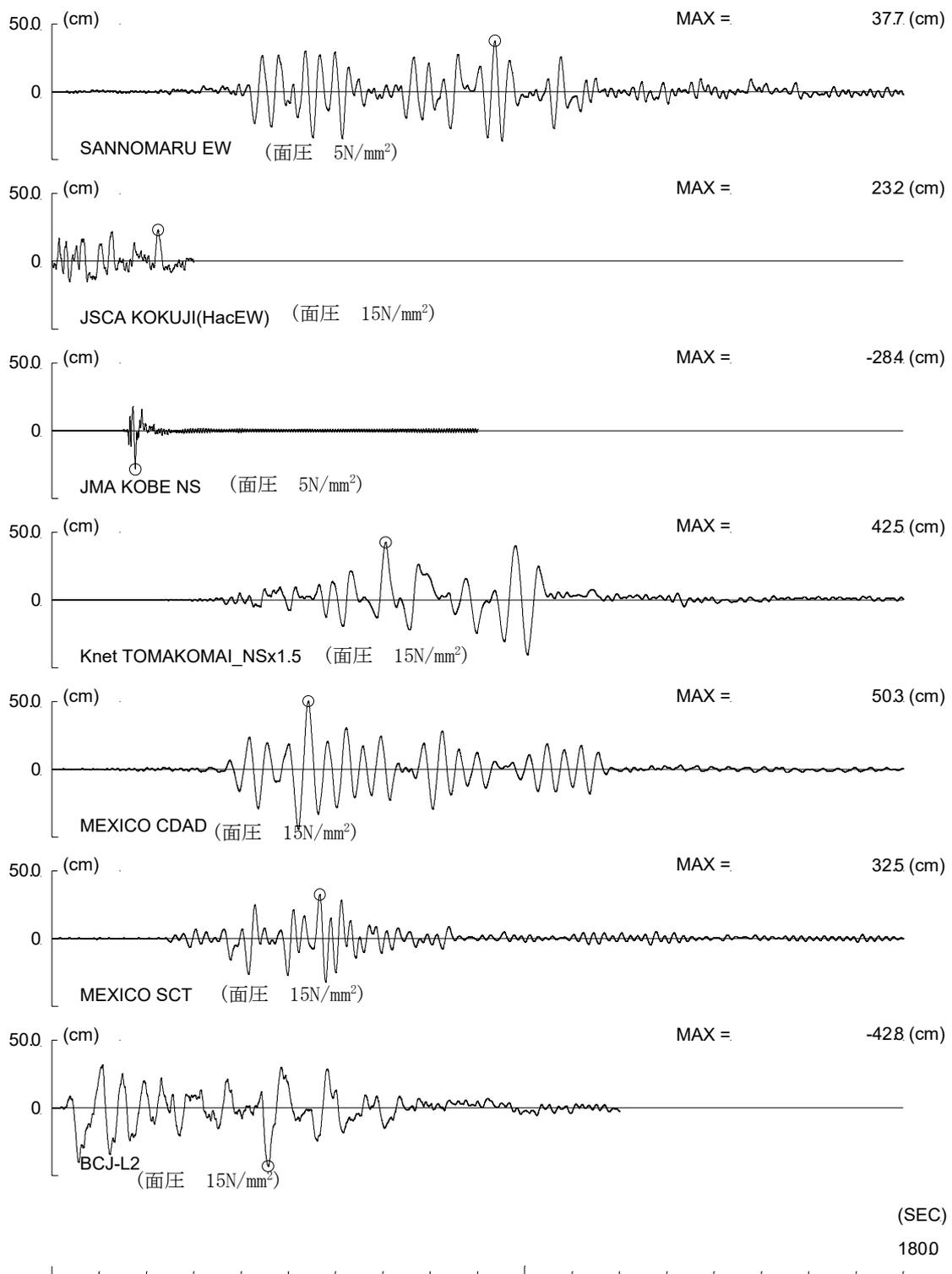


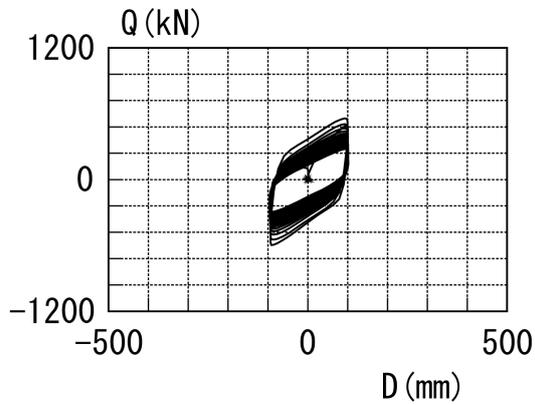
図 2.2-6 地震応答波加振に用いた応答変位波形

2.2.1.3 動的加振実験結果

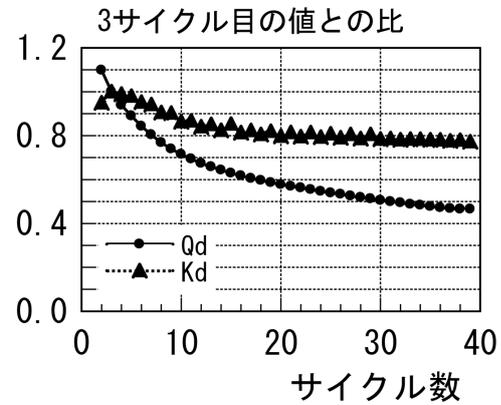
(1) 正弦波加振実験結果

正弦波加振実験結果として図 2.2-7 に LRB ϕ 1000, 図 2.2-8 に LRB ϕ 510, 図 2.2-9 に LRB ϕ 255 の結果を示す. 図中(i)は繰返し変形時の荷重変形関係を, (ii)は降伏荷重特性値 Q_d と 2 次剛性 K_d について加振 3 サイクル目の値に対する変化率を示している. 図中(iii)は鉛部温度(P2,P3)を, (iv)は 積層ゴム部温度を示している.

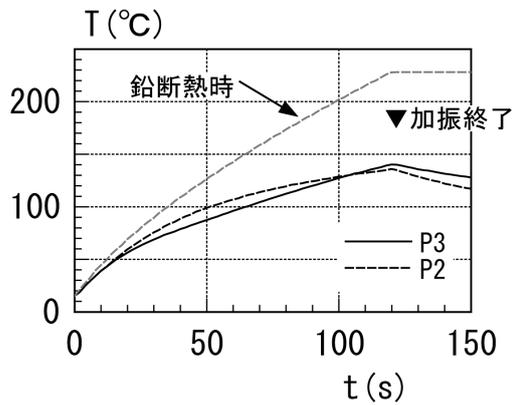
実験結果に着目すると, 繰返し数の増加に伴い荷重変形関係のループ面積が徐々に小さくなっている. ϕ 510, 加振周期 3 秒, $\gamma=100\%$ での実験結果(図 2.2-8(b))を例にとると, Q_d については加振 20 サイクル目までで 3 サイクル目の値に対して 60%程度に急激に低下するものの, その後の低下は緩やかで最終 50 サイクル目では 52%程度になっている. 一方 K_d については繰返し加振中における低下は緩やかで 50 サイクル目においても 3 サイクル目の値の 96%程度である. 積層ゴム内部の温度は鉛プラグ部で 150°C程度に上昇している一方, 積層ゴム部は 50°C程度である. 図 2.2-7(a), (b)の鉛プラグ温度の部分には履歴エネルギーが全て断熱状態で鉛の温度上昇に費やされたと仮定した場合の鉛プラグ温度を比較のため示している. 実際に計測された鉛プラグ部の温度はその温度より低くなっており, 熱伝導によって鉛プラグ部分で発生した熱エネルギーが鉛プラグ側面の積層ゴム部や鉛プラグ上下面部の鋼製フランジ部に逸散されていると推測される.



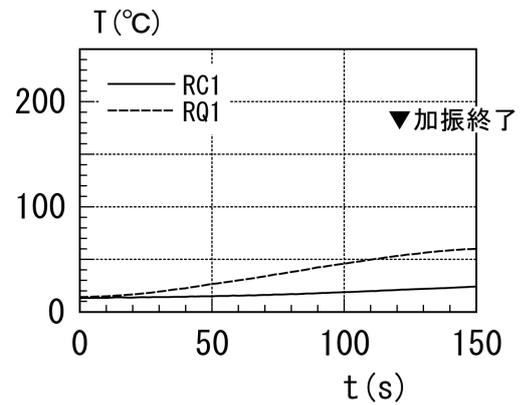
(i) 荷重変形関係



(ii) Q_d, K_d 変化率

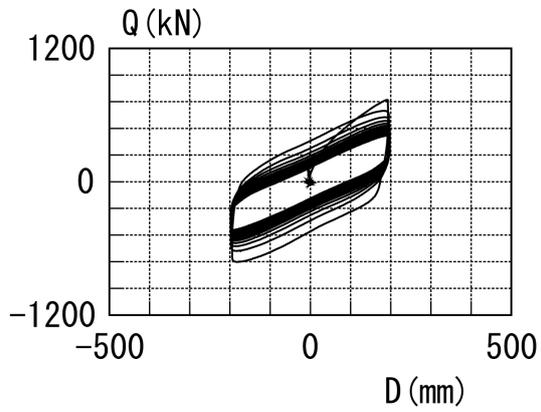


(iii) 鉛部温度

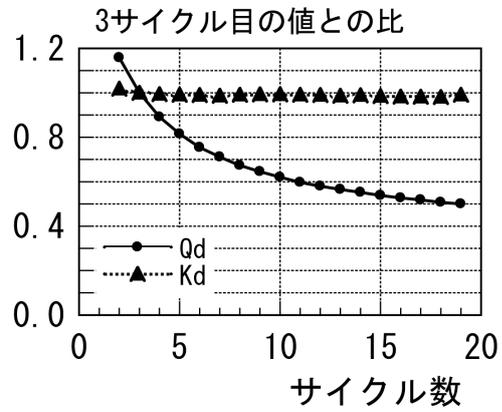


(iv) 積層ゴム部温度

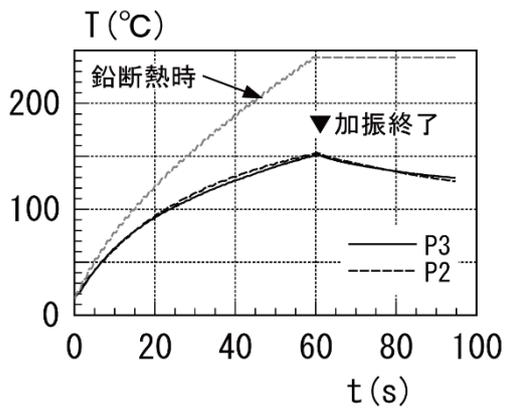
図 2.2-7(a) LRB ϕ 1000 正弦波加振結果 (加振周期 3 秒, $\gamma=50\%$)



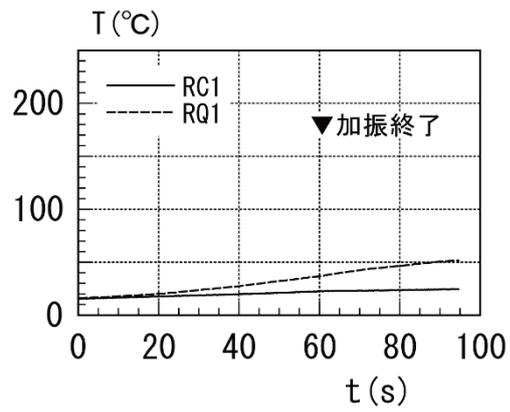
(i) 荷重変形関係



(ii) Q_d, K_d 変化率



(iii) 鉛部温度



(iv) 積層ゴム部温度

図 2. 2-7 (b) LRB ϕ 1000 正弦波加振結果 (加振周期 3 秒, $\gamma = 100\%$)

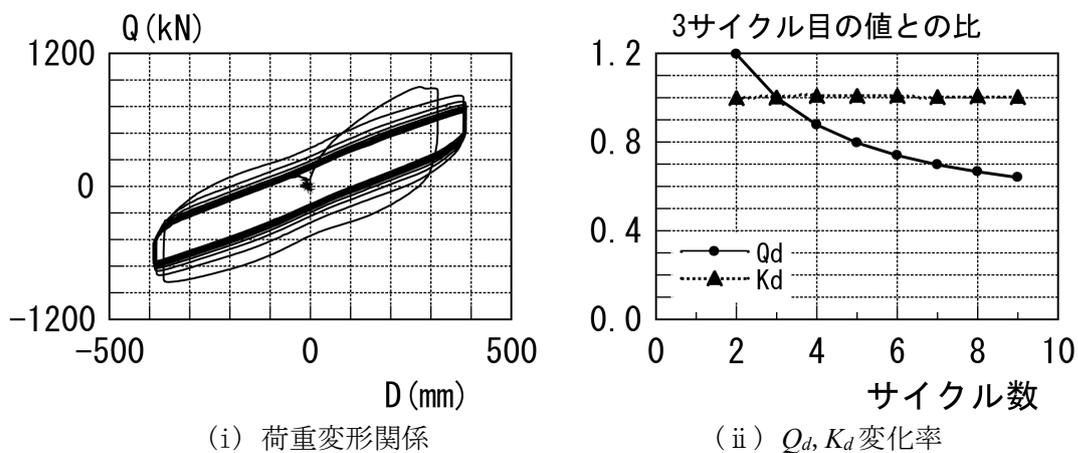


図 2.2-7(c) LRB ϕ 1000 正弦波加振結果 (加振周期 3 秒, $\gamma = 200\%$)

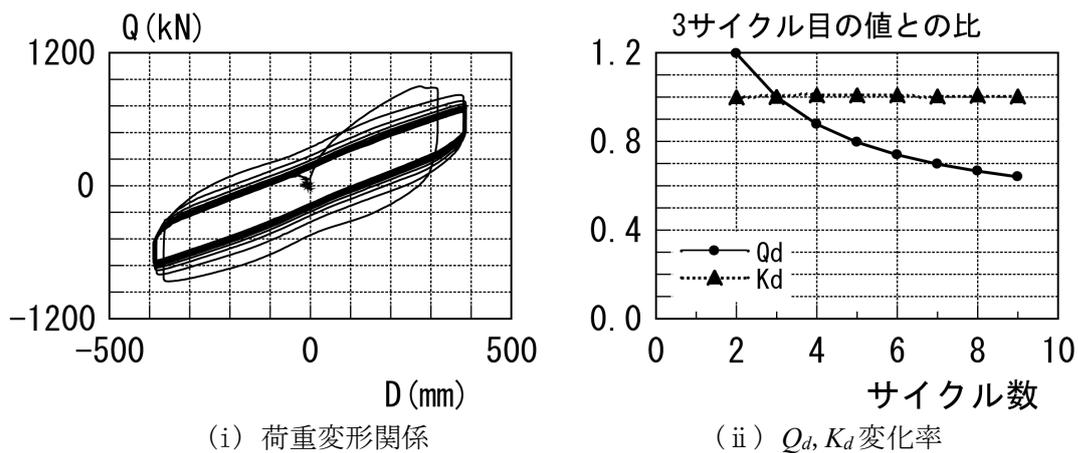
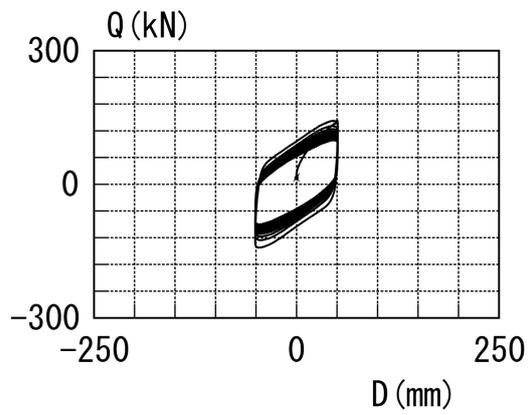
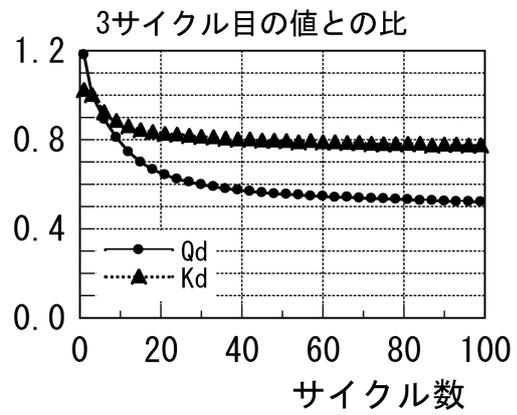


図 2.2-7(d) LRB ϕ 1000 正弦波加振結果 (加振周期 5 秒, $\gamma = 100\%$)

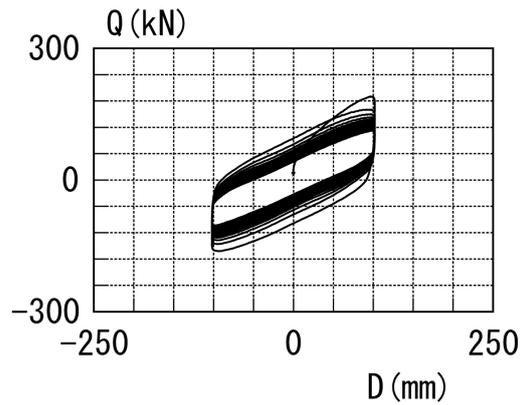


(i) 荷重変形関係

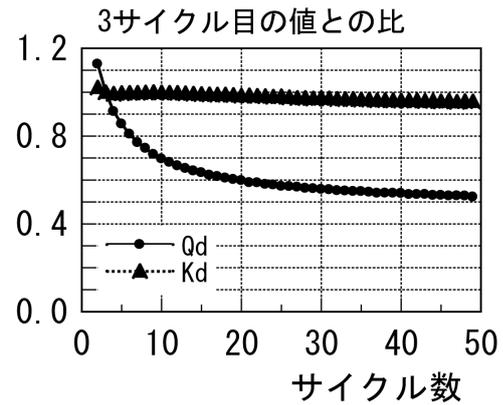


(ii) Q_d, K_d 変化率

図 2.2-8(a) LRB ϕ 510 正弦波加振結果 (加振周期 3 秒, $\gamma = 50\%$)

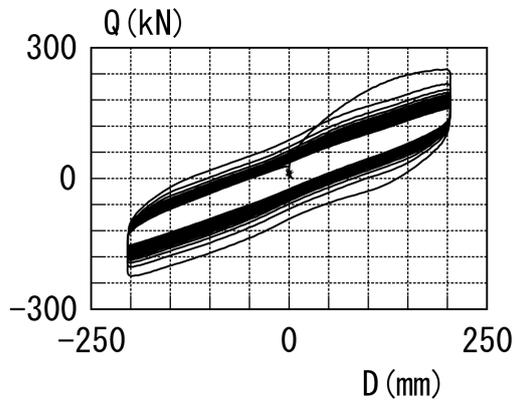


(i) 荷重変形関係

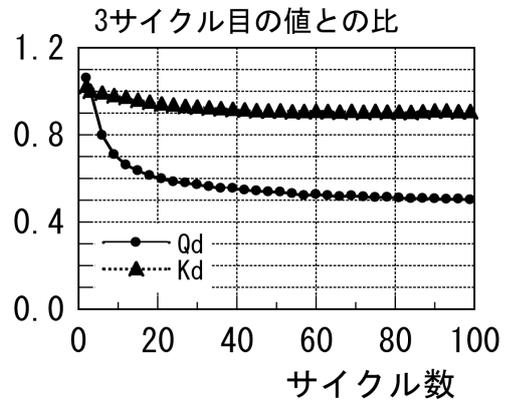


(ii) Q_d, K_d 変化率

図 2.2-8(b) LRB ϕ 510 正弦波加振結果 (加振周期 3 秒, $\gamma = 100\%$)

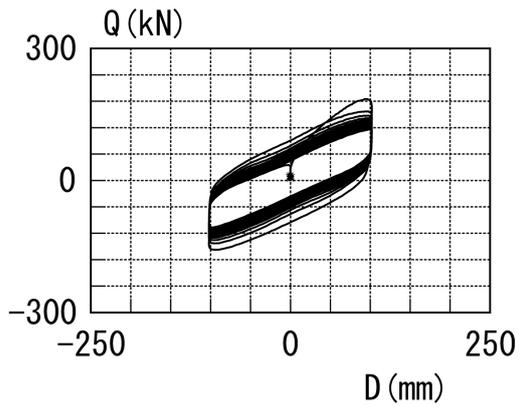


(i) 荷重変形関係

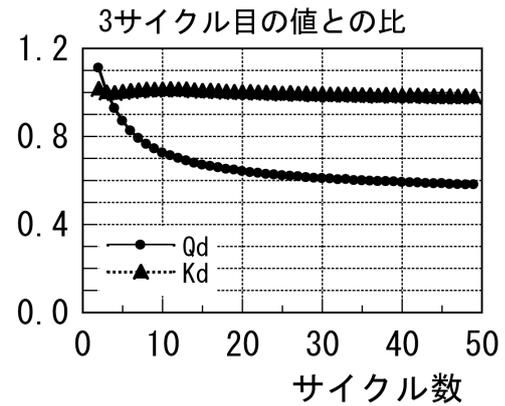


(ii) Q_d, K_d 変化率

図 2. 2-8(c) LRB ϕ 510 正弦波加振結果 (加振周期 3 秒, $\gamma=200\%$)

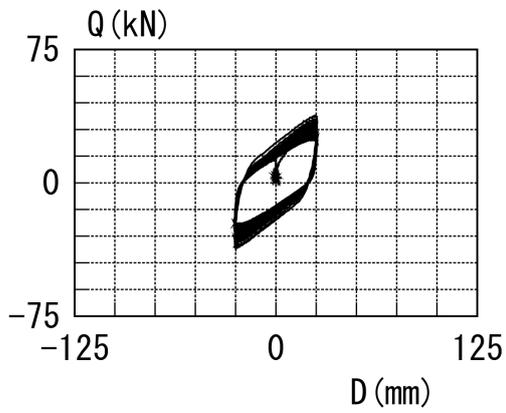


(i) 荷重変形関係

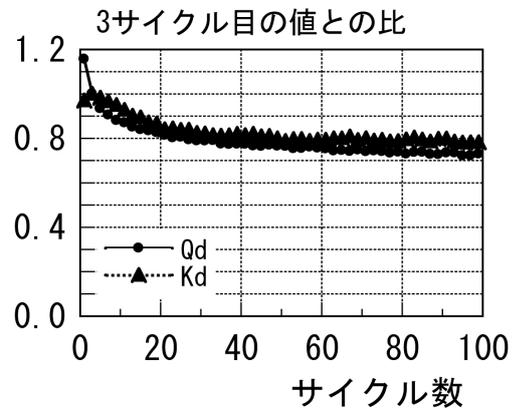


(ii) Q_d, K_d 変化率

図 2. 2-8(d) LRB ϕ 510 正弦波加振結果 (加振周期 5 秒, $\gamma=100\%$)

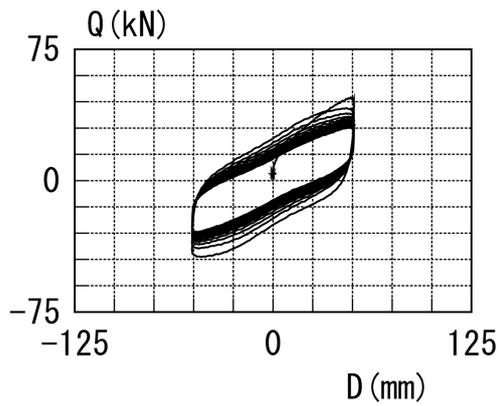


(i) 荷重変形関係

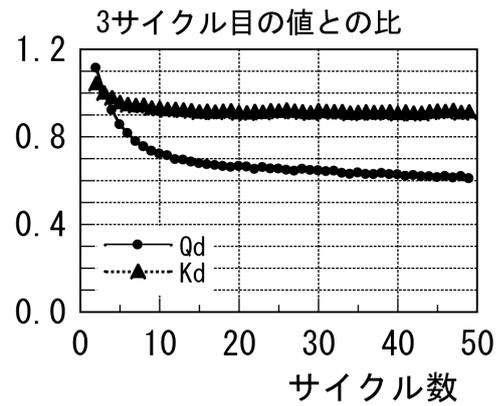


(ii) Q_d, K_d 変化率

図 2.2-9(a) LRB ϕ 255 正弦波加振結果 (加振周期 3 秒, $\gamma = 50\%$)

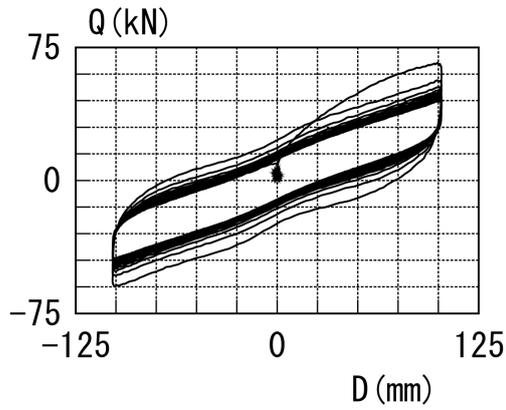


(i) 荷重変形関係

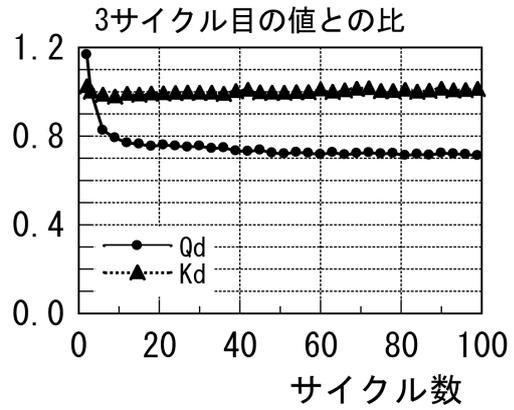


(ii) Q_d, K_d 変化率

図 2.2-9(b) LRB ϕ 255 正弦波加振結果 (加振周期 3 秒, $\gamma = 100\%$)

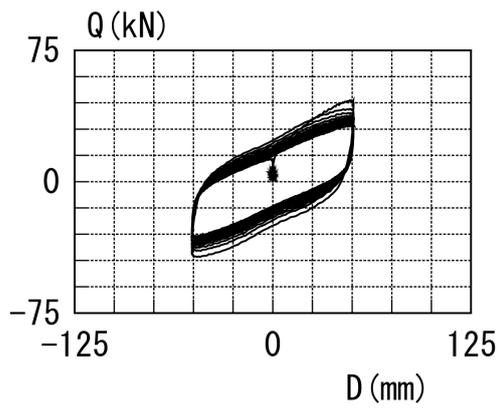


(i) 荷重変形関係

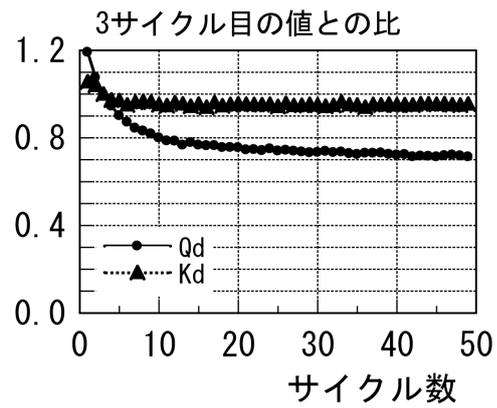


(ii) Q_d, K_d 変化率

図 2. 2-9(c) LRB ϕ 255 正弦波加振結果 (加振周期 3 秒, $\gamma=200\%$)



(i) 荷重変形関係

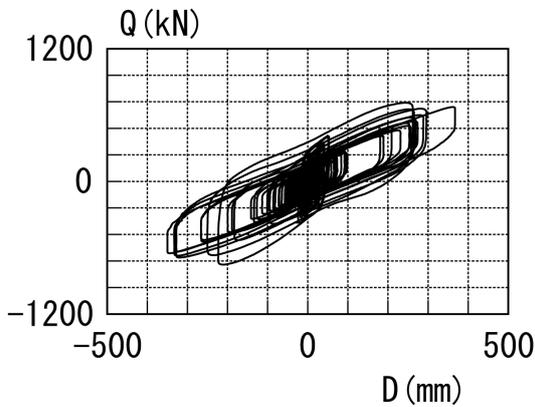


(ii) Q_d, K_d 変化率

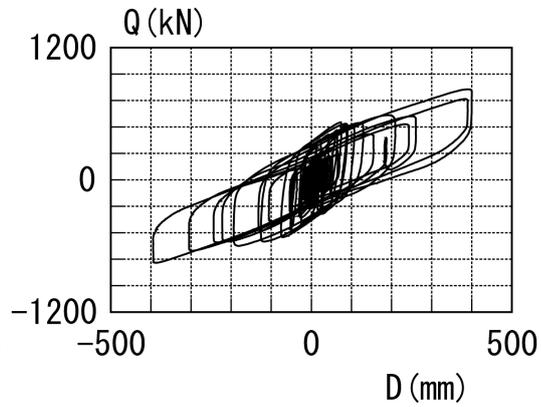
図 2. 2-9(d) LRB ϕ 255 正弦波加振結果 (加振周期 5 秒, $\gamma=100\%$)

(2) 地震応答波加振結果

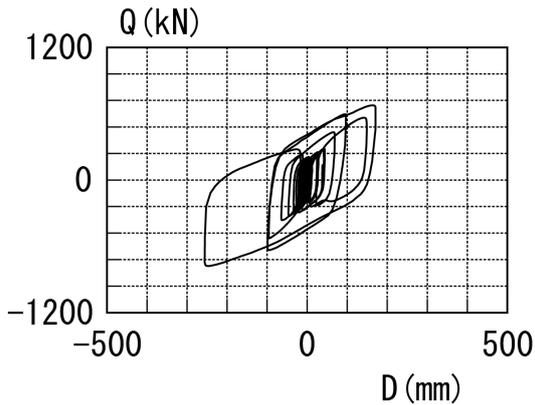
地震応答波加振結果として図 2.2-10, 図 2.2-11 に LRB ϕ 1000, 図 2.2-12 に LRB ϕ 510 について示す. 実験時の鉛直面圧は LRB ϕ 1000 では 3N/mm^2 、LRB ϕ 510 では 5N/mm^2 である. 実大試験体である LRB ϕ 1000 の実験結果より, 名古屋三の丸応答波, K-NET 苫小牧(NS) $\times 1.5$ 応答波, BCJ-L2 応答波などでは鉛プラグ部の温度は 100°C 程度まで上昇し, 繰返し変形時の Q_d の低下に伴う履歴ループの変化が見られる一方, JMA Kobe 応答波では鉛プラグ部の温度は 50°C 程度であり, 特性変化も小さい. また, 縮小試験体である LRB ϕ 510 の場合は LRB ϕ 1000 と比較して繰返し変形時の履歴ループ変化が小さく, 径の大きい積層ゴムほど積層ゴム内部の温度上昇による特性変化が大きい, スケール効果があることが推測される.



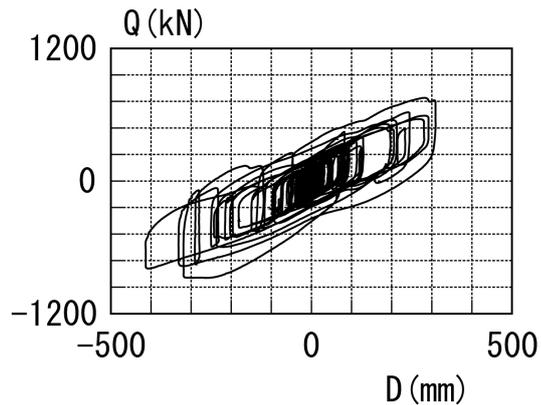
(a) 名古屋三の丸応答波



(b) K-NET 苫小牧(NS) $\times 1.5$ 応答波

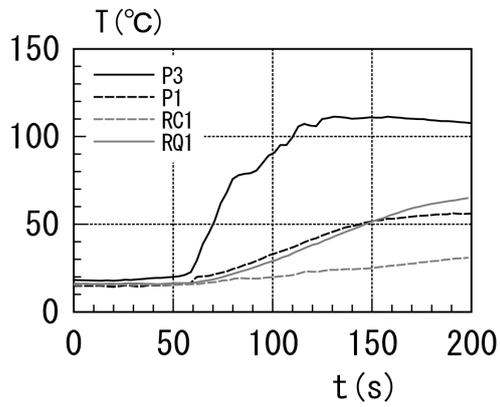


(c) JMA Kobe (NS) 応答波

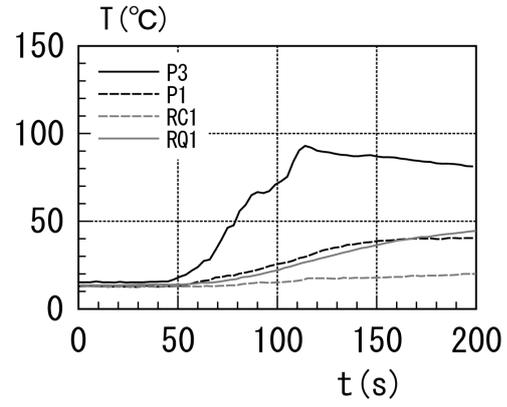


(d) BCJ-L2 応答波

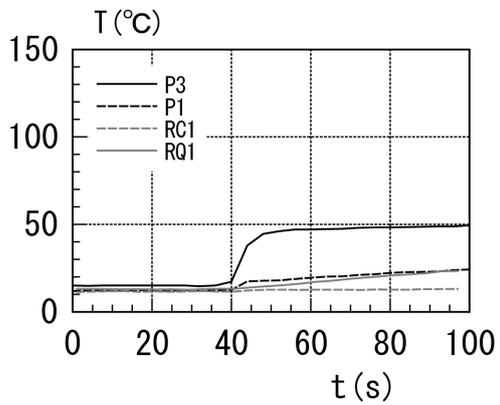
図 2.2-10 LRB ϕ 1000 地震応答波加振結果 (荷重変形関係)



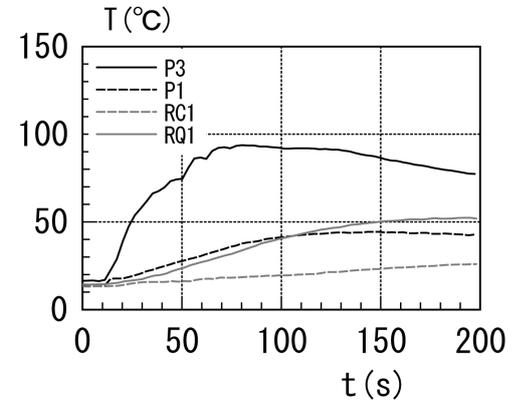
(a) 名古屋三の丸応答波



(b) K-NET 苫小牧(NS) × 1.5 応答波

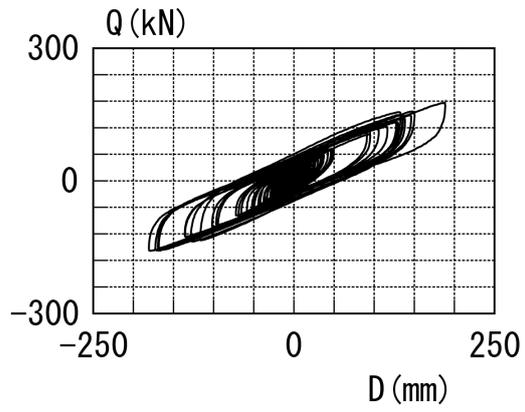


(c) JMA Kobe (NS) 応答波

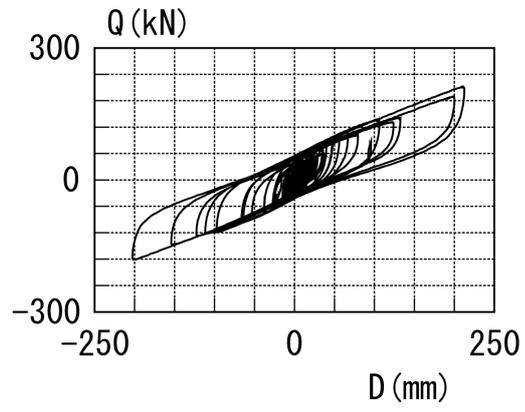


(d) BCJ-L2 応答波

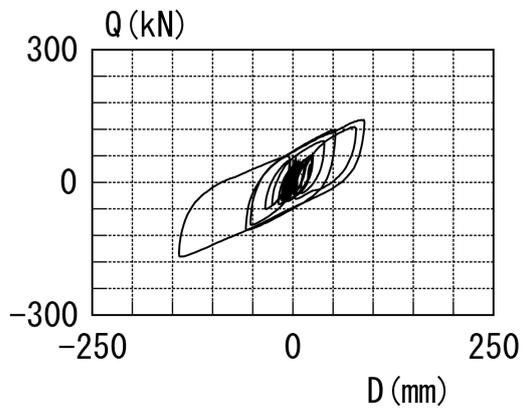
図 2.2-11 LRB φ 1000 地震応答波加振結果 (積層ゴム内部温度)



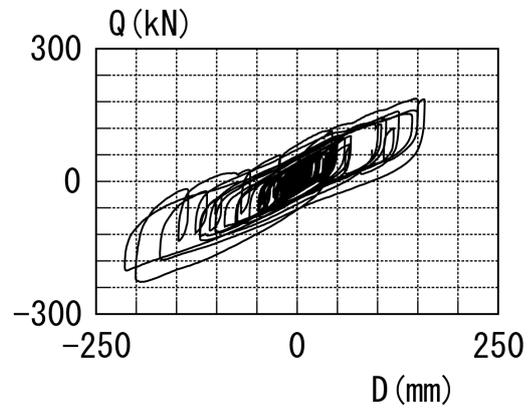
(a) 名古屋三の丸応答波



(b) K-NET 苫小牧(NS)×1.5 応答波



(c) JMA Kobe (NS) 応答波



(d) BCJ-L2 応答波

図 2.2-12 LRB φ 510 地震応答波加振結果 (荷重変形関係)

2.2.1.4 アクチュエータによる動的加力実験結果の考察

(1) 積層ゴム取付部が熱伝導に与える影響

前述のアクチュエータによる動的加振実験においては試験体積層ゴムの加振装置への取付部は鋼製ブロックを基本としている（図 2.2-13）. 積層ゴム取付部が熱伝導に与える影響を評価するため、積層ゴム取付部をコンクリートとした場合についても実験を実施した.

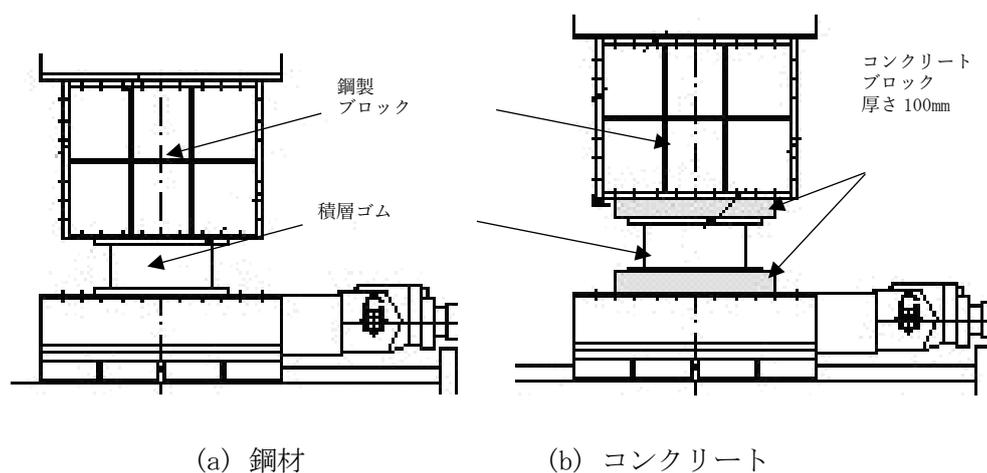
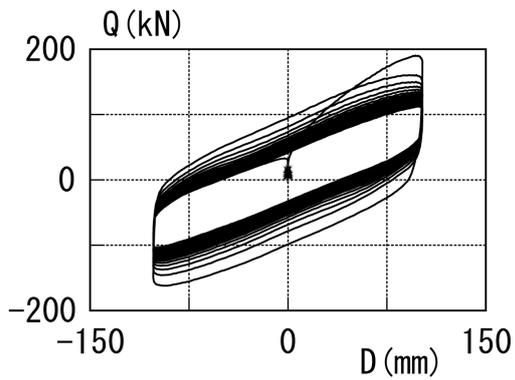
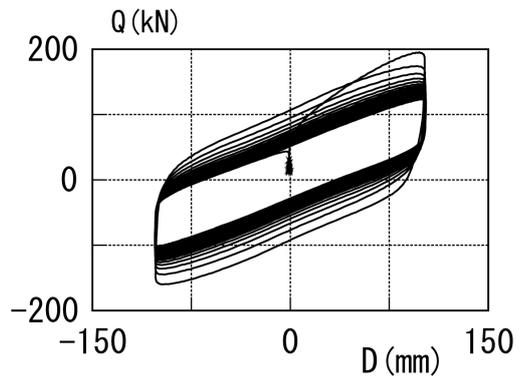


図 2.2-13 積層ゴム取付部の違い

図 2.2-14 に LRB $\phi 510$ を対象として取付部の違いによる影響について、実験結果を示す. 加振条件は正弦波加振, 加振周期 3 秒, $\gamma=100\%$, 50 サイクルである. 図より荷重変形関係や鉛プラグ部分, 鋼製フランジ位置での温度上昇の差は小さい, 積層ゴム鋼製フランジ (MT2) 部分の温度上昇は両者ともほとんどなく, その部分への熱伝導が小さいため取付部の違いの差はほとんど見られなかったと考えられる.

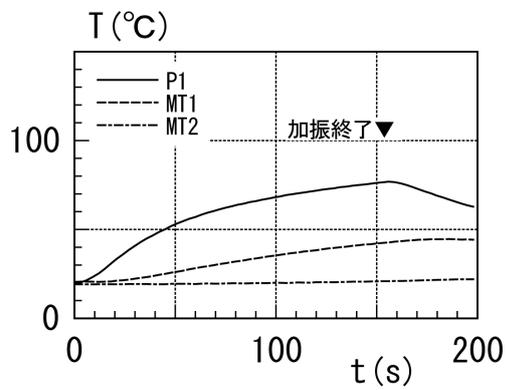


(i) 鋼材

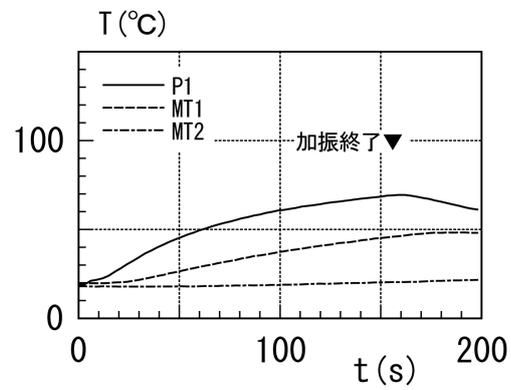


(ii) コンクリート

(a) 荷重変形関係



(i) 鋼材



(ii) コンクリート

(b) 鉛部, 鋼製フランジ部温度

図 2.2-14 取付部の違いによる比較

(LRB ϕ 510, 加振周期 3 秒, $\gamma = 50\%$)

(2) スケール効果に関する実験結果

図 2.2-15 に同一加振条件下での比較として正弦波加振周期 3 秒，せん断歪 $\gamma=50\%$ ，40 サイクルでの結果を示す．比較対象は LRB 実大及び縮小試験体である．図中，荷重変形関係，鉛プラグ部温度，鉛降伏応力 (Q_d /鉛プラグ断面積 A_p) の各サイクルでの値を示している．図 2.2-16 に名古屋三の丸応答波での比較結果を示す．なお，LRB $\phi 255$ の鉛部温度は熱電対の不調により計測できなかった．正弦波加振、地震応答波加振の実験結果より，径の大きな積層ゴムほど，鉛プラグ部の温度上昇と鉛降伏応力の低下が大きく，スケール効果が確認できる．

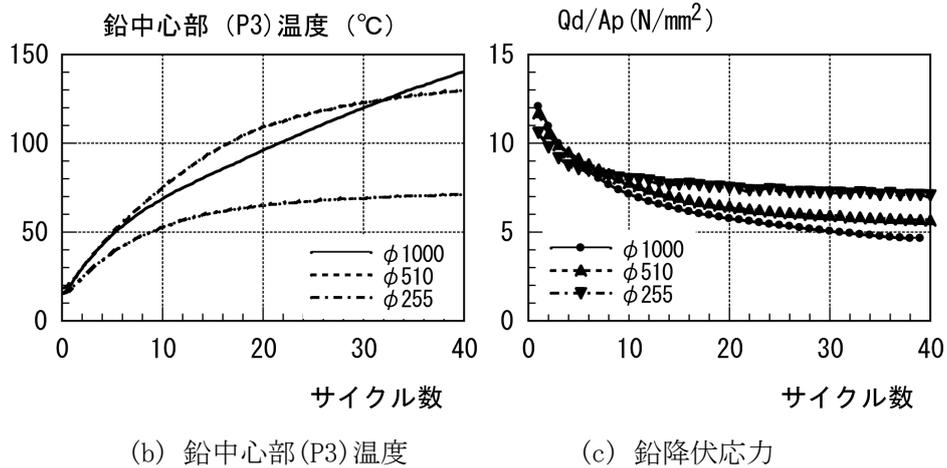
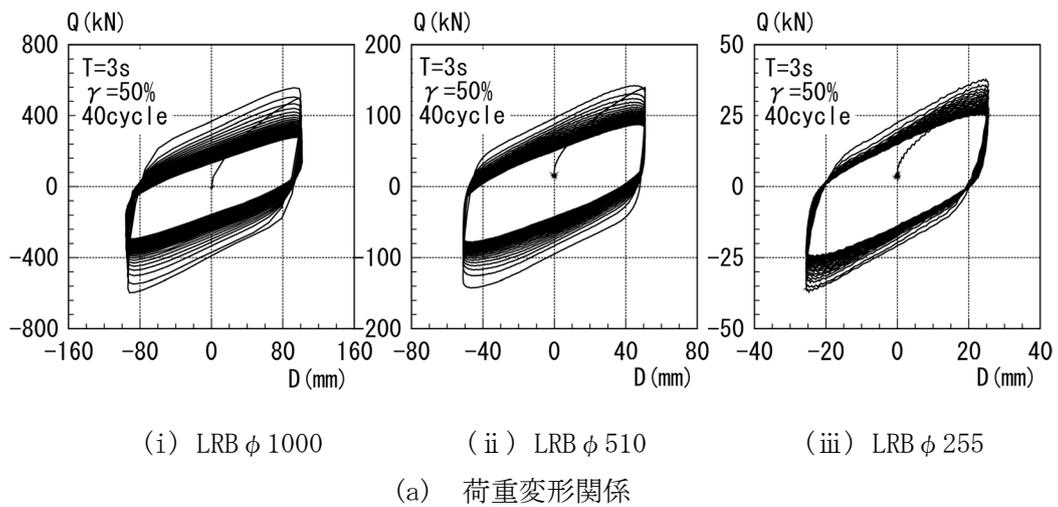


図 2.2-15 同一加振条件下での相互比較
(加振周期 3 秒， $\gamma=50\%$)

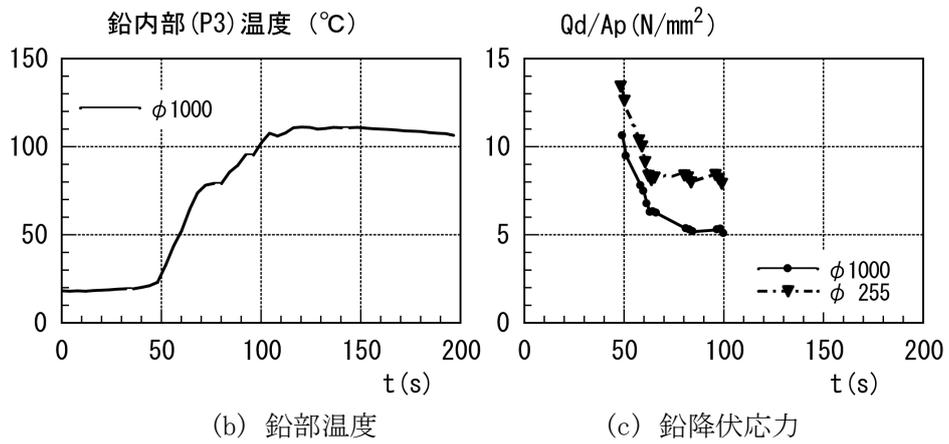
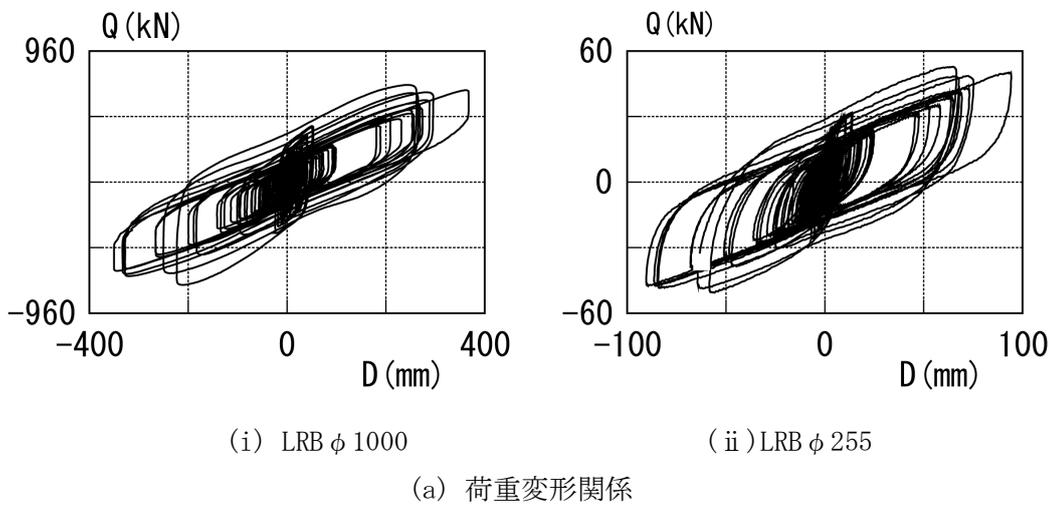


図 2.2-16 名古屋三の丸応答波比較

(3) 相似則の成立性

実大試験体と縮小試験体での熱・力学連成挙動を比較する上で考慮すべき相似則について、熱伝導方程式より影響因子を検討する。

熱伝導方程式は、一般に式(2.2-2)の偏微分方程式で表される²⁻¹⁰⁾。

$$\frac{\rho c}{\lambda} \frac{\partial \theta}{\partial t} = \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \quad (2.2-2)$$

式(2.2-1)中、 ρ :密度、 c :比熱、 λ :熱伝導率、 θ :温度である。

縮小試験体についても同様に、物理量に $'$ を記し、それぞれの物理量に対する相似比を $*$ を記して表すと、

$$\rho^* = \frac{\rho}{\rho'}, \lambda^* = \frac{\lambda}{\lambda'}, c^* = \frac{c}{c'}, l^* = \frac{x}{x'} = \frac{y}{y'} = \frac{z}{z'}, t^* = \frac{t}{t'}, \theta^* = \frac{\theta}{\theta'}$$

縮小試験体での熱伝導方程式は

$$\frac{\rho c}{\lambda} \frac{\lambda^*}{\rho^* c^*} \frac{\partial \theta}{\partial t} \frac{t^*}{\theta^*} = \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \right) \frac{l^{*2}}{\theta^*} \quad (2.2-3)$$

と表現でき、式(2.2-2)を式(2.2-3)と比較し、また材料が同一であることを考慮すると

$$\rho^* = c^* = \lambda^* = 1$$

であるので

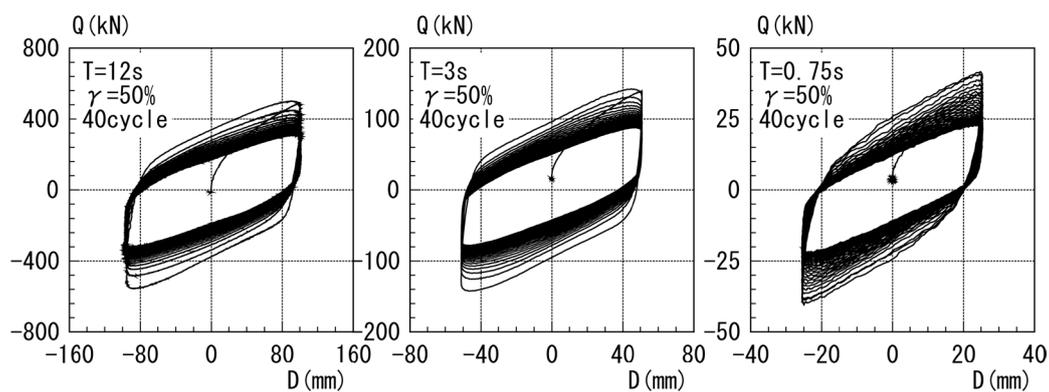
$$\frac{\lambda^*}{\rho^* c^*} t^* = l^{*2}$$

から、

$$t^* = l^{*2}$$

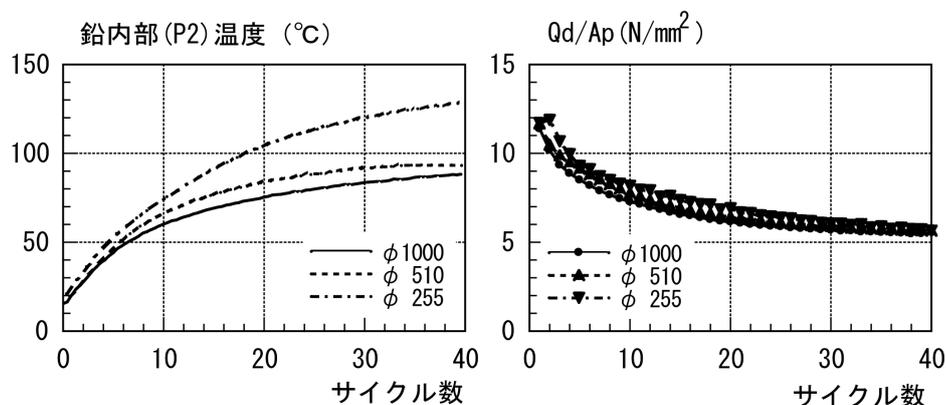
となり縮小率の2乗が時間縮尺に比例することになる。

この相似則を考慮した場合の加振条件での結果を図 2.2-17 に比較して示す。比較対象は前述の(2)のスケール効果で示したケースと同様、正弦波加振、せん断ひずみ $\gamma=50\%$ 、40 サイクルである。加振周期は縮尺率を考慮して実大試験体で 12 秒、1/2 縮小試験体で 3 秒、1/4 縮小試験体で 0.75 秒である。実験結果より、相似則を考慮した加振条件下においては、鉛内部 (P2) 温度には若干の不一致があるものの、鉛降伏応力の低下がほぼ一致しており、径の異なる積層ゴムに対し上記の相似則が成立することが確認できる。



(i) LRB φ 1000 (ii) LRB φ 510 (iii) LRB φ 255

(a) 荷重変形関係



(b) 鉛中心部温度

(c) 鉛降伏応力

図 2.2-17 相似則考慮加振条件下での相互比較

(4) 積層ゴムの健全性

写真 2.2-1 に LRB $\phi 1000$ 実大試験体実験終了後の内部状況を示す。鉛プラグには大きな損傷は生じていないが、積層ゴム内部上、下部分のゴム層の部分に若干鉛が食込み、内部鋼板に塑性変形が残っている。各加振を総合した本試験体への累積入力エネルギー総量は 4.62×10^4 kN・m であり、 $\gamma=100\%$ 正弦波加振の約 243 サイクルと同等の吸収エネルギー量である。図 2.2-18 に実大試験体の加振前と全ての加振実験終了後に改めて実施した準静的加振（加振周期 100 秒の基本特性試験）時の荷重変形曲線を比較して示す。履歴特性は加振初期と全加振を終了した後で殆ど変化がなく健全性が保たれていることが確認できる。

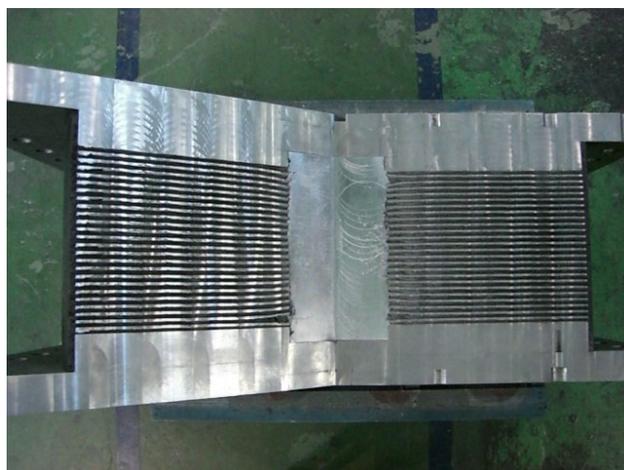


写真 2.2-1 LRB 実大試験体 実験終了後内部状況

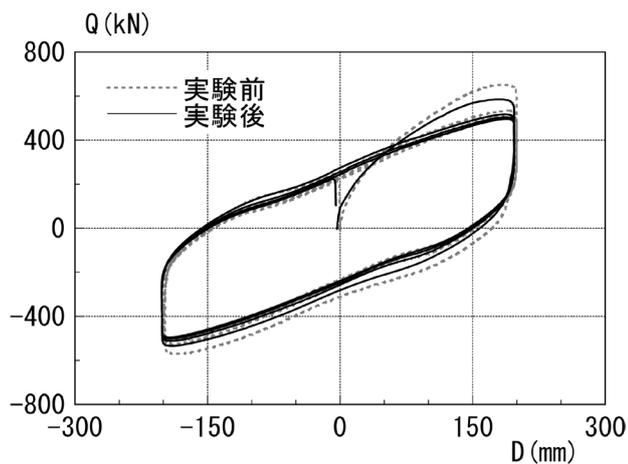


図 2.2-18 実験前後での荷重変形関係

2.2.2 鉛プラグ本数をパラメータとした加振実験

既往の実験として和氣らにより鉛プラグが分散配置された角型 LRB の正弦波加振結果が示されている²⁻¹¹⁾。加振実験は□800 サイズを対象として、鉛プラグを4本分散配置し（マルチプラグ LRB）、鉛プラグ径、及びゴム層総厚さによる形状の違いがエネルギー吸収性能に与える影響を評価している。マルチプラグ LRB は鉛プラグが1本（シングルプラグ LRB）と比較してエネルギー吸収量の低下が小さいことを示している。ただしマルチプラグ LRB は角型、シングルプラグ LRB は丸形で鉛プラグの断面積が同一となる試験体での比較である。

本項では丸形 LRB φ500 を対象として、鉛プラグ1本と複数本（3本）分散配置した場合についての試験結果を示す。

なお、本実験は国土交通省建築基準整備促進事業「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」（平成23～25年度）の中で実施された。

2.2.2.1 実験計画

(1) 試験体概要

本加振実験は、鉛入り積層ゴムの縮小試験体を用いて行った。想定実機を、LRB1000（積層ゴム外径： $\phi 1000$ 、鉛プラグ径： $\phi 200$ ）、基準面圧を 15 N/mm^2 とし、その 1/2 スケール縮小サイズの試験体を用いた。本加振試験では、鉛プラグ 1 本と複数本とでの違いを検証するため、鉛プラグ 3 本タイプを設定した。これらの概略図を図 2.2-19 に、またその試験体諸元を表 2.2-9 に示す。鉛プラグ 1 本タイプと鉛プラグ 3 本タイプでは鉛プラグの断面積は一致しており、2 つの試験体で同等の特性を持つ試験体となっている。

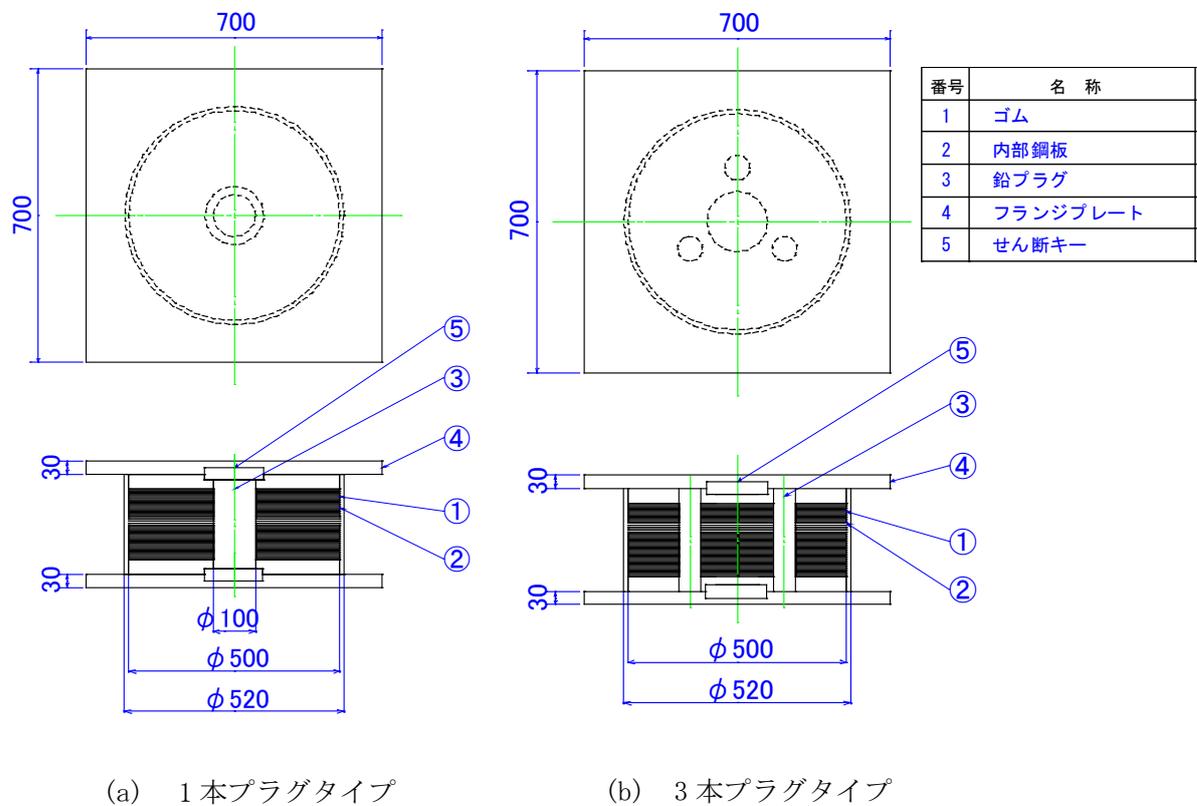


図 2.2-19 試験体形状

表 2.2-9 試験体諸元

項目	想定実機 1/1	縮小体 1/2	
ゴム材料	NR G4		
外径 (mm)	1000	500	500
鉛プラグ本数	1	1	3
鉛プラグ径(mm)	200	100	57.7
ゴム層厚(mm)×層数	6.0×33	3.0×33	3.0×33
内部鋼板厚(mm)	4.4	2.2	2.2
受圧面積(mm ²)	753982	188459	188459
1次形状係数：S1	41.7	41.7	41.7
2次形状係数：S2	5.1	5.1	5.1

(2) 加振実験方法

(a) 加振ケース

鉛プラグ本数をパラメータとした加振実験について、表 2.2-10 に試験体番号を、表 2.2-11 に加振ケースの一覧を、表 2.2-12 に加振条件の一覧を示す。実験は正弦波による多数回繰り返し実験（長周期：1A, 2A, 3A, 限界：1B, 2B, 3B）と地震応答波加振（Eq. 1, Eq. 2）からなり、各実験の前後に基本特性試験（せん断ひずみ 100%、4 サイクル）を実施した。鉛直面圧はいずれも $15\text{N}/\text{mm}^2$ とした。地震応答波加振では、表 2.2-13 に示す東海-東南海地震に対する愛知県津島市の地震動（平均）およびこれを 1.5 倍に拡張した地震動を用いて免震建築物を想定した 1 質点系地震応答解析を行い、解析結果として得られた免震層の変位応答波形を入力波とした。図 2.2-20, 図 2.2-21 に東海-東南海地震に対する愛知県津島市の地震動のエネルギー速度換算スペクトル (V_E スペクトル, $h=0.10$), 変位応答スペクトル ($h=0.20$) を示す。図 2.2-23 に地震応答変位の時刻歴波形を示す。なお、実験時には加振装置の加振能力を考慮して本波形の振幅を $1/2$ として入力した。免震建築物では、想定実機（ゴム種 G4, 外径 $\phi 1000\text{mm}$, 鉛径 200mm , ゴム総厚 200mm ）が鉛直面圧 $15\text{N}/\text{mm}^2$ で用いられているものとし、免震層の 2 次剛性による周期（免震周期） $T_f=5.6\text{sec}$, 免震層の降伏せん断力係数 $\alpha_s=0.023$ とした。試験体の温度計測のため、実験終了後も引き続き計測を実施した。各加振のインターバルは表 2.2-12 に示した値を基本とし、試験体の温度が 25°C よりも高い場合には、試験体の温度が 25°C 以下になるのを待って次の加振を開始した。

表 2.2-10 試験体番号

試験体番号	内部構成
#1	鉛プラグ1本タイプ
#2	
#3	
#4	鉛プラグ3本タイプ

表 2.2-11 加振ケース

試験種類		加振周期 [s]	せん断 ひずみ [%]	最大速度 [cm/s]	サイクル数 [cycle]	時間 [s]	累積 変形 [m]
基本特性	—	40	100	1.5	4	41.5	1.58
長周期	1A	4	50	8.0	125	500	24.75
	2A	4	100	15.9	60	240	23.76
	3A	4	200	31.9	30	120	23.76
限界	1B	4	50	8.0	250	1000	49.5
	2B	4	100	15.9	120	480	47.52
	3B	4	200	31.9	60	240	47.52
地震応答波	Eq. 1	—	136	—	—	300	—
	Eq. 2	—	287	—	—	300	—

表 2.2-12 加振条件

試験体 番号	加振 順	試験種類	せん断 ひずみ [%]	サイクル数 [cycle]	加振後 インターバル [min.] 以上	
#1	1	—	基本特性	100	4	10
	2	1A	長周期	50	125	30
	3	—	基本特性	100	4	10
	4	Eq. 1	地震応答波	136	—	30
	5	—	基本特性	100	4	10
	6	1B	限界	50	250	30
	7	—	基本特性	100	4	2 days
	7	—	基本特性	100	4	—
#2	1	—	基本特性	100	4	10
	2	2A	長周期	100	60	30
	3	—	基本特性	100	4	10
	4	Eq. 2	地震応答波	287	—	30
	5	—	基本特性	100	4	10
	6	2B	限界	100	120	30
	7'	—	基本特性	100	4	2 days
	7	—	基本特性	100	4	—
#3	1	—	基本特性	100	4	10
	2	3A	長周期	200	30	30
	3	—	基本特性	100	4	10
	4	3B	限界	200	60	30
	5'	—	基本特性	100	4	2 days
	5	—	基本特性	100	4	—
#4	1	—	基本特性	100	4	10
	2	1B	限界	50	250	30
	3	—	基本特性	100	4	10
	4	Eq. 2	地震応答波	287	—	30
	5	—	基本特性	100	4	10
	6	3B	限界	200	60	30
	7'	—	基本特性	100	4	2 days
	7	—	基本特性	100	4	—

表 2.2-13 地震応答波加振時入力作成における入力地震動

呼称	対象地震・ 評価地点	加速度 (cm/s^2)	速度 (cm/s)
Eq1:T-TN-AIC003_AV	東海・東南海地震 津島 平均	221.1	31.0
Eq2:T-TN- AIC003_AVx1.5	同上×1.5	331.7	46.5

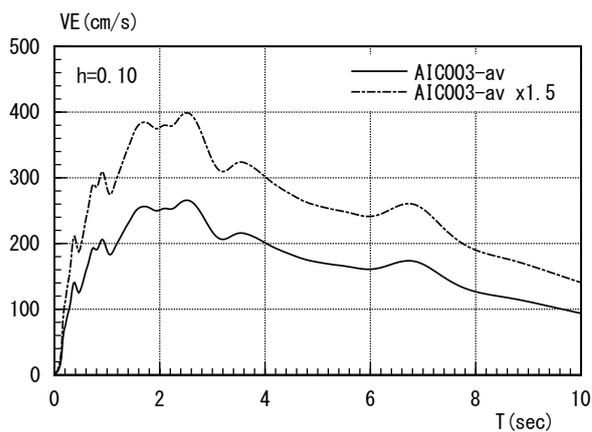


図 2.2-20 入力地震動 V_E スペクトル
($h=0.10$)

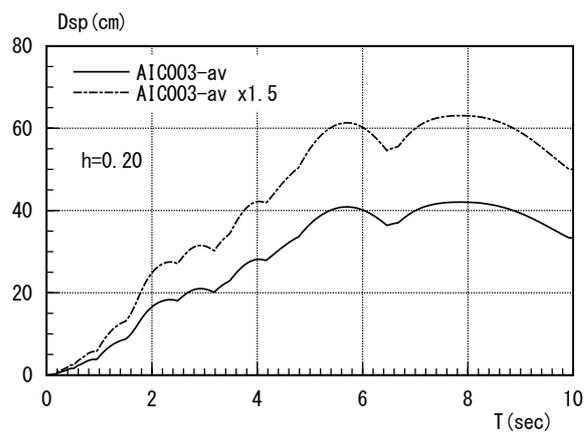


図 2.2-21 入力地震動変位応答スペクトル
($h=0.20$)

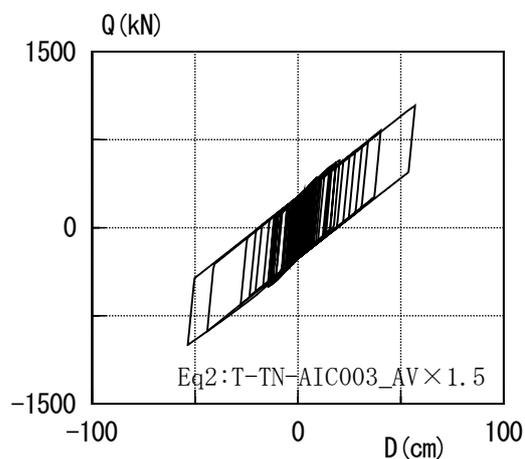
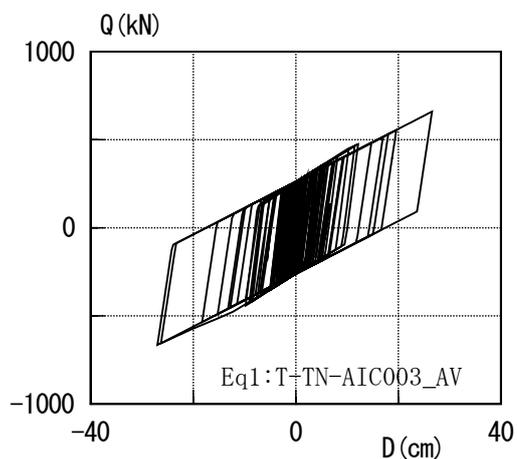


図 2.2-22 応答解析結果履歴ループ

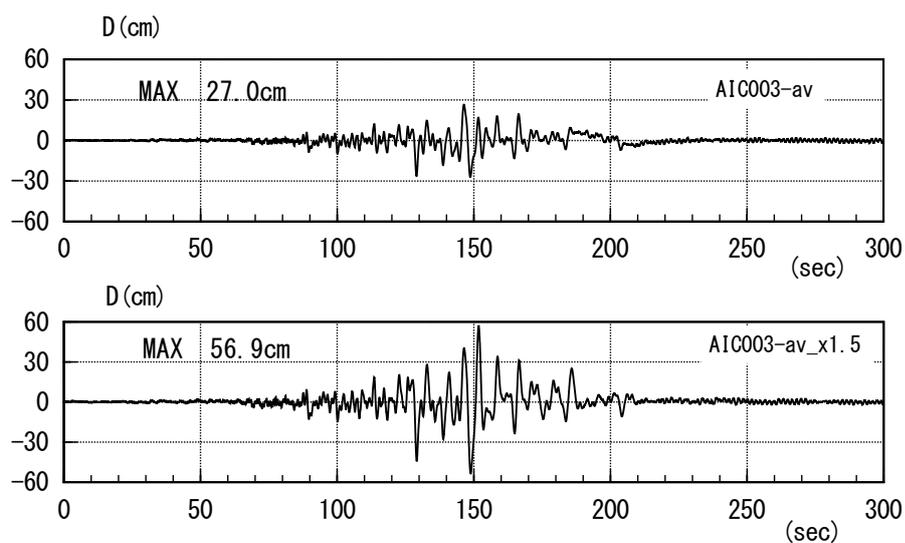
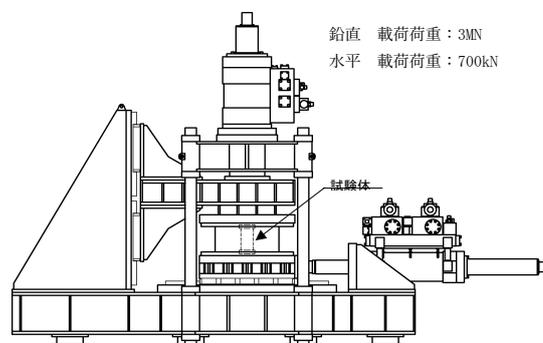
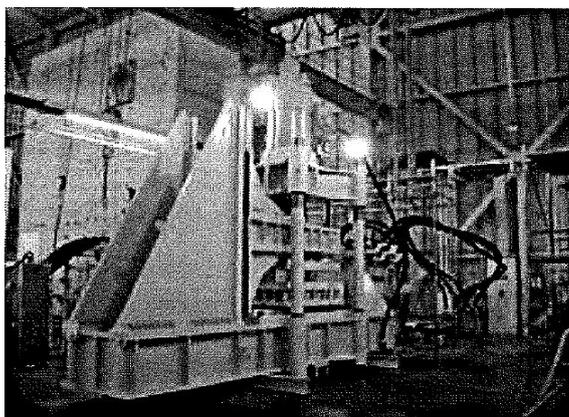


図 2.2-23 地震応変位波形（これを縮小率 1/2 を乗じて実験用変位加振波形とする）

(b) 加振方法

本試験に用いる試験機の概要を図 2.2-24 および表 2.2-14 に示す。



連続加振可能な最大速度は約 300mm/s

※ただし、加振条件により最大速度が変動する

図 2.2-24 加振に用いた試験機

表 2.2-14 試験機加振能力

最大鉛直荷重	3 MN
最大水平荷重(動的)	±700 kN
水平ストローク	±500 mm
最大水平速度	2000 mm/s

(c) 計測方法

積層ゴム体内部の温度計測位置を図 2.2-25, 図 2.2-26 に示す.

なお, 試験体の上下フランジプレートと試験機取付け盤との間に断熱板を設置した. 断熱板は, アルミニウムカーボネート系断熱板 (熱伝導率 0.3W/m/K 程度), 厚さは 10mm 程度のものを使用し, 上下フランジと試験機との間に設置した.

図 2.2-27 に試験体設置状況を示す.

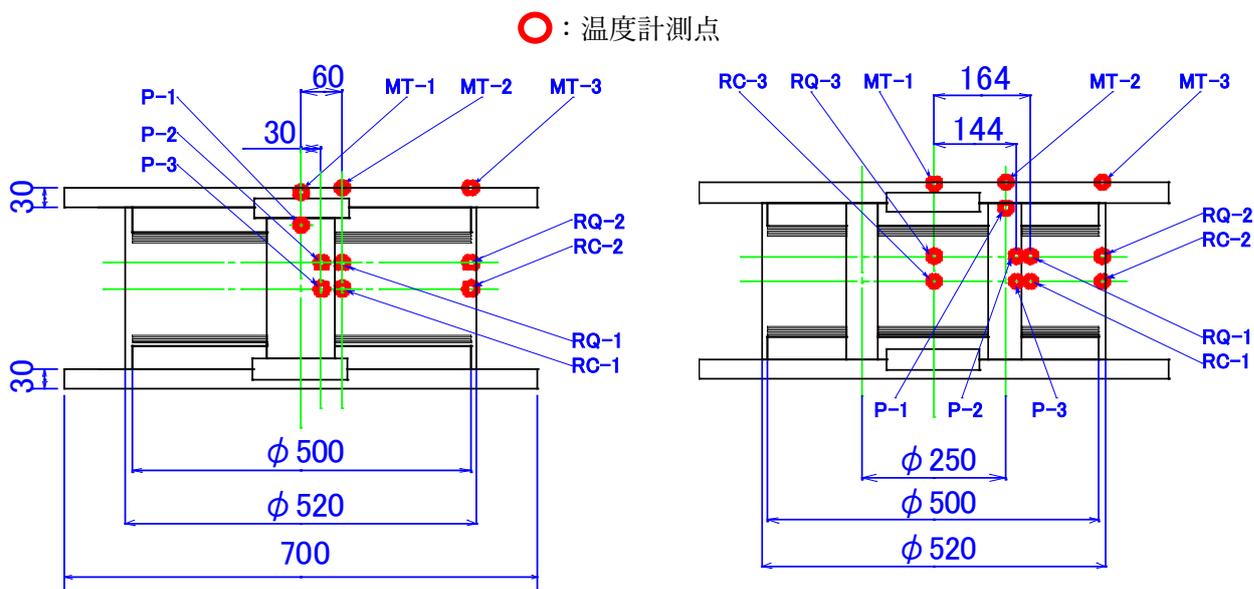


図 2.2-25 温度計測位置 (1本プラグタイプ)

図 2.2-26 温度計測位置 (3本プラグタイプ)



図 2.2-27 試験体設置状況

実験における計測項目は鉛直荷重，水平力，水平変位および温度とした．特に温度計測は，LRB 内部（鉛プラグ，積層ゴム，フランジ）の温度を計測した．表 2.2-15 に鉛プラグ 1 本プラグ，表 2.2-16 に鉛プラグ 3 本プラグの計測項目一覧を示す．

表 2.2-15 計測項目一覧（1 本プラグ）

センサー名	計測項目
Fv	鉛直荷重
Fh	水平力
Dh	水平変位
Temp. (P-1)	鉛プラグ頂部
Temp. (P-2)	鉛プラグ1/4高さ
Temp. (P-3)	鉛プラグ1/2高さ
Temp. (RQ-1)	ゴム層1/4高さ
Temp. (RQ-2)	ゴム層1/4高さ被覆部
Temp. (RC-1)	ゴム層1/2高さ
Temp. (RC-2)	ゴム層1/2高さ被覆部
Temp. (MT-1)	フランジ（中央）
Temp. (MT-2)	フランジ（R60）
Temp. (MT-3)	フランジ（R250）
Temp. (Air)	雰囲気

表 2.2-16 計測項目一覧（3 本プラグ）

センサー名	計測項目
Fv	鉛直荷重
Fh	水平力
Dh	水平変位
Temp. (P-1)	鉛プラグ頂部
Temp. (P-2)	鉛プラグ1/4高さ
Temp. (P-3)	鉛プラグ1/2高さ
Temp. (RQ-1)	ゴム層1/4高さ①
Temp. (RQ-2)	ゴム層1/4高さ被覆部
Temp. (RQ-3)	ゴム層1/4高さ②
Temp. (RC-1)	ゴム層1/2高さ①
Temp. (RC-2)	ゴム層1/2高さ被覆部
Temp. (RC-3)	ゴム層1/2高さ②
Temp. (MT-1)	フランジ（中央）
Temp. (MT-2)	フランジ（R125）
Temp. (MT-3)	フランジ（R250）
Temp. (Air)	雰囲気

(3) 積層ゴム履歴特性の評価法

加振実験により得られた履歴曲線において，正負の切片荷重の絶対値平均を，その履歴曲線における切片荷重： Q_d とした（式 2.2-4）．

$$Q_d = \frac{|Q_{du}| + |Q_{dd}|}{2} \quad (2.2-4)$$

また，荷重変形関係の履歴曲線において，各加力実験における変位が，せん断歪み振幅： $\pm \gamma_{\max}$ の1/2歪み時の点を結ぶ直線の傾きをその履歴曲線における降伏後剛性とし，履歴曲線の上側と下側の降伏後剛性（ K_{du} ， K_{dd} ）の平均を，その履歴曲線における降伏後剛性： K_d とした（式(2.2-4)，式(2.2-5)，図 2.2-28）．また， Q_d ， K_d の値は，3 サイクル目の値で除した変化率で評価した．

$$Kd = \frac{Kd_u + Kd_d}{2} \quad (2.2-5)$$

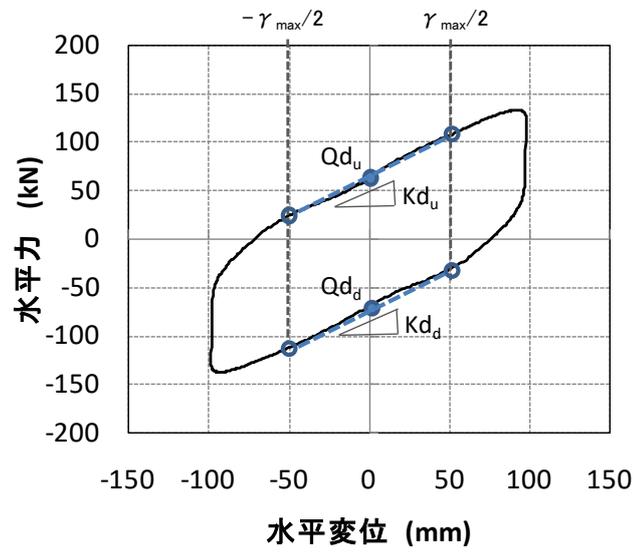


図 2.2-28 Q_d , K_d の概念図

2.2.2.2 動的加振実験結果

(1) 初期基本特性試験

各試験体の初期性能として，表 2.2-12 に示した試験体 #1～#4 の初期基本特性試験(γ 100%×4cycle, $\sigma = 15\text{MPa}$)の履歴曲線を重ねて示す (図 2.2-29). すべての履歴曲線は重なっており，ほとんど同じである. また，3 サイクル目の履歴曲線の Q_d 値は 66.8～67.4 kN であり設計値 65.4kN に対して+2～+3%， K_d 値は 780～890 kN/m であり設計値に対して-2～+12%であり，すべて検収条件である±20%を満たしている.

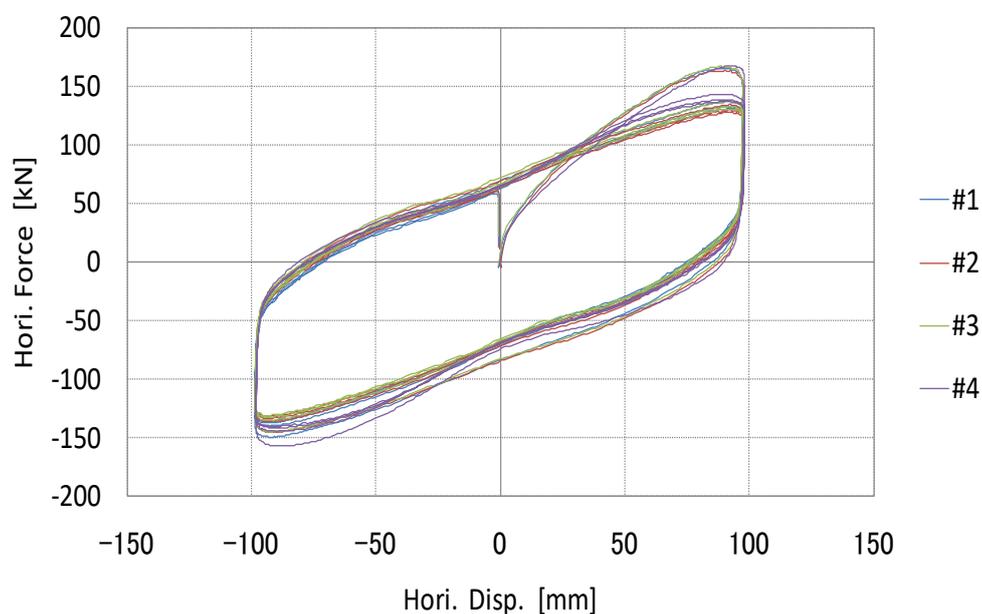


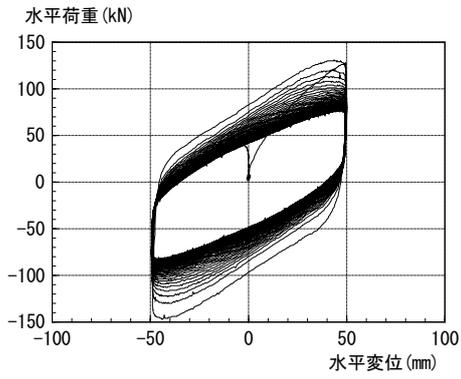
図 2.2-29 基本特性 (#1、#2、#3、#4)

(2) 正弦波加振結果

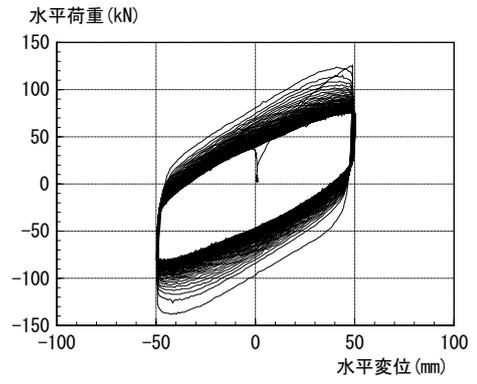
(a) 履歴曲線

1 本プラグタイプ試験体の正弦波加振試験結果について，図 2.2-30 (a-1)～(c-1)に長周期加振ケースの履歴曲線を，図 2.2-30 (a-2)～(c-2)に限界加振ケースの履歴曲線を示す。

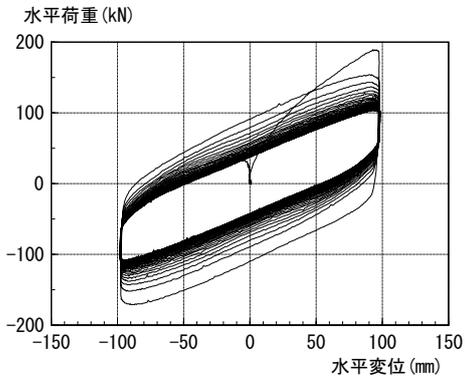
どの加振振幅条件についても履歴形状は安定しており，履歴曲線の面積は徐々に小さくなっている。限界加振ケースの加振回数は，長周期加振ケース 2 倍となっているが，それらの履歴は同様であり，加振終了直前の履歴形状もほぼ同じである。つまり，長周期の加振回数で履歴ループは安定し，それ以上の連続繰り返し加振してもあまり変化せず安定している。



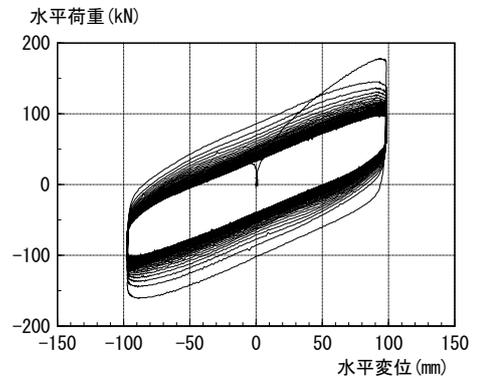
(a-1) 1A ($\pm 50\% \times 125\text{cyc}$)



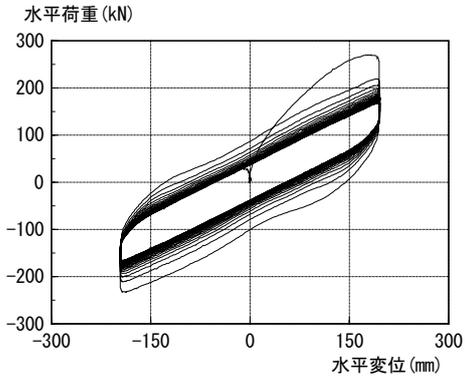
(a-2) 1B ($\pm 50\% \times 250\text{cyc}$)



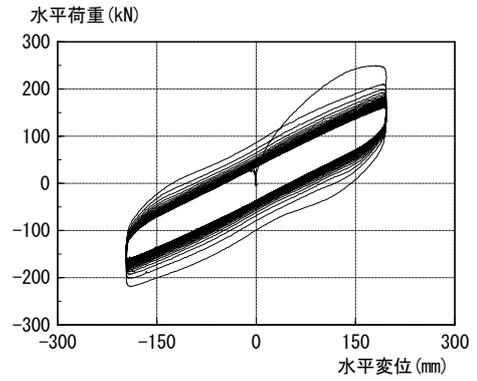
(b-1) 2A ($\pm 100\% \times 60\text{cyc}$)



(b-2) 2B ($\pm 100\% \times 120\text{cyc}$)



(c-1) 3A ($\pm 200\% \times 30\text{cyc}$)



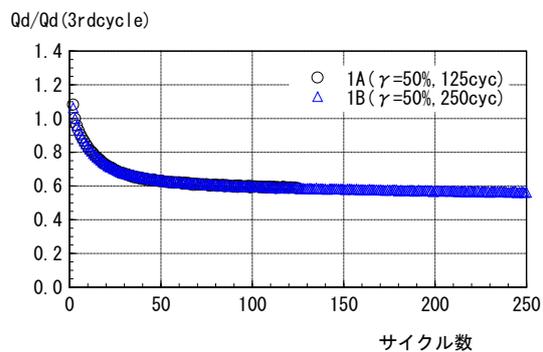
(c-2) 3B ($\pm 200\% \times 60\text{cyc}$)

图 2.2-30 履歷曲線 (長周期, 限界)

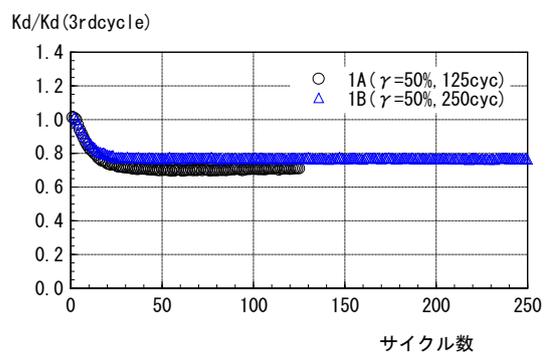
(b) LRB 特性 (Q_d , K_d) の変化率

1 本プラグタイプ試験体の正弦波加振試験結果について、図 2.2-31 に長周期加振ケースの降伏荷重： Q_d および降伏後剛性： K_d の3サイクル目の値を基準にした変化率を示す。

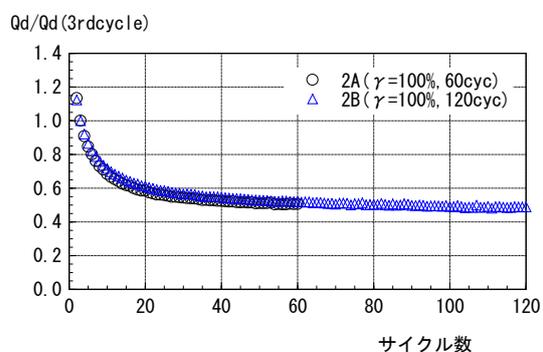
Q_d は、加振開始後20サイクル目程度まで急激に低下するが、それ以降の低下は緩やかになっている。また、 Q_d の変化率は、せん断歪みが大きいほど大きく、3サイクル目の値に対して40～50%程度まで低下している。その一方で、 K_d は、50%歪みにおいては、加振開始後20サイクル目程度まで急激に低下するが、鉛降伏後の100%以上の歪みにおいては、加振初期から低下は見られず殆ど変化はない。



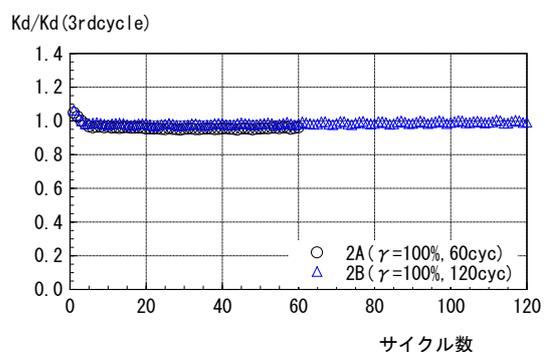
(a-1) Q_d 変化率 (1A, 1B)



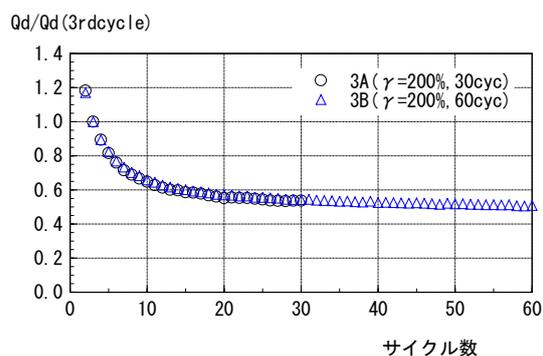
(a-2) K_d 変化率 (1A, 1B)



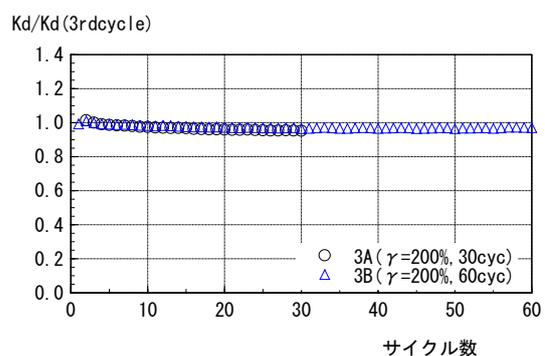
(b-1) Q_d 変化率 (2A, 2B)



(b-2) K_d 変化率 (2A, 2B)



(c-1) Q_d 変化率 (3A, 3B)



(c-2) K_d 変化率 (3A, 3B)

図 2.2-31 LRB 特性 (Q_d , K_d) の変化率 (No. of cycle)

(3) 地震応答波加振結果

(a) 履歴曲線

図 2.2-32 に 1 本プラグタイプの地震応答波加振 (Eq. 1 : T-TN-AIC003_AV, Eq. 2 : T-TN-AIC003_AVx1.5) での履歴曲線を示す. どちらのケースにおいても得られた荷重変形関係では安定した履歴曲線を描いている.

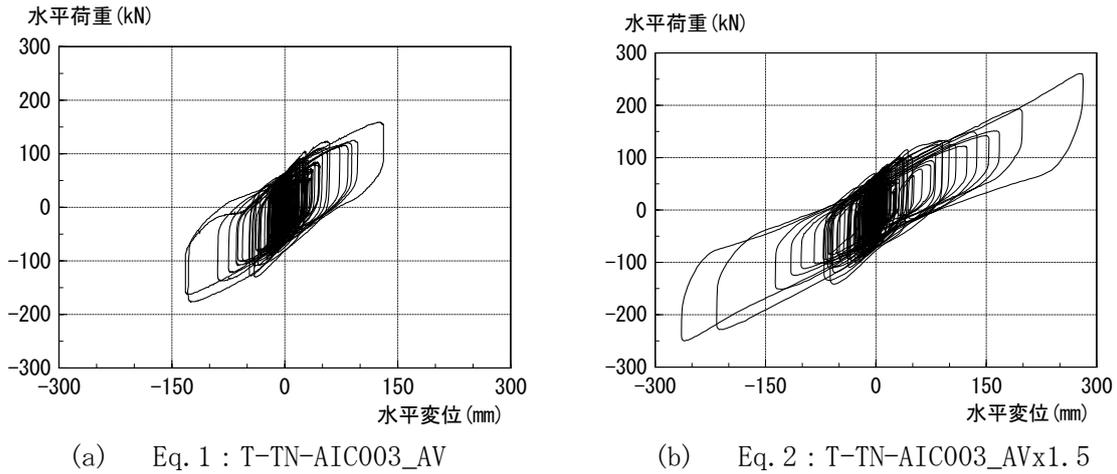


図 2.2-32 履歴曲線 (地震応答波加振)

(b) 累積吸収エネルギー

図 2.2-33 に 1 本プラグタイプの地震応答波加振 (Eq. 1 : T-TN-AIC003_AV, Eq. 2 : T-TN-AIC003_AVx1.5) での累積吸収エネルギーを示す. 加振終了時での最大の累積エネルギーは Eq. 1 : 389.7kNm, Eq. 2 : 690.3kNm であった.

Eq. 1 : T-TN-AIC003_AV, Eq. 2 : T-TN-AIC003_AVx1.5

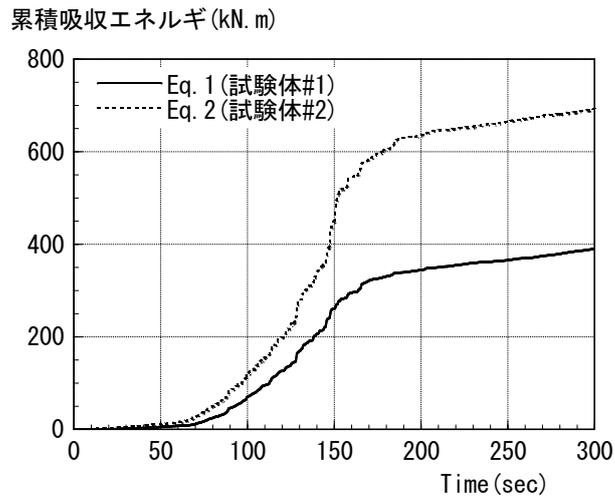
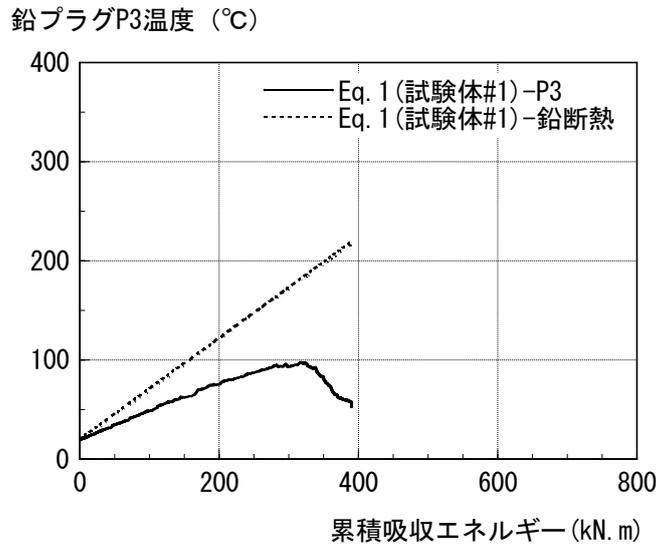


図 2.2-33 累積吸収エネルギー

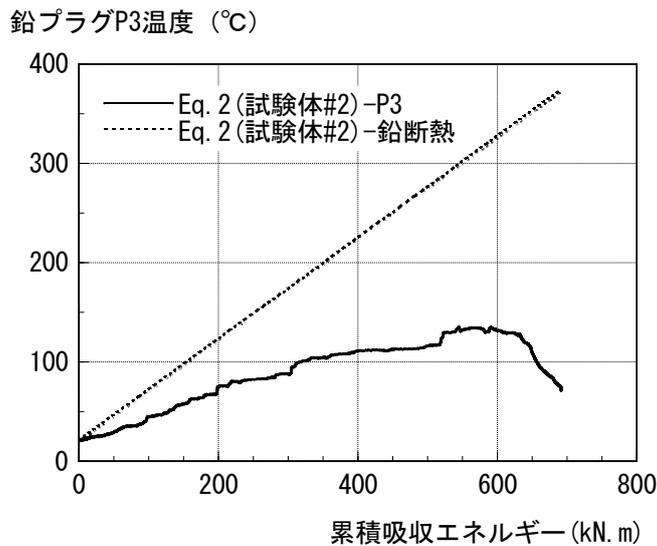
(c) 累積吸収エネルギーと温度

図 2.2-34 に Eq. 1 入力時，図 2.2-35 に Eq. 2 入力時の累積吸収エネルギーと鉛プラグ P3 温度（鉛プラグ高さ 1/2 位置）の関係を示す．Eq. 1 と Eq. 2 の鉛プラグ（P-3）累積吸収エネルギーの傾きの差はほとんどない．また，図中には鉛入り積層ゴムの吸収エネルギーに対して鉛プラグが断熱状態と仮定した場合の温度も示している．鉛プラグ P3 位置の温度は鉛プラグが断熱状態の場合の温度を下回っており，鉛入り積層ゴムで吸収した履歴エネルギーは全てが鉛プラグの温度上昇に寄与せず，鉛入り積層ゴムの鉛プラグの周囲に逸散していることがわかる．



Eq. 1 : T-TN-AIC003_AV

図 2.2-34 累積吸収エネルギーと鉛プラグ P3 温度 : Eq. 1 (#1)



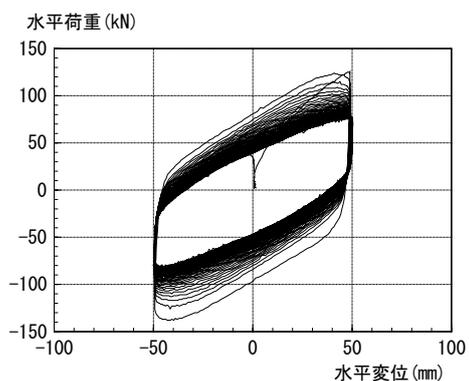
Eq. 2 : T-TN-AIC003_AVx1.5

図 2.2-35 累積吸収エネルギーと鉛プラグ P3 温度 : Eq. 2 (#2)

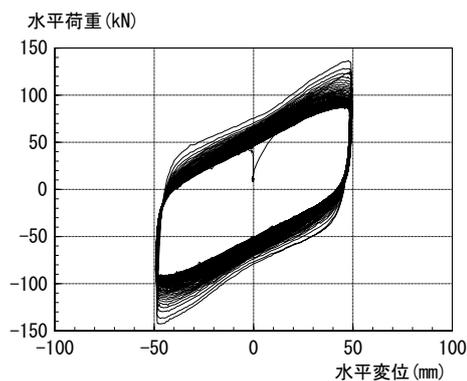
(4) 1本プラグと3本プラグの試験結果の比較

(a) 正弦波加振実験における履歴曲線

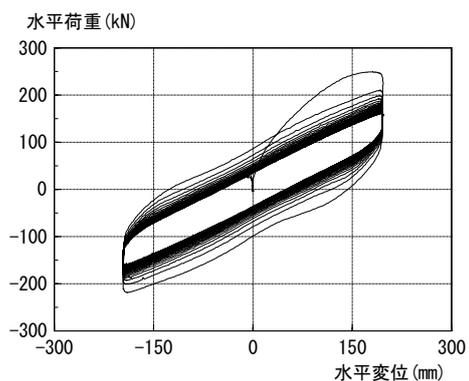
図 2.2-36 に正弦波加振 (1B : $\pm 50\% \times 250\text{cycle}$ 、3B : $200\% \times 60\text{cycle}$) における 1本プラグタイプ試験体 (#3) と 3本タイプ試験体 (#4) の履歴曲線を示す. どちらの試験体においても安定した履歴曲線を描いている.



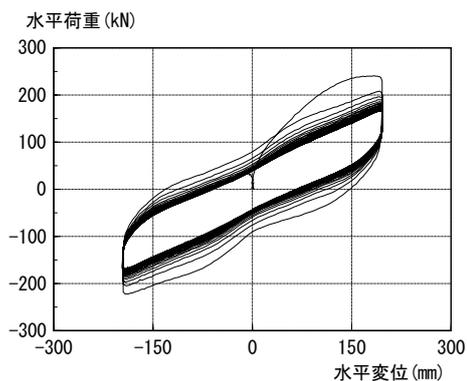
(a-1) 1本プラグ ($\pm 50\% \times 250\text{cyc}$)



(a-2) 3本プラグ ($\pm 50\% \times 250\text{cyc}$)



(a-1) 1本プラグ ($\pm 200\% \times 60\text{cyc}$)



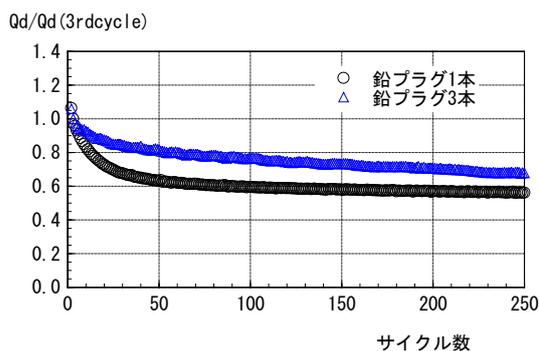
(a-2) 3本プラグ ($\pm 200\% \times 60\text{cyc}$)

図 2.2-36 履歴曲線

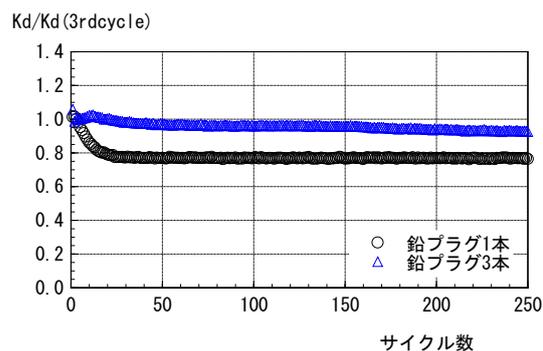
(b) 正弦波加振実験における LRB 特性 (Q_d , K_d) の変化率

図 2.2-37 に、正弦波加振 (1B ($\pm 50\% \times 250\text{cyc}$), 3B : $200\% \times 60\text{cyc}$) における 1 本プラグタイプ試験体 (#3) と 3 本タイプ試験体 (#4) の 3 サイクル目の値を基準にした降伏荷重 : Q_d および降伏後剛性 : K_d の変化率を示す。

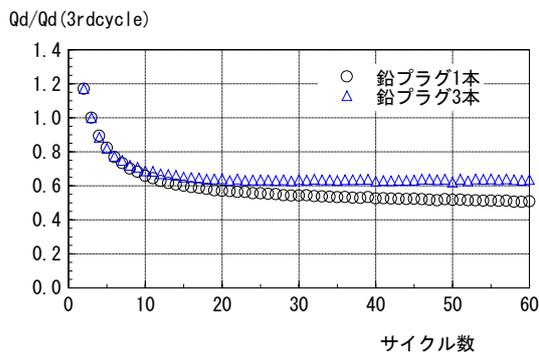
3 本プラグの方が 1 本プラグよりも Q_d 値の低下が小さいことがわかる。



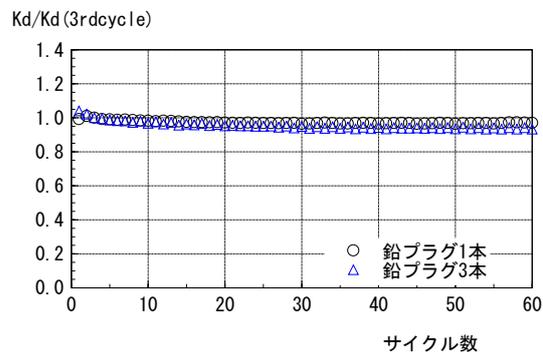
(a-1) Q_d 変化率 ($\pm 50\% \times 250\text{cyc}$)



(a-2) K_d 変化率 ($\pm 50\% \times 250\text{cyc}$)



(b-1) Q_d 変化率 ($\pm 200\% \times 60\text{cyc}$)

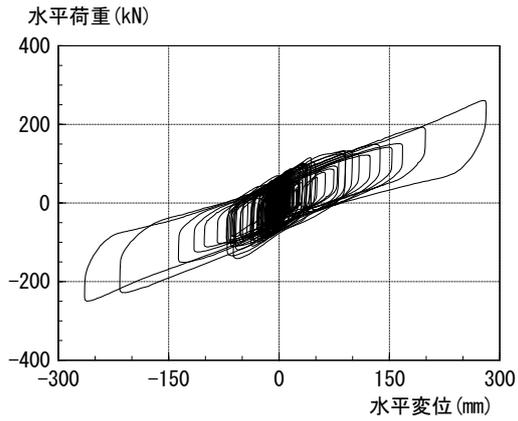


(b-2) K_d 変化率 ($\pm 200\% \times 60\text{cyc}$)

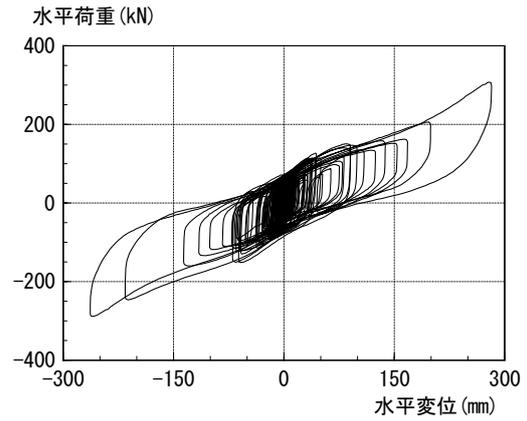
図 2.2-37 LRB 特性 (Q_d , K_d) の変化率

(c) 地震応答波加振試験における履歴曲線

図 2.2-38 に 1 本プラグ試験体と 3 本プラグ試験体の地震応答波加振 (Eq. 2) の履歴曲線を示す。地震応答波加振試験で得られた荷重変形関係は鉛プラグが 1 本と 3 本との場合に大きな違いは見られないが、鉛プラグ 3 本の場合が若干履歴面積が大きいことが確認できる。



(a) 鉛プラグ 1 本

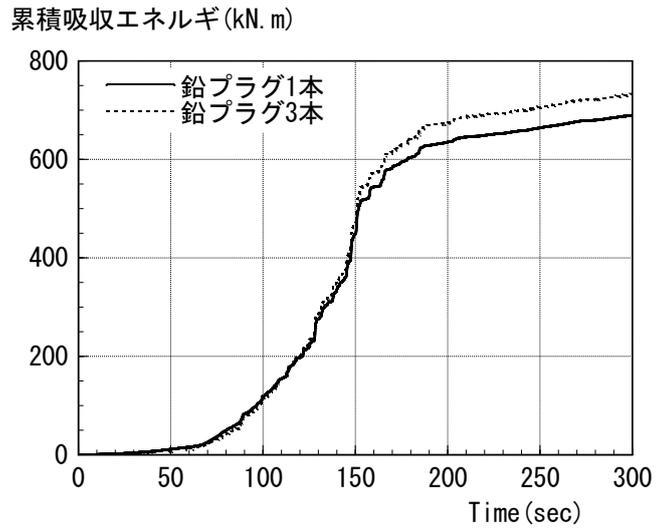


(b) 鉛プラグ 3 本

図 2.2-38 履歴曲線 (Eq. 2 T-TN-AIC003_AV×1.5)

(d) 地震応答波加振試験における累積吸収エネルギー

図 2.2-39 に 1 本プラグ試験体と 3 本プラグ試験体の累積吸収エネルギーを重ねて示す。地震応答波入力時の 150 秒程度までは、鉛プラグ 1 本と 3 本の場合で累積吸収エネルギーはほぼ一致しているが、それ以後は鉛プラグ 3 本の場合が Q_d の低下が小さくなっているため累積吸収エネルギーが大きくなっていることがわかる。

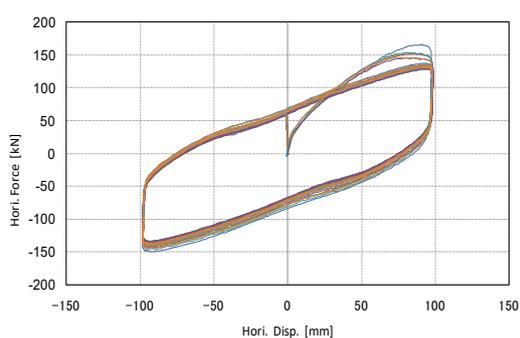


Eq. 2 : T-TN-AIC003_AVx1.5

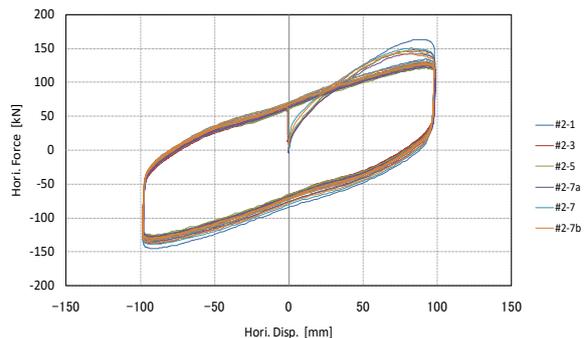
図 2.2-39 累積吸収エネルギー

(5) 実験前後の特性変化

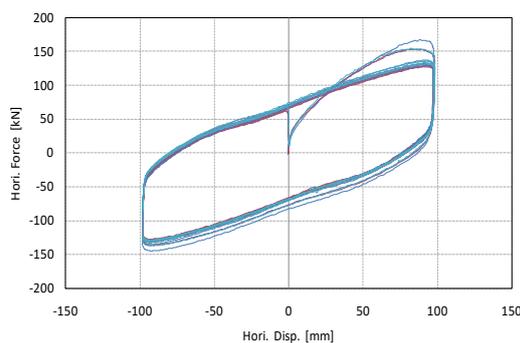
各加振ケースの初期に実施した基本特性試験，加振の間に実施した基本特性試験および一連の加振実験後に実施した基本特性試験の履歴特性の比較結果を図 2.2-40(a)～図 2.2-40(d)に示す．どの基本特性試験時においても履歴特性の変化は殆どなく，健全な状態を保っていることが確認できる．



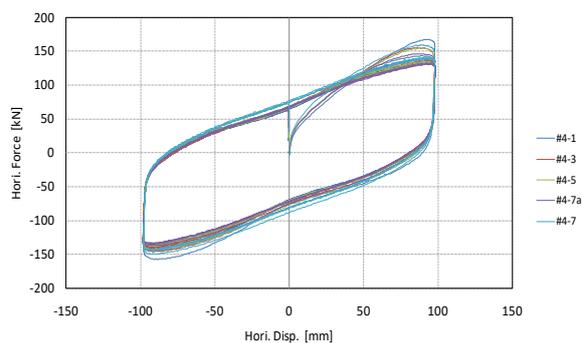
(a) #1 試験体



(b) #2 試験体



(c) #3 試験体



(d) #4 試験体

図 2.2-40 基本特性試験結果

2.2.3 大型振動台による加振実験

本項では兵庫県三木市にある大型振動台（Eディフェンス）を用いて実施した加振実験について示す。なお、本実験は平成 23 年度国土交通省基準整備促進事業の一環として実施された加振実験である。

なお、大型振動台を用いた加振実験として本項に示す加振実験と同時期に高減衰ゴム系積層ゴムを対象とした実験が実施されている^{2-12), 2-13)}。高減衰ゴム系積層ゴムを用いた加振実験では地震応答波による 1 方向, 2 方向加振, 楕円, 真円の 2 方向加振が実施されている。

LRB を用いた 2 方向加振としては金子ら²⁻¹⁴⁾により $\phi 500$ の縮小試験体サイズで楕円, 真円加振, 地震応答波加振が実施されている。

本項では実大サイズの鉛入り積層ゴム $\phi 1000$ を対象として実施した大型振動台を用いた加振実験結果について示す。

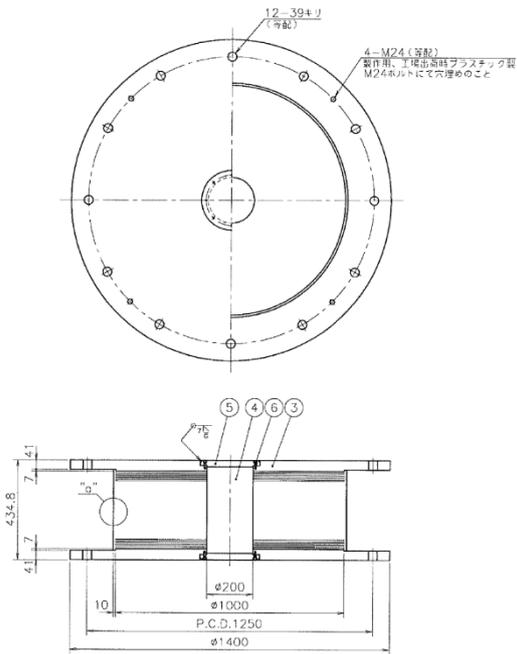
2.2.3.1 実験計画

(1) 試験体概要

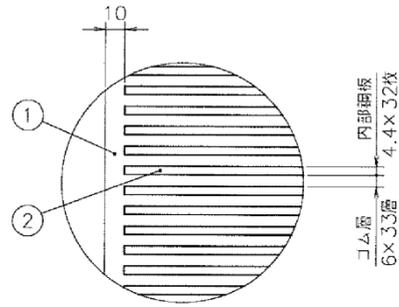
試験体は表 2.2-17 に示す、外径 $\phi 1000$ 、鉛プラグ径が $\phi 200$ の鉛入り積層ゴム 1 体である。試験体図面を図 2.2-41 に試験体全景写真を写真 2.2-2 に示す。

表 2.2-17 試験体諸元

外径 (mm)	鉛プラグ径 (mm)	ゴム層厚	内部鋼板厚 (mm)	S ₁	S ₂
1,000	200	6mm×33層=198mm	4.4	41.7	5.1



”a”部詳細
(S=1:2)



積層ゴムの構成

ゴム材質：天然ゴム（G4）

ゴム層：6mm×33層

内部鋼板：4.4mm×32枚（JIS呼び：4.5t）

フランジプレート：48mm×2枚（内段部7mm）

材料表

製作数量：*基

番号	名称	材質	個数	重量	備考
1	外部被覆及び内部ゴム	NR	-	176.5	G4
2	内部鋼板	SPHC相当品	32	833.4	SPHCもしくはSS400
③	フランジプレート	SS400	2	1036.1	
4	鉛ブラク	Pb	1	134.2	純度：99.99%以上
5	キャッププレート	SS400	2	21.6	
6	キャップ固定ボルト	強度区分：12.9	16	-	六角穴付ボルト M8X 25
7	穴埋め用ボルト	-	8	-	プラスチックボルト
				総重量：2201.8 kg	

防錆処理仕様

○印：エポキシ樹脂系塗装（三層塗り 合計膜厚170μm以上）

□印：ジンクリッチペイント

図 2.2-41 試験体（LRB1000）



写真 2.2-2 試験体写真

本実験では実験中の試験体温度を計測するため、試験体に熱電対を設置した。図 2.2-42 に熱電対の設置位置を示す。熱電対の配置について破断試験結果への影響を小さくするため、ゴム部を配線が通過するのは 1 本のみ限定し、鉛プラグ中央部の温度を計測するものとした。これに追加して、鉛上部とフランジ部および被覆ゴム内部に熱電対を配置した。なお加力治具と積層ゴムフランジ間には厚さ 10mm の高温用断熱板 (D.M.E 双葉製) を挟んだ。表 2.2-18 に使用熱電対の一覧を、写真 2.2-3、写真 2.2-4 に熱電対の設置状況を示す。

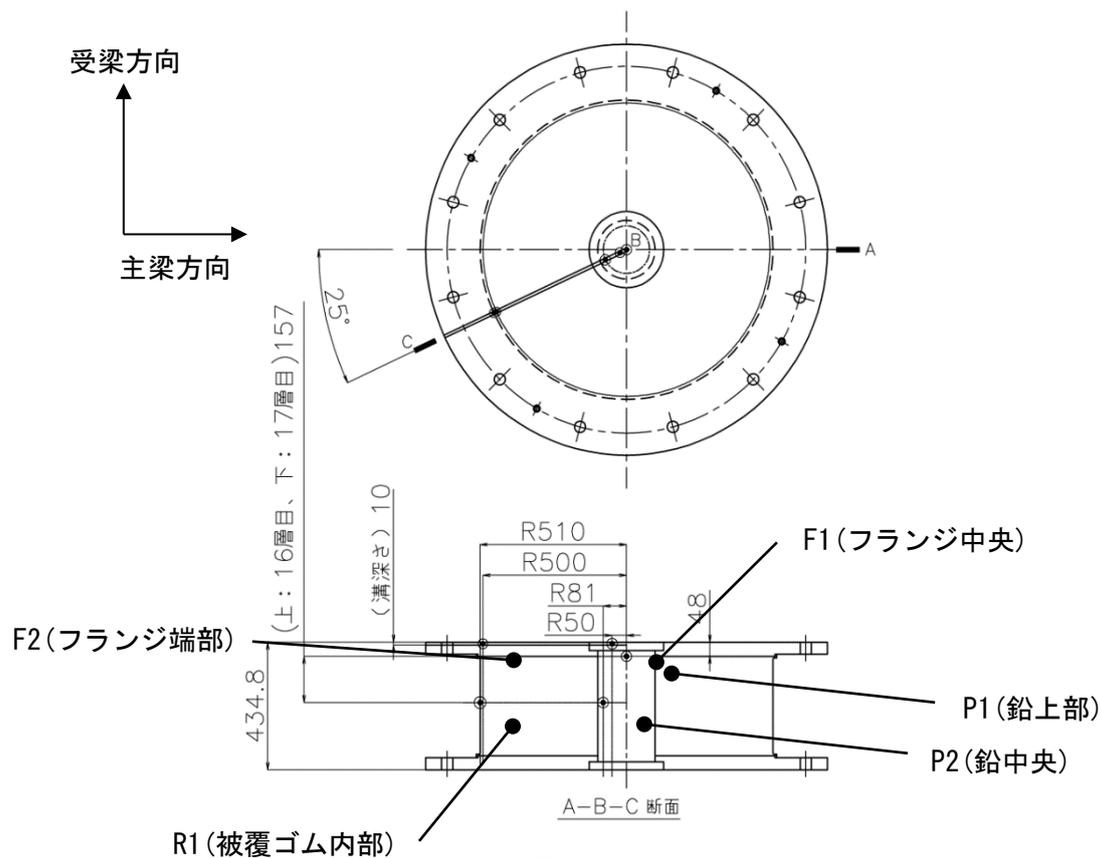


図 2.2-42 熱電対設置位置

表 2.2-18 使用熱電対一覧

計測位置	記号	熱電対種類
鉛上部	P1	T 型シース熱電対, シース径 $\phi 1.6$
鉛中央	P2	T 型シース熱電対, シース径 $\phi 3.2$
フランジ中央	F1	T 型被覆熱電対
フランジ端部	F2	T 型被覆熱電対
被覆ゴム内部	R1	T 型被覆熱電対

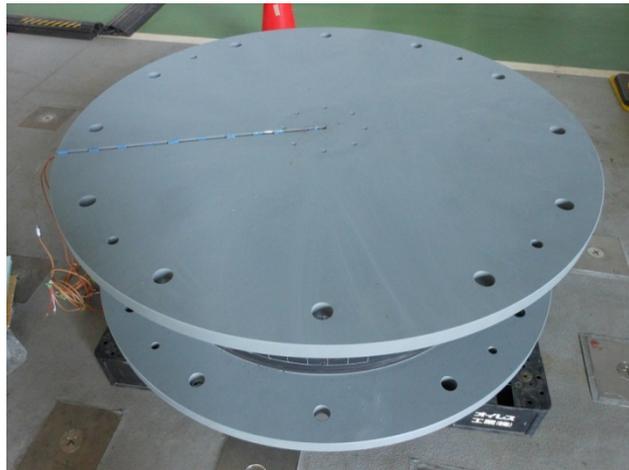


写真 2.2-3 フランジ・鉛上部の熱電対設置状況



写真 2.2-4 被覆ゴム内部，鉛中央部の熱電対設置状況

(2) 計測項目

本実験での計測項目は、水平荷重、水平変位、鉛直荷重、鉛直変位、温度である。また、試験体ゴム部の3側面に幅50mm、水平方向×鉛直方向=10マス×6マスのメッシュを描き、ビデオカメラにて、加振中・加振後に試験体のねじれの有無を確認した。

積層ゴム支承の水平変形は、主梁方向、受梁方向にレーザー変位計を2台ずつ設置し、その平均値から求めた。積層ゴム支承の鉛直変形は、上下フランジ間にレーザー変位計を4台設置した。また、固定プレートが鉛直方向に変形していないか確認するため、歪ゲージ型変位計を下部ブロックと試験体固定プレート間に4台設置した。水平荷重および鉛直荷重は、下部ブロックと試験体固定プレート下部の間に固定された31台の3分力計ロードセルにより測定した。31台分のデータをリアルタイムで合算し、水平は主梁（u方向）、受梁（v方向）成分にそれぞれ変換した、温度計測は、表2.2-2に示した熱電対を用いて、試験体内部（鉛中央、鉛上部、フランジ中央、フランジ端部、被覆ゴム内部）を計測した。さらに、非接触型の放射温度計（HIOKI3444）で試験体表面温度を、T型被覆熱電対で外気温度を計測した。使用センサー一覧を表2.2-19に、表2.2-20に試験体上下フランジと加力治具の間に断熱板の仕様を示す。

表 2.2-19 使用センサー（加力フレーム計測用は除く）

センサー種類	台数	計測方向	ch 名称	計測箇所	性能
レーザー変位計 IL-2000 (KEYENCE)	4	水平	LRB-Hu1, 2 (主梁) LRB-Hv1, 2 (受梁)	水平主梁方向, 受梁方向に 各2台	-1000mm~+1500mm (基準距離 2000mm)
レーザー変位計 LK-500 (KEYENCE)	4	鉛直	LRB-v1~v4	上フランジと 下フランジ間	±250mm (基準距離 500mm)
歪ゲージ型変位計 CDP-10 (東京測器)	4	鉛直	LRB-v5~v8	下部ブロックと 試験体固定 プレート間	±5mm
3分力計ロードセル LSM-700KN (共和電業)	31	水平 鉛直		下部ブロックと 試験体固定 プレート間	

表 2.2-20 断熱板の仕様

圧縮強度	338 (N/mm ²) (24°Cの場合) 103 (N/mm ²) (285°Cの場合)
吸水性	0.06%
熱伝導率	0.274W/(m・k) (24°Cの場合) 0.303W/(m・k) (220°Cの場合)
難燃性	94V-0(自己消化性)
最高使用温度	285°C
材質	アルミニウムカーボネート+グラスファイバー+不飽和ポリエステル

図 2.2-43 に荷重，変形，温度の測定点図を，図 2.2-44 に 3 分力計の配置図を示す。

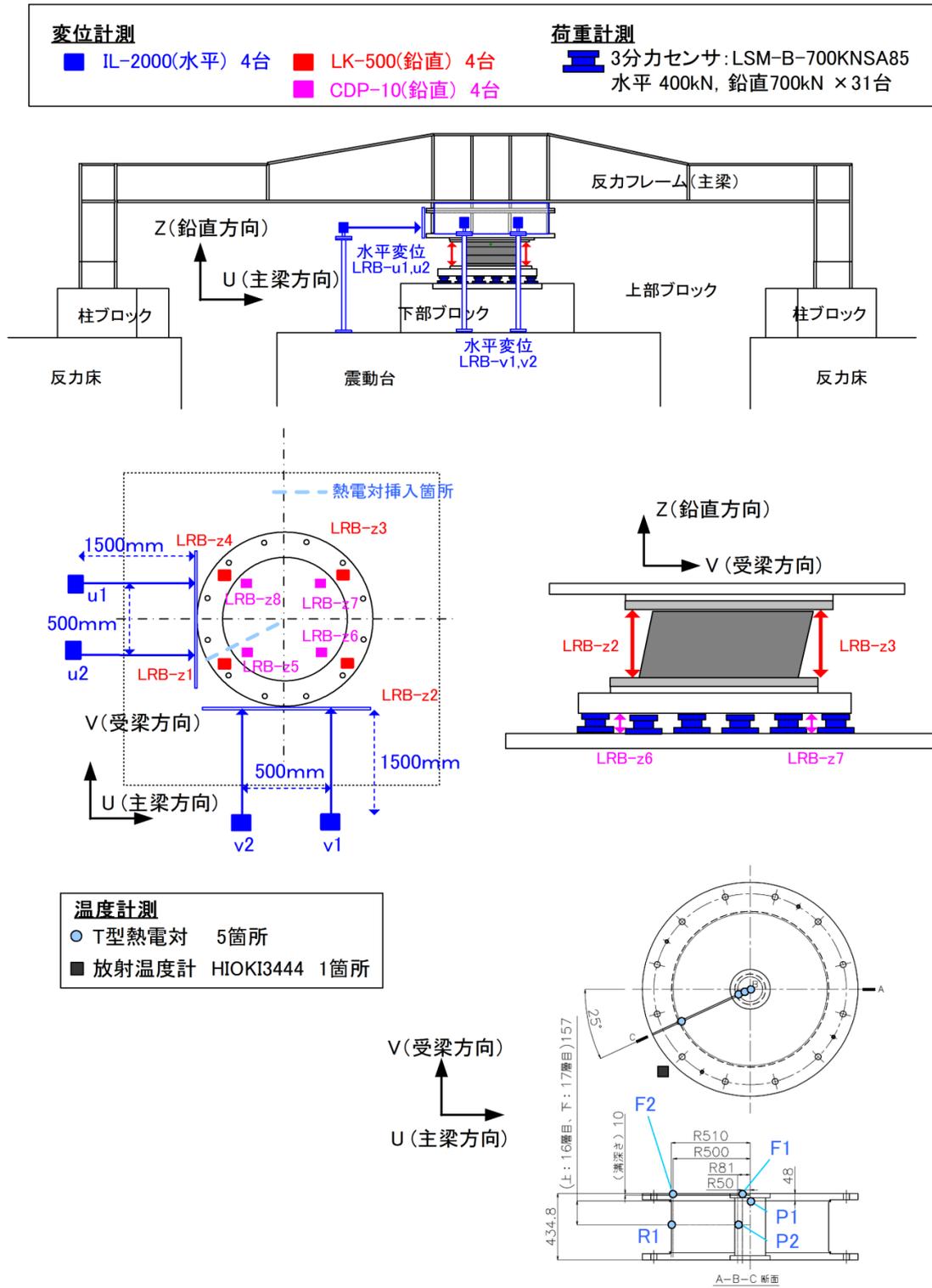


図 2.2-43 測定点図 (荷重, 変形, 温度)

3分力センサ: LSM-B-700KNSA85
 水平 400kN, 鉛直700kN × 31
 水平U方向 31成分
 水平V方向 31成分
 鉛直Z方向 31成分

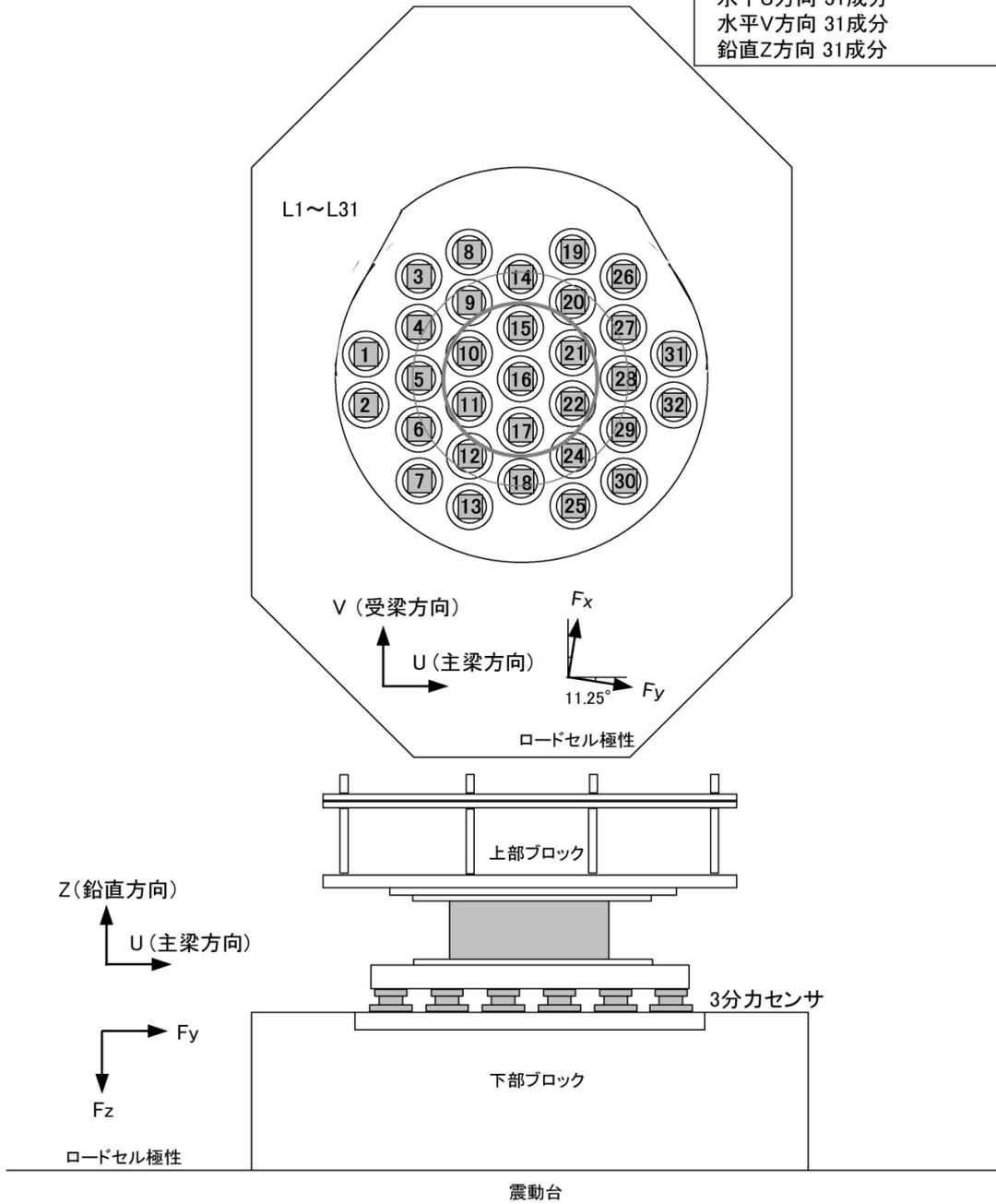


図 2.2-44 3分力計配置図

(3) 加振実験方法

対象試験体の加振では振動台の上昇により、鉛直面圧 5N/mm^2 (約 3800kN) を載荷した状態で、積層ゴムのせん断ひずみ $100\% \sim 400\%$ までの正弦波および地震応答波により水平 1 方向または 2 方向に加振を行った。振動台を上昇させることで、加力フレームが傾斜するため、その分振動台を傾斜させて加振を実施した。また、本実験では鉛直荷重も変位制御にて実施するため、積層ゴムに水平変形を与えた場合の試験体の圧縮沈み込み変形を逆位相で試験体に与えることとした。なお、加力フレームの剛性 \ll 積層ゴムの鉛直剛性であることを考慮し、鉛直沈み込み量が比較的小さいせん断ひずみ 200% までの範囲では、鉛直方向の制御は実施しないこととした。

実験では、振動台のアクムレータ蓄圧および加振準備のため、インターバルを取りながら加振を実施した。

実験ケース詳細を下記 (a) ~ (e) に示す。また、図 2.2-45 ~ 図 2.2-48 に加振に用いた変位波形および変位軌跡を、表 2.2-21 に本実験における加振実験ケースを示す。

(a) 基本特性試験

基本特性試験として各試験の前後に、試験体の基本特性を確認するため、鉛直面圧を 5N/mm^2 で一定とし、積層ゴムせん断ひずみ $\pm 100\%$ 、周期 80 秒の正弦波加振を 4 サイクル実施した。なお予備実験として、試験体出庫時の製品検査では、標準的な出荷試験 (鉛直面圧 15N/mm^2) に加えて実験面圧である鉛直面圧 5N/mm^2 における試験を実施した、加力方向は主梁方向 (u 方向) である。

(b) 正弦波 1 方向多数回繰返し加振

積層ゴムサイズの違いによるスケール効果を確認するため、第 2 章で示した縮小試験体実験における 3A 長周期に対応する加振として、 $\gamma = 200\%$ (400mm)、周期 4 秒、35 サイクル (累積水平変形約 56m) の正弦波加振を実施した。

(c) 地震応答波加振

地震応答波加振として長周期地震動に対する応答変位波形を想定した、地震応答波加振を実施するものとした。加振は 1 方向加振と 2 方向加振を実施した。ランダム波加振による積層ゴムの損傷を評価するため、正弦波加振と同等の累積変形に達するまで (約 100m) 地震応答波加振を繰り返し実施した。

実験で用いる地震応答波は、2 方向入力地震動による応答解析結果 (LRB 温度上昇による特性変化非考慮) を用いた。入力地震動として、Wave-Tk を用いた。Wave-Tk は、大阪堺における東南海、南海連動地震の予測波である。応答解析は上部建物 (積層ゴム 1 台当たりの重量: 7477kN) を 1 質点としてモデル化したもので、免震層は LRB のみで構成されるものとした。LRB のゴム種は G4、外形 $\phi 1000$ 、鉛径 200mm 、ゴム総厚 200mm とし、積層ゴムのゴム剛性による周期が 4.5 秒、鉛降伏せん断力係数 $\alpha_s = 0.035$ となるよう設定されたものであ

る。

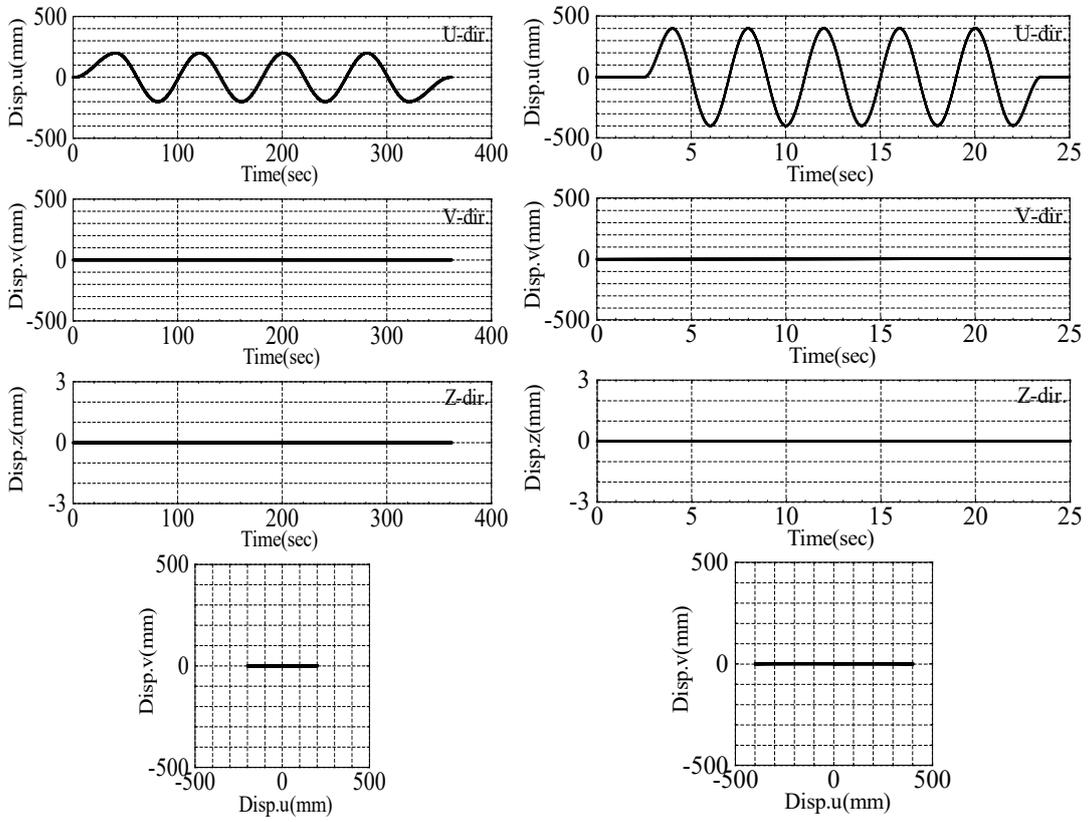
1方向加振では, Wave-Tk (EW) 入力時の免震層の応答波を主梁方向に入力した。2方向加振では, Wave-Tk (EW) の免震層応答波を主梁方向に Wave-Tk (NS) の免震層応答波を受梁方向に入力した。積層ゴムの最大せん断ひずみは, EW 方向が 108%, NS 方向が 69%である。

(d) 正弦波 2 方向多数回繰返し加振

第 2.2.2 章に示した表 2.2-11 に示す縮小試験体実験における 3B 限界に対応する実験として, 累積水平変形約 100mm 超となる加振を行った。併せて水平 1 方向加振との比較を行い, 直交方向の影響を確認した。加振は最大水平振幅 $\gamma = 200\%$ (400mm 主梁方向), 100% (200mm 受梁方向), 加振周期 4 秒の楕円加振とした。また, 直交方向の変位振幅による比較を行うため, 最大水平振幅 $\gamma = 200\%$ (400mm 主梁方向), 200% (400mm 受梁方向), 加振周期 4 秒の真円加振を実施した。真円加振の累積変形は第 2.2.2 章表 2.2-11 に示す 3A 長周期に対応し約 50mm とした。

(e) 正弦波 1 方向大振幅加振

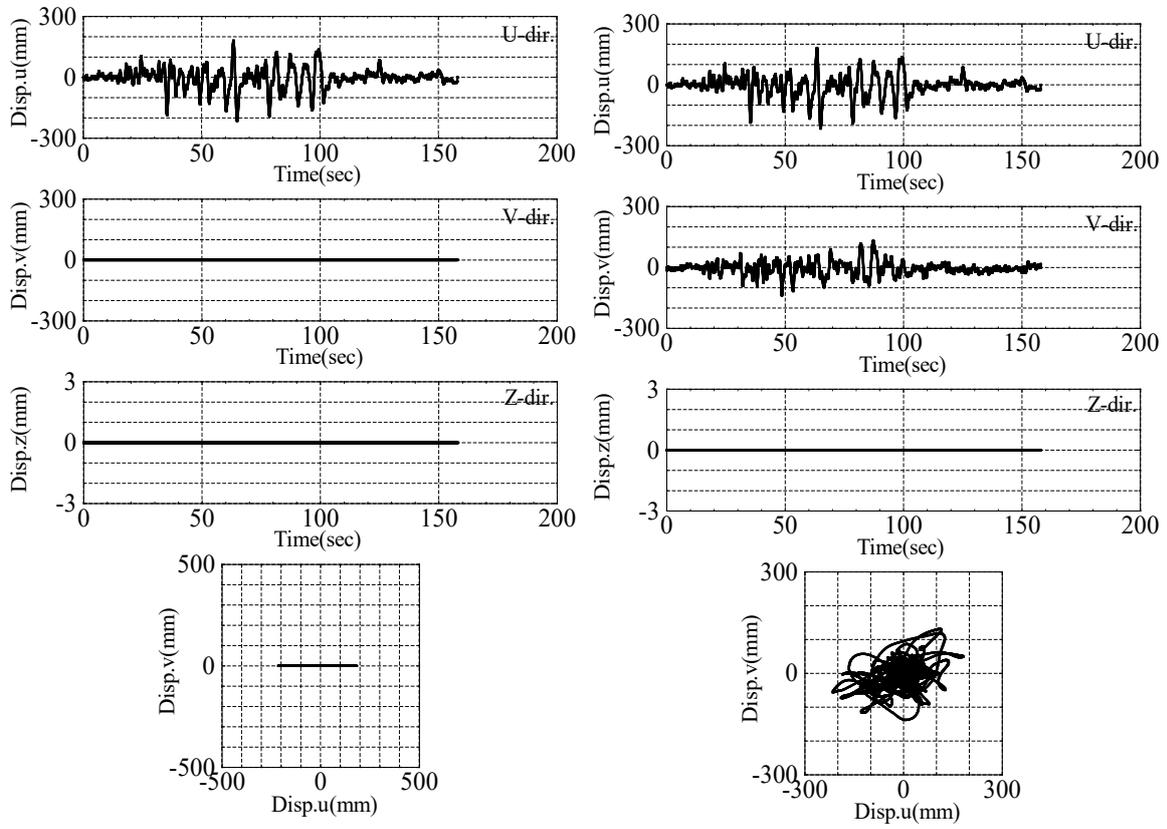
周期 4 秒, 最大水平振幅 $\gamma = 300\%$ (600mm), 350% (700mm), および 400% (800mm) の正弦波加振を実施した。振動台アキュムレータ性能の都合により, $\gamma = 300\%$ では 3 サイクル, $\gamma = 350\%$ および 400%では 2 サイクルの加振を実施した。加振方向は受梁方向である。



(a) 基本特性試験

(b) 正弦波 1 方向多数回繰返し (7 回繰返し)

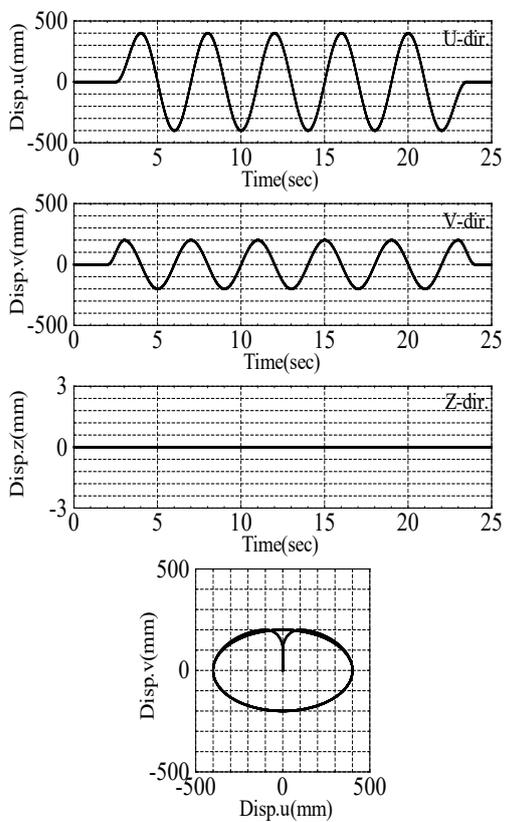
図 2.2-45 加振変位波形および変位軌跡 (基本特性試験、正弦波 1 方向加振)



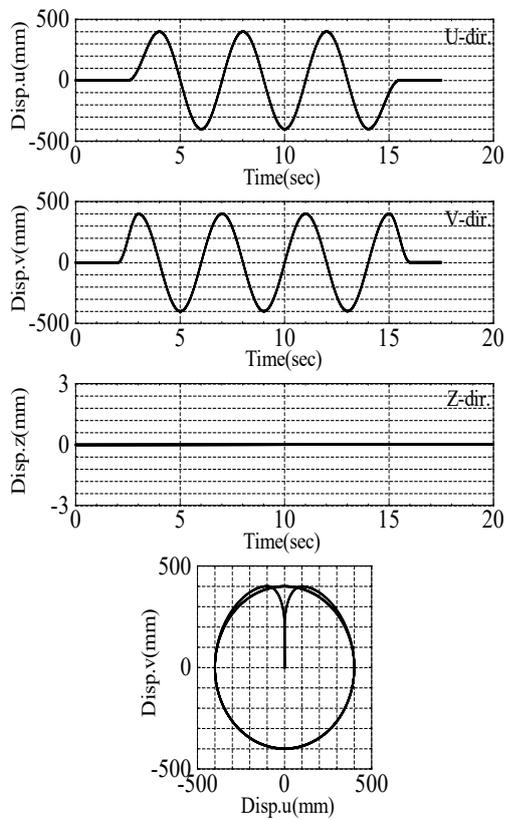
(a) 地震応答波 1 方向

(b) 地震応答波 2 方向 (6 回繰返し)

図 2.2-46 加振変位波形および変位軌跡 (地震応答波 1 方向, 2 方向加振)

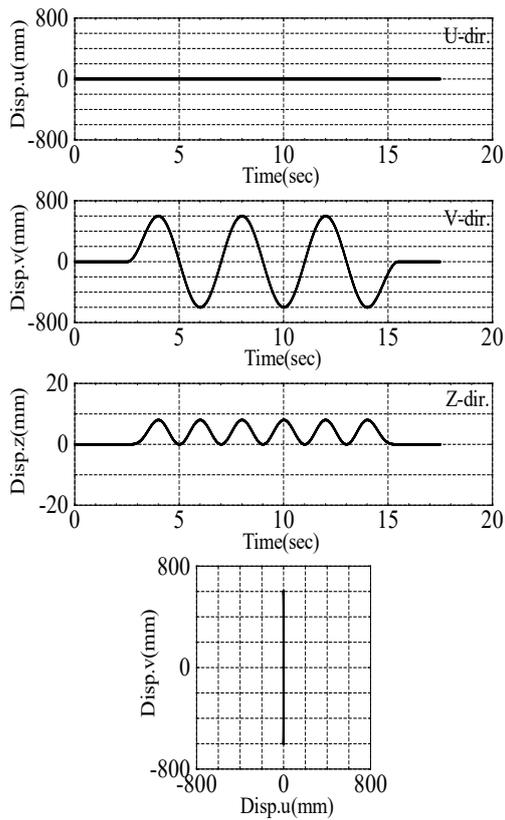


(e) 楕円加振 (12 回繰返し)

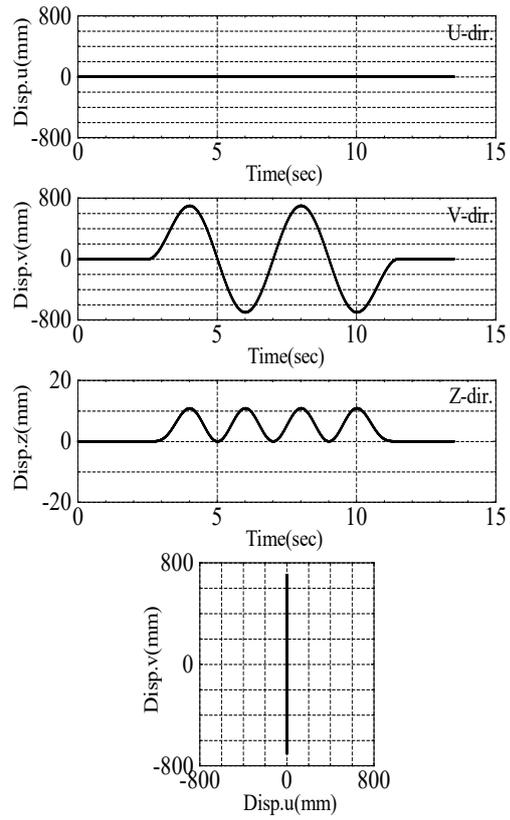


(f) 真円加振 (7 回繰返し)

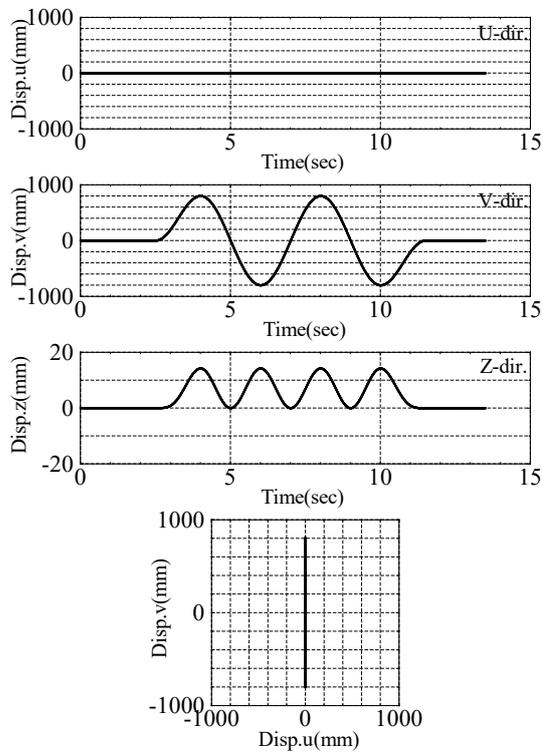
図 2.2-47 加振変位波形および変位軌跡 (楕円加振, 真円加振)



(a) 正弦波 1 方向大振幅 ($\gamma = 300\%$)



(b) 正弦波 1 方向大振幅 ($\gamma = 350\%$)



(c) 正弦波 1 方向大振幅 ($\gamma = 400\%$)

図 2.2-48 加振変位波形および変位軌跡 (正弦波 1 方向大振幅加振)

表 2.2-21 加振実験ケース一覧

No.	実施日	試験条件	加振方向	レベル	面圧 (MPa)	加振周期 (秒)	
1	10/17	基本特性 1	u	$\gamma 100\% \times 4\text{cyc.}$	5	80	
2		正弦波 1 方向	u	$\gamma 200\% \times 5\text{cyc.} \times 7$ 回 (累積変形 55m)	5	4	
3		基本特性 2	u	$\gamma 100\% \times 4\text{cyc.}$	5	80	
-		試験体冷却					
4		地震応答波 1 方向	u	$\gamma 109\%$ 継続時間 160 秒 $\times 1$ 回 (累積変形 10.1m)	5	-	
5		地震応答波 2 方向	u+v	u 方向 : $\gamma 109\%$, v 方向 : $\gamma 70\%$ 継続時間 160 秒 $\times 6$ 回 (累積変形 89.8m)	5	-	
6		基本特性 3	u	$\gamma 100\% \times 4\text{cyc.}$	5	80	
-		試験体冷却					
7		基本特性 4	u	$\gamma 100\% \times 4\text{cyc.}$	5	80	
8		正弦波 2 方向 楕円加振	u+v	u 方向 : $\gamma 200\%$, v 方向 : $\gamma 100\%$ $\times 5\text{cyc.} \times 12$ 回 (累積変形約 119.4m)	5	4	
9		基本特性 5	u	$\gamma 100\% \times 4\text{cyc.}$	5	80	
-		試験体冷却					
10		10/18	基本特性 6	u	$\gamma 100\% \times 4\text{cyc.}$	5	80
11			正弦波 2 方向 真円加振	u+v	u 方向 : $\gamma 200\%$, v 方向 : $\gamma 200\%$ $\times 3\text{cyc.} \times 7$ 回 (累積変形 57.4m)	5	4
12			基本特性 7	u	$\gamma 100\% \times 4\text{cyc.}$	5	80
-	試験体冷却						
13	正弦波 1 方向 大振幅		v	$\gamma 300\% \times 3\text{cyc.}$	5	4	
14	正弦波 1 方向 大振幅		v	$\gamma 350\% \times 2\text{cyc.}$	5	4	
15	正弦波 1 方向 大振幅		v	$\gamma 400\% \times 2\text{cyc.}$	5	4	

2.2.3.2 動的加振実験結果

(1) 力学特性値の算出方法

加振実験における鉛入り積層ゴムの特性値である降伏荷重 Q_d 、降伏後剛性 K_d 、等価減衰定数 H_{eq} および履歴吸収エネルギー ΔW は、図 2.2-49 および式(2.2-6)～式(2.2-8)に基づき算出した。

降伏荷重 Q_d は、履歴曲線において正負の切片荷重の絶対値平均で評価した。また、履歴曲線において、各加振試験における変位が、せん断ひずみ振幅： $\pm \gamma_{max}$ の 1/2 ひずみ時の点を結ぶ直線の傾きをその履歴曲線における降伏後剛性とし、履歴曲線の上側と下側の降伏後剛性 (K_{du} , K_{dd}) の平均を、その履歴曲線における降伏後剛性 K_d とした。なお、 Q_d , K_d の時刻歴結果は、3 サイクル目の値で除した変化率で評価した。各サイクルの履歴曲線の描く面積を履歴吸収エネルギーを ΔW とし、各加振ケースの履歴面積の累積値を累積履歴吸収エネルギー $\Sigma \Delta W$ とした。

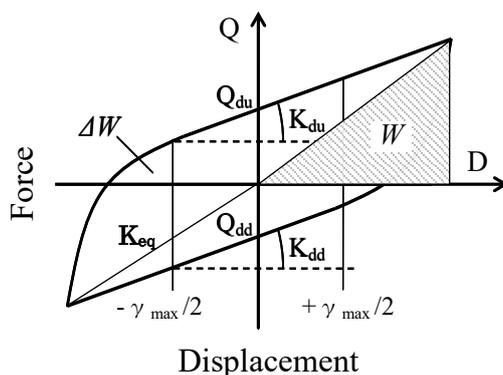


図 2.2-49 力学特性値算出の定義

$$\text{降伏荷重 } Q_d = \frac{|Q_{du}| + |Q_{dd}|}{2} \quad (2.2-6)$$

$$\text{降伏後剛性 } K_d = \frac{|K_{du}| + |K_{dd}|}{2} \quad (2.2-7)$$

$$\text{等価減衰定数 } H_{eq} = \frac{1}{4\pi} \cdot \frac{\Delta W}{W} \quad (2.2-8)$$

(2) 出庫試験結果

図 2.2-50 に、出庫試験における荷重 - 変形関係を示す。試験条件は、基準面圧である 15N/mm^2 、および本試験における試験面圧である 5N/mm^2 の 2 水準とし、せん断ひずみ $\pm 100\%$ 、周期 80 秒の正弦波加振を実施した。表 2.2-6 に設計値と出庫試験結果の比較を示す。これより、3 サイクル目の降伏荷重 Q_d は鉛直面圧 15N/mm^2 で 223.3kN であり、設計値に対して -11% となり、試験体の検収条件として設定したである $\pm 20\%$ を満たしていることを確認した。一方、鉛直面圧 5N/mm^2 における 3 サイクル目の Q_d は 201.4kN であった。

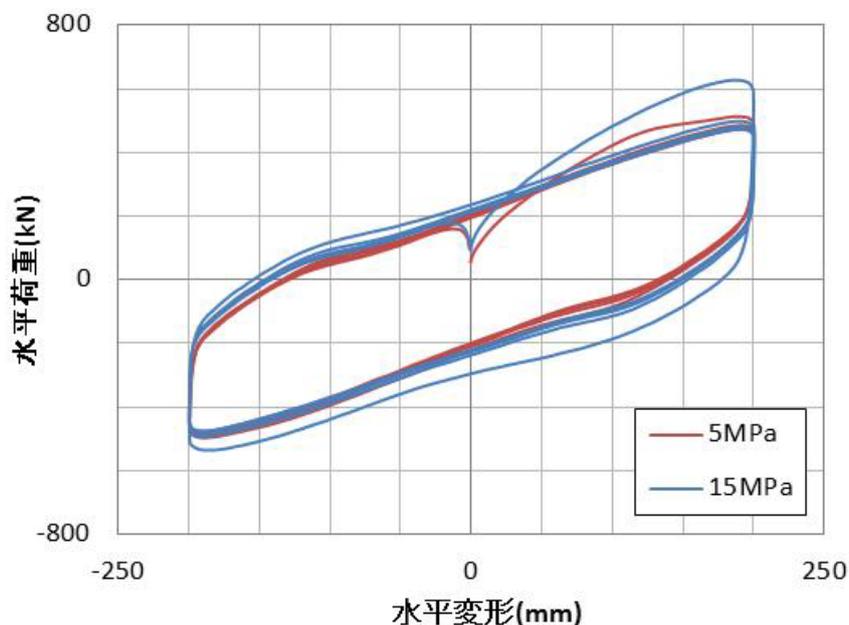


図 2.2-50 出庫試験の荷重-変形関係 (面圧 15N/mm^2 , 5N/mm^2)

表 2.2-6 設計値と出庫試験結果の比較

	面圧 (N/mm^2)	降伏荷重 Q_d (kN)	等価剛性 K_{eq} (kN/mm)	降伏後剛性 K_d (kN/mm)	等価減衰定数 H_{eq} (%)
設計値	15	250.4	2.83	-	26.5
出庫試験 15MPa	15	223.3	2.56	1.428	27.4
出庫試験 5MPa	5	201.4	2.58	1.570	24.7

(3) 基本特性試験

図 2.2-51 に出庫試験と加振前の基本特性試験（基本特性 1）の結果をあわせて示す。試験時の鉛直面圧は双方とも $5\text{N}/\text{mm}^2$ 、加振周期は 80 秒である。なお、水平荷重は試験体温度 20°C で温度補正をしたものとする。履歴ループは概ね一致しているものの、基本特性 1 の温度補正後の 3 サイクル目の降伏荷重 Q_d は 212.0kN であり、出庫試験の 201.4kN よりやや大きい。これは、試験機の違いや鉛直面圧の微小な変動等による影響と考えられる。

図 2.2-52 に各基本特性試験の荷重-変形関係を開始時のフランジ温度とあわせて示す。試験体温度の上昇とともに履歴ループが小さくなるが、温度低下に伴い、履歴ループも回復している。

図 2.2-53 に、基本特性試験における 3 サイクル目の Q_d と加振開始時のフランジ温度の関係を示す。図中には、1 日目の結果の近似曲線をあわせて示している。これより、真円加振後に実施した基本特性試験 7 回目の結果は、近似曲線を大きく下回っていることがわかる。また、図 2.2-54 にフランジ温度を 20°C で補正した降伏荷重を示す。図より、真円加振直後の力学性能が他に比べ低下していることは明らかである。以上より、真円加振中に試験体に何らかの損傷が生じた可能性が考えられる。

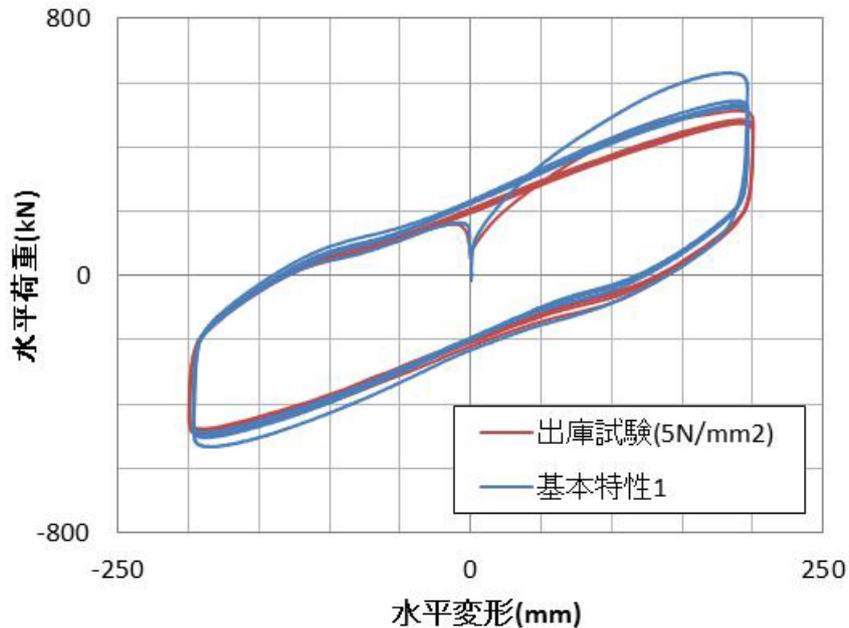
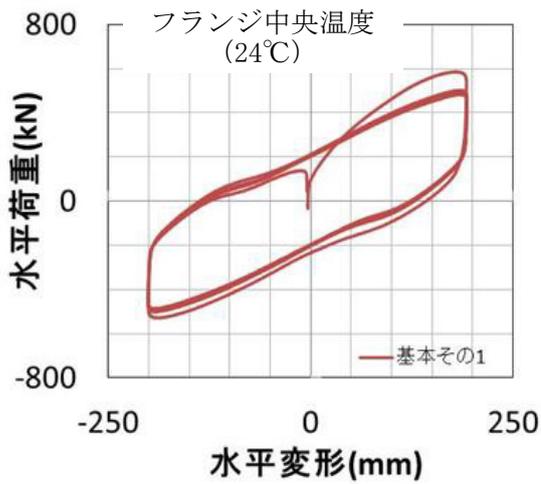
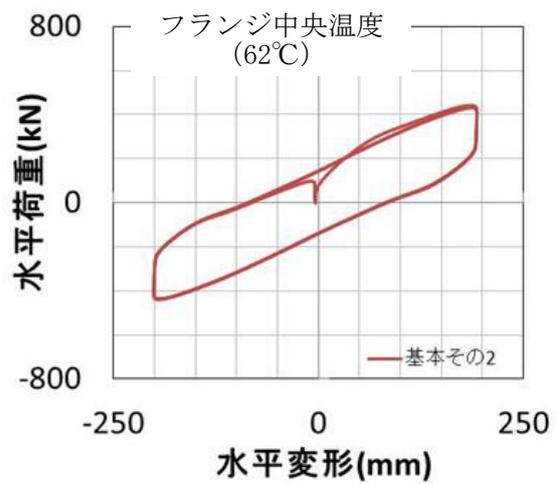


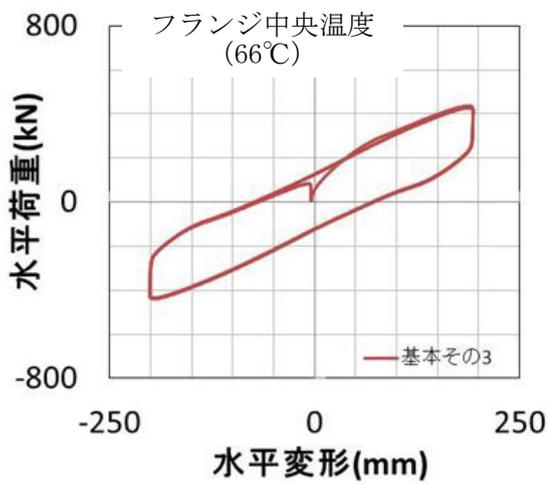
図 2.2-51 出庫試験と基本特性試験の比較



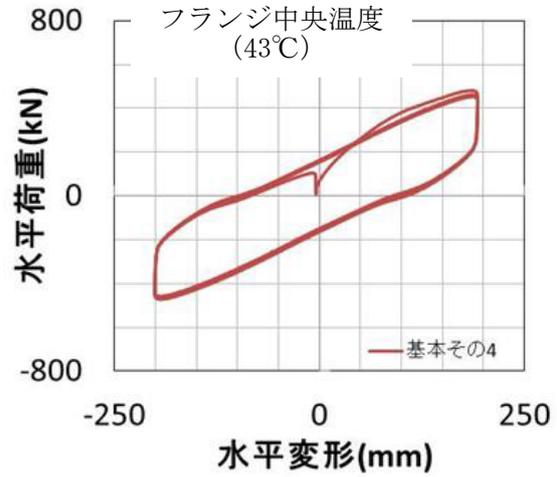
(a) 基本特性 1 : 実験前 / 1 日目



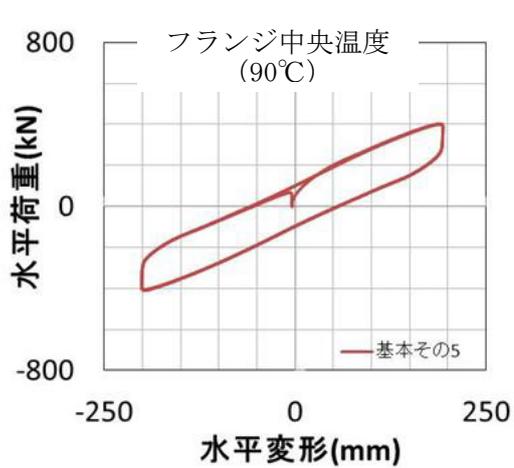
(b) 基本特性 2 : 正弦波 1 方向直後 / 1 日目



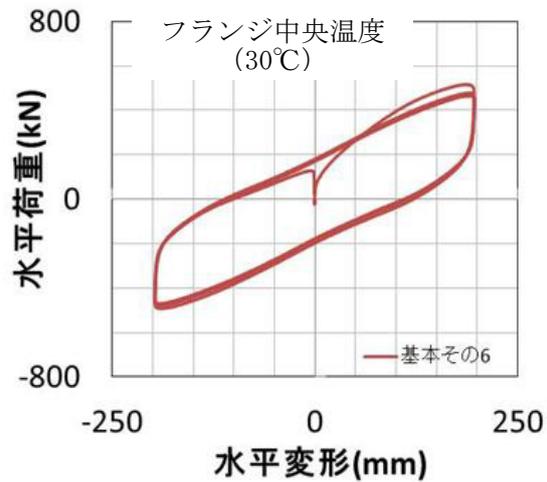
(c) 基本特性 3 : 地震応答波加振直後 / 1 日目



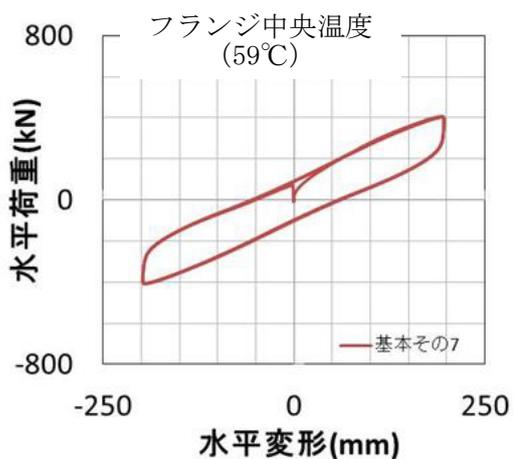
(d) 基本特性 4 : 楕円加振直前 / 1 日目



(e) 基本特性 5 : 楕円加振直後 / 1 日目



(f) 基本特性 6 : 真円加振直前 / 2 日目



(g) 基本特性 7：真円加振直後／2 日目

図 2. 2-52 基本特性の変化

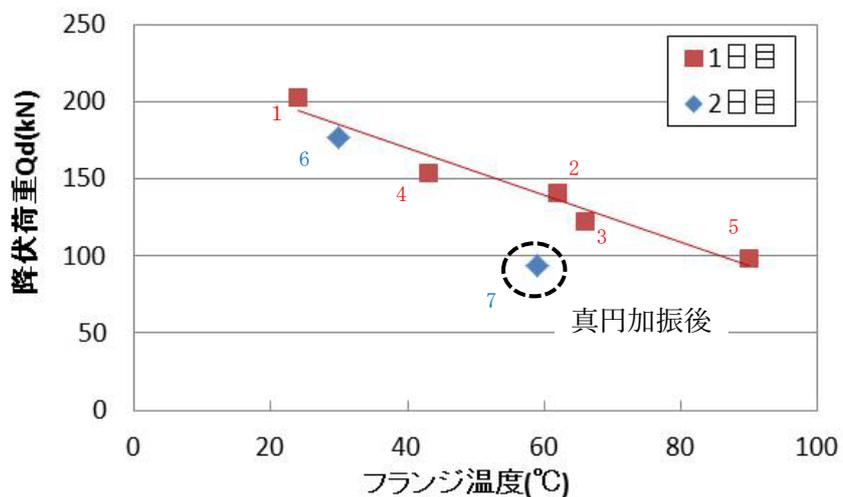


図 2. 2-53 フランジ温度と降伏荷重の関係

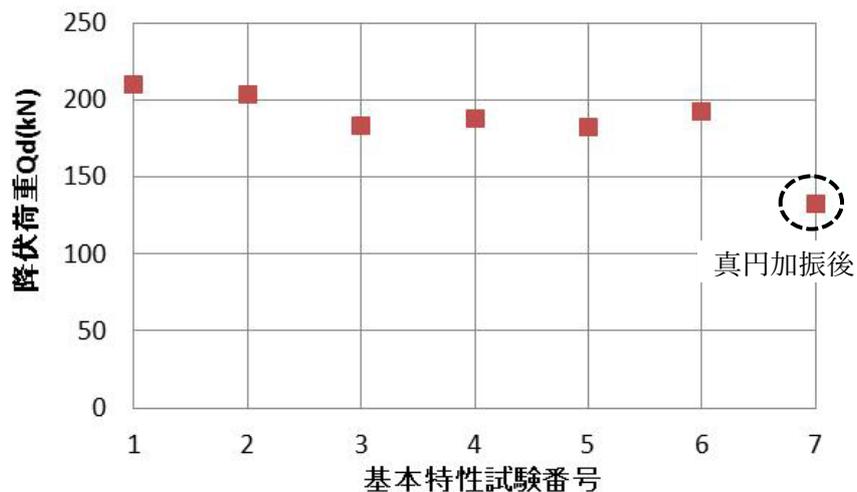


図 2. 2-54 温度補正後の降伏荷重

(4) 正弦波 1 方向多数回繰返し加振実験

写真 2.2-5 に 400 mm 変形（せん断ひずみ 200%）時の試験体写真を示す。図 2.2-55 に正弦波 1 方向多数回繰返し試験の荷重－変形関係を示す。繰返し回数が増すごとに降伏荷重が低下し履歴ループが小さくなっているものの、安定したループを描いている。

図 2.2-56 に降伏荷重 Q_d および降伏後剛性 K_d の変化を示す。なお、3 サイクル目の値を 1 として基準化している。 Q_d は、振動台性能により 5 サイクル毎にインターバルがある都合上、インターバル毎に回復しているが、初期サイクルで Q_d が急激に低下し、それ以降の低下は緩やかである傾向が見られる。 Q_d は最終サイクルで 3 サイクル目の値に対して 55% まで低下した。 K_d の変化は Q_d に比べ小さい。



写真 2.2-5 400mm 変形時の試験体

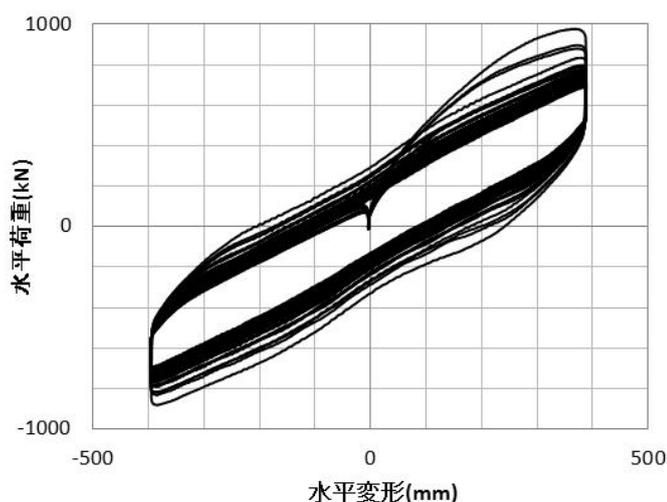
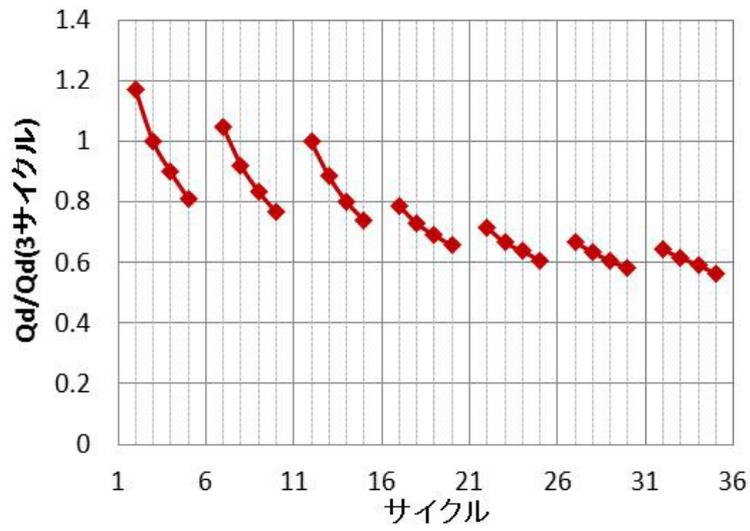
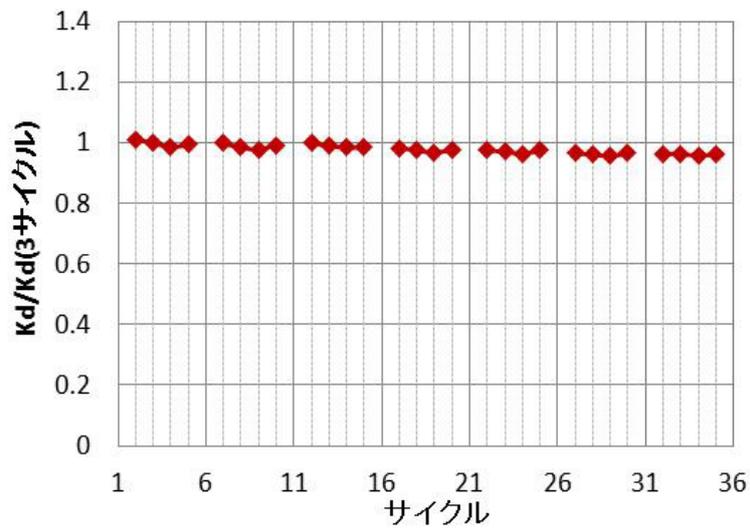


図 2.2-55 正弦波 1 方向多数回繰返し試験の荷重－変形関係
（周期 4 秒，せん断ひずみ ±200%，35 サイクル）



(a) 降伏荷重 Q_d



(b) 降伏後剛性 K_d

図 2.2-56 力学特性値の変化

(正弦波 1 方向多数回繰返し加振, せん断ひずみ 200%)

図 2.2-57 に降伏荷重 Q_d を鉛プラグの断面積で除した降伏せん断応力 τ_y と鉛プラグ単位体積当たりの累積エネルギー E/V_p ($=$ 履歴吸収エネルギー ΔW / 鉛プラグ体積) の関係を示す。降伏せん断応力については加振初期では設計で用いられる 8.33N/mm^2 よりも大きい
が、徐々に低下し、加振終了時には 4N/mm^2 程度に至っている。

図 2.2-58 に正弦波 1 方向加振時の温度計測結果を示す。これより、鉛中央温度は加振開始と同時に急上昇し、加振が終了すると直ちに温度が低下し始めていることがわかる。これに対し、鉛上部やフランジ中央の温度上昇は緩やかで、加振終了後も温度が上昇し続けている。この現象は鉛中央で発生した熱が、徐々に鉛上部やフランジに熱伝導されているためと推察される。なお、フランジ端部や被覆ゴム内部の温度はほとんど上昇しなかった。

正弦波 1 方向加振では、加振中に鉛上部の熱電対が断線し、鉛中央の熱電対の抜け出しが確認されたため、以降のケースについてはこの 2 計測点は参考値とした。

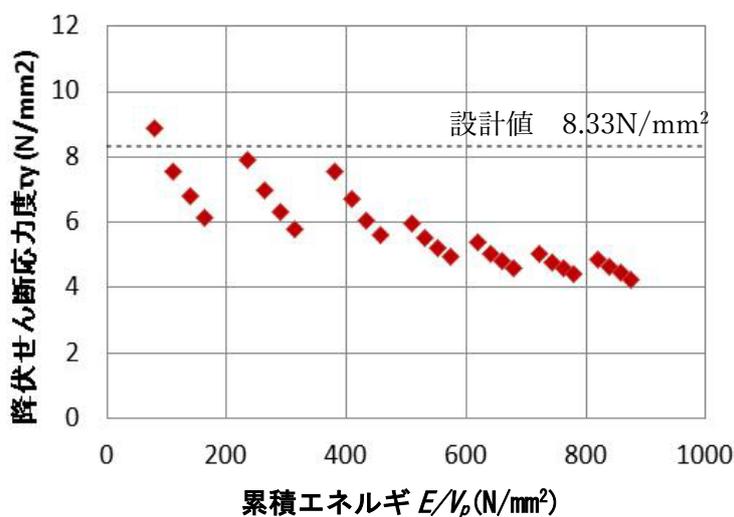


図 2.2-57 降伏せん断応力 τ_y と鉛プラグ単位体積当たりの累積エネルギー E/V_p 関係

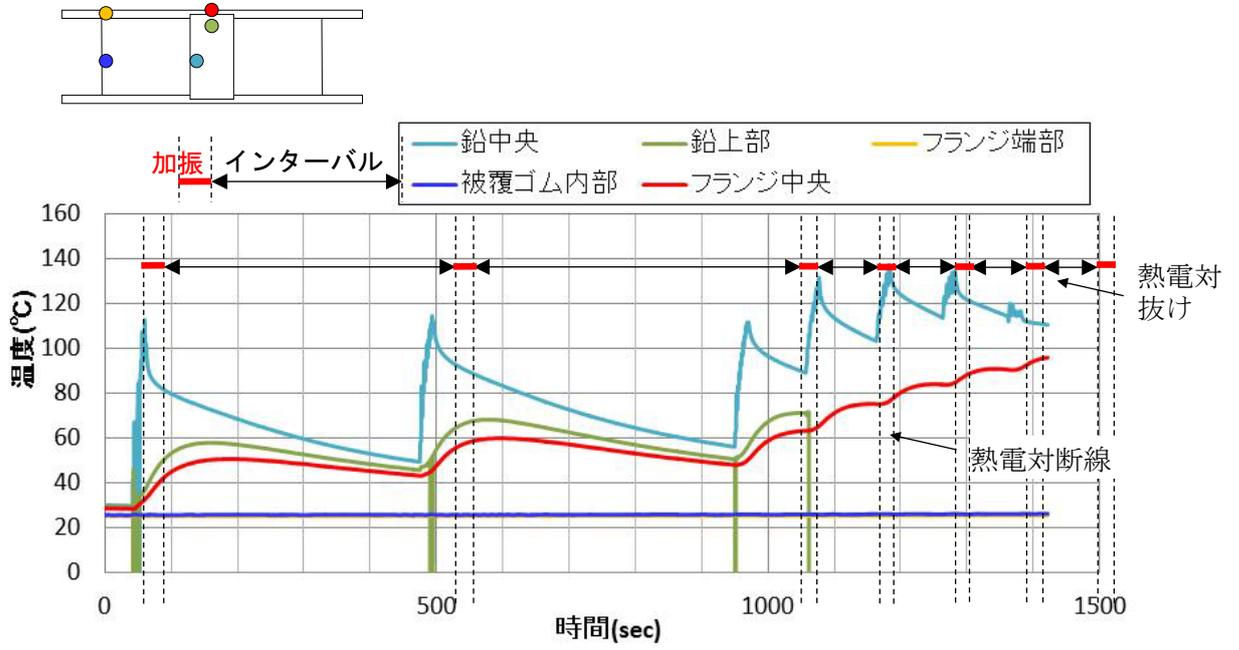
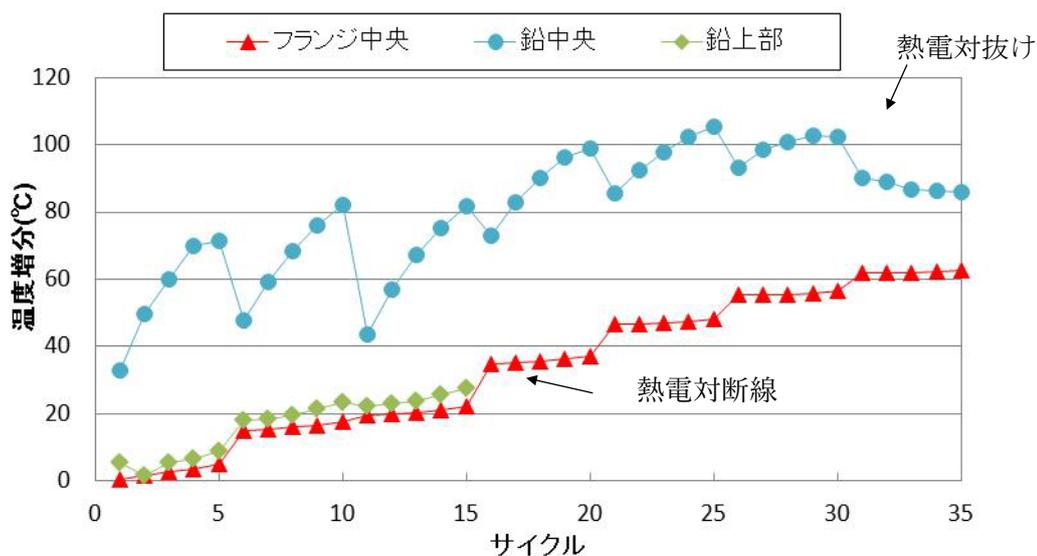
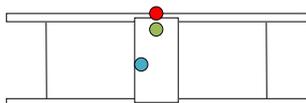
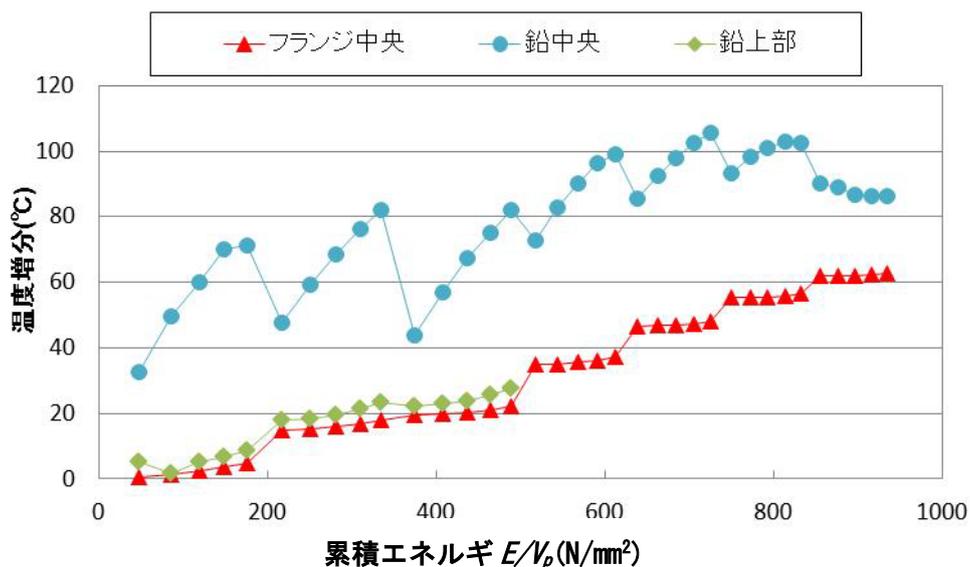


図 2. 2-58 試験体内部温度の推移
 (正弦波 1 方向多数回繰返し)

図 2.2-59 に加振サイクル，鉛プラグ単位体積当たりの累積エネルギー E/V_p と試験体温度の関係を示す．これより，加振サイクルと E/V_p 値の関係は概ね同等である．鉛中央は加振インターバルにより温度低下するが，鉛上部とフランジ中央はサイクル数，累積エネルギーに比例して温度が上昇していることがわかる．



(a) 加振サイクルと温度増分関係



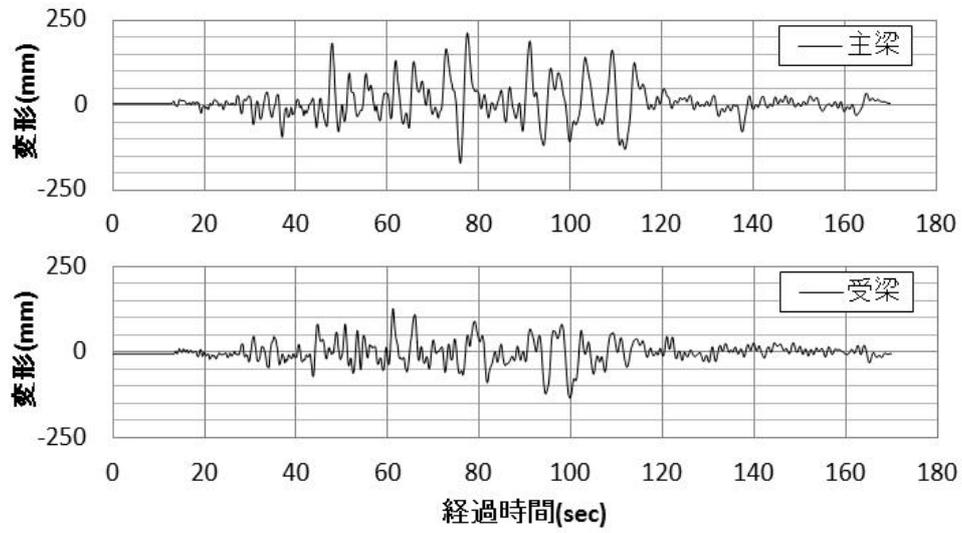
(b) 累積エネルギー E/V_p と温度増分関係

図 2.2-59 加振サイクル，累積エネルギー E/V_p と試験体温度の関係

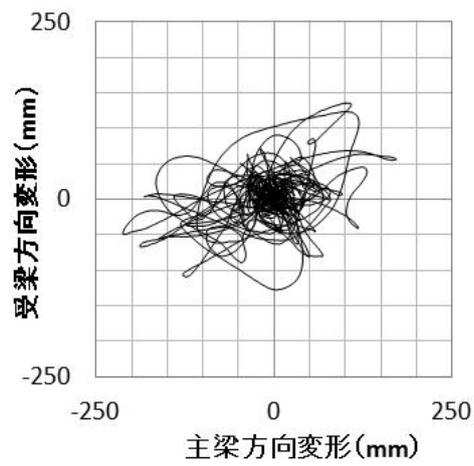
(5) 地震応答波加振実験

図 2.2-60 に地震応答波加振実験の変位時刻歴波形および 2 方向加振の変位軌跡を示す。図 2.2-61 に地震応答波 1 方向加振実験および 2 方向加振 (1 回目) 実験の主梁方向における荷重-変形関係, 図 2.2-62 に変位振幅がせん断ひずみ 50%を超えたサイクルにおける降伏荷重 Q_d を, 図 2.2-63 に累積履歴吸収エネルギー $\Sigma \Delta W$ を示す。なお, 1 方向加振時の加振開始時フランジ中央温度は 33.4℃, 2 方向加振では 42.6℃であった。

図 2.2-61 および図 2.2-62 より, 直交方向振幅および温度上昇の影響により, 主梁方向の荷重-変形関係は 2 方向加振時の方が小さくなっていることがわかる。同じ変位振幅における 1 方向加振と 2 方向加振の Q_d の差は, 2 方向加振の受梁方向の変位振幅が比較的大きい 50 秒~100 秒の間で顕著であり, 温度上昇だけでなく, 直交方向の変位振幅が Q_d に与える影響は大きいと言える。1 加振の累積履歴吸収エネルギー $\Sigma \Delta W$ は, 1 方向加振では 1.6×10^6 (kN・mm), 2 方向加振では 2.2×10^6 (kN・mm) であった。

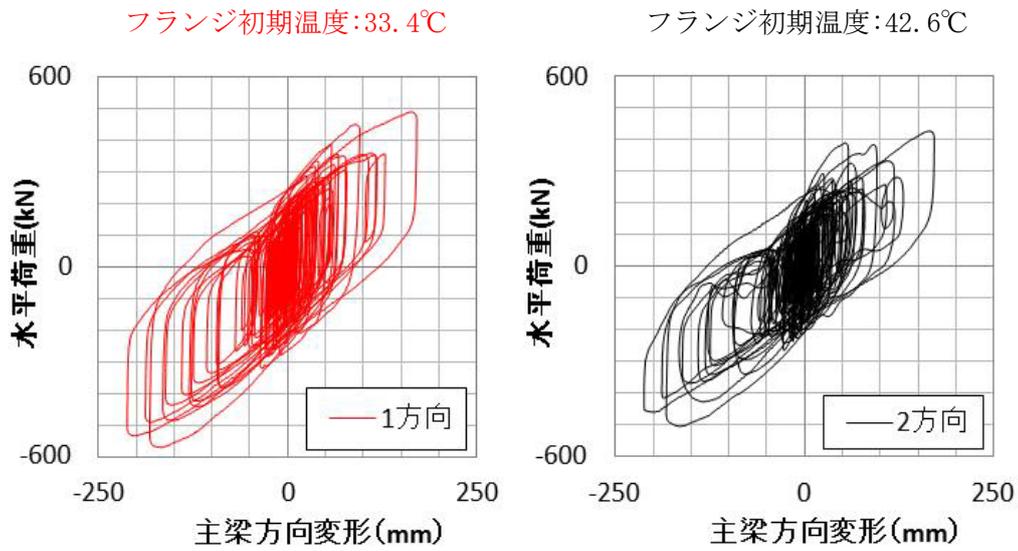


(a) 時刻歴波形



(b) 変位軌跡 (2方向加振)

図 2.2-60 地震応答波加振の時刻歴波形



(a) 1方向加振 主梁方向 (b) 2方向加振 主梁方向

図 2.2-61 地震応答波 1方向および2方向加振の荷重-変形関係

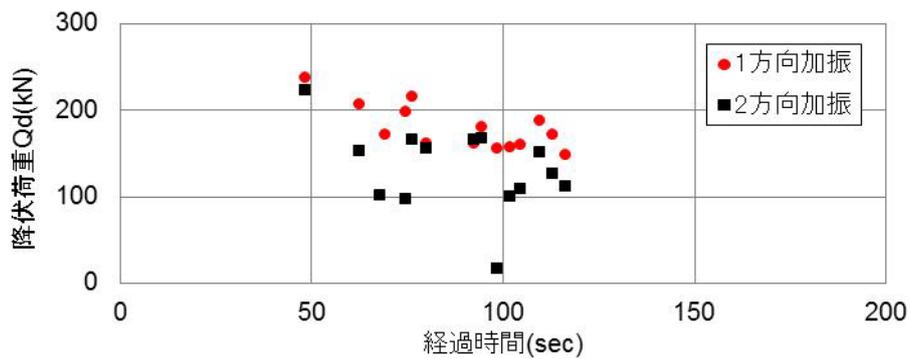


図 2.2-62 地震応答波加振の降伏荷重 Q_d の推移

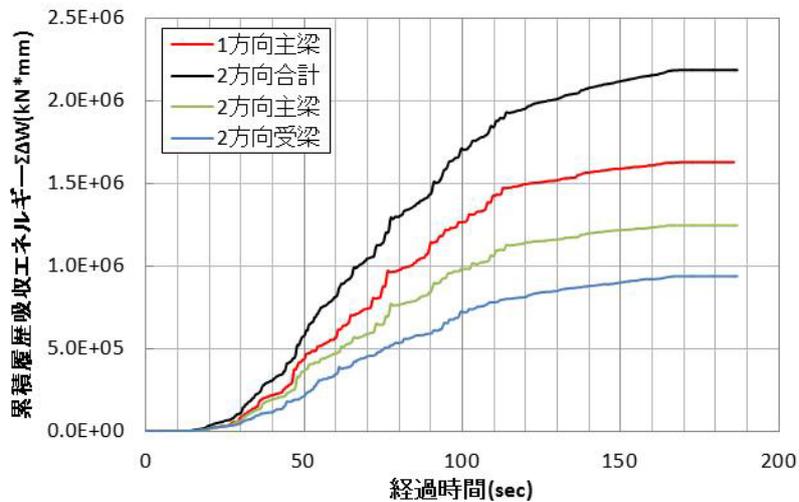
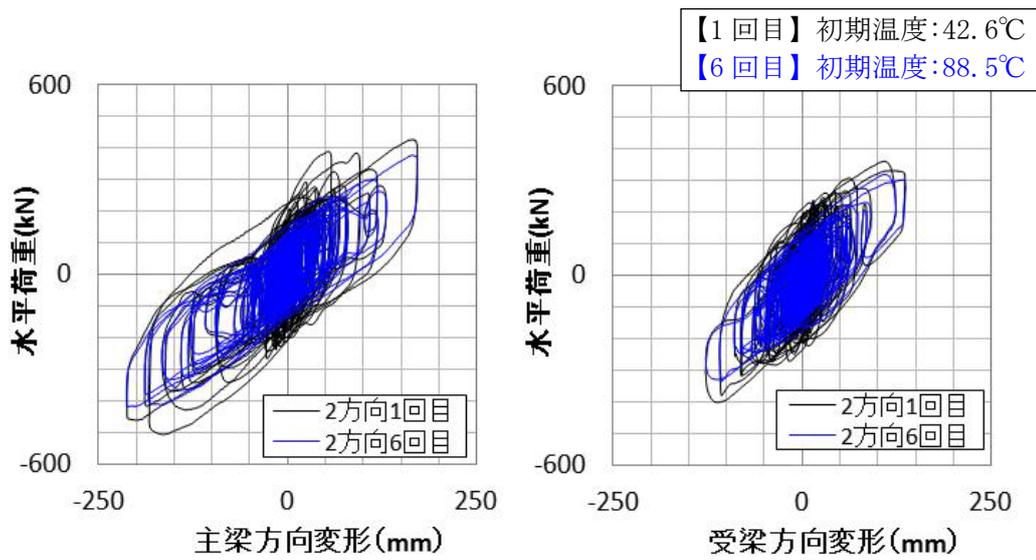


図 2.2-63 累積履歴吸収エネルギー $\Sigma \Delta W$ (1加振分)

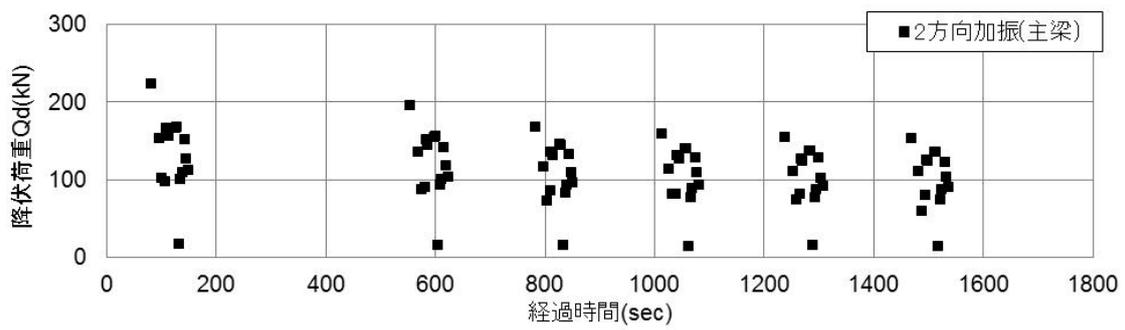
図 2.2-64 に 2 方向加振の初回（1 回目）と最終回（6 回目）の荷重-変形関係をあわせて示す。また、図 2.2-65 には変位振幅がせん断ひずみ 50%を超えたサイクルにおける Q_d を示す。なお、加振開始時のフランジ中央温度は初回が 42.6℃、最終回が 88.5℃であった。

荷重-変形関係の 6 回目の比較から、繰返しによる荷重の低下が認められる。 Q_d は主梁方向受梁方向ともに加振回数とともに低下しているが、初期の回数における低下に比べ、後半の低下は緩やかである。この傾向は、正弦波 1 方向多数回繰返し加振でも見られた傾向である。

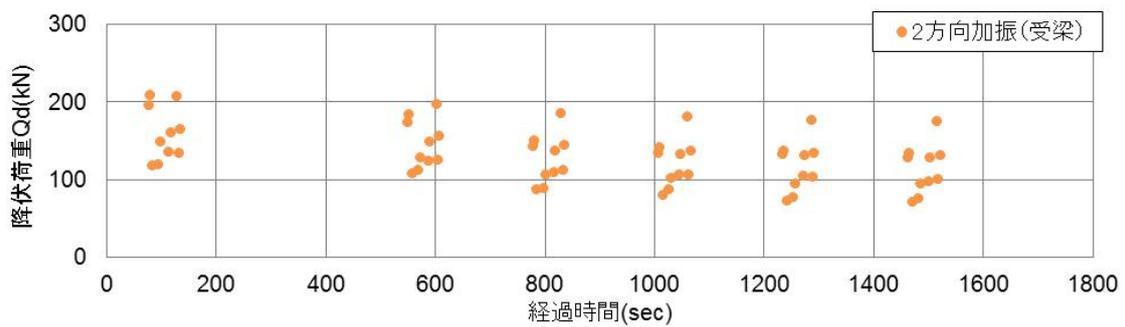


(a) 2方向加振 主梁方向 (b) 2方向加振 受梁方向

図 2.2-61 地震応答波 2方向加振の荷重-変形関係



(a) 主梁方向



(b) 受梁方向

図 2.2-65 地震応答波 2方向加振の Q_d の推移

図 2.2-66, 図 2.2-67 に地震応答波 1 方向加振および 2 方向加振における試験体の温度計測結果を示す。なお、鉛中央の温度は、熱電対の抜け出しによる位置ずれが確認されていることから、参考値とした。試験体の温度は、振幅が大きくなる 50 秒～120 秒で上昇するが、その他の部分では大きな温度上昇は見られない。フランジ中央温度は、1 方向加振で 33.4℃から 49.8℃（温度増分 16.4℃）に上昇し、2 方向加振（1 回目）では 42.6℃から 64.4℃（温度増分 21.8℃）上昇した。鉛中央温度は、熱電対の位置ずれにより鉛プラグ付近のゴム温度を計測していると考えられるが、フランジ温度よりも 10℃程度温度が高い。

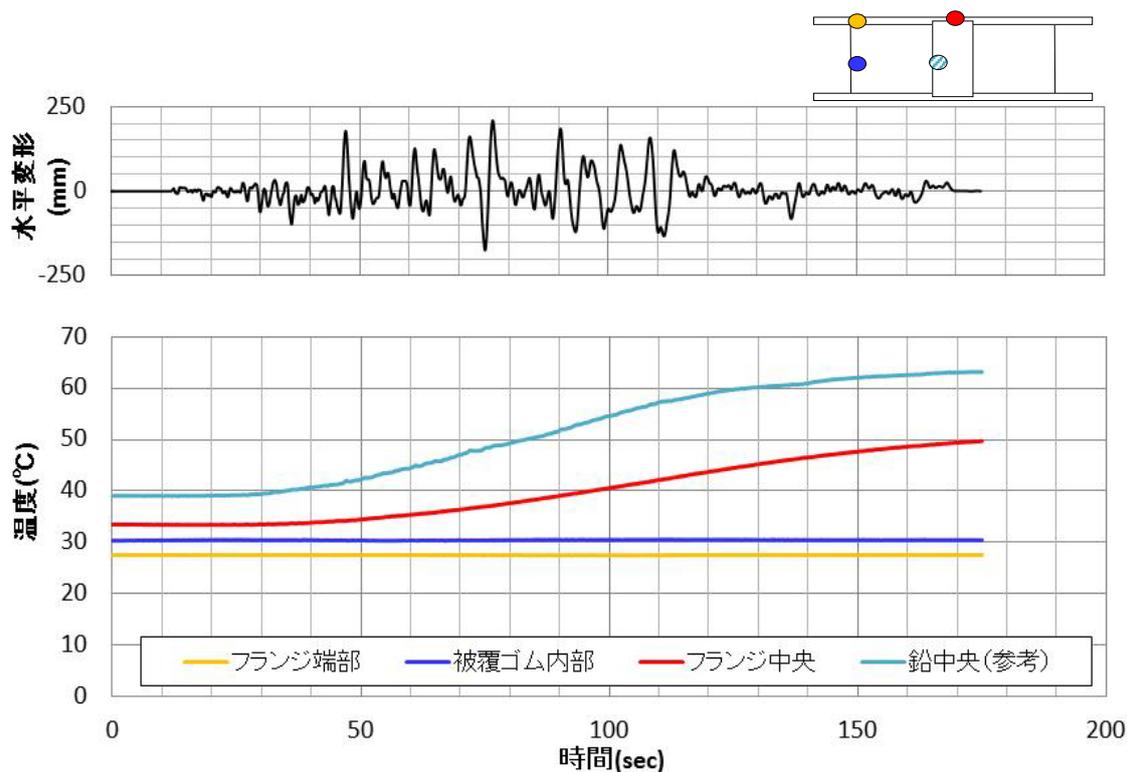


図 2.2-66 地震応答波 1 方向加振における温度の推移

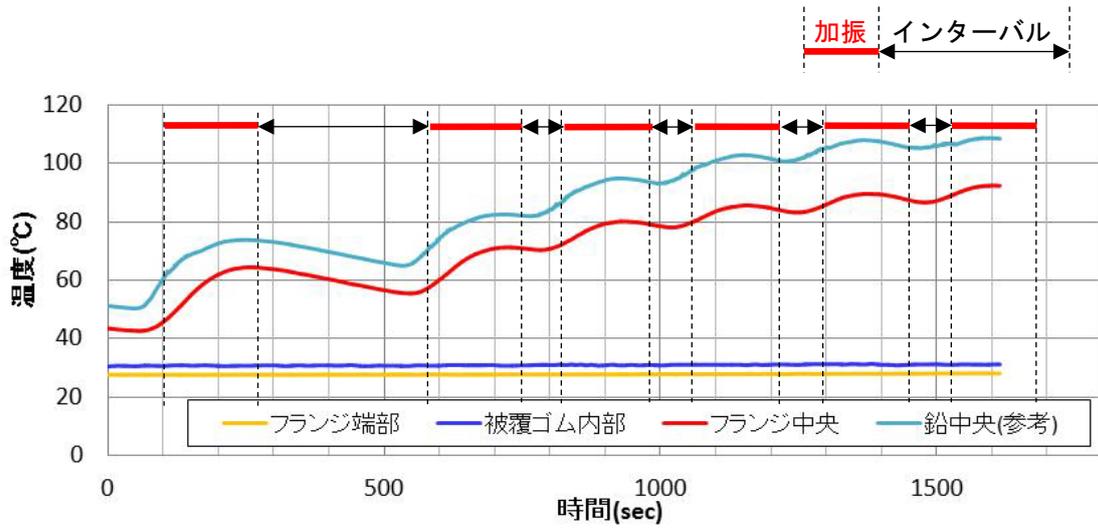
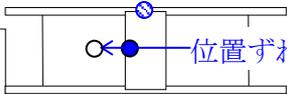
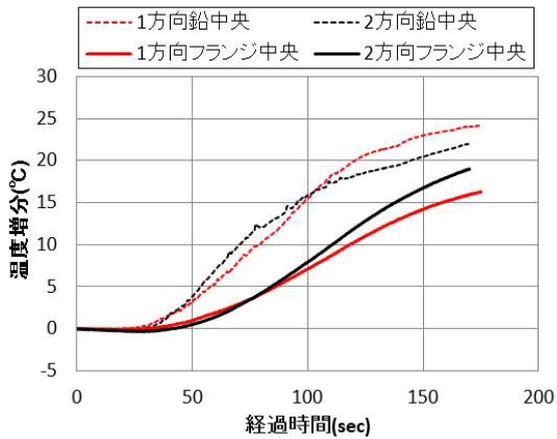


図 2.2-67 地震応答波 2 方向加振における温度の推移

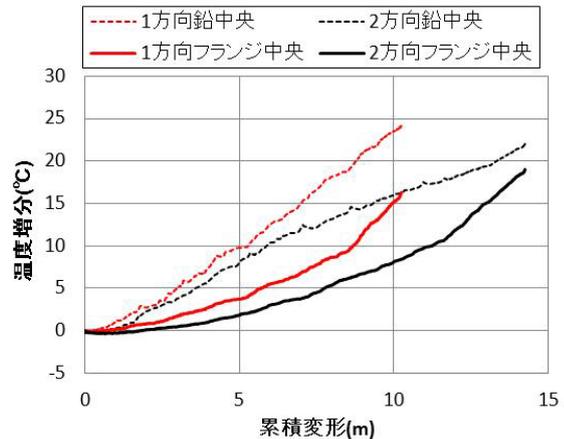
図 2.2-68 に地震応答 1 方向加振と 2 方向加振の試験体温度と経過時間・累積変形量・鉛プラグ単位体積当たりの累積エネルギー E/V_p の関係を比較して示す。なお、鉛中央の温度は、熱電対の位置ずれが確認されたことから、参考値とした。

図 2.2-68 (a) より、加振振幅が大きい 50～120 秒の間に温度が急増する傾向は 1 方向・2 方向で共通して見られる。図 (b) (c) から、同じ累積変形および鉛プラグ単位体積当たりの累積エネルギー E/V_p における温度増分は 1 方向加振のほうが大きい、2 方向加振の初期温度が高いことも一因と推察される。本加振は、2 方向加振の受梁方向のせん断ひずみが最大で 70%程度で、2 方向加振が試験体の温度上昇に与える影響は小さかったと考えられる。

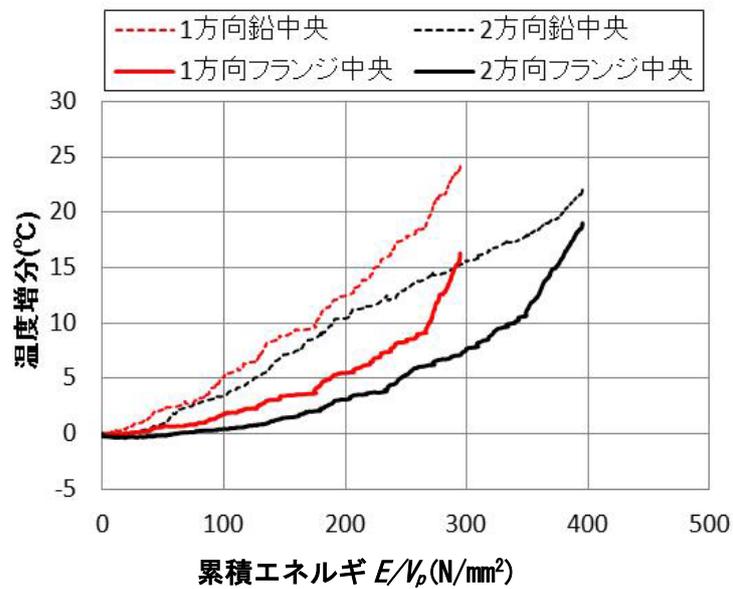
1 方向加振	初期温度…鉛中央 39.0℃, フランジ中央 33.4℃	
2 方向加振	初期温度… 50.6℃, 42.6℃	



(a) 経過時間との関係



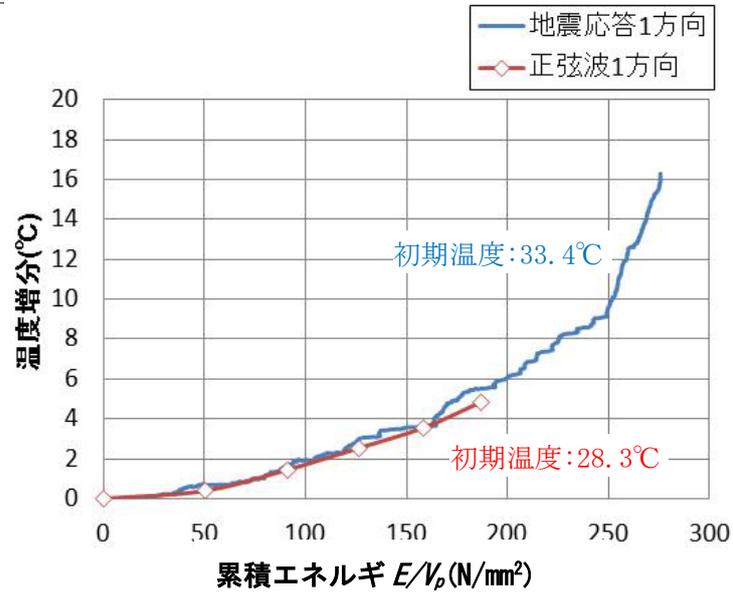
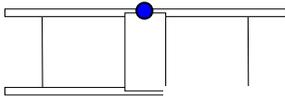
(b) 累積変形との関係



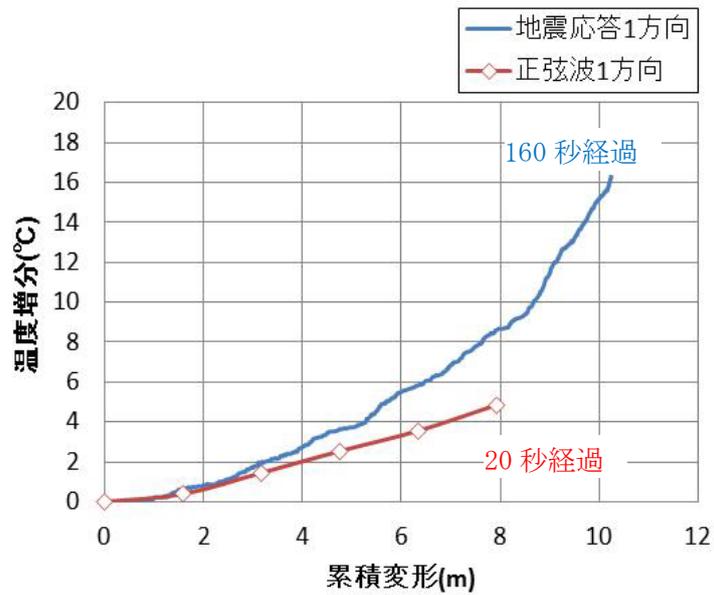
(c) 累積エネルギー E/V_p との関係

図 2.2-68 温度増分の比較(地震応答波 1 方向・2 方向)

図 2.2-69 に地震応答波 1 方向加振における累積変形・鉛プラグ単位体積当たりの累積エネルギー E/V_p と温度上昇の関係を正弦波 1 方向加振 (1 回目) と比較して示す。累積エネルギーでの比較では温度増分は同等であるが、同じ累積変形における温度増分は正弦波加振が小さい傾向が見られる。これは、同じ累積変形に達する時間が地震応答波加振よりも短いため、加振直後では鉛中央で発生した熱がフランジ上部まで伝導していないためと考えられる。



(a) 累積エネルギーとの関係



(b) 累積変形との関係

図 2.2-69 地震応答 1 方向加振と正弦波 1 方向加振のフランジ中央温度増分の比較

図 2. 2-70 に真円加振における温度計測結果を示す。フランジ端部および被覆ゴム内部では温度は上昇していないが、フランジ中央温度は加振開始直後に上昇を始め、加振終了後も上昇し続けていることがわかる。真円加振開始時のフランジ中央温度は 31.0℃で最高温度は 70.1℃であった（温度増分 39.1℃）。真円加振全サイクルの累積履歴吸収エネルギー $\Sigma \Delta W$ は 1.2×10^6 (kN・mm) であり、これを鉛プラグ熱容量で除した値は 71.5℃である。

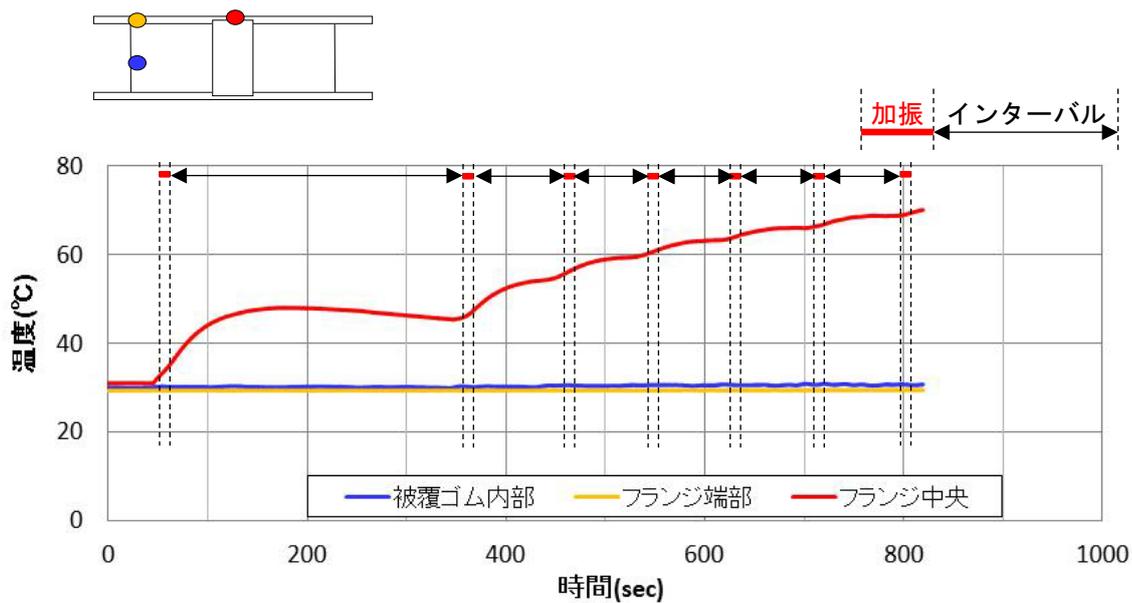


図 2. 2-70 真円加振における温度の推移

(6) 正弦波 1 方向大振幅加振実験

図 2.2-71 に荷重-変形関係を, 図 2.2-72 に鉛直沈み込み量を示す. また, 写真 2.2-6~8 に, 試験体の破断状況写真を示す. 図 2.2-71 より, 変形約 500mm(せん断ひずみ $\gamma =$ 約 250%) まで荷重-変形関係は概ね線形であるが, それ以降はハードニングが顕著になっている. 鉛直方向の沈み込み量は, $\gamma = 300\%$ で最大 1.3mm, $\gamma = 350\%$ で 2.8mm, $\gamma = 400\%$ で 4.7mm であった.

$\gamma = 300\%$, 350% では, 試験体に異常は認められず, 安定した履歴を描いていた. $\gamma = 400\%$ では, $+400\%$ を経験後, -399% で積層ゴムが破断した. 破断時の水平荷重は 1614kN であった. なお, 破断箇所は上から 4 層目のゴムであった.

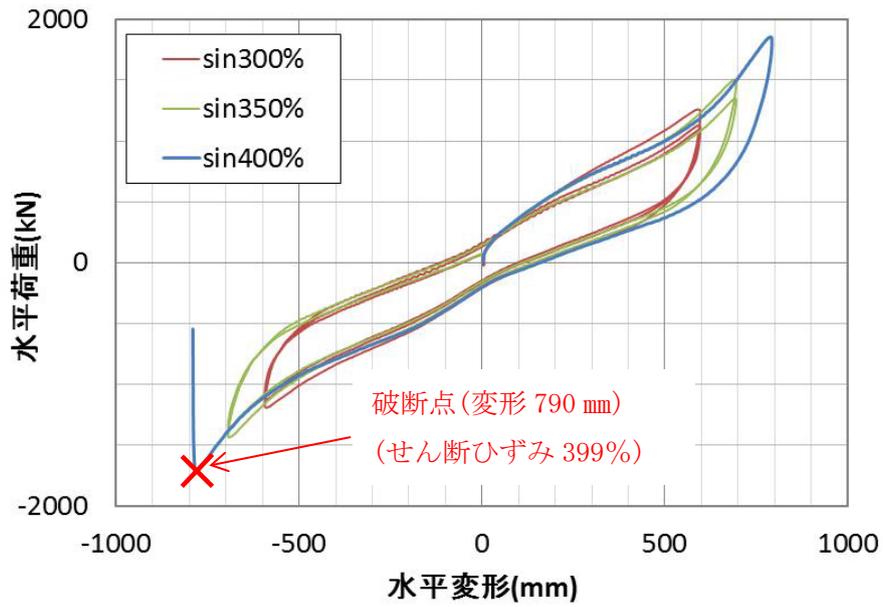


図 2.2-71 正弦波 1 方向大振幅加振の荷重－変形関係

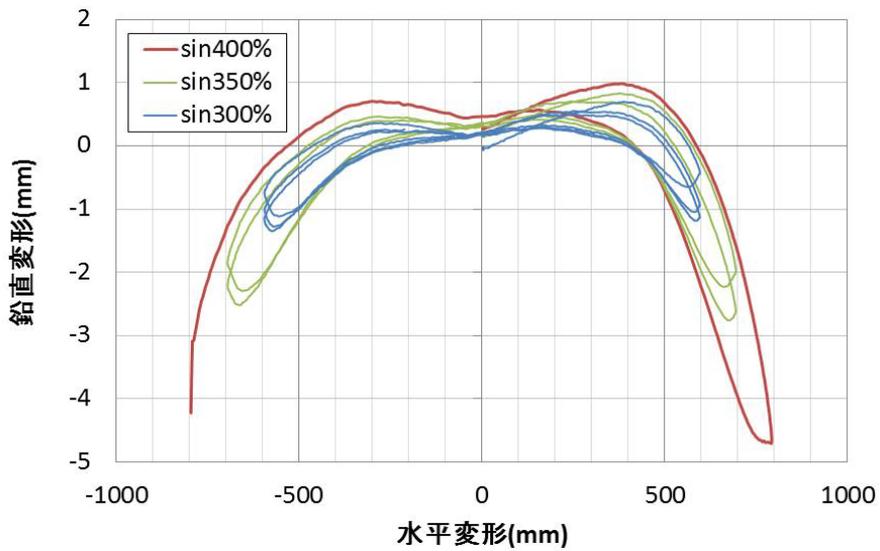


図 2.2-72 正弦波 1 方向大振幅加振における試験体の鉛直変形



写真 2.2-6 破断後の試験体（下側）



写真 2.2-7 破断後の試験体（上側）



写真 2.2-8 飛散した鋼板と鉛プラグ

2.3 エネルギー吸収量の観点から評価した特性変化

第 2.2.1～2.2.3 章で示した動的加振実験結果を LRB のエネルギー吸収の観点からまとめた結果を示す。まとめでは鉛プラグ単位体積当たりのエネルギー吸収量 E/V_p と鉛プラグ降伏応力 τ_p の関係を示す。

図 2.3-1, 図 2.3-2 に第 2.2.1 章で示した加振実験の結果を示す。

各装置サイズでの Q_d 低下率は同じ加振周期の場合、せん断ひずみ γ の値が大きいほど Q_d の低下は大きい傾向があり、同じせん断ひずみ γ の場合、加振周期が短いほうが Q_d の低下は大きい傾向がある。

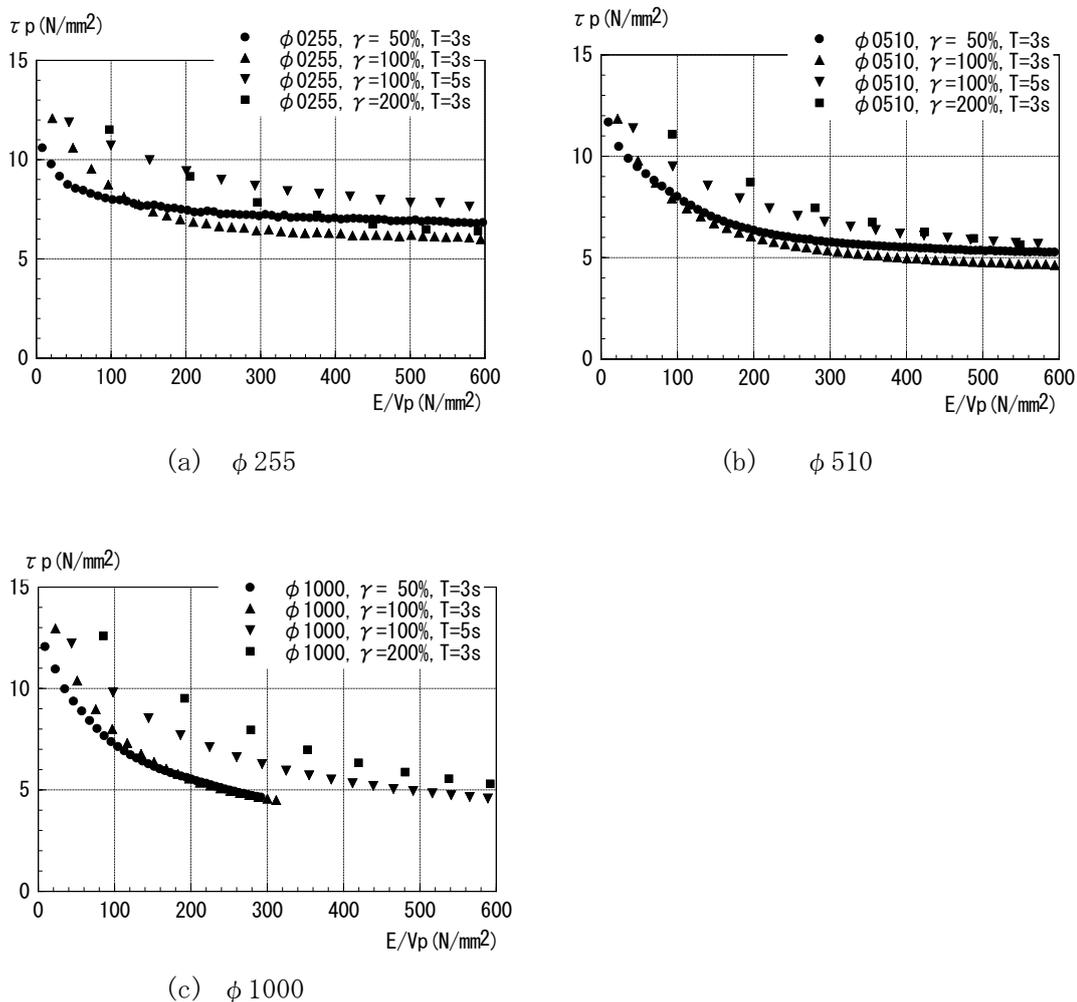


図 2.3-1 アクチュエータ実験を用いた動的加振実験結果（装置サイズ毎）

同じ加振条件での Q_d 低下率は装置サイズが大きいほど Q_d の低下は大きい傾向がある。

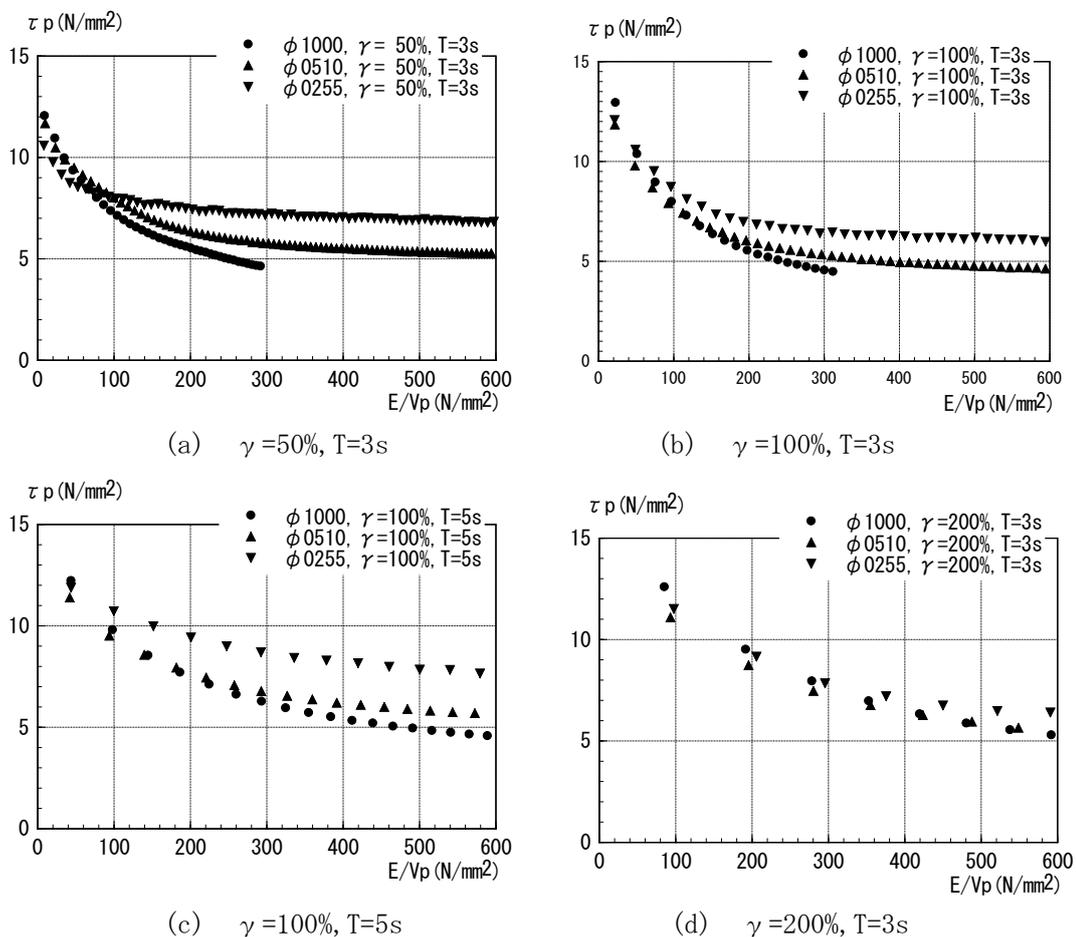
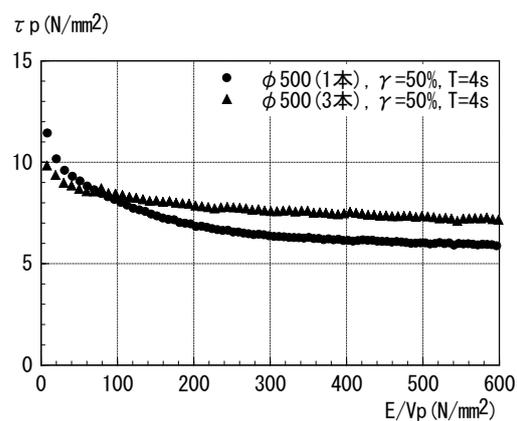


図 2.3-2 アクチュエータ実験を用いた動的加振実験結果（加振条件毎）

これらの結果の考察から、LRB の Q_d 低下率は鉛プラグの単位体積当たりのエネルギー量を指標として示すことができ、単位時間当たりのエネルギー入力量や装置サイズが影響することがわかる。

図 2.3-3 に第 2.2.2 章で示した加振実験の結果を示す。

同一降伏耐力を有する LRB について、単一プラグ (1 本) の方が、分散プラグ (3 本) の場合の方が Q_d の低下は大きい傾向がある。ただし積層ゴムせん断ひずみ $\gamma=200\%$ の場合は顕著な差は見られない。これは分散プラグの場合に、プラグ部分側面の面積が大きくなるために、鉛プラグでの発熱が周囲に逸散することが大きくなり、鉛プラグの発熱による LRB の特性変化の影響が小さくなるためであると考えられる。



(a) $\gamma=50\%$, $T=4s$

図 2.3-3 アクチュエータ実験を用いた動的加振実験結果 (鉛プラグ本数の違い)

2.4 第2章のまとめ

本章では鉛入り積層ゴムを対象とした，実大・縮小試験体の動的加振実験結果を示し，実験結果の考察を行った．

アクチュエータを用いた動的加振実験では鉛入り積層ゴムの吸収エネルギーの増加に伴い，ゴム剛性が関与する2次剛性の変化は小さいものの，鉛プラグの温度は最大で150℃程度まで上昇し，降伏荷重特性値は設計値の40～60%程度に低下するケースが見られた．ただし，温度が常温に戻った場合には元の特性に復帰した．本現象にはスケール効果があり，相似則が成立することを確認した．

第2章の参考文献

- 2-1) 人見泰義, 加治木茂明, 荒井芳和:鉛プラグ入り積層ゴムの速度依存性と繰り返し依存性, 日本建築学会学術講演梗概集(九州), B-2, pp. 543-544, 1998. 9
- 2-2) 高山峯夫, 森田慶子:鉛プラグ型積層ゴムの圧縮面圧下における限界変形能力, 日本建築学会技術報告集, 第19号, pp. 57-62, 2002. 12
- 2-3) 仲村崇仁, 池永雅良, 河内山修, 竹中康雄, 鈴木雅靖, 吉川和秀:高層免震建物の風応答におけるLRBの健全性に関する研究(その1、その2), 日本建築学会学術講演梗概集(東海), B-2, pp. 489-492, 2003. 9
- 2-4) 西澤崇雄, 山本裕, 川口澄夫, 金子修平:鉛プラグ入り積層ゴムの繰り返し加振実験報告, 日本建築学会学術講演梗概集(北海道), B-2, pp. 445-446, 2004. 8
- 2-5) 河内山修, 仲村崇仁, 宮崎充, 竹中康雄, 山本裕:長周期地震動を想定したLRB1000の内部温度特性確認実験～地震応答波の1/1スケール加振実験～, 日本建築学会学術講演梗概集(関東), B-2, pp. 603-604, 2006. 9
- 2-6) 湯川正貴, 稲葉学, 竹内義高, 古橋 剛, 仲村崇仁, 内藤伸幸:繰り返し加力による発熱を考慮した鉛プラグ入り積層ゴムの応答性状, 日本建築学会構造系論文集, 第83巻, 第745号, pp. 385-395, 2018
- 2-7) 湯川正貴, 稲葉学, 竹内義高, 古橋剛, 森隆浩, 内藤伸幸:繰り返し加力による発熱を考慮した鉛プラグ入り積層ゴムの応答性状(その2), 熱・力学連成解析における放熱影響のモデル化, 日本建築学会構造系論文集, 第85巻, 第770号, pp. 485-495, 2020
- 2-8) 和氣知貴, 菊地優, 石井建, 黒嶋洋平, 仲村崇仁:繰り返し加力を受ける鉛プラグ入り積層ゴム支承の降伏荷重評価法に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第83巻, 第750号, pp. 1105-1115, 2018
- 2-9) 柳勝幸, 清水美雪, 木田英範, 長井大樹, 石井建, 菊地優:錫プラグ入り免震積層ゴムの熱・力学連成挙動に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第87巻, 第802号, pp. 1142-1151, 2022
- 2-10) 江守一郎他、模型実験の理論と応用[第三版], 技報堂出版、2000
- 2-11) 和氣知貴, 石井建, 菊地優:鉛プラグ入り積層ゴム支承の減衰材分散配置による熱力学特性の改善効果, 日本建築学会構造系論文集, 第84巻, 第763号, pp. 1187-1197, 2018
- 2-12) 中西啓二, 山本祥江, 高山峯夫, 梶原浩一, 田原健一, 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6:高減衰積層ゴムの実験概要, 日本建築学会学術講演梗概集(北海道), B-2, pp. 345-346, 2013. 8
- 2-13) 飯場正紀他:建築研究所資料No. 170, 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, 国立研究開発法人 建築研究所, 2016. 4
- 2-14) 金子修平, 山本祥江, 仲村崇仁, 長弘健太, 北村佳久, 福喜多輝:多数回繰り返し変形による特性変動を考慮した鉛プラグ入り積層ゴムの復元力モデルの構築 その3:水平2方向多数回繰り返し加振実験, 日本建築学会学術講演梗概集(北海道), B-2, pp. 361-

362, 2013.8

第3章 熱・力学的連成挙動の解析的検討

3.1 第3章の概要

第3章では第2章で示した動的加振実験結果を追跡するための解析的検討手法について検討を実施する。

既往の研究において、湯川らは鉛入り積層ゴムφ500を対象として繰返し加振試験、地震応答波加振試験及び実験結果の再現解析を実施している³⁻¹⁾。加振試験時に鉛入り積層ゴム内部に配置した熱電対での温度計測結果より各部の熱エネルギー評価や発熱量と履歴特性の関係を整理し、鉛プラグの履歴特性は、発熱範囲の平均温度と本研究論文の筆者らの既往の提案式から妥当な評価が可能であることを示している。熱伝導解析では鉛入り積層ゴムを詳細にモデル化した要素数の多い解析モデルを用いており、時刻歴地震応答解析を実施することを見据えた場合には熱伝導解析に要する時間が長くなる懸念がある。

和氣らによる研究³⁻²⁾では鉛プラグ温度を算出する解析手法として定熱流速解析と差分法の二通りの解析手法により有限要素法などによるより簡便に同等な解析が可能となることを示している。また、実験結果から各速度レベルでの鉛温度と鉛降伏応力との関係を設定し、各速度レベルで実施した実験結果の再現解析を実施している。本手法では定常加振の再現解析はできるものの、地震応答波加振など、時々刻々速度レベルが変化する場合の適用性には問題がある。

本論文では、動的加振実験結果を追跡するための解析的検討手法として、鉛入り積層ゴムの様々な装置サイズ（鉛径、鉛本数）や加振条件においても対応可能であり、特に熱伝導解析において解析負荷（解析時間）の少ない解析手法を提案する。

3.2 熱伝導解析手法の構築

3.2.1 FEM 解析による積層ゴム各部温度の評価

鉛入り積層ゴムの鉛体の発熱による温度上昇及び構成材料への熱伝導経路の把握のため実施した FEM による熱伝導解析結果を示す。熱伝導解析は汎用プログラムである ABAQUS Standard Ver. 6.6 を使用した。解析対象は第 2.2.1 章で示した鉛入り積層ゴム $\phi 510$ (1/2 縮小試験体) とした。試験体概要を図 3.2-1 に示す。積層ゴムのモデル化は鉛入り積層ゴムの対象性を考慮して円周方向 1/4 の領域について行った。FEM 熱伝導解析モデルを図 3.2-2, 図 3.2-3 に示す。

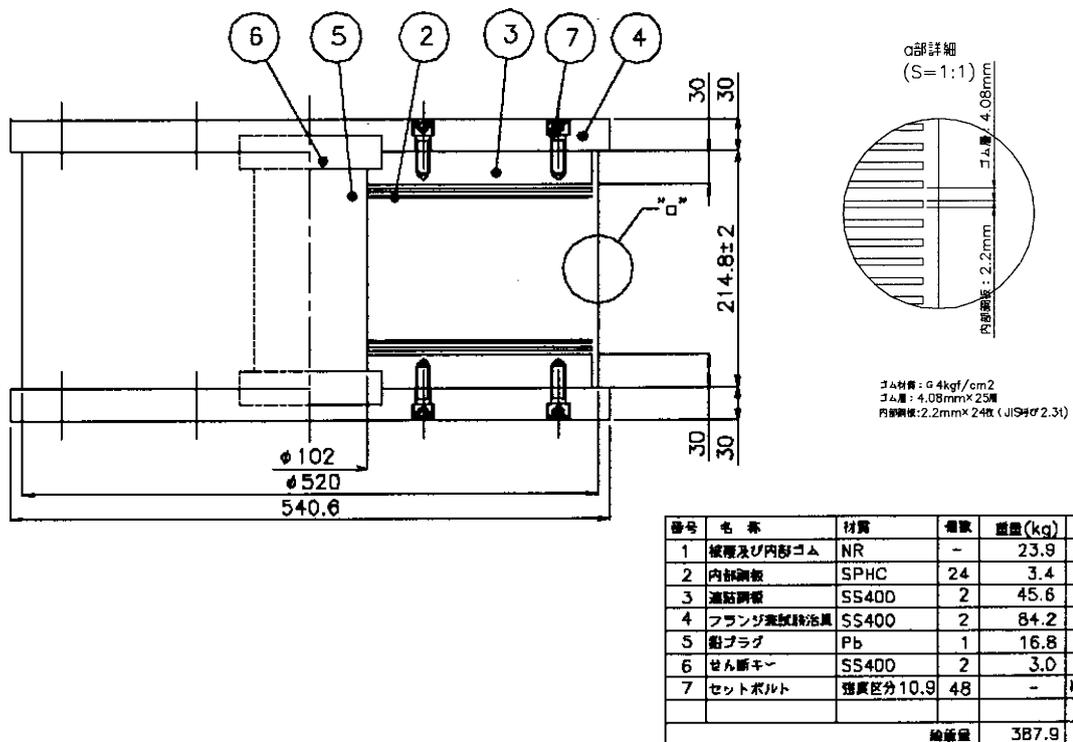


図 3.2-1 解析対象試験体概要

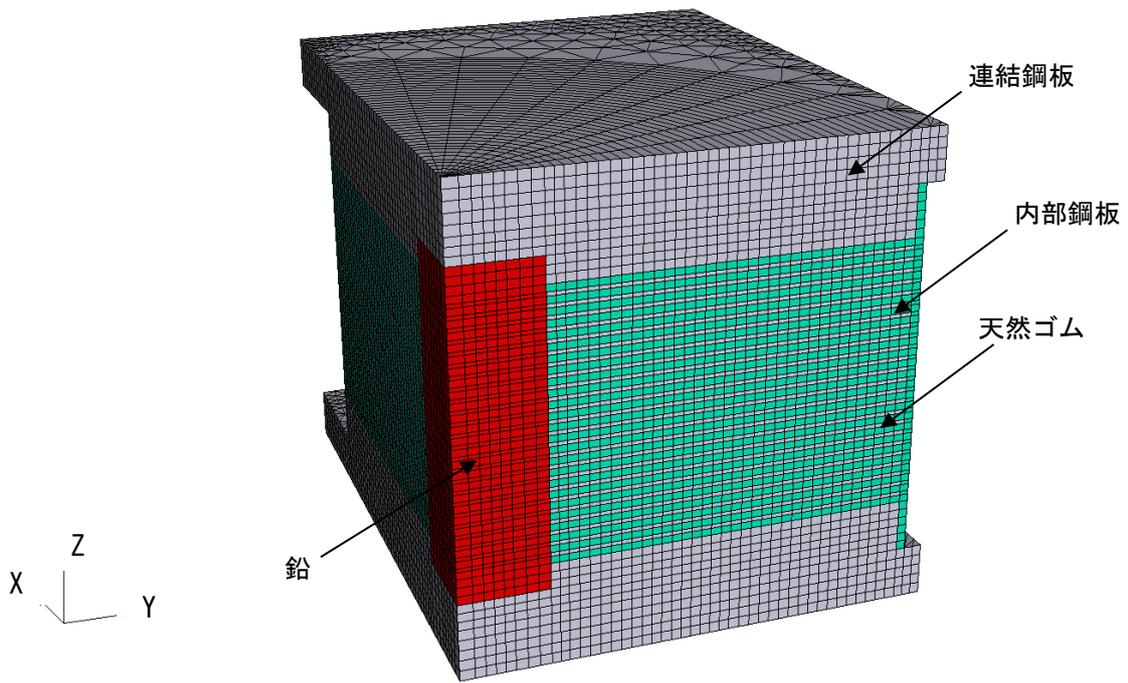


図 3.2-2 FEM 熱伝導解析モデル

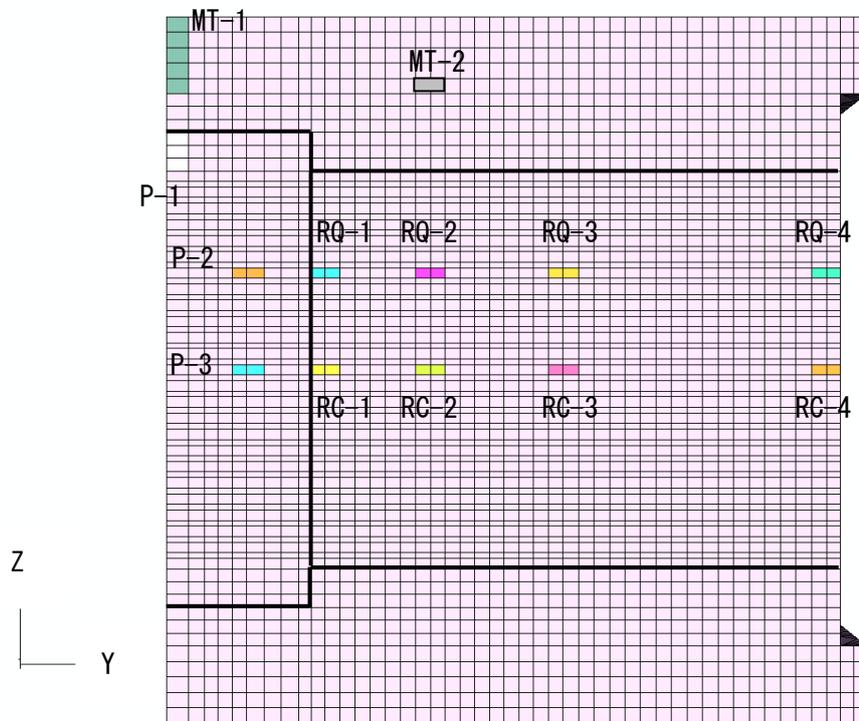


図 3.2-3 FEM 解析モデル (X=0 における断面)

3.2.1.1 解析結果例

FEMによる熱伝導解析の解析条件は以下の通りである。

解析条件：3次元非定常熱伝導解析

境界条件：断熱

初期温度条件：28.5℃（実験結果との比較のため）

発熱入力：鉛プラグ部分に物体熱流速（J/(m³・s)）として与える。

解析に用いた鉛入り積層ゴム構成材料の諸物性を表3.2-1に示す。

表 3.2-1 構成材料諸物性

構成材料	熱伝導率 λ W/(mm・K)	密度 ρ kg/mm ³	比熱 J/(kg・K)	備考
天然ゴム G4	1.30x10 ⁻⁴	9.110 x10 ⁻⁷	199	NR(軟質)293K ¹⁾
鉛プラグ	3.52x10 ⁻²	1.133 x10 ⁻⁵	130	Pb : 300K ¹⁾
内部及び連結鋼板	4.30x10 ⁻²	7.850 x10 ⁻⁶	465	炭素鋼:300K ²⁾

構成材料の諸物性は文献 3-3), 3-4), 3-5) を参照した。

3.2.1.2 実験結果と解析結果との比較

解析対象とした実験ケースは正弦波加振実験のうち第 2.2.1 章で示した鉛入り積層ゴム $\phi 510$ (1/2 縮小試験体) での加振周期 3s, 振幅 $\gamma = 50\%$, 100 サイクルのケースである。

図 3.2-4 に対象とした試験ケースの荷重変形関係を, 図 3.2-5 に 1 サイクルあたりの吸収エネルギーの時刻歴を示す. 熱伝導解析においては 1 サイクルあたりの吸収エネルギーを発熱体である鉛プラグの体積 (せん断変形部分) で除して物体熱流速として与えている. 図 3.2-6~図 3.2-9 に実験結果と解析結果の内部温度の比較を, 図 3.2-10 に加振開始時 (3 サイクル目) 加振終了時 (100 サイクル目) の温度分布を示す.

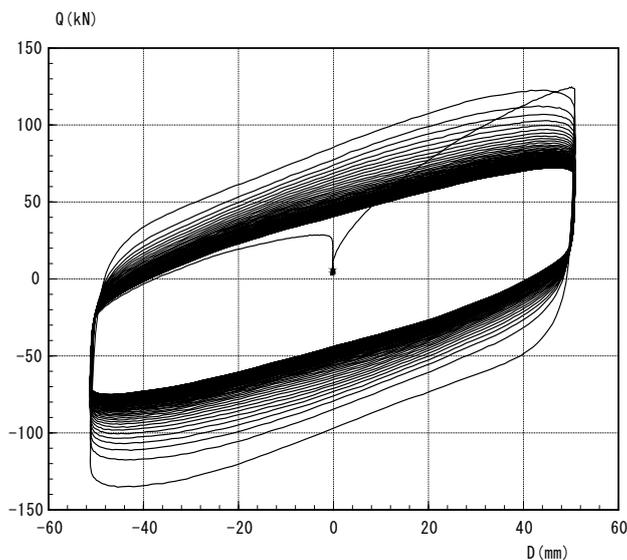


図 3.2-4 対象試験ケースの荷重変形関係

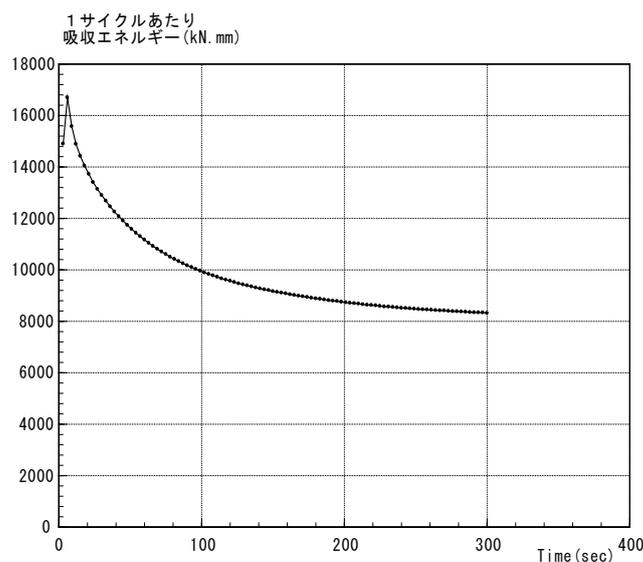


図 3.2-5 1 サイクル当たりの吸収エネルギー

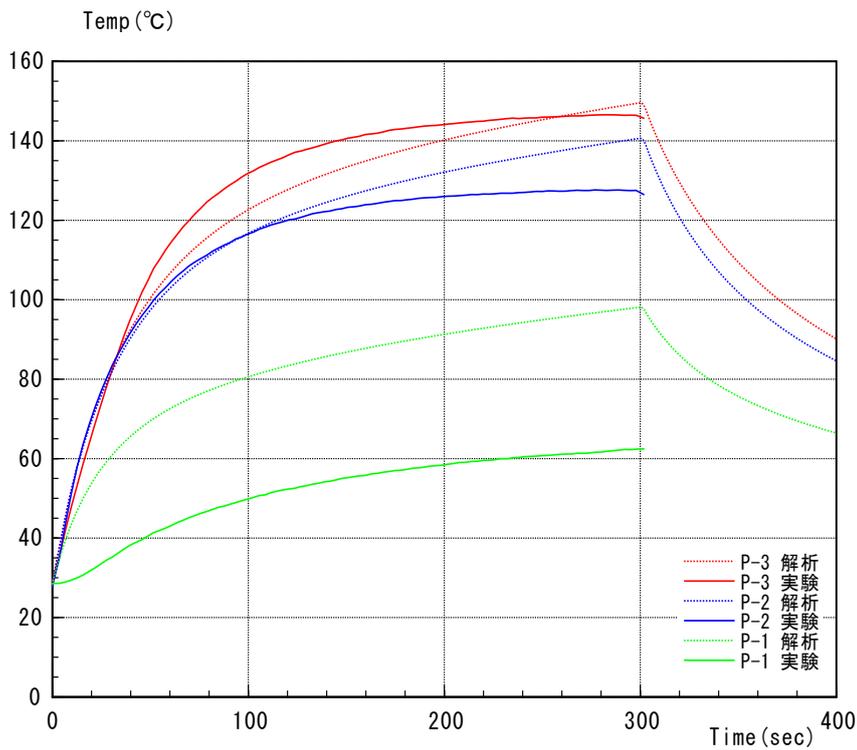


図 3.2-6 積層ゴム内温度分布 (鉛部分)

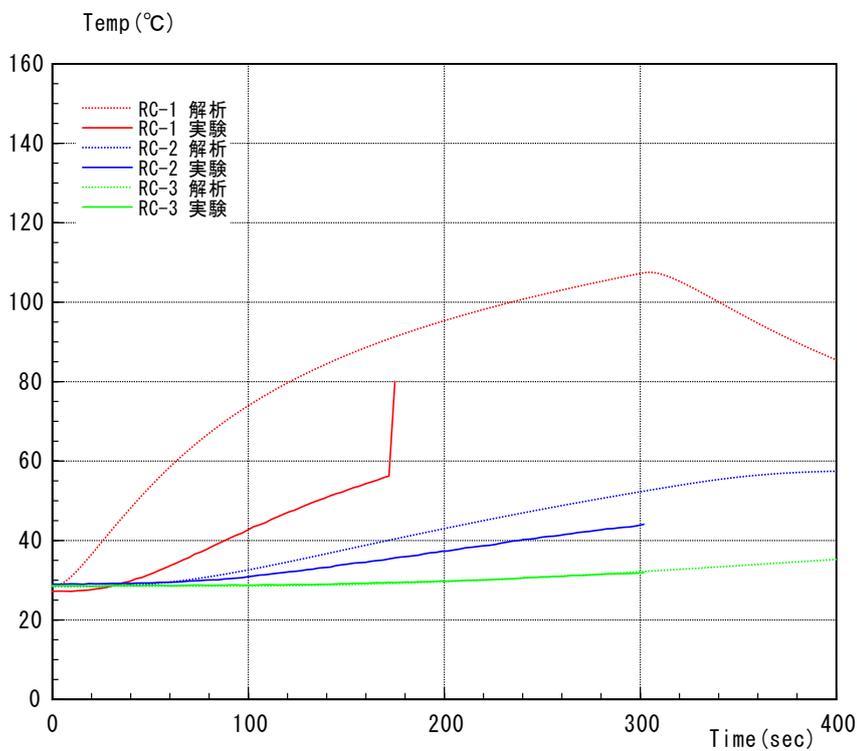


図 3.2-7 積層ゴム内温度分布 (ゴム部分高さ 1/2 位置)

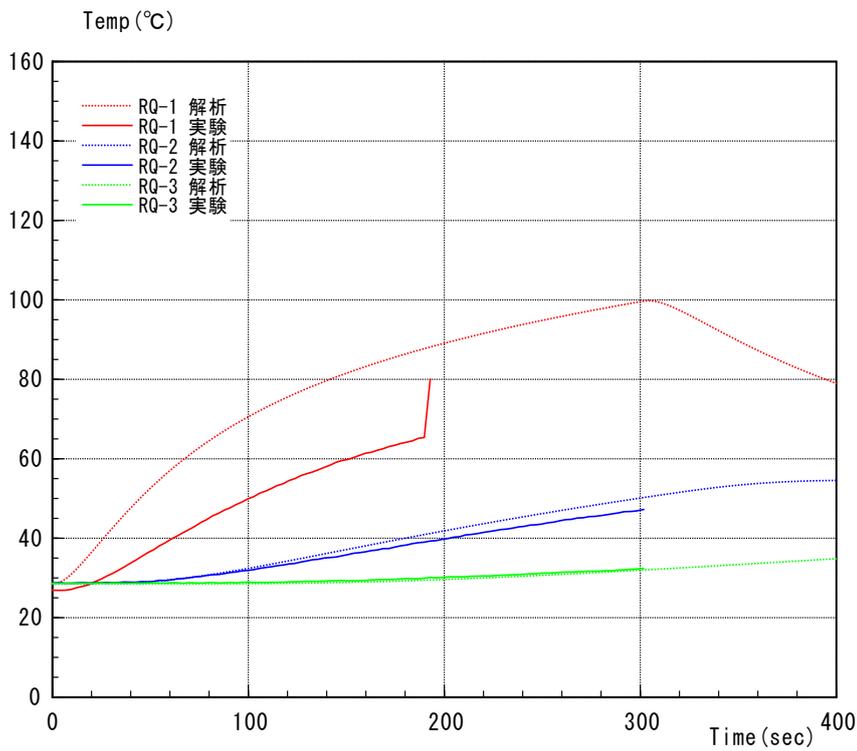


図 3.2-8 積層ゴム内温度分布 (ゴム部分高さ 1/4 位置)

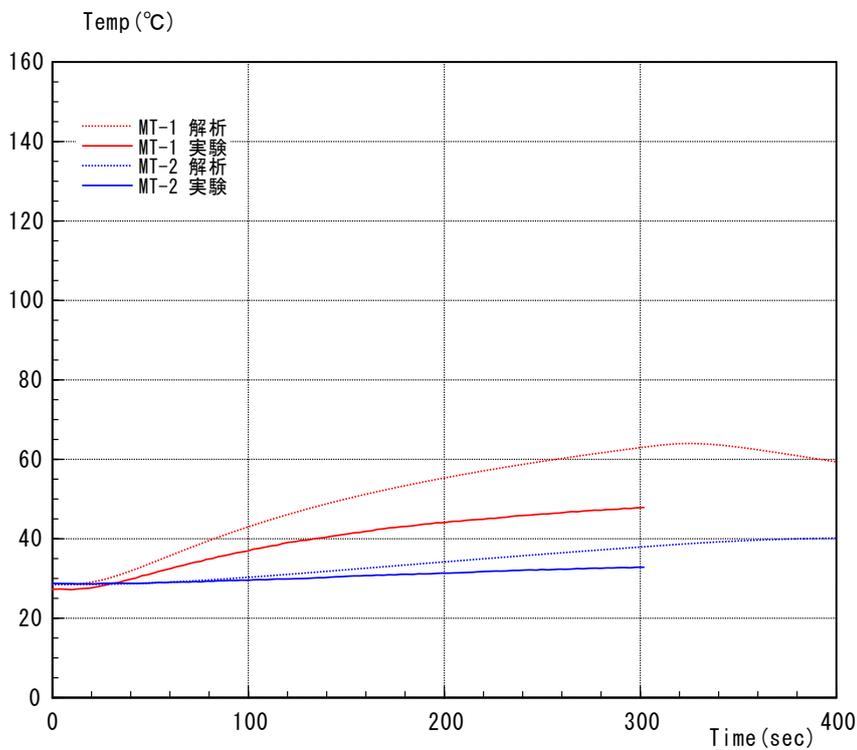
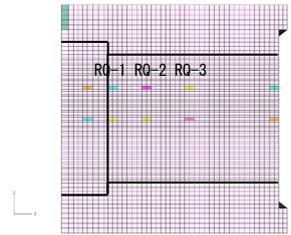
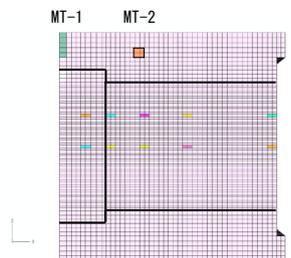
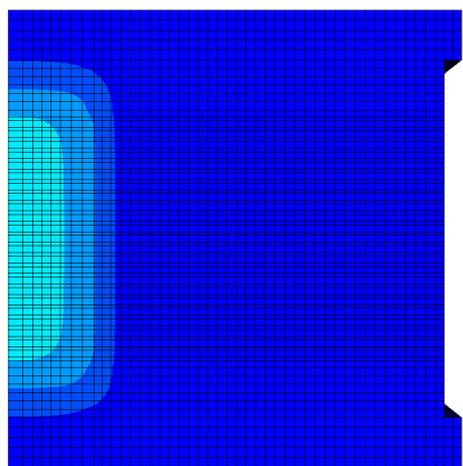


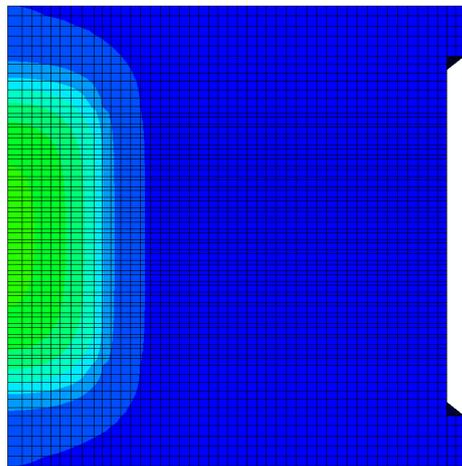
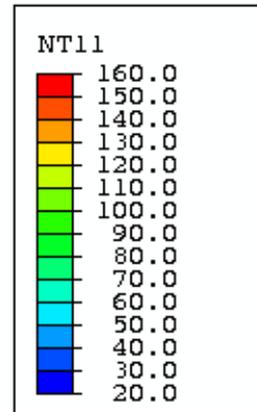
図 3.2-9 積層ゴム内温度分布 (連結鋼板位置)



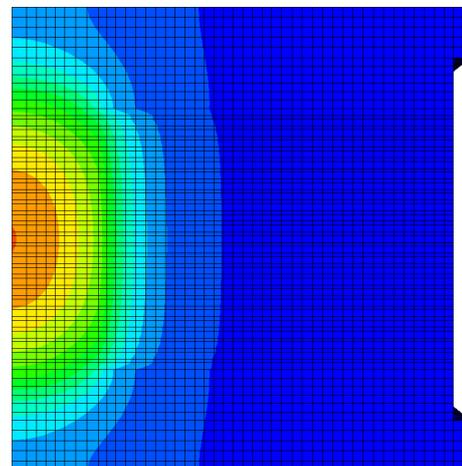


(a) 9 秒後 (3 サイクル目)

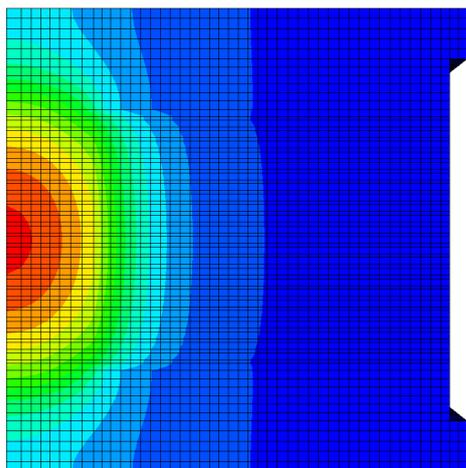
温度(°C)



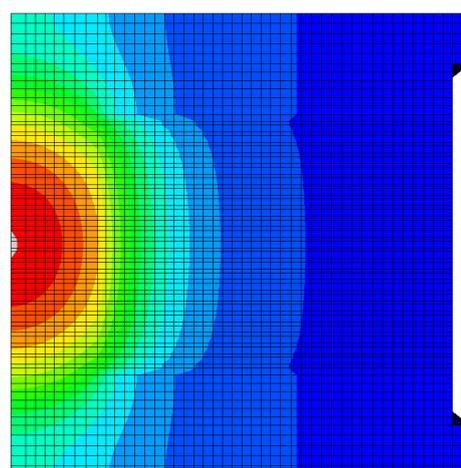
(b) 30 秒後 (10 サイクル目)



(c) 120 秒後 (40 サイクル目)



(d) 210 秒後 (70 サイクル目)



(e) 300 秒後 (加振終了時)

図 3. 2-10 鉛入り積層ゴム内温度分布

FEM 解析の結果より、鉛部分の温度は最大温度値に若干の違いは見られるものの、温度が上昇していく様子は、実験結果を解析によって表現できている。

積層ゴム部分の温度は実験結果のほうが解析結果より高い傾向にあり、特に積層ゴムの高さ 1/2 位置 (RC-1) 及び 1/4 位置 (RQ-1) でその差が顕著になる、このことから、実際には鉛プラグ部と積層ゴム部との境界部における熱伝導が阻害されているのではないかと推測される。

積層ゴム各部分の温度上昇と各時刻での温度分布の結果より、鉛プラグ部分で発生した熱は積層ゴム部分よりは、鉛プラグ上下部の連結鋼板（取付鋼板）部分へ伝導していることがわかる。

3.2.2 差分法による熱伝導解析手法の構築

前節では FEM 解析を用いた積層ゴム各部温度の評価例を示した。本研究論文においては LRB の鉛プラグの温度上昇による特性変化を考慮した免震建築物の地震応答解析評価を最終的な目的としている。地震応答評価では時刻歴応答解析により、熱伝導解析と地震応答解析とを並行して実施する手法を用いるので、熱伝導解析において FEM 解析を用いた場合には様々な装置サイズに対応した FEM 解析モデルを作成することの煩雑さや熱伝導解析に要する解析時間が増大することが懸念される。そのため、本研究論文において熱伝導解析は差分法を用いる。差分法による熱伝導解析の手法を以下に示す。

熱伝導解析において要素 i の p ステップ

(時間 $t = p\Delta t$, Δt : 時間刻み) 時の温度を θ_i^p とすると、

θ_i^p は 1 ステップ前の温度と温度増分を用いて式(3.2-1)で求められる。

$$\theta_i^p = \theta_i^{p-1} + \Delta\theta_i^p \quad (3.2-1)$$

$\Delta\theta_i^p$: 要素 i の p ステップ時の温度増分

式(3.2-1)中の温度増分 $\Delta\theta_i^p$ は要素自身の発熱による温度上昇と周りの要素からの熱流入から式(3.2-2)のように表現できる。

$$\Delta\theta_i^p = \Delta_f\theta_i^p + \Delta_m\theta_i^p \quad (3.2-2)$$

$\Delta_f\theta_i^p$: p ステップ時要素 i の発熱による温度増分

$\Delta_m\theta_i^p$: p ステップ時要素 i の隣接する要素からの熱流入による温度増分

発熱による温度上昇 $\Delta_f\theta_i^p$ は式(3.2-3)のように求められる。

$$\Delta_f\theta_i^p = \Delta_f E_i^p / {}_H C_i \quad (3.2-3)$$

$\Delta_f E_i^p$: p ステップ時要素 i で発生する熱エネルギー

${}_H C_i$: 要素 i の熱容量

要素 i の熱容量 ${}_H C_i$ は体積 V_i , 密度 ρ_i , 比熱 c_i を用いて式(3.2-4)のように表現できる。

$${}_H C_i = V_i \cdot \rho_i \cdot c_i \quad (3.2-4)$$

隣接する要素 j から要素 i へ移動する熱エネルギー $\Delta_m E_{ij}^p$ は、1 ステップ前の温度を用いて式(3.2-5)のように表現する。この際、鉛プラグ周囲のゴムの影響を表す係数 κ_{ij} を導入している。

$$\Delta_m E_{ij}^p = -\kappa_{ij} S_{ij} \lambda_{ij} (\theta_i^{p-1} - \theta_j^{p-1}) \Delta t / L_{ij} \quad (3.2-5)$$

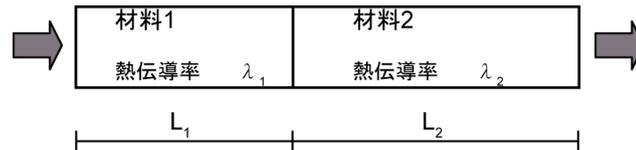
- S_{ij} : 隣接する要素 ij 間の接触面積
- λ_{ij} : 隣接する要素 ij 間の等価熱伝導率
- L_{ij} : 隣接する要素 ij 間の中心点間距離
- κ_{ij} : 鉛プラグ周囲のゴムの影響を表す係数

以上より、熱伝導に伴う要素 i での温度上昇 $\Delta_m \theta_i^p$ は、式(3.2-6)で表現でき、式(3.2-1)の差分方程式は式(3.2-7)となる。

$$\begin{aligned} \Delta_m \theta_i^p &= \sum_j \Delta_m E_{ij}^p / {}_H C_i \\ &= -\Delta t / {}_H C_i \cdot \sum_j \left\{ \kappa_{ij} S_{ij} \lambda_{ij} (\theta_i^{p-1} - \theta_j^{p-1}) / L_{ij} \right\} \end{aligned} \quad (3.2-6)$$

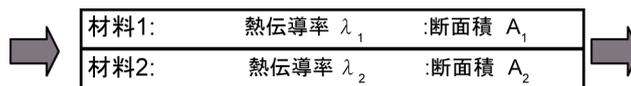
$$\begin{aligned} \theta_i^p &= \theta_i^{p-1} + \Delta_f E_i^p / {}_H C_i \\ &\quad - \Delta t / {}_H C_i \cdot \sum_j \left\{ \kappa_{ij} S_{ij} \lambda_{ij} (\theta_i^{p-1} - \theta_j^{p-1}) / L_{ij} \right\} \end{aligned} \quad (3.2-7)$$

なお、積層ゴム部分についてはゴムと中間鋼板とを1つの要素としてモデル化しており、その要素の熱伝導率は直列、並列に熱伝導する際の等価熱伝導率を図3.2-11に示すように設定した。等価熱伝導率について直列接続の場合を式(3.2-8)に、並列接続の場合を式(3.2-9)に示す。



直列接続

$$\lambda_{eq} = (L_1 + L_2) / (L_1 / \lambda_1 + L_2 / \lambda_2) \quad (3.2-8)$$



並列接続

$$\lambda_{eq} = (A_1 \lambda_1 + A_2 \lambda_2) / (A_1 + A_2) \quad (3.2-9)$$

図 3.2-11 等価熱伝導率の評価

本解析での時間領域の離散化は前進差分法を採用する。熱伝導解析における安定条件は α を温度伝導率, Δx , Δy を分割要素の幅, 高さ, Δt を解析時間刻みとすると, 式(3.2-10)で表現できる³⁻⁶⁾。

$$\sqrt{\alpha \cdot \Delta t} \ll \Delta x, \Delta y \quad (3.2-10)$$

α : 温度伝導率 = $\lambda / \rho c$

λ : 熱伝導率, ρ : 密度, c : 比熱

3.3 熱伝導解析モデルの設定

本節では LRB の多数回繰返し加振実験から得られた熱・力学連成挙動評価の際に必要な不可欠となる熱伝導解析について、その手法及び解析モデルの設定について述べる。

3.3.1 熱伝導解析モデルの設定

熱伝導解析は図 3.3-1 に示す LRB 要素分割モデルを用い、要素は LRB の中心軸及び水平中央面での対称性を考慮して、鉛プラグ、積層ゴム+内部鋼板、取付鋼板および取付部を 26 要素とした。

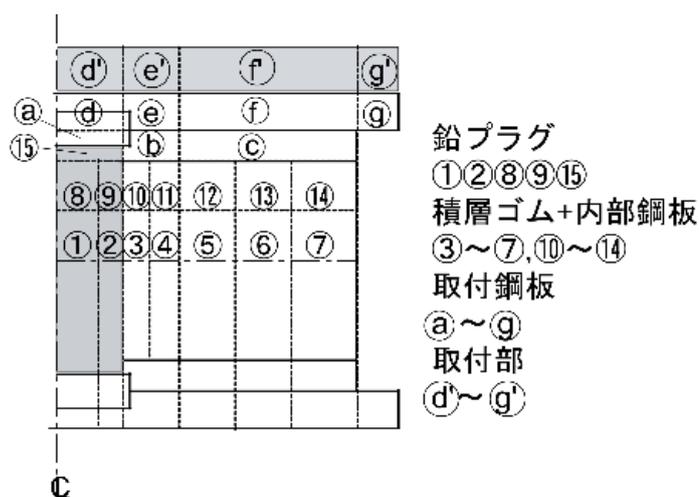


図 3.3-1 熱伝導解析モデル要素分割

本熱伝導解析では図 3.3-1 に示す比較的簡易なモデルで差分法を用いた解析手法を用いる。これは後述する地震応答解析手法における詳細応答評価法での熱伝導解析部分の負荷をなるべく小さくするためである。本解析手法はいわゆるマクロモデルによる解析手法であるため、その解析精度について鉛プラグ材軸方向の熱伝導、円周方向の熱伝導について以下の検討で非定常熱伝導問題の解析解との比較を実施して検証する。

3.3.2 要素分割に関する検討

本論文中で実施する熱伝導解析における要素分割サイズの影響評価のため、鉛プラグ高さ方向(図 3.3-2 中円柱, z 方向)への熱伝導を想定した場合の、円柱の 1 次元非定常熱伝導解析結果を示す。解析対象は鉛プラグ温度上昇時に LRB の耐力(降伏荷重特性値)を決定する鉛プラグ部分とし、 $\phi 1000$, 鉛標準径での LRB サイズと対称性を考慮して $r=10\text{cm}$, $h=15\text{cm}$ とした。

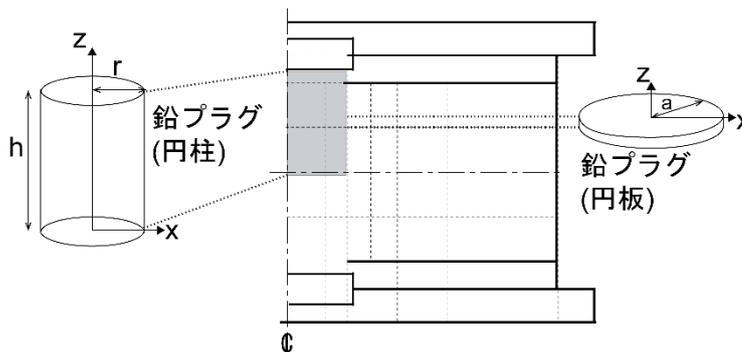


図 3.3-2 鉛プラグの要素

解析は初期温度を 0°C とし、時刻 $t>0(\text{sec})$ で $z=0$ 位置の温度 T_0 を 100°C と設定した場合の非定常熱伝導解析を実施した。図 3.3-3 に各時刻、各高さ位置での温度分布を示す。解析モデルは高さ方向に 2, 5, 10 分割したモデルとし差分法(DM)による結果と理論解とを比較した。任意の時刻 t での高さ位置 z の温度 T の理論解は式(3.3-1)で与えられる³⁻⁶⁾。

$$T(z,t) = T_0 \left(1 - \frac{4}{\pi} \sum_{n=1}^m D_n e^{-\alpha P_n^2 t} \sin P_n z \right) \quad (3.3-1)$$

図 3.3-3 に示した解析結果より、差分法(DM)により評価した温度は要素分割数による影響は小さく、鉛プラグ高さ方向の要素分割は 2 分割でも概ね各要素の温度を評価できている。

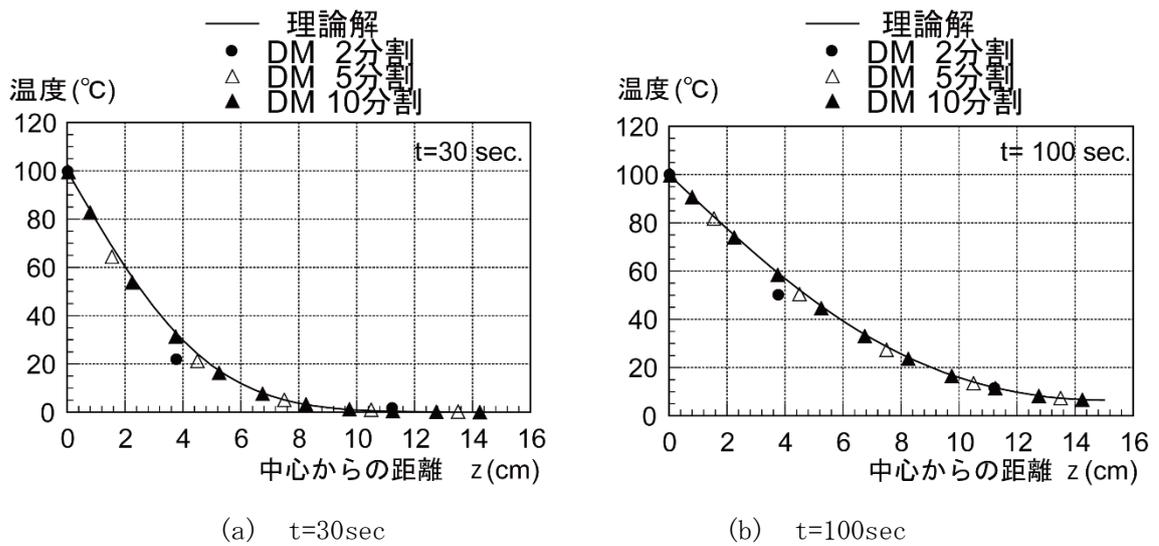


図 3.3-3 各時刻での鉛プラグ部分（円筒）の温度分布

次に鉛プラグ径方向（図 3.3-2 中円板， x 方向）への熱伝導を想定した場合の，円板の非定常熱伝導問題についての解析結果を示す．解析では円板全体の初期温度を 100°C とし，時刻 $t > 0$ で円周縁を 0°C とする場合を設定している．各時刻での解析結果を図 3.3-4 に示す．なお，任意の時刻 t の円板の中心から x の距離での温度 T の理論解は式 (3.2-2) で与えられる³⁻⁷⁾．

$$T(x,t) = T_o \sum_{n=1}^{\infty} A_n J_0\left(\beta_n \frac{x}{a}\right) e^{-p_n t} \quad (3.3-2)$$

T_o : 初期温度, a : 円板の半径, $J_0\left(\beta_n \frac{r}{a}\right)$: 0 次のベッセル関数,

β_n : $J_0(\beta) = 0$ の根, $A_n = 2 / \beta_n J_1(\beta_n)$, $p_n = n\beta_n^2 / \rho c a^2$,

$J_1(\beta_n)$: 1 次のベッセル関数

図 3.3-4 に示した解析結果より、円板を半径方向に 10 分割した場合の差分法 (DM) による結果での各要素での温度は理論解と一致しており、要素数を 2 とした差分法による結果においても概ね各位置での温度評価ができています。以上の結果から、鉛プラグ部分を高さ方向に 10 分割、半径方向に 10 分割すれば理論解と一致した温度を評価することができるが、高さ方向に 2 分割、半径方向に 2 分割の場合でも概ね温度評価ができることが確認できる。

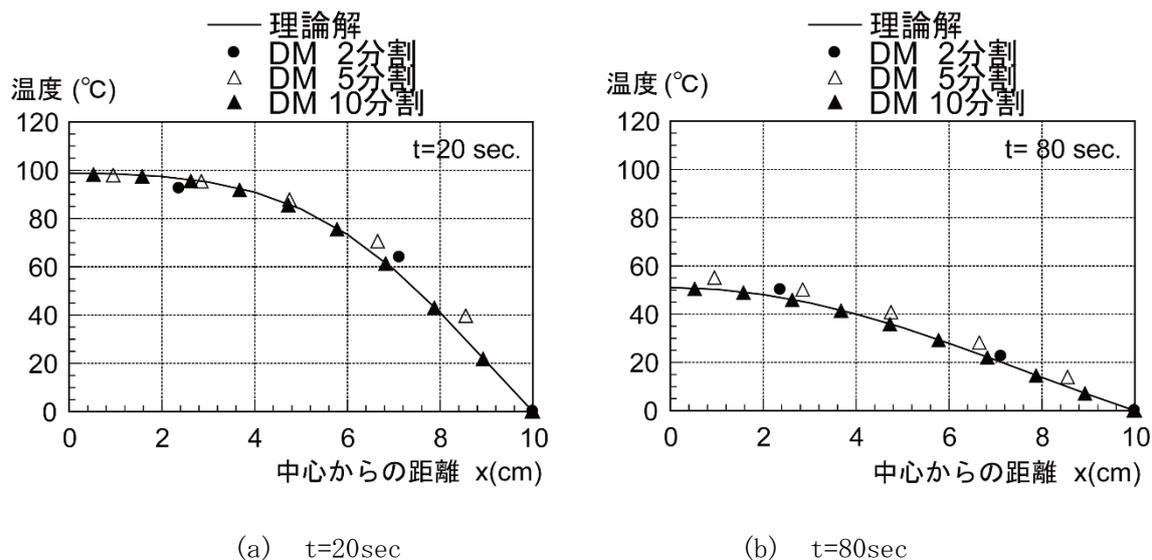


図 3.3-4 各時刻での鉛プラグ部分 (円盤) の温度分布

3.4 変位入力加振時の応答解析手法

3.4.1 鉛温度～鉛降伏応力関係の設定

鉛プラグの温度上昇の影響を評価するためには前項で示した熱伝導解析とともに、鉛プラグが温度上昇した場合の力学的特性を設定する必要がある。鉛温度と降伏応力の関係は一定環境温度下における鉛単体のねじりせん断試験³⁻⁸⁾の結果があるものの、LRB に内部封入されている円柱形状の鉛としての応力状態における特性については不明な点が多い。このことから本論文では、鉛降伏応力 τ_y を温度に関して単調減少する関数とし、温度 0°C で τ_o 、鉛の融点である θ_L では降伏応力が 0 となる式(3.4-1)を提案する。提案式を図 3.4-1 に実線で示す。本式は 0°C 以上での温度範囲を対象としており、鉛プラグが常温から温度上昇していくことを想定している。

$$\tau_y = f(\theta) = \tau_o \left\{ 1 - (\theta/\theta_L)^{\alpha_T} \right\}, \quad \alpha_T = 0.4 + 0.25 \cdot (\theta/\theta_L) \quad (3.4-1)$$

τ_o : 0°Cにおける鉛降伏応力(=15N/mm²)

θ_L : 鉛融点(=327.5°C)

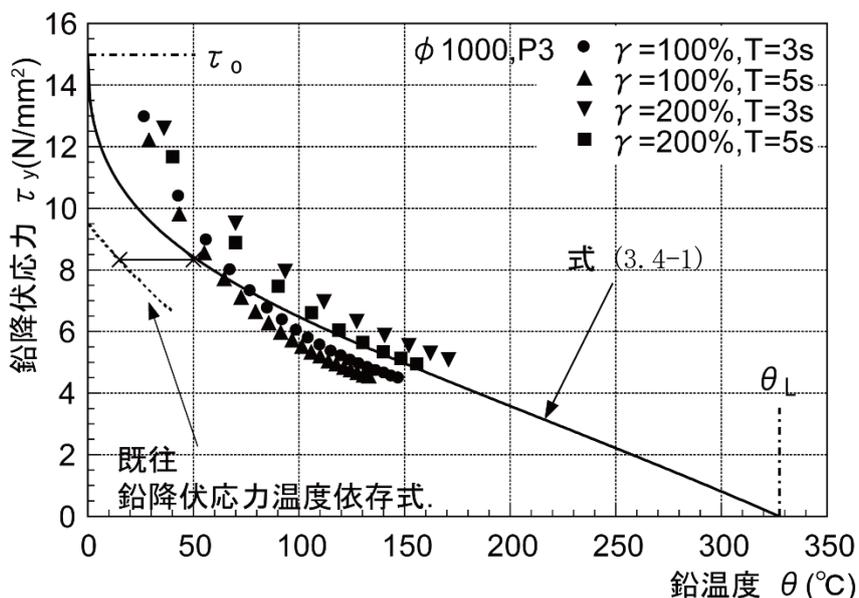


図 3.4-1 鉛温度と鉛降伏応力の関係式

鉛プラグ部分の温度については 2 章で示した実験によって鉛プラグ外縁位置での熱電対での計測により初期温度 15°C から 180°C 程度までの温度上昇を確認している³⁻⁹⁾。

鉛温度と鉛降伏応力の関係の設定においては、図 3.4-1 中に示すように $\phi 1000$ の各加振時の鉛プラグ外縁温度（後述の図 3.4-3 の P3 位置）と鉛降伏応力の実験結果³⁻⁹⁾も参考としており、鉛温度の定義は違うものの大きく乖離はしていない。文献 3-1), 3-10) では提案式(3.4-1)に対して 150~200°Cを超える高温域での試験結果を再現できていないことが指摘されているが、提案式での鉛の温度は熱電対位置での温度ではなく、鉛入り積層ゴムをばね要素として表現する場合の等価降伏応力に対する等価温度を示していると理解できること、解析対象とした実験結果の鉛等価温度は 200°C程度であることから本報では提案式による検討を実施する。図 3.4-1 中の点線は設計時に用いられる環境温度と鉛降伏応力の関係式の一例である（以下既往の温度依存式³⁻¹¹⁾）。既往の温度依存式は加振開始時の環境温度に対する加振 3 サイクル目の鉛降伏応力により評価されているが、加振 3 サイクル目には鉛部分の温度は試験開始時より上昇しているため、今回提案した関係式は鉛降伏応力について既往の温度依存式を高温側にシフトした関係と同等となる。図 3.4-2 に $\phi 1000$ 実大試験体について基本特性確認試験として行った準静的加力実験（加振周期 80s, $\gamma=100\%$ ）の結果を示す（図中 P3, P2 の計測位置は図 3.4-3 参照）。この結果より 3 サイクル目での鉛プラグ端部の温度は初期の環境温度より 25°C程度上昇しており、その温度は本提案式において既往の温度依存式を高温側にシフトさせた温度とほぼ一致している。

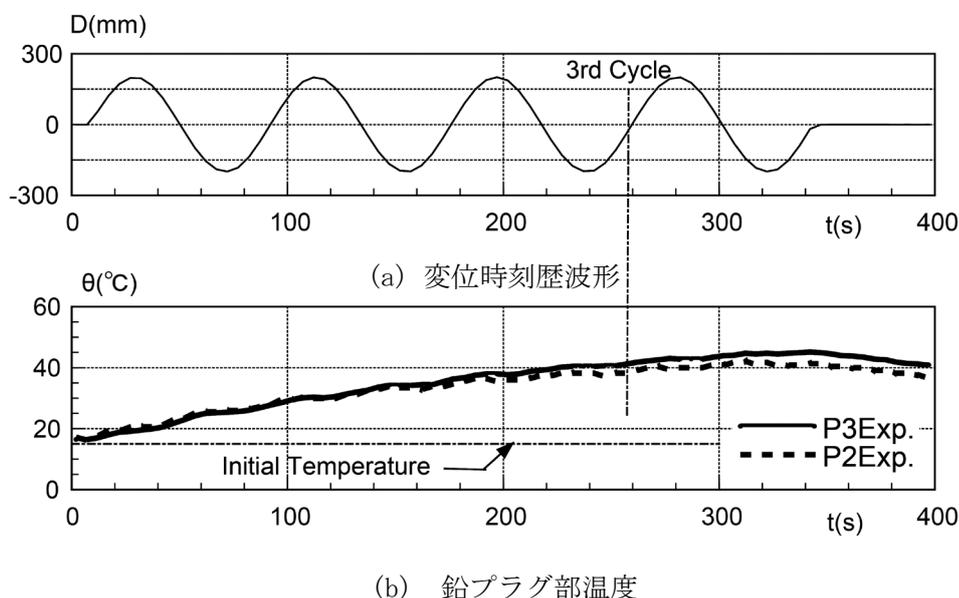


図 3.4-2 準静的加振試験結果
(LRB $\phi 1000$, T=80s, $\gamma=100\%$)

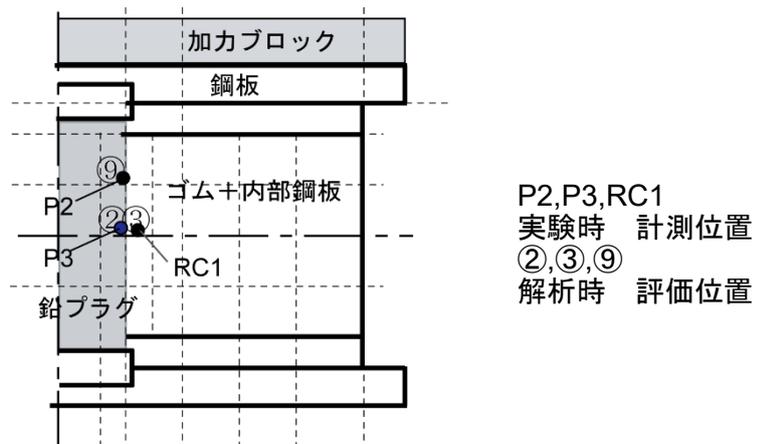


図 3. 4-3 LRB の温度計測位置

3.4.2 力学的特性評価法

LRBの変位多数回繰返し実験結果の解析におけるフローを図3.4-4に示す。解析においては、まず実験と同様に水平変位を入力として与え、鉛入り積層ゴムを修正バイリニアモデル³⁻¹²⁾で評価した履歴則により荷重を求める。

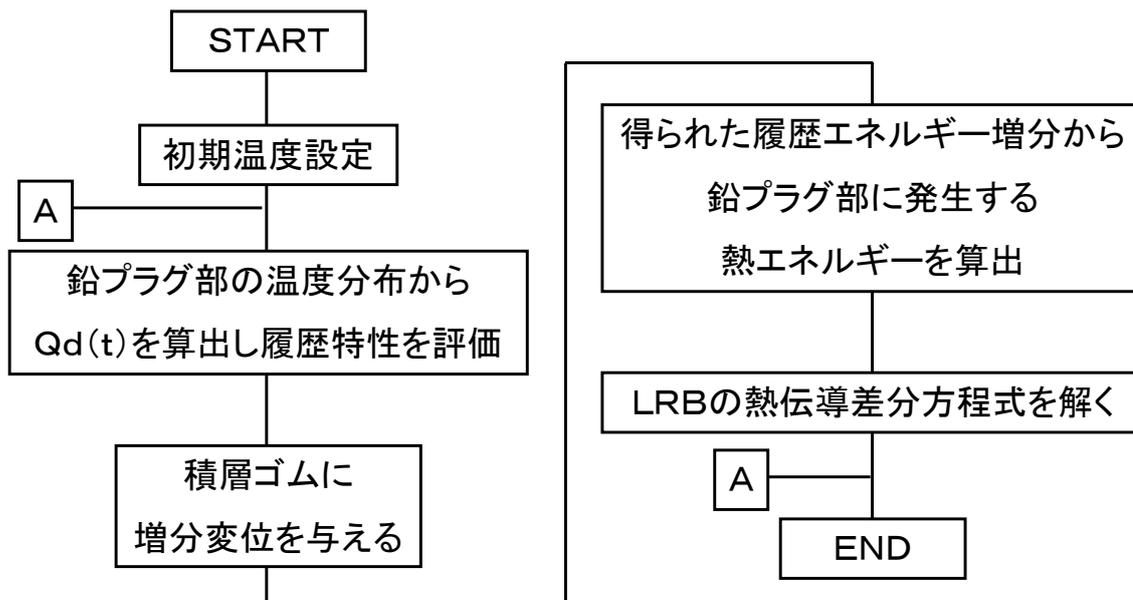


図 3.4-4 LRB 変位入力加振時試験結果 シミュレーション解析フロー

修正バイリニアモデルは式(3.4-2)～式(3.4-5)に示すように降伏荷重特性値 Q_d 、降伏後剛性 K_d および除荷剛性 K_u に対して積層ゴムのせん断ひずみに依存する係数³⁻¹¹⁾ C_{Qd} および C_{Kd} を考慮して履歴特性を規定するものである。

$$Q_d = C_{Qd} \tau_y A_p \quad (3.4-2)$$

$$K_d = C_{Kd} (K_r + K_p) \quad (3.4-3)$$

$$K_u = \beta \cdot K_d \quad (3.4-4)$$

$$K_{eq} = Q_d / D + K_d \quad (3.4-5)$$

式 (3.4-2) ～ (3.4-5) 中の記号は以下の通りである。

τ_y : 鉛降伏応力, A_p : 鉛断面積,
 K_r : 積層ゴム水平剛性, K_p : 鉛による水平剛性増加分,
 β : 除荷剛性の降伏後剛性に対する倍率 (=13),
 K_{eq} : 等価剛性, D : 水平変位

鉛プラグでの内部発熱は、各ステップでの履歴吸収エネルギーが鉛プラグのせん断変形部分 (後述の図 3.4-5, 要素①, ②, ⑧, ⑨部分) で全て熱エネルギーに変換されるものとして求めている。LRB 全体の履歴吸収エネルギー増分 $\Delta_f E$ の鉛要素に発生させるエネルギー $\Delta_f E_i^p$ は分割要素の体積平均として、次式 (3.4-6) で与える。

$$\Delta_f E_i^p = \frac{V_i}{\sum_k V_k} \Delta_f E \quad (3.4-6)$$

V_i : せん断変形する鉛 i 要素の体積

発熱要素を考慮した、熱伝導解析により積層ゴム各部の温度 θ_i を求めたのち、鉛プラグ部分の等価温度 θ'_{eq} を分割要素の体積平均として次式 (3.4-7) で評価する³⁻¹³⁾。

$$\theta'_{eq} = \frac{\sum_i V_i \theta_i}{\sum_i V_i} \quad (3.4-7)$$

鉛プラグ部分の等価降伏応力 τ_{yeq} は等価温度より提案式 (3.4-8) を用い評価する。

$$\tau_{yeq} = f(\theta'_{eq}) \quad (3.4-8)$$

$f(\theta)$: 式 (3.4-1) の関数

修正バイリニアモデルでの特性設定時には積層ゴムとしての鉛プラグの降伏応力 τ_{yeq} に基づき降伏荷重特性値を $Q_d = A_p \tau_{yeq}$ としている。修正バイリニアモデルでの降伏後剛性 K_d は、鉛降伏後剛性に温度上昇の影響を考慮して以下の式 (3.4-9) により評価する。

$$K_d = K_r + K_p \cdot f(\theta'_{eq}) / \tau_d \quad (3.4-9)$$

式 (3.4-9) では、 K_r : 積層ゴム部水平剛性, K_p : 鉛降伏後剛性より、ゴム剛性 K_r については温度の影響を受けないものとして一定とし、鉛降伏後剛性 K_p のみ $\theta_d = 15(^\circ\text{C})$ における鉛

降伏応力の設計値 $\tau_d (=8.33\text{N/mm}^2)$ に対しての鉛降伏応力の低下比率を考慮する。なお、鉛プラグ要素に発生させるエネルギー $\Delta_f E_i^p$ については式(3.4-6)による場合と併せて各要素の体積・降伏応力で重みづけして配分する式(3.4-10)による手法についても検討を実施する。

$$\Delta_f E_i^p = \frac{V_i \tau_{yi}^p}{\sum_k V_k \tau_{yk}^p} \Delta_f E \quad (3.4-10)$$

τ_{yi}^p : 鉛 i 要素, p ステップでの降伏応力

鉛プラグ部分の等価降伏応力について、鉛要素ごとに熱伝導解析より評価された温度から式(3.4-8)に基づき、要素 i における降伏応力 τ_{yi} を評価し、それらの降伏応力から LRB としての等価降伏応力 τ_{yeq} を各要素の体積比から評価した式(3.4-11)による手法についても検討を実施する。

$$\tau_{yeq} = \frac{\sum_i V_i \tau_{yi}}{\sum_i V_i} \quad (3.4-11)$$

式(3.4-6), (3.4-7)は鉛入り積層ゴムの熱・力学連成挙動を評価する上で、吸収される履歴エネルギー量と等価温度を各要素の体積比を用いて評価している。一方、式(3.4-10)によるエネルギー分配方法は鉛プラグ部分の高さ方向のせん断ひずみ分布が一定であるとして、各部分での履歴吸収エネルギーを鉛降伏応力で重みづけされると仮定して評価する手法である。

差分方程式である式(3.2-7)をマトリックス表示すると、式(3.4-12)であらわされる。

$$\{\theta^p\} = \{\Delta_f E^p / {}_H C\} + \{[I] - \Delta t [G]\} \{\theta^{p-1}\} \quad (3.4-12)$$

$[I]$: 単位マトリックス, $[G]$: 熱伝導マトリックス

$[G]$ は熱伝導に関する個々の要素間マトリックス $[g_{ij}]$ から式(3.4-13), 式(3.4-14)であらわされる。

$$[G] = \sum_{i,j} [g_{ij}] \quad (3.4-13)$$

$$[g_{ij}] = \frac{\kappa_{ij} S_{ij} \cdot \lambda_{ij}}{L_{ij}} \begin{bmatrix} 1/{}_H C_i & -1/{}_H C_i \\ -1/{}_H C_j & 1/{}_H C_j \end{bmatrix} \quad (3.4-14)$$

以上のように熱伝導解析部分をマトリックス表示することで、各要素の温度算出の際には積層ゴム1基あたり要素分割したマトリックス計算を1ステップで1度実施するのみでよい。このため提案した差分法による熱伝導解析を用いることにより、大規模なFEMによる熱伝導解析と比較して、計算負荷が非常に小さくなる。これにより加振実験時の荷重変形関係評価や、地震応答解析時での運動方程式を解く場合の力学的特性評価と熱伝導解析とを並行して実施することが容易になるため、ここで提案した手法は実用的な手法であると言える。

3.4.3 熱・力学連成挙動評価法における提案式の影響評価

熱伝導解析時における各要素でのエネルギー分配の方法，等価温度（等価降伏応力）の評価方法についてそれらが力学特性評価に与える影響評価を実施した．表 3.4-1 に影響評価の際に設定した手法を示す．解析対象は比較的熱伝導の影響が生じやすいと考えられる長周期での加振ケースとして $\phi 1000$ ，加振周期 5s，加振せん断ひずみ 100%，20 サイクル加振のケースとした．表 3.4-2 に解析に用いた熱的諸定数を示す．

表 3.4-1 シミュレーション解析手法

		エネルギー分配	
		式(3.4-6)	式(3.4-10)
鉛等価 降伏応力の 評価	式(3.4-8)	手法 1 (提案式)	手法 2
	式(3.4-10)	手法 3	手法 4

表 3.4-2 熱的諸定数

	熱伝導率 W/(cm \cdot °C)	比熱 J/(g \cdot °C)	密度 g/cm 3
鉛	0.352	0.130	11.33
ゴム	0.0013	1.9	0.911
鋼板	0.516	0.473	7.86

図 3.4-5 に差分法による熱伝導解析時の LRB 要素分割図を示す．

要素分割では LRB の中心軸及び水平中央面での対称性を考慮して鉛プラグ 5 要素，積層ゴム 10 要素，取付鋼板 7 要素，加力ブロック 4 要素からなる計 26 要素とした．なお，鉛プラグと積層ゴム間（図 3.4-5 中②-③間，⑨-⑩間）にはゴムシートが挿入されているため，その影響を表す係数(式(3.2-5)中 κ_{ij})の値を，実験結果を模擬する過程においてパラメトリックスタディにより決定し，その値を 0.5 とした．その他の要素間の係数は 1.0 としている．解析対象の LRB の各要素では最大となる温度伝導率は鉛部分において $\alpha=0.246$ (cm 2 /s)であり，時間刻みを $\Delta t = 0.01$ (s)とすると $\sqrt{\alpha \cdot \Delta t}=0.0496$ cm となる．解析対象は $\phi 500$ ， $\phi 1000$ の LRB より図 3.4-5 で示した要素分割及び時間刻み $\Delta t = 0.01$ (s)で差分法による要素の温度評価が可能である．

図 3.4-6 に降伏荷重特性値の低下の様子及び累積履歴エネルギーの時刻歴について表 3.4-1 中の手法 1～手法 4 の手法で解析を実施した結果を示す。解析結果より降伏荷重特性値の低下の様子は一致しており、エネルギー分配、等価降伏応力の評価方法を変えた各手法は力学的特性変化の評価には大きな影響を与えないことがわかる。

図 3.4-7, 図 3.4-8 に手法 1 と手法 3 について, 図 3.4-9, 図 3.4-10 に手法 2 と手法 4 について, 鉛プラグ各要素の降伏応力, 各部温度を比較した結果を示す。図中の要素番号は図 3.4-5 に示す要素番号である。手法 1 と手法 3 の比較では鉛プラグ各要素の降伏応力, 各部温度はほぼ一致しており, 等価降伏応力の評価法の違いによる結果は小さい。手法 2 と手法 4 の比較では要素 1 と要素 9 の温度差が手法 4 と比較してやや大きめに評価されているものの, 式(3.4-8)や式(3.4-11)で示される鉛等価降伏応力の値は各要素から得られる降伏応力の平均的な値を示している。

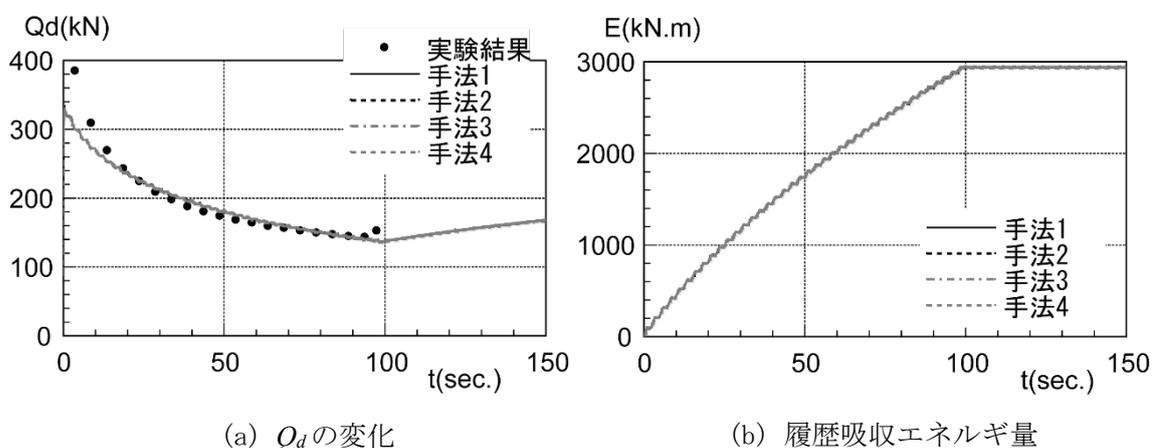
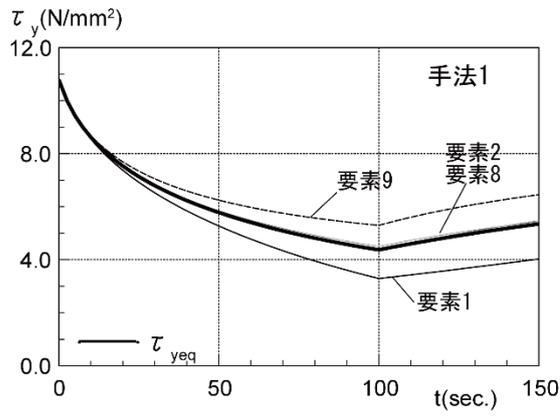
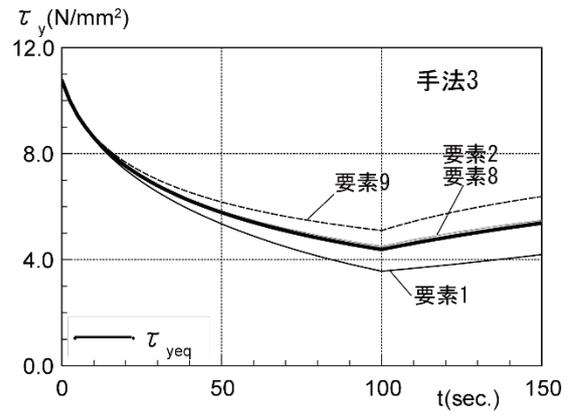


図 3.4-6 シミュレーション解析結果 (ϕ 1000, 5s, 100%, 20cyc.)

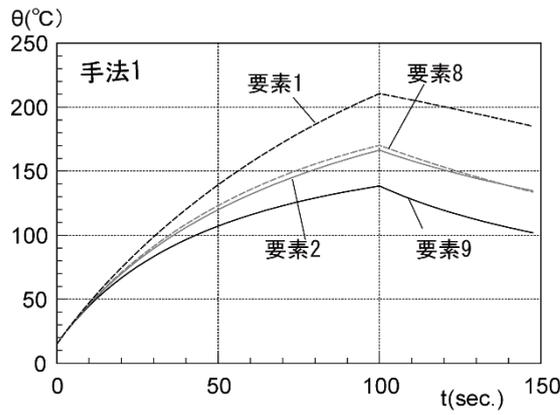


(a) 手法 1

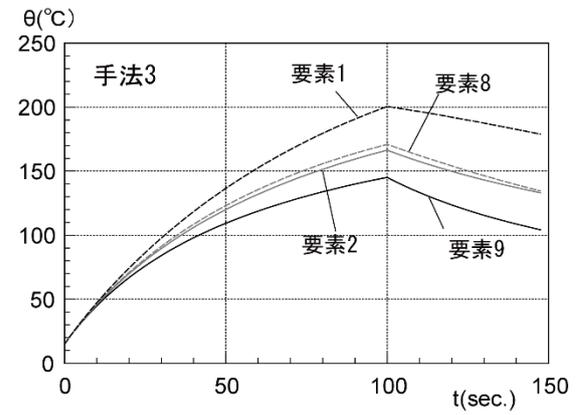


(b) 手法 3

図 3. 4-7 鉛プラグ等価降伏応力の変化 ($\phi 1000, 5s, 100\%, 20cyc.$)
(手法 1 と手法 3)

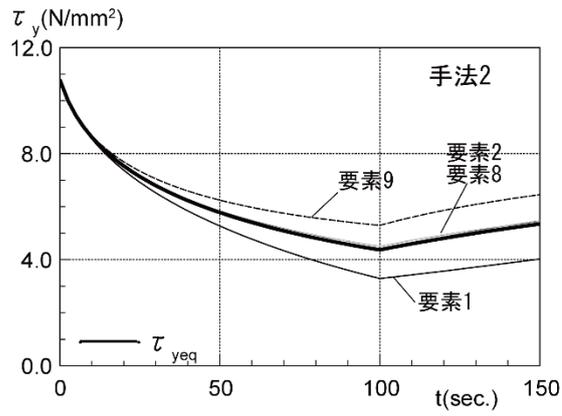


(a) 手法 1

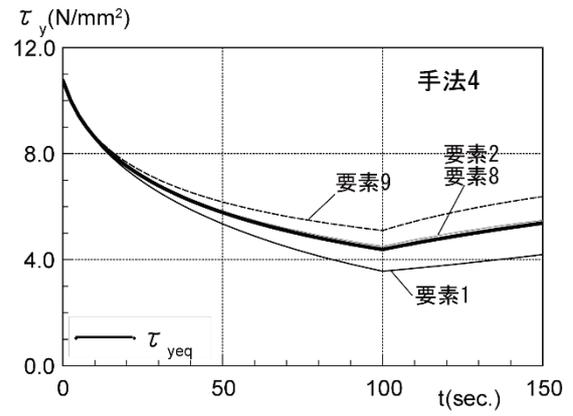


(b) 手法 3

図 3. 4-8 鉛プラグ要素の温度変化 ($\phi 1000, 5s, 100\%, 20cyc.$)
(手法 1 と手法 3)

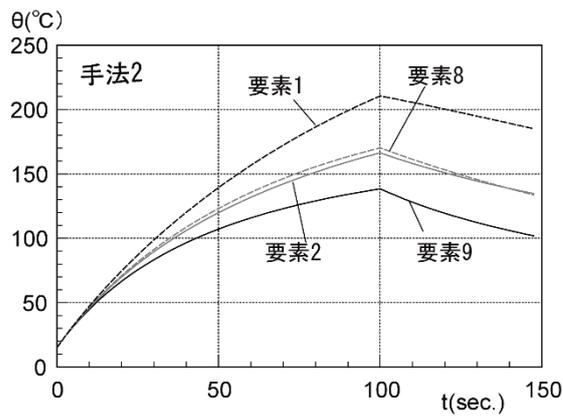


(a) 手法 2

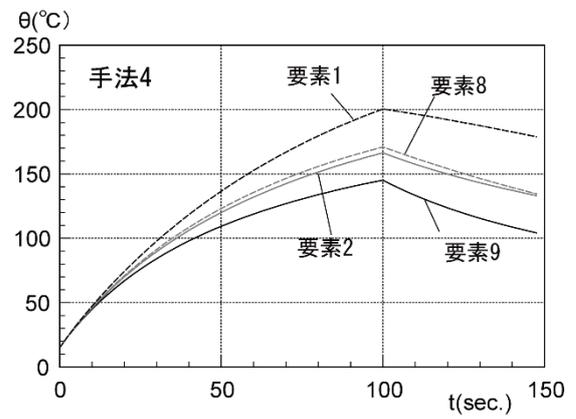


(b) 手法 4

図 3.4-9 鉛プラグ等価降伏応力の変化 ($\phi 1000, 5s, 100\%, 20cyc.$)
(手法 2 と手法 4)



(a) 手法 2



(b) 手法 4

図 3.4-10 鉛プラグ要素の温度変化 ($\phi 1000, 5s, 100\%, 20cyc.$)
(手法 2 と手法 4)

図 3. 4-11 に熱伝導解析モデルで鉛プラグ部分を 4 要素（高さ方向 2 要素×半径方向 2 要素）と 100 要素（高さ方向 10 要素×半径方向 10 要素）でモデル化した場合について、鉛プラグの要素分割数が力学的特性に与える影響を評価した結果を示す。解析手法は表 3. 4-1 の手法 1 で、加振ケースは鉛入り積層ゴム ϕ 1000，加振周期 5s，せん断ひずみ 100%，20 サイクルである。鉛プラグ部分を 4 要素でモデル化して評価した結果と 100 要素でモデル化して評価した場合、加振終了後の特性に若干の違いはあるものの、加振継続中の結果に大きな違いはなく、LRB における温度上昇による力学的特性変化において実用的には図 3. 4-5 で示した解析モデルを用いることにより十分な精度で評価できる。また解析手法についても前述のように表 3. 4-1 中の手法 1～手法 4 とで今回対象とした装置サイズや加振条件では評価法による大きな違いは見られないことや、図 3. 4-11 で示したように実験結果から得られた力学的特性の変化をよく表すことができることから、後述する各種実験のシミュレーション解析では表 3. 4-1 中の手法 1 による手法を適用する。

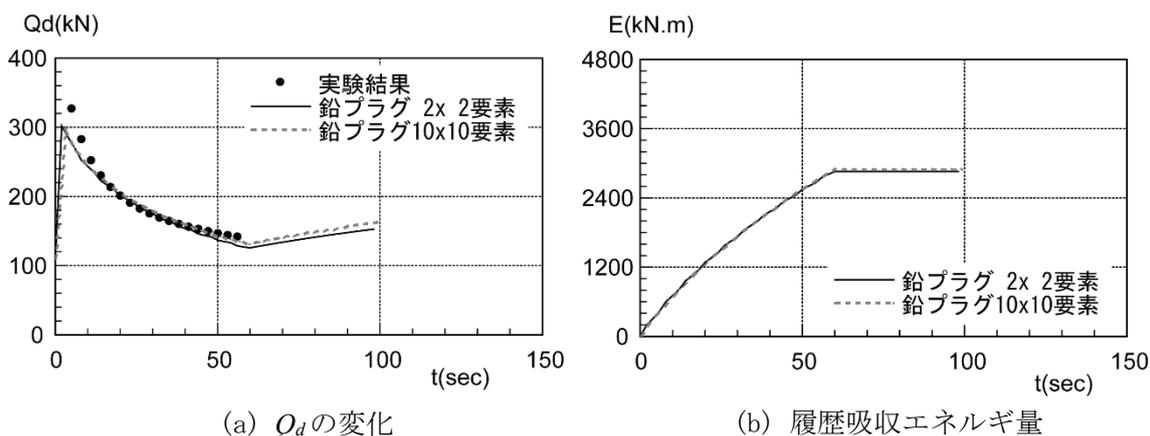


図 3. 4-11 シミュレーション解析結果 (ϕ 1000, 5s, 100%, 20cyc.)
鉛プラグ要素分割数の違い

3.5 提案解析手法の妥当性の検証

3.5.1 装置サイズをパラメータとした加振実験のシミュレーション解析

本項では、装置サイズをパラメータとしたアクチュエータを用いた加振実験結果である1方向加振実験を対象として提案手法の妥当性検証を実施する。

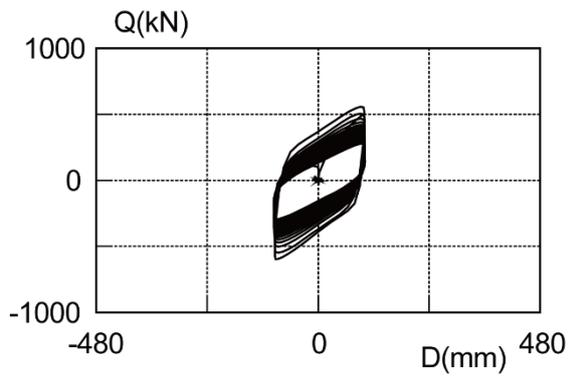
3.5.1.1 1方向加振実験を対象とした解析的検討

解析対象は2.2.1 装置サイズをパラメータとした加振実験 で記述した、表2.2-1に示す形状の実大試験体(φ1000)及び、1/2 縮小試験体(φ510)での正弦波加振実験結果及び地震応答波加振実験結果である(表2.2-2)。解析におけるエネルギー分配、鉛等価降伏応力の評価については前述のように表3.4-1に示す手法1の手法を用いている。積層ゴムの内部温度について実験結果と解析結果との比較位置は図3.4-3に示した位置である。熱伝導解析における積層ゴムの初期温度は全てのケースで実験時の実測値より15℃とし、解析時間刻み $\Delta t=0.01s$ とした。また、積層ゴム取付部の加力ブロック部分は実験時に合わせて鋼製としてモデル化している。

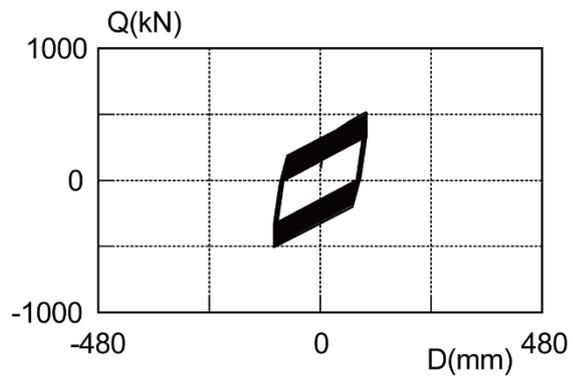
図3.5-1～図3.5-3にφ1000、図3.5-4にφ510の正弦波加振ケースを、図3.5-5にφ1000の地震応答波加振ケースを、実験結果と解析結果とを比較して示す。

実験結果と解析結果を比較すると、各要素での温度について実験時の測定点位置と熱伝導解析での各要素の温度評価位置の違いなどにより、若干の差異が見られるものの、荷重変形関係、降伏荷重特性値及び累積履歴エネルギーなどの力学的特性変化について本解析により精度よく実験結果を表現できている。図3.5-4に示すφ510の結果においてもφ1000での結果と同様に力学的特性変化については実験結果と解析結果とで良い一致を示しており、装置サイズの違いによる力学的特性の違いが解析できている。図3.5-5に示すφ1000での地震応答波加振時では力学的特性については正弦波加振での結果同様に、実験結果と解析結果とで良い一致を示しており、加振条件の違いによる力学的特性の違いが解析できている。一方鉛プラグ部分の温度においては実験結果と解析結果とで差異が見られる。

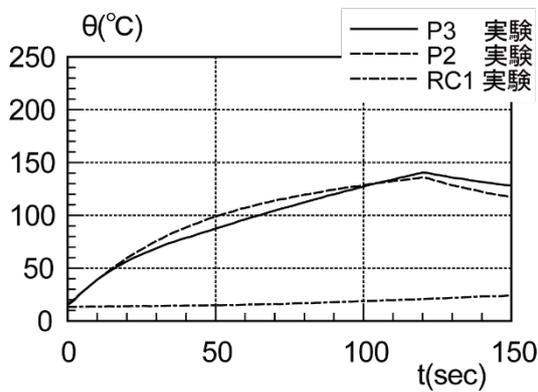
地震応答波加振ケースでの鉛部温度を示した図3.5-5(c)、(d)中に履歴吸収エネルギーを鉛部の全熱容量で除した値を示している。この値は鉛プラグ部分が断熱状態とした場合に履歴吸収エネルギーが全て鉛プラグ部分の温度上昇に消費された際の温度であるが、実験時においては熱伝導の影響が小さい加振初期段階から一致していない。この理由として地震応答波加振時は正弦波加振時の後の同一試験体での実験終盤に実施し、地震応答波加振時に鉛中央部の熱電対の抜け出し等による位置ずれが確認されており³⁻¹⁴⁾、このため地震応答波加振時には温度計測の精度が低下していた可能性が考えられる。



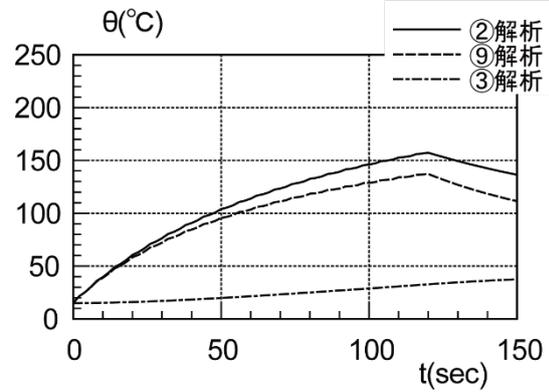
(a) 荷重変形関係 (実験結果)



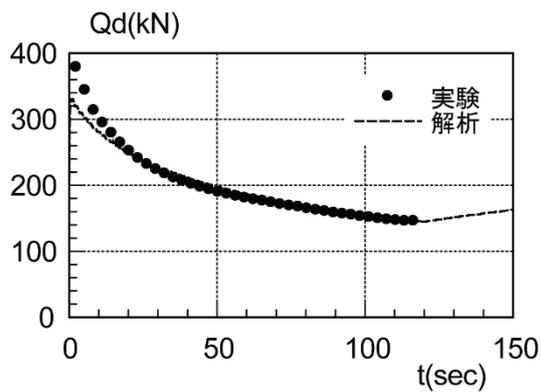
(b) 荷重変形関係 (解析結果)



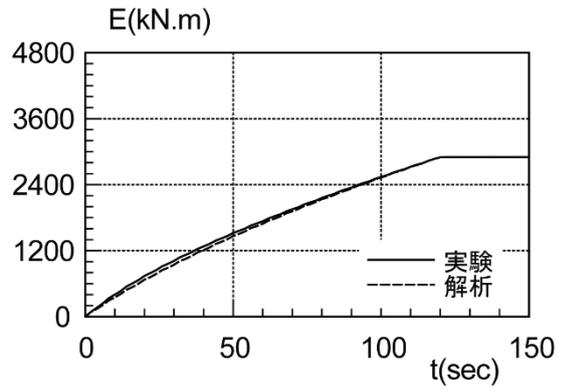
(c) 要素の温度 (実験結果)



(d) 要素の温度 (解析結果)

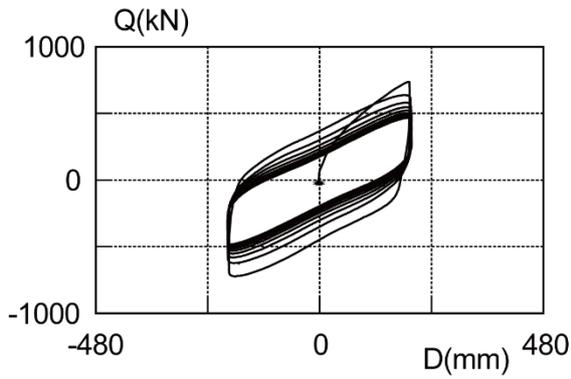


(e) Q_d の変化率

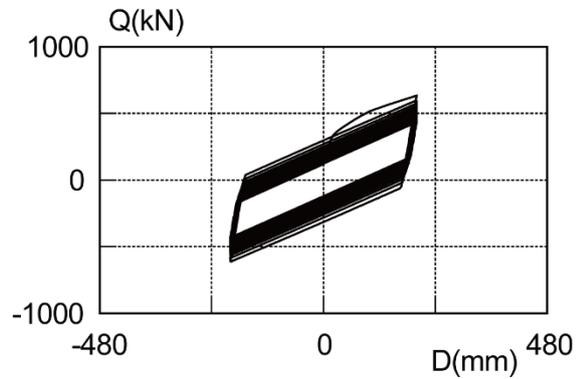


(f) 履歴吸収エネルギー

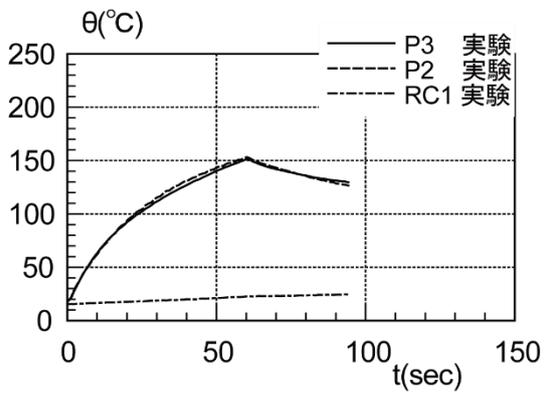
図 3.5-1 実験結果と解析結果との比較 ($\phi 1000$ 3s, 50%, 40cyc.)



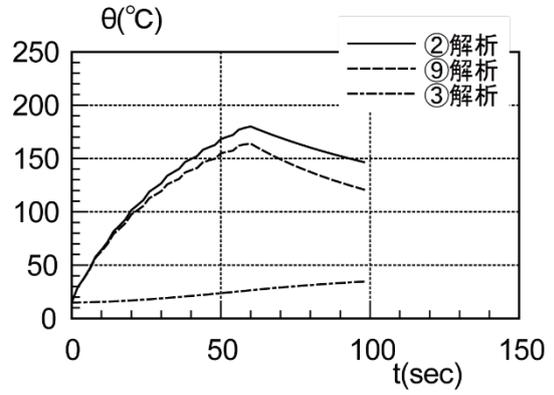
(a) 荷重変形関係 (実験結果)



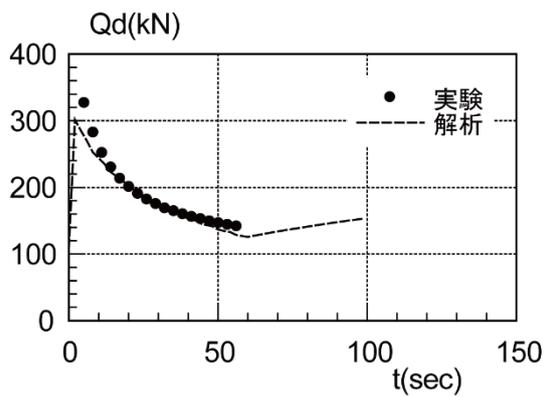
(b) 荷重変形関係 (解析結果)



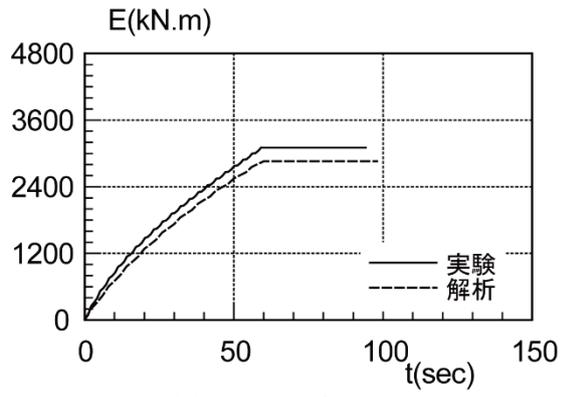
(c) 要素の温度 (実験結果)



(d) 要素の温度 (解析結果)

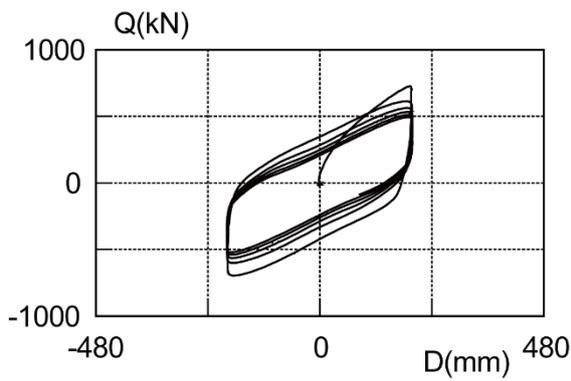


(e) Q_d の変化率

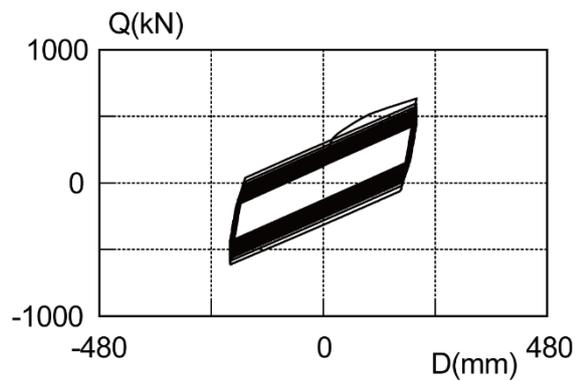


(f) 履歴吸収エネルギー

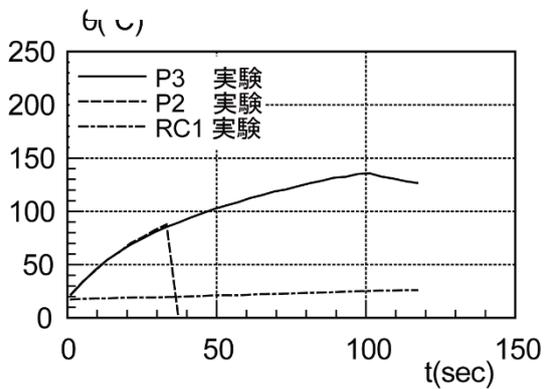
図 3.5-2 試験結果と解析結果との比較 ($\phi 1000$ 3s, 100%, 20cyc.)



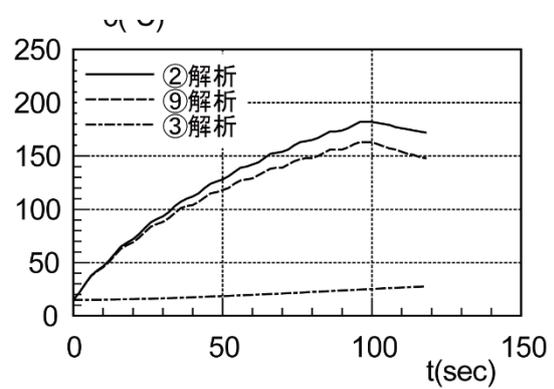
(a) 荷重変形関係 (実験結果)



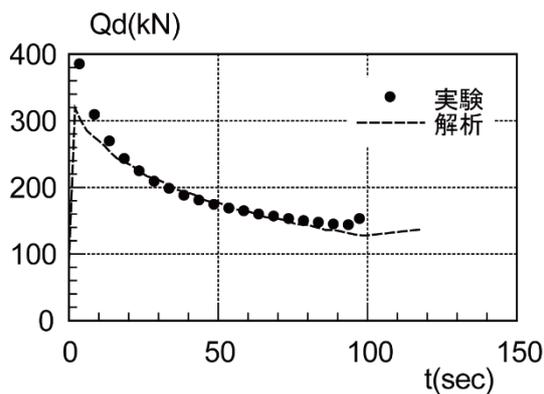
(b) 荷重変形関係 (解析果)



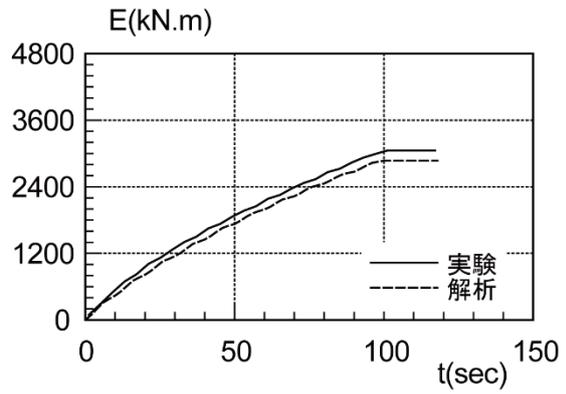
(c) 要素の温度 (実験結果)



(d) 要素の温度 (解析結果)

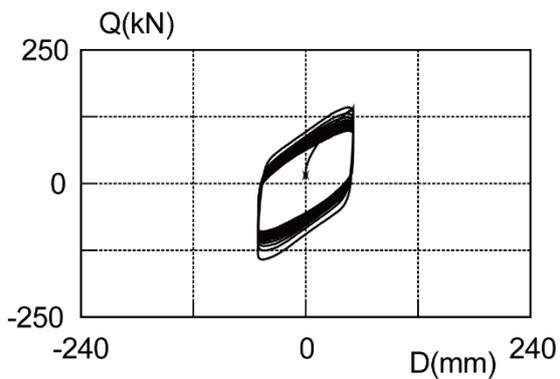


(e) Q_d の変化率

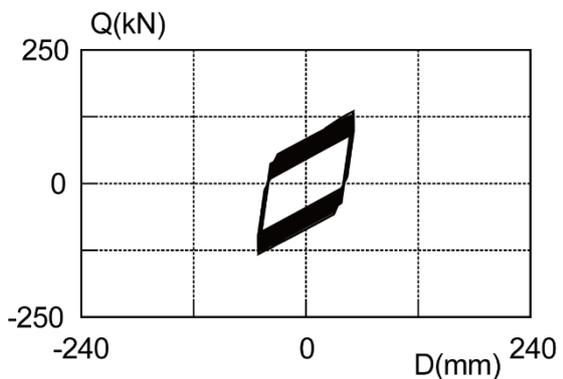


(f) 履歴吸収エネルギー

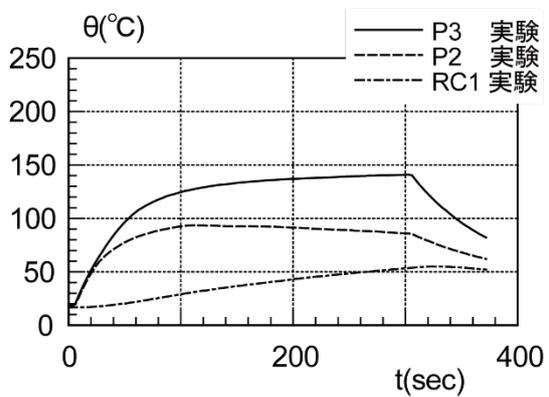
図 3.5-3 実験結果と解析結果との比較 ($\phi 1000$ 5s, 100%, 20cyc.)



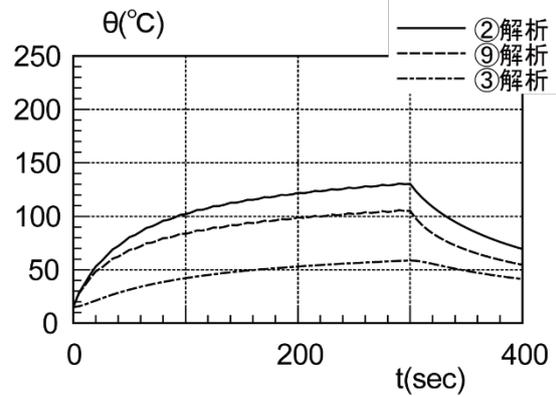
(a) 荷重変形関係 (実験結果)



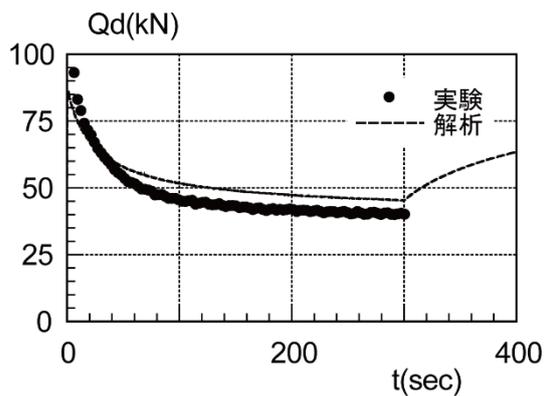
(b) 荷重変形関係 (解析結果)



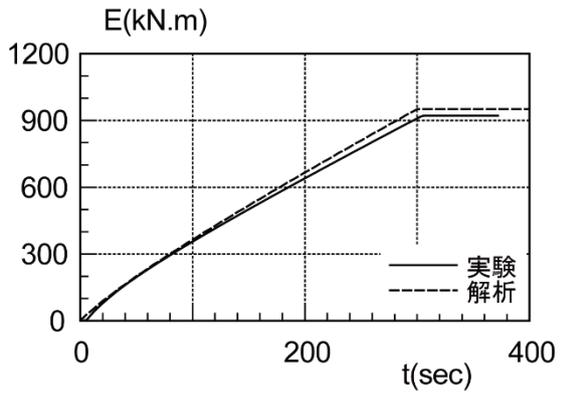
(c) 要素の温度 (実験結果)



(d) 要素の温度 (解析結果)

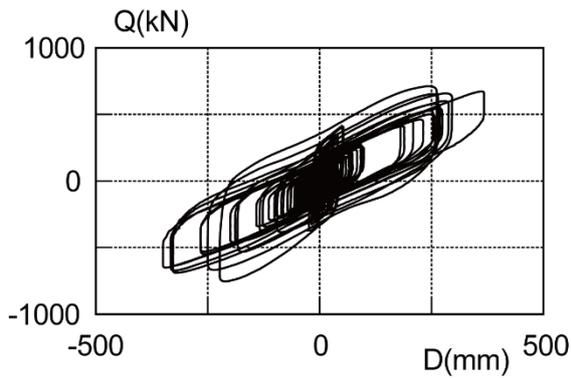


(e) Q_d の変化率

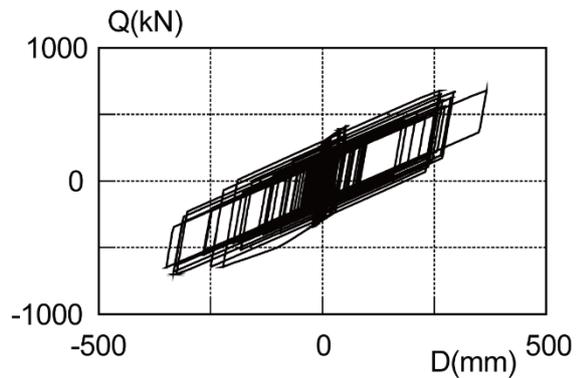


(f) 履歴吸収エネルギー

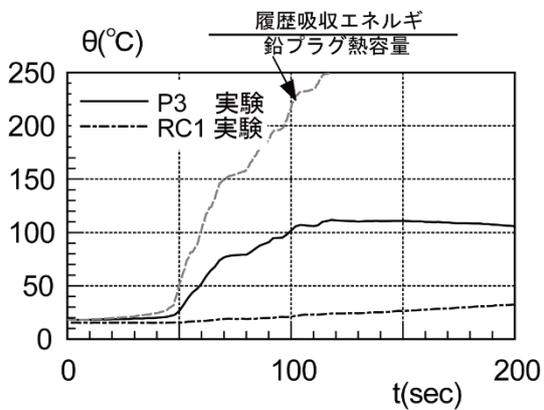
図 3.5-4 実験結果と解析結果との比較 ($\phi 510$ 3s, 50%, 100cyc.)



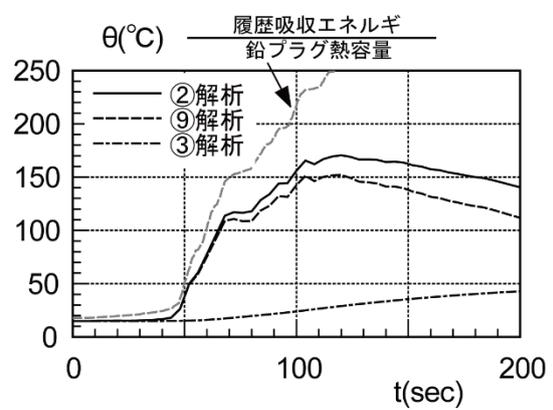
(a) 荷重変形関係 (実験結果)



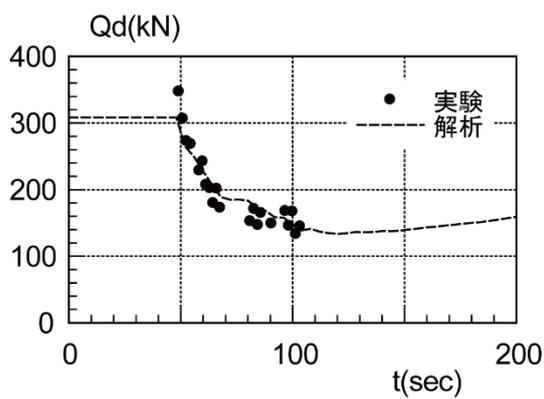
(b) 荷重変形関係 (解析結果)



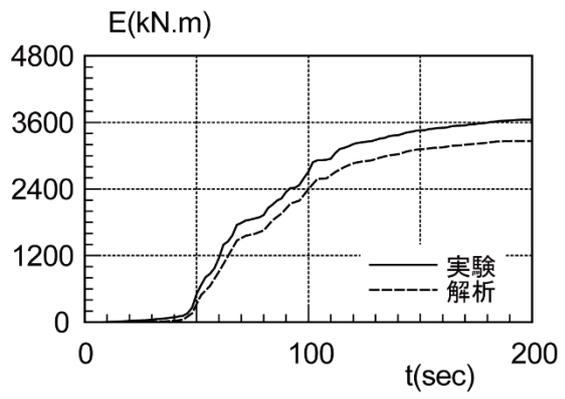
(c) 要素の温度 (実験結果)



(d) 要素の温度 (解析結果)



(e) Q_d の変化率



(f) 履歴吸収エネルギー

図 3.5-5 実験結果と解析結果との比較
(ϕ 1000 名古屋三の丸地震応答波加振)

3.5.2 鉛プラグ本数をパラメータとした加振実験のシミュレーション解析

3.5.2.1 1本プラグの実験結果のモデル化

鉛入り積層ゴムの鉛プラグ1本タイプを対象とし、繰返しに伴う降伏荷重特性値 Q_d の低下に着目した評価結果を以下に示す。

解析においては実験時に与えた水平変位を解析的に入力することにより、LRBの曲線型モデルである修正HDモデルに基づく荷重変形関係を求め、履歴吸収エネルギーが全て鉛部分の熱エネルギーに変換されているとし、熱伝導解析により得られた鉛部温度と設定した鉛温度～降伏荷重関係に基づき降伏荷重を時々刻々修正していく手法である(3.3章参照)。

解析対象は限界試験として実施した表3.5-1に示す3ケースとした。

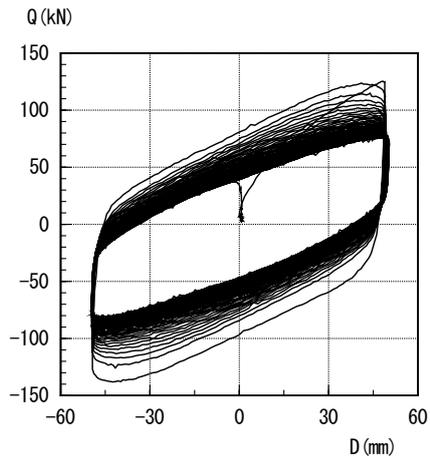
表 3.5-1 解析対象試験ケース

試験種類	加振周期 (s)	せん断歪 (%)	サイクル数	累積変形 (m)	
正弦波	1B	4	50	250	49.5
加振	2B		100	120	47.52
(限界)	3B		200	60	47.52

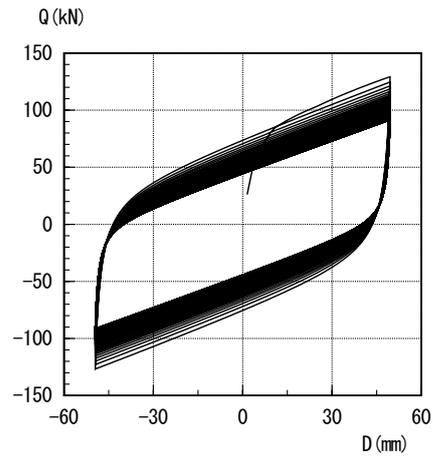
解析においては、初期温度を15℃とし、鉛入り積層ゴムの解析開始時の Q_d は各ケースにおいて限界試験の直前に実施した基本特性試験結果から設定した。なお、取付部については実験時に使用した断熱板の熱伝導率を考慮した。

図3.5-6に荷重変形について実験結果と解析結果とを比較して示す。

図3.5-7、図3.5-8に Q_d の低下について、実験結果と解析結果とを比較して示す。

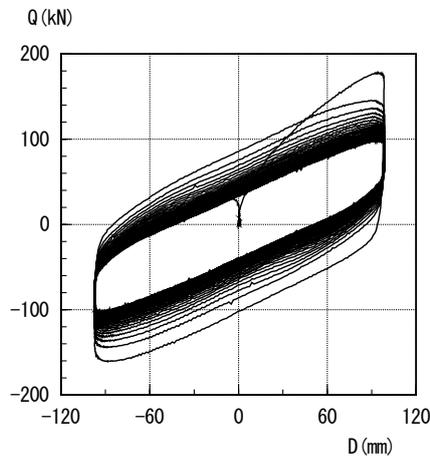


(i) 実験結果

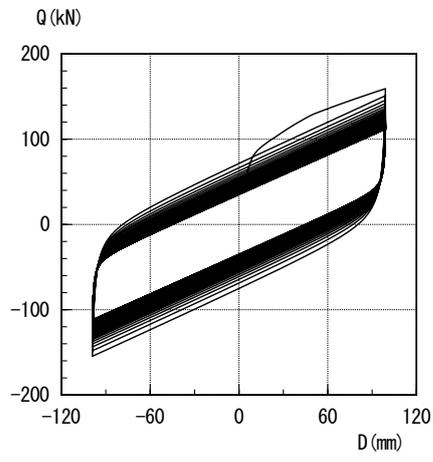


(ii) 解析結果

(a) 実験ケース 1B ($T=4s$, $\gamma=50\%$, 250cycle)

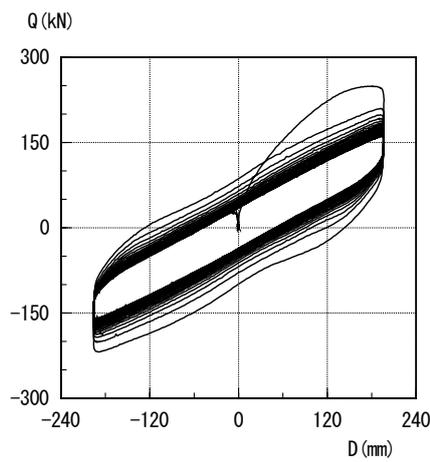


(i) 実験結果

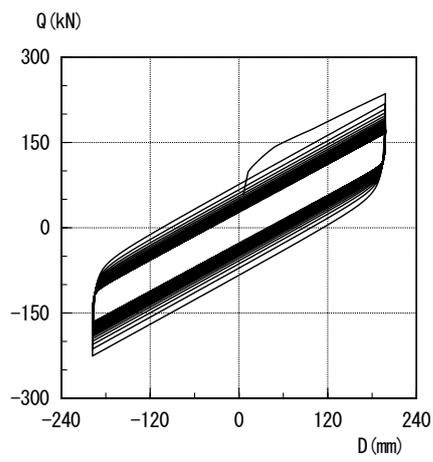


(ii) 解析結果

(b) 実験ケース 2B ($T=4s$, $\gamma=100\%$, 120cycle)



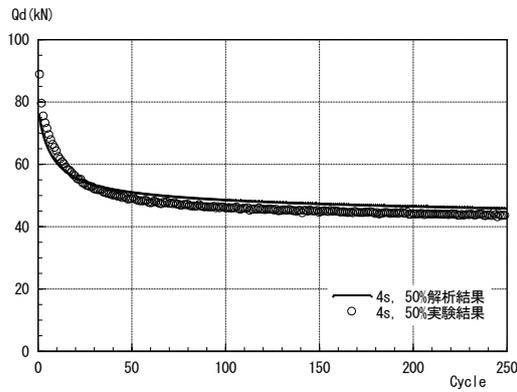
(i) 試験結果



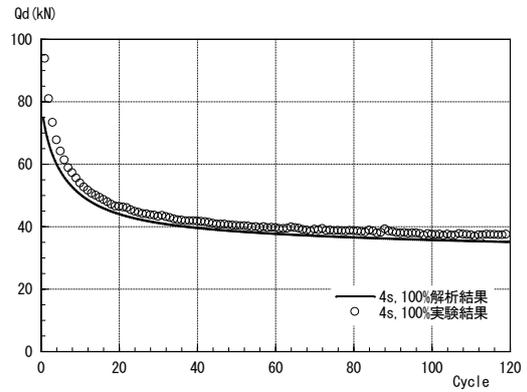
(ii) 解析結果

(c) 実験ケース 3B ($T=4s$, $\gamma=200\%$, 60cycle)

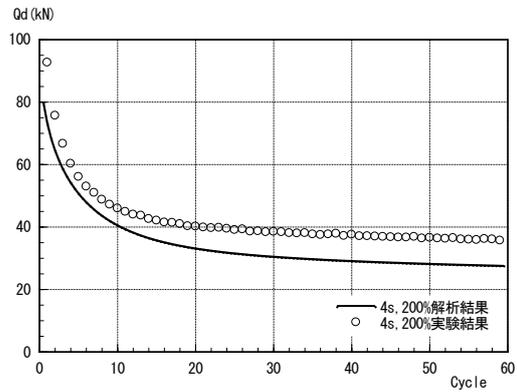
図 3.5-6 実験結果と解析結果との比較 (荷重変形関係)



(a) 実験ケース 1B
($T=4s, \gamma=50\%$, 250cycle)

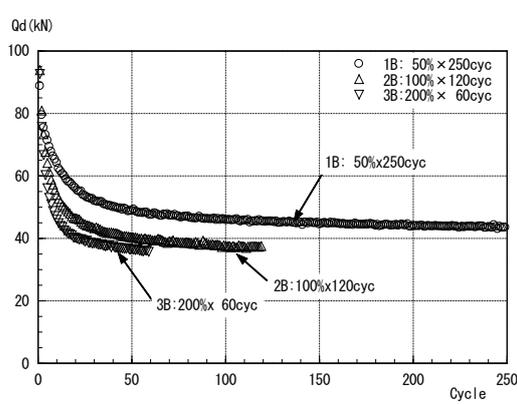


(b) 実験ケース 2B
($T=4s, \gamma=100\%$, 120cycle)

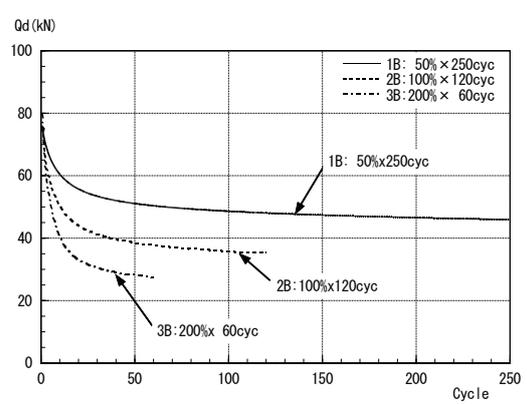


(c) 実験ケース 3B
($T=4s, \gamma=200\%$, 60cycle)

図 3.5-7 実験結果と解析結果との比較：各実験ケース (Q_d での比較)



(a) 試験結果



(b) 解析結果

図 3.5-8 試験結果と解析結果との比較：実験ケース間の比較 (Q_d での比較)

3.5.2.2 3本プラグの実験結果のモデル化

鉛入り積層ゴムの鉛プラグ3本タイプを対象とし、繰返しに伴う降伏荷重特性値 Q_d の低下に着目した評価結果³⁻¹⁵⁾を以下に示す。

解析対象は限界試験として実施した表 3.5-2 に示すケースとした。

表 3.5-2 解析対象試験ケース (鉛プラグ3本タイプ)

試験種類	加振周期 (s)	せん断歪 (%)	サイクル数	累積変形 (m)	
正弦波加振 (限界)	1B	4	50	250	49.5
	3B		200	60	47.52

鉛プラグ3本タイプの熱伝導解析モデルを図 3.5-9 に示す。熱伝導解析モデルのモデル化範囲は対称性を考慮して、断面における 1/6 部分、立面における 1/2 部分を各要素に分割した。

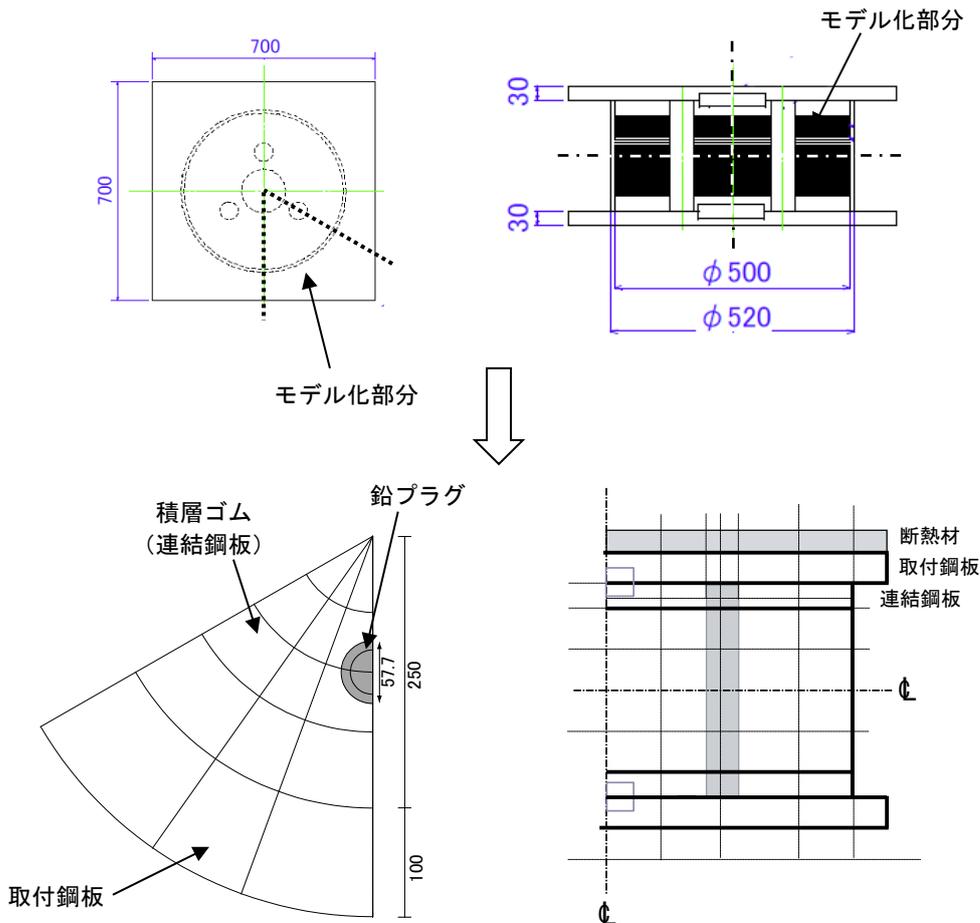


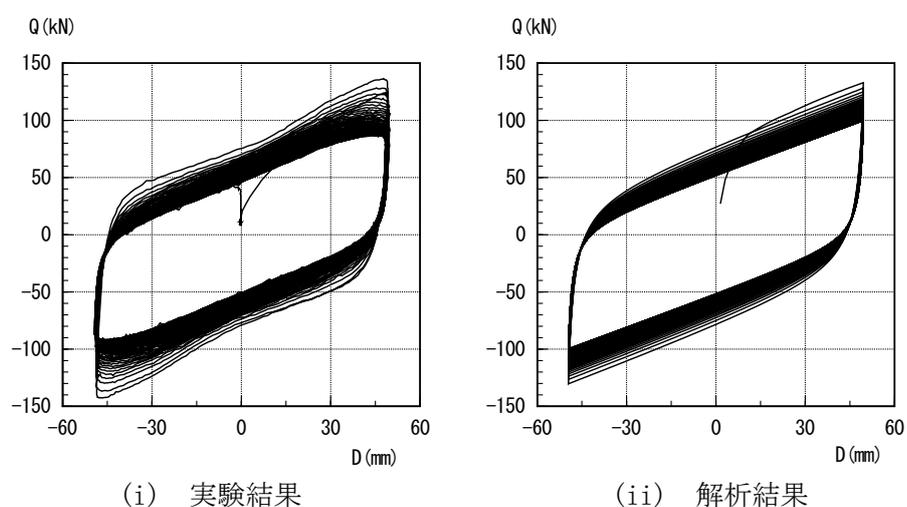
図 3.5-9 熱伝導解析モデル (鉛プラグ3本タイプ)

実験結果の解析的検討においては、(a)で示した鉛プラグ1本タイプでの解析と同様に初期温度を15℃とし、鉛入り積層ゴムの解析開始時の Q_d は各ケースにおいて限界試験の直前に実施した基本特性試験結果から設定した。

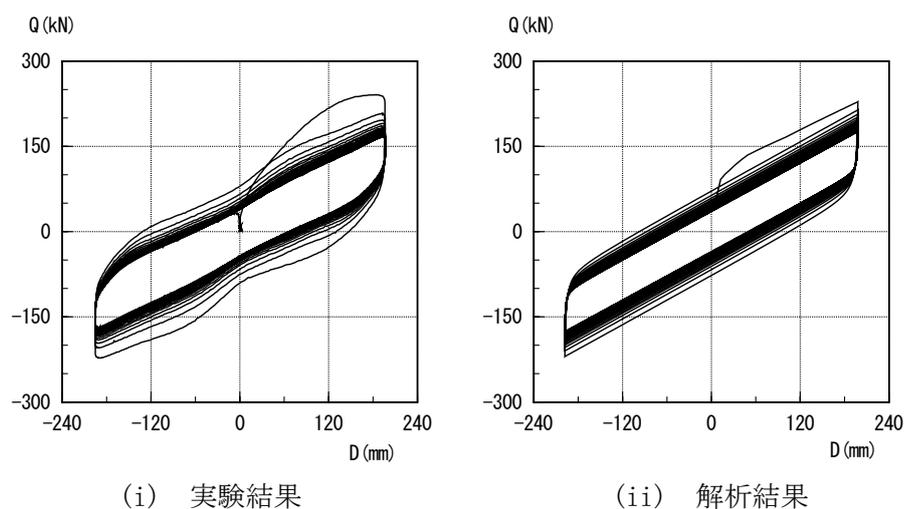
図3.5-10に荷重変形について鉛プラグ3本タイプの実験結果と解析結果とを比較して示す。

図3.5-11に Q_d の低下について、実験結果と解析結果とを比較して示す。

図3.5-12に Q_d の低下について、3サイクル目の値で基準化した値の実験結果と解析結果とを比較して示す。

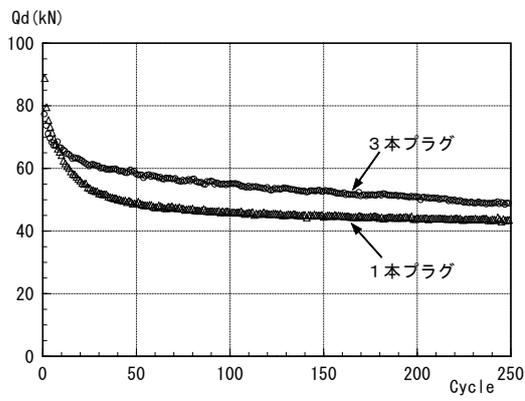


(a) 実験ケース 1B (3本プラグタイプ) (T=4s, γ =50%, 250cycle)

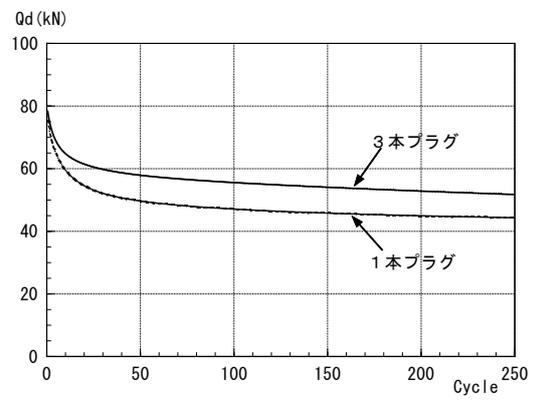


(b) 実験ケース 3B (3本プラグタイプ) (T=4s, γ =200%, 60cycle)

図 3.5-10 実験結果と解析結果との比較 (荷重変形関係)

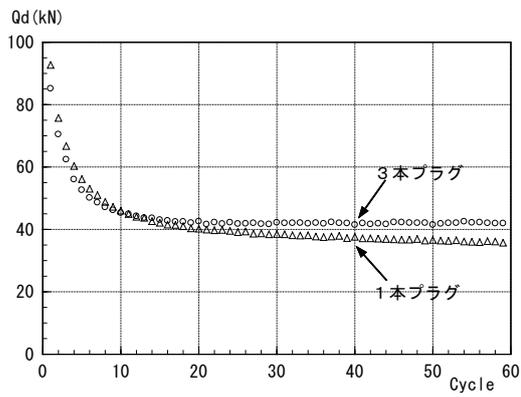


(i) 実験結果

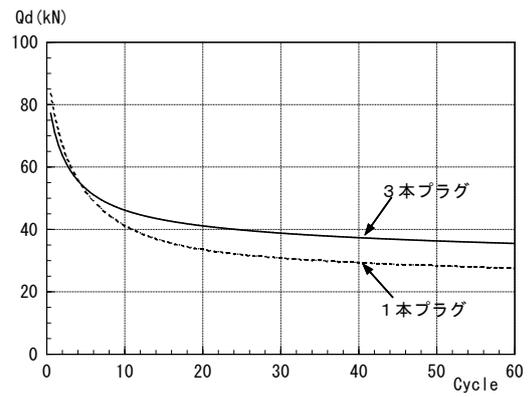


(ii) 解析結果

(a) 実験ケース 1B (T=4s, $\gamma=50\%$, 250cycle)



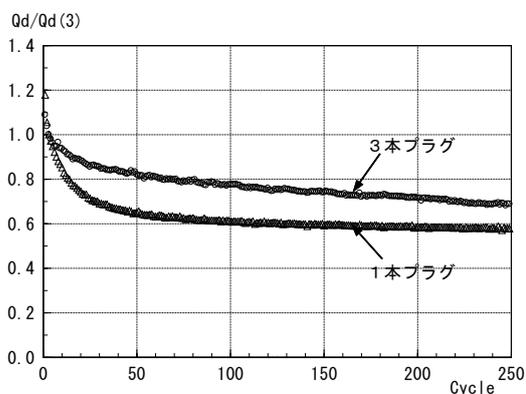
(i) 実験結果



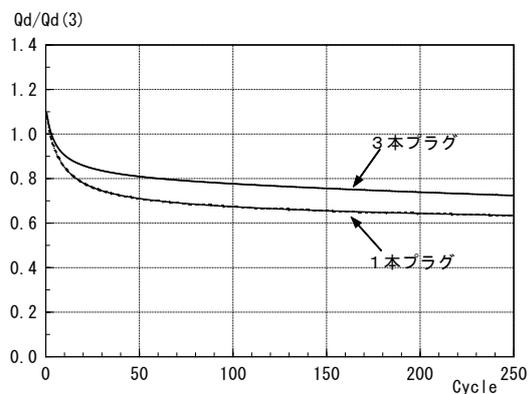
(ii) 解析結果

(b) 実験ケース 3B (T=4s, $\gamma=200\%$, 60cycle)

図 3.5-11 実験結果と解析結果との比較 (Q_d での比較)

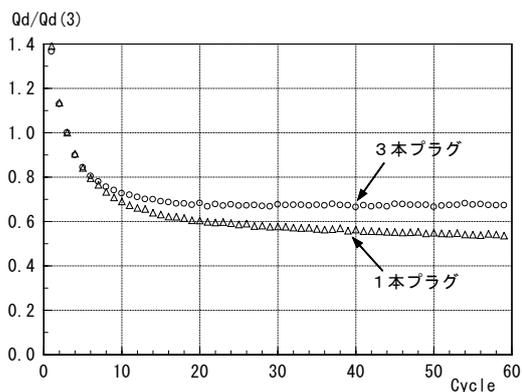


(i) 実験結果

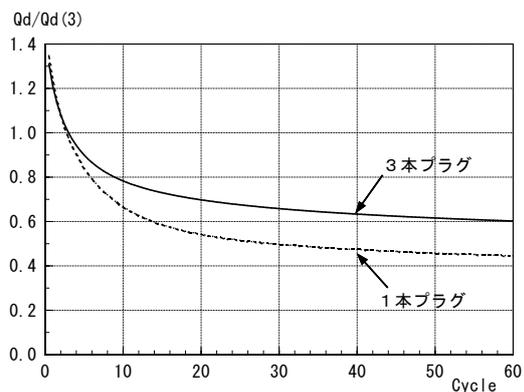


(ii) 解析結果

(a) 実験ケース 1B (T=4s, $\gamma=50\%$, 250cycle)



(i) 実験結果



(ii) 解析結果

(b) 実験ケース 3B (T=4s, $\gamma=200\%$, 60cycle)

図 3.5-12 実験結果と解析結果との比較 (Q_d 3 サイクル目の値で基準化)

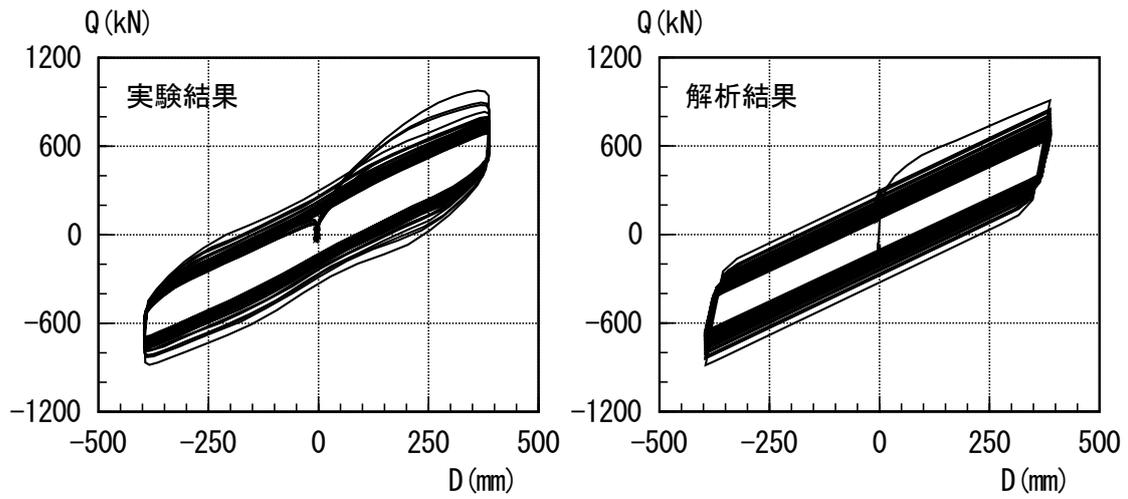
鉛入り積層ゴムについて、鉛プラグ 1 本タイプと 3 本タイプの正弦波繰返し加振実験を対象として、解析的検討を実施した。その結果、降伏荷重特性値 Q_d の低下について実験結果と解析結果とで一致した結果が得られ鉛プラグ 1 本タイプと 3 本タイプとでの特に Q_d の低下に関して特性変化の違いを解析にて追跡することができた。

3.5.3 2方向加振実験のシミュレーション解析

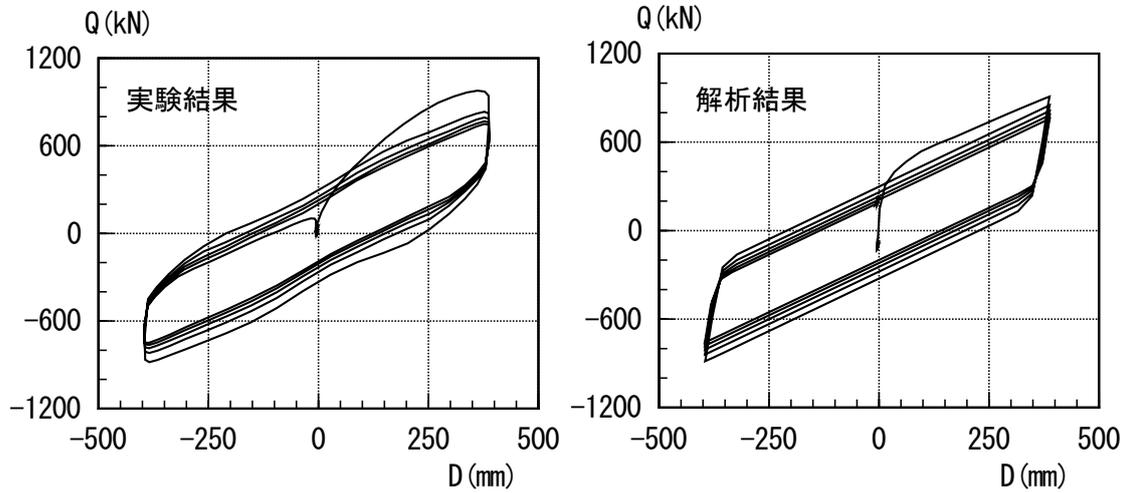
本項では、大型振動台（Eディフェンス）による加振実験である2方向加振実験を対象として提案手法の妥当性検証を実施する。

3.5.3.1 1方向加振試験の解析的評価

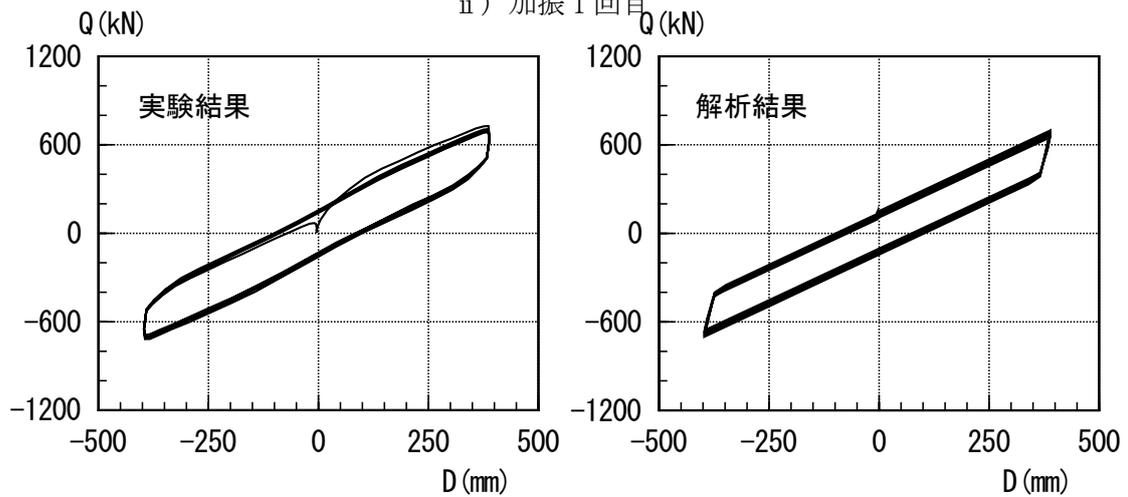
図3.5-13～図3.5-16に各実験ケースに対する解析結果を示す。各図について、i)～vi)は荷重変形関係、a)は各部温度時刻歴、b)は履歴吸収エネルギー時刻歴、c, d)は降伏荷重時刻歴である。正弦波1方向加振、地震波1方向加振のケースについて、積層ゴム内部温度や履歴エネルギー、降伏荷重について概ね実験結果を追跡できている。



i) 加振全体

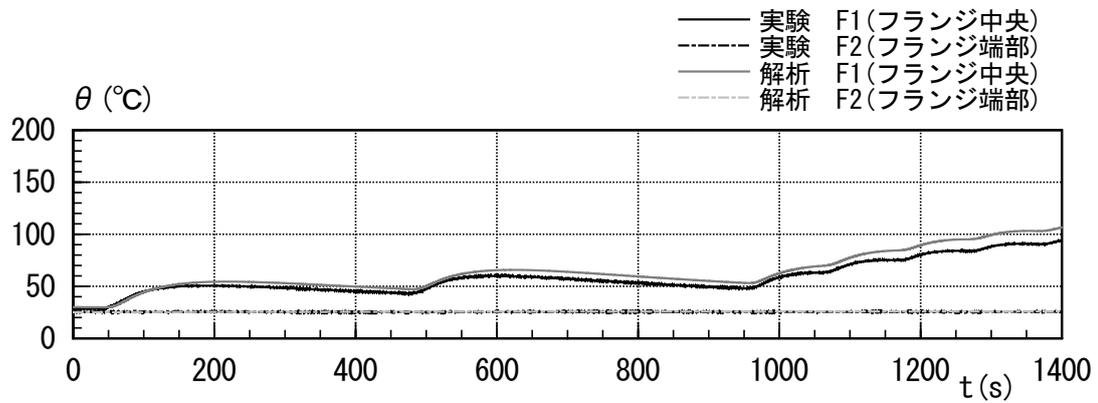


ii) 加振1回目

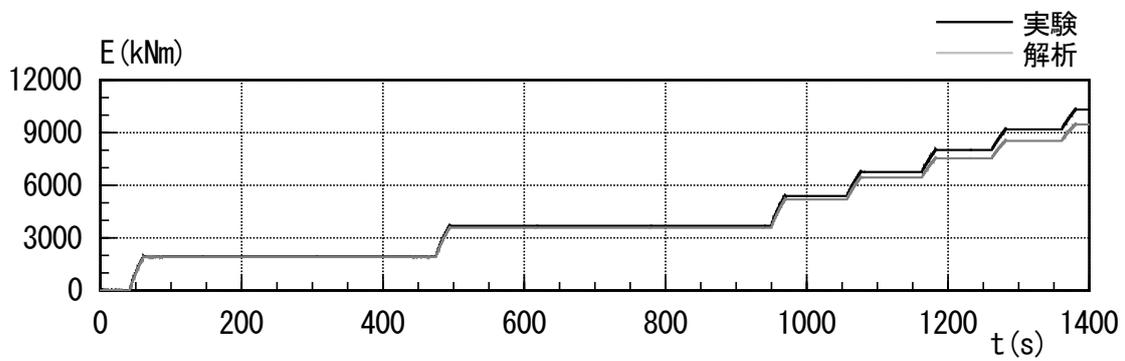


iii) 加振7回目

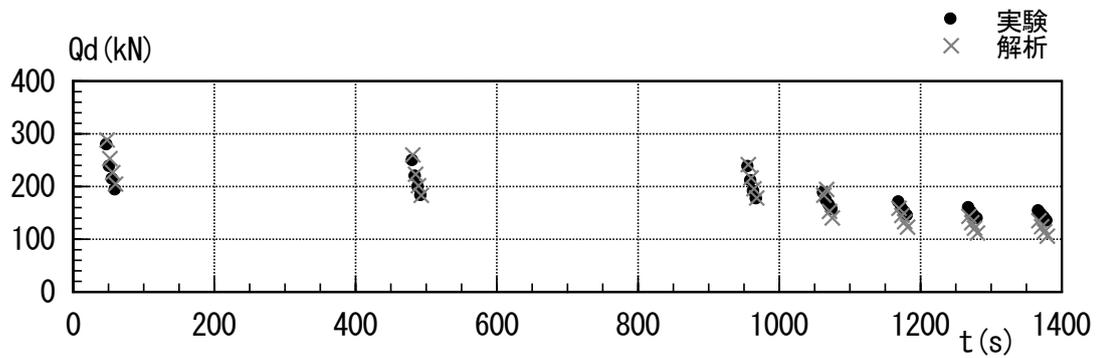
図 3.5-13 【正弦波 1 方向加振】 実験結果・解析の比較 (荷重変形関係)



a) フランジ部温度時刻歴

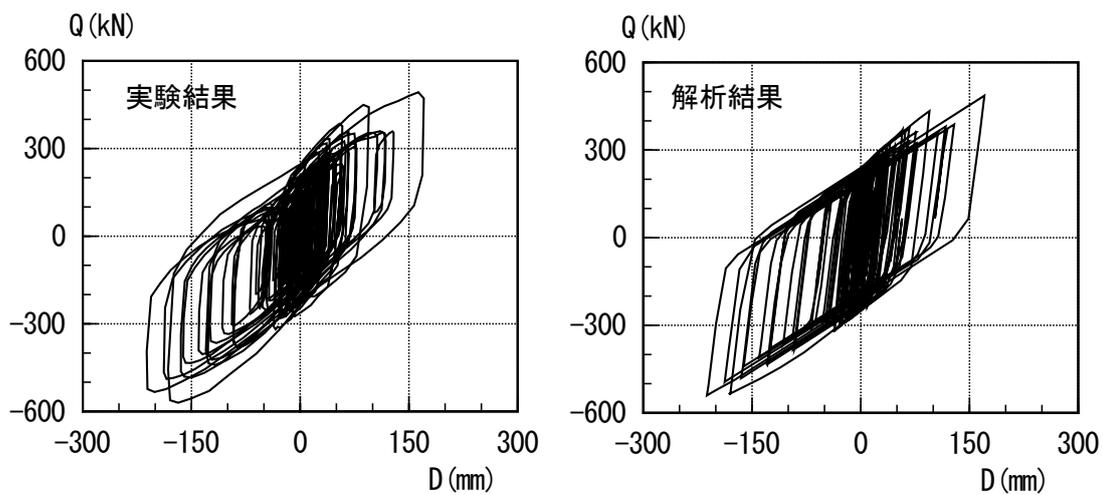


b) 履歴吸収エネルギー時刻歴



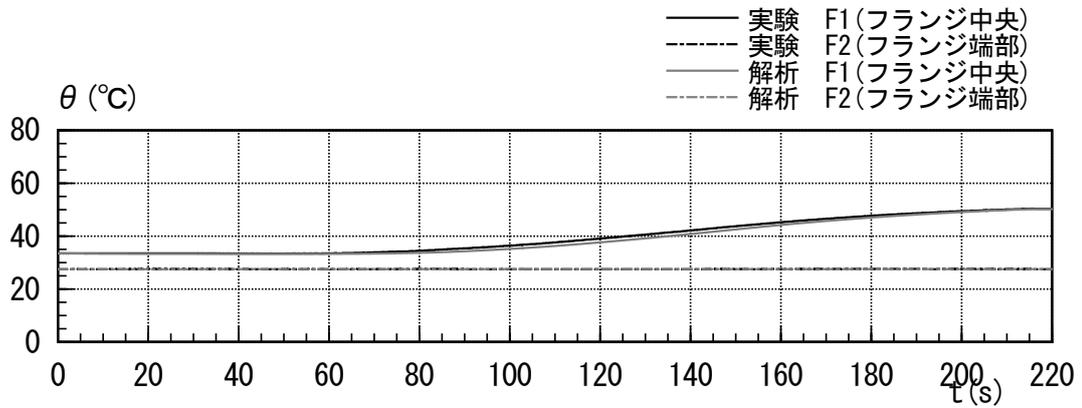
c) 降伏荷重時刻歴

図 3.5-14 【正弦波 1 方向加振】 実験・解析の比較
(フランジ部温度, 履歴吸収エネルギー, 降伏荷重)

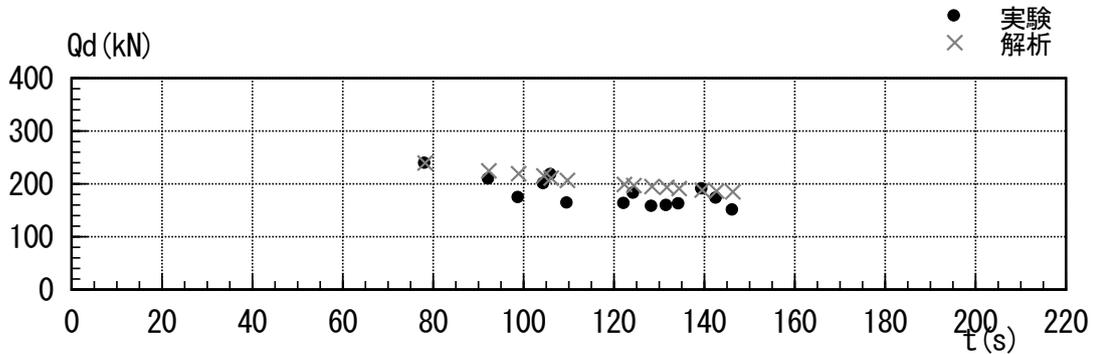
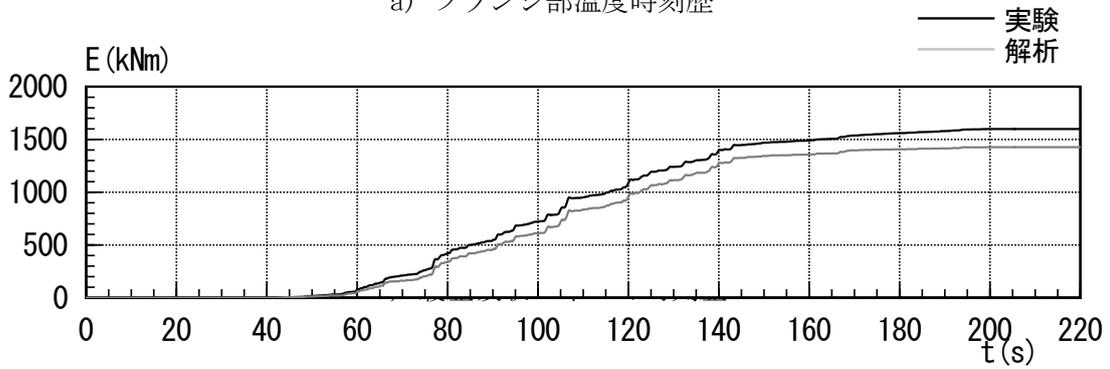


i) 加振全体

図 3.5-15 【地震応答波 1 方向加振】 実験結果・解析結果の比較 (荷重変形関係)



a) フランジ部温度時刻歴



c) 降伏荷重時刻歴

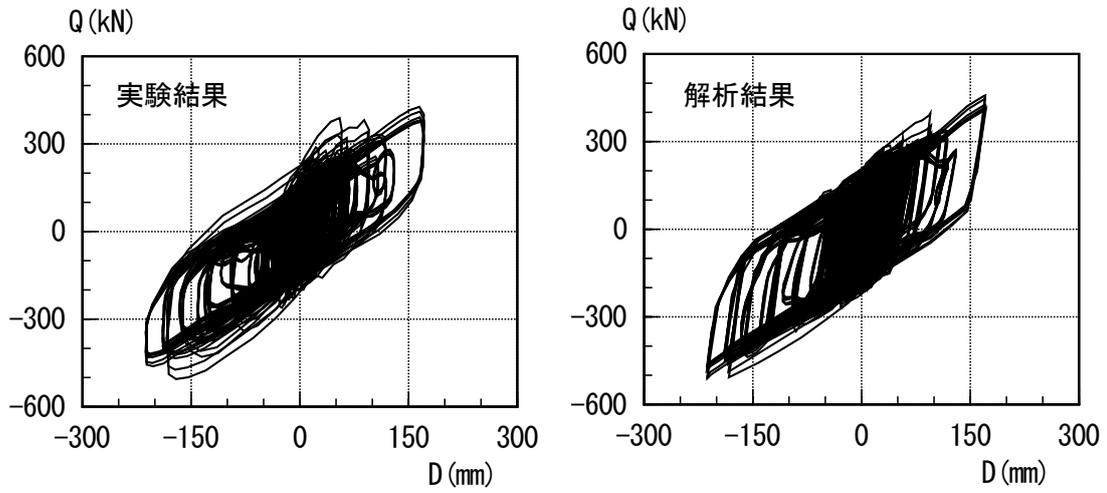
図 3.5-16 【地震応答波 1 方向加振】 実験結果・解析結果の比較
 (フランジ部温度, 履歴吸収エネルギー, 降伏荷重)

3.5.3.2 2方向加振実験の解析的評価

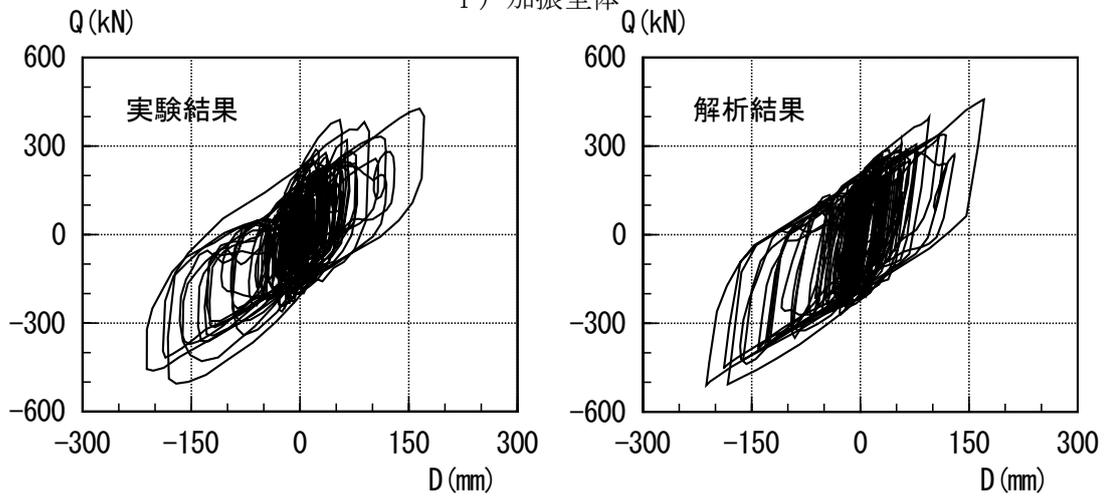
LRB ϕ 1000 を対象とした水平 2 方向加振実験³⁻¹⁴⁾について実験結果と解析結果とを比較して図 3.5-16, 図 3.5-17 に水平方向に直交する U, V 各方向の荷重変形関係を, 図 3.5-18 に履歴吸収エネルギーの時刻歴を示す.

図 3.5-16, 図 3.5-17 に示した荷重変形関係より加振回数の増加とともに U 方向, V 方向の各方向で降伏荷重特性値が低下して, 履歴形状が小さくなっていく傾向がわかる. 解析では LRB の特性を第 3.4 章で示した修正バイリニア特性として, 2 方向での特性を示すよう MSS (Multi Shear Spring) モデル³⁻¹⁶⁾での 8 本に分割したばねそれぞれに設定した.

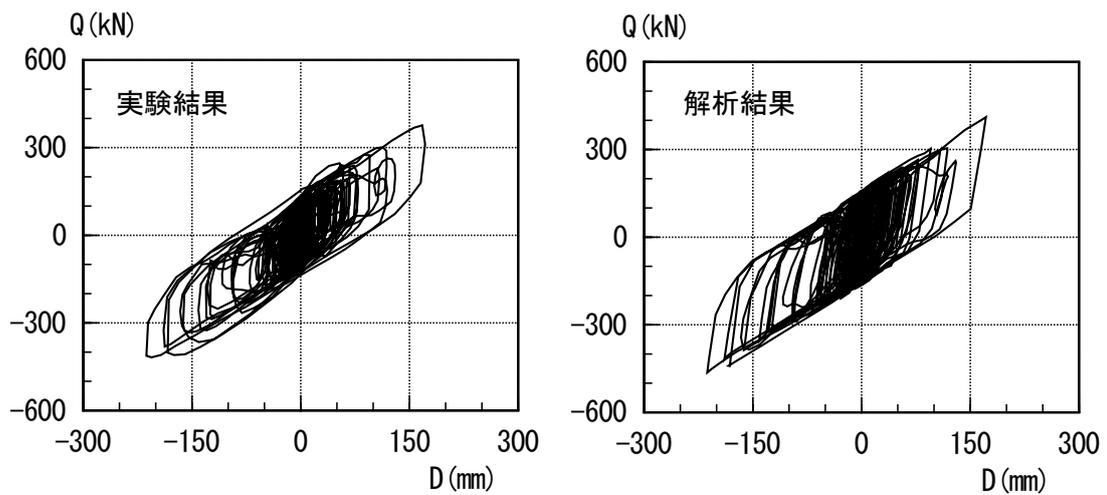
鉛プラグ部分での発熱量は全体の履歴吸収エネルギーより算出し, 熱伝導解析で得られた鉛プラグ部分の温度分布より方向によらない同一の鉛プラグ部分の等価降伏応力を時々刻々評価し, 荷重変形関係を得ている. 解析より得られた荷重変形関係は 1 回目, 6 回目の加振の両方において実験結果と良い一致を示している. 図 3.5-19 に示す履歴吸収エネルギーについても複数回加振の全加振を通して実験結果と解析結果は良く一致しており, 2 方向加振ケースにおいても本解析手法により LRB の力学的特性変化の評価が可能であることがわかる.



i) 加振全体



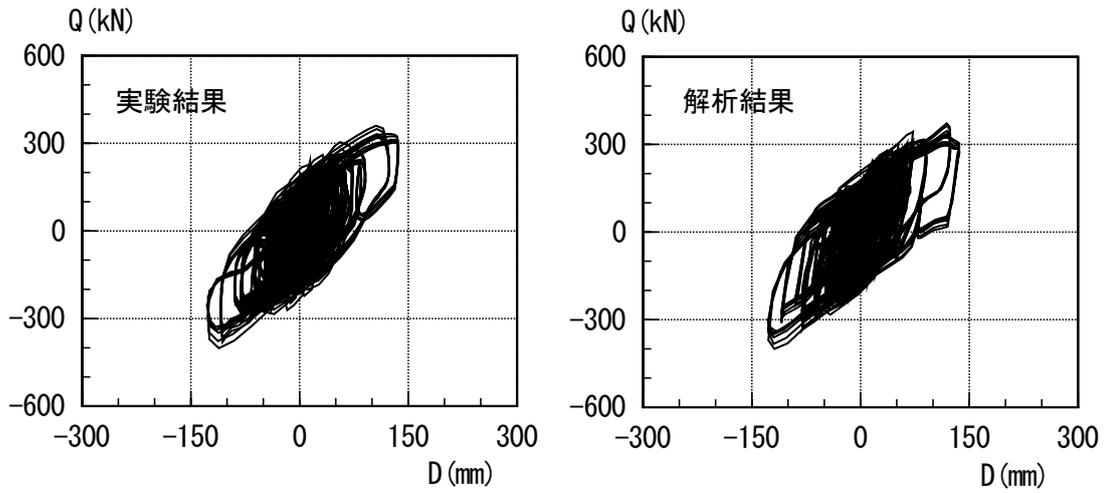
ii) 加振 1 回目



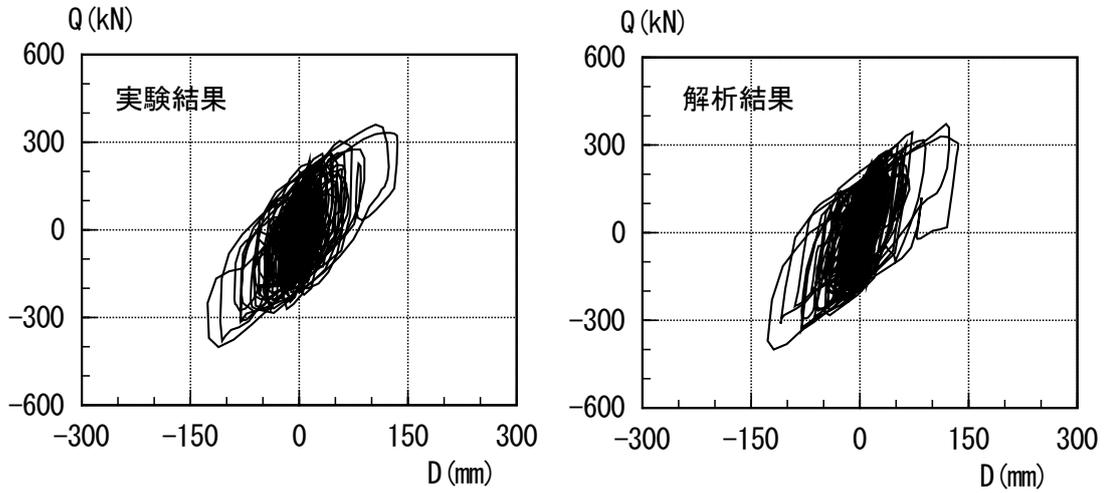
iii) 加振 12 回目

図 3.5-17 【地震応答波 2 方向加振】

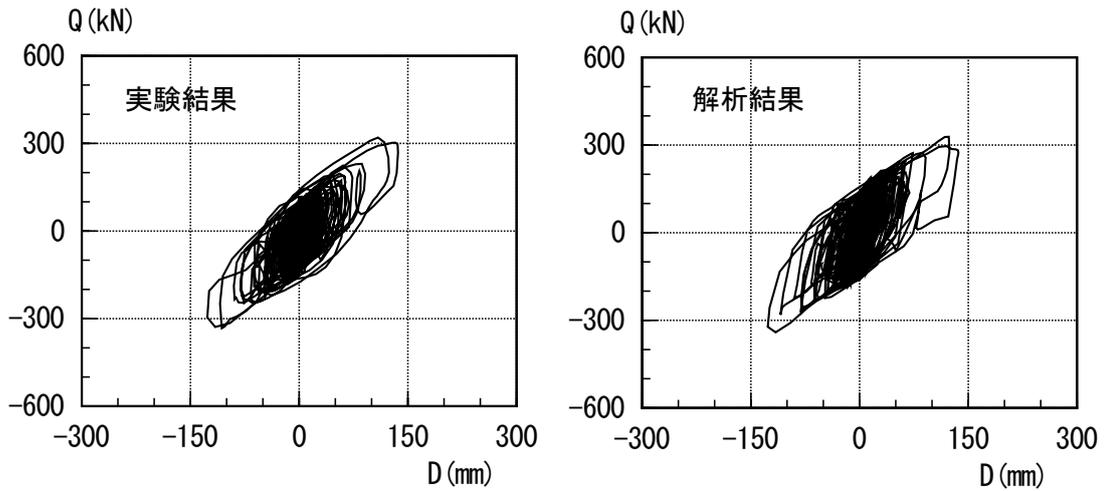
実験結果・解析結果の比較（主梁方向 荷重変形関係）



iv) 加振全体



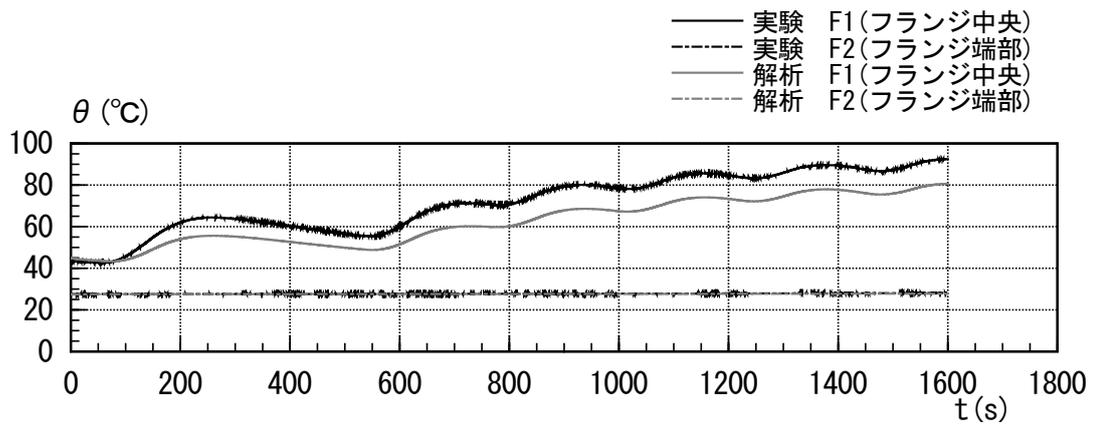
v) 加振1回目



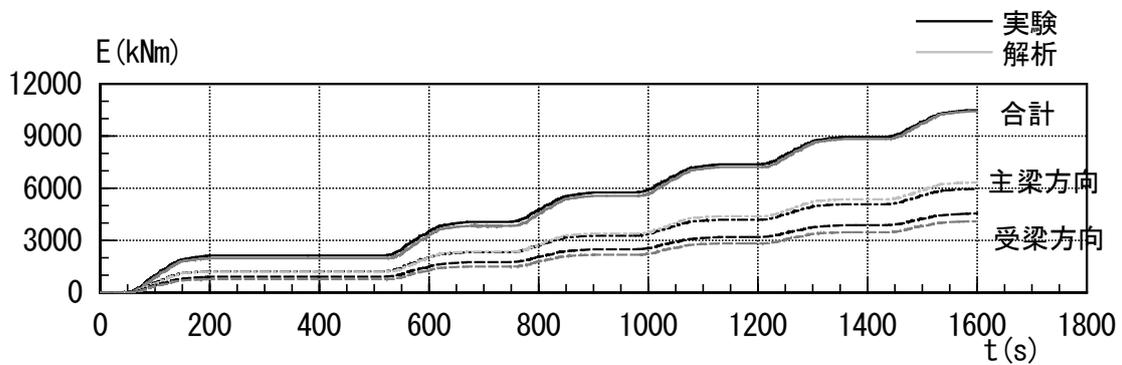
vi) 加振6回目

図 3.5-18 【地震応答波 2 方向加振】

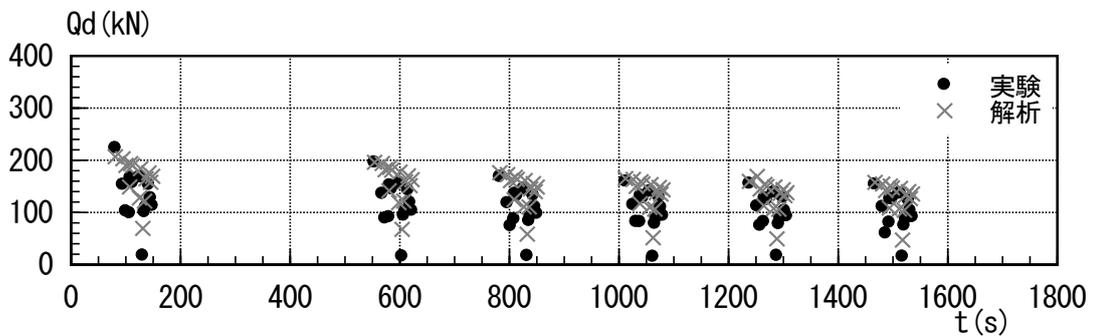
実験結果・解析結果の比較（受梁方向 荷重変形関係）



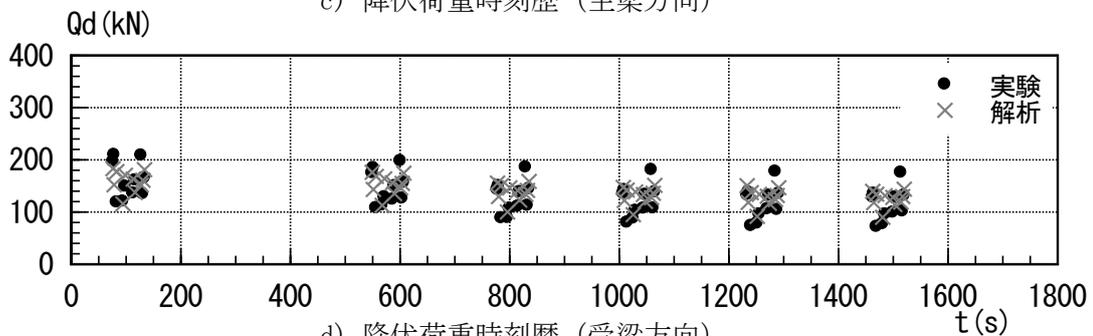
a) フランジ部温度時刻歴



b) 履歴吸収エネルギー時刻歴



c) 降伏荷重時刻歴 (主梁方向)



d) 降伏荷重時刻歴 (受梁方向)

図 3.5-19 【地震応答波 2 方向加振】

実験結果・解析結果の比較 (フランジ部温度, 履歴吸収エネルギー, 降伏荷重)

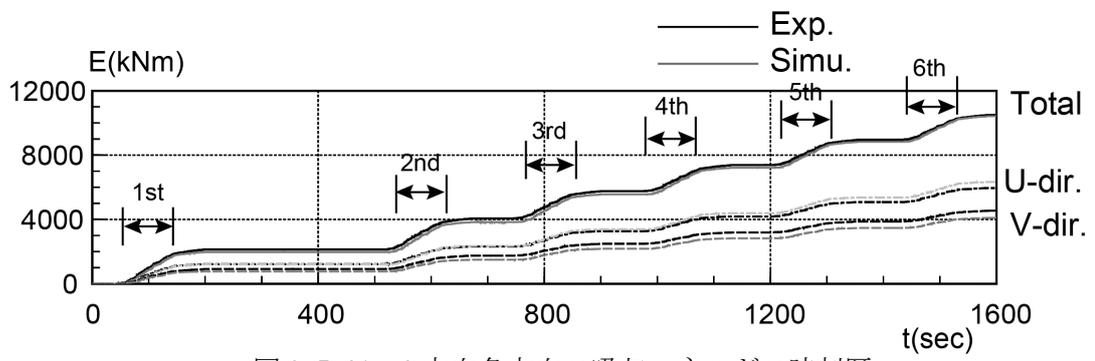


図 3.5-20 2方向各方向の吸収エネルギーの時刻歴

3.6 第3章のまとめ

第3章では鉛入り積層ゴムが大振幅繰返し変形を受けた場合の熱・力学連成挙動把握のため、差分法による熱伝導解析法、鉛温度～鉛降伏応力関係式、力学的特性評価法を示し、その手法の妥当性を鉛入り積層ゴム試験体の種々の加振実験結果を用いて検証した。以下に本章のまとめを示す。

1. 本解析手法の熱伝導解析は、差分法を用いた比較的小規模の解析モデルによる熱伝導解析によるものとし、本手法により既報告の鉛入り積層ゴム試験体の加振実験結果から得られた積層ゴム各部、特に鉛プラグの温度を概ね再現することができた。また鉛プラグ部の温度は理論解から得られる温度と一致している。
2. 鉛入り積層ゴムにおける鉛温度～降伏応力関係を提案し、種々の加振実験結果で得られた、繰返し変形に伴う降伏荷重特性値低下などの力学特性の変化や荷重履歴による消費エネルギー時刻歴を本手法により精度よく再現することができ、提案式および提案手法の妥当性を確認した。
3. 本手法を用いることにより、鉛入り積層ゴムのサイズ、鉛プラグ本数や配置などの形状の違い、正弦波、地震応答波加振などの入力波の違い、1方向、2方向加振などの加振条件の違いにかかわらず力学的特性変化を評価できることを示した。

以上より本解析法は、鉛入り積層ゴムの熱・力学連成挙動を評価できる手法であり、更には時刻歴地震応答解析に計算負荷を大きくかけることなく適用できるため、繰返し変形を受けた場合の鉛入り積層ゴムの特性変化を考慮した応答評価および設計法の確立に有用である。

第3章の参考文献

- 3-1) 湯川正貴, 稲葉学, 竹内義高, 古橋 剛, 仲村崇仁, 内藤伸幸: 繰返し加力による発熱を考慮した鉛プラグ入り積層ゴムの応答性状, 日本建築学会構造系論文集, 第83巻, 第745号, pp. 385-395, 2018
- 3-2) 和氣知貴, 菊地優, 石井建, 黒嶋洋平, 仲村崇仁: 繰返し加力を受ける鉛プラグ入り積層ゴム支承の降伏荷重評価法に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第83巻, 第750号, pp. 1105-1115, 2018
- 3-3) (社) 日本機械学会 伝熱ハンドブック 1997
- 3-4) 伝熱工学 田坂英紀 森北出版
- 3-5) 理科年表 CD-ROM 2006
- 3-6) 庄司正弘, 伝熱工学, 東京大学出版会, 2007
- 3-7) 矢川元基, 流れと熱伝導の有限要素法入門, 培風館, 1983
- 3-8) 池永雅良他2名: 鉛の力学的特性その3ねじり試験による鉛の応力-ひずみ, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-2, pp. 687-688, 2002. 8
- 3-9) 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
- 3-10) 村松晃次他6名: 太径鉛プラグ入り積層ゴム支承の繰返し載荷試験, 日本建築学会技術報告集, 第22巻, 第52号, pp. 987-992, 2016. 10
- 3-11) オイレス工業(株): LRB 技術資料, 2000. 6
- 3-12) 免震構造設計指針(第3版): 日本建築学会, 2001. 9
- 3-13) 本田葉他5名: 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, B2, pp. 911-912, 2017. 8
- 3-14) 飯場正紀他: 建築研究所資料 No. 170, 免震部材の多数回繰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, 国立研究開発法人 建築研究所, 2016. 4
- 3-15) 田上淳他6名: 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4: 鉛プラグ入り積層ゴムの多数回繰返し実験結果, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B2, pp. 341-342, 2013. 8
- 3-16) 多次元入力地震動と構造物の応答: 日本建築学会, 1998. 1

第4章 熱・力学的連成挙動を考慮した免震建築物の地震応答評価法

4.1 第4章の概要

第4章では第3章で示した鉛入り積層ゴムの熱・力学的連成挙動の解析的検討手法を時刻歴地震応答解析法に拡張した解析法を用いて鉛入り積層ゴムの鉛プラグの温度上昇による特性変化が免震建築物の応答に与える影響を評価する。

既往の研究ではLRBの特性変化を考慮した免震建築物の応答評価として、筆者らの研究グループでの検討が研究の端緒となっている⁴⁻¹⁾。この研究ではLRBφ1000サイズを対象とした繰返し変形加振実験の結果をもとに鉛プラグの単位体積当たりのエネルギー吸収量と鉛降伏応力の関係を導き、その関係式を用いて時々刻々LRBの特性を変化させた応答解析を実施している。LRBの特性変化は装置サイズの影響があるため、異なる装置サイズでは本手法は適用できない。

TakayamaらはLRBφ225の実験結果より吸収エネルギーと降伏荷重特性値の関係を定式化し、その特性変化を用いて地震応答解析を実施している⁴⁻²⁾。吸収エネルギーと降伏荷重特性値の関係を定式化では、LRBの繰返し変形による加振実験よりLRBのエネルギー吸収量と鉛降伏応力の関係を定式化しているが、その関係式は前述の参考文献4-1)で示した研究と同様に実験に用いたLRBの装置サイズや鉛プラグ径に限定される。特にφ225の縮小サイズの鉛入り積層ゴムの特性を用いる場合は、LRBの特性変化の影響が比較的小さいため注意が必要である。

小槻らは繰返し変形による熱劣化を考慮可能な解析モデルとしてLRBφ800の実験結果から鉛プラグ温度と降伏せん断応力度の実験式を提案し、鉛プラグ温度上昇に寄与する有効エネルギーを評価しており⁴⁻³⁾、他サイズへの適用にあたっては相似則を適用してゴム断面積で縮尺した時間刻みによる解析を提案している。この手法によれば免震建築物に用いられているのが1つのサイズのLRBの場合は適用が可能であるが、装置サイズの異なるLRBが混在する場合や、複数の鉛プラグが配置されたLRBの場合には適用できない。

村松らは太径鉛入り積層ゴムの繰返し加振実験を実施し、熱伝導解析と力学的評価を並行したシミュレーション解析により実験結果の再現を試みている⁴⁻⁴⁾が免震建築物での応答評価による検討は実施されていない。

Kalpakidisらは鉛降伏応力を温度の関数とし、温度については累積変位量から求められるエネルギーを換算することにより求め⁴⁻⁵⁾、装置サイズの影響については装置外径、鉛プラグ径、装置高さが相似な装置に対して時間刻みを相似則の2乗で考慮して評価している⁴⁻⁶⁾。装置サイズを考慮できる既往研究においては加振実験を実施したサイズと相似であるLRBの特性については解析評価法が適用できるものの、鉛プラグ太さ(径)の影響や鉛プラグ配置(本数)の違いを表現することはできない。

その後、筆者らのグループにより提案された検討手法を用いて、国土交通省基準整備事業により免震建築物の応答についての影響評価が実施されている⁴⁻⁷⁾。

免震建築物の応答評価を実施している研究として、竹内ら⁴⁻⁸⁾、伊藤ら⁴⁻⁹⁾は通常の応答解析結果から LRB の特性変化（降伏荷重特性値の低下）を予測し、予め LRB の特性を変化させた設定値により、応答を再評価する手法（後述する簡易応答評価法）を用いた評価結果を示しているが、詳細応答評価法との結果の違いや特性変化の予測式について詳細に考察をしている研究は見られない。

以上を踏まえ、本研究論文では鉛入り積層ゴムの鉛プラグの温度上昇による特性変化が免震建築物の応答に与える影響を評価するため、解析パラメータとして装置サイズ、免震層特性（免震周期、降伏せん断力係数）、地震動の種類を設定し、設計的観点から系統的に地震応答解析による検討を実施する。

4.2 詳細応答評価法

4.2.1 詳細応答評価法の概要

詳細応答評価法は、熱伝導解析と地震応答解析を時刻歴上で並行して実施する応答評価法である。

本論文の第 3.4 章では、LRB に繰返し変形を与えた場合の加振試験結果のシミュレーション解析方法として、熱・力学的連成挙動を考慮した変位加振による LRB の履歴特性である荷重変形関係の評価法を示した。本項では詳細応答評価法として、その手法を時刻歴応答解析における評価方法へ拡張した手法を提案し、その手法を用いて免震建築物の応答評価を実施する。詳細応答評価法の解析フローを図 4.2-1 に示す。

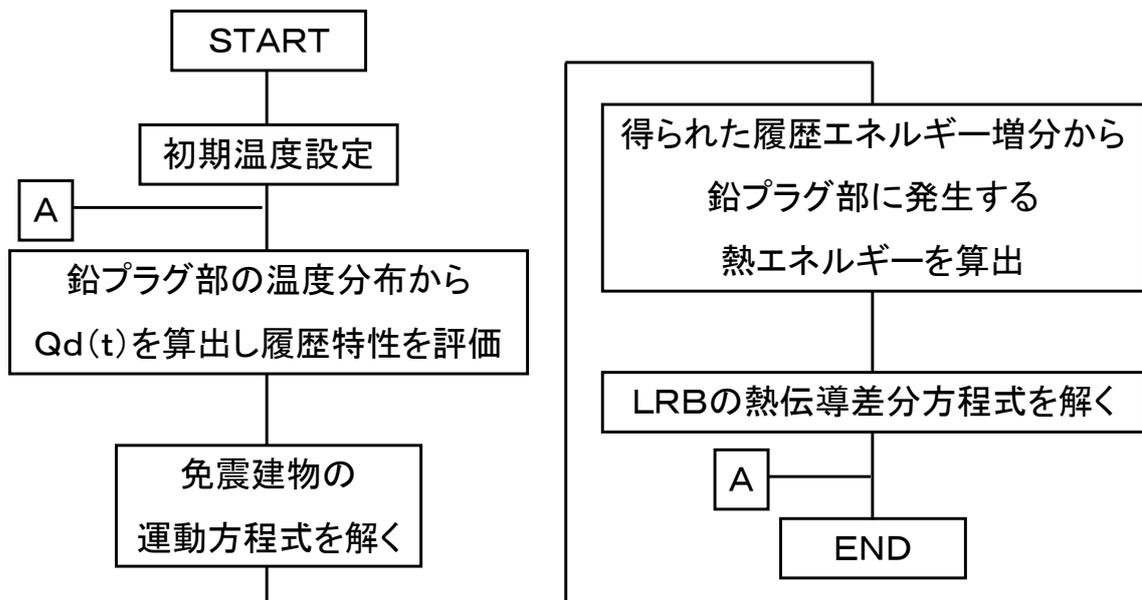


図 4.2-1 詳細応答評価法解析フロー

図 4.2-1 に示した解析フロー中、『免震建築物の運動方程式を解く』で示した手順は第 3.4 章では加振試験結果のシミュレーション解析においては変位入力としている。詳細応答評価法における時刻歴地震応答解析の際にはこの部分に免震建築物の運動方程式を解く手順に置き換えて応答評価を実施する。フロー中『LRBの熱伝導差分方程式を解く』の手順の熱伝導解析は第 3.3 章で示したように図 4.2-2 に示す LRB 要素分割モデルを用い、要素は LRB の中心軸及び水平中央面での対称性を考慮して、鉛プラグ、積層ゴム+内部鋼板、取付鋼板および取付部を 26 要素としている。この要素分割で LRB 各部の温度や LRB の降伏荷重特性値（以下 Q_d ）の低下は十分表現できることが示されている（第 3.5 章）。

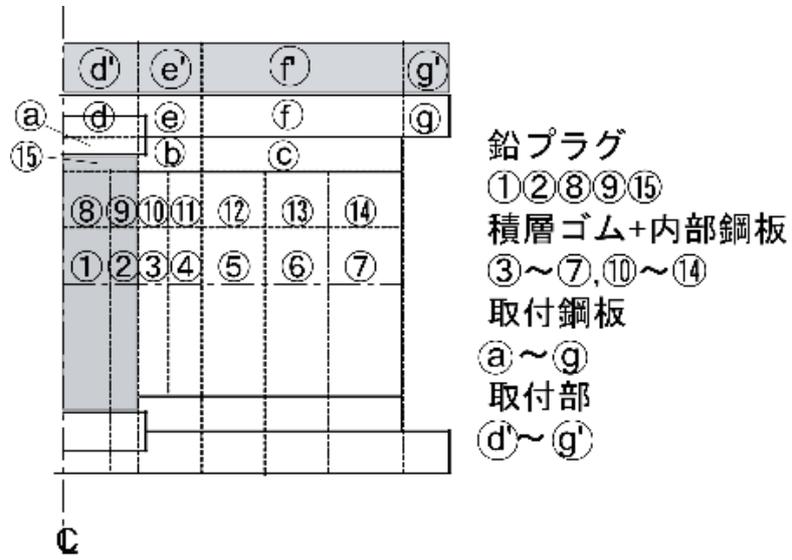


図 4.2-2 熱伝導解析モデル要素分割

4.2.2 詳細応答評価法による応答評価結果

本項では詳細応答解析法を用いて鉛プラグの温度上昇による Q_d の低下を考慮した場合の応答評価結果を示す。表 4.2-1 に解析対象とした LRB 諸元を示す。応答評価に用いた解析モデルは上部構造を表す質点と免震層特性を表すばねから構成される 1 質点系とし、免震層を表すばねの特性はそれぞれ表 4.2-1 に示した積層ゴムサイズでの特性とした。質点の重量は積層ゴムの長期面圧として $1\sim 15\text{N/mm}^2$ (1N/mm^2 刻み) となるよう 15 ケース、各積層ゴムに対して設定した。図 4.2-3 に解析ケースの 2 次剛性による周期 (免震周期) T_f と免震層降伏せん断力係数 α_s ($= Q_d/W$, W : 上部構造の重量) の関係を示す。解析範囲は T_f で 2.0 ～ 7.0 秒程度、 α_s で 0.01 ～ 0.10 程度となっている。

免震層の特性は時刻歴応答解析による詳細応答評価法では免震層を構成する LRB の履歴特性にバイリニア型を採用した。バイリニア特性の 1 次剛性は 2 次剛性の 13 倍の値としている。免震層特性をバイリニア特性で表現することにより、免震部材が LRB 以外でも免震層特性がバイリニア特性で表現できる免震部材 (例えば、高減衰ゴム系積層ゴムや鋼材ダンパを採用した場合) が特性変化した場合の応答に与える影響評価を同様に検討することができる。

表 4.2-1 解析対象 LRB の諸元

積層ゴム 外径(mm)	鉛プラグ 径(mm)	ゴム層 総厚(mm)	図中 凡例
800	160	200	0800-1
	200		0800-2
	120		0800-3
	160	160	0800-S
1000	200	200	1000-1
	250		1000-2
	150		1000-3
1500	300	200	1500-1
	370		1500-2
	230		1500-3
	300	300	1500-S

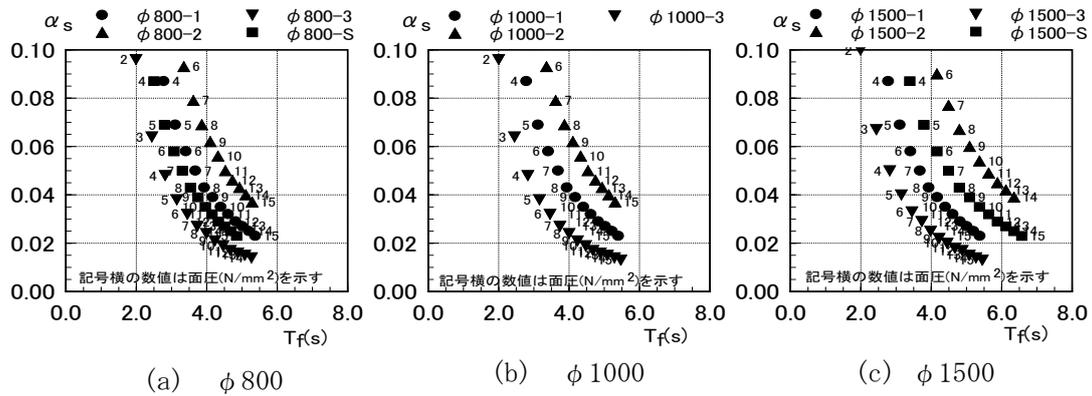


図 4.2-3 解析ケースの T_f , α_s の

表 4.2-2 に検討対象とした入力地震動一覧を, 図 4.2-4 に擬似速度応答スペクトルを, 図 4.2-5 にエネルギースペクトルを示す. 表 4.4-2 中, 平成 12 年建設省告示第 1461 号第 4 号イに定める地震動 (以下, 告示波) は位相の異なる 4 波 (八戸 EW 位相, 神戸 NS 位相, 乱數位相, 苫小牧 NS 位相), 平成 28 年国住指第 1111 号に示される地震動 (以下, 基整促波)⁴⁻¹⁰⁾ は各地域で擬似速度応答スペクトルが告示波レベルを超える区域 1, 2 での入力地震動を選択した. 観測波は 1985 年メキシコ地震の際の観測波 (CDAD, SCT1), 模擬波は三の丸波⁴⁻¹¹⁾ とし, いずれも長周期成分の応答が卓越する入力地震動である.

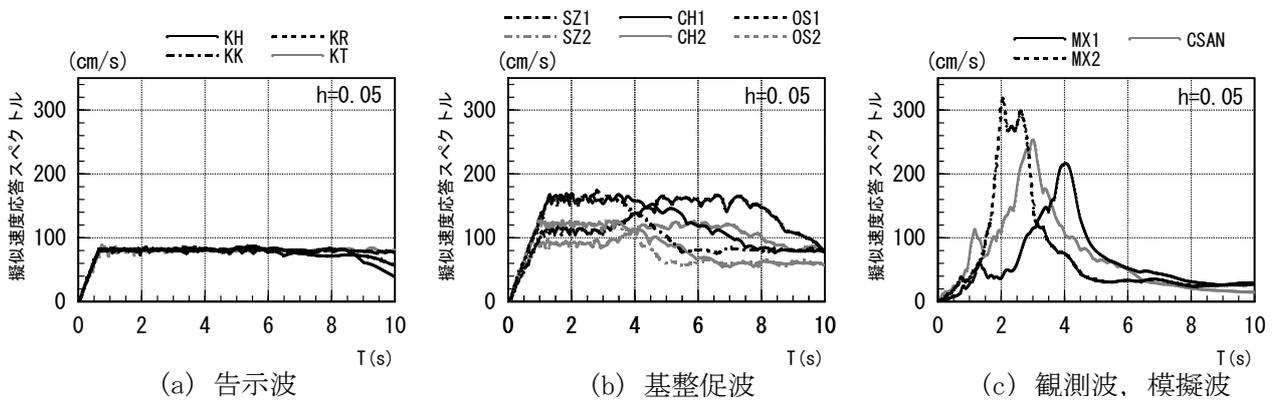


図 4.2-4 検討用入力地震動の擬似速度応答スペクトル ($h=0.05$)

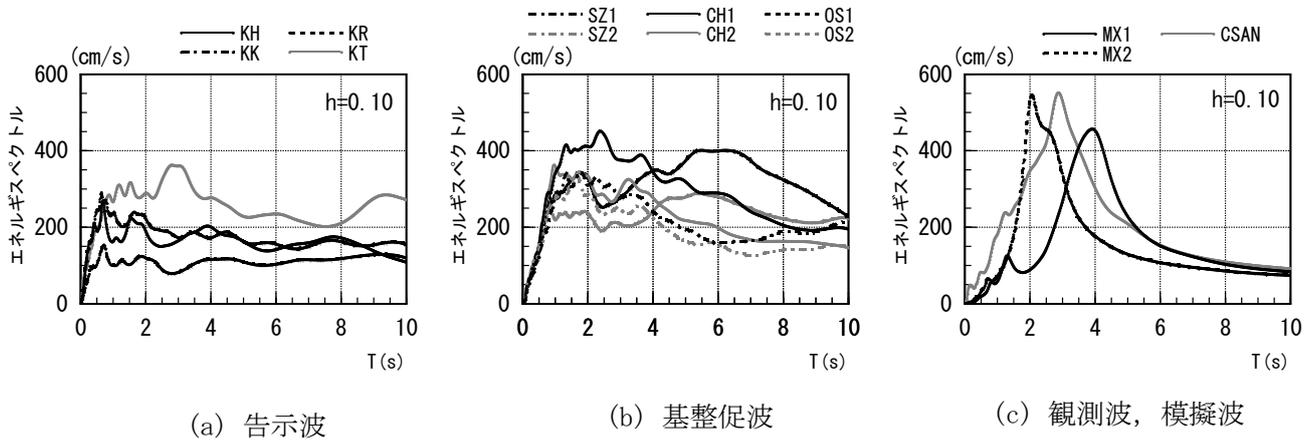


図 4.2-5 検討用地震動のエネルギースペクトル ($h=0.10$)

表 4.4-2 検討用入力地震動

	名称	最大 加速度 (cm/s^2)	凡例
告示波	八戸(EW)位相 (1968十勝沖地震)	384.9	KH
	神戸(NS)位相 (1995兵庫県南部地震)	383.1	KK
	乱数 位相	380.3	KR
	苫小牧(NS)位相 (2003十勝沖地震)	369.9	KT
基整促波	静岡地方(区域1)	282.0	SZ1
	静岡地方(区域2)	249.7	SZ2
	中京地方(区域1)	265.0	CH1
	中京地方(区域2)	292.3	CH2
	大阪地方(区域1)	262.8	OS1
	大阪地方(区域2)	250.2	OS2
観測波	Mexico 1985(CDAD)	80.0	MX1
	Mexico 1985(SCT1)	169.1	MX2
模擬波	AIJ 三の丸波	185.9	CSAN

地震応答解析結果として、LRB の特性変化を考慮しない通常の解析手法（以下、通常応答評価法）による結果と詳細応答評価法による結果を比較して、図 4.2-6 に免震層最大応答変位を示す。告示波については免震層最大応答変位の増大はあまり見られない。一方、基整促波においては、免震層最大応答変位が 20cm を超える領域で LRB の Q_d 低下により免震層最大応答変位が増大している。観測波のうち Mexico 波(SCT1)では変形が小さい領域で詳細応答評価法による免震層最大応答変位は小さくなっており、模擬波（三の丸）では詳細応答評価法による免震層最大応答変位の増加が他と比べて大きい。以上の結果より、通常応答評価法により評価した免震層最大応答変位は入力地震動によっては免震層の応答最大変位が大きくなる危険側の評価となるケースが存在することがわかる。図 4.2-7 に免震層の最大応答層せん断力係数を示す。最大応答せん断力係数は免震層最大応答変位ほどには大きく増大しない傾向にある。これは LRB の特性変化を考慮した場合には Q_d 低下により LRB の負担せん断力が低下する傾向にあるためと考えられる。

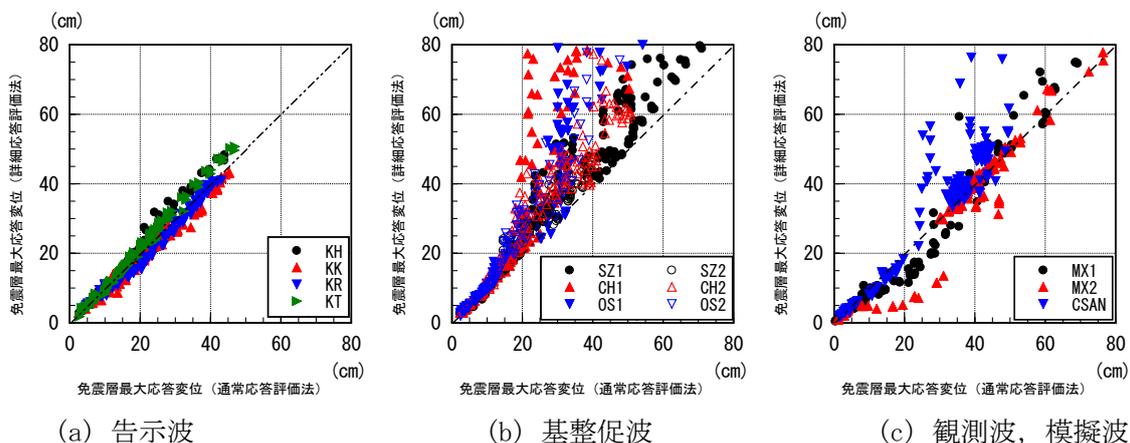


図 4.2-6 免震層最大応答変位の比較（通常応答評価法，詳細応答評価法）

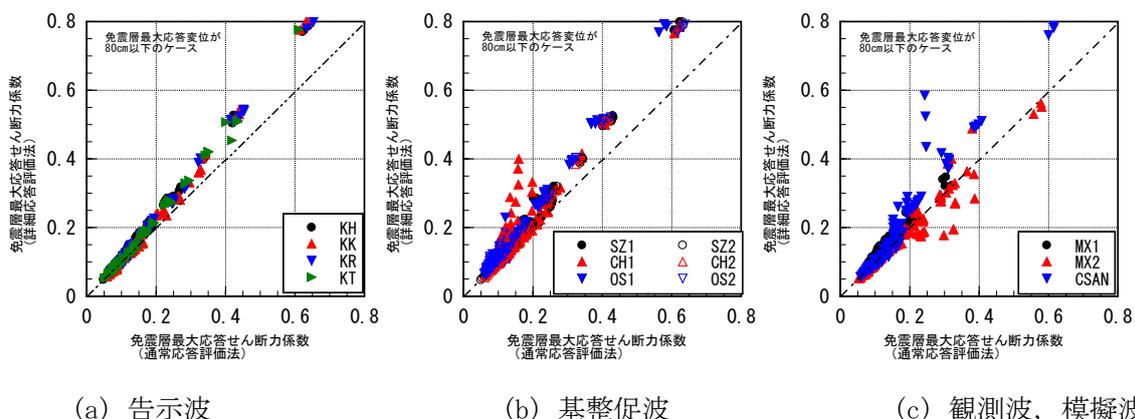
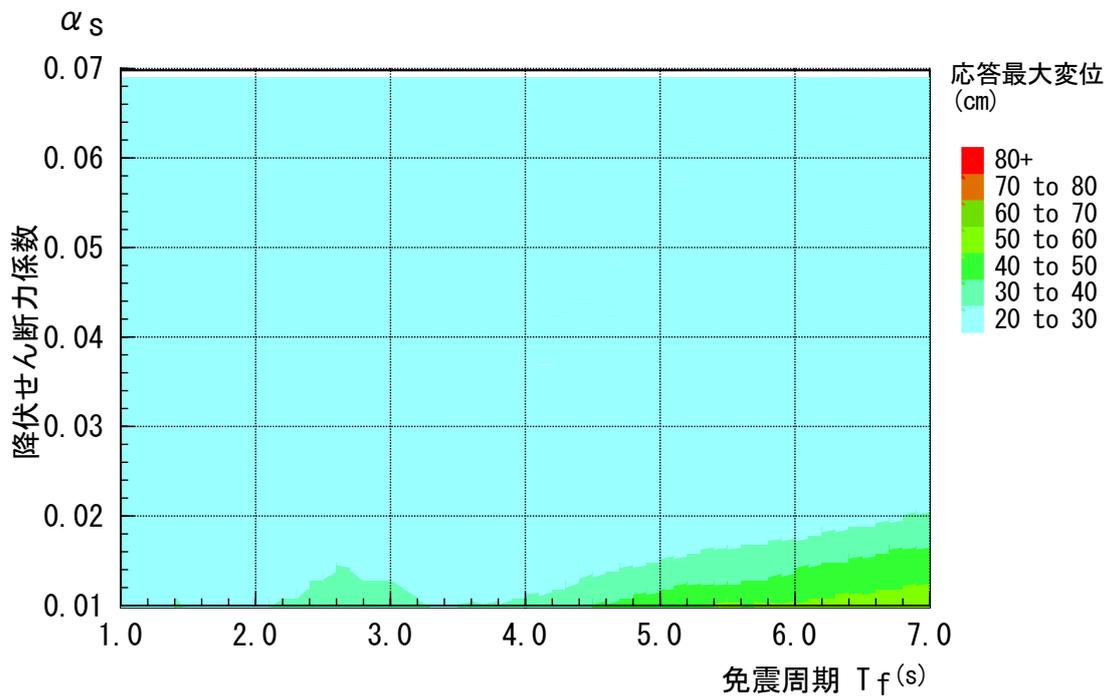


図 4.2-7 免震層最大応答せん断力係数の比較（通常応答評価法，詳細応答評価法）

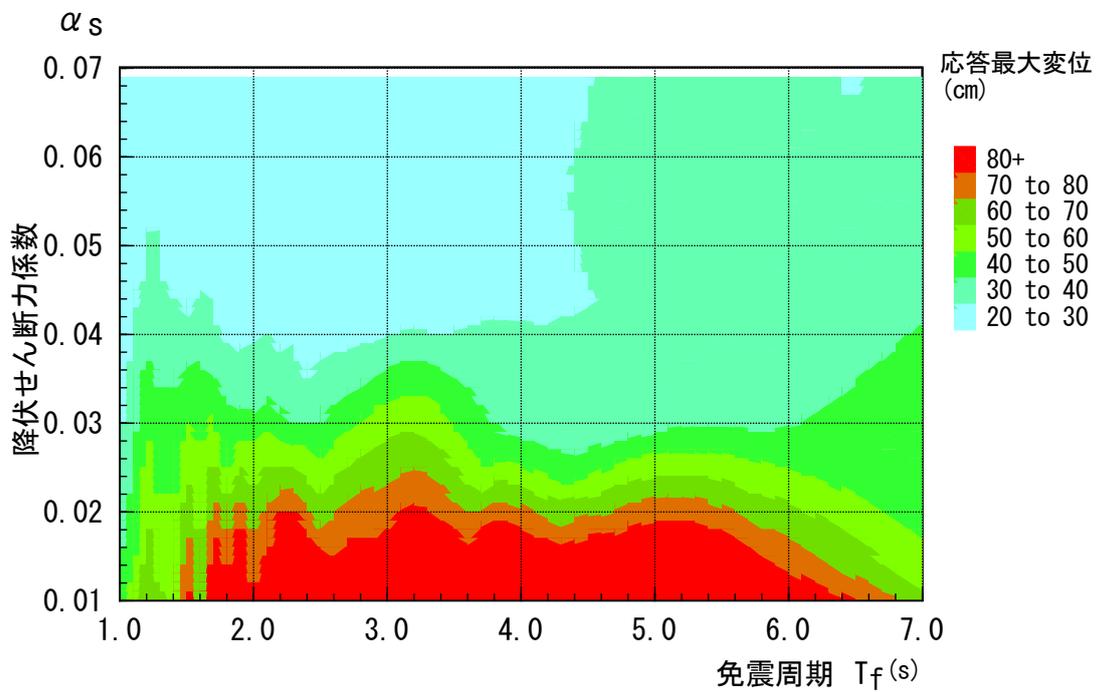
4.2.3 詳細応答評価法による応答評価の考察

本項では詳細応答評価法による応答結果についての考察を行う。検討では対象とした入力地震動について、LRB の特性変化が免震層の応答にどの程度影響を与えるかを分析するためバイリニア特性を有する 1 自由度系モデルでの変位応答スペクトル（以下バイリニア特性下変位応答スペクトル）を用いた。

バイリニア特性下変位応答スペクトルは上部構造を 1 質点系としたモデルで、免震周期（ K_d : 2 次剛性による周期） T_f と降伏せん断力係数 α_s をパラメータとした各ケースでの応答解析により、最大応答変位を離散的に求め、その結果を変位応答スペクトル値 $S_d(T_f, \alpha_s)$ とする。応答値の評価では LRB の Q_d が低下した場合にその影響が最も大きい最大応答変位を評価している。バイリニア特性下変位応答スペクトル $S_d(T_f, \alpha_s)$ を求める免震周期 T_f は 2.0 ~ 7.0 秒（周期の刻み 0.1 秒）、降伏せん断力係数 α_s は 0.01 ~ 0.07（刻み 0.01）とした。本パラメータ設定では変位応答スペクトルを求める際の応答解析のケース数は多くなるが、極めて一般的なモデル化による応答評価であり、与えられた地震動について一度評価すればよい。図 4.2-8 に入力地震動が告示波（八戸 EW 位相）および基整促波（中京圏 1 エリア：CH1）を対象として求めたバイリニア特性下変位応答スペクトルを示す。横軸に免震周期 T_f 、縦軸に降伏せん断力係数 α_s をとり最大応答変位値をコンター図で示している。図 4.2-8 より告示波（八戸 EW 位相）においては免震周期 T_f や免震層の降伏せん断力係数 α_s が変化しても、免震層の最大応答変位は大きく変化しないことがわかる。一方、基整促波（CH1）では T_f が 2.0 ~ 6.0 秒程度の範囲において、 T_f を一定値として α_s が初期値より徐々に低下して 0.02 より小さくなる範囲では最大応答変位が大きな値となっている。LRB の鉛プラグが温度上昇して Q_d が低下した場合には α_s が小さくなるが、免震周期 T_f の変化は小さいので、設定された一定値の T_f 下で α_s の変化による免震層の最大応答変位の変化を見れば LRB の特性変化に対する応答結果、特に免震層の最大応答変位への影響が大きい地震動かどうか判断できる。この点から図 4.2-8 (a) に示した告示波（八戸 EW 位相）は α_s 低下の影響が小さい地震動であり、図 4.2-8 (b) に示した基整促波（CH1）は α_s 低下の影響が大きな地震動であると言える。このことから、バイリニア特性下変位応答スペクトルを用いて、応答評価する対象地震に対して免震層特性の初期値からの LRB の Q_d の低下の程度を精度よく予測することができれば、LRB の Q_d が低下した後の α_s の値によりその時の最大応答変位を評価できることになる。



(a) 告示波 (八戸 EW 位相)



(b) 基整促波 (CH1)

図 4.2-8 バイリニア特性による変位応答スペクトル

4.3 簡易応答評価法

LRB の鉛プラグの温度上昇による特性変化を考慮した場合の免震建物の応答評価では、簡易応答評価法が設計検討の際に一般的に用いられている。現状の簡易応答評価法は通常応答評価法により得られた地震終了時の LRB の鉛プラグ単位体積当たりの吸収エネルギーから式(4.3-1)により Q_d の低下率を評価して、予め低下させた $Q_d (= Q_{d_{min}})$ を用いて再度地震応答解析を行い応答評価する方法である⁴⁻⁷⁾。簡易応答評価法の検討フローを図 4.3-1 に示す。

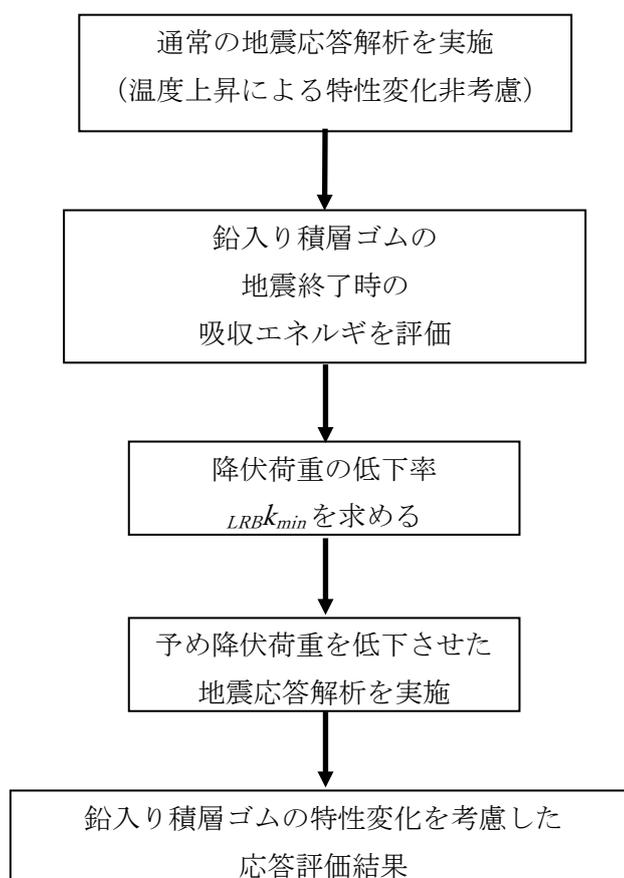


図 4.3-1 簡易応答評価法の評価フロー

式(4.3-1)の降伏荷重特性値低下率 k_{min_c} (以下 Q_d 低下率) は既往文献 4-12) により, 数種の積層ゴムサイズ, 降伏せん断力係数, 入力地震動を考慮した時刻歴応答解析結果に基づいて提案されたものである。提案された降伏荷重特性値低下率は熱伝導解析と時刻歴応答解析を併用した詳細応答評価法の結果を概観して設定されているので, 地震入力エネルギーに対して鉛入り積層ゴムの鉛プラグの温度上昇に関して, ある程度の熱の逸散を考慮した結果得られたのであると言える。

$$k_{min_c} = -0.06 + 1.25e^{(-\frac{E_e}{V_p})/360} \quad (4.3-1)$$

k_{min_c} : 降伏荷重特性値低下率 (Q_d 低下率)

E_e/V_p : 地震終了時の鉛プラグ単位体積当たりの吸収エネルギー(N/mm²)

$$k_{min_c} = Q_{d_min}/Q_{d_design} = \tau_{d_min}/\tau_p$$

Q_{d_min} : 降伏荷重特性値 Q_d の最小値 (= $A_p \cdot \tau_{d_min}$)

Q_{d_design} : 降伏荷重特性値 Q_d の設計値 (= $A_p \cdot \tau_p$)

A_p : 鉛プラグ断面積

τ_{d_min} : 鉛降伏応力の最小値

τ_p : 鉛降伏応力の設計値 (15°Cでの値=8.33N/mm²)

4.4 詳細応答解析法と簡易応答評価法による応答評価結果の比較検討・考察

LRB の鉛プラグの温度上昇による特性変化を考慮した場合の免震建築物の応答評価では、簡易応答評価法が設計検討の際に一般的に用いられている。本章では簡易応答評価法による応答予測精度の検証のため、2章で示した詳細応答評価法と簡易応答評価法による応答結果を比較して、その違いが生じる場合の要因を検討する。

簡易応答評価法と詳細応答評価法による応答結果を比較して図 4.4-1 に免震層最大応答変位を、図 4.4-2 に免震層最大応答せん断力係数を示す。簡易応答評価法の基本的位置づけを考えれば簡易応答評価法による免震層最大応答変位の値は詳細応答評価法による値よりは大きな値つまり安全側の評価になることが望ましい。簡易応答評価法と詳細応答評価法の免震層最大応答変位は、告示波において両者はほぼよい一致を示しているものの、基整促波においては簡易応答評価法による結果が詳細応答評価法による値と比較して小さく、簡易応答評価法による結果が危険側の評価となっているケースがみられる。また、簡易応答評価法による結果が詳細応答評価法による結果と比較して安全側の評価となっているものの大きく乖離しているケースもみられる。簡易応答評価法による免震層最大応答変位の値が詳細応答評価法による値と比較して過大に大きな値となるケースでは免震層の改修においては経済的にも不合理となることが想定される。

免震層最大応答せん断力係数については簡易応答評価法による結果と詳細応答評価法による結果とは大きな違いは見られない。簡易応答評価法と詳細応答評価法による免震層最大応答変位の評価値の違いが生じる要因としては、以下の2点が挙げられる。①通常応答評価法での応答結果から得られる式(4.3-1)での Q_d 低下率が詳細応答評価法による Q_d 低下率の値と一致しない。これは積層ゴムのサイズの影響が考慮されていないことも一因である。② Q_d を一律に低下させて応答評価する簡易応答評価法では免震層特性の経時変化を考慮できず、時々刻々 Q_d の特性を変化させる詳細応答評価法による結果を模擬できない。以下、上記の要因についての考察を実施する。図 4.4-3 に詳細応答評価法における Q_d 低下率を同ケースの通常応答評価法の地震入力終了時の鉛プラグ単位体積当たりのエネルギー吸収量との関係として求めた結果を示す。図中には式(4.3-1)で示した関係も示している。式(4.3-1)は詳細応答評価法の解析結果から求めた鉛プラグの降伏荷重特性値 Q_d と鉛プラグの単位体積当たりのエネルギー吸収量の関係から Q_d の下限値を包絡した関係式として提案されている⁴⁻⁴⁾。式(4.3-1)が提案された際には今回の検討で示した基整促波や観測波は検討対象とされていなかったため、図 4.4-3 を見ると地震動の特性によっては式(4.3-1)による値は必ずしも Q_d 低下率の下限値とはならないことがわかる。今後、検討対象となる入力地震動が追加された場合には更に外れるケースがでてくる場合も想定される。このため、 Q_d 低下率の評価においては、検討対象とする地震動に左右されず、LRB の熱的影響を考慮して設定する必要がある。図 4.4-4 に詳細応答評価法と簡易応答評価法での免震層最大応答変位の発生時刻の関係を示す。免震層最大応答変位の発生時刻に違いが生じるケースが見られ、予め Q_d を低下させて応答評価する簡易応答評価法では詳細応答評価法で得られる時刻歴上の応答

を必ずしも模擬できていないことがわかる。図 4.4-5 で示す入力地震動 CH1, 装置サイズ 1500-3, 面圧 3N/mm² での評価結果はその典型的例である。

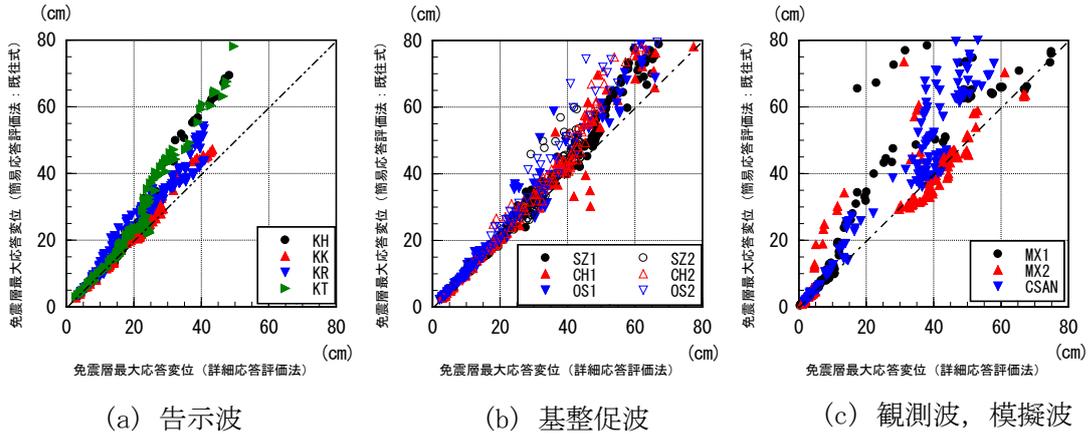


図 4.4-1 免震層最大応答変位の比較 (詳細応答評価法, 簡易応答評価法)

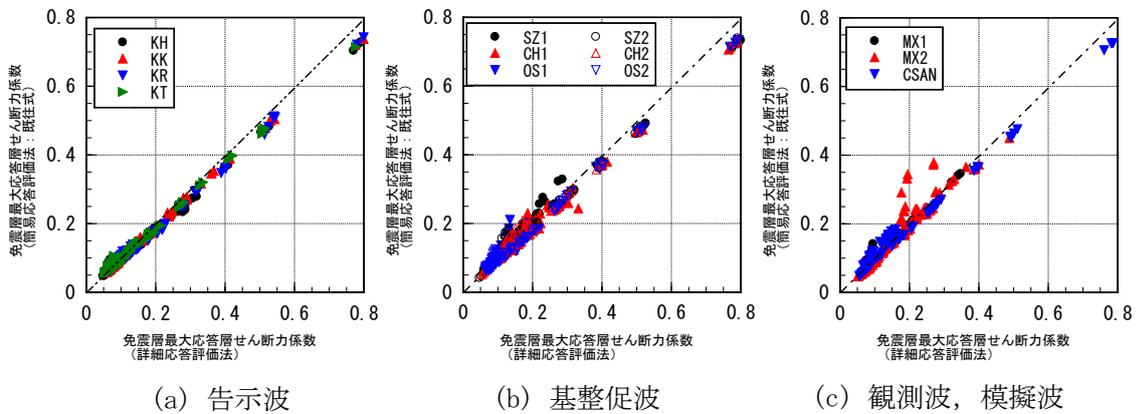


図 4.4-2 免震層最大応答せん断力係数の比較 (詳細応答評価法, 簡易応答評価法)

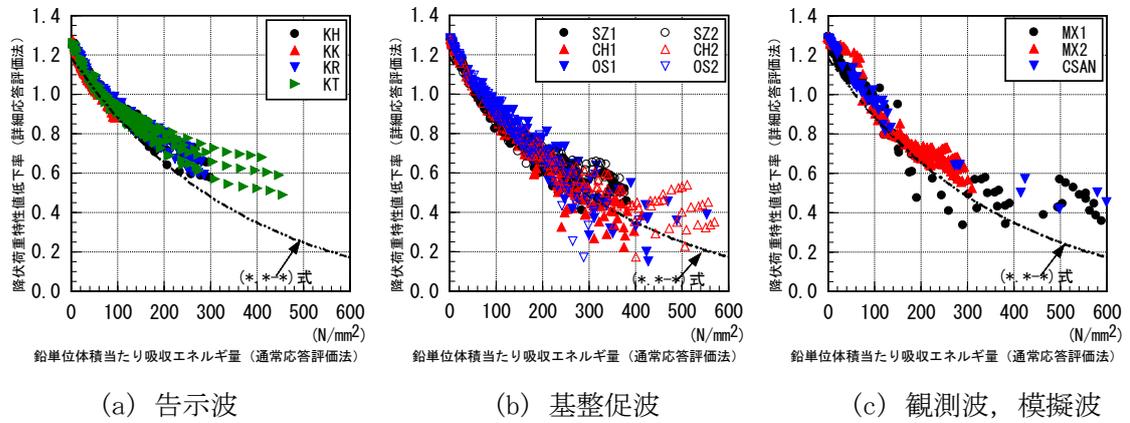


図 4.4-3 Q_d 低下率の比較

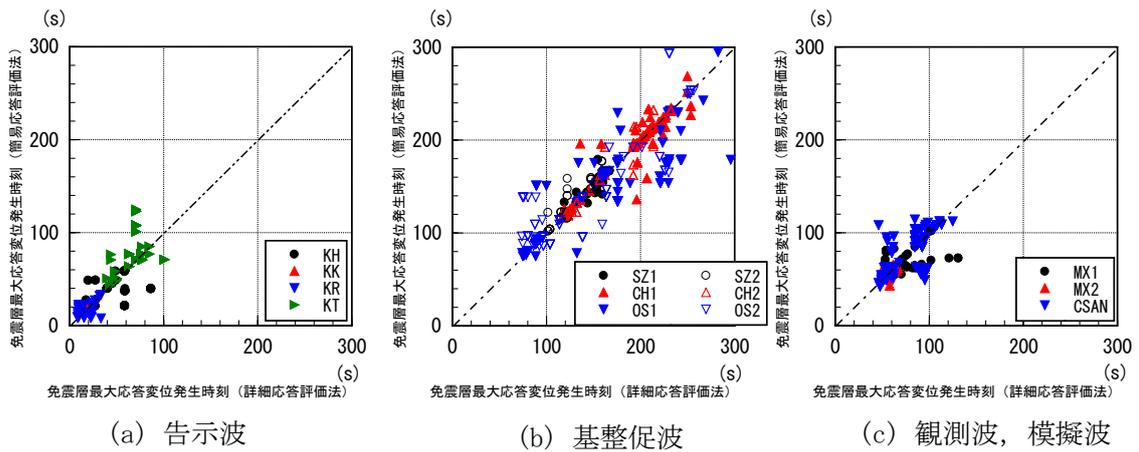
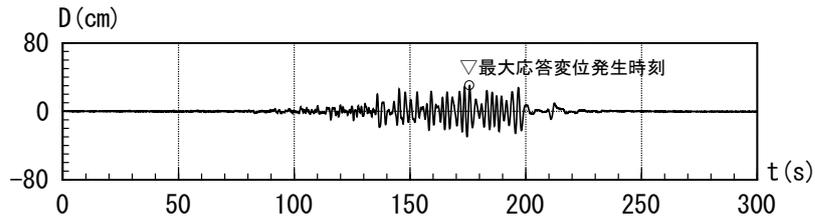
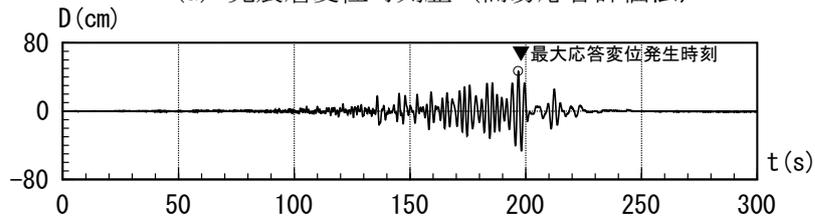


図 4.4-4 最大応答変位発生時刻の関係 (詳細応答評価法, 簡易応答評価法)

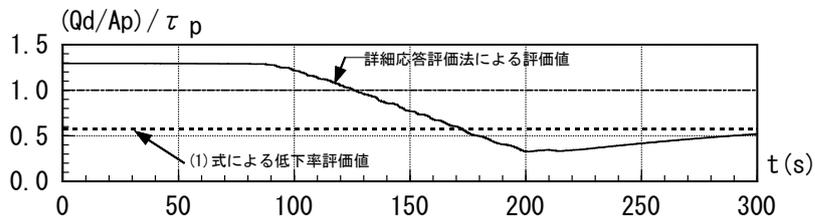
本論文で扱う現象は熱伝導現象と力学的挙動が相互に大きく関連する熱・力学的連成挙動である。変位入力加振で実施した LRB の加振実験において加振周期が同一の場合は装置サイズが大きいほど、降伏荷重特性値は大きく低下することが示されており、装置サイズ比の 2 乗が時間縮尺に比例することになるので、装置サイズが大きいほど、同一加振条件（周期）の下では鉛プラグの発熱による熱的影響が大きくなる。このことから、 Q_d 低下率の予測値評価の際には装置サイズによる熱的影響の違いを評価する必要がある。図 4.4-1 で示した簡易応答評価法による免震層最大応答変位が詳細応答評価法と比較して、危険側の評価となっているケース（CH1, 1500-3, 面圧 3N/mm²）の結果を図 4.4-5 に示す。また、最大応答変位は安全側ではあるが、大きく乖離しているケース（OS2, 1000-3, 面圧 9N/mm²）の結果を図 4.4-6 に示す。



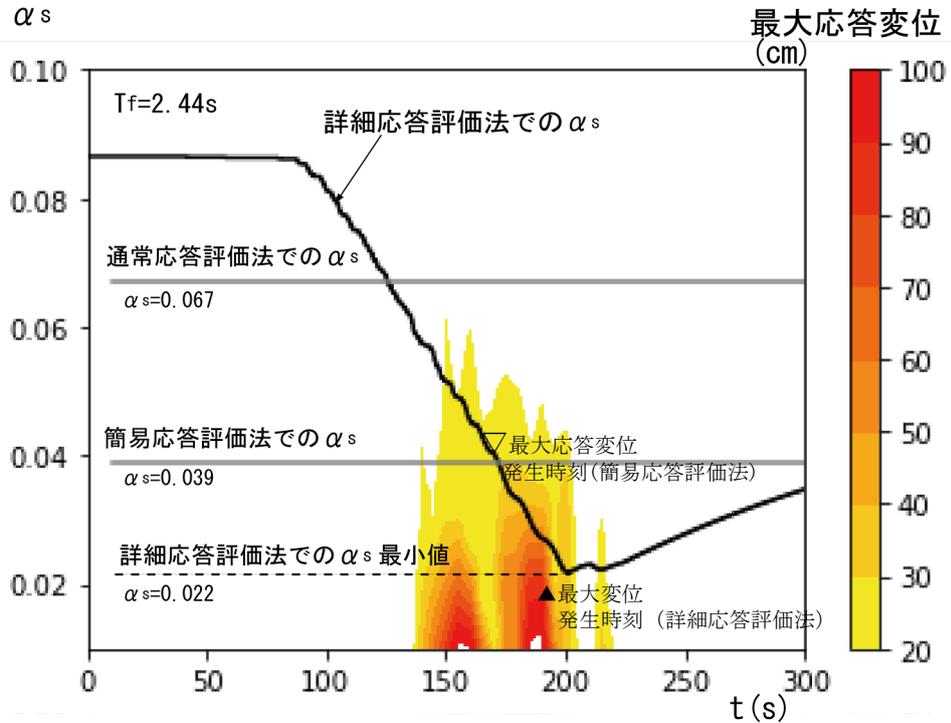
(a) 免震層変位時刻歴 (簡易応答評価法)



(b) 免震層変位時刻歴 (詳細応答評価法)

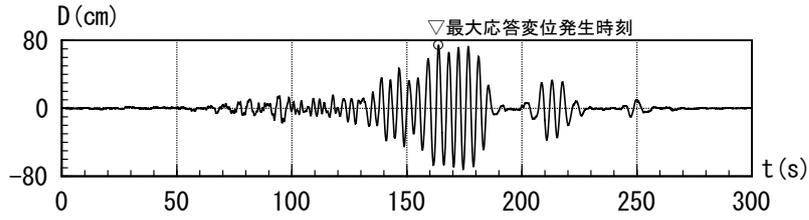


(c) 降伏応力低下率

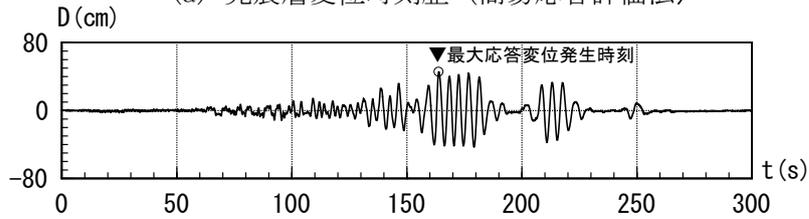


(d) 免震層最大応答変位ランニング応答スペクトル

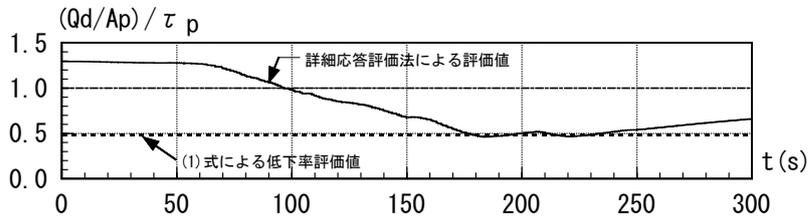
図 4.4-5 応答結果の比較 (簡易応答評価法, 詳細応答評価法)
[CH1: 1500-3, 3N/mm²]



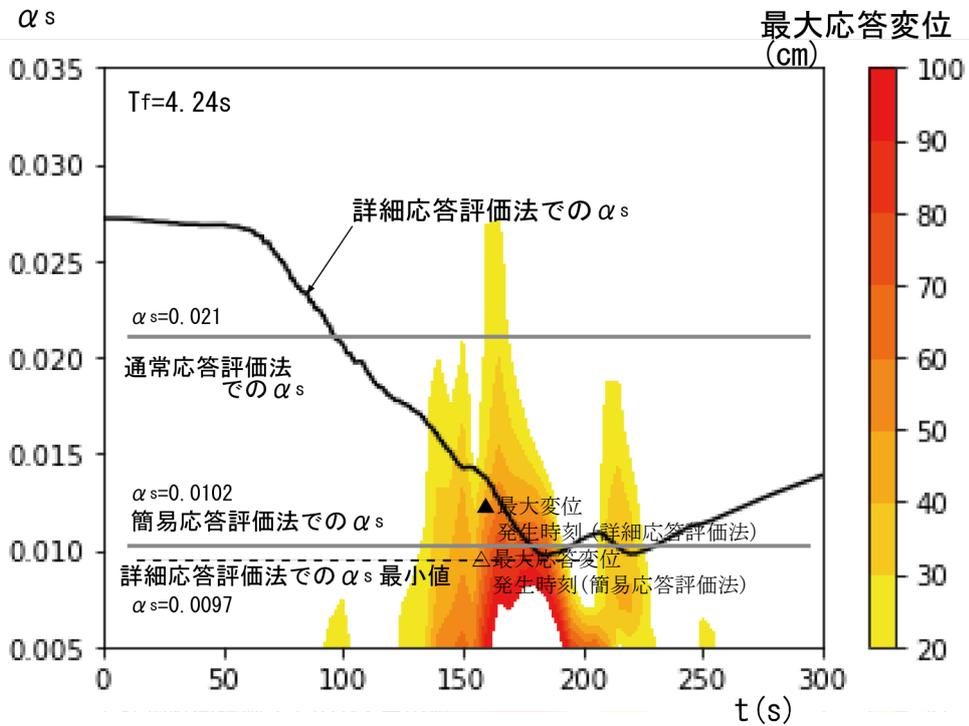
(a) 免震層変位時刻歴 (簡易応答評価法)



(b) 免震層変位時刻歴 (詳細応答評価法)



(c) 降伏応力低下率



(d) 免震層最大応答変位ランニング応答スペクトル

図 4.4-6 応答結果の比較 (簡易応答評価法, 詳細応答評価法)
[OS2: 1000-3, 9N/mm²]

図 4.4-5 に示す応答結果は前述の簡易応答評価法と詳細応答評価法による免震層最大応答変位の評価値の違いが生じる要因として挙げた Q_d 低下率が一致しない例である。図 4.4-5(a), (b) に簡易応答評価法と詳細応答評価法での免震層変位の時刻歴波形を示す。最大変位が生じる時刻は 2 つの解析ケースで異なっており、詳細応答評価法では時刻 200 秒付近で Q_d が低下して免震層最大応答変位が生じる現象が簡易応答評価法では表現できていない。また、図 4.4-5(c) に示すように降伏応力の最小値は 2 つの解析ケースで一致していない。図 4.4-5(d) に応答評価対象とした地震動 CH1 での入力地震動と免震特性により求めた免震層最大応答変位のランニング応答スペクトルを示す。横軸に時刻 t 、縦軸に降伏せん断力係数 α_s をとり免震層最大応答変位値をコンター図で示している。免震層最大応答変位のランニング応答スペクトルは免震特性として設定されたケースでの 2 次剛性による周期 T_f を固定値として、降伏せん断力係数 α_s を種々変えたバイリニア特性下の応答を求め、設定した時間間隔での免震層最大変位を評価した。式(4.4-1)にランニング応答スペクトル値の設定を示す。免震層最大応答変位は時刻 $t-\Delta t$ から t までにおける、降伏せん断力係数 α_s での値 $S_{rd}(t, \alpha_s)$ を離散的に評価した。今回の考察に用いたバイリニア特性下の免震層最大応答変位のランニング応答スペクトルにより、入力地震動の周期特性の経時的变化が免震建物の応答に与える影響を把握することができる。

$$S_{rd}(t, \alpha_s) = S_d(t(i\Delta t), \alpha_s(j\Delta\alpha_s)) \quad (4.4-1)$$

Δt : 免震層最大応答変位を評価する時間間隔(=5 秒)

$\Delta\alpha_s$: 設定した降伏せん断力係数の刻み (=0.001)

i, j : 離散値として設定した i 番目の時刻, j 番目の α_s

図 4.4-5(d) に示した免震層最大応答変位のランニング応答スペクトルにより簡易応答評価法と詳細応答評価法とでの Q_d 低下の違いにより対象とする地震動での免震層最大応答変位の値や発生時刻の違いが把握できる。

図 4.4-6 に示す応答結果は Q_d が低下した場合の降伏応力最小値の予測値はほぼ一致しているものの免震層特性の経時的变化の影響が大きく表れているケース (OS2, 1000-3, 面圧 9N/mm²) である。図 4.4-6(a), (b) に示す応答変位の時刻歴より、それぞれのケースで免震層において変位最大値をとる時刻は同一であり、図 4.4-6(c) に示すように簡易応答評価法で評価した降伏せん断力係数の低下率 (Q_d 低下率) は詳細応答評価法での最小値とほぼ一致しているが、入力地震動の特性として降伏せん断力係数 α_s が 0.010 程度の値をとる場合の時刻の違いより免震層最大応答変位が大きく変化するため応答値に違いが生じている。

図 4.4-6(d) に地震動 OS2 でのバイリニア特性下での免震層最大応答変位のランニング応答スペクトルを示す。図 4.4-6(d) では降伏せん断力係数の初期値が比較的小さいため、降伏せん断力係数の最大値を 0.035 として示している。図 4.4-6(d) より免震層最大応答変位

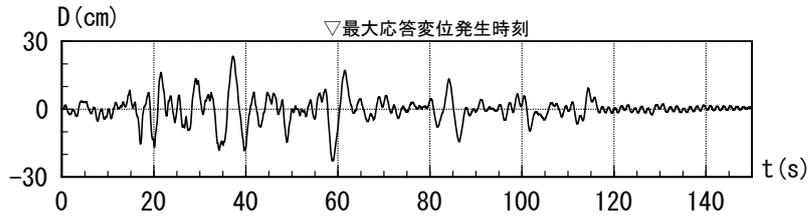
が生じる時刻では詳細応答評価法での評価では簡易応答評価法で設定した α_s の最小値に達しておらず、免震層最大応答変位の評価に違いが生じることがわかる。以上より簡易応答評価法と詳細応答評価法による応答評価値に違いが生じる要因として、入力地震動の特性が免震層特性の経時的変化に与える影響についても検討の必要があることがわかる。

図 4.4-6 に示したケースは簡易応答評価法による免震層最大応答変位の評価結果が詳細応答評価法による評価結果と比較して過大に安全側に評価されるケースである。設計的観点からはこのケースでは長周期地震動に対する対策（このケースでは 0S2 に対する対策）が必要となってくると想定されるが、LRB の特性変化を考慮した場合の応答評価を簡易応答評価法のみにて実施した場合には、免震層へのダンパ付加などで想定される免震改修の際には必要以上のダンパを付加する必要になり、経済的には非合理的な結果となる懸念がある。

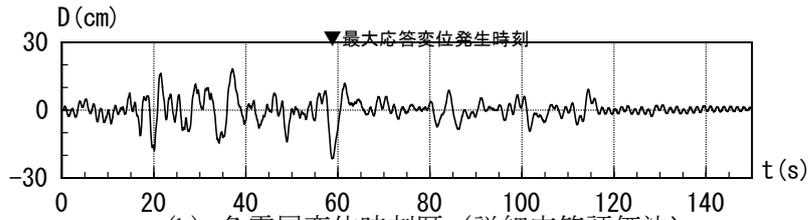
図 4.4-7 に示す応答結果は Q_d が低下した場合の降伏応力最小値の予測値は詳細応答評価法と簡易応答評価法とではほぼ一致しており、免震層最大応答変位の値もほぼ一致しているケース（KH, 1000-1, 面圧 13N/mm²）である。図 4.4-7(a), (b) に示す免震層応答水平変位の時刻歴より、それぞれのケースで変位最大値をとる時刻は同一であり、図 4.4-7(c) に示すように簡易応答評価法で評価した降伏せん断力係数の低下率（ Q_d 低下率）は詳細応答評価法での最小値とほぼ一致している。

図 4.4-7(d) に地震動 KH でのバイリニア特性下での免震層最大応答変位のランニング応答スペクトルを示す。図 4.4-7(d) より免震層最大応答変位が生じる時刻では詳細応答評価法での評価では簡易応答評価法で設定した α_s とほぼ一致している。入力地震動 KH（告示波（八戸位相））は α_s が変化した場合にも免震層最大応答水平変位の変化があまり大きくなく、免震層最大応答水平変位は 20～25cm 程度と大きい応答値とはならない。更には入力地震動によるエネルギー入力値も大きくないため、 Q_d の低下が大きい地震動である。

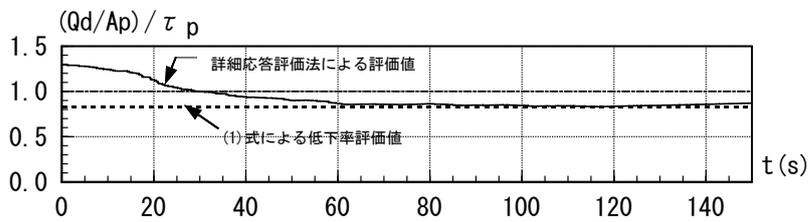
このように免震層最大応答変位のランニング応答スペクトルにより入力地震動の特性を把握することにより、LRB が特性変化した場合の影響がどの程度であるかを評価することが可能となる。



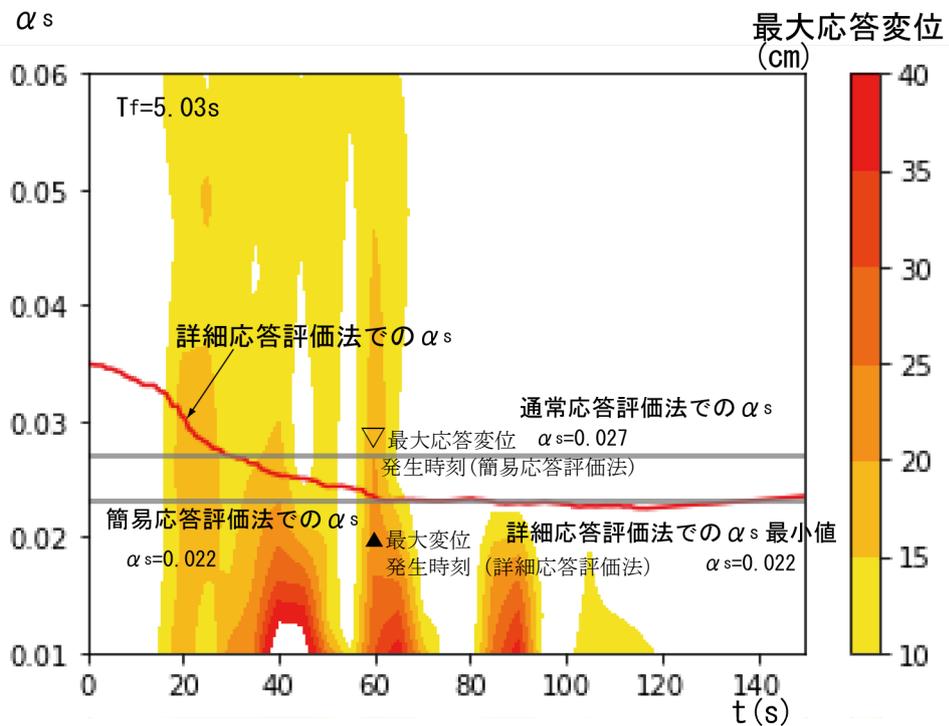
(a) 免震層変位時刻歴 (簡易応答評価法)



(b) 免震層変位時刻歴 (詳細応答評価法)



(c) 降伏応力低下率



(e) 免震層最大応答変位ランニング応答スペクトル

図 4.4-7 応答結果の比較 (簡易応答評価法, 詳細応答評価法)
[KH: 1000-1, 13N/mm²]

4.5 準詳細応答解析法

4.5.1 準詳細応答評価法の概要

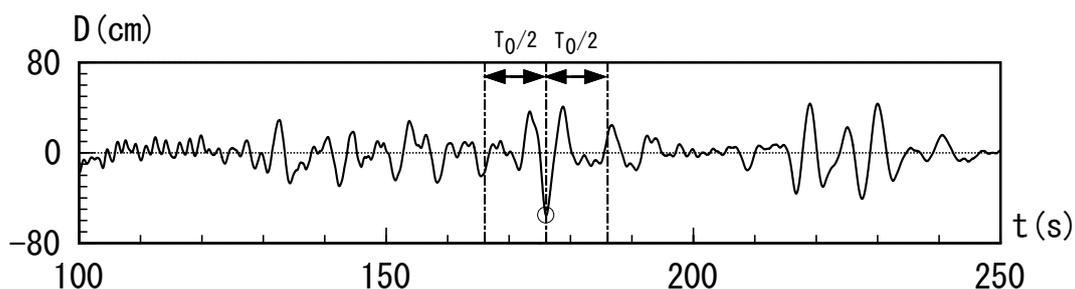
第4.3章で示した簡易応答評価法のように Q_d をある一定値として設定した応答評価では、 Q_d の予測値が詳細応答評価法での評価値と一致している場合でも免震層特性の経時的变化と入力地震動特性との関係によって応答評価結果が異なってくる可能性があることが分かった。このため、詳細応答評価法と同等となる応答評価のためには時刻歴上で時々刻々 Q_d の変化を考慮した応答値を評価する必要がある。詳細応答評価法では熱伝導解析を実施する必要があるが、今回熱の逸散を考慮した評価により Q_d 低下率として新たに設定した式(4.5-4)を用いて、各積層ゴムの諸元(装置径、鉛径)を考慮した鉛プラグの単位体積当たりのエネルギー吸収量と降伏応力低下率の関係を用いて時々刻々 Q_d の低下を考慮して時刻歴応答解析を実施する手法(準詳細応答評価法)による応答評価を提案する。この場合は通常の応答解析プログラムを修正する必要があるが、熱伝導解析を用いることなく詳細応答評価法に準じた応答評価が可能である。

4.5.2 準詳細応答評価法に用いる関係式の検討

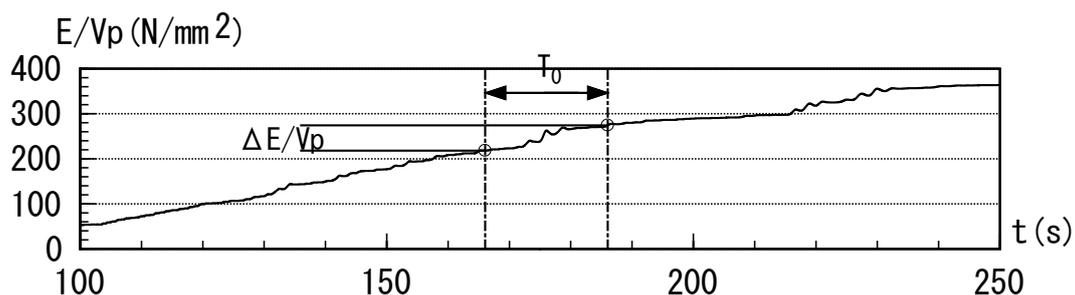
降伏荷重特性値 Q_d 低下率の評価では3章において鉛プラグの発熱や鉛プラグから逸散する熱量を考慮して評価する必要があることを示した。つまり、LRB へのエネルギー吸収量と、鉛プラグの Q_d の低下をもたらす鉛プラグの温度上昇に寄与するエネルギー量や熱伝導によって鉛プラグから逸散するエネルギー量を評価することが必要である。以下(1)にて地震動入力時のLRB へのエネルギー吸収量を、(2)にて鉛プラグの温度上昇に寄与するエネルギー割合を評価する。

(1) 地震応答における単位時間当たりのエネルギー吸収量の評価

本節では2章で示した、通常応答解析法による応答結果からLRBの単位時間・鉛プラグ単位体積当たりのエネルギー吸収量を評価する。単位時間・鉛プラグ単位体積当たりのエネルギー吸収量評価では図4.5-1に示すように、免震層最大応答変位が生じる時刻を中心として、前後 $T_0/2$ の時間におけるLRBエネルギー吸収量 ΔE から鉛プラグ単位体積当たりのエネルギー吸収量 $\Delta E/V_p$ を評価し、単位時間・鉛プラグ単位体積当たりのエネルギー吸収量を $(\Delta E/V_p)/T_0$ とする。 T_0 は20秒とした。



(a) 免震層変位時刻歴



(b) 免震層(LRB)吸収エネルギー時刻歴

図 4.5-1 単位時間・鉛プラグ単位体積当たりエネルギー吸収量の定義

図 4.5-2 に表 4.4-2 に示した検討対象入力地震動での単位時間・鉛プラグ単位体積エネルギー吸収量を示す。LRB の単位時間・鉛プラグ単位体積エネルギー吸収量は免震層の最大応答変位が 40cm を超える範囲では最大で 10N/(mm².s)程度である。図 4.5-3 に基整促波を対象として時間間隔 T_0 を免震周期 T_f の 4, 5, 6 倍とした場合の単位時間・鉛プラグ単位体積エネルギー吸収量を示す。 $T_0=4T_f$ のケースでは単位時間・鉛プラグ単位体積エネルギー吸収量が 10 N/(mm².s)を超えるケースがみられるものの、概ね 10N/(mm².s)以下となっていることがわかる。ここで、LRB に対して時刻歴応答解析結果と単位時間・鉛プラグ単位体積エネルギー吸収量が等価となる正弦波変位加振条件を評価する。正弦波加振周期 T_1 、加振変位を積層ゴムのせん断ひずみ γ_1 で変位加振入力した場合を考えると、加振 1 周期分のエネルギー吸収量 ΔE_1 に対して単位時間・鉛プラグ単位体積当たりエネルギー吸収量($\Delta E_1/V_p$) / T_1 は式(4.5-1)で評価できる。各積層ゴムサイズ、加振条件で式(4.5-1)により求めた単位時間、鉛単位体積当たりのエネルギー吸収量を表 4.5-1 に示す。評価結果より正弦波加振入力時の加振周期 3 秒、せん断ひずみ 150%、加振周期 4 秒、せん断ひずみ 200%、加振周期 5 秒、せん断ひずみ 250%での単位時間・鉛単位体積当たりのエネルギー吸収量はそれぞれ 10 N/(mm².s)程度であり評価対象とした入力地震動での応答値の結果とほぼ一致する。

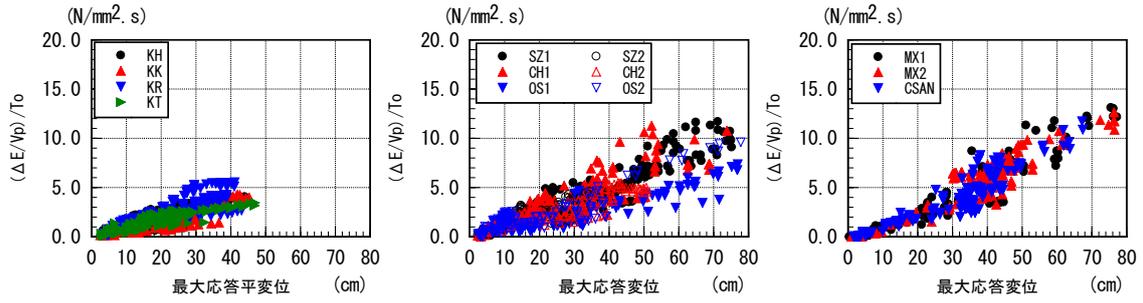
表 4.5-1 単位時間・鉛単位体積当たりエネルギー吸収量

積層ゴム サイズ	h_r/h_p	$(\Delta E_1/V_p) / T_1$ (N/mm ² .s)		
		$T_1=3s$ $\gamma_1=1.5$	$T_1=4s$ $\gamma_1=2.0$	$T_1=5s$ $\gamma_1=2.5$
0800-1	0.56	9.3		
1000-1	0.61	10.2		
1500-1	0.65	10.7		

$$\frac{\Delta E_1}{V_p T_1} = \frac{4Q_d \gamma_1 h_r}{T_1 V_p} = \frac{4A_p \tau_p \gamma_1 h_r}{T_1 A_p h_p} = \frac{4\tau_p \gamma_1}{T_1} \left(\frac{h_r}{h_p}\right) \quad (4.5-1)$$

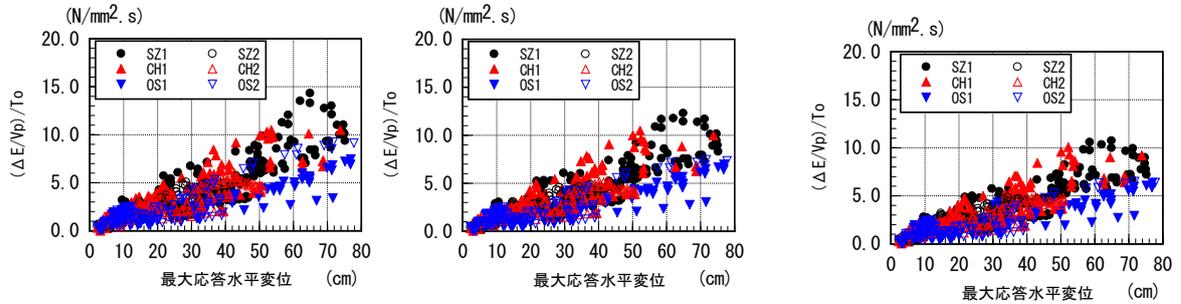
A_p : 鉛プラグ断面積、 V_p : 鉛プラグ体積

h_p : 鉛プラグ高さ、 h_r : ゴム層総厚



(a) 告示波 ($T_o=20s$) (b) 基整促波 ($T_o=20s$) (c) 観測波, 模擬波 ($T_o=20s$)

図 4.5-2 最大応答変位と単位時間・鉛プラグ単位体積当たりエネルギー吸収量の関係
(通常応答評価法による結果)



(a) $T_o=4T_f$

(b) $T_o=5T_f$

(c) $T_o=6T_f$

図 4.5-3 最大応答変位と単位時間・鉛プラグ単位体積当たりエネルギー吸収量の関係
(基整促波, 通常応答評価法による結果)

(2) 鉛プラグの温度上昇に寄与するエネルギー評価

詳細応答評価法に用いる鉛温度～鉛降伏応力関係は、筆者らが提案した式(4.5-2)である
4-13) .

また、LRBの吸収エネルギーが断熱状態で全て鉛プラグの温度上昇に寄与すると仮定すると式(4.5-2)は鉛プラグの熱容量 C_p を用いて、鉛プラグの単位体積当たりのエネルギー吸収量と Q_d 低下率(τ_y/τ_p)との関係である式(4.5-3)に書き直すことができる。

$$\tau_y = f(\theta) = \tau_o \left\{ 1 - \left(\frac{\theta}{\theta_L} \right)^{\alpha_T} \right\} \quad (4.5-2)$$

$$\alpha_T = 0.4 + 0.25 \cdot \left(\frac{\theta}{\theta_L} \right)$$

τ_y : $\theta^\circ\text{C}$ における鉛降伏応力(N/mm^2)

τ_o : 0°C における鉛降伏応力($=15\text{N}/\text{mm}^2$)

θ : 鉛温度($^\circ\text{C}$)

$$\tau_y/\tau_p = \tau_o/\tau_p \left\{ 1 - \left(\frac{E}{V_p} / (C_p \theta_L) \right)^{\alpha_{T1}} \right\} \quad (4.5-3)$$

$$\alpha_{T1} = 0.4 + 0.25 \cdot \frac{E}{V_p} / (C_p \theta_L)$$

C_p : 鉛プラグ熱容量= $c_p \cdot \rho \cdot V_p$

c_p : 鉛比熱($=0.13\text{J}/\text{g}\cdot^\circ\text{C}$)

ρ : 鉛比重($=11.33\text{g}/\text{mm}^3$)

図4.5-2に式(4.5-2)と式(4.5-3)の関係を比較して示す。 E/V_p の値が $200\text{N}/\text{mm}^2$ を超える領域では式(4.5-2)による Q_d 低下は鉛部分を断熱として評価した式(4.5-3)と比較して緩やかになっている。これは式(4.3-1)が提案された際には、詳細応答評価法による地震応答解析結果を参照しており、熱伝導解析により鉛プラグの温度上昇からの熱逸散を考慮しているためである。なお、 E/V_p の値が小さい範囲では熱の逸散量は小さく、式(4.5-2)と式(4.5-3)の値の違いは小さいと考えられる。LRBへの入力エネルギーは鉛プラグの温度上昇に寄与するエネルギー量と鉛プラグから周囲への熱逸散するエネルギーに分けられるので、鉛プラグから周囲への熱逸散量を適切に評価できれば Q_d 低下率と鉛プラグの温度上昇に寄与するエネルギー量との関係の評価精度が上がることになる。この手法で評価することにより、検討対象とする地震動特性の影響が排除でき、装置サイズによる影響を考慮することができる。以上を踏まえ、検討対象の装置サイズをパラメータとして定常加振時の解析結果から入力エネルギーに対して鉛プラグの温度上昇に寄与するエネルギー量を評価し、熱逸散を考慮した Q_d 低下率の関係を導出する。

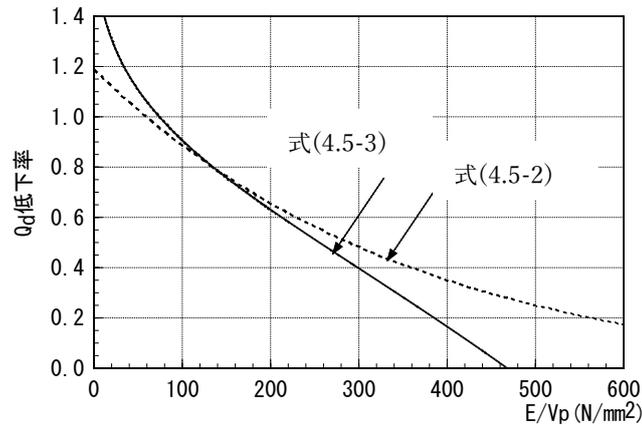


図 4.5-4 鉛プラグ単位体積当たりのエネルギー吸収量と Q_d 低下率の関係

図 4.5-6 に各積層ゴムサイズ（鉛標準径）での正弦波変位加振入力時の入力エネルギーに対する鉛プラグの温度上昇に寄与するエネルギー割合を示す。評価では第 3.4 で示した解析手法を用い、正弦波変位加振入力下での LRB の Q_d 低下及び鉛プラグ温度の値を用いて鉛プラグの温度上昇に寄与するエネルギーを評価している。評価結果より、表 4.5-1 で示した正弦波変位加振入力時の単位時間・鉛プラグ単位体積当たりのエネルギー吸収量が $10\text{N}/(\text{mm}^2\cdot\text{s})$ 程度で同一となる加振条件であれば、吸収エネルギーに対する鉛プラグの温度上昇に寄与するエネルギーの割合は同一となることがわかる。また、積層ゴムサイズが大きくなると鉛プラグでの温度上昇に寄与するエネルギー割合は大きくなっている。以降の評価においては正弦波加振、加振周期 3 秒、積層ゴムせん断ひずみ 150%の結果で代表することとする。

図 4.5-7 に LRB 各サイズおよび各鉛径について、LRB への入力エネルギーに対する鉛プラグでの温度上昇に寄与するエネルギー割合を示す。鉛プラグの温度上昇に寄与するエネルギー吸収割合は装置径、鉛径によって異なることが表現されている。

図 4.5-8 に LRB への入力エネルギーに対する鉛プラグでの温度上昇に寄与するエネルギー割合を考慮して評価した鉛プラグの単位体積当たりのエネルギー吸収量 E/V_p と Q_d 低下率 (τ_y/τ_p) との関係を示す。鉛プラグ単位体積当たりのエネルギー吸収量 E/V_p と Q_d 低下率との関係についての提案式は 式(4.3-1)の形式を踏襲した式(4.5-4)とし、式中の各係数を検討対象とした装置径、鉛径毎に設定した。

$$k_{min_n} = a_n + b_n \cdot e^{-(\frac{E}{V_p})/c_n} \quad (4.5-4)$$

k_{min_n} : 降伏荷重特性値 Q_d 低下率（提案式）

表 4.5-2 に各装置径，鉛径で設定した式(4.5-4)中の a_n , b_n , c_n の値を示す．なお，定数 a_n , b_n , c_n の設定にあたって，鉛温度と鉛降伏応力の関係式(4.5-2) と提案式(4.5-4) との整合性をとるため，応答評価の初期値として設定される初期温度 15°C , $E/V_p=0$ の時の Q_d 低下率が一致するように設定している．図 4.5-8 には解析結果を式(4.5-4) の形で近似表現した場合の結果を合わせて示しており，解析結果とほぼ一致している．

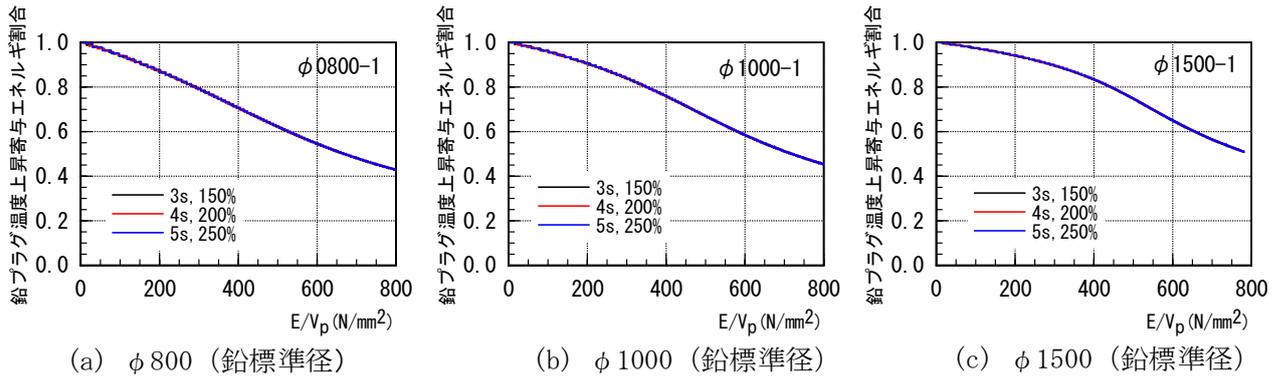


図 4.5-6 鉛プラグ温度上昇寄与エネルギー割合 (装置サイズの違い)

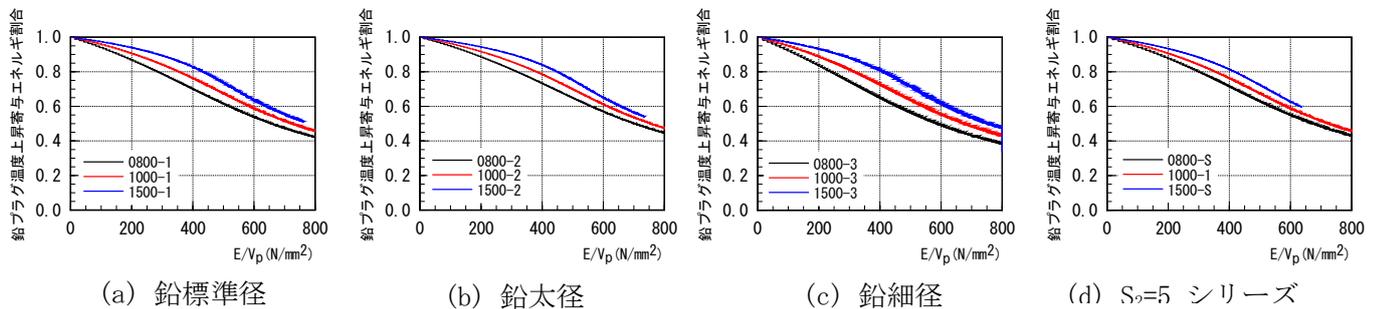
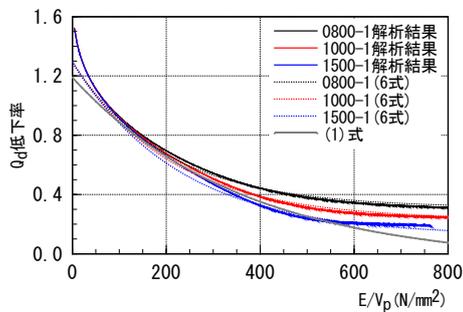


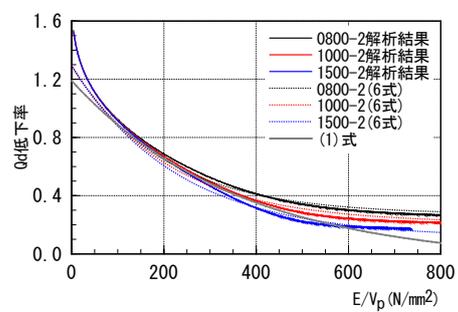
図 4.5-7 鉛プラグ温度上昇寄与エネルギー割合 (鉛径の違い)

表 4.5-2 式(4.5-4)中の定数一覧

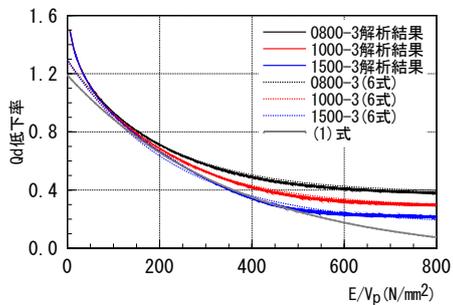
積層 ゴム	鉛径 (mm)	鉛径 分類	ゴム層 総厚 (mm)	a_n	b_n	c_n
0800-1	160	鉛標準径	200	0.310	0.984	200
0800-2	200	鉛太径		0.270	1.024	
0800-3	120	鉛細径		0.380	0.914	
0800-S	160	$S_2=5$	160	0.290	1.004	
1000-1	200	鉛標準径	200	0.230	1.064	210
1000-2	250	鉛太径		0.210	1.084	
1000-3	150	鉛細径		0.280	1.014	
1500-1	300	鉛標準径	200	0.120	1.174	230
1500-2	370	鉛太径		0.110	1.184	
1500-3	230	鉛細径		0.160	1.134	
1500-S	300	$S_2=5$	300	0.150	1.144	



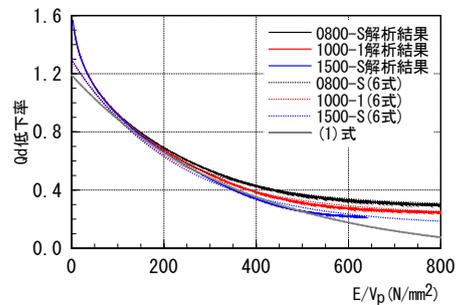
(a) 鉛標準径



(b) 鉛太径



(c) 鉛細径



(d) $S_2=5$ シリーズ

図 4.5-8 鉛プラグ単位体積当たりのエネルギー吸収量 E/V_p と Q_d 低下率の関係

4.5.3 準詳細応答評価法による応答評価結果

準詳細応答評価法による結果と詳細応答評価法による結果を比較して、図 4.5-9 に免震層の最大応答変位、図 4.5-10 に免震層の最大応答層せん断力係数を示す。準詳細応答評価法による結果は免震層最大応答水平変位、応答最大層せん断力係数の双方ともに詳細応答評価法による結果と良好に対応しており、準詳細応答評価法の妥当性が確認できる。

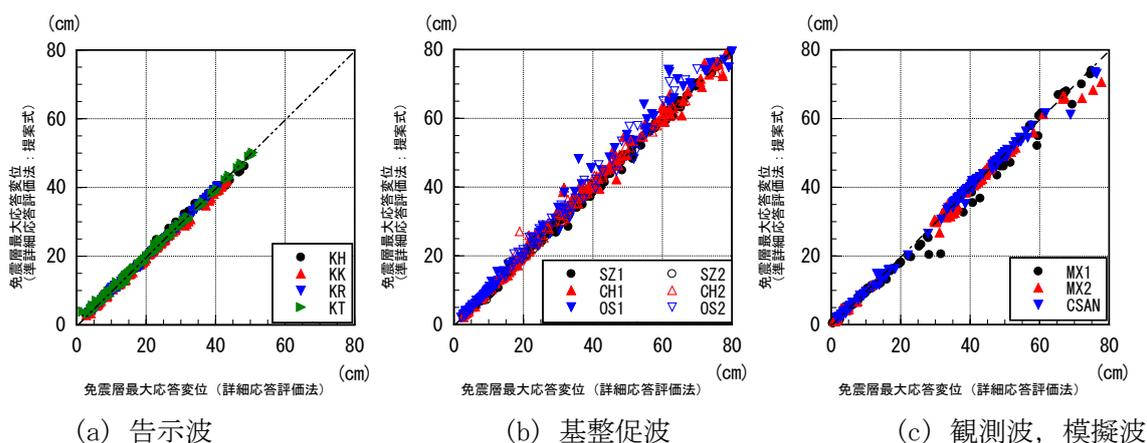


図 4.5-9 免震層最大応答変位の比較 (詳細応答評価法, 準詳細応答評価法)

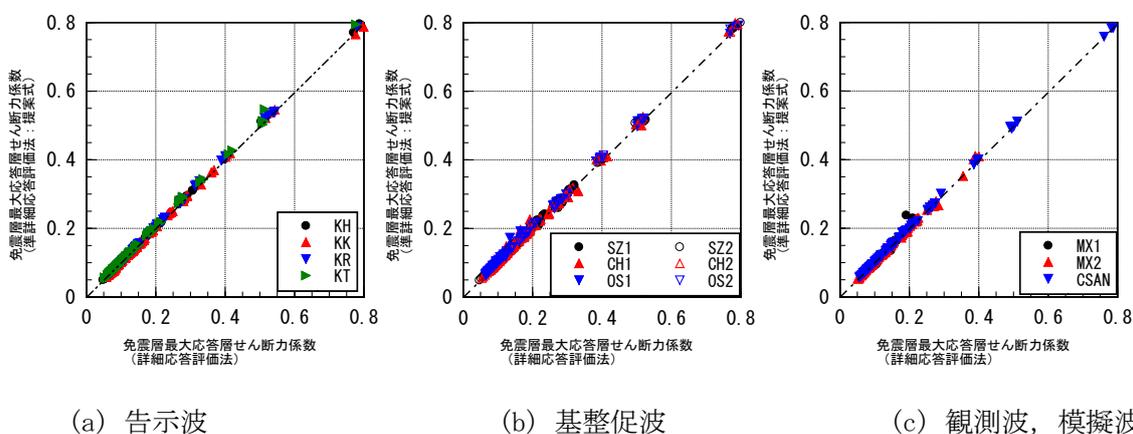


図 4.5-10 免震層最大応答せん断力係数の比較 (詳細応答評価法, 準詳細応答評価法)

4.6 ランニング応答スペクトル応答評価法

詳細応答評価法や準詳細応答評価法のように時刻歴応答解析によらず、3章の応答結果の考察の際に用いた、バイリニア特性下での免震層最大応答変位のランニング応答スペクトルを用いた応答評価法（ランニング応答スペクトル応答評価法）を本節にて提案する。

この評価法では、評価対象とする免震層の特性をバイリニア型（免震周期 T_f 、降伏せん断力係数 α_s ）で規定し、検討対象とする入力地震動で横軸に時刻を、縦軸に降伏せん断係数 α_s をとった免震層最大応答変位のランニング応答スペクトルを求める。同様に鉛プラグの単位体積当たりの吸収エネルギー E/V_p と提案した式(4.5-4)で評価される Q_d 低下率 k_{min_n} を求め、これらの値を参照して、ある時刻における E/V_p から k_{min_n} を、その時の α_s の値から免震層最大応答変位 S_{rd} が求める。本計算をある離散時刻において実施することにより、鉛プラグの Q_d 低下率は装置サイズ毎に k_{min_n} にて評価されているので熱伝導解析を実施する詳細応答評価法とほぼ同等に応答値の評価が可能である。

応答評価例を図 4.6-1 に示す。免震層変位応答評価では提案したランニング応答スペクトル応答評価法により、時間間隔 Δt を 5.0 秒として評価した。免震層降伏せん断力係数 α_s の低下の様子は図 4.6-1 に示すように詳細応答評価法による結果とほぼ一致している。図 4.6-2 に詳細応答評価法による免震層応答変位の時刻歴とランニング応答スペクトル応答評価法による離散時刻間で評価された免震層最大応答変位を示す。ランニング応答スペクトル応答評価法では免震層最大応答変位が時間間隔 Δt の評価時刻により正の値として求められるが図 4.6-2 では正負の値としてプロットした。ランニング応答スペクトル応答評価法により得られた離散時刻間での値は詳細応答評価法の各時刻での包絡値となっており、免震層最大応答変位は同等の結果が得られている。

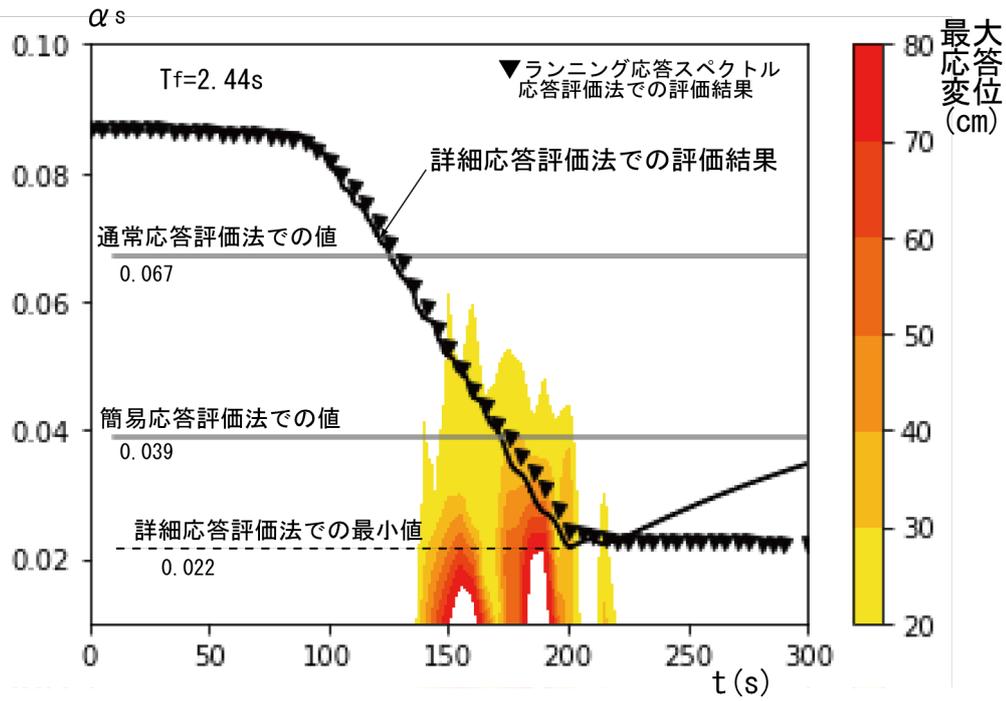


図 4.6-1 ランニング応答スペクトル応答評価法での免震層最大変位応答評価結果
[CH1: 1500-3, 3N/mm²]

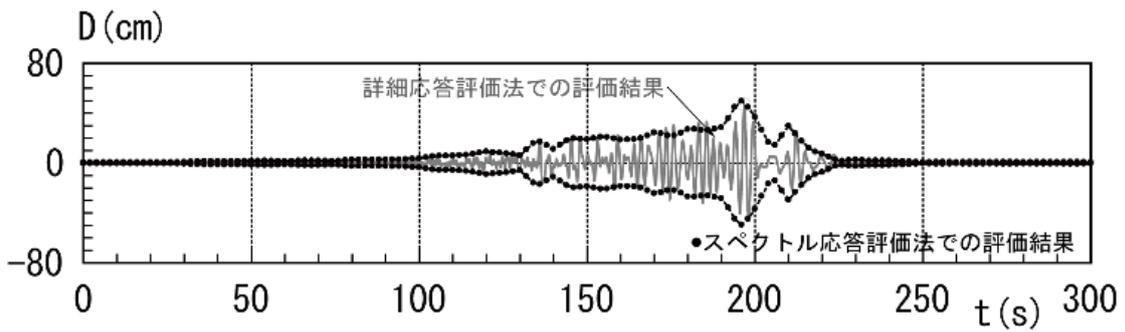


図 4.6-2 応答変位の比較
(ランニング応答スペクトル応答評価法, 詳細応答評価法)
[CH1: 1500-3, 3N/mm²]

4.7 第4章のまとめ

本章では鉛入り積層ゴムの熱・力学的連成挙動を考慮した地震時応答評価手法として、詳細応答評価法、ランニング応答スペクトル応答評価法を提案した。また準詳細応答評価法に用いる Q_d 低下率を新たに提案した。

詳細応答評価法は熱伝導解析と応答解析を並行して実施し、時々刻々鉛入り積層ゴムの特性変化を考慮して応答評価する手法である。現在、一般的に鉛入り積層ゴムの熱・力学的連成挙動を考慮した応答評価手法として用いられている簡易応答評価法は、鉛入り積層ゴムの Q_d 低下前つまり設計値を用いた地震応答解析結果の地震終了時の吸収エネルギー量から特性変化後の特性値を予測評価して応答評価を実施する手法である。簡易応答評価法により評価された応答値は詳細応答評価法による応答値と違いが生じるケースがあり、その要因について考察した。評価法の違いにより応答評価結果に違いが生じる地震動特性は設定された免震システムのバイリニア特性下での免震周期、免震層の降伏せん断力係数をパラメータとした応答スペクトルやランニング応答スペクトルにより評価することができる。

鉛入り積層ゴムの Q_d 低下率は従来提案されている式を踏まえて、鉛入り積層ゴムに入力されるエネルギー量と鉛プラグの温度上昇に寄与するエネルギー割合を評価することにより、熱伝導現象で重要となる装置サイズの影響も考慮した式を提案した。

提案した Q_d 低下率を用いた準詳細応答評価法により、詳細応答評価法とほぼ同等の結果が得られることを示した。

更に詳細応答評価法による応答結果の考察に用いたランニング応答スペクトルを用いて、時々刻々スペクトル値を参照して応答評価するランニング応答スペクトル応答評価法を適用することにより、時刻歴応答解析によらずに詳細応答評価法とほぼ同等な応答結果が得られることを示した。

今回提案した各応答評価手法は鉛入り積層ゴムを用いた免震建物での熱・力学的連成挙動を評価する手法として有用であり、免震層がバイリニア特性で表現できる場合に、免震部材が特性変化した場合の応答評価に援用できる

第4章の参考文献

- 4-1) 本間友規他 5 名:大振幅繰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4), 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-2, pp. 873-874, 2007. 8
- 4-2) Mineo Takayama, et al.: Durability of Rubber Isolators by Long-Duration Ground Motion due to Large Earthquakes, 14th World Conference on Earthquake Engineering, Oct12-17, 2008, Beijing, China
- 4-3) 小槻祥江他 3 名: 多数回繰返し変形による特性変動を考慮した鉛プラグ入り積層ゴムの復元力モデルの構築その5: 水平二方向と熱劣化を考慮した解析モデル, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-2, pp. 349-350, 2016. 8
- 4-4) 村松晃次他 6 名: 太径鉛プラグ入り積層ゴム支承の繰返し載荷試験, 日本建築学会技術報告集, 第22巻, 第52号, pp.987-992, 2016.10
- 4-5) Ioannis V. Kalpakidis et al: Modeling strength degradation in lead-rubber bearings under earthquake shaking, EARTHQUAKE ENGINEERING AND STRUCTURAL DYNAMICS 39, 1533-1549, September 2010
- 4-6) Ioannis V. Kalpakidis et al: Principles of scaling and similarity for testing of lead-rubber bearings, EARTHQUAKE ENGINEERING AND STRUCTURAL DYNAMICS 39, 1551-1568, September 2010
- 4-7) 飯場正紀他: 建築研究所資料 No. 170, 免震部材の多数回繰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, 国立研究開発法人 建築研究所, 2016. 4
- 4-8) 竹内貞光他 5 名: 南海トラフ地震における免震部材の繰返し特性変化を考慮した免震建物の応答性状 —簡略法を用いた免震部材の組み合わせによる検討—, 日本建築学会技術報告集, 第25巻, 第59号, pp.97-102, 2019. 2
- 4-9) 伊藤真二他 4 名: 基礎免震建物の長周期地震動に対する簡易応答評価法の精度検証 (その2 鉛プラグ挿入型積層ゴム支承のケース), 日本建築学会学術講演梗概集, B2, pp. 179-180, 2019. 9
- 4-10) 国土交通省: 超高層建築物等における南海トラフ沿い巨大地震による長周期地震動対策について(技術的助言), 2016. 6
- 4-11) 日本建築学会: 東海地震等巨大災害への対応特別調査委員会報告書, 2006. 3
- 4-12) T. Honma, A. Kondo et al: SEISMIC RESPONSE PREDICTION METHOD CONSIDERING HEAT-MECHANICS INTERACTION BEHAVIOR OF LEAD RUBBER BEARING, 5th World Conference on Structural Control and Monitoring, JULY 2010, Tokyo.
- 4-13) 近藤明洋, 竹中康雄他 4 名: 鉛入り積層ゴムの熱・力学的連成挙動を考慮した応答解析法, 日本建築学会構造系論文集, 第83巻, 第753号, pp. 1595-1605, 2018

第5章 結論

5.1 研究の総括

本論文では鉛入り積層ゴムの繰返し変形下での一連の加振実験を端緒として、特性変化を把握した。特性変化は主に鉛入り積層ゴムの耐力低下にあらわれ、ゴム剛性への影響は小さいことがわかった。また特性変化は装置サイズや加振周期や加振振幅の加振条件より違いがあること、鉛プラグの配置状況（単一プラグ、分散プラグ）により違いがあることがわかった。装置サイズの影響は装置サイズが大きいほど耐力低下が大きいこと、装置サイズについて相似則が成立することがわかった。また耐力低下は入力エネルギー（吸収エネルギー）の単位時間当たりの値により変化することがわかった。

加振実験結果をシミュレートする方法として、実験時と同様に変位入力により、熱伝導解析と応答評価とを並行して実施する手法を提案し、実験結果をよく表現できることを示した。

設計的観点からは鉛入り積層ゴムを採用した免震建築物での長周期地震動入力時の繰返し変形入力時の鉛入り積層ゴムの特性変化が、例えば免震層の応答最大変位に与える影響を評価することが重要である。解析手法として実験結果をシミュレートする手法を時刻歴地震応答解析に拡張し、特性変化の影響を評価した。

地震応答解析手法として、詳細応答評価法、簡易応答評価法を示し、それらの応答評価結果の違いについて比較・考察し、従来用いられている簡易応答評価法による問題点について指摘した。これらの応答の考察を通して、準詳細応答評価法を提案した。準詳細応答評価法は従来の地震応答解析プログラムを修正することで対応可能であると考えられる。

以上の検討を通して、免震建築物に用いられる鉛入り積層ゴムの熱・力学的連成挙動と設計時に勘案できる知見を得た。

5.2 今後の展望

繰返し変形を受ける免震部材の特性変化がそれを採用した免震建築物の応答へ与える影響は設計時に想定される地震動特性に大きく左右される。現状で長周期地震動として設定されている基整促波については地震動の継続時間の中盤以降に3~5秒程度の卓越周期が見られ免震建築物の応答へ与える影響が大きい免震層特性条件がある。今後あたりに設計時に考慮すべき地震動が提案された場合でも本論文で提案したバイリニア特性応答スペクトルを用いて地震動を分析することで特性変化の影響が大きいかどうかを検討できる。

本論文では免震層の特性をバイリニア特性として免震建築物の応答評価を実施した。鉛入り積層ゴム以外の免震部材でも特性がバイリニア特性として表現できる場合には本論文での検討手法が援用できることになる。鉛入り積層ゴムは鉛プラグの単位体積当たりのエネルギー量を耐力低下のパラメータとして用いたが、他の免震部材であれば、累積変形量などをパラメータとして特性値の変化を設定できることになる。