HOKKAIDO UNIVERSITY

Title	長周期地震動に対する錫プラグ入り免震積層ゴムの力学挙動に関する研究
Author(s)	柳, 勝幸
Degree Grantor	北海道大学
Degree Name	博士(工学)
Dissertation Number	甲第15372号
Issue Date	2023-03-23
DOI	https://doi.org/10.14943/doctoral.k15372
Doc URL	https://hdl.handle.net/2115/89495
Type	doctoral thesis
File Information	Masayuki_Yanagi.pdf

Hokkaido University Collection of Scholarly and Academic Papers : HUSCAP

長周期地震動に対する錫プラグ入り免震積層ゴムの力学挙動に関する研究

Mechanical Behavior of Tin Rubber Seismic Isolation Bearings for Long-Period Ground Motions

2023 年 3 月

北海道大学大学院工学院 建築都市空間デザイン専攻

柳　勝幸

論文要旨

錫プラグ入り免震積層ゴム(Tin Rubber Bearing:以下，SnRB と称する)は，長期実績のある鉛プラグ入り免震積層ゴムと同じ構造を有する免震部材である。SnRB は積層ゴム中央に錫プラグが挿入されており，地震時に積層ゴムの水平変形により錫プラグが塑性変形することによって履歴減衰を発揮して，建物の揺れを抑える。錫は常温で再結晶し延性に富むなど，鉛プラグ入り免震積層ゴムに使用されている鉛と同様の性質を有する。一方，降伏荷重は鉛の 1.7 倍と高くエネルギー吸収性能に富むことが特徴である。錫は環境に配慮した材料として，様々な工業製品に使用されており，SnRB の開発については，鉛に代わるプラグ材料の模索から始まり，様々な条件の下での実大 SnRB の試験実施と性能評価法の確立を経て，2005 年に実用化に至った。SnRB の復元力特性のモデル化に関しては，履歴ループ形状がバイリニア型に近いことから，バイリニアモデルの適用を前提とし，降伏荷重や剛性のせん断ひずみ依存性を考慮した修正バイリニアモデルが提案され，すでに設計実務に用いられている。一方 2003 年十勝沖地震を契機として，海溝型巨大地震の発生で予測される長周期地震動に対する関心が高まり，国土交通省は免震建築物や鉄骨造の超高層建築物等について長時間の繰り返しの累積変形の影響を考慮して安全性の検証を行うことを要求している。材料の塑性化によって履歴減衰を発揮する免震部材は，長周期地震動下では多数回の大変形繰り返し変形を受けて力学特性が変化するとの懸念から，時刻歴解析における免震建物の耐震安全性検証では力学特性の変化を考慮する必要がある。

本論文は SnRB について，免震建物が長周期地震動を受けた際に生じる過大な応答変形に対応するために大変形復元力モデルを構築し，長周期地震動に対するもう一つの懸念事項である長時間の多数回繰り返しによる SnRB の発熱による力学特性の変化とそれが免震建物の応答に与える影響に関する詳細検討を行い，SnRB の熱・力学連成挙動を解明することを目的とし，全 5 章で構成される。

第 1 章「序論」では，本研究の背景と目的について述べ，長周期長時間地震動により多数回繰り返し変形を受ける SnRB の熱・力学連成挙動に関する既往の研究について分析し，課題を抽出した。また，課題を解決するための検討項目について整理し，それらの具体的な研究手法について説明した。

第 2 章「錫プラグ入り免震積層ゴムの基本的力学特性」では，錫の材料特性をはじめとして SnRB の基本的な力学特性に関する研究についてまとめた。

第 3 章「錫プラグ入り免震積層ゴムの大変形時復元力特性」では，SnRB の大変形加力試験を実施して力学挙動を把握した。続いて，既往の修正バイリニアモデルに関する考察と収集した試験データの詳細な分析により，既往の復元力モデルに代わる大変形復元力モデルを新たに構築した。復元力モデルの妥当性については，試験結果の良好な再現結果に

より検証した。最後に，SnRB 免震建物モデルの地震応答解析を実施して応答解析結果を例示するとともに，既往の復元力モデルによる結果との差異についても言及した。

第 4 章「錫プラグ入り免震積層ゴムの熱・力学連成挙動」では，初めに SnRB 実大試験体の長時間繰り返し加力試験を実施して，熱・力学連成挙動を把握した。続いて，地震応答解析と熱伝導解析を組み合わせることにより，熱・力学連成挙動を考慮した新たな解析モデルを構築した。本論文では SnRB 特有の構造(中間鋼板露出型)を忠実に再現したモデル化を実施した。また，標準プラグ径だけでなく小径プラグ径についても解析を実施することにより，解析モデルの汎用性を検証した。最後に，SnRB を用いた免震建物の地震応答解析を実施して，復元力モデルの違いによる応答値の差異について検証した。

第 5 章「結論」では，本論の成果と今後の展望についてまとめた。

謝辞

本論文は筆者が北海道大学大学院工学院建築都市空間デザイン専攻博士後期課程に在学中の研究成果をまとめたものです。同専攻教授の菊地優先生には指導教員ならびに主査として，本研究の計画から実験，評価，論文構成において多大なご指導を賜りました。ここに深く感謝の意を表します。

また，同大学の大学院工学研究院構造システム研究室教授の蟹江俊仁先生，大学院工学研究院先端空間性能分野准教授の髙井先生には，副査として細部にわたるご指導を賜りました。ここに深く感謝の意を表します。

さらに同大学の大学院工学研究院建築構造性能学研究室助教の石井建先生には，本研究の全般にわたるご指導とともに熱・力学連成挙動解析手法について多大なるご助言を賜りました。ここに深く感謝の意を表します。

本研究の対象である錫プラグ入り免震積層ゴム（SnRB）は，株式会社免制震ディバイス，住友金属鉱山シポレックス株式会社，昭和電線ケーブルシステム株式会社の 3 社による共同開発製品となります。SnRB の開発については，鉛に代わるプラグ材料の模索から始まり，様々な条件の下での実大 SnRB の試験実施と性能評価法の確立を経て，2005 年に実用化されました。SnRB は現在 17 年以上の実績がある環境にやさしい優れた製品となりますが，大変形時のモデル化や熱・力学連成挙動解析など解析に関する点に課題が残されていました。2018 年より菊地優先生のご指導を賜る機会に恵まれ，本研究を実施することができたことは，非常に幸運で光栄なことであり，貴重な体験をさせて頂いたと感じております。

本研究の実施にあたっては株式会社免制震ディバイス，住友金属鉱山シポレックス株式会社の関係者の皆様にも多大なるご支援，ご協力を賜りました。ここに深く感謝の意を表します。

また，本研究では試験体の製作や大変形試験，実大試験体を用いた動的加力実験など，研究を遂行するにあたり多くの課題がありましたが，昭和電線ケーブルシステム株式会社の関係者の皆様の多大なご支援，ご協力を頂き，論文としてまとめることができました。ここに深く感謝の意を表します。

最後に，私を支え続けてくれた家族に心から感謝します。

2023 年 3 月　柳　勝幸

関連発表論文

【論文】

（1）柳勝幸，清水美雪，齊木健司，安永亮，菊地優：「錫プラグ入り免震積層ゴムの大変形復元力モデルに関する研究」, 構造工学論文集, Vol. 67B， pp. 519-529， 2021 年 3 月

（2）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 年 12 月

【発表】

（1）Masayuki Yanagi， Miyuki Shimizu， Ryoji Suzuki， Akira Yasunaga， Takeshi Furuhashi：“The Characteristics of The Rubber Bearing with Tin Plug”, 16WCSI， St.Petersburg，Russian Federation，2019.7.1-6

（2）柳勝幸，清水美雪，齊木健司，安永亮，菊地優：「錫プラグ入り積層ゴムの大変形挙動解析モデルに関する研究（その 1 大変形試験）」，日本建築学会大会学術講演梗概集，構造Ⅱ， pp.95-96， 2019 年 9 月

（3）柳勝幸，清水美雪，齊木健司，安永亮，菊地優：「錫プラグ入り積層ゴムの大変形挙動解析モデルに関する研究（その 2 せん断復元力モデルと地震応答評価）」，日本建築学会大会学術講演梗概集，構造Ⅱ， pp.591-592， 2020 年 9 月

（4）Masayuki Yanagi， Miyuki Shimizu， Yuto Kobashi， Akira Yasunaga， Masaru Kikuchi：“An Analytical Model for Tin Rubber Bearings under Large Shear Deformation”，17WCEE，Sendai，Japan， 2021.9.27-10.2

目次

論文要旨 i
謝辞 iii
関連発表論文 iv
目次 v

第 1 章　序論 ..... - 1 -
1.1　研究の背景と目的 ..... - 1 -
1.2　既往の研究 ..... - 1 -
1.3　研究の方法 ..... - 18 -
第 1 章の参考文献 ..... - 20 -

第 2 章　錫プラグ入り免震積層ゴムの基本的力学特性 ..... - 22 -
2.1　第 2 章の概要 ..... - 22 -
2.2　錫プラグ入り免震積層ゴムの構造 ..... - 23 -
2.3　錫プラグの材料特性 ..... - 24 -
2.3.1 単軸引張試験 ..... - 24 -
2.3.2 単軸疲労試験 ..... - 25 -
2.3.3 常温再結晶試験 ..... - 27 -
2.4　基本特性 ..... - 28 -
2.5　各種依存性 ..... - 30 -
2.5.1 温度依存性 ..... - 30 -
2.5.2　速度依存性 ..... - 31 -
2.5.3　面圧依存性 ..... - 32 -
2.5.4　せん断ひずみ依存性 ..... - 33 -
2.5.5 引張特性 ..... - 34 -
2.5.6 繰り返し特性 ..... - 35 -
2.5.7 水平二方向特性 ..... - 39 -
2.6　復元力モデル ..... - 42 -
2.7　まとめ ..... - 46 -
第 2 章の参考文献 ..... - 47 -

第 3 章　錫プラグ入り免震積層ゴムの大変形時復元力特性 ..... - 48 -
3.1　第 3 章の概要 ..... - 48 -
3.2　大変形加力試験 ..... - 48 -
3.2.1 試験体 ..... - 49 -
3.2.2 試験方法 ..... - 50 -
3.2.3 試験結果 ..... - 52 -
3.3　大変形復元力モデルの構築 ..... - 54 -
3.3.1 復元力モデルの構築方針 ..... - 54 -
3.3.2 既往の復元力モデルに関する考察 ..... - 54 -
3.3.3 大変形復元力モデルの構築 ..... - 56 -
3.3.4 復元力モデルのパラメータ評価 ..... - 57 -
3.4　試験結果のシミュレーション解析 ..... - 62 -
3.5　せん断変形と軸力との連成を考慮した極限挙動解析 ..... - 63 -
3.6　地震応答解析による応答特性把握 ..... - 67 -
3.6.1 建物モデル ..... - 67 -
3.6.2 入力地震動 ..... - 68 -
3.6.3 解析結果と考察 ..... - 69 -
3.7　まとめ ..... - 73 -
第 3 章の参考文献 ..... - 74 -

第 4 章　錫プラグ入り免震積層ゴムの熱・力学連成挙動 ..... - 76 -
4.1　第 4 章の概要 ..... - 76 -
4.2　多数回繰り返し加力試験 ..... - 77 -
4.2.1 試験体 ..... - 77 -
4.2.2 試験方法 ..... - 78 -
4.2.3 基本性能試験結果 ..... - 80 -
4.2.4 長時間繰り返し試験結果 ..... - 82 -
4.3.1 熱・力学連成モデルの構築 ..... - 86 -
4.4　試験結果のシミュレーション解析 ..... - 90 -
4.5　熱・力学連成挙動を考慮した免震建物の地震応答性状 ..... - 94 -
4.5.1 建物モデル ..... - 94 -
4.5.2 入力地震動 ..... - 95 -
4.5.3 応答評価法 ..... - 97 -
4.5.4 解析結果と考察 ..... - 99 -
4.5.5 SnRB と LRB の比較 ..... - 104 -
第 4 章の参考文献 ..... - 106 -

第５章　結論 ..... - 107 -
5.1　研究の総括 ..... - 107 -
5.2　今後の展望 ..... - 109 -

第１章　序論

1.1　研究の背景と目的

錫プラグ入り免震積層ゴム（Tin Rubber Bearing：以下，SnRB と称する）は，積層ゴム中央に錫プラグが挿入されており，地震時に積層ゴムの水平変形により錫プラグが塑性変形することによって履歴減衰を発揮して，建物の揺れを抑える。錫は常温で再結晶し延性に富むなど鉛と同様の性質を有する。一方，切片荷重は鉛の 1.7 倍と高くエネルギー吸収性能に富むことが特徴である。錫は環境に配慮した材料として，様々な工業製品に使用されており，SnRB の開発については，鉛に代わるプラグ材料の模索から始まり [1)]，様々な条件の下での実大 SnRB の試験実施と性能評価法の確立 [2)]を経て，2005 年に実用化に至った。SnRB は，2022 年 2 月の時点で，144 棟の免震建物に供されている。SnRB の復元力特性のモデル化に関しては，履歴ループ形状がバイリニア型に近いことから，バイリニアモデルの適用を前提とし，切片荷重や剛性のせん断ひずみ依存性を考慮した修正バイリニアモデル [3)]が提案され，すでに設計実務に用いられている。

2003 年十勝沖地震を契機として，海溝型巨大地震の発生で予測される長周期地震動に対する関心が高まり，国土交通省は免震建築物や鉄骨造の超高層建築物等について長時間の繰返しの累積変形の影響を考慮して安全性の検証を行うことを要求している [4)]。材料の塑性化によって履歴減衰を発揮する免震部材は，長周期地震動下では多数回の大変形繰返し変形を受けて力学特性が変化するとの懸念から，時刻歴解析における免震建物の耐震安全性検証では力学特性の変化を考慮する必要がある [5)]。SnRB についても例外なく長周期地震動への対応が求められ，長周期地震動に対する力学特性の変化ならびにその評価方法が公表された。ただし，ここで注意すべき点は，性能評価に用いる復元力モデルは先述の修正バイリニアモデルであり，せん断ひずみの適用限界は 200%までということである。よって，長周期地震動で懸念される免震層の過大な応答変形に対しては，修正バイリニアモデルの復元力評価式を外挿せざるを得ず，免震建物の挙動を適切に追跡できない可能性がある。以上に述べた SnRB の復元力特性評価に関する状況に鑑み，本研究では SnRB の大変形領域までの力学挙動を再現できる復元力モデル（Kikuchi-Aiken モデル）[6)]の構築を目的として掲げる。

また，長周期地震動に対するもう一つの懸念事項である長時間の繰り返し変形による SnRB の発熱の影響については，先に述べた通り長周期地震動に対する設計上の対応として，熱・力学連成挙動を簡易な方法で考慮して地震による応答を評価できる手法（簡易法）[7)]のみとなっている。このため，長時間の繰り返し変形による SnRB の発熱の影響に関する詳細検討を行い，SnRB の熱・力学連成挙動を解明することを目的とする。

1.2　既往の研究

SnRB は，図 1.1 に示すように，積層ゴム中央に錫プラグが挿入されており，地震時に積層ゴムの水平変形により錫プラグが塑性変形することによって履歴減衰を発揮して，免震建物の揺れを抑える働きをする。吸収したエネルギーは錫プラグの熱エネルギーに変換され，錫プラグで発生した熱は，錫プラグ外周部にある中間鋼板やゴム層に放熱される。

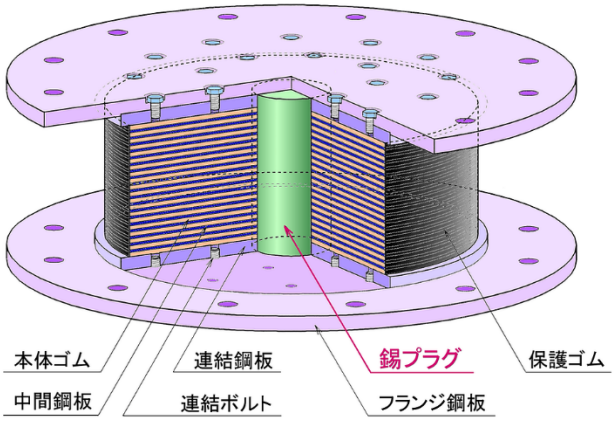


図 1.1　SnRB の構造 [8)]

SnRB の復元力特性のモデル化に関しては，図 1.2 に示すように，履歴ループ形状がバイリニア型に近いことから，バイリニアモデルの適用を前提とし，切片荷重や剛性のせん断ひずみ依存性を考慮した修正バイリニアモデルが提案され，すでに設計実務に用いられている。しかし，せん断ひずみの適用限界は 200%までとなっており，長周期地震動で懸念される免震層の過大な応答変形に対しては，修正バイリニアモデルの復元力評価式を外挿せざるを得ず，免震建物の挙動を適切に追跡できない可能性がある。

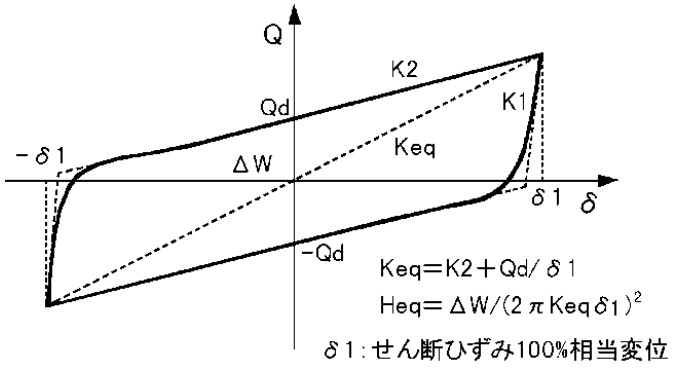
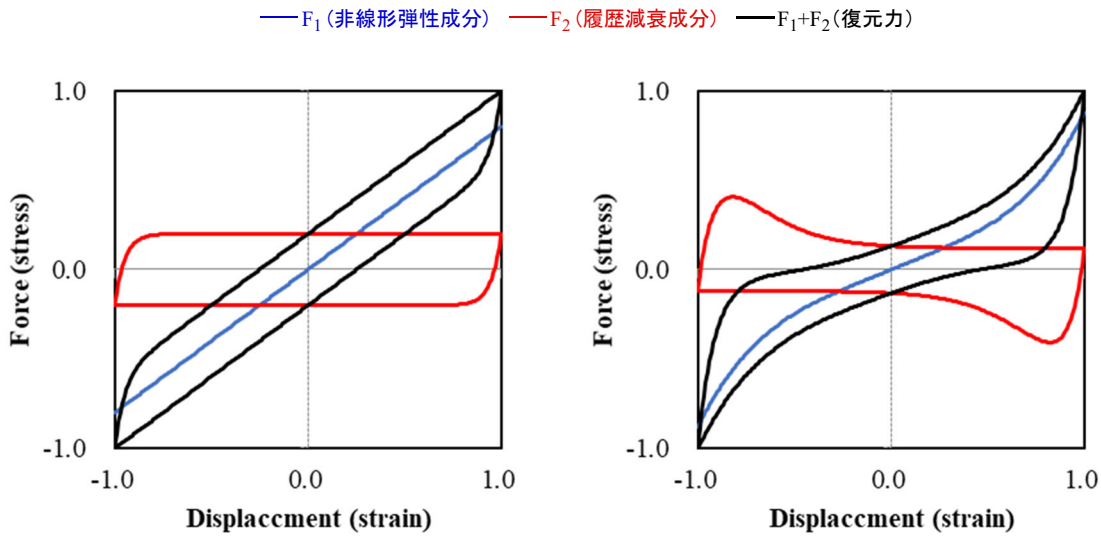


図 1.2　SnRB の水平特性 [7)]

他の免震部材である天然ゴム系積層ゴムについては履歴ループが線形でありエネルギー吸収しないため線形モデルが適用されている。

一方鉛プラグ入り積層ゴム（以下，LRB と称する）や高減衰積層ゴム（以下，HDR と称する）については非線形な挙動を示すことから，大変形領域までの荷重変形関係を良好に再現できる復元力モデルとして，Kikuchi-Aiken モデル（以下，KA モデルと称する）が広く用いられている。KA モデルは履歴減衰型免震積層ゴムの力学特性を統一的に表現できるモデルとして，オープンソース構造解析プログラム OpenSees[9]に実装され国内外で多用されており，図 1.3 に示す通り非線形弾性成分 F_1 と履歴減衰成分 F_2 の和で表現される。



(a)低ひずみレベル　　(b)高ひずみレベル

図 1.3　KA モデルによる無次元化ループ [9]

また，せん断変形と軸力との連成を考慮した極限挙動解析には，図 1.4 に示す並列軸ばねモデル [10]が用いられている。並列軸ばねモデルは，上下端部の軸ばね群，中間部のせん断ばね群（MSS モデル），および両ばね群を結ぶリジッドリンクで構成されている。軸ばね群とせん断ばね群の材料非線形性，リジッドリンクを介して力が伝達されることで上下端部に生じる付加曲げモーメント，中間部せん断ばね群の変形と傾きに起因する幾何学的非線形性を考慮した力学挙動を表現できる。MSS モデルの各せん断ばねの復元力特性には上記 KA モデルが用いられている。並列軸ばねモデルは LRB や HDR の極限挙動解析に適用され，大変形や高軸力下での試験結果を良好に再現されている。

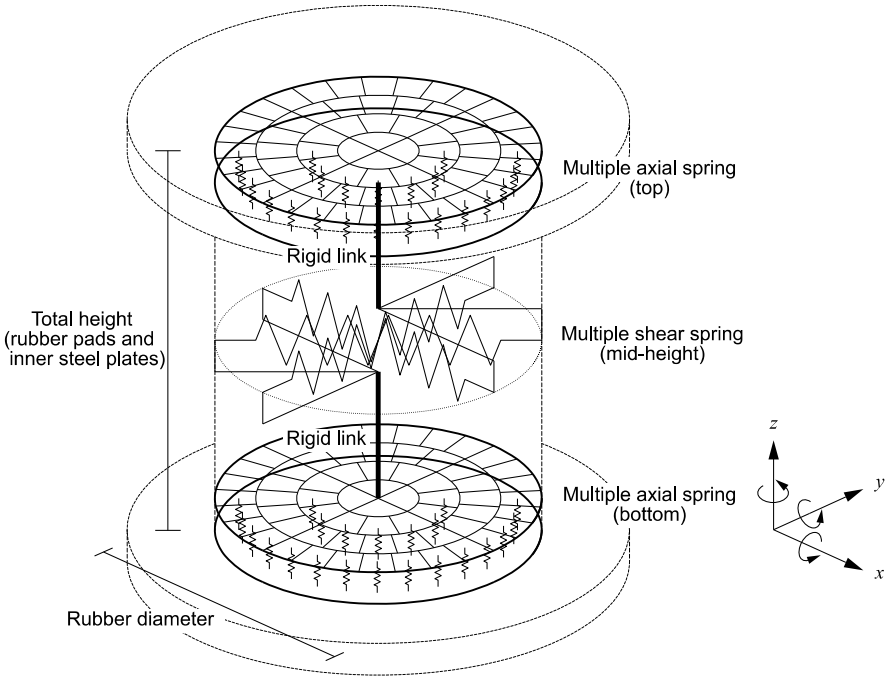


図 1.4　並列軸ばねモデル [10)]

LRB は SnRB と同様に図 1.5 に示すように，積層ゴム中央に鉛プラグが挿入されており，地震時に積層ゴムの水平変形により鉛プラグが塑性変形することによって履歴減衰を発揮して，免震建物の揺れを抑える働きをする。LRB は日本国内の免震建物では 1987 年から使用されており，30 年以上の使用実績がある。

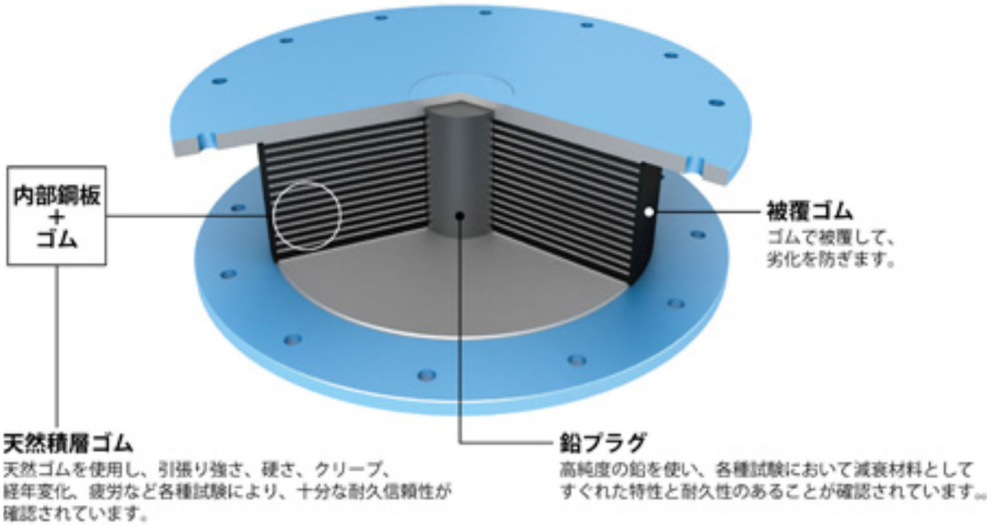


図 1.5　LRB の構造 [11)]

LRB の極限挙動解析では 2010 年に菊地，仲村らの報告[12]がある。この報告では□250 の角型 LRB を用い，面圧と加力方向をパラメータとする加力試験が実施され，3 次元並列多軸ばねモデルを用いた解析により面圧や加力方向に依存して変化する履歴ループの形状が図 1.6 の通り精度良く再現されている。この研究では並列多軸ばねモデルが 3 次元に拡張されており，積層ゴムの水平・鉛直特性の相互作用と大変形領域での非線形復元力特性を同時に考慮可能であり，面圧に依存して変化する積層ゴムのせん断復元力特性を荷重条件のみで表現できる利点を有している。

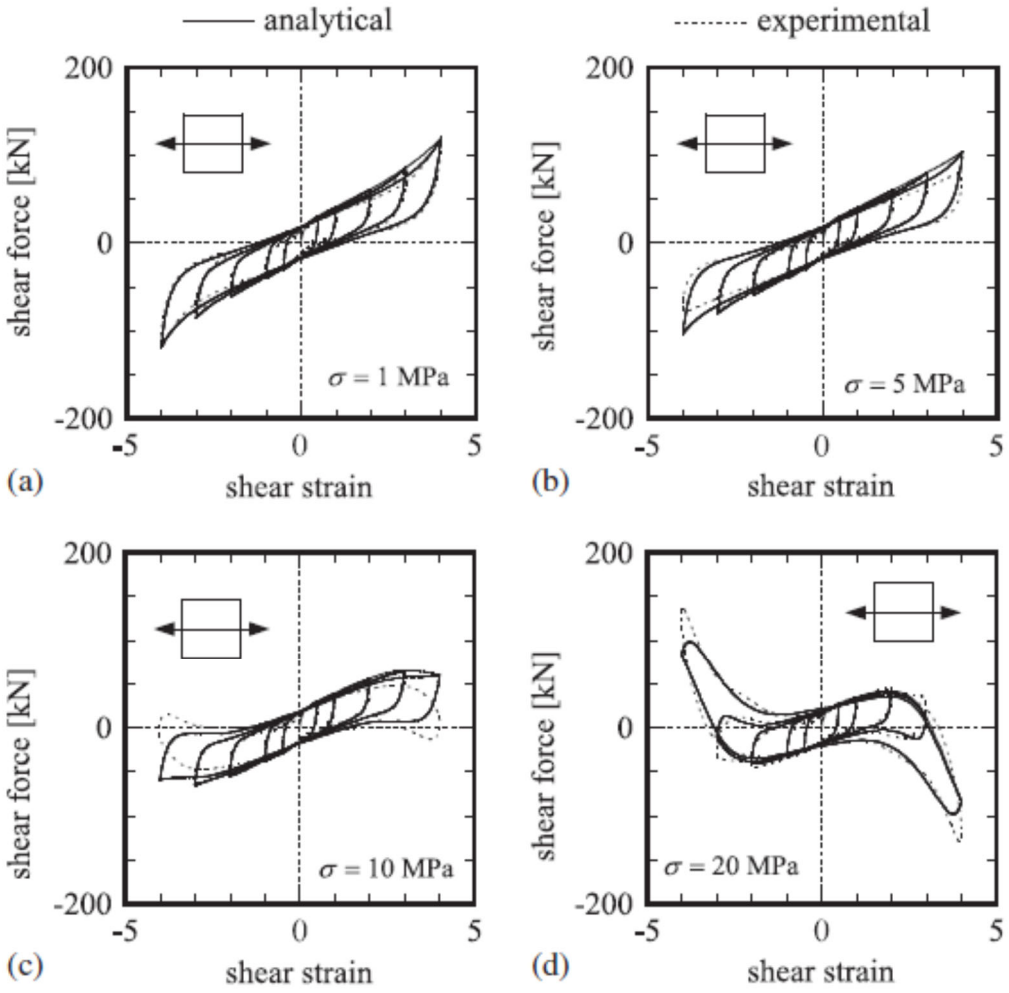


図 1.6　LRB の各面圧の実験結果とモデルの比較[12]

また 2018 年には石井，菊地により，並列軸ばねモデルにおいて免震積層ゴムの断面内における剛性分布を考慮した新たな力学モデルが開発されている [13]。これは並列軸ばねを構成する各鉛直ばねの弾性係数について，従来用いられている一様分布に対して，重み分布を表す分布関数を導入したモデルである。図 1.7 に示す面圧 12.3MPa では両モデルともにほぼ同様な傾向を示しているが，図 1.8 に示す面圧 17.3MPa の座屈挙動を示すような面圧での実験結果については，従来のモデルよりも精度良く再現していることが確認できる。この研究は大変形領域において履歴ループが負勾配となる座屈挙動を精度良く再現することが可能なため非常に有用である。

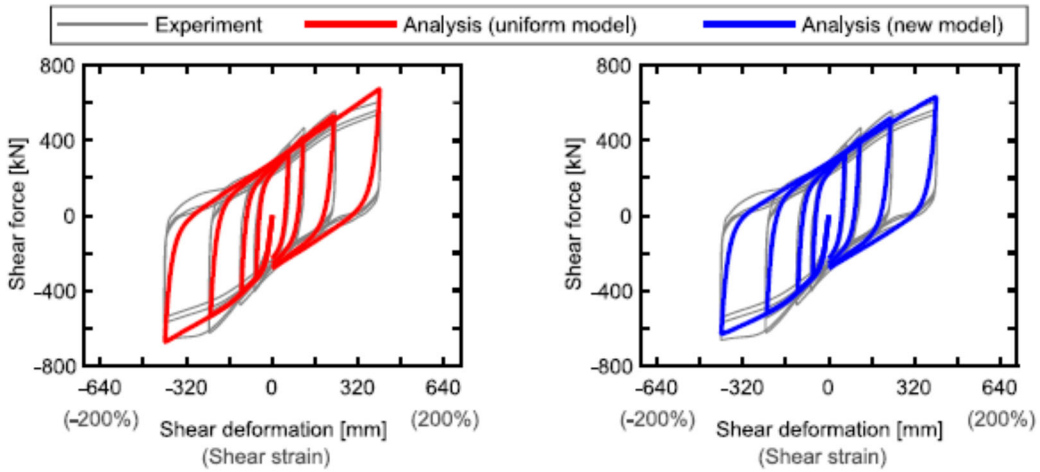


図 1.7　面圧 12.3MPa の実験結果と各モデルの比較 [13]

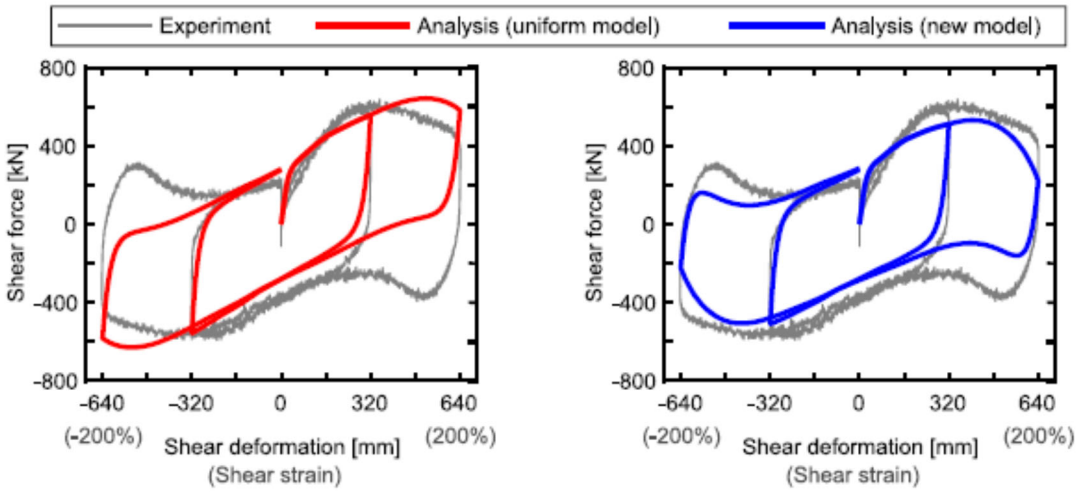


図 1.8　面圧 17.3MPa の実験結果と各モデルの比較 [13]

次に HDR は図 1.9 に示すように，減衰性の高い特殊配合のゴム材料を内部ゴムとして使用したものであり，復元ばね機構とともにエネルギー吸収機能をあわせ持つ積層ゴムである。HDR は日本国内の免震建物では 1989 年から使用されており，LRB と同様に 30 年以上の使用実績がある。

HDR の極限挙動解析は 2009 年に菊地，石井らの報告[15]がある。この報告ではゴム直径 225mm の縮小試験体を用い，試験体の 2 次形状係数と面圧をパラメータとする加力試験が実施され，並列多軸ばねモデルを用いた解析により 2 次形状係数や面圧に依存して変化する履歴ループの形状が図 1.10 の通り精度良く再現されている。この研究では水平 1 方向と鉛直の 2 軸加力という試験条件を考慮して，並列軸ばねモデルを 2 次元モデルとして使用されている。このモデルは HDR の水平変形と軸力の連成効果と大変形領域での非線形復元力特性を同時に考慮可能であり，面圧に依存して変化する HDR のせん断復元力特性を荷重条件のみで表現できるため，非常に有用である。

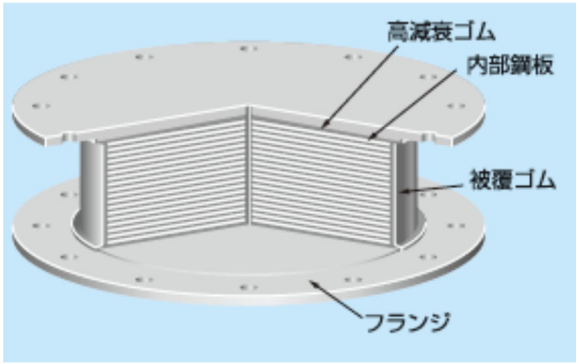
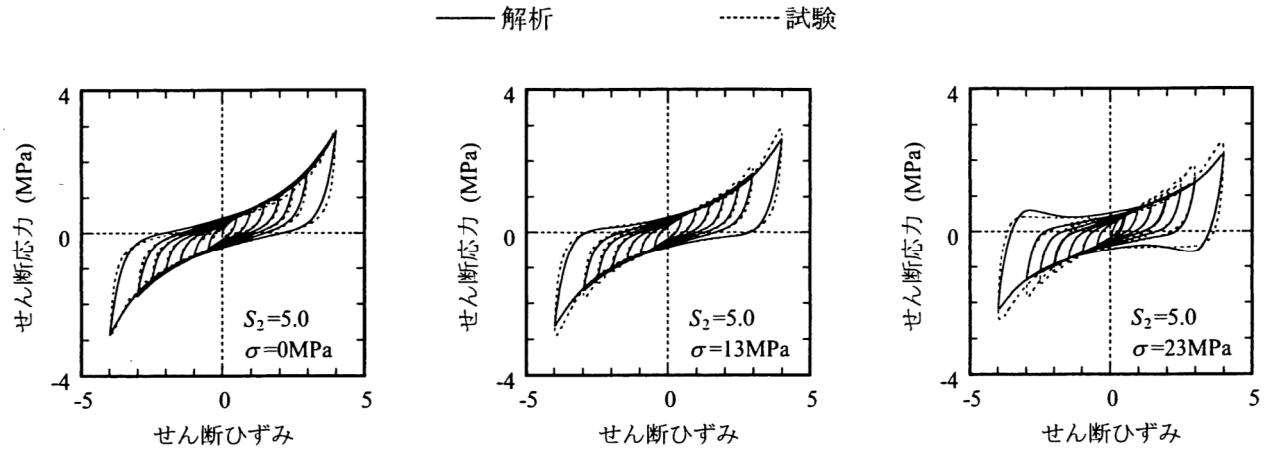


図 1.9　HDR の構造[14]



(a)　S_2=5.0 試験体（左から面圧 0MPa，13MPa，23MPa）

図 1.10　高減衰積層ゴムの実験結果と解析モデルの比較[15]

2003 年十勝沖地震を契機として，海溝型巨大地震の発生で予測される長周期地震動に対する関心が高まり，国土交通省は免震建築物や鉄骨造の超高層建築物等について長時間の繰返しの累積変形の影響を考慮して安全性の検証を行うことを要求している。材料の塑性化によって履歴減衰を発揮する免震部材は，長周期地震動下では多数回の大変形繰返し変形を受けて力学特性が変化するとの懸念から，時刻歴解析における免震建物の耐震安全性検証では力学特性の変化を考慮する必要がある。

免震建物における長周期地震動への対応については 2010 年から 4 年間に渡って，国土交通省建築基準整備促進事業「27-3 長周期地震動に対する免震建築物の安全性能検証方法に関する検討」と「S11 長周期地震動に対する減衰材の安全性能検証方法に関する検討」において，免震建物の免震層を構成する代表的な支承材と減衰材を対象に，実大三次元振動破壊実験施設（E－ディフェンス）などを用いた実大試験体による多数回大変形繰り返し試験などに基づく調査が実施された。これらの試験から，長周期地震動に対する免震建物の安全性を検討するために必要となる各種免震材料の長時間（多数回)，大変形繰り返しによる依存性や，免震建物の応答性状を把握することが行われた。

2016 年 6 月には国土交通省からプレスリリース「超高層建築物等における南海トラフ沿いの巨大地震による長周期地震動対策について（技術的助言）が発表され，免震建築物の長周期地震動対策として，時刻歴応答解析による検証を行う免震建物の個別評定において，設計者は使用する免震材料ごとに多数回大変形繰り返し依存性の有無および性能変動に関するデータを取得し，免震材料の剛性や減衰などを定式化した上でその影響を考慮した応答解析を行い，安全性を検証することになった。その方法として，精算的な方法と簡略な方法が示されている。精算的な方法は，吸収エネルギーに応じた免震部材の発熱量を時刻歴地震応答と同時並行的に求め，発熱量に応じて免震材料の特性を時々刻々変動させて解を求めるものである。簡略な方法は，温度上昇非考慮時の地震応答解析を行い，支承やダンパーの吸収エネルギー量を計算する。支承やダンパーが吸収したエネルギーのすべてがその部材の温度上昇に使われると仮定して，免震材料の最終上昇温度を求める。最終上昇温度から支承やダンパーの剛性や切片荷重，等価剛性や等価減衰定数の変動を求め，この値を使って再度地震応答解析を行うものである。

これらの方法では，免震材料の吸収エネルギー，温度上昇，特性変化を関係付ける定式化が必要になる [5]。

この様な背景から，長周期地震動による免震部材の大変形・繰り返し変形が免震部材の履歴特性に与える影響を評価するために実験研究や解析的な検討が実施されている。

以降に代表的な免震部材である LRB と HDR，SnRB についての既往の研究内容について述べる。

LRB については，竹中・近藤らにより，2006 年から 2009 年にかけて，ゴム直径 255mm，510mm，1000 mm の試験体を用いた動的繰り返し加力実験が実施され，図 1.11 に示す通り，鉛プラグの温度が最大で 150℃程度まで上昇し，降伏応力度が 40～60%程度まで低下することが示されている[16]。またこれらの実験結果から図 1.12 に示す鉛プラグ温度と LRB の降伏応力の評価式[17]が作成された。この研究では発熱分布と履歴特性の相互作用効果を取り込んだ時刻歴応答解析手法（熱・力学連成挙動解析）が開発され，LRB のエネルギー吸収性能低下現象を予測する解析手法として広く認知されており非常に有用である。

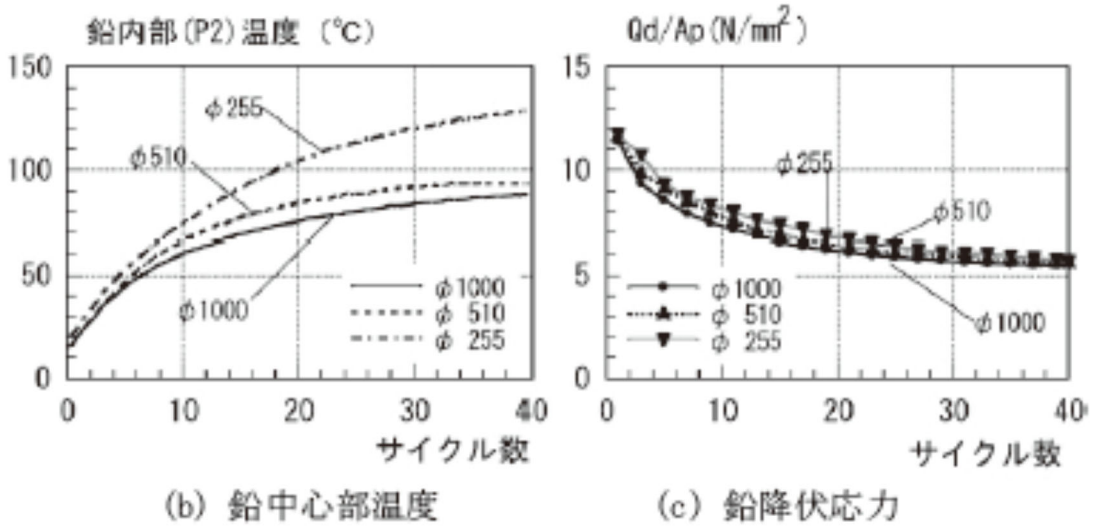


図 1.11　各サイズの LRB の実験結果の比較[16]

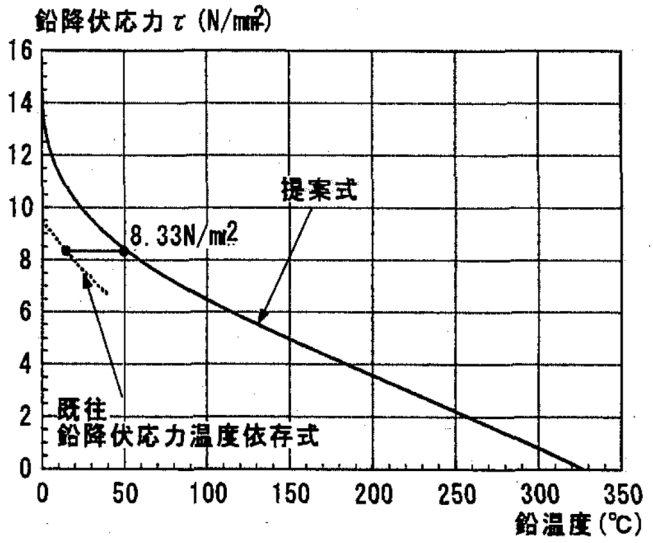


図 1.12　鉛プラグ温度と LRB の降伏応力の関係[17]

村松・日比野らは 2015 年にゴム直径 500mm，800mm，1000mm の試験体を用いて鉛プラグ端部温度と鉛プラグ中心温度を評価し，図 1.13 に示す通り鉛プラグ中心温度で 270℃までの温度上昇を観測している。また，LRB の繰り返しに伴う降伏耐力低下を評価する際に，温度と降伏耐力の関係を鉛プラグ中心部で定義することにより，異なるサイズの LRB の実験結果を統一的に説明できることを示している点が有用である。

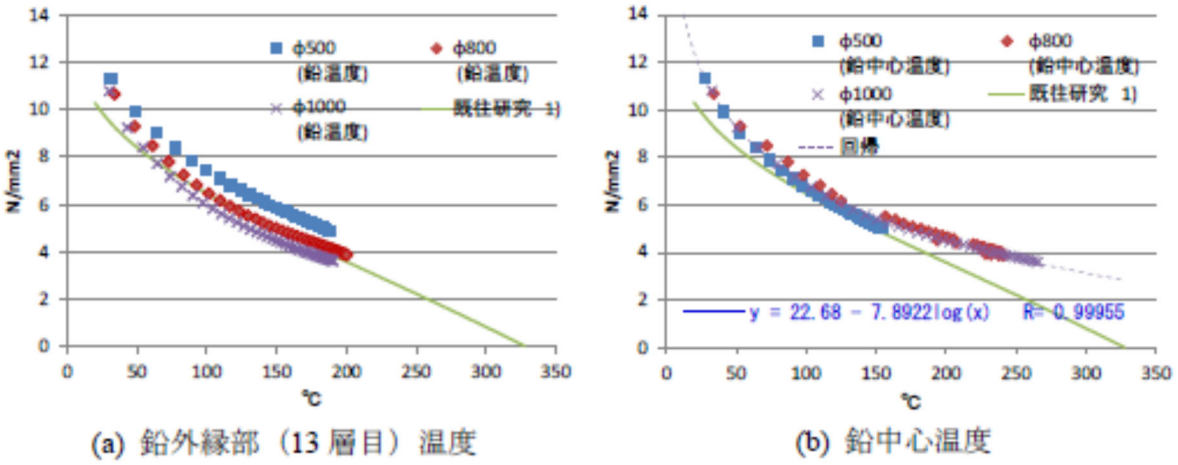


図 1.13　鉛プラグ温度と降伏応力の関係 [18)]

湯川・稲葉らは 2018 年にゴム直径 500mm の試験体を用いて鉛プラグ中心部を含む詳細な温度変化を測定している [19)]。鉛プラグと鉛プラグ周辺部との接触状態を考慮することで加力時における鉛プラグの発熱特性や LRB 内部の温度変化などの熱伝導特性、鉛プラグの履歴特性や累積エネルギーを評価して熱伝導解析モデルを用いて実験結果の再現解析を実施している点が有用である。

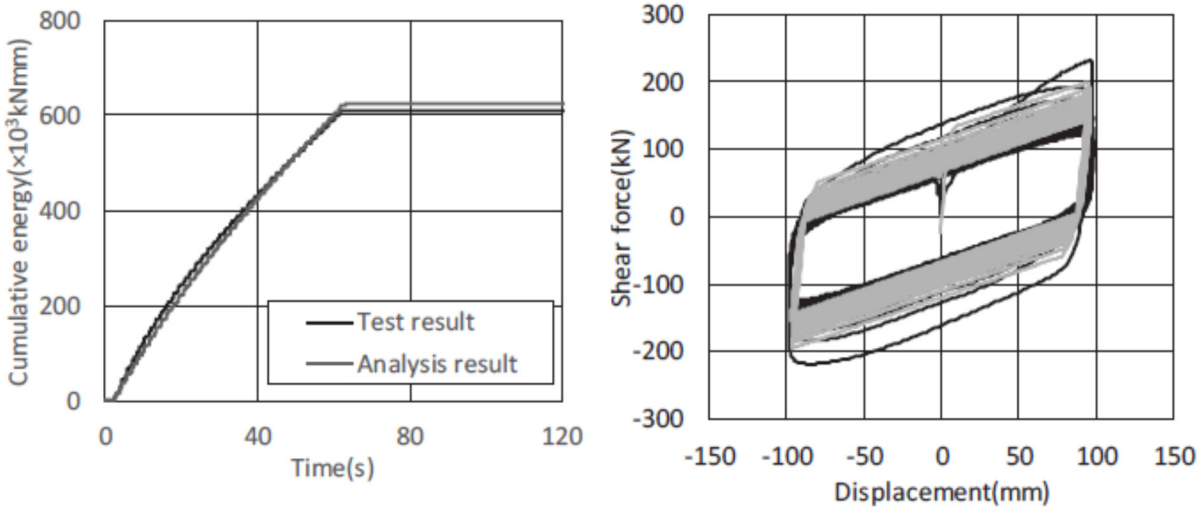


図 1.14　実験結果と再現解析結果の比較 [19)]

和氣・菊地らは 2018 年にゴム直径 250mm，500mm の RB と LRB の試験体を用いて-25℃～300℃までの広範囲における実験を行い，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[20]。また熱力学連成解析における鉛プラグ温度を算出する解析手法として，定熱流束解析手法（CFS 解法）と差分法（FDM 解法）の 2 通りの解析手法を用いて実験結果の再現性を検証している。CFS 解法は FDM 解法や有限要素法などによる熱伝導解析手法に比べて，より簡便に同等の詳細な解析が可能となる点が有用である。

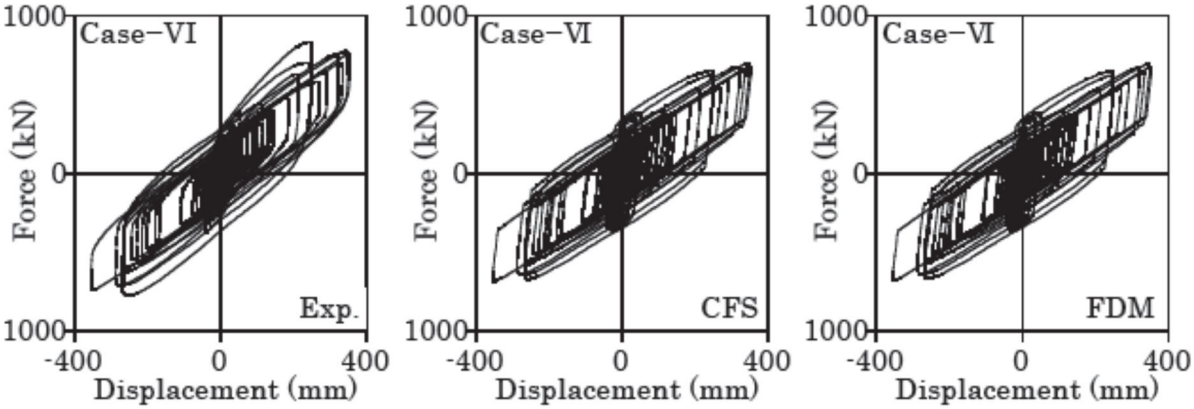


図 1.15　実験結果と CFS 解法と FDM 解法の比較[20]

HDR についても LRB と同様に竹中・近藤らにより，2006 年から 2009 年にかけて，ゴム直径 300mm と 500mm の試験体を用いた動的繰り返し加力実験が実施され，熱力学連成挙動の解析的評価が行われた[16]。HDR については図 1.16 に示す通り LRB と比較して繰り返し数の増加に伴う降伏荷重 Qd の低下は小さく降伏後剛性 Kd の低下が大きい傾向が確認されている。

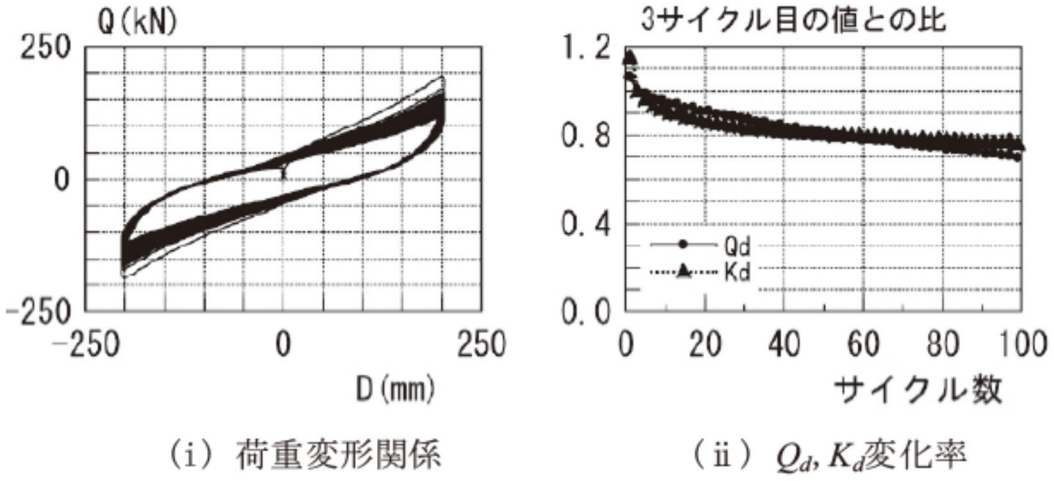


図 1.16　HDRφ500 正弦波加振結果（周期 3 秒，γ=200%）[16]

北村・早川らは 2010 年にゴム直径 225mm，300mm，500mm の HDR を用いた大振幅・多数回繰り返し変形下での動的載荷実験に基づき，積層ゴム内部での温度分布がほぼ一様で，内部温度と累積履歴エネルギー吸収量が相関関係にあることを見出し，単位体積当たりの累積履歴エネルギー吸収量と水平剛性や減衰性能との関係を表す実験式を導出している[21]。図 1.17 に示す実験式の検証結果は地震波加振実験から求まる値のほぼ平均的な値を示している。また，導出した累積履歴エネルギー依存式を復元力特性に組み込んだ熱・力学連成挙動を考慮した免震構造の地震応答解析手法を提案している。図 1.18 に示す長周期地震動での熱・力学的連成挙動の影響の比較では，概ね免震層変位が大きくなり，せん断力係数が若干小さくなる傾向を示しており，影響を評価する方法を示した点が有用である。

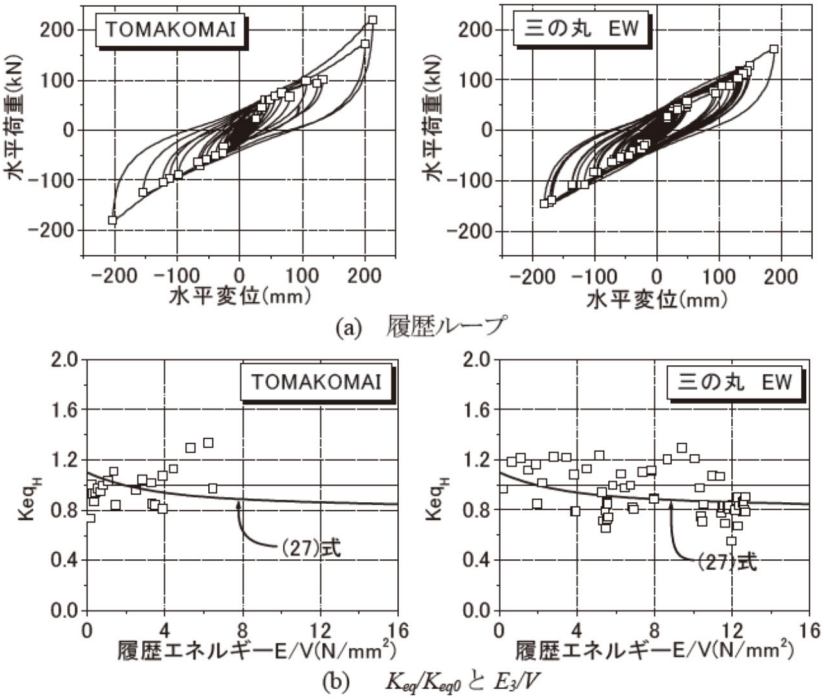


図 1.17　地震動加振実験の関係を用いた実験式の検証[21]

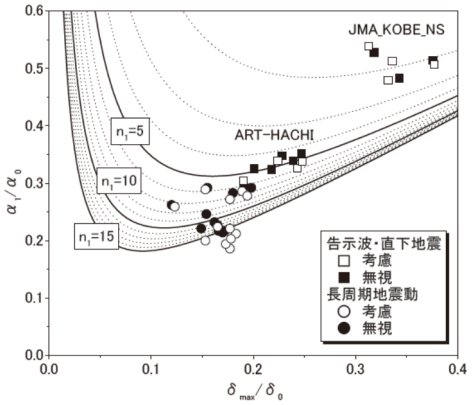


図 1.18　熱・力学的連成挙動の影響の等価繰り返し数による比較[21]

山本・中西らは 2012 年～2014 年にかけて，国立研究開発法人防災科学技術研究所，兵庫県耐震工学研究センターの実大三次元振動破壊実験施設（E－ディフェンス）の大型震動台を用いてゴム直径 1000mm の実大試験体による長振幅高速繰返し試験を実施し，図 1.19 に示す通り試験体直径の違いによるスケール効果を解析的に確認している[22]。この研究は縮小試験体の実験結果から作成した解析モデルが，放熱特性に対する相似則の適用と，累積 E/V と温度の関係を修正することで，実大試験体にも適用可能であることが示されている点が有用である。

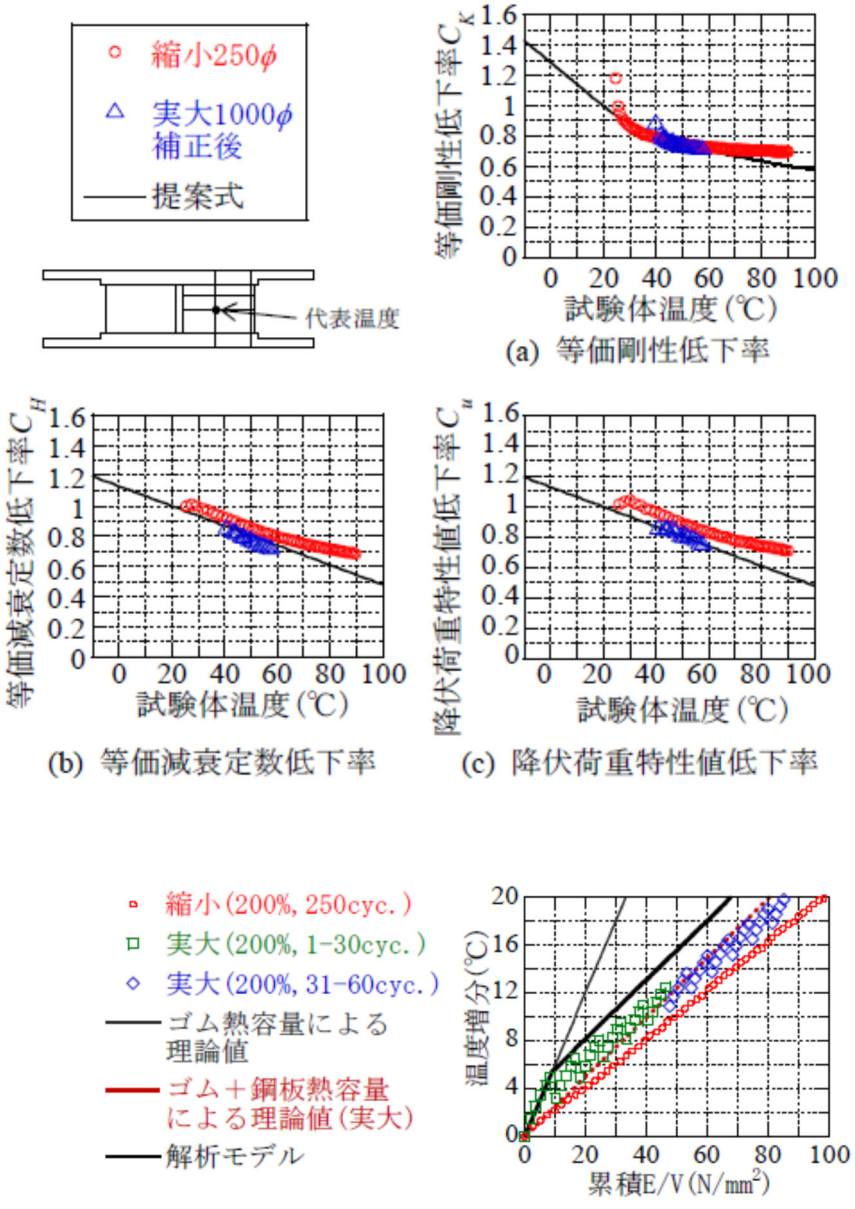


図 1.19　HDR の実験結果と解析に用いる提案式の比較[22]

SnRB の動的繰り返し加力実験については，朴・田中らにより 2007 年にゴム直径 300mm の試験体についてせん断ひずみ±100%，周期 3sec，350 サイクルの動的繰り返し加力実験が行われており，図 1.20 に示す通り錫プラグ温度の上昇に伴い，切片荷重が低下する現象が確認されている[23]。また，図 1.21 に示す通りこの実験結果をもとに柏木・山口らが有限要素による非定常熱伝導解析を用いて SnRB の内部温度分布評価を行い，錫の熱拡散率が高いことでプラグの温度上昇が抑えられやすいとの知見を得ている[24]。しかしこの研究はゴム直径 300mm の縮小試験体の評価であることや，錫プラグの温度測定点が少ない点に課題が残っている。

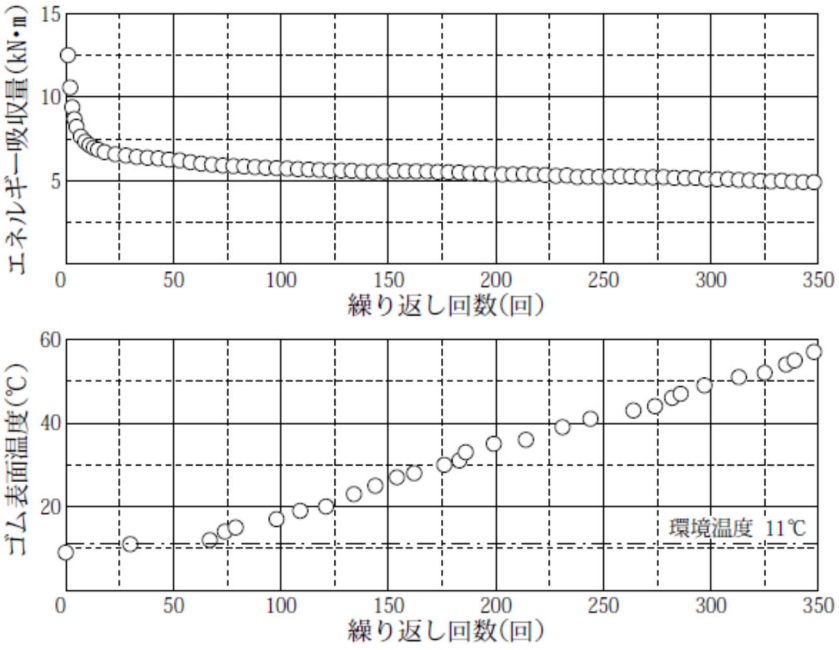


図 1.20　SnRB　φ300 の実験結果（周期 3sec，γ=±100%，350 サイクル）[23]

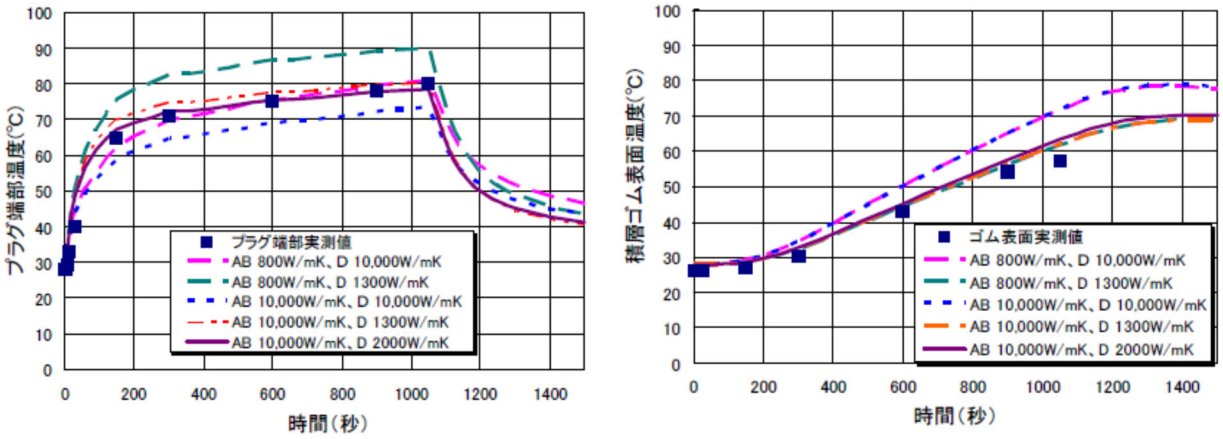


図 1.21　錫プラグと積層ゴム表面温度の実験結果と解析結果の比較[24]

本田・菊地らは 2017 年に OpenSees[9]をプラットフォームとした SnRB の熱・力学連成解析システムを構築している。この研究では離散化した時刻歴の各ステップにおいて，錫プラグの温度から降伏応力度を算出し，これを用いて運動方程式を解き，SnRB の変位増分と荷重から塑性履歴吸収エネルギーを算出し，熱伝導解析に与えて SnRB 内部の温度分布を求める手順を全時刻歴ステップにわたって実施することで温度による特性変化を考慮した力学挙動評価を実施している[25]。このときの SnRB の復元力モデルと錫プラグ温度と降伏応力度の関係は図 1.22 に示す修正バイリニアモデルと関係式が用いられている。この研究で得られた解析システムとゴム直径 700mm の SnRB の連続加振試験を対象とした熱・力学連成挙動解析を実施して，図 1.23 に示す通り切片荷重の低下や錫プラグ温度の変化を高精度に再現することが確認されている。しかし，この研究で用いられた SnRB の復元力モデルは適用範囲がせん断ひずみ 200%までの修正バイリニアモデルとなっており，長周期地震動で想定される 400%の大変形領域に対応していない点に課題が残っている。

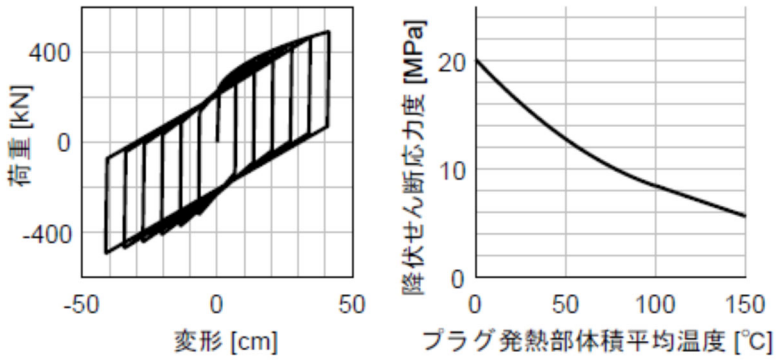


図 1.22　復元力モデルと錫プラグの降伏応力度[25]

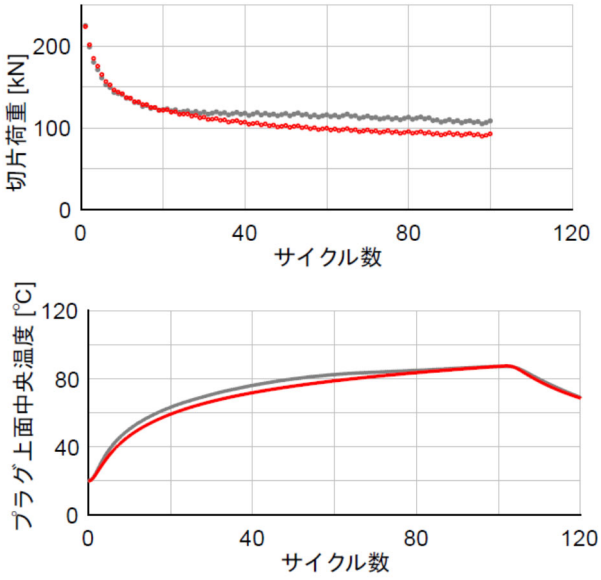


図 1.23　実験結果と解析結果の比較[25]

2017 年 12 月より日本建築センターにて，長周期地震動による免震材料の性能変動に関する任意評定（以下，長周期評定と称する）が実施されている。

長周期評定では，建築研究所で公開されている「免震建築物の繰り返し依存性の検証方法」のうち，「簡略法」に適用するための免震材料の性能変動評価方法が示されており，地震時に免震材料が吸収する累積エネルギー量から，各種性能値の変動量を算出するための式が示されている。これらの式は、先に述べた既往の研究成果を元にされており，免震建築物の長周期地震動への設計対応については，上記簡略法がほとんどの実務で用いられている。

表 1.1 に，各免震材料の種別ごとの長周期評定の一覧を示す。現在長周期評定を取得している免震材料は，LRB，HDR，SnRB，中・高摩擦すべり支承，U 型ダンパー等，多数回繰り返し変形により免震性能（水平剛性、切片荷重、摩擦係数、等価剛性、等価粘性減衰定数等）の変動を考慮する必要があるものとなっている[26]。

SnRB についても長周期評定を取得しているが、評定の際に解析に用いられた復元力モデルは適用範囲がせん断ひずみ 200%までの修正バイリニアモデルとなっており，長周期地震動で想定される 400%の大変形領域に対応していない点に課題が残っている。

表 1.1 長周期評定取得一覧（日本建築センター）[26]

種別	免震材料	免震材料メーカー	長周期評定番号	性能変動を考慮する免震性能			
				水平剛性	切片荷重	摩擦係数	等価剛性等価粘性定数
支承材	鉛プラグ挿入型積層ゴム支承	㈱ブリヂストン	BCJ 評定-IB0012-02	−	○	−	−
		オイレス工業㈱	BCJ 評定-IB0013-01	−	○	−	−
		㈱高環境エンジニアリング、Wuxi FUYO Tech Co., Ltd	BCJ 評定-IB0027-01	−	○	−	−
	錫プラグ挿入型積層ゴム支承	㈱免制震ディバイス 昭和電線ケーブルシステム㈱	BCJ 評定-IB0014-01	−	○	−	−
		住友金属鉱山シポレックス㈱、昭和電線ケーブルシステム㈱	BCJ 評定-IB0015-01	−	○	−	−
	高減衰ゴム系積層ゴム支承	㈱ブリヂストン	BCJ 評定-IB0010-02	−	−	−	○
	高摩擦弾性すべり支承	昭和電線ケーブルシステム㈱	BCJ 評定-IB0017-01	−	−	○	−
	中摩擦弾性すべり支承 中摩擦剛すべり支承	昭和電線ケーブルシステム㈱	BCJ 評定-IB0018-01	−	−	○	−
		オイレス工業㈱	BCJ 評定-IB0016-01	−	−	○	−
		㈱ダイナミックデザイン、不二工業㈱、㈱赤阪鐵工所、扶桑機工㈱	BCJ 評定-IB0030-01	−	−	○	−
		㈱ビービーエム、西武ポリマ化成㈱	BCJ 評定-IB0032-01	−	−	○	−
	低摩擦弾性すべり支承	オイレス工業㈱	BCJ 評定-IB0020-01	−	−	○	−
	球面すべり支承	日鉄エンジニアリング㈱、扶桑機工㈱	BCJ 評定-IB0025-02	−	−	○	−
		住友金属鉱山シポレックス㈱、日鉄エンジニアリング㈱、扶桑機工㈱	BCJ 評定-IB0034-01	−	−	○	−
減衰材	減衰こま	免制振ディバイス㈱、THK ㈱	BCJ 評定-IB0024-01	−	−	−	○※
	U 型ダンパー （天然ゴム系積層ゴム一体型含む）	日鉄エンジニアリング㈱、扶桑機工㈱	BCJ 評定-IB0019-02	−	○	−	−
		住友金属鉱山シポレックス㈱、日鉄エンジニアリング㈱、扶桑機工㈱	BCJ 評定-IB0026-02	−	○	−	−

※：全抵抗力による評価

以上のように長周期地震動対策について各免震部材について様々な評価が行われているが，SnRB については他の免震部材に比べて実大サイズでの動的評価が少ない状況となっている。また錫プラグの温度上昇と切片荷重の低下現象や解析的評価方法について研究が進められているが，以下についてはまだ十分に把握されていないのが現状である。

(1) 400%の大変形領域までの力学挙動を再現できる復元力モデルの構築
(2)上記復元力モデルを用いた実大 SnRB に対する熱力学連成挙動解析の適用性評価

本研究では，上記(1)(2)に示した課題について実験による確認を行い，SnRB の力学挙動について解明する。

1.3　研究の方法

1.2 節の課題(1)で示した SnRB の大変形復元力モデルについては，第 3 章「錫プラグ入り免震積層ゴムの大変形時復元力特性」にて検討する。第 3 章では，ゴム直径 φ 500mm の縮小試験体を用いて，既往の復元力モデルの適用限界せん断ひずみの 2 倍となるせん断ひずみ 400%までの大変形加力試験を実施し，復元力モデルの構築に必要なデータを収集する。

続いて，既往の復元力モデルに関する詳細な考察と収集した試験データの分析から，大変形に対応可能な復元力モデルを新たに構築する。さらに，基準面圧 15MPa 下での復元力特性を再現する設計用モデルと面圧の影響を排除した極限挙動解析用モデルの 2 通りの復元力パラメータを設定する。

最後に，SnRB を用いた免震建物モデルの地震応答解析を実施して応答解析結果を例示するとともに，既往の復元力モデルによる結果との差異についても言及する。図 1.24 に大変形復元力モデルの検討フローを示す。

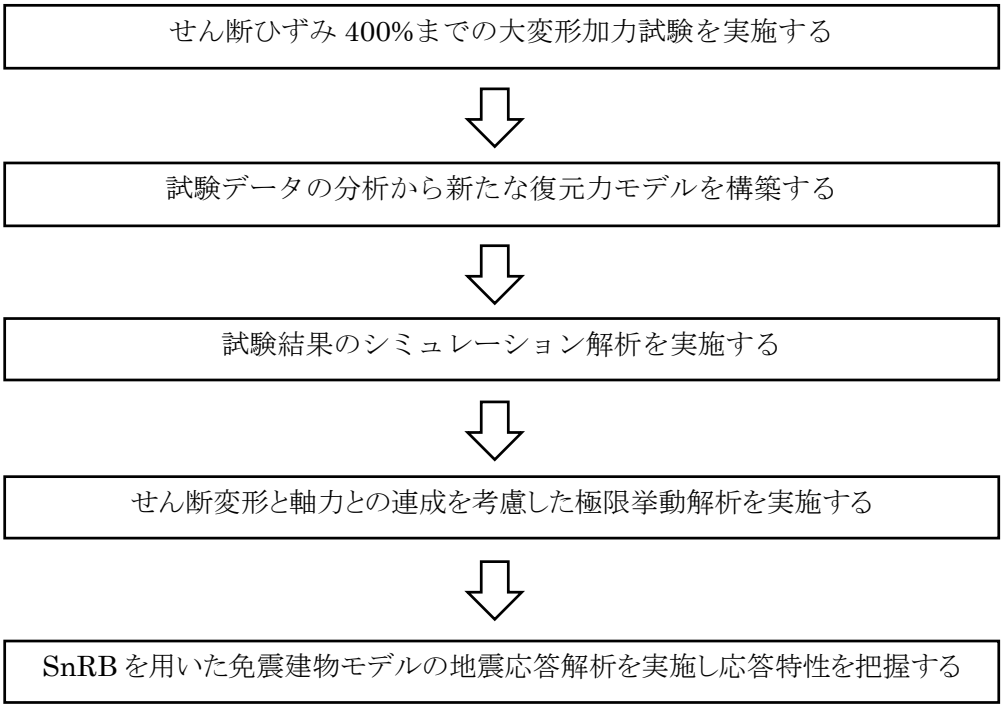


図 1.24　大変形復元力モデルの検討フロー

課題(2)に示した SnRB の熱・力学連成挙動については，第 4 章「錫プラグ入り免震積層ゴムの熱・力学連成挙動」にて検討する。第 4 章では，SnRB の実大サイズであるゴム直径φ700mm の試験体を用いて標準プラグ径（ゴム外径の 20%）と小径プラグ径（ゴム外径の 14%，製品ラインナップ拡充のための開発品）の 2 種類について長時間繰り返し試験を実施して熱・力学連成挙動を把握する。

続いて，地震応答解析と熱伝導解析を組み合わせることにより，熱・力学連成挙動を考慮した新たな解析モデルを構築する。

最後に，SnRB を用いた免震建物モデルの地震応答解析を実施して，復元力モデルの違いによる応答値の差異についても検証する。図 1.25 に熱・力学連成挙動を考慮した解析モデルの検討フローを示す。

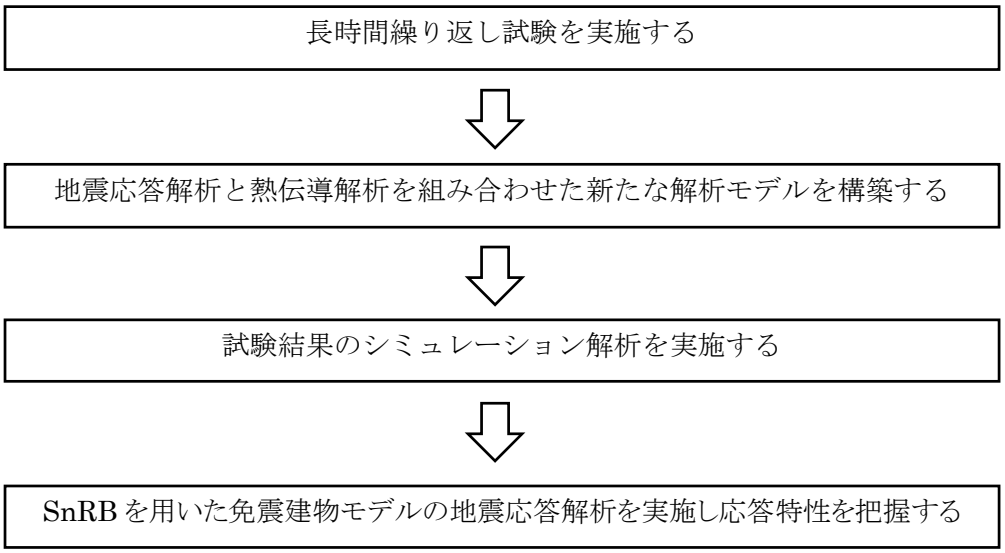


図 1.25　熱・力学連成挙動を考慮した解析モデルの検討フロー

第 1 章の参考文献

1) 山口直之，柏木栄介，福田滋夫，中田安洋，田中久也：錫プラグ入り積層ゴム免震装置の開発（その１）非鉛金属の機械特性試験，日本建築学会大会学術講演梗概集（近畿），pp.747-748，2005

2) 免制震ディバイス，昭和電線電纜：免制震ディバイス式錫プラグ入り積層ゴムアイソレータ，大臣評定- MVBR-0257，2005

3) 光阪勇治，朴紀衍，山口直之，福田滋夫，中田安洋：錫プラグ入り積層ゴム免震装置の開発（その５）復元力特性のモデル化，日本建築学会大会学術講演梗概集（近畿），pp.755-756，2005

4) 国土交通省：超高層建築物等における南海トラフ沿いの巨大地震による長周期地震動への対策について(プレスリリース)，2016

5) 北村春幸，大宮幸：長周期地震動対応を行う際の注意点，特集今知りたい長周期地震動の基本と対処法，建築技術，第 815 号，pp. 116-125，2017

6) Masaru Kikuchi, Ian D. Aiken, 'An Analytical Hysteresis Model for Elastomeric Seismic Isolation Bearings', Earthquake Engineering and Structural Dynamics, Vol. 26, 215-231, 1997

7) 免制震ディバイス：長周期地震動に対する免震材料の性能変化（免制震ディバイス式錫プラグ入り積層ゴム 2017）

8) 免制震ディバイスホームページ https://www.adc21.com/ 2022 年 8 月

9) Pacific Earthquake Engineering Research Center, UC Berkeley, OpenSees, https://opensees.berkeley.edu/ (accessed September 1, 2020)

10) 柳勝幸，清水美雪，齊木健司，安永亮，菊地優：錫プラグ入り免震積層ゴムの大変形復元力モデルに関する研究，構造工学論文集，Vol. 67B, pp. 519-529, 2021

11) オイレス工業ホームページ https://www.oiles.co.jp 2022 年 8 月

12)Masaru Kikuchi, Takahito Nakamura, Ian D. Aiken, 'Three -dimensional analysis for square seismic isolation bearings under large shear deformations and high axial loads', Earthquake Engineering and Structural Dynamics, Vol. 39, 1513-1531, 2010

13) Ken Ishii, Masaru Kikuchi, 'Improved numerical analysis for ultimate behavior of elastomeric seismic isolation bearings', Earthquake Engineering and Structural Dynamics, Vol. 48, 65-77, 2019

14) ブリヂストン 建築免震用積層ゴム製品仕様一覧 2018 年 Vol.2

15) 菊地優，石井建，加藤秀章：大変形・高軸力下における高減衰積層ゴムの力学挙動予測に関する研究，構造工学論文集，Vol.56B，pp.179-188，2010 年 3 月

16) 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，2245-2253，2009 年 12 月
17)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，日本建築学会大会学術講演梗概集（中国），pp.399-400，2008
18)日比野浩，新居藍子，村松晃次，小室努，猪野晋：太径鉛プラグ入り積層ゴム支承の繰返し載荷試験，（その２）熱伝導シミュレーション解析結果，日本建築学会大会学術講演梗概集（関東），pp.427-428，2015
19)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，385-395，2018 年 3 月
20)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，1105-1115，2018 年 8 月
21) 北村春幸，早川修平，竹中康雄，高岡栄治，室田伸夫：高減衰積層ゴムの熱・力学的連成挙動の免震建物応答への影響評価，日本建築学会構造系論文集，第 75 巻，第 655 号，1635-1644，2010 年 9 月
22) 山本祥江，中西啓二，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８）高減衰積層ゴムの 1 方向繰返し加力のシミュレーション解析，日本建築学会大会学術講演梗概集（北海道），pp.349-350，2013
23) 朴紀衍，田中久也，山口直之，福田滋夫：錫プラグ入り積層ゴム免震装置の開発（その７）連続加振試験結果，日本建築学会大会学術講演梗概集（関東），pp.615-616，2006
24) 柏木栄介，山口直之，福田滋夫，朴紀衍：錫プラグ入り積層ゴム免震装置の開発（その８）連続加振試験時の内部温度分布評価，日本建築学会大会学術講演梗概集（九州），pp.903-904，2007
25) 本田栞，菊地優，石井建，中南滋樹，安永亮，福田滋夫：錫プラグ入り積層ゴムの熱・力学連成挙動解析，日本建築学会大会学術講演梗概集（中国），pp.911-912，2017
26) 菊地優，大宮幸，井上波彦，北村春幸：長周期地震動に対する免震材料の性能変動に関する評定経緯と時刻歴応答解析法について，日本建築センター，ビルディングレター，調査レポート 1，2022.7

第 2 章　錫プラグ入り免震積層ゴムの基本的力学特性

2.1　第 2 章の概要

第 2 章では SnRB の基本的な力学特性についての研究結果をまとめる。

最初にプラグ単体の材料特性として，単軸引張試験や単軸疲労試験により鉛や錫の金属材料の特性を評価し，錫の材料特性を把握する。また，断面組織観察により常温での再結晶の有無を確認し，プラグ材料としての錫の適用性を確認する。

次に SnRB の基本性能として温度・速度・面圧・せん断ひずみなどによる各種依存性について確認を行う。引張特性や繰り返し特性については，先行して評価が行われている他の免震部材と同等の試験条件による確認を行い，耐久性について検証する。

最後に SnRB の復元力モデルについて，現在免震建物の設計で使用されている修正バイリニアモデルについて，ゴム直径 800mm～1500mm の実大の製品の実験結果と合わせてその妥当性について確認を行う。

2.2　錫プラグ入り免震積層ゴムの構造

SnRB は，LRB と同様の構造を持つダンパー一体型免震支承で、人体及び環境への影響から進められている工業製品の非鉛化に対応し，鉛に代えて錫（すず）を減衰材として使用した免震部材である。SnRB の構造と製品ラインナップを図 2.1 と表 2.1 に示す。本体ゴムに用いられているゴム材料は天然ゴム系積層ゴムで多数の使用実績のあるせん断弾性率 G=0.39N/mm² 仕様を採用している。

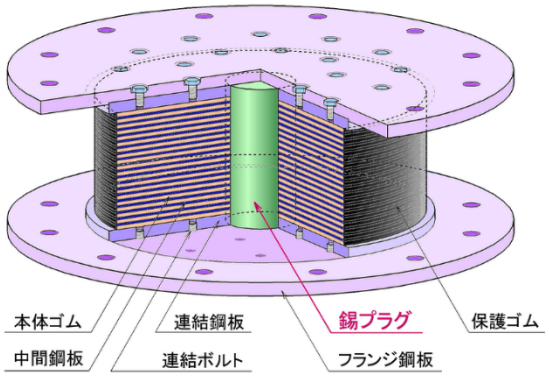


図 2.1　SnRB の構造 [1)]

表 2.1　SnRB の製品ラインナップ [2)]

ゴム外径（mm）		700			750				800				850			900	
全タイプ共通事項		ゴムせん断弾性率(G)=0.39 (N/mm²)，一次形状係数(S1)=32															
基準面圧（N/mm²）		15	10	8	15	10	10	8	15	12.5	10	10	15	10	10	15	12.5
1層のゴム厚（mm）		5.3			5.7				6.0				6.4			6.8	
層数		26	30	38	26	28	30	35	26	27	30	33	26	30	31	26	29
ゴム層の総厚（mm）		137.8	159.0	201.4	148.2	159.6	171.0	199.5	156.0	162.0	180.0	198.0	166.4	192.0	198.4	176.8	197.2
錫プラグ径（mm）		140			150				160				170			180	
二次形状係数 S2		5.1	4.4	3.5	5.1	4.7	4.4	3.8	5.1	4.9	4.4	4.0	5.1	4.4	4.3	5.1	4.6
長期支持荷重（kN）		5541	3694	2955	6361	4241	4241	3392	7238	6031	4825	4825	8171	5447	5447	9160	7634
鉛直剛性 Kv（kN/mm）		3670	3180	2510	3900	3620	3380	2900	4270	4110	3700	3360	4500	3900	3770	4730	4240
水平性能（100%歪時）	一次剛性 K1（kN/mm）	118	102	81	125	116	109	93	136	130	118	106	143	124	120	151	136
	二次剛性 K2（kN/mm）	1.05	0.91	0.72	1.12	1.04	0.97	0.83	1.21	1.16	1.05	0.95	1.28	1.11	1.07	1.35	1.21
	切片荷重 Qd（kN）	228			262				298				336			377	
	等価剛性 Keq（kN/mm）	2.70	2.34	1.85	2.89	2.68	2.50	2.14	3.12	3.00	2.71	2.46	3.30	2.86	2.76	3.48	3.12

ゴム外径（mm）		950		1000		1100		1200		1300		1400		1500
全タイプ共通事項		ゴムせん断弾性率(G)=0.39 (N/mm²)，一次形状係数(S1)=32												
基準面圧（N/mm²）		15	12.5	15	12.5	15	15	15	15	15	15	15	15	15
1層のゴム厚（mm）		7.1		7.5		8.3		9.0		9.8		10.5		11.3
層数		26	28	26	27	24	26	22	26	20	26	19	26	26
ゴム層の総厚（mm）		184.6	198.8	195.0	202.5	199.2	215.8	198.0	234.0	196.0	254.8	199.5	273.0	293.8
錫プラグ径（mm）		190		200		220		240		260		280		300
二次形状係数		5.1	4.8	5.1	4.9	5.5	5.1	6.1	5.1	6.6	.5.1	7.0	5.1	5.1
長期支持荷重（kN）		10207	8505	11309	9424	13684		16286		19113		22167		25446
鉛直剛性 Kv（kN/mm）		5100	4740	5340	5140	6280	5800	7570	6400	8930	6870	10220	7470	7930
水平性能（100%歪時）	一次剛性 K1（kN/mm）	161	149	169	162	200	185	240	203	284	218	324	236	252
	二次剛性 K2（kN/mm）	1.44	1.33	1.51	1.45	1.79	1.65	2.14	1.81	2.54	1.95	2.89	2.11	2.25
	切片荷重 Qd（kN）	420		465		563		670		786		911		1046
	等価剛性 Keq（kN/mm）	3.72	3.44	3.89	3.75	4.62	4.26	5.52	4.67	6.55	5.03	7.46	5.45	5.81

2.3　錫プラグの材料特性

2.3.1 単軸引張試験

最初にプラグ材料検討のため，図 2.2 に示す単軸引張試験体を用いて鉛と錫の金属材料の特性を評価した。恒温室内で 20℃に保持した状態で 10mm/min の速度で引張試験を実施した。図 2.3 に本試験で得られた応力－歪曲線を示す。錫は鉛と同等以上の伸びを示しており，延性に優れていることが確認された。

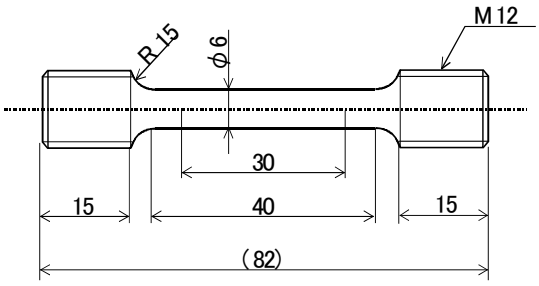


図 2.2　単軸引張試験体 [3)]

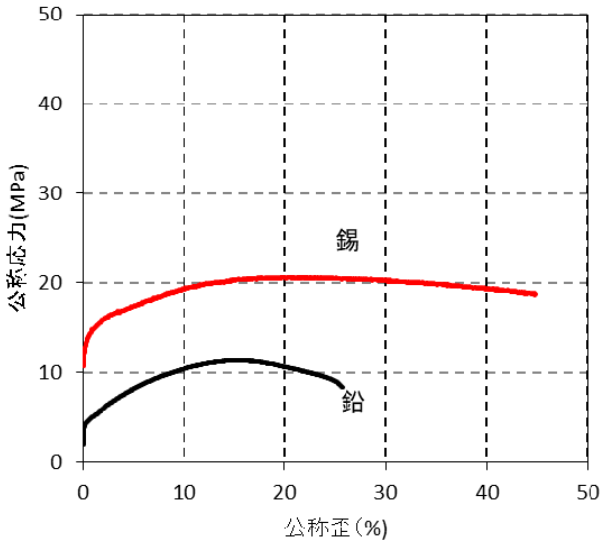


図 2.3　引張応力―ひずみ

2.3.2 単軸疲労試験

次に，図 2.4 に示す単軸疲労試験体を用いて鉛と錫の繰り返し特性を評価した。恒温室内で 20℃に保持した状態で周波数 1.0Hz で，±1.0%の歪みを 50 回与え，履歴特性の変化を評価した。図 2.5，図 2.6 に各々の応力-ひずみ曲線を示す。１回目の歪み 0 点応力の平均値（切片応力）と歪み反転付近の傾き（剛性値）およびこれから求めた弾性限界歪みを表 2.2 に示す。また，繰返し回数と 1 回目の応力を基準とした繰り返し回数毎の応力変化率の関係を図 2.7 に示す。図 2.7 から鉛は加工硬化によって応力が上昇し，15 回目は 1 回目よりも 28%程度上昇しているが，これ以降は応力が低下する傾向を示した。一方錫は 50 回の繰り返しと共に応力が上昇する傾向が確認された。これは表 2.3 の物性値に示すように，鉛は比熱及び熱伝導率が錫に比べて低いため塑性変形部で発生した熱が周囲に拡散せず，その温度上昇によって軟化したためと考えられる。一方錫は熱が周囲に拡散されやすく，温度上昇は少ないと考えられる。この結果から，錫は延性および繰り返し性能は鉛と同等或いはそれ以上の特性を有していることを確認した。

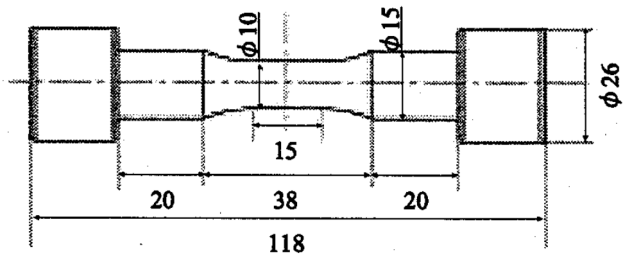


図 2.4　単軸疲労試験体 [3)]

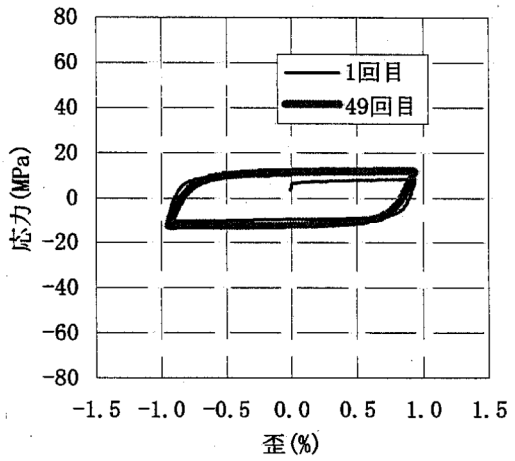


図 2.5　鉛の応力-ひずみ曲線 [3)]

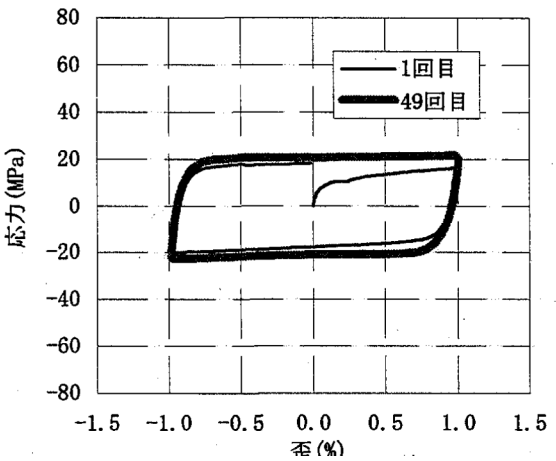


図 2.6　錫の応力-ひずみ曲線 [3)]

表 2.2　鉛･錫の切片応力･剛性値･弾性限界歪

項目	鉛	錫
切片応力(MPa)	12.9	19.2
剛性値(GPa)	17.6	51.9
弾性限界歪(×10^{-4})	7.33	3.70

表 2.3　鉛･錫の物性値（20℃）

項目	鉛	錫
原子番号	82	50
原子量	207.2	118.7
比重(g/cm^3)	11.3	7.29
融点(℃)	327	232
ヤング率(GPa)	16.2	54.3
横弾性率(GPa)	5.62	20.4
熱伝導率(W/m・℃)	35.1	64.9
比熱(J/℃・kg)	129	226

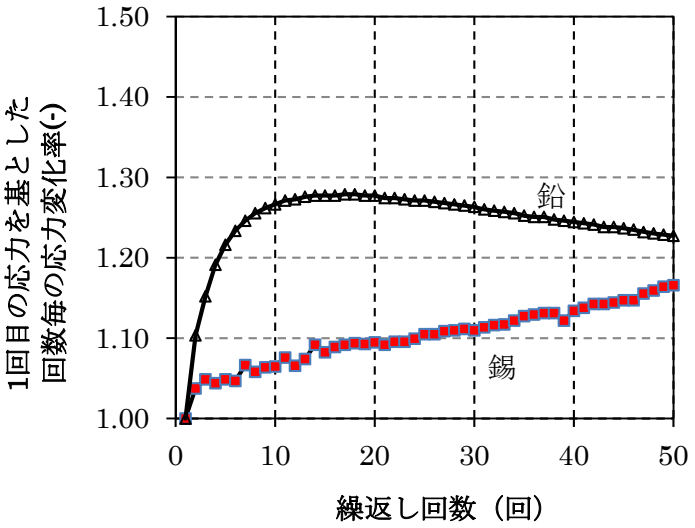


図 2.7　繰り返し回数による応力変化率

2.3.3 常温再結晶試験

2.3.1 項の単軸引張り試験前後における錫の試験体の断面組織観察を行い，20℃において再結晶が起こるかを確認した。再結晶が起こらない場合，結晶粒は軸方向に伸ばされた形状となるが，再結晶が起こると結晶粒は小さくほぼ円形の形状となる。図 2.8 に錫材料の試験前断面組織、図 2.9 にその試験 2 日後の断面組織を示す。試験前の結晶粒と比較して試験後の結晶粒は，粒径は小さくなり形状も円形に近くなっていることが確認できる。錫の再結晶は地震を繰返し経験しても安定した減衰性能を維持することを意味している。

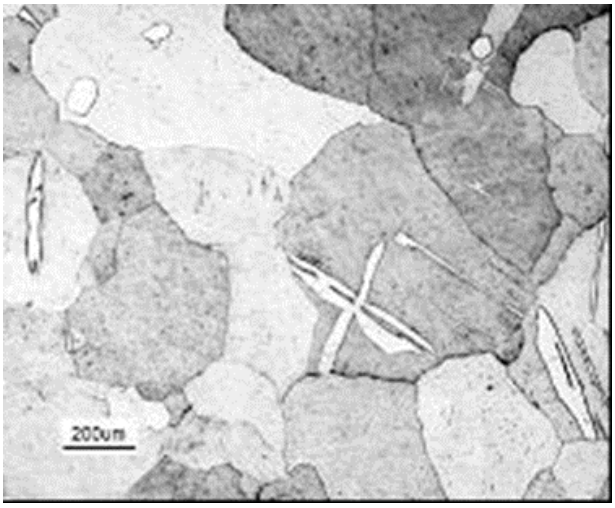


図 2.8　錫の試験前の断面組織 [3)]

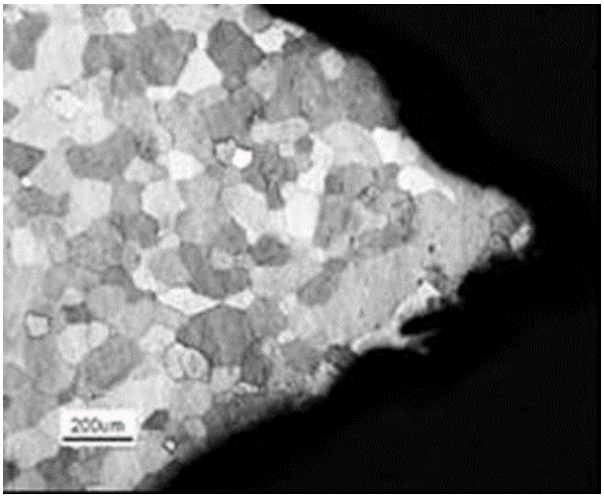


図 2.9　錫の試験 2 日後の断面組織 [3)]

2.4　基本特性

SnRB の水平特性についてゴム直径 800mm の試験体を用い，面圧 10N/mm², 速度 5mm/sec，せん断ひずみ±100%の圧縮せん断試験の模式図とその結果を図 2.10 に示す。図 2.10 の試験結果より履歴形状は図 2.11 に示すバイリニア型で表される。また図 2.10 には同一サイズの LRB の試験結果を合わせて示しており，1.7 倍の減衰性能を有していることがわかる。

基本特性の切片荷重，二次剛性，一次剛性，鉛直剛性の設計式を(2.1)～(2.4)式に示す[4)]。

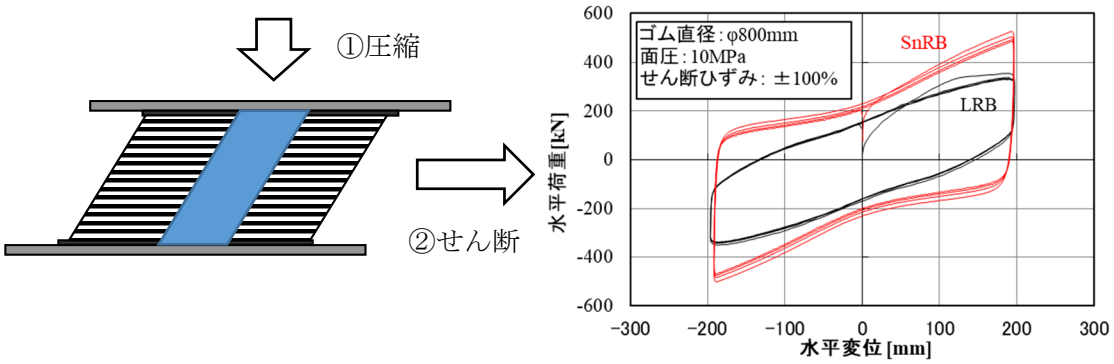


図 2.10　圧縮せん断試験の模式図と SnRB800 の水平特性試験結果

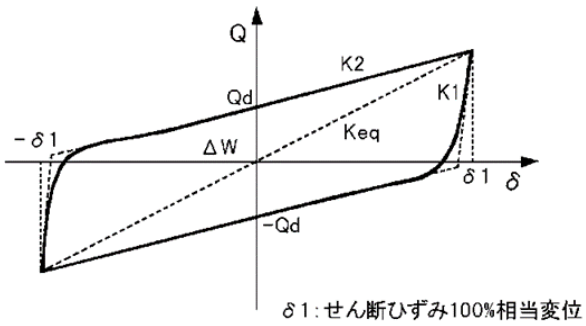


図 2.11　SnRB の水平特性[4)]

1) **切片荷重**　Q_d

$$Q_d = A_p \cdot \tau_{p0}(\gamma) \tag{2.1}$$

ここに、Q_d：　切片荷重、　$\tau_{p0}(\gamma)$：　基準降伏応力度（基準値 $\tau_{p0}(1)$=14.8MPa）

A_p：　錫プラグのせん断面積、　γ ：せん断歪み

2) 二次剛性 K_2

$$K_2 = \frac{G \cdot A_r}{n \cdot t_r} \tag{2.2}$$

ここに、K_2： 二次剛性、 G： ゴムのせん断弾性率

A_r： ゴムのせん断面積、 n： ゴム層数、 t_r： 1層のゴム層厚

3) 一次剛性 K_1

$$K_1 = 112 \cdot K_2 \tag{2.3}$$

ここに、K_1： 一次剛性、 K_2： 二次剛性

4) 鉛直剛性 K_V

$$K_V = \alpha_V \frac{E_{cb} \cdot A_r}{n \cdot t_r} \tag{2.4}$$

ここに、K_V： 鉛直剛性、 α_V： 補正係数（=1.4)、 E_{cb}： ゴムの修正縦弾性係数

A_r： ゴムのせん断面積、 n： ゴム層数、 t_r： 1層のゴム層厚

また，表 2.4 にφ800 試験体を用いた一次剛性および二次剛性の測定結果を示す。一次剛性は図 2.12 に示す実測された履歴曲線から左右の一次剛性の勾配を平均して求めている。

表 2.4　一次剛性および二次剛性測定結果（φ800）

サイズ	No	一次剛性　K_1 ×10³kN/m	二次剛性　K_2 ×10³kN/m	K_1／K_2
SnA40-800-6.0×33(160)	1	123.0	0.999	123
SnA40-800-6.0×33(160)	2	121.6	1.014	120
SnA40-800-6.0 定結果(160)	3	95.2	1.020	93
平均値(基準値)				112

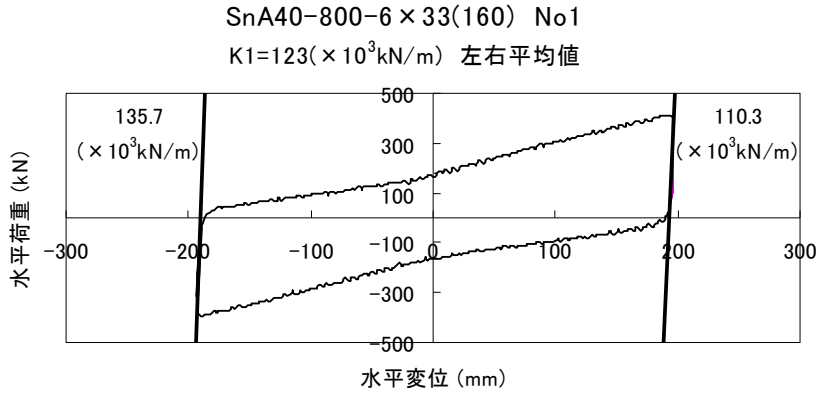


図 2.12　φ800 試験体を用いた一次剛性の算出方法 [5)]

2.5　各種依存性

2.5.1 温度依存性

SnRB の二次剛性 K_2 の温度依存性はゴム材料の物性に起因するものであるため，図 2.13 に示すゴム材料のせん断試験片による-10～40℃の温度依存性試験を実施し、この試験から得られた 100%せん断応力の温度による変化率を図 2.15 に示す。また，切片荷重 Q_d の温度依存性についても錫プラグ材料の降伏応力(0.2%耐力:降伏点が明確に表れない金属において 0.2%のひずみを加えた場合の応力を示す)に起因するものであるため，図 2.14 に示す単軸引張試験体による-10～40℃の温度依存性試験を実施し，この試験から得られた 0.2%耐力の温度による変化率を図 2.16 に示す。図 2.15 と図 2.16 の縦軸は 20℃の特性値に対する各測定温度における測定値の変化率を示す。

K_2 および Q_d の温度依存性は，低温側で上昇し、高温側で低下する傾向を示す。

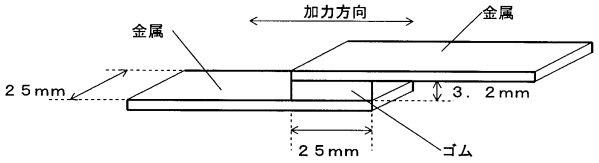


図 2.13　ゴム材料のせん断試験片

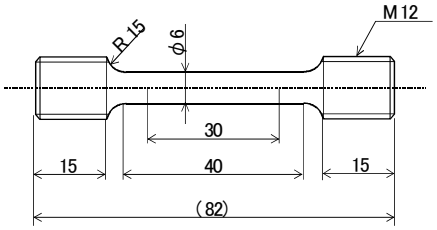


図 2.14 単軸引張試験体

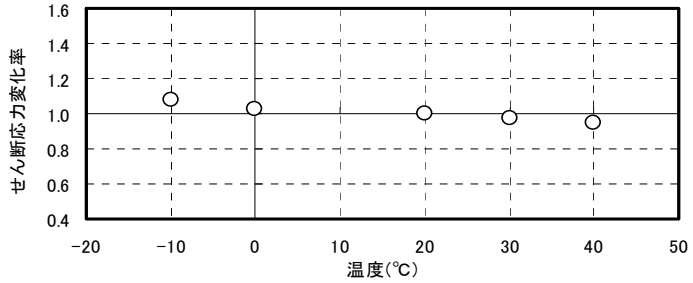


図 2.15　二次剛性 K_2 の温度依存性

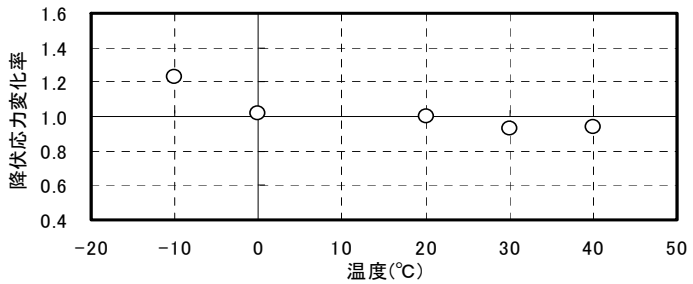


図 2.16　切片荷重 Q_d の温度依存性

2.5.2　速度依存性

SnRB の速度依存性について，ゴム直径 300mm の縮小試験体を用いた，基準面圧 15N/mm² における速度 5mm/sec～500mm/sec の高速加振試験結果 [6]を図 2.17 に示す。切片荷重は速度の上昇とともに増加する傾向を示す。一方，二次剛性については各速度において差はなく，速度依存性はほとんど無いことを確認している。

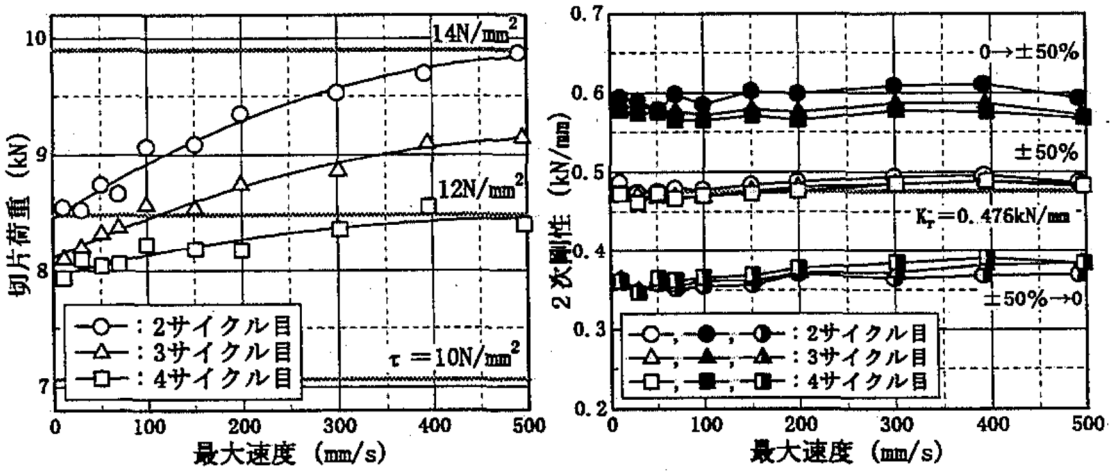


図 2.17　切片荷重 Q_d と二次剛性の速度依存性試験結果 [6]

図 2.17 の試験結果から求めた切片荷重 Qd の速度依存式を(2.5)式に示す。

$$Q_d(\dot{x}) = 0.3462 L_n(\dot{x}) + 6.9491 \qquad (2.5)$$

ここに、$\dot{x}$：任意の速度(mm/s)、$Q_d(\dot{x})$：速度 $\dot{x}$ 時の切片荷重(kN)

2.5.3　面圧依存性

SnRB の二次剛性 K_2 および切片荷重 Q_d の面圧依存性についてゴム直径 1000mm～1500mm の試験体を用いたせん断ひずみ±100%における基準面圧 σ，0.5 σ，2.0 σ での圧縮せん断試験結果を図 2.18，　図 2.19 に示す。縦軸は基準面圧 σ 時の K_2，Q_d に対する各試験面圧での K_2、Q_d の変化率を示している。また横軸は各試験面圧の基準面圧 σ に対する比率を示している。凡例は試験体のゴム直径を示している。K_2 は図 2.18 に示す通り面圧が増加するほど低下する傾向にある。一方、Q_d は図 2.19 に示す通り面圧が増加するほど上昇する傾向にある。

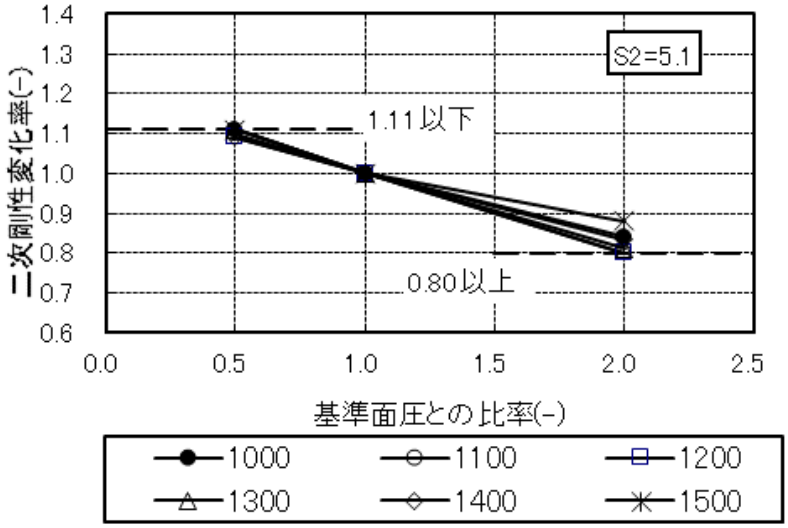


図 2.18　二次剛性 K_2 の面圧依存性 [5)]

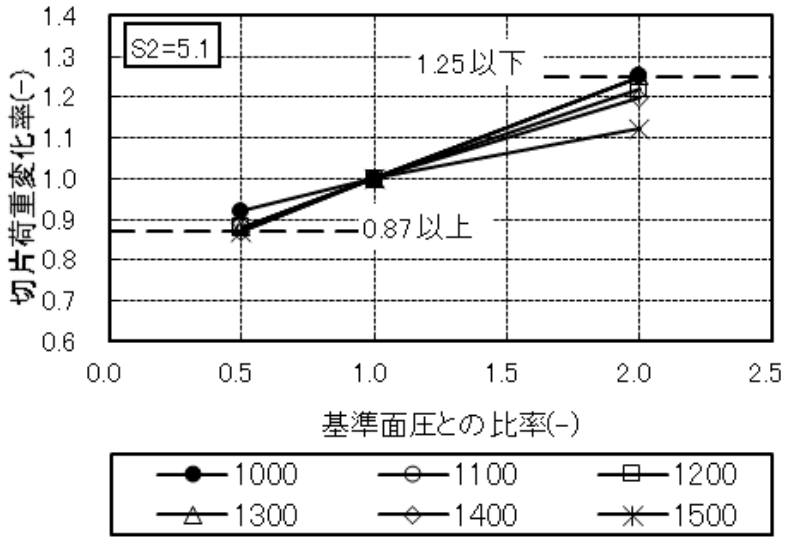


図 2.19　切片荷重 Q_d の面圧依存性 [5)]

2.5.4　せん断ひずみ依存性

SnRB の二次剛性 K_2 および切片荷重 Q_d のせん断ひずみ依存性についてゴム直径 1000mm～1500mm の試験体を用いた基準面圧 σ におけるせん断ひずみ 50%～200%での圧縮せん断試験結果を図 2.20，図 2.21 に示す。縦軸は基準面圧 σ 時のせん断ひずみ 100%の K_2，Q_d に対する各試験ひずみでの K_2，Q_d の変化率を示している。凡例は試験体のゴム直径を示している。K_2 は図 2.20 に示す通りせん断ひずみが増加するほど低下する傾向にある。一方、Q_d は図 2.21 に示す通りせん断ひずみが増加すると若干上昇する傾向にある。

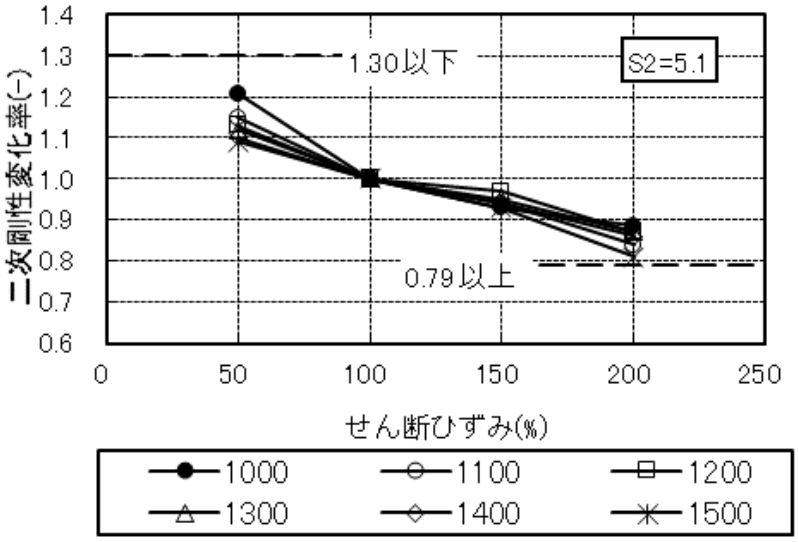


図 2.20　二次剛性 K_2 のせん断ひずみ依存性 [5)]

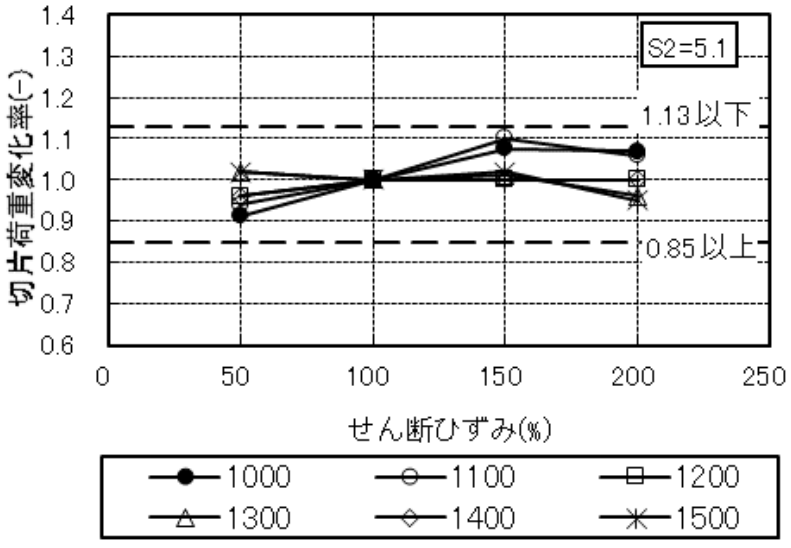


図 2.21　切片荷重 Q_d のせん断ひずみ依存性 [5)]

2.5.5 引張特性

SnRB の引張特性について，オフセットせん断-引張試験の模式図を図 2.22 に示す。またゴム直径 500mm，700mm，800mm の試験体を用いてオフセットせん断ひずみ 100%で引張試験を実施した結果を図 2.23 に示す。いずれの試験体についても引張降伏応力が-1N/mm² 以上であることを確認している。

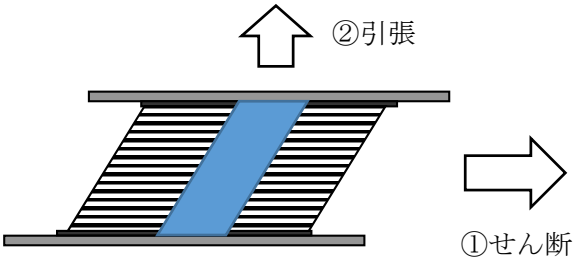


図 2.22　オフセットせん断-引張試験の模式図

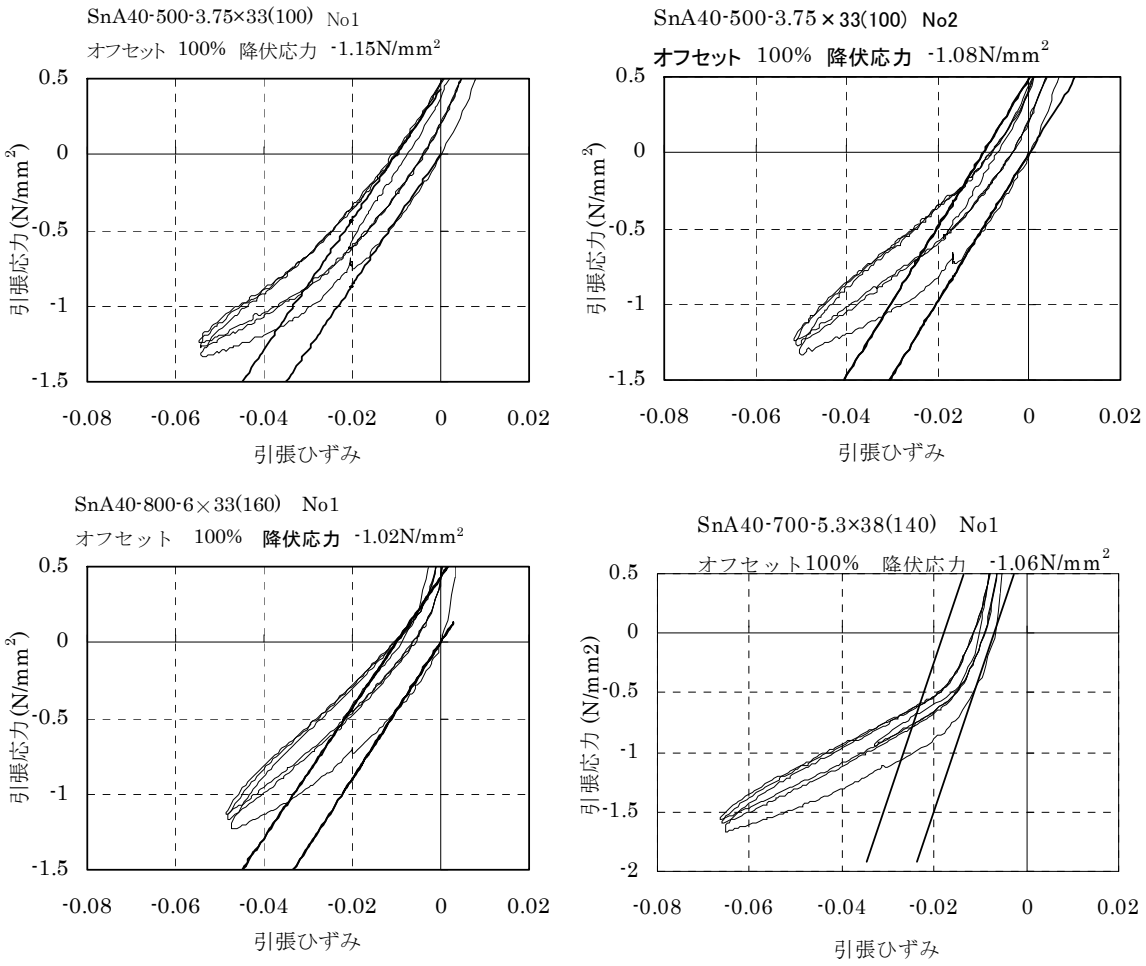


図 2.23　オフセットせん断-引張試験結果 [5)]

2.5.6 繰り返し特性

SnRB の水平加力の連続繰り返し試験を行った試験体の諸元を表 2.5 に示す。各試験体の試験条件を表 2.6 に示す。表 2.6 には、想定実機であるゴム直径 1000mm の SnRB1000 に換算した変位も合わせて示す。加振方法は全て一定振幅加振で行った。

表 2.5　水平加力の連続繰り返し試験体の緒元

項目	想定実機 SnRB1000	SnRB500	SnRB700	SnRB800	SnRB1200
ゴム直径(mm)	φ1000	φ500	φ700	φ800	φ1200
錫プラグ径(mm)	φ200	φ100	φ140	φ160	φ240
ゴム総厚(mm)	7.5×26 =195.0	3.75×26 =97.5	5.3×26 =137.8	6.0×26 =156.0	9.0×22 =198.0
1 次形状係数 S_1	32.0	32.0	31.7	32.0	32.0
2 次形状係数 S_2	5.1	5.1	5.1	5.1	6.1

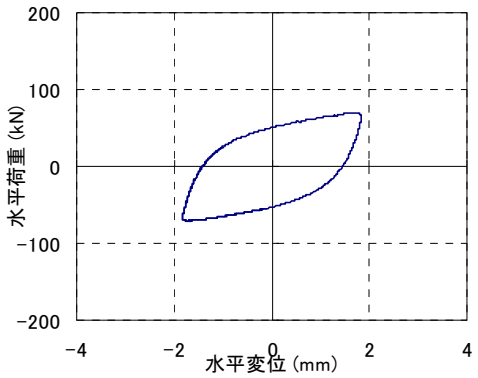
表 2.6　水平加力の加振条件

項目	SnRB500	SnRB700	SnRB800	SnRB1200
ゴム直径(mm)	φ500	φ700	φ800	φ1200
面圧(N/mm^2) (荷重 kN)	15 (2827)	15 (5542)	15 (7238)	15 (16286)
試験速度(mm/s)	12.6	173	5	5
せん断ひずみ(%) (水平変位 mm)	±2 (±2)	±100 (±137)	±250 (±390)	±300 (±594)
SnRB1000 換算変位(mm)	±4	±195	±488	±585
サイクル数	439200	100	50	20

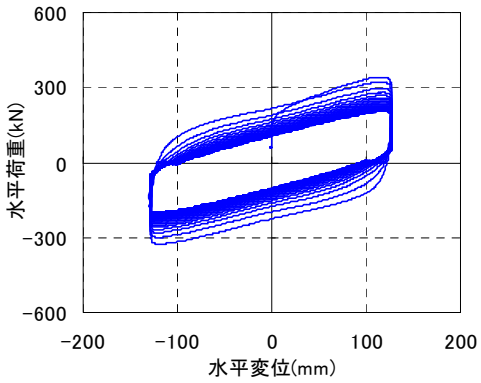
連続繰返し加振時の水平荷重－水平変位関係を図 2.24 に示す。各試験体とも繰返し回数が増すにつれて錫プラグの温度上昇の影響により切片荷重が低下する傾向を示した。しかし，履歴曲線の形状は試験終了時まで乱れることはなく，鉛直荷重支持能力を保持していることを確認した。

図 2.25 に連続繰返し加振の実施前後に行った基本性能試験結果より得られた水平荷重－水平変位関係を示す。SnRB500，SnRB700，SnRB800 については実施前後での基本性能に変化は認められなかった。しかし，SnRB1200 についてはせん断ひずみ γ =

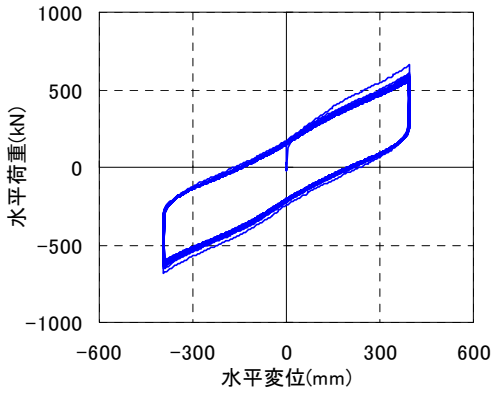
±300%の大変形の繰返しのため，他の試験体よりも切片荷重の低下が見られたが，1日後には切片荷重が繰返し加振前に比べて約 83%まで回復していることを確認した。



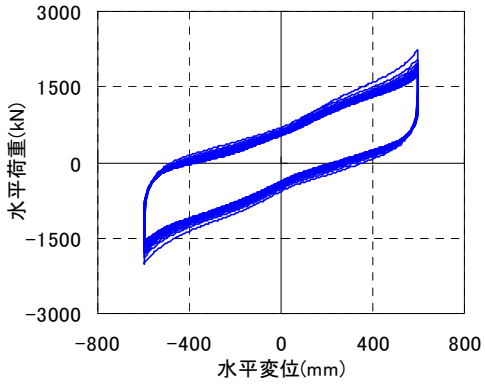
(a)SnRB500
γ 2% 1 サイクル



(b)SnRB700
γ 100% 100 サイクル

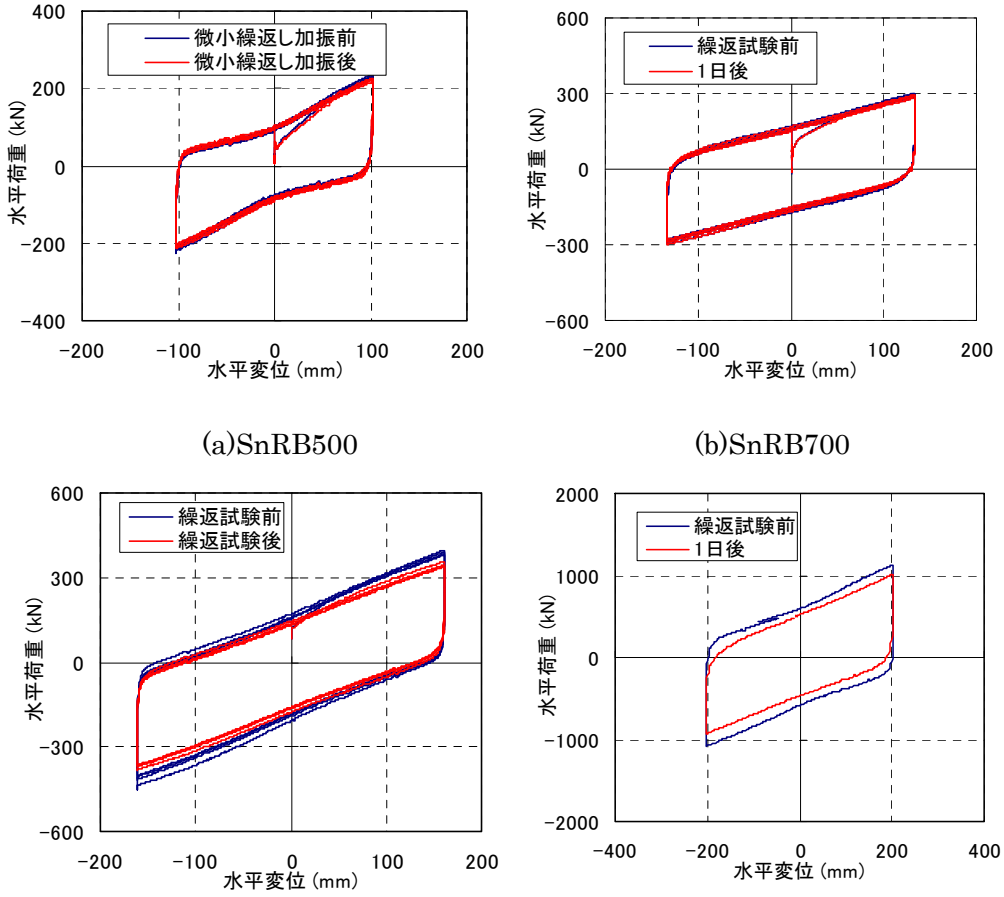


(c)SnRB800
γ 250% 50 サイクル



(d)SnRB1200
γ 300% 20 サイクル

図 2.24　連続繰り返し試験時の水平荷重-水平変位関係 [7)]



(a)SnRB500　　(b)SnRB700

(c)SnRB800　　(d)SnRB1200

図 2.25　連続繰り返し試験前後の水平荷重-水平変位関係 [7)]

また，鉛ダンパーに関して亀裂発生時・破断時の繰返し回数と振幅の関係が安永ら [8)]によって報告されている。SnRB の長周期地震動に対する健全性を考察するため，表 2.7 に各試験体が受けた累積履歴量と図 2.26 にこれらの結果と鉛ダンパーの亀裂発生時・破断時の限界曲線を比較して示す。図 2.26 の縦軸の片振幅は想定実機である SnRB1000 に換算した値を示している。いずれの試験体も鉛ダンパーの破断限界以上の耐久性を有していることが確認された。

表 2.7　各試験体が受けた累積履歴量

項目	SnRB500	SnRB700	SnRB800	SnRB1200
ゴム外径(mm)	φ500	φ700	φ800	φ1200
累積水平変位(m)	3513	59	263	63
繰返し回数(回)	439200	100	50	20

振幅(%)	2	100	250	300
換算振幅/破断限界（倍）	2.1	1.1	1.8	1.3

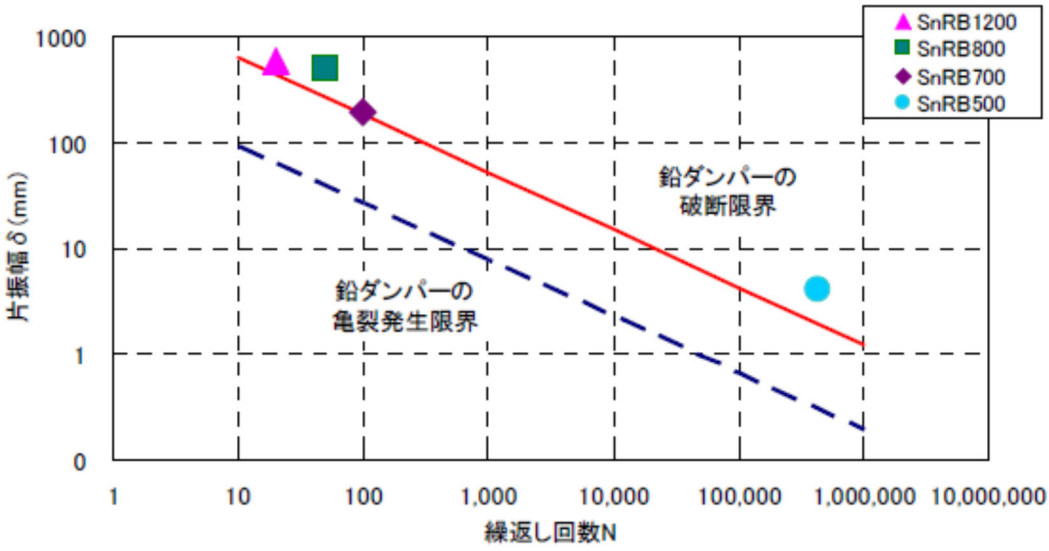


図 2.26　各試験体の加振全履歴の等価振幅と繰返し回数（鉛ダンパーとの対比）[7)]

SnRB500 と SnBR800 については試験終了後に試験体を切断し内部損傷の有無を確かめた。図 2.27 に切断写真を示す。各試験体ともプラグの断面に亀裂等の損傷は見られなかった。



(a)SnRB500　　(b)SnRB800

図 2.27　試験終了後のプラグ断面写真 [7)]

また，実大サイズである SnRB700 の動的試験結果は表 2.6 に示す 1 条件のみであり，他の免震部材に比べて実験データが不足していることから，後述する第 4 章において動的試験を追加実施した。

2.5.7 水平二方向特性

SnRB の水平二方向特性について，楕円加振と真円加振の加振イメージを図 2.28 に示す。楕円加振は長軸：短軸を 2：1 とし，長軸の最大せん断ひずみγ=400%まで加振した。その後、長軸：短軸を 1：1 とする真円加振を実施した。試験体の諸元を表 2.8 および図 2.29 に，使用した水平二軸試験機を図 2.30 に示す。また，試験条件を表 2.9 に示す。

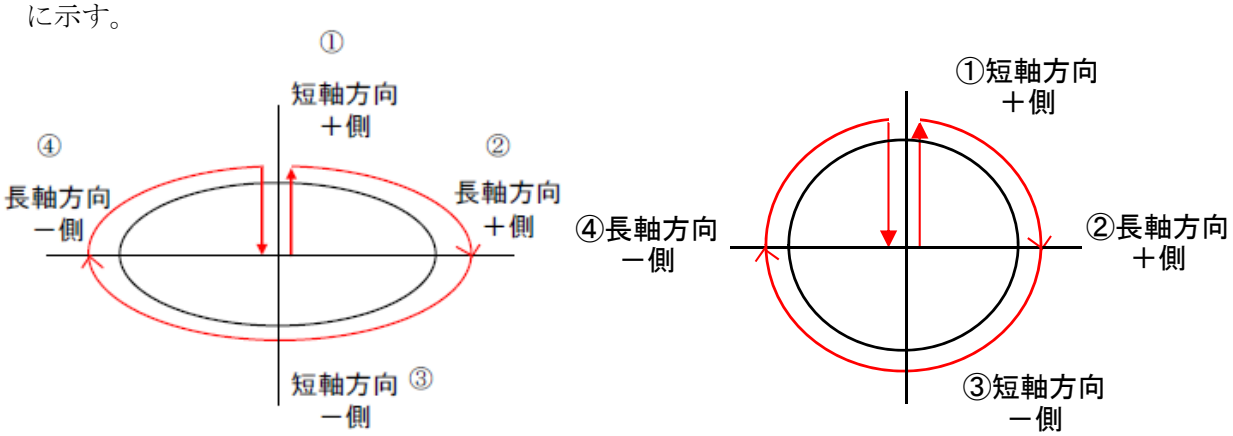


図 2.28　加振イメージ [9)]

表 2.8　試験体諸元

試験体	SnRB150-1
ゴム外径	φ150mm
プラグ径	φ30mm
ゴム総厚	24mm
S_1	30.0
S_2	6.3

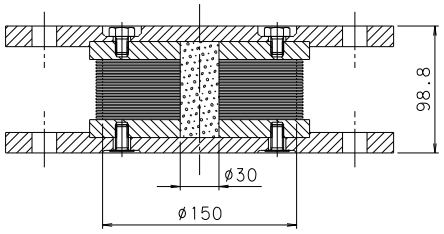


図 2.29　試験体断面 [9)]

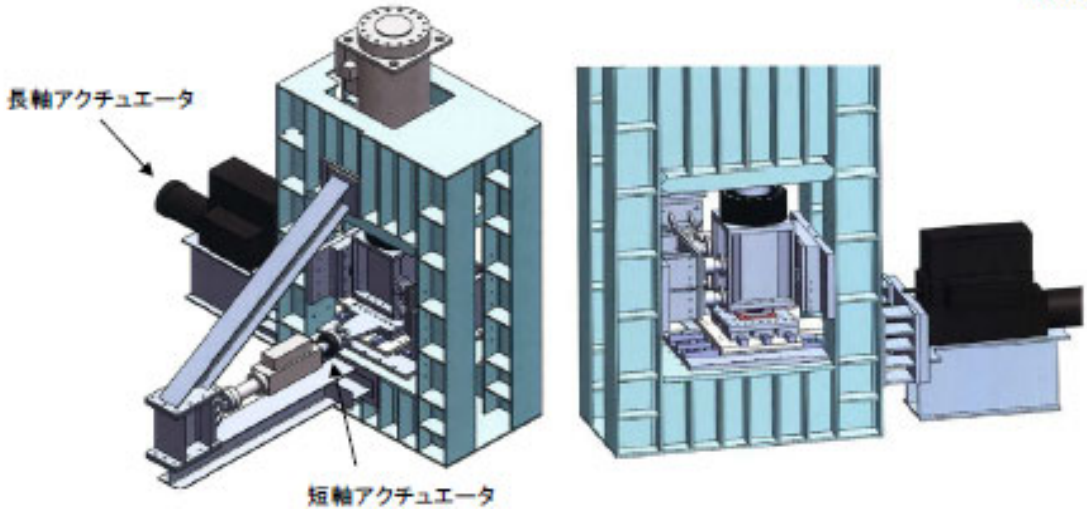


図 2.30　試験機外観 [9)]

表 2.9　加振条件

試験順序	試験種類	せん断ひずみ 長軸	せん断ひずみ 短軸	面圧	周期	波形	ｻｲｸﾙ数
①	基本	±100%	－	15 N/mm²	19.2s	三角波	4cycle
②	基本	±100%	－		19.2s		
③	楕円	±100%	±50%		23.3s	正弦波	
④	楕円	±250%	±125%		58.1s		
⑤	楕円	±400%	±200%		93.0s		
⑥	真円	±100%	±100%		30.2s		
⑦	真円	±200%	±200%		60.3s		
⑧	基本	±100%	－		19.2s	三角波	
⑨	回復	±100%	－		19.2s		

楕円加振の応力－ひずみ関係を図 2.31 に示す。長軸方向ではせん断ひずみγ=250%を超えるとハードニング現象が生じ，水平一方向と同様の履歴曲線となっていることが確認できる。短軸方向は楕円加振における長軸方向加振の影響により，最大変形時の荷重が最大値とはならず，最大変形以前に最大荷重となりその後は荷重が低下している。長軸方向のせん断ひずみγ=400%×4 サイクル加振に対しても，ハードニングを生じているが非常に安定した履歴曲線となっており，破断等が発生しないことを確認した。

真円加振の応力－ひずみ関係を図 2.32 に示す。真円加振では長軸，短軸ともに楕円型の履歴となっており，水平二方向加振の影響が顕著に出ていることが確認できる。

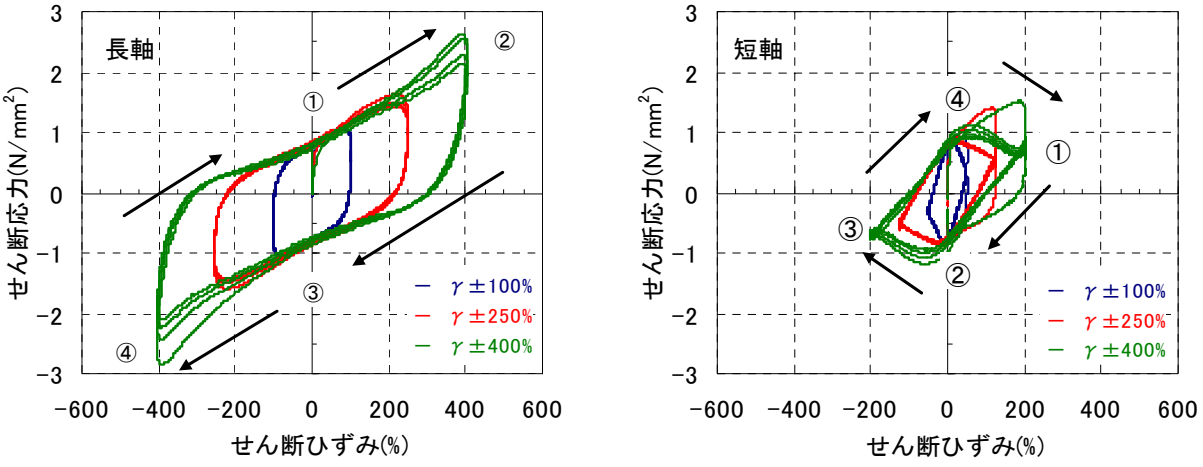


図 2.31　楕円加振時の応力－ひずみ関係 9)

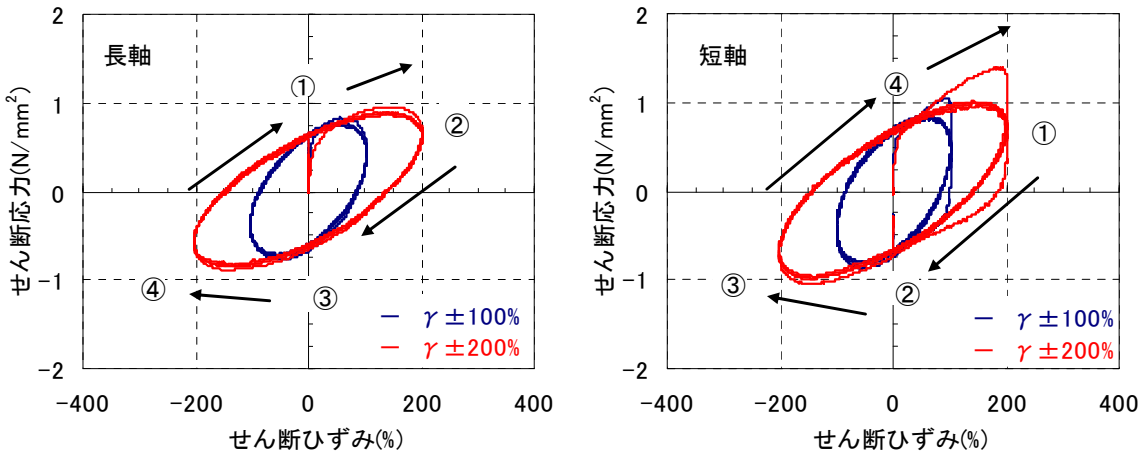


図 2.32　真円加振時の応力－ひずみ関係 [9)]

水平一方向加振と水平二方向加振における復元力特性の比較として長軸の降伏荷重について確認した。図 2.33 に切片荷重のひずみ依存性を示す。せん断ひずみγ=100%時の切片荷重に対して，水平一方向加振ではひずみが大きくなるにつれ切片荷重が低下する傾向を示したが，水平二方向加振では増加傾向を示した。

二方向加振前後(試験順序②，⑧)に行った基本性能試験結果の応力－ひずみ関係を図 2.34 に示す。γ=400%の大変形の繰返し試験直後のためせん断応力の低下がみられたが，1 ヶ月後に再度測定したところ(試験順序⑨)，試験順序①に比べせん断応力が 80%程度まで回復していることを確認した。

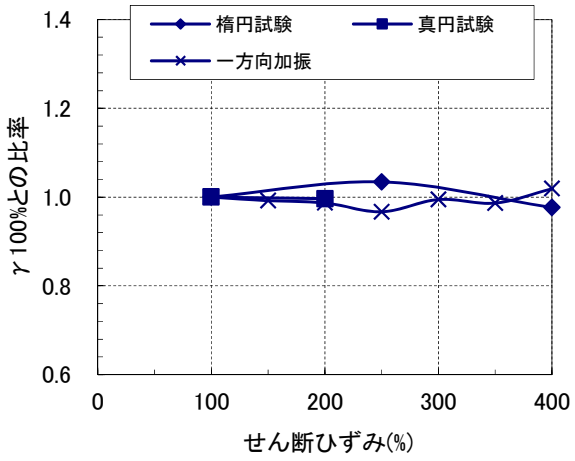


図 2.33　切片荷重のひずみ依存性 [9)]

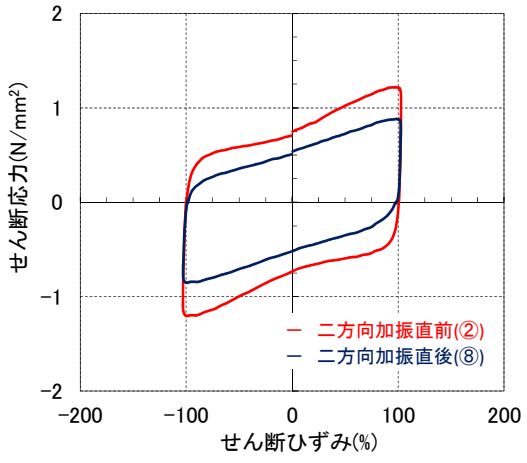


図 2.34　基本性能の比較 [9)]

2.6　復元力モデル

SnRB の復元力モデルについて，ゴム直径 800mm，900mm，1000mm の試験体を用いた二次剛性と切片荷重のひずみ依存性の試験結果を図 2.35 に示す。二次剛性と切片荷重の算出方法は図 2.36 による。二次剛性については，ひずみが大きくなるに従い，剛性が低下する傾向にあり，切片荷重についてはひずみに対する変化率が小さいことが確認されている。この実験結果より，各ひずみ時の特性値の回帰式を求めた。これより SnRB の復元力モデルは(2.6)，(2.7)式で定める修正バイリニアモデルを用いる。

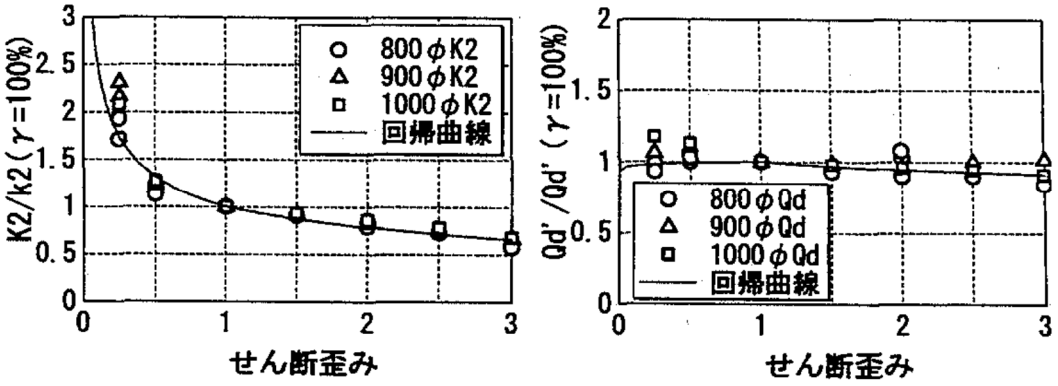


図 2.35　二次剛性と切片荷重のひずみ依存特性 [10)]

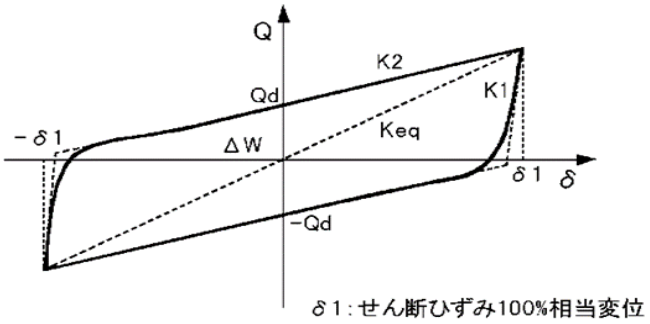


図 2.36　　SnRB の水平特性 [4)]

$$K_2(\gamma)=\left(0.997\times\gamma^{-0.403}\right)\cdot K_2(1) \qquad (0.5\leqq\gamma<1.0) \qquad (2.6)$$

$$K_2(\gamma)=\left(1+(-0.313)l_n(\gamma)\right)\cdot K_2(1) \qquad (1.0\leqq\gamma\leqq 2.0)$$

$$Q_d(\gamma)=\left(1+0.013\cdot l_n(\gamma)\right)\cdot Q_d(1) \qquad (0.5\leqq\gamma<1.0) \qquad (2.7)$$

$$Q_d(\gamma)=\left(1+(-0.079)l_n(\gamma)\right)\cdot Q_d(1) \qquad (1.0\leqq\gamma\leqq 2.0)$$

ここに、γ ： せん断歪み

$K_2(\gamma)$: せん断歪み γ 時の二次剛性、　$K_2(1)$: せん断歪み 100%時の二次剛性

$Q_d(\gamma)$: せん断歪み γ 時の切片荷重、　$Q_d(1)$: せん断歪み 100%時の切片荷重

図 2.37 にゴム直径 800mm，900mm の試験体の圧縮せん断試験結果から得られた履歴特性と修正バイリニアモデルとの比較を示す。修正バイリニアモデルは実験結果を良く再現している。

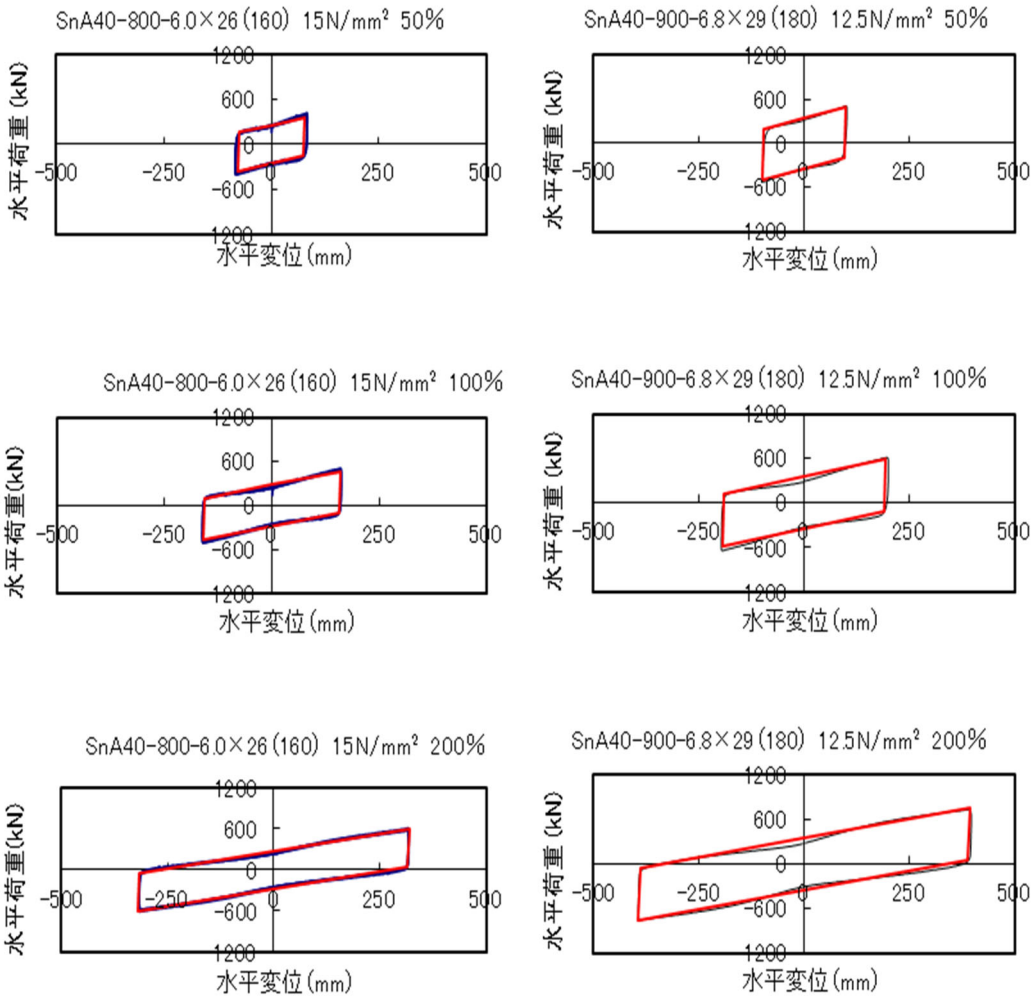


図 2.37　修正バイリニアモデルと実測履歴の比較（φ800 ， φ900）[5)]

図 2.38 にゴム直径 1000mm，1200mm の試験体の圧縮せん断試験結果から得られた履歴特性と修正バイリニアモデルの比較を示す。修正バイリニアモデルは実験結果を良く再現している。

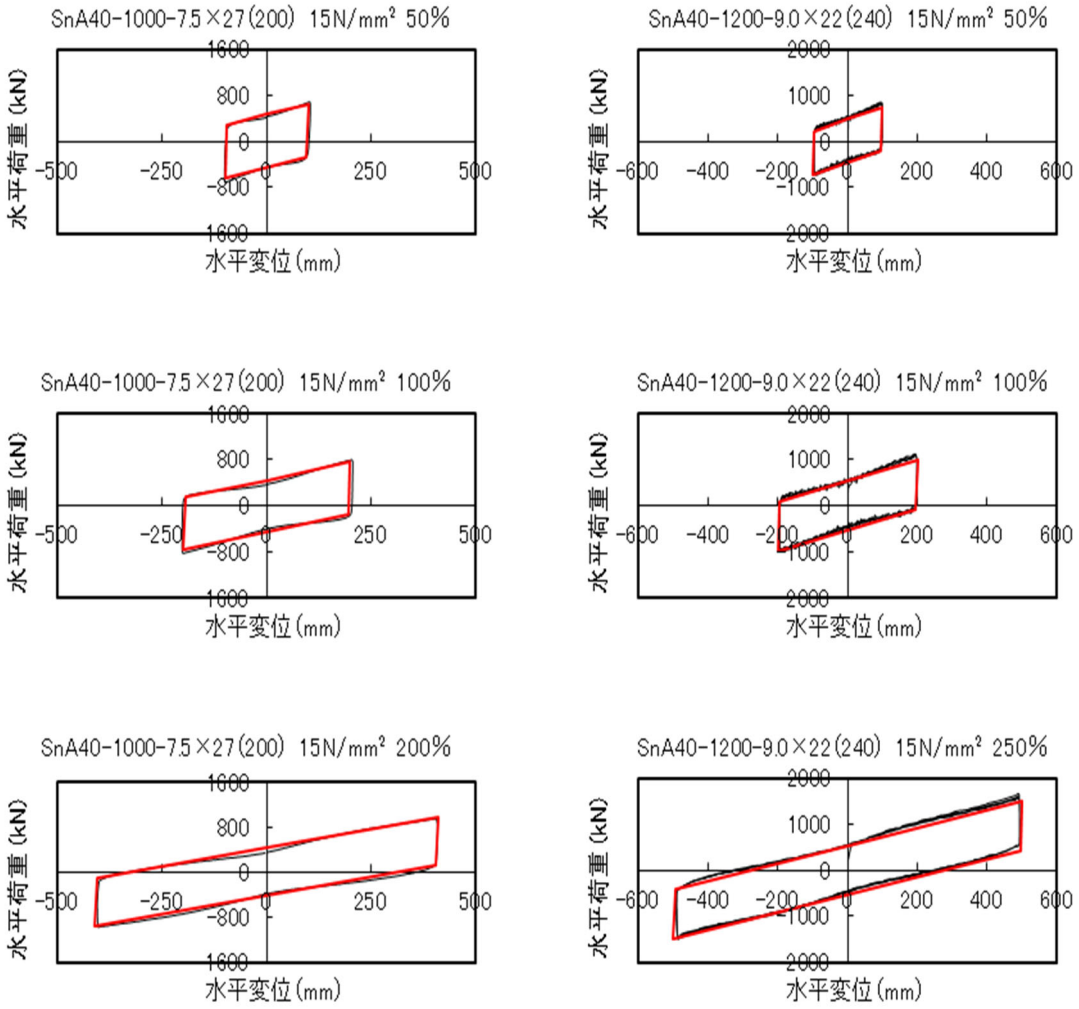


図 2.38　修正バイリニアモデルと実測履歴の比較（φ1000 ， φ1200）[5)]

図 2.39 にゴム直径 1400mm，1500mm の試験体の圧縮せん断試験結果から得られた履歴特性と修正バイリニアモデルの比較を示す。修正バイリニアモデルは実験結果を良く再現している。

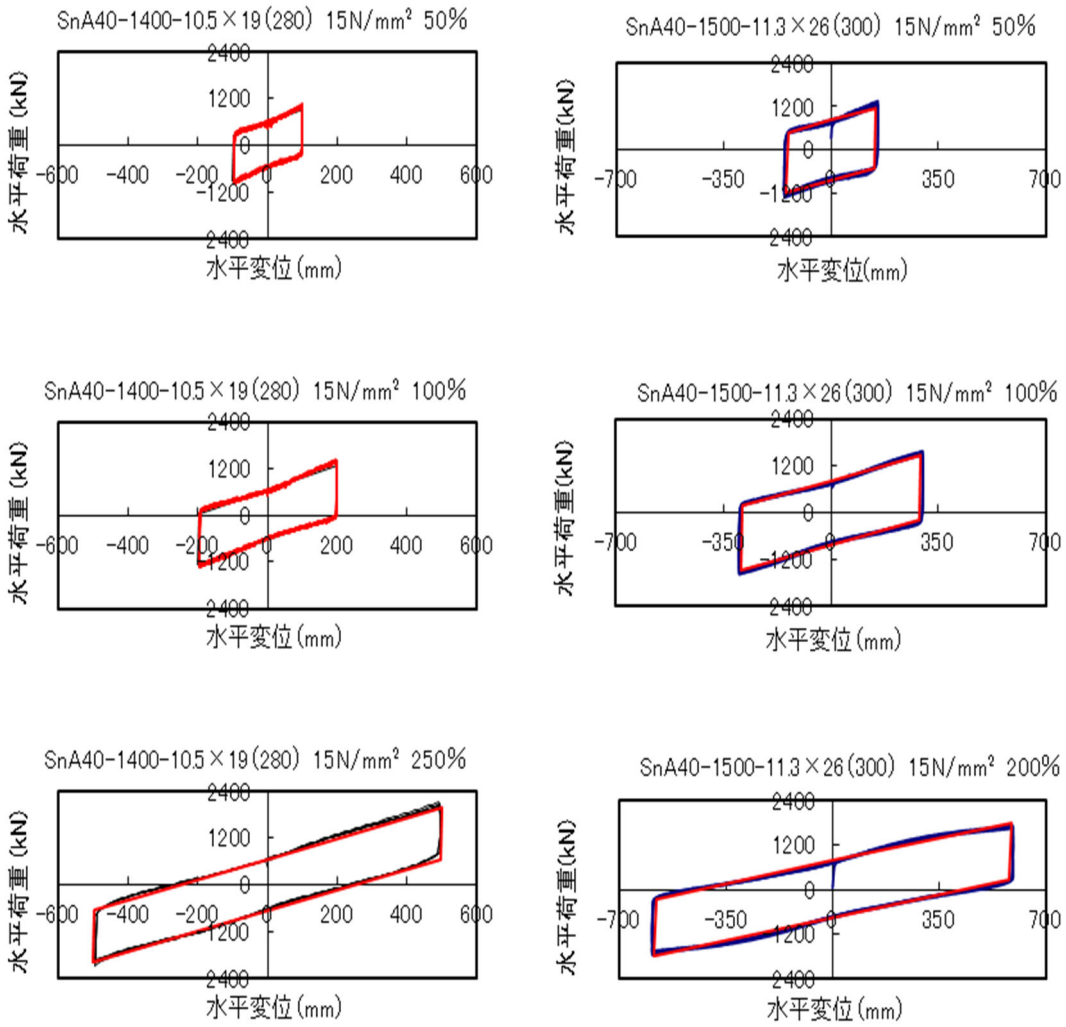


図 2.39　修正バイリニアモデルと実測履歴の比較（φ1400 ， φ1500）[5)]

2.7　まとめ

第 2 章では，錫プラグ入り積層ゴムの基本的力学特性についてまとめた。

2.3 節では錫プラグの材料特性として，単軸引張試験や単軸疲労試験から鉛との物性比較を行った。これらの試験結果から錫は延性および繰り返し性能は鉛と同等あるいはそれ以上の特性を有していることが確認できた。また，錫の単軸引張試験前後における断面組織観察から，常温 20℃において再結晶が起こることを確認した。

以上の材料特性から，プラグ材料としての錫の適用性が確認された。

2.5 節の各種依存性では，各サイズの試験体を用いた温度依存性，速度依存性，面圧依存性，せん断ひずみ依存性などの各種依存性についてまとめた。

引張特性では他のプラグ入り積層ゴムや天然ゴム系積層ゴムと同様に引張降伏応力が -1N/mm² 以上であることを確認した。また繰り返し特性については，鉛ダンパーの破断限界以上の状態を確認するために振幅±2mm の微振動試験において 40 万回以上の繰り返し耐久性を有していることを確認した。

水平二方向特性では，楕円加振や真円加振などの試験を行い、履歴特性および限界性能を確認した。二方向楕円加振試験では，長軸方向でせん断ひずみ 400%まで加振しても破断しないことを確認した。また，二方向加振前後の基本性能も変化率が小さいことを確認した。

2.6 節の復元力モデルについては，修正バイリニアモデルと各サイズの実験結果の適合性についてまとめた。修正バイリニアモデルは，適用範囲となる 200%まで実験結果と良い整合性を示すことを確認した。

第 2 章の参考文献

1) 免制震ディバイスホームページ　https://www.adc21.com/　2022 年 8 月
2) 免制震ディバイスカタログ　2019 年 7 月
3) 山口直之，柏木栄介，福田滋夫，中田安洋，田中久也：錫プラグ入り積層ゴム免震装置の開発（その 1）非鉛金属の機械特性試験，日本建築学会大会学術講演梗概集（近畿），pp.747-748，2005
4) 免制震ディバイス：長周期地震動に対する免震材料の性能変化（免制震ディバイス式錫プラグ入り積層ゴム 2017）
5) 免制震ディバイス，昭和電線ケーブルシステム：免制震ディバイス式錫プラグ入り積層ゴムアイソレータ，大臣評定- MVBR-0423，2014
6) 朴紀衍，光阪勇治，山口直之，福田滋夫，中田安洋：錫プラグ入り積層ゴム免震装置の開発（その４）高速加振・連続加振試験結果，日本建築学会大会学術講演梗概集（近畿），pp.753-754，2005
7) 須藤佳祐，古橋剛，田中久也，齊木健司，鈴木良二，柳勝幸，開發美雪：錫プラグ入り積層ゴム免震装置の開発（その 17）繰返し変形を受けた錫プラグ入り積層ゴムの健全性，日本建築学会大会学術講演梗概集（北海道），pp.725-726，2013
8) 安永亮，高山峯夫，森田慶子，安藤勝利：鉛ダンパーの風応答に関する研究 （その２） 微小変位での高サイクル疲労特性，日本建築学会大会学術講演梗概集（北陸），pp.290-291，2010
9) 清水美雪，福田滋夫，鈴木良二，安永亮，古橋剛：錫プラグ入り積層ゴムの水平二方向加振試験（その 1）楕円加振および真円加振，日本建築学会大会学術講演梗概集（九州），pp.355-356，2016
10) 光阪勇治，朴紀衍，山口直之，福田滋夫，中田安洋：錫プラグ入り積層ゴム免震装置の開発（その５）復元力特性のモデル化，日本建築学会大会学術講演梗概集（近畿），pp.755-756，2005

第 3 章　錫プラグ入り免震積層ゴムの大変形時復元力特性

3.1　第 3 章の概要

第 3 章では，SnRB の大変形加力試験を実施して力学挙動を把握する。

続いて，既往の修正バイリニアモデルに関する考察と収集した試験データの詳細な分析により，既往の復元力モデルに代わる大変形復元力モデルを新たに構築する。復元力モデルの構築にあたっては，試験を実施した積層ゴム試験体が 1 種類のみの形状であることから，既往の復元力モデルのパラメータ評価式を流用することで他の形状にも適用できるよう汎用性を付与することに配慮する。また，基準面圧 15MPa 下での復元力特性を再現する設計用モデルと面圧の影響を排除した極限挙動解析用モデルの 2 通りの復元力パラメータを設定する。

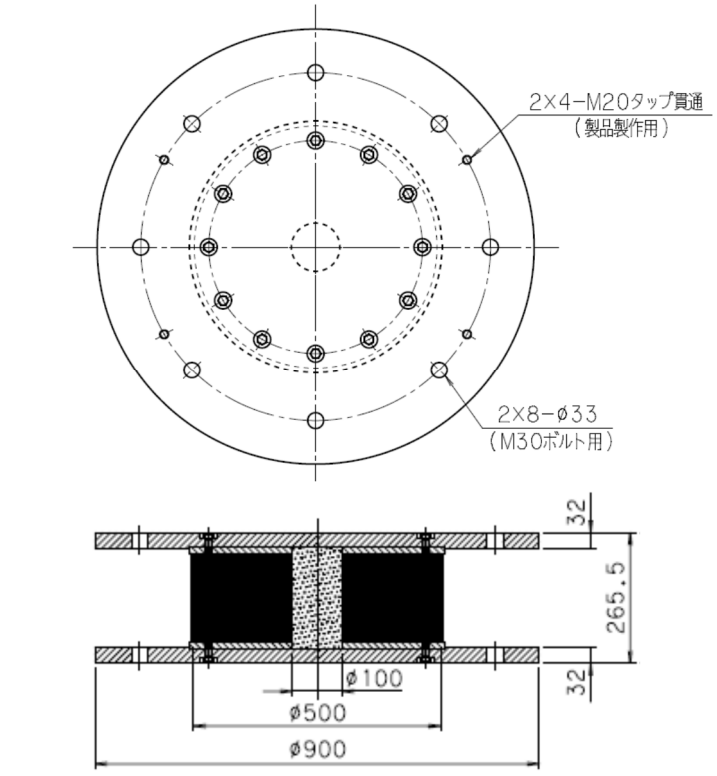
復元力モデルの妥当性については，試験結果の再現結果により検証する。次にせん断変形と軸力の連成を考慮した極限挙動解析には，並列軸ばねモデル[1)]を用いる。並列軸ばねモデルは水平 2 方向と軸力の 3 軸連成挙動を表現するために開発されたものであるが，今回は水平 1 方向と軸力の 2 軸連成解析に用いる。この妥当性についても，試験結果の再現結果により検証する。

最後に，SnRB 免震建物モデルの地震応答解析を実施して応答解析結果を例示するとともに，既往の復元力モデルによる結果との差異についても言及する。

3.2　大変形加力試験

3.2.1 試験体

加力試験に用いた SnRB 試験体の形状を図 3.1 に示す。ゴム外径はφ500mm，錫プラグ径はφ100mm，ゴム総厚は 97.5mm（3.75mm 厚×26 層），内部鋼板は 3.2mm 厚×25 層であり，1 次形状係数は 32.0，2 次形状係数は 5.1 である。試験体は 3 体製作した。



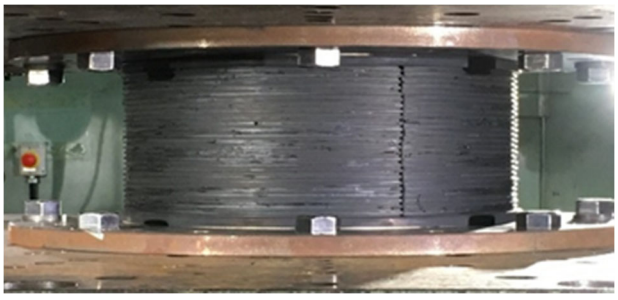


図 3.1　試験体の形状と外観

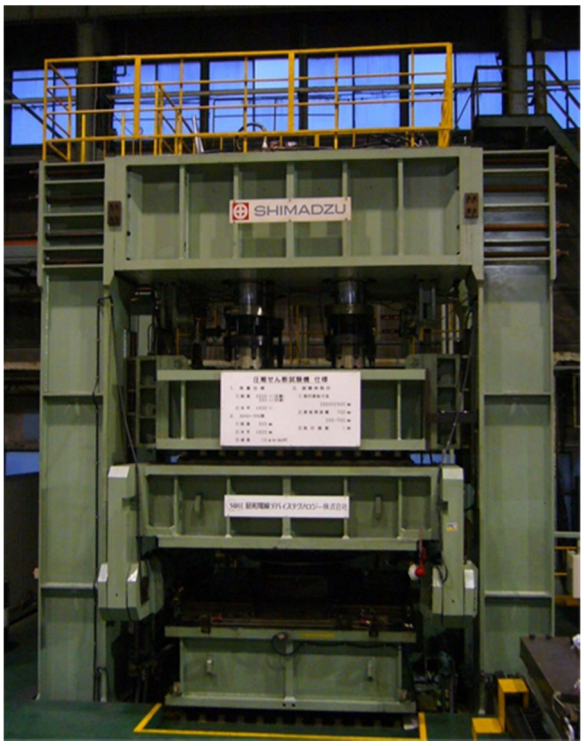
3.2.2 試験方法

試験プログラムを表 3.1 に示す。すべての試験体に対して，基本性能試験とせん断ひずみ 400%までの大変形試験を行った。大変形試験では 3 水準の面圧を設定し，各面圧に 1 体ずつ試験体を割り当てた。本試験体の基準面圧は 15MPa であり，1MPa は面圧の影響を排除したせん断特性を得ること，および 30MPa は高面圧時の挙動を把握することを目的としている。

試験は，昭和電線ケーブルシステム相模原事業所に設置されている図 3.2 の 25MN 試験機を用いて行った。面圧 1MPa，15MPa の試験を 2018 年 11 月 14 日に，面圧 30MPa の試験を 2019 年 2 月 18 日に実施した。水平変形はインダクタンス式変位計で計測し，鉛直・水平荷重は試験機のアクチュエータに内蔵されているロードセルで計測した。せん断荷重の温度依存性の影響を極力排除する配慮から，試験ごとに約 10 分間のインターバルを設けた。一方，せん。一方，せん断荷重の速度依存性に関しては，実測値を復元力モデルで想定する速度 400mm/s へ補正した上で復元力特性の分析に使用した。

表 3.1　試験プログラム

項目	鉛直方向			水平方向			
	面圧 [MPa]	荷重 [kN]	サイクル数	せん断ひずみ [%]	変位 [mm]	三角波速度 [mm/s]	サイクル数
基本鉛直	15±30%	2827±30%	3	−	−	−	−
基本水平	15	2827	−	±100%	97.5	5	4
ひずみ依存性1体目	1	188	−	±50%	48.1	5	4
	1	188	−	±100%	97.5	5	4
	1	188	−	±150%	146.3	5	4
	1	188	−	±200%	195.0	5	4
	1	188	−	±250%	243.8	5	4
	1	188	−	±300%	292.5	3	4
	1	188	−	±400%	390.0	3	4
ひずみ依存性2体目	15	2827	−	±50%	48.1	5	4
	15	2827	−	±100%	97.5	5	4
	15	2827	−	±150%	146.3	5	4
	15	2827	−	±200%	195.0	5	4
	15	2827	−	±250%	243.8	5	4
	15	2827	−	±300%	292.5	3	4
	15	2827	−	±400%	390.0	3	4
ひずみ依存性3体目	30	5655	−	±50%	48.1	5	4
	30	5655	−	±100%	97.5	5	4
	30	5655	−	±150%	146.3	5	4
	30	5655	−	±200%	195.0	5	4
	30	5655	−	±250%	243.8	5	4
	30	5655	−	±300%	292.5	3	4
	30	5655	−	±400%	390.0	3	4



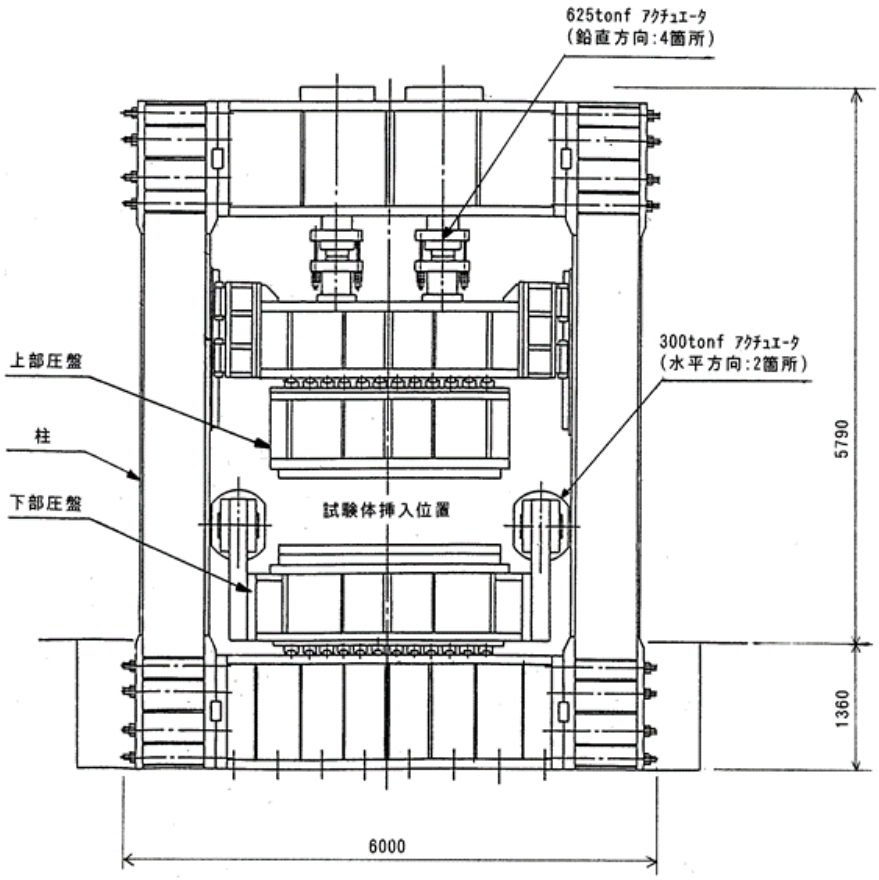
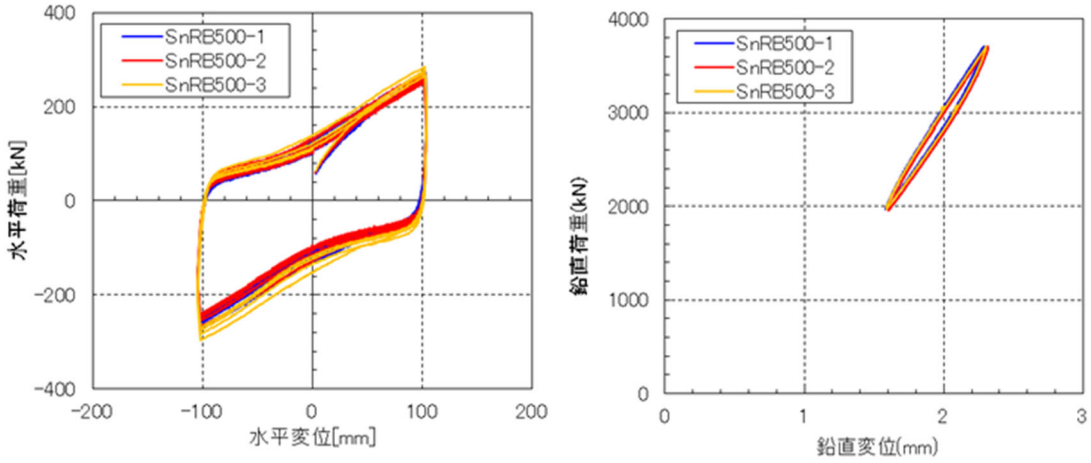


図 3.2　試験機の外観と形状

3. 2. 3 試験結果

基本性能試験で得られた 3 体の水平・鉛直の荷重変形関係を図 3.3 に重ね描く。3 体の試験結果はほぼ重なっており，個体差はわずかである。また各試験体の鉛直剛性（K_v），二次剛性（K_2），切片荷重（Q_d）を表 3.2 に示す。試験結果は設計式 [2]による鉛直剛性 2670×10^3kN/m に対して±20%以内，二次剛性 0.75×10^3kN/m に対して±25%以内，切片荷重 116kN に対して±20%以内であり，いずれも設計値の許容範囲内であることを確認した。試験条件や速度補正の実施から，各設計値との差は製造上のばらつきによるものと考えられる。



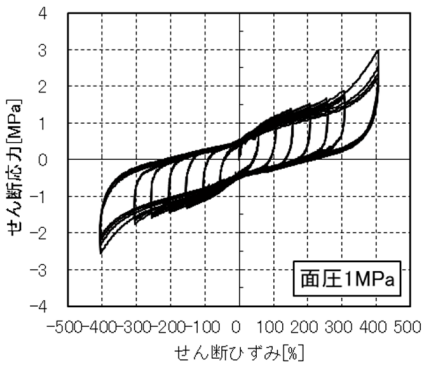
(a)水平試験　　(b)鉛直試験

図 3.3　基本性能試験時の荷重-変形関係

表 3.2　基本性能試験結果

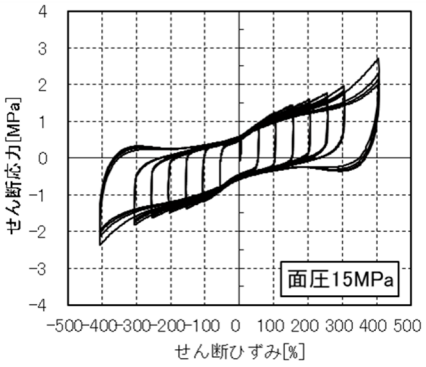
試験体番号	測定時温度[℃]	K_V [kN/mm]		K_2 [kN/mm]		Q_d [kN]	
		設計値	2670	設計値	0.75	設計値	116
		補正値	対設計値	補正値	対設計値	補正値	対設計値
SnRB500-1	15.6	2443	-8.5%	0.905	20.7%	123.4	6.4%
SnRB500-2	16.3	2426	-9.1%	0.883	17.7%	122.2	5.4%
SnRB500-3	9.0	2349	-12.0%	0.910	21.3%	136.9	18.0%

大変形試験結果を図 3.4 に示す。いずれの面圧もせん断ひずみ 300%（せん断変形 292.5mm）までは安定した履歴ループ形状となっている。基準面圧 15MPa の試験結果と他の面圧の結果を比較すると，面圧 1MPa で若干，履歴ループが細くなり，面圧 30MPa では太くなっている。また，面圧 1MPa と 15MPa ではせん断ひずみ 400%（せん断変形 390mm）の履歴ループにおいてハードニングが生じており，面圧 1MPa の方がその傾向が顕著である。一方，面圧 30MPa ではせん断ひずみ 400%における 2 サイクル目以降で荷重が低下し，除荷時に負勾配も生じている。試験終了時において，いずれの試験体においても破断等の損傷は認められなかった。



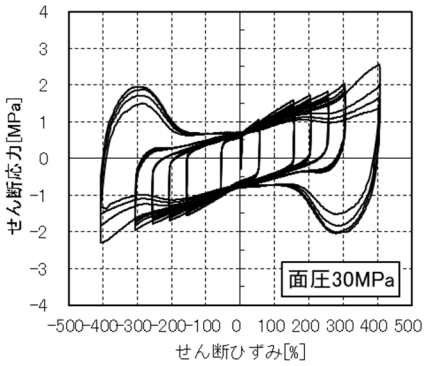


(a)　面圧 1MPa





(b)　面圧 15MPa





(c)　面圧 30MPa

図 3.4　大変形試験結果

3.3　大変形復元力モデルの構築

3.3.1 復元力モデルの構築方針

前章で実施した大変形試験のうち，面圧 1MPa と 15MPa の 2 ケースについて復元力モデルを構築する。前者は積層ゴム単体の極限挙動解析用モデル，後者は修正バイリニアモデル[3]に代わる設計モデルと位置づける。精緻なモデル化を施すために，曲線系の関数を導入して荷重変形関係を表現する。また，設計用モデルとしての実用性，現行の設計手法との連続性，および他の形状の SnRB へ適用するための汎用性を付与するために，修正バイリニアモデルのパラメータ評価式を極力流用することとし，不足する大変形領域での情報については前章での試験結果を用いる。なお，復元力特性の分析および試験結果の再現については，図 3.4 に示した試験結果のうち 3 サイクル目を対象とする。

3.3.2 既往の復元力モデルに関する考察

SnRB の復元力モデルとしては，設計用モデルとしての修正バイリニアモデルと蝶型の履歴ループ形状となるように切片荷重を低めに修正した詳細モデルの 2 種類が提案されている[3]。両モデルとも履歴ループ形状は複数の直線で表現しており，適用せん断ひずみは 200%までに限定される[4]。まずは，修正バイリニアモデルの各復元力パラメータを図 3.5 のように定義する。初めに，基準となるせん断ひずみ 100%時の一次剛性 K_1，二次剛性 K_2，切片荷重 Q_d を(3.1)～(3.3)式によって求める。

$$K_{1,\gamma=100\%} = 112 \cdot K_2 \tag{3.1}$$

$$K_{2,\gamma=100\%} = (G \cdot A_r)/(n \cdot t_r) \tag{3.2}$$

$$Q_{d,\gamma=100\%} = \sigma_p \cdot A_p \tag{3.3}$$

ここに，G はゴムのせん断弾性率，A_r はゴムの断面積，n はゴム層数，tr はゴム 1 層の厚さ，A_p は錫プラグの断面積，σ_p は錫プラグの降伏応力度（基準速度時 14.8 MPa）である。

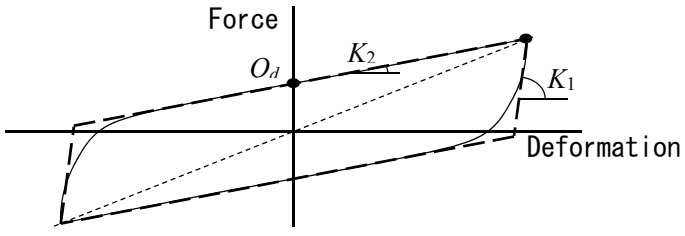


図 3.5　修正バイリニアモデルの各復元力パラメータ

続いて，ひずみ依存性を考慮するために，(3.4)，(3.5)式によって任意のひずみ値における K_2，Q_d の修正係数 CK_2，CQ_d を求め，これらを(3.6)，(3.7)式のようにせん断ひずみ 100%時の値に乗じる。

$$\begin{aligned} CK_2(\gamma) &= 0.997\times\gamma^{-0.403} \quad (0.5\le\gamma<1.0) \\ &= 1+(-0.013)\ln(\gamma) \quad (1.0\le\gamma<2.0) \end{aligned} \tag{3.4}$$

$$\begin{aligned} CQ_d(\gamma) &= 1+0.013\ln(\gamma) \quad (0.5\le\gamma<1.0) \\ &= 1+(-0.079)\ln(\gamma) \quad (1.0\le\gamma<2.0) \end{aligned} \tag{3.5}$$

$$K_2(\gamma) = CK_2(\gamma)\cdot K_{2,\gamma=100\%} \tag{3.6}$$

$$Q_d(\gamma) = CQ_d(\gamma)\cdot Q_{d,\gamma=100\%} \tag{3.7}$$

図 3.6 に修正バイリニアモデルを用いて，基準面圧 15MPa での大変形加力試験の再現結果を示す。なお，同モデルの適用限界ひずみ 200%（水平変形 195mm）を超えるせん断ひずみについては，(3.4)，(3.5)式を外挿した。修正バイリニアモデルによる再現結果は，せん断ひずみ 200%までの履歴ループに関しては，試験結果との合致度は良好であるものの，①切片荷重をやや大きめに評価する，②せん断ひずみの増大に従い各ピーク変形時の荷重を低く評価する，という傾向が見られる。①については以前から認識されていることであり，詳細モデル[3]では履歴ループ形状が変形ゼロ付近でくびれる傾向を再現すべく，切片荷重 Qd を 0.82 倍して蝶型の履歴ループ形状となるような措置が取られている。②については，修正バイリニアモデルの適用限界ひずみが 200%までであることが要因であり，せん断ひずみ 400%まで対応させるには新たな評価式が必要である。

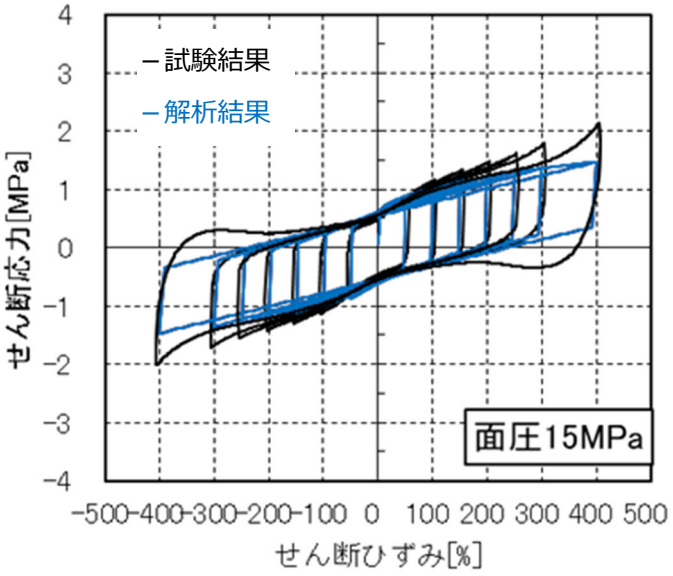


図 3.6　修正バイリニアモデルを用いた解析結果の比較

3.3.3 大変形復元力モデルの構築

SnRB の大変形領域までの荷重変形関係を良好に再現できる復元力モデルとして，Kikuchi-Aiken モデル [5]（以下，KA モデルと呼称）の適用を考える。KA モデルは履歴減衰型免震積層ゴムの力学特性を統一的に表現できるモデルとして，オープンソース構造解析プログラム OpenSees[6]に実装され国内外で多用されている。以下では，KA モデルを SnRB と同様の内部構造を有する鉛プラグ入り積層ゴムへの適用方法 [7, 8]に準じて SnRB への展開を図る。

KA モデルは，荷重変形関係を初期載荷時の骨格曲線とそこからの除荷時の履歴曲線に分けて表現する。初めに骨格曲線を，荷重を F，変形を X として(3.8)式のように表現する。

$$F = Q_d + K_2 X \tag{3.8}$$

ここに，Q_d，K_2 は既出の(3.3)，(3.2)式で計算される修正バイリニアモデルの切片荷重と二次剛性である。

続いて，履歴曲線を下式のように非線形弾性成分 F_1 と履歴減衰成分 F_2 の和として表現する。

$$F = F_1 + F_2 \tag{3.9}$$

$$F_1 = \frac{1}{2}(1-u)F_m \left\{ x + \mathrm{sgn}(x)|x|^n \right\} \tag{3.10}$$

$$F_2 = \pm u F_m \left\{ 1 - 2e^{-a(1\pm x)} + b(1 \pm x)e^{-c(1\pm x)} \right\} \tag{3.11}$$

ここに，x は無次元化変位（$x = X / X_m$），u は切片荷重比（$u = Q_d / F_m$），X_m，F_m は骨格曲線上からの除荷時の変形および荷重である。(3.11)式は複合同順，$\dot{x} > 0$ のとき＋，$\dot{x} < 0$ のときーである。a，b，c，n は履歴ループの形状を操作するパラメータであり，パラメータをせん断ひずみに応じて変化させることで，紡錘形からハードニングに至る履歴ループ形状を表現することができる。n はハードニングを表すパラメータであり，n >1 とすることでハードニングを表現することができる。a，b は履歴ループ面積を試験結果と等価するという条件から，(3.12)，(3.13)式によって算出する。

$$\frac{1-e^{-2a}}{a} = \frac{2u - \pi h_{eq}}{2u} \tag{3.12}$$

$$b = c^2 \left[\frac{\pi h_{eq}}{u} - \left\{ 2 + \frac{2}{a}\left(e^{-2a} - 1 \right) \right\} \right] \tag{3.13}$$

ここに，h_{eq} は等価粘性減衰定数である。

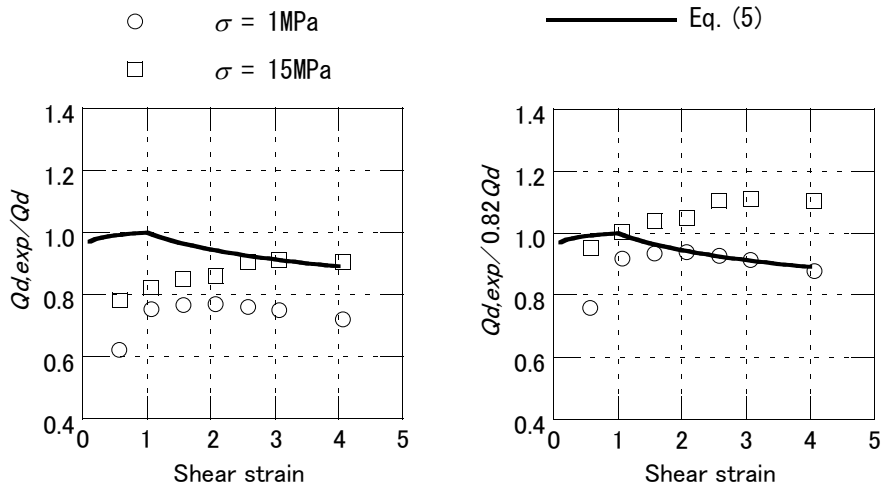
以上のように表現された履歴曲線の荷重変形関係は変形－X_m～＋X_mで変化する定常振幅状態のものである。地震応答のように任意に変化する変位履歴については，バイリニアモデルやROモデルと同様にMasing則[9]を適用して対応する荷重を求める。

3.3.4 復元力モデルのパラメータ評価

大変形加力試験結果を用いて，前項で概説したKAモデルのパラメータを面圧1MPa，15MPaごとに評価する。手順としては，初めに骨格曲線(3.8)式を決定するためのQ_d，K_2を評価し，続いて履歴曲線(3.9)～(3.13)式中の各パラメータを評価する。

(1) 切片荷重Q_dのひずみ依存修正係数CQ_d

CQ_dの定義（せん断ひずみ100%時の切片荷重に対する他のせん断ひずみでの切片荷重の比）に従って試験結果から求めたCQ_dを，修正バイリニアモデルのひずみ依存修正係数(3.5)式による値と比較して図3.7(a)に示す。



(a)Qdに対する比　　(b)0.82Qdに対する比

図3.7　ひずみ依存修正係数

試験結果は両面圧ともにすべて1.0を下回っている。これは図3.6で考察したように修正バイリニアモデルが試験結果の履歴ループにみられる変位ゼロ付近のくびれを表現できない所以である。3.3.1節で言及した詳細モデルでは，CQ_dとは別に係数0.82を乗じて蝶型の履歴ループ形状を表現している。図3.7(b)は縦軸のCQ_dを$0.82Q_d$に対する比に改めてプロットし直している。(3.5)式による値は1.0を最大値とし，ひずみの増大と

ともに約 0.9 まで低減する。一方，試験結果については面圧 1MPa での値はひずみの増大とともに増大し，面圧 15MPa では逆に減少する。このように試験結果には(3.5)式の傾向は認められないことから，提案するモデルでは(3.5)式によるひずみ依存性は考慮せず，単純にくびれを表現するための係数 0.82 のみを CQ_d として採用する。すなわち，切片荷重のひずみ依存修正係数の評価式は(3.14)式とする。

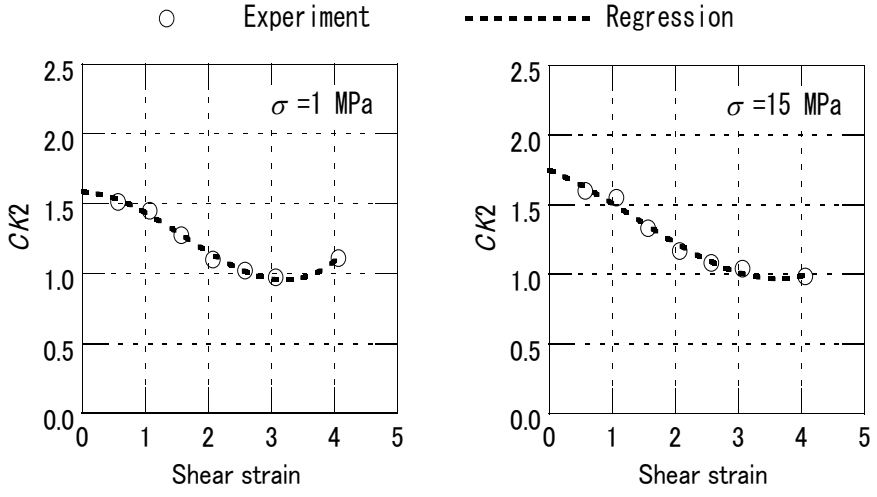
$$CQ_d = 0.82 \quad \text{(const.)} \tag{3.14}$$

(2) 二次剛性のひずみ依存修正係数 CK_2

修正バイリニアモデルの二次剛性は，錫プラグ降伏後のゴム剛性に対応するものであり，(3.2)式はそのことを表現している。これは理想的には錫プラグが降伏後に剛性を全く有しないこと，およびゴムが線形の復元力特性を有することを意味する。しかしながら実際には二次剛性にもひずみ依存性が存在するとして(3.4)式が導入されている。二次剛性は前掲の図 3.5 に示すように，切片荷重 Q_d から荷重最大値を結ぶ直線の勾配として定義されるが，提案モデルでは Q_d のひずみ依存式である(3.5)式を用いないこととしたため，(3.4)式を適用する前提が崩れてしまう。よって，試験結果をもとに(3.4)式に代わる二次剛性のひずみ依存修正係数の評価式を作成する必要がある。そこで，(3.15)式によって試験結果から抽出した CK_2 を図 3.8 に示す。

$$CK_2(\gamma) = \frac{{}_{\exp}F_{\text{peak}}(\gamma) - 0.82Q_{d,\gamma=100\%}}{{}_{\exp}X_{\text{peak}}(\gamma)\cdot K_{2,\gamma=100\%}} \tag{3.15}$$

ここに，${}_{\exp}F_{\text{peak}}$，${}_{\exp}X_{\text{peak}}$ はピークせん断ひずみ γ の履歴ループの最大荷重および変形であり，$K_{2,\ \gamma=100\%}$，$Q_{d,\ \gamma=100\%}$は(3.2)，(3.3)式で計算される。



(a) 面圧 1MPa　　(b) 面圧 15MPa

図 3.8　二次剛性の修正係数 CK_2

図 3.8 に示した試験結果から面圧ごとに(3.16)，(3.17)式のように回帰式を作成した。同図には回帰式による CK_2 も併せて示している。

面圧 1MPa ： $CK_2(\gamma)=1.5835-0.00082262\gamma-0.18229\gamma^2+0.037927\gamma^3$ (3.16)

面圧 15MPa： $CK_2(\gamma)=1.7491-0.17576\gamma-0.08086\gamma^2+0.019298\gamma^3$ (3.17)

(3) 等価粘性減衰定数 h_{eq}

等価粘性減衰定数は履歴ループの膨らみに影響するパラメータである。修正バイリニアモデルは h_{eq} を直接的に評価することはしないものの，一次剛性 K_1，二次剛性 K_2，切片荷重 Q_d を用いて(3.18)式のように求めることができる。

$$h_{eq}=\frac{2}{\pi}\cdot\frac{Q_d}{Q_d+K_2H_r\gamma}\cdot\left\{1-\frac{Q_d}{(K_1-K_2)H_r\gamma}\right\} \tag{3.18}$$

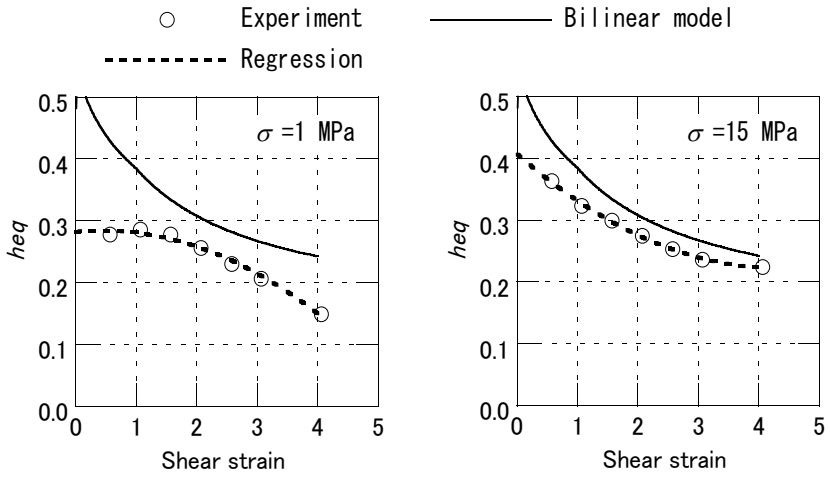
図 3.9 に試験結果から求めた h_{eq} と，修正バイリニアモデルのパラメータ評価式である(3.1)～(3.7)式による K_1，K_2，Q_d を(3.18)式に代入して得られる h_{eq} を面圧ごとに比較して示す。試験結果については，ひずみ対する h_{eq} の変化の傾向が面圧によって異なる。また，すべてのひずみ領域において修正バイリニアモデルによる値は試験結果を上回る。これは，修正バイリニアモデルが切片荷重を試験結果より大きく評価し，逆にピーク時の荷重を小さく評価していることの相乗効果によるものと考えられる。しかしながら(3.18)式には SnRB の設計式（(3.1)～(3.7)式）を用いているという点で，本研究で対象とした形状以外の SnRB にも適用できるという汎用性がある。以上の分析結果を考慮して，ここでは試験結果の回帰式によりひずみに対する h_{eq} の変化の傾向を表現しつつ，他の形状の SnRB への適用性を確保するための係数を別途導入する。面圧ごとに作成した h_{eq} の評価式は，(3.19)，(3.20)式の通りである。同式は，試験結果の回帰式と他の形状に適用するための補正係数 η（(3.21)式）との積で構成される。図 3.9 には，試験結果に対する回帰結果も併せて示している。

面圧 1Mpa ： $h_{eq}(\gamma)=\eta\left(0.28268+0.0086434\gamma-0.010423\gamma^2\right)$ (3.19)

面圧 15MPa： $h_{eq}(\gamma)=\eta\left(0.4072-0.085276\gamma+0.0098413\gamma^2\right)$ (3.20)

補正係数 ： $\eta=\dfrac{h_{eq}}{h_{eq,500std}}$ (3.21)

(3.21)式中の h_{eq} は対象とする SnRB の等価粘性減衰定数，$h_{eq,\ 500std}$ は本研究で試験を実施したゴム外径 500mm，錫プラグ径 200mm の SnRB の等価粘性減衰定数であり，ともに(3.18)式を用いてせん断ひずみ 100%時の値として求める。



(a) 面圧 1MPa　　(b) 面圧 15MPa

図 3.9　等価粘性減衰定数の回帰式

(4) ハードニングパラメータ n

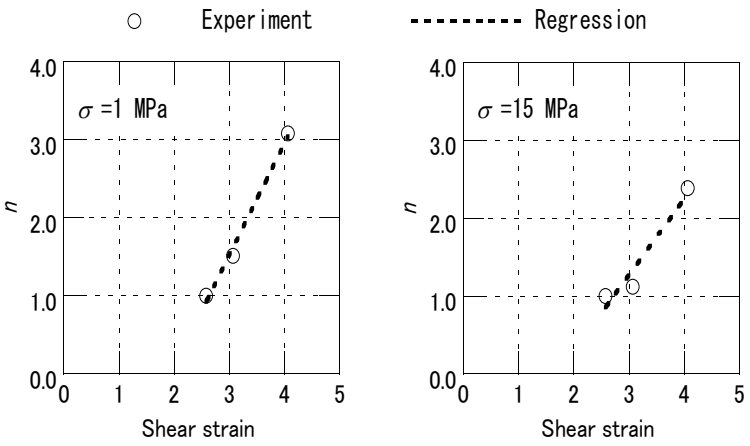
履歴曲線の非線形弾性成分(3.10)式におけるパラメータ n は n >1 の値とすることでハードニングを表現することができる。非線形弾性成分 F_1 を履歴減衰成分 F_2 の残余成分である $(1-u)F_m$ を用いて (3.22)式によって無次元化する。

$$f_1 = \frac{F_1}{(1-u)F_m} \tag{3.22}$$

これを(3.10)式に代入して無次元化変位 x >0 の範囲で n について解くと(3.23)式が得られる。

$$n = \log\left(\frac{2f_1 - x}{x}\right) \tag{3.23}$$

図 3.4 に示した履歴ループ形状より 1MPa，15MPa の両面圧ともせん断ひずみ 200%を超えた領域ではハードニングが生じると判断して，試験結果から無次元化変位 x =0.8 における非線形弾性成分の無次元化荷重 f_1 を γ = 250，300，400%の 3 点で抽出し，これらを(3.23)式に代入して n を求めた。図 3.10 に n の分布と回帰結果を示す。



(a) 面圧 1MPa　　(b) 面圧 15MPa

図 3.10　ハードニングパラメータ n の回帰式

最終的に線形領域を含めて，面圧ごとに以下のように n の評価式を設定する。

$$\text{面圧 1MPa：}\quad \begin{aligned} n(\gamma) &= 1.0 && (\gamma < 2.64) \\ &= -2.77641 + 1.4325\gamma && (\gamma \geq 2.64) \end{aligned} \tag{3.24}$$

$$\text{面圧 15MPa：}\quad \begin{aligned} n(\gamma) &= 1.0 && (\gamma < 2.73) \\ &= -1.6624 + 0.97788\gamma && (\gamma \geq 2.73) \end{aligned} \tag{3.25}$$

(5) その他のパラメータ

履歴曲線の履歴減衰成分(11)式のパラメータ c については，これを試行により変化させて履歴ループの形状を検討した結果，両面圧ともせん断ひずみによらず(3.26)式のように一定値として設定する。

$$c = 0.45 \quad (\text{const.}) \tag{3.26}$$

パラメータ a，b は，(3.12)，(3.13)式より求めることとしているが，数値計算上の発散を防ぐため各式の適用範囲を以下のように設定する。

面圧 1MPa：

a は(3.12)式より求める。ただし，$\gamma > 1.1$ では a = 28.895 (const.)

b は(3.13)式より求める。ただし，$\gamma \leqq 1.1$ では b = 0.0 (const.)

面圧 15MPa：

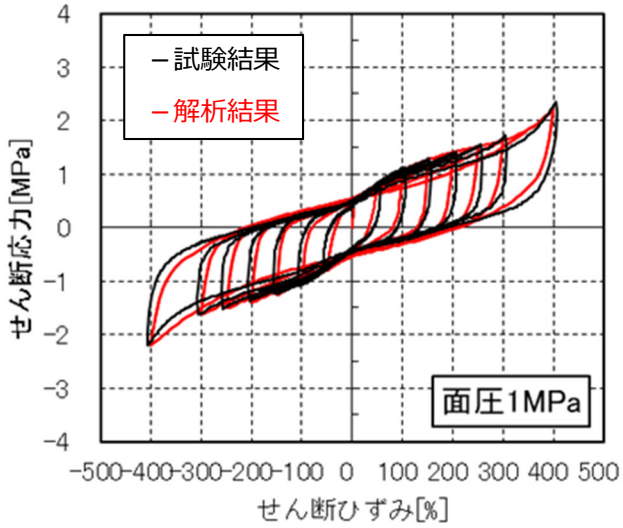
a は(3.12)式より求める。ただし，$\gamma > 0.55$ では a = 29.015 (const.)

b は(3.13)式より求める。ただし，$\gamma \leqq 0.55$ では b = 0.0 (const.)

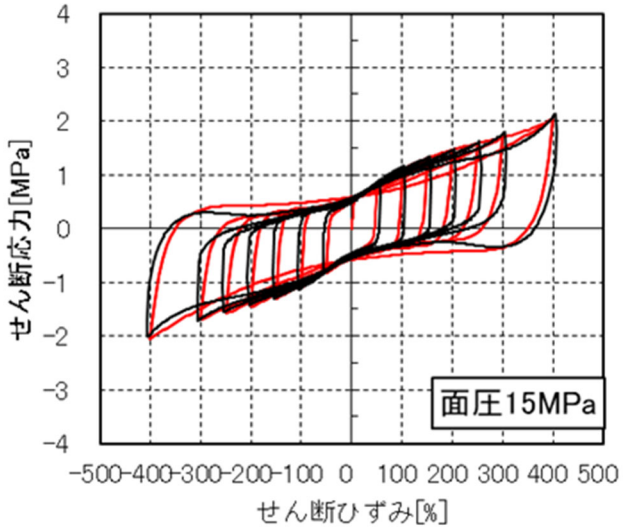
なお，以上に示した(3.14)式から(3.24)式のすべてのパラメータ評価式の適用範囲はせん断ひずみ $\gamma \leqq 4.0$ であり，また $\gamma < 0.05$ では線形として扱うこととする。

3.4　試験結果のシミュレーション解析

図 3.11 に前章で設定した復元力パラメータ評価式を用いて，面圧 1MPa，15MPa の大変形試験を再現した解析結果を示す。両面圧ともにせん断ひずみ 400%までの履歴ループ形状が良好に再現できている。面圧 15MPa の復元力モデルについては，現行の修正バイリニアモデルに代わる設計用モデルとして SnRB を用いた免震建物の設計実務に適用されることを期待する。一方，面圧 1MPa の復元力モデルについては，次節においてせん断変形と軸力との連成を考慮した極限挙動解析への適用を試みる。



(a) 面圧 1MPa



(b) 面圧 15MPa

図 3.11　　Kikuchi-Aiken Model による試験結果の再現

3.5　せん断変形と軸力との連成を考慮した極限挙動解析

SnRB のせん断変形と軸力との連成を考慮した極限挙動解析には，図 3.12 に示す力学ばねモデル（並列軸ばねモデル）を用いる[1)]。同モデルは，上下端部の軸ばね群，中間部のせん断ばね群（MSS モデル），および両ばね群を結ぶリジッドリンクで構成されている。軸ばね群とせん断ばね群の材料非線形性，リジッドリンクを介して力が伝達されることで上下端部に生じる付加曲げモーメント，中間部せん断ばね群の変形と傾きに起因する幾何学的非線形性を考慮した力学挙動を表現できる。これまでに，高減衰積層ゴム[10)]や鉛プラグ入り積層ゴム[11)]の極限挙動解析に適用され，大変形や高軸力下での試験結果を良好に再現してきた。図 3.12 の力学モデルは，本来，水平 2 方向と軸力の 3 軸連成挙動を表現するために開発されたものであり，力学モデルの詳細な定式化は文献[10),11)]に記載されている。本解析では，これを水平 1 方向と軸力の 2 軸連成解析に用いる。

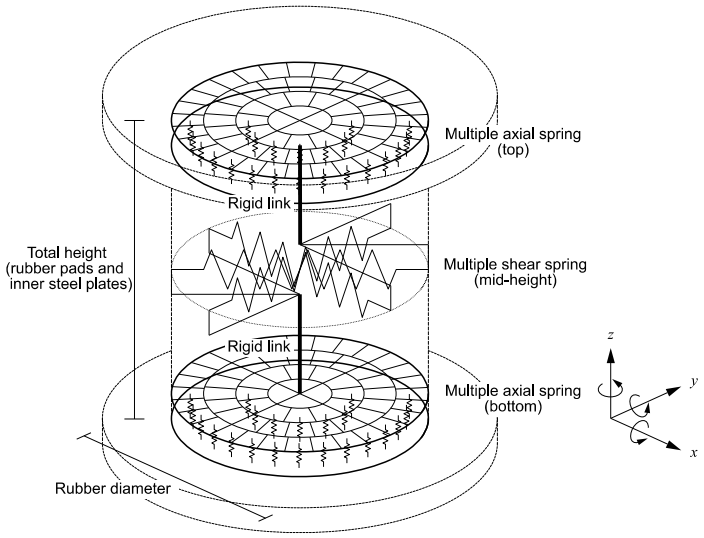


図 3.12　水平方向と軸力の並列軸ばねモデル

並列軸ばねモデルでは，水平復元力に対する軸力の影響を構成ばね群の材料非線形および構成力学要素による幾何学的非線形で表現するため，中間部せん断ばね群には前章で構築した復元力モデルのうち，軸力の影響を排除した面圧 1MPa の復元力パラメータ評価式を用いる。また，上下端部の軸ばね群には，ゴム部の軸応力ひずみ関係を表現するものとして図 3.13 の復元力モデル[10)]を適用する。同モデルは，免震積層ゴムの軸方向復元力特性で典型的に見られる圧縮側では弾性挙動を高軸力まで維持し引張側では早期に降伏し剛性低下するという非対称な特性を表現している。

図 3.13 におけるゴム部の軸ひずみεは，力学モデルの節点間の z 軸方向相対変形 δ_v を上下端部の軸ばね群にゴム総厚 H_r を介して均等に振り分けて(3.27)式のように定義する。

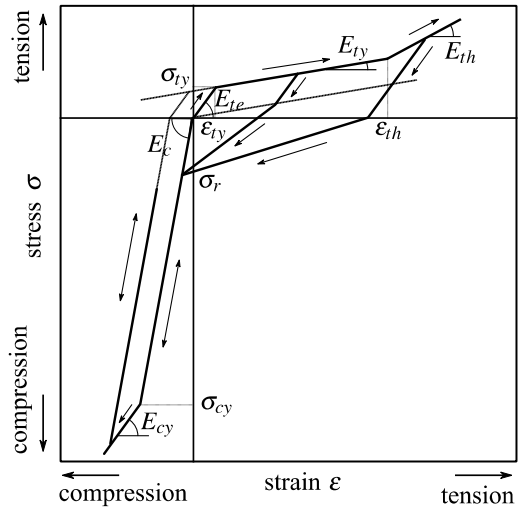


図 3.13　上下端部軸ばね群の復元力モデル

$$\varepsilon = \frac{2\delta_v}{H_r} \tag{3.27}$$

圧縮側の初期弾性係数（積層ゴムの見かけの縦弾性係数）Ec は(3.28)式で評価する [12)]。

$$E_c = K\left\{1 - \frac{2}{\lambda R}\frac{I_1(\lambda R)}{I_0(\lambda R)}\right\} \tag{3.28}$$

ここに，

$$\lambda = \sqrt{\frac{12G}{Kt_r^2}} \tag{3.29}$$

であり，K はゴムの体積弾性係数，R は積層ゴムの半径，I_0 と I_1 は 0 次と 1 次の第 1 種変形ベッセル関数，G はゴムのせん断弾性係数，tr はゴム 1 層の厚さである。
さらに図 3.14 に示すような積層ゴム断面内のゴムの変形拘束状態の分布を(3.30)式のような重み関数で評価し，W(r)を Ec に乗じる。

$$W(r) = \left\{1 - \frac{I_0(\lambda r)}{I_0(\lambda R)}\right\} \Big/ \left\{1 - \frac{2}{\lambda R}\frac{I_1(\lambda R)}{I_0(\lambda R)}\right\} \tag{3.30}$$

ここに，r は積層ゴムの断面中心から距離である。
図 3.13 および(3.28)～(3.30)式における各パラメータの設定値を表 3.3 にまとめる。

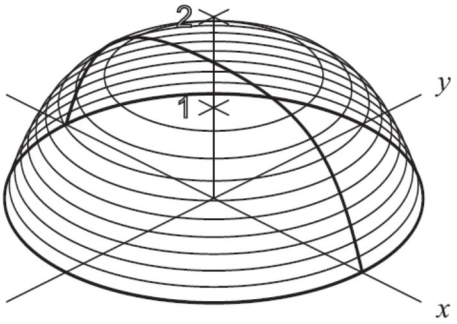
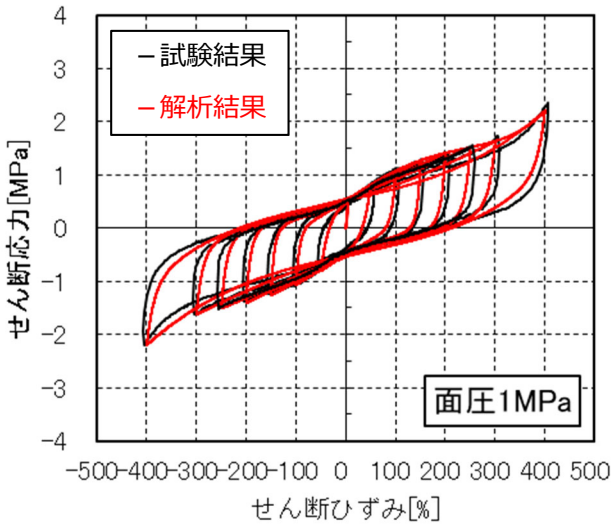


図 3.14　圧縮弾性率の分布

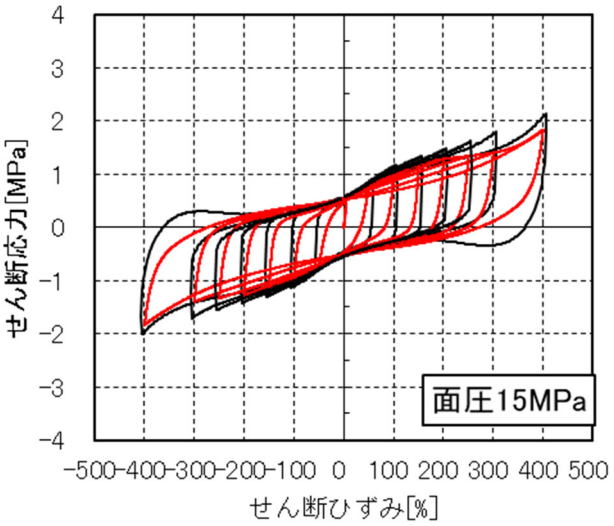
表 3.3　軸ばねモデルの各パラメータの設定値

Parameter	Value
G	0.39×10^6 MPa
K	1960×10^6 MPa
E_c	964.6×10^6 MPa
t_r	3.75 mm
R	250 mm
E_{te}	$0.50E_c$
E_{ty}	$0.10E_c$
E_{th}	$0.25E_c$
E_{cy}	$0.50E_c$
σ_{ty}	1.0 MPa
σ_{cy}	-100 MPa
σ_r	-20 MPa
ε_{th}	$10\varepsilon_{ty}$

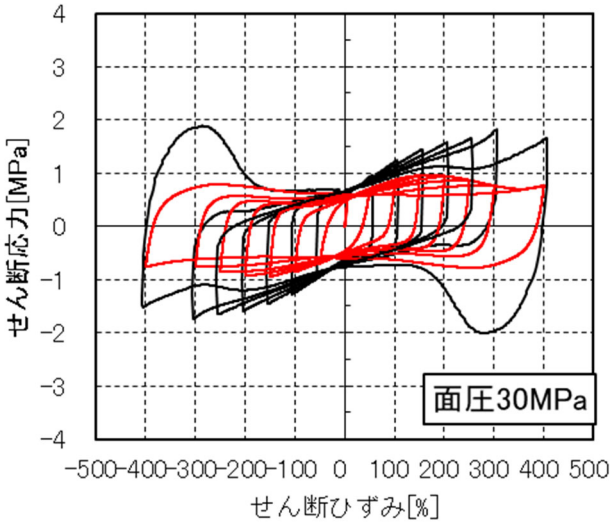
並列軸ばねモデルを用いたせん断変形と軸力の連成挙動解析結果を試験結果と比較して図 3.15 に示す。面圧の影響を排除した面圧 1MPa の復元力特性に対して並列軸ばねモデルを用いることにより軸力の影響が考慮され，面圧の増大とともに水平荷重は低下し履歴ループ形状も変化している。面圧 15MPa までは試験結果との対応は良好である。面圧 30MPa については，大変形時の履歴ループの負勾配は定性的には表現されているものの，水平荷重の低下が試験結果以上に著しい。この点に関しては図 3.13 の並列軸ばね群の軸方向復元力特性において，大変形時の荷重低下を抑えるべく引張側のハードニングをより強くする，一方で除荷時の大きな履歴ループの膨らみを表現するために軸方向復元力特性の引張側から圧縮側への戻り剛性をより大きくするなどの方法が考えられる。しかしながら，試験体が 1 体のみであることから，詳細な検討については他の形状の試験結果も見据えながら復元力パラメータを設定する必要があり，検討の余地を残す結果となった。



(a) 面圧 1MPa



(b) 面圧 15MPa



(c) 面圧 30MPa

図 3.15　せん断変形と軸力との連成を考慮した解析結果

3.6　地震応答解析による応答特性把握

3.6.1 建物モデル

本章では，設計用モデルとしてパラメータ設定を行った面圧 15MPa の復元力モデルを用いて地震応答解析を実施する。検討対象の建物モデルとしては，各階の床面積を 1000m² 程度とする 6 層および 12 層の RC 造免震建物を想定し，図 3.16 のような多質点系せん断型振動モデルを作成した。上部構造は弾性とし，基礎固定時に建物高さ(m)に 0.02 を乗じた値が 1 次固有周期となるような直線分布の層剛性を仮定し，減衰は基礎固定時の 1 次固有振動数に対して 2%の剛性比例型減衰とする。免震層は錫プラグ入り積層ゴム（SnRB）と天然ゴム系積層ゴム（NRB）との併用システムとし，建物規模を考慮して設定した各積層ゴムの構成を表 3.4 に示す。比較のために，既往の復元力モデル（修正バイリニアモデル）を用いた地震応答解析も実施する。

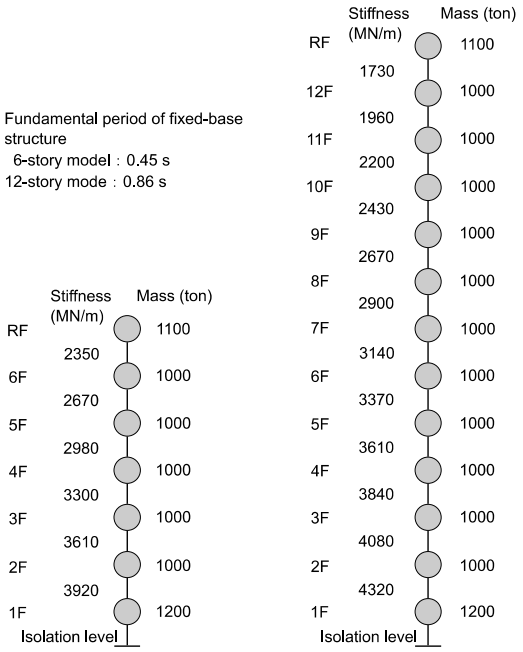


図 3.16　地震応答解析のための建物モデル

表 3.4　免震システムの構成

建物	6層モデル	12層モデル
免震システム	SnRB: 4 台 ゴム径: φ800mm プラグ径: φ160mm	SnRB: 6 台 ゴム径: φ900mm プラグ径: φ180mm
	NRB: 12 台 ゴム径: φ800mm	NRB: 14 台 ゴム径: φ900mm

3.6.2 入力地震動

入力地震動には，告示スペクトル[13]に適合させ，位相を 2 通りに設定した波（1968 年十勝沖地震八戸 NS 成分位相（以下，八戸位相）およびランダム位相）を用いる。これらを原波で入力して各階の最大応答値分布を見るとともに，八戸位相波については最大加速度を 50cm/s² ごとに基準化して 50 cm/s²～500 cm/s² まで変化させた場合の入力レベルと免震層の応答変形の関係を見る。図 3.17 に入力地震動の時刻歴加速度波形を示す。

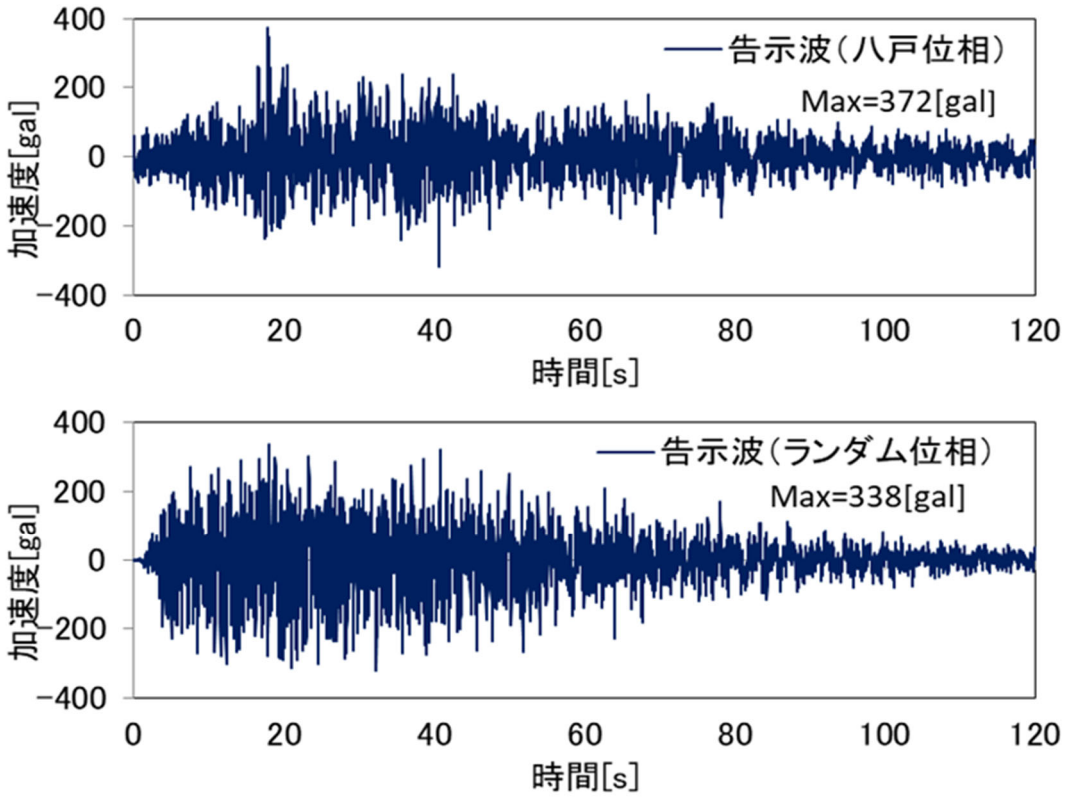
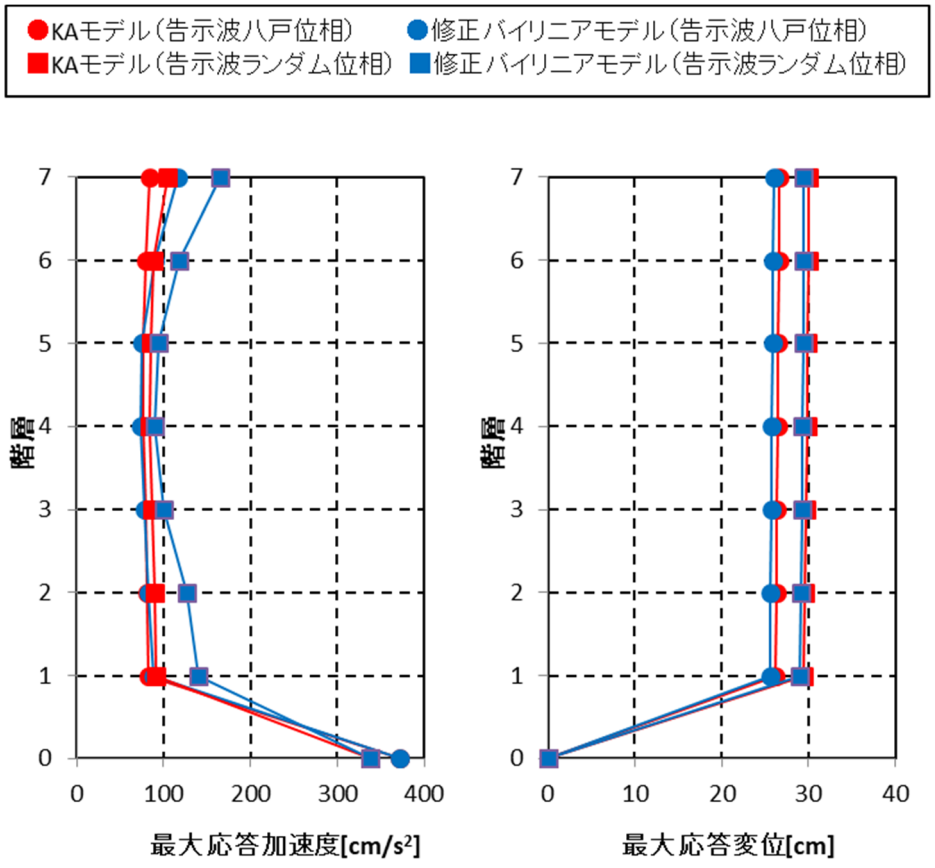


図 3.17　入力地震動の時刻歴加速度波形

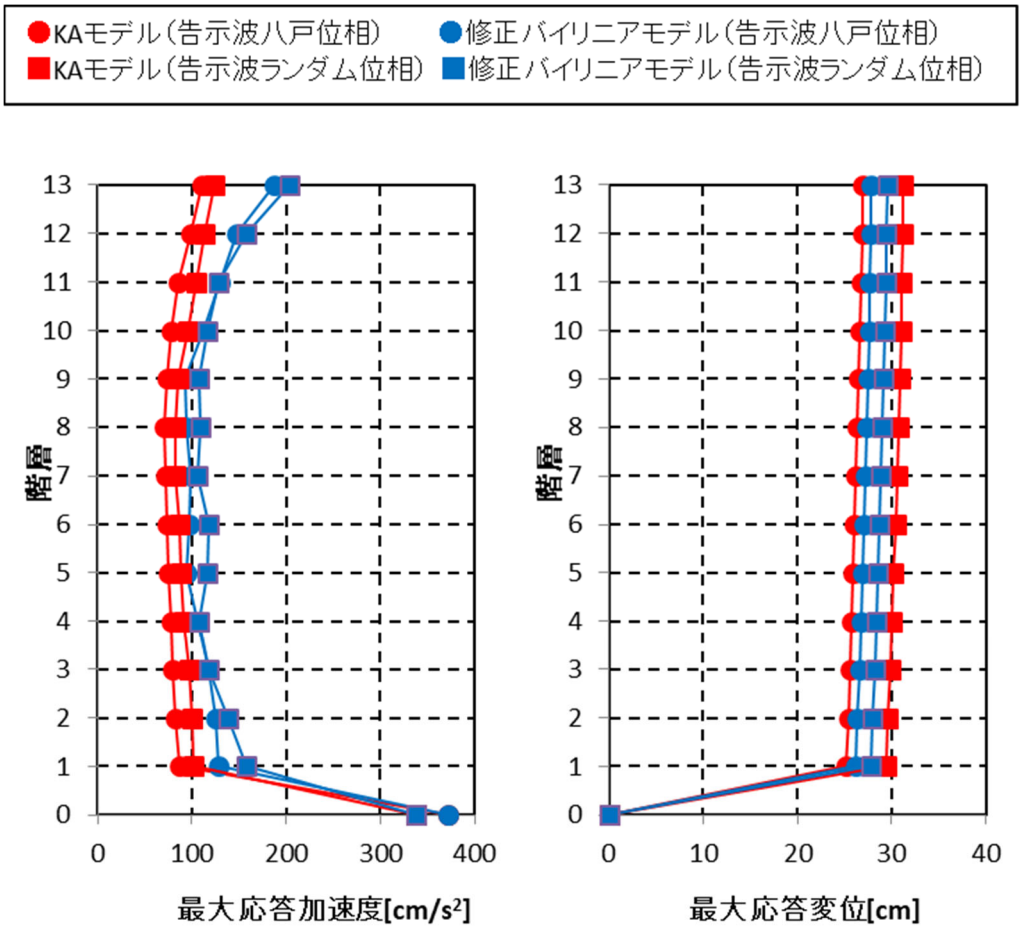
3.6.3 解析結果と考察

初めに，告示スペクトル波原波を入力した場合の建物内の最大応答加速度および最大応答変位の高さ方向の分布について，図 3.18 に 6 層モデルの解析結果を，図 3.19 に 12 層モデルの解析結果を示す。応答加速度については，いずれのケースにおいても建物内の応答加速度は地動加速度よりも小さく免震効果が表れている。復元力モデルによる応答値の違いを見ると，総じて提案モデルによる応答加速度は既往の修正バイリニアモデルよりも下回る。また，修正バイリニアモデルでは頂部が振られる傾向が強い。一方，応答変位については両復元力モデルによる差は少ない。



(a) 最大応答加速度　　(b)最大応答変位

図 3.18　6 層モデルの最大応答値



(a) 最大応答加速度　　(b)最大応答変位

図 3.19　12 層モデルの最大応答値

続いて，12 層モデルに対して告示スペクトル波（八戸位相）の最大加速度を 50 cm/s² 刻みで変化させて入力した場合の入力地震動の最大加速度と免震層の最大応答変位の関係を図 3.20 に示す。なお，修正バイリニアモデルにおける積層ゴムの適用限界せん断ひずみは(3.4)式，(3.5)式のように 200%である。図 3.20 において免震層の変形が 40cm を超える修正バイリニアモデルの結果は，(3.4)式，(3.5)式を外挿して得られた参考値である。図 3.20 によると，両復元力モデルによる免震層の変形は，修正バイリニアモデルの適用限界ひずみに対応する 40cm 以下では，原波を入力したのみならず他の入力地震動レベルでも概ね同じである。原波を入力した場合の両復元力モデルで得られた SnRB の荷重変形関係を図 3.21 に示す。両復元力モデルによる履歴ループ形状は同図のように異なるが，解析終了時における履歴吸収エネルギー量は，提案モデルで 3727 kN·m，修正バイリニアモデルで 3775 kN·m となり，両者の差は 1%程度であった。

提案モデルの履歴ループ面積は，修正バイリニアモデルのパラメータ評価式から得られる値を参照している。両復元力モデルで発揮される履歴減衰はほぼ同じであり，そのことが免震層の変形にあまり差が見られないことの要因と考えられる。ただし，修正バイリニアモデルの適用限界ひずみ 200%を超える領域については両モデルの差が徐々に大きくなることから，せん断ひずみ 200%を超えるような入力地震動レベルの地震応答解析には提案モデルが必要となる。

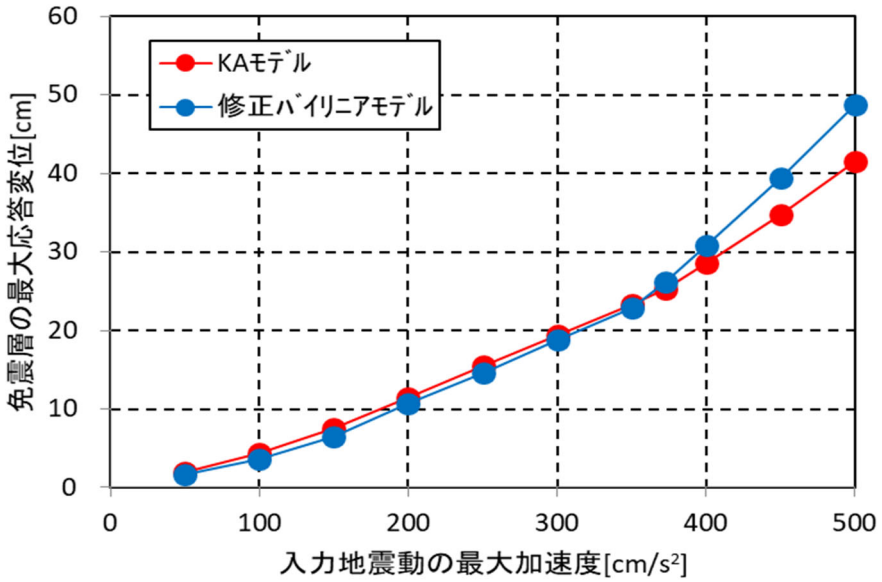


図 3.20　入力地震動の最大加速度と免震層の最大応答変位の関係
（12 層モデル，告示波，八戸位相）

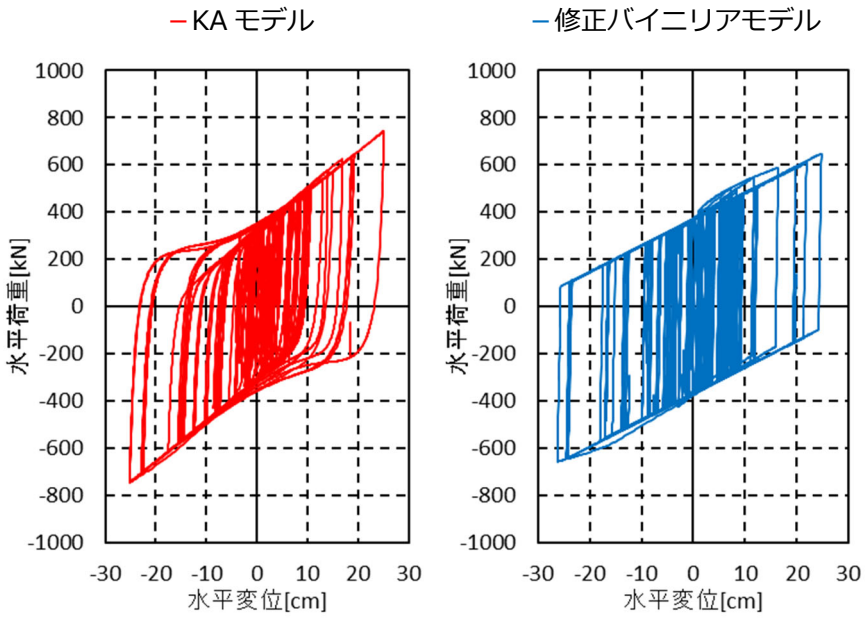
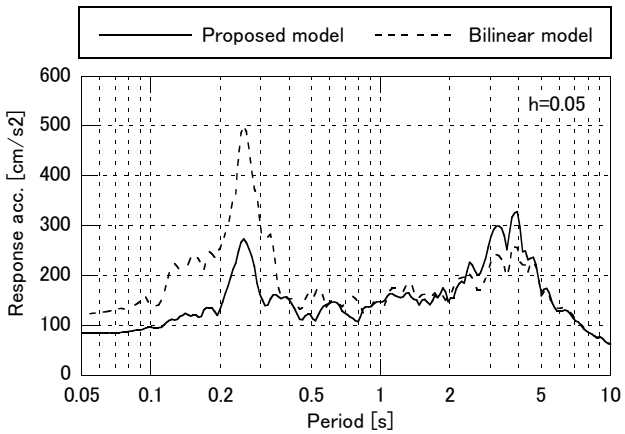
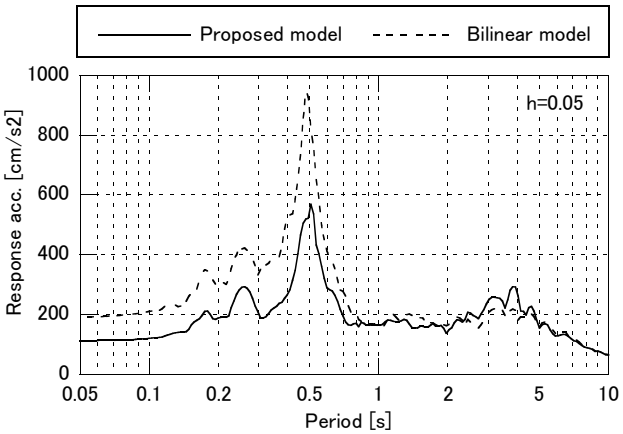


図 3.21　SnRB の水平荷重―水平変位関係（12 層モデル，告示波，八戸位相）

上部構造の応答加速度に大きな差が生じた要因については，バイリニアモデルのように一定の剛性が継続する場合は特定の振動モードが励起されやすく，曲線系の復元力モデルではそれが抑制されることが，高次モードの励起状態の差となって応答加速度分布の大小に現れたものと推察される。図 3.22 に告示スペクトル波（八戸位相）を入力した場合の 6 層モデルおよび 12 層モデルの頂部節点の応答加速度波形に対する加速度応答スペクトル（減衰定数 5%）を示す。両モデルともに，周期 3～4 秒における 1 次振動モードに対応するピーク，および 6 層モデルでは 0.25 秒付近の，12 層モデルでは 0.5 秒付近の 2 次振動モードに対応するピークが見られる。1 次振動モード付近での両復元力モデルの差は小さいが，2 次振動モードでの差は大きい。修正バイリニアモデルによる加速度応答スペクトルは提案モデルのそれのほぼ 2 倍となっており，高次振動モードに大きな差が現れている。文献[14),15)]では他種の免震部材について，曲線系と直線系の復元力モデルによる地震応答値の違いが検討されており，高次振動モードの励起状態による差が要因であるとする本検討結果と調和的な結論が示されている。



(a) 6 層モデル



(b) 12 層モデル

図 3.22　告示波八戸位相による頂部節点の加速度応答スペクトル

3.7　まとめ

第 3 章では，SnRB の大変形領域までの力学挙動を再現できる復元力モデルを構築した。

3.2 節では，既往の復元力モデルの適用限界せん断ひずみの 2 倍となるせん断ひずみ 400%までの大変形加力試験を実施し，復元力モデルの構築に必要なデータを収集した。

3.3 節では，既往の復元力モデルに関する詳細な考察と収集した試験データの分析から，大変形に対応可能な復元力モデルを新たに構築した。復元力モデルの構築にあたっては，試験を実施した積層ゴム試験体が 1 種類のみの形状であったため，既往の復元力モデルのパラメータ評価式を流用することで他の形状にも適用できるよう汎用性を付与することに配慮した。また，基準面圧 15MPa 下での復元力特性を再現する設計用モデルと面圧の影響を排除した極限挙動解析用モデルの 2 通りの復元力パラメータを設定した。

3.4 節では，構築した復元力モデルの妥当性について，試験結果を良好に再現することを確認した。

3.5 節では，せん断ひずみと軸力の連成挙動について，極限挙動解析用モデルを構築した。構築した極限挙動解析モデルでは，基準面圧 15MPa までは試験結果を良好に再現することを確認した。しかし，面圧 30MPa については，大変形時の履歴ループの負勾配は定性的には表現されているものの，水平荷重の低下が試験結果以上に著しい結果となり，高面圧と大変形が組み合わされた試験結果の再現に検討の余地を残す結果となった。この点に関して，力学モデルにおける軸ばね復元力特性のパラメータ設定で再現性の改善を図れるものと考えられる。座屈挙動に対しては試験体の形状が及ぼす影響も大きいことから，他の形状の試験データを充実させ，せん断ばねおよび軸ばねの復元力パラメータの再設定の要否および再現可否の限界点を判断したい。

3.6 節では，SnRB を用いた免震建物モデルの地震応答解析を実施して，復元力モデルの違いによる応答値の差異について検討した。複数の建物モデルおよび入力地震動による結果からは，構築した復元力モデルによる応答加速度は既往の復元力モデルよりも小さく，応答変位はほぼ同じとなる傾向が共通して見られた。

本研究で構築した復元力モデルにより，長周期地震動に対する懸念事項の一つである免震層の過大な応答変形に関する詳細検討が可能となった。

第 3 章の参考文献

1) Ken Ishii, Masaru Kikuchi, Improved numerical analysis for ultimate behavior of elastomeric seismic isolation bearings, Earthquake Engineering and Structural Dynamics, Vol. 48, Issue 1, 65-77, 2019

2) 免制震ディバイス，昭和電線ケーブルシステム：免制震ディバイス式錫プラグ入り積層ゴムアイソレータ，大臣評定-MVBR-0423，平成 26 年 3 月 13 日

3) 光阪勇治，朴紀衍，山口直之，福田滋夫，中田安洋：錫プラグ入り積層ゴム免震装置の開発（その５）復元力特性のモデル化，日本建築学会大会学術講演梗概集（近畿），755-756，2005 年 9 月

4) 免制震ディバイス：免制震ディバイスの免震・制震装置，2017.10

5) Masaru Kikuchi, Ian D. Aiken, 'An Analytical Hysteresis Model for Elastomeric Seismic Isolation Bearings', Earthquake Engineering and Structural Dynamics, Vol. 26, 215-231, 1997

6) Pacific Earthquake Engineering Research Center, UC Berkeley, OpenSees, https://opensees.berkeley.edu/ (accessed September 1, 2020)

7) Masaru Kikuchi, Takahito Nakamura, Ian D. Aiken, 'Three -dimensional analysis for square seismic isolation bearings under large shear deformations and high axial loads', Earthquake Engineering and Structural Dynamics, Vol. 39, 1513-1531, 2010

8) 小槻淳，山本祥江，菊地優，越川武晃，上田正生：鉛プラグ入り積層ゴムの大変形復元力モデルに関する研究，構造工学論文集，Vol.53B，9-16，2007 年 3 月

9) Emilio Rosenblueth and Ismael Herrera, 'On a Kind of Hysteretic Damping', Journal of the Engineering Mechanics Division, Vol. 90, Issue 4, 37-48, 1964

10) 菊地優，石井建，加藤秀章：大変形・高軸力下における高減衰積層ゴムの力学挙動予測に関する研究，構造工学論文集，Vol.56B，pp.179-188，2010 年 3 月

11) Ken Ishii, Masaru Kikuchi, Improved numerical analysis for ultimate behavior of elastomeric seismic isolation bearings, Earthquake Engineering and Structural Dynamics, Vol. 48, Issue 1, 65-77, 2019

12) 石井建，菊地優：積層ゴム内部の圧縮・曲げ弾性係数の分布に関する基礎的考察，日本建築学会構造系論文集，第 76 巻 第 666 号，1425-1431，2011 年 8 月

13) 平成 12 年建設省告示第 1461 号「超高層建築物の構造耐力上の安全性を確かめるための構造計算の基準を定める件」

14) 菊地優，北村佳久，井上圭一，上田正生：履歴減衰型免震部材の復元力モデルに関する研究，日本建築学会構造系論文集，第 565 号，63-71，2003.3
15) Masaru Kikuchi, Ian D. Aiken, Yoshihisa Kitamura, Masaiki Ueda, 'Seismic Response of Isolated Structures Depending on Hysteresis Models for Isolation Devices', JSSI 10th Anniversary Symposium on Performance of Response Controlled Buildings, Yokohama, Japan, 2004

第 4 章　錫プラグ入り免震積層ゴムの熱・力学連成挙動

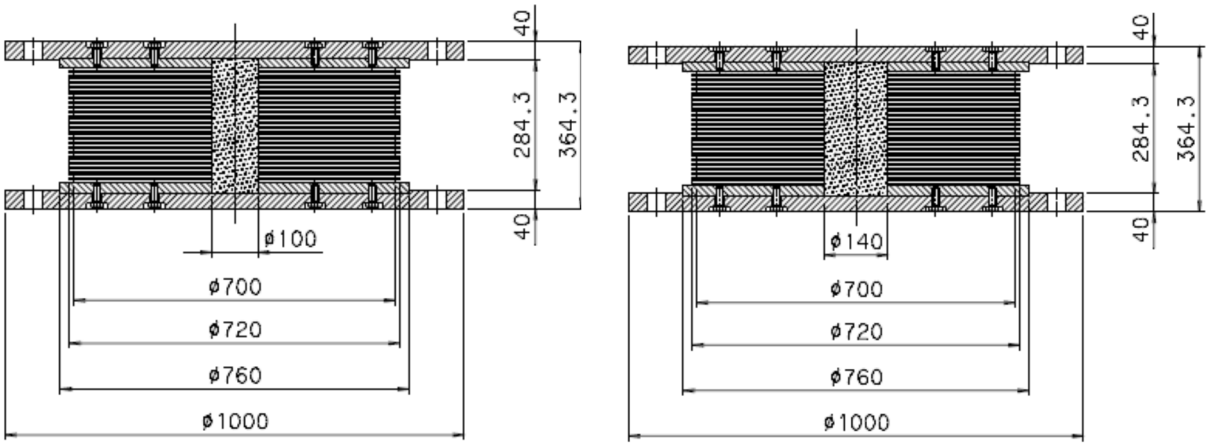
4.1　第 4 章の概要

第 4 章では，長周期地震動に対する懸念事項である免震層の過大な応答変形や長時間の繰り返し変形による SnRB の発熱の影響に関する詳細検討を行い，SnRB の熱・力学連成挙動を解明する。初めに SnRB の実大サイズであるゴム直径φ700 の試験体を用いて標準プラグ径と小径プラグ径の 2 種類について長時間繰り返し試験を実施して熱・力学連成挙動を把握する。続いて，地震応答解析と熱伝導解析を組み合わせることにより，熱・力学連成挙動を考慮した新たな解析モデルを構築する。今回，SnRB 特有の構造（内部鋼板露出型）を忠実に再現したモデル化を行う。また，標準プラグ径だけでなく，小径プラグ径の場合にも，今回構築した解析モデルによる結果が試験結果を良く再現できることを確認する。最後に，SnRB を用いた免震建物モデルの地震応答解析を実施して，復元力モデルの違いによる応答値の差異について検討する。また，長周期地震動に対する設計上の対応として，熱・力学連成挙動を簡易な方法で考慮して地震による応答を評価できる手法（簡易法）がすでに適用されているが，この簡易法に対する応答評価精度についても検証を行う。

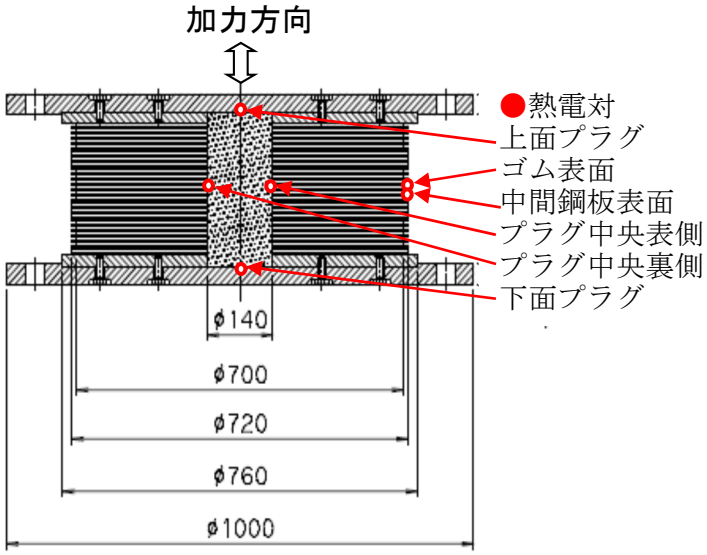
4.2　多数回繰り返し加力試験

4.2.1 試験体

繰り返し載荷試験に用いた SnRB 試験体の形状を図 4.1(a)(b)に示す。ゴム外径はφ700mm，錫プラグ径は標準径のφ140mm と小径のφ100mm（以下，φ700-140，φ700-100 と呼称），ゴム総厚は 137.8mm（5.3mm 厚×26 層），内部鋼板は 4.5mm 厚×25 層であり，　2 次形状係数は 5.1 である。試験体は各 1 体製作した。また，各試験体には温度測定のため，図 4.1(c)に示す箇所に熱電対を挿入した。ゴム表面，中間鋼板表面については，接着剤を用いて熱電対を固定した。



(a) φ700-140 試験体　　(b) φ700-100 試験体



(c) 熱電対設置位置

図 4.1　試験体の形状

4.2.2 試験方法

試験条件を表 4.1 に示す。各々の試験体に対して，基本性能試験とせん断ひずみ±100%と±178%の 150 サイクルの繰り返し載荷試験を行った。±178%の繰り返し載荷試験は，試験機の制約から最大水平ストローク±245mm のせん断ひずみ量とした。また，連続 150 サイクルの加振ができないため，30 サイクル+約 5 分間のインターバル（アキュームレータへの再蓄圧）を 1 セットとして，5 セットを繰り返す手順で試験を実施した。試験機の概要を図 4.2 に示す。鉛直荷重は試験機のアクチュエータに内蔵されているロードセル，水平荷重は 400kN 電気サーボ型油圧式疲労試験機に内蔵されているロードセル，水平変位はレーザー変位計で計測した。測定状況を写真 4.1 に示す。また，試験体と試験機面板の間には断熱材（熱伝導率：0.3W/m・K）を設置した。

表 4.1　試験条件

基本性能試験	鉛直試験	面圧 15 MPa 荷重振幅±30% 3 サイクル
	水平試験	面圧 15 MPa せん断ひずみ±100% 4 サイクル
多数回繰り返し試験	試験面圧	15MPa
	最大せん断ひずみ	±100%，±178%
	繰返し回数	±100%：連続 150 サイクル ±178%：連続 30 サイクル×5 セット
	試験波形	Sin 波
	周波数 （最大速度）	5sec （max 173mm/sec　100%時） 5sec （max 308mm/sec　178%時）



写真 4.1　測定状況

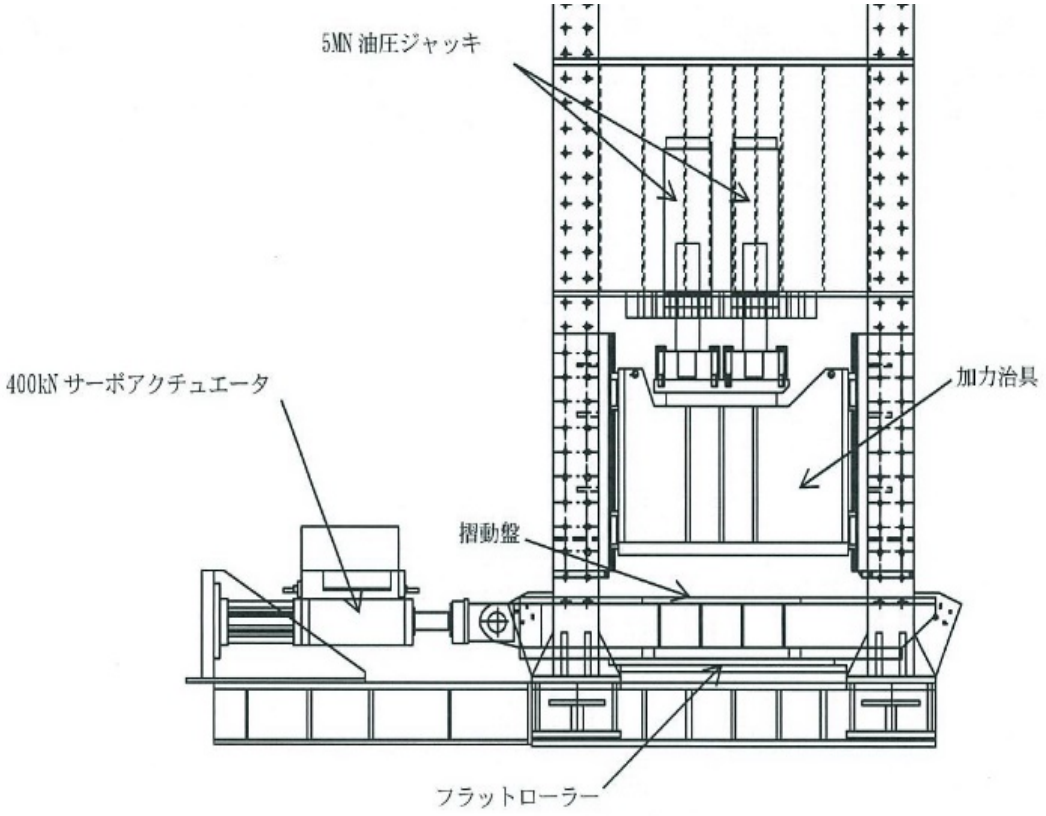
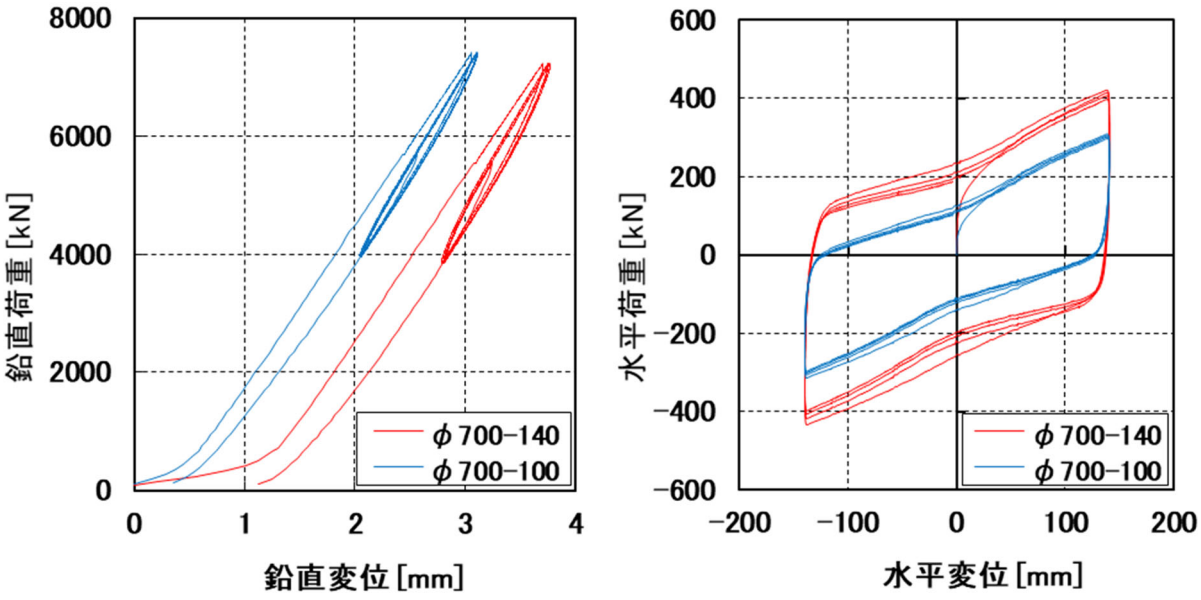


図 4.2　試験機の概要

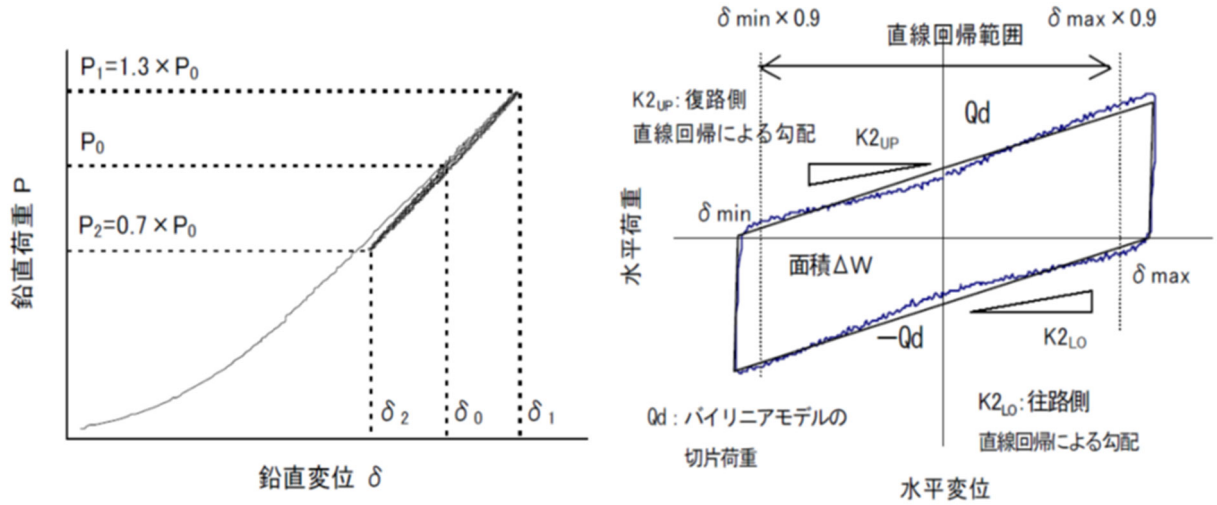
4.2.3 基本性能試験結果

基本性能試験で得られた各々の鉛直・水平の荷重変形関係を図 4.3(a)，(b)に重ね描く。また，各試験体の鉛直剛性（K_v），二次剛性（K_2），切片荷重（Q_d）の算出方法を図 4.3(c)に，算出結果および補正結果を表 4.2，表 4.3 に示す。鉛直剛性，二次剛性については温度依存性があることから，標準温度 20℃で温度補正を実施した。切片荷重については速度依存性があることから，標準速度 400mm/sec への速度補正を実施した。各補正後の結果は SnRB の設計式 [1]による鉛直剛性，切片荷重に対して±20%以内，二次剛性に対して±15%以内であり，大臣認定値の許容範囲内であることを確認した。小径プラグ径のφ700-100 試験体の鉛直剛性の結果は，標準プラグ径のφ700-140 試験体に比べて小さく，標準プラグ径のみに適合している鉛直剛性の設計式を用いて算出した小径プラグ径の鉛直剛性の設計値に対して乖離が生じた結果となっている。そのため，開発品である小径プラグ径の鉛直剛性の設計値については，今後 n 数を増加させながら小径プラグ径にも対応させた設計式に修正する必要があることが明らかになった。



(a)鉛直基本性能試験　　(b)水平基本性能試験

図 4.3　基本性能試験結果



$$\text{鉛直剛性}：Kv=\frac{P_1-P_2}{\delta_1-\delta_2}$$

$$\text{二次剛性}：K2=\frac{K2_{UP}+K2_{LO}}{2}$$

$$\text{切片荷重}：Qd$$

(c) （K_v ， K_2, Q_d）算出方法

図 4.3　基本性能試験結果

表 4.2　基本性能試験結果（φ700-140 試験体）

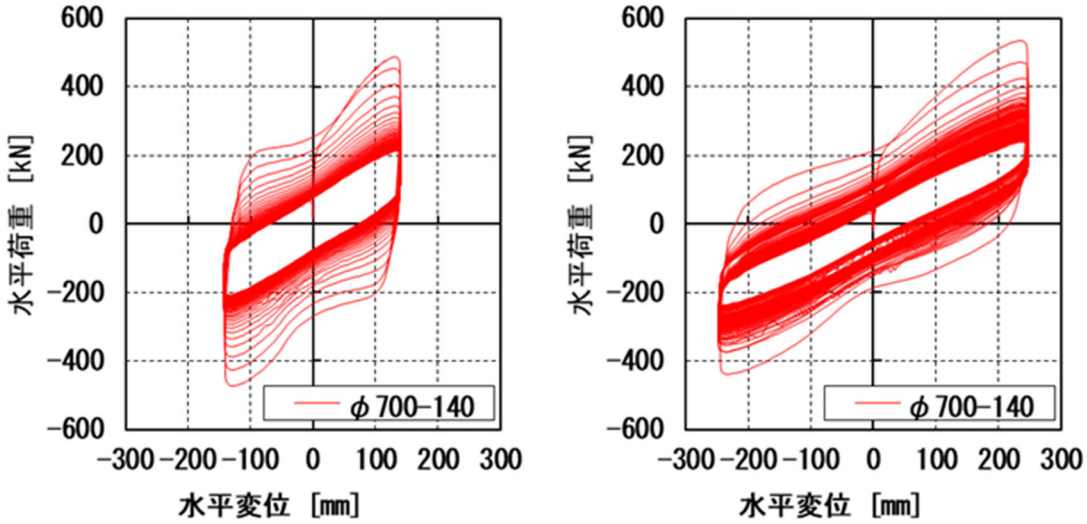
φ700 −140	Brg. Temp. [℃]	K_V [kN/mm]		K_2 [kN/mm]		Q_d [kN]	
		設計値	3670	設計値	1.05	設計値	228
		測定値	対設計値	測定値	対設計値	測定値	対設計値
試験結果	27.6	3527	–	1.155	–	209.0	–
補正後	–	3606	-1.7%	1.178	12.2%	258.1	13.2%

表 4.3　基本性能試験結果（φ700-100 試験体）

φ700 −100	Brg. Temp. [℃]	K_V [kN/mm]		K_2 [kN/mm]		Q_d [kN]	
		設計値	3810	設計値	1.07	設計値	116
		測定値	対設計値	測定値	対設計値	測定値	対設計値
試験結果	27.7	3283	–	1.136	–	111.4	–
補正後	–	3367	-11.6%	1.159	8.4%	137.6	18.6%

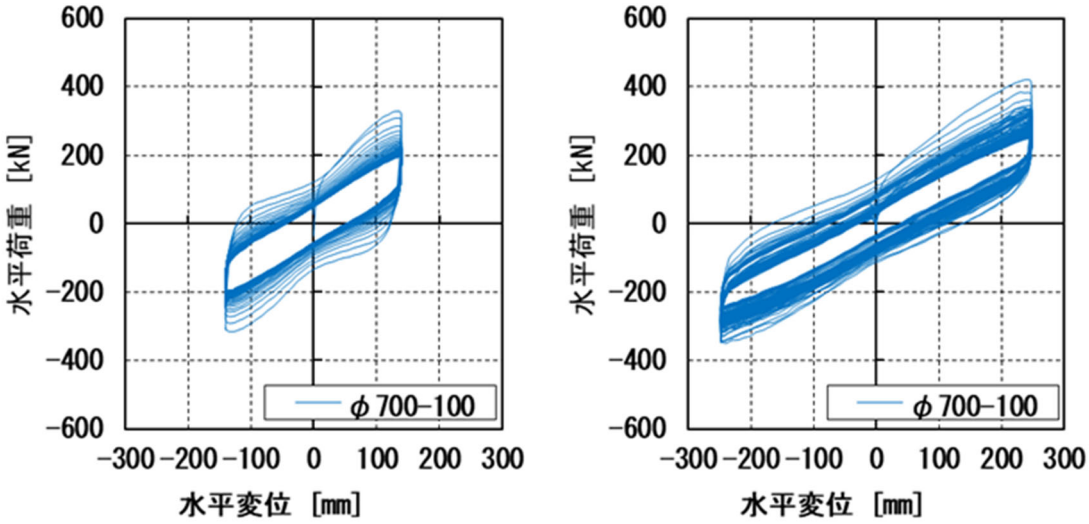
4. 2. 4 長時間繰り返し試験結果

図 4.4，図 4.5 に各試験体のひずみ±100%連続 150 サイクルおよびひずみ±178%断続 150 サイクルの水平荷重―水平変形関係と試験時の外観写真を写真 4.2，写真 4.3 に示す。



(a)ひずみ±100%　　(b)ひずみ±178%

図 4.4　φ700-140 試験体の水平荷重-水平変形関係



(a)ひずみ±100%　　(b)ひずみ±178%

図 4.5　φ700-100 試験体の水平荷重-水平変形関係

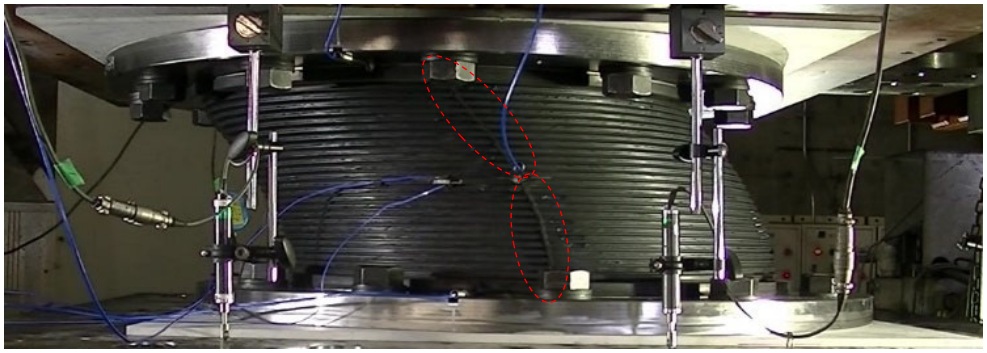


写真 4.2　ひずみ±100%試験時外観（φ700-140 試験体）

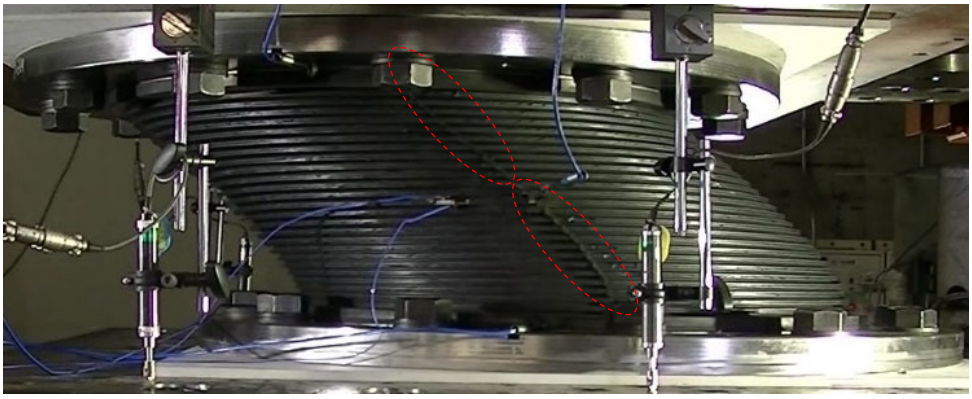
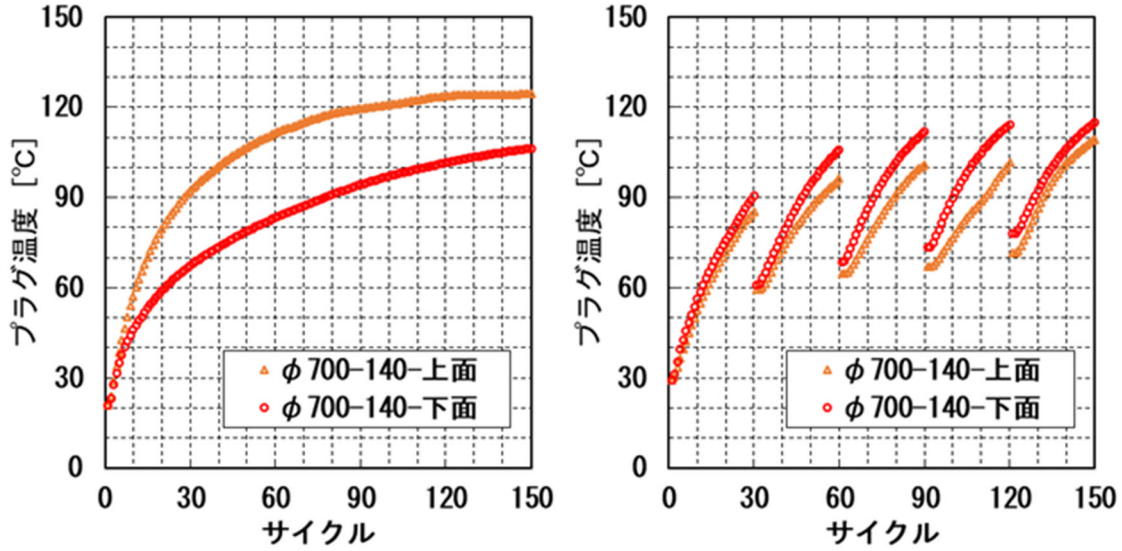


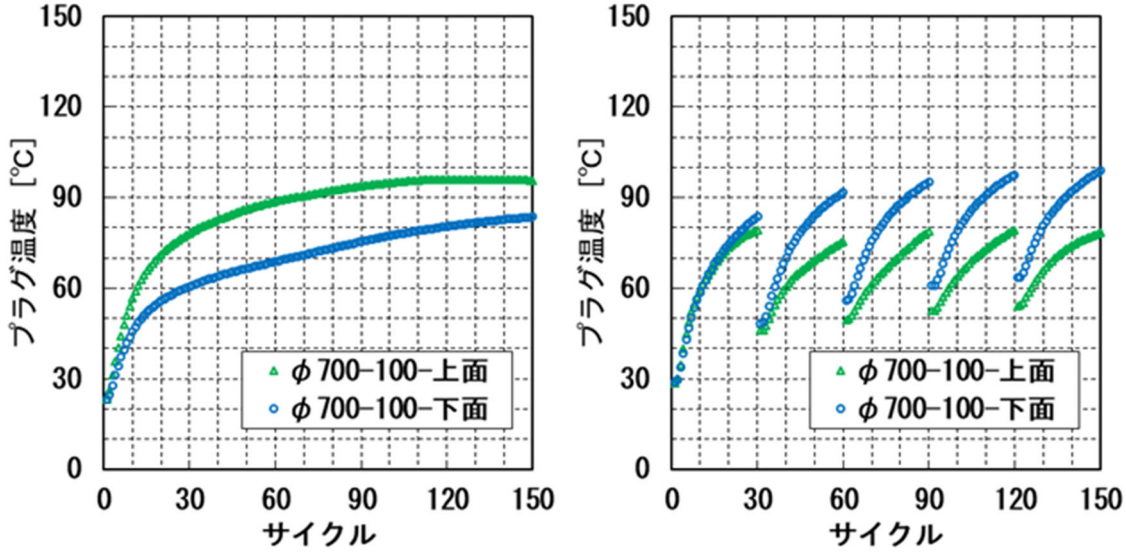
写真 4.3　ひずみ±178%試験時外観（φ700-140 試験体）

また，図 4.6，図 4.7 にはサイクル数と錫プラグ上下面の温度の関係を示す。なお，両試験体とも錫プラグ中央部に挿入した熱電対が試験途中から抜け出たため試験結果からは除外している。錫プラグ上下面の温度は±100%の試験では上面が高くなっているが，±178%の試験では下面が高い結果となった。これは写真 4.2，写真 4.3 の赤点線部に示す試験時の外観の目視状況より，±100%の試験の方が±178%の試験よりも試験体の下部側のせん断変形に対する上部側のせん断変形の比率が大きくなっている傾向が見られることから，せん断ひずみに応じた錫プラグの変形状態に起因している可能性が考えられる。したがって局所的な錫プラグの変形による発熱量のアンバランスにより，蓄熱した錫プラグの上下面に温度差が生じた可能性があると推定されるが，検討の余地を残す結果となった。



(a)ひずみ±100%　　(b)ひずみ±178%

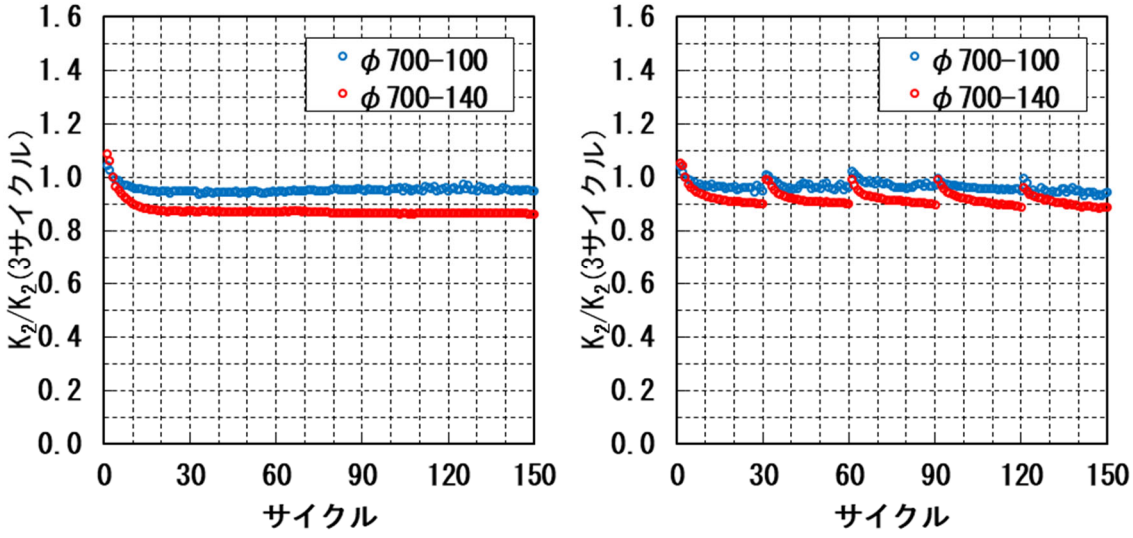
図 4.6　サイクル数と錫プラグ上下面温度の関係（φ700-140 試験体）



(a)ひずみ±100%　　(b)ひずみ±178%

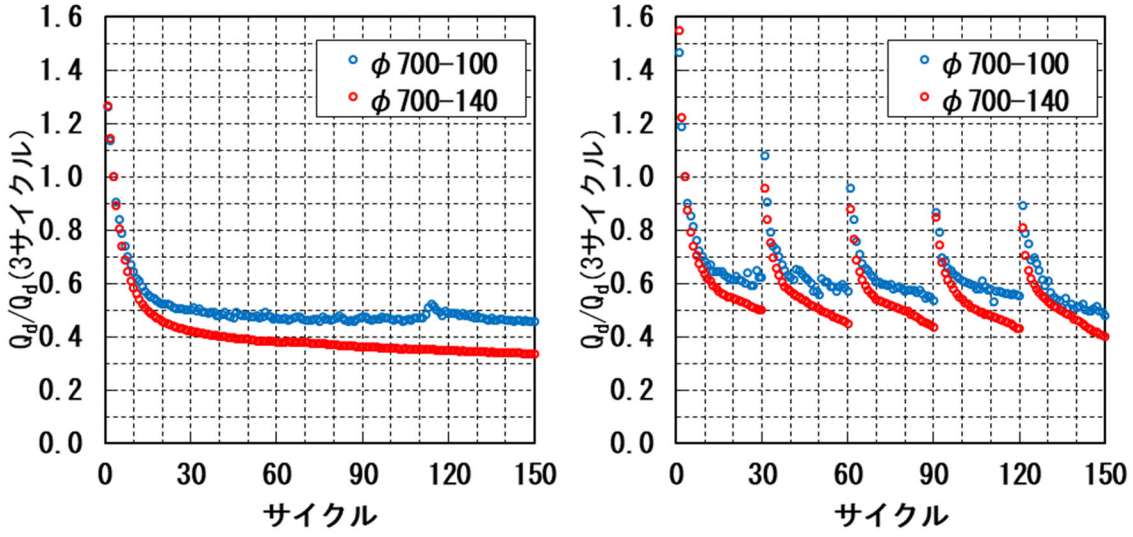
図 4.7　サイクル数と錫プラグ上下面温度の関係（φ700-100 試験体）

図 4.8 に二次剛性（K_2），図 4.9 に切片荷重（Q_d）の各サイクルの数値を 3 サイクル目の値で基準化して比較した結果を示す。小径プラグのφ700-100 試験体はφ700-140 試験体に比べて，温度上昇量が少なく，特性低下量も少ない結果となった。これは，発熱温度が低いため特性低下量も少なくなったと推定される。また，今回の繰り返し試験では，試験体 1 体を用いてせん断ひずみ±100%,±178%の試験を実施しているため，±178%の試験結果は±100%の試験を経験したことによる試験履歴の影響により，1～3 サイクル目の水平荷重が低下傾向にあると考えられる。このため，図 4.9 に示す±178%の Q_d の変化率が±100%の変化率に比べて小さくなっていると推定される。



(a)ひずみ±100%　　(b)ひずみ±178%

図 4.8　サイクル数と二次剛性 K_2 の変化率



(a)ひずみ±100%　　(b)ひずみ±178%

図 4.9　サイクル数と切片荷重 Q_d の変化率

4. 3　熱・力学連成挙動の解析手法

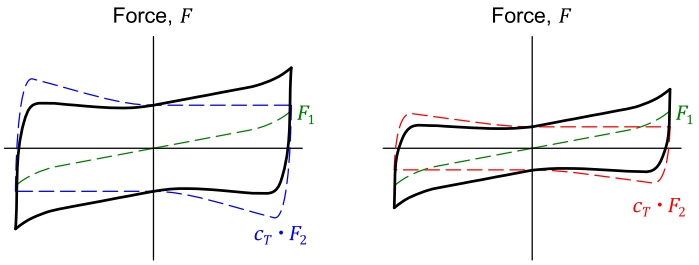
4. 3. 1 熱・力学連成モデルの構築

本節では，SnRB の熱・力学連成挙動を再現するための解析手法について記述する。本解析では，下記に示す復元力モデルと熱伝導解析モデルを併用して時刻歴解析を行う。まず，熱・力学連成挙動解析の復元力モデルには，Kikuchi-Aiken モデル [2]（以下，KA モデルとする）を適用する。錫プラグの温度上昇による降伏耐力の変化を考慮した KA モデルの基本式を(4.1)～(4.3)式に，履歴ループの概略を図 4.10 に示す。

$$F = F_1 + c_T \cdot F_2 \tag{4.1}$$

$$F_1 = \frac{1}{2}(1-u)F_m\{x + \mathrm{sgn}(x)|x|^n\} \tag{4.2}$$

$$F_2 = \pm uF_m\{1 - 2e^{-a(1\pm x)} + b(1 \pm x)e^{-c(1\pm x)}\} \tag{4.3}$$



(a) 低温　　(b) 高温

図 4.10　KA モデルの履歴ループの概略

(4.1)式において，F は荷重，F_1 は荷重の非線形弾性成分，F_2 は荷重の履歴減衰成分，c_T はプラグ温度による修正係数である。パラメータ c_T は本研究における熱・力学連成挙動解析のために，新たに導入されたものである。(4.2)式および(4.3)式を構成する各パラメータは，加力試験に基づきせん断ひずみ 400%の大変形領域まで対応した値が著者らによって提案されている [2]。具体的なパラメータの評価方法は文献 [2]を参照されたい。KA モデルは，図 4.10 のように非線形弾性成分と履歴減衰成分を分離して評価し，それらを重ね合わせるというコンセプトを有する。この履歴減衰成分に錫プラグの温度上昇による降伏耐力の変化を考慮することで，繰り返し変形による力学特性の変化を容易に表現できることから，熱・力学連成挙動解析との親和性は非常に高い。また，比較のために，修正バイリニアモデルに対しても同様に温度による修正係数を考慮した復元力モデルを別途，作成した。

次に，熱・力学連成挙動解析の熱伝導解析モデルには，上下方向および中心軸周りに対称の有限差分モデル[3]を適用する。図 4.11 に繰り返し載荷試験における標準プラグ径積層ゴムのモデル断面図を示す。同図に示すように，SnRB 特有の内部鋼板露出型構造を忠実にモデル化している。また積層ゴム取り付け部の持つ熱容量も評価するために，フランジプレートの上側の断熱材および試験機の鋼製クロスヘッドについてもモデル化した。表 4.4 に，熱伝導解析モデルに用いる物性値を示す。コンクリートの物性値は，後述する 4.5 章の解析モデルにおける積層ゴム取り付け部にて使用する。

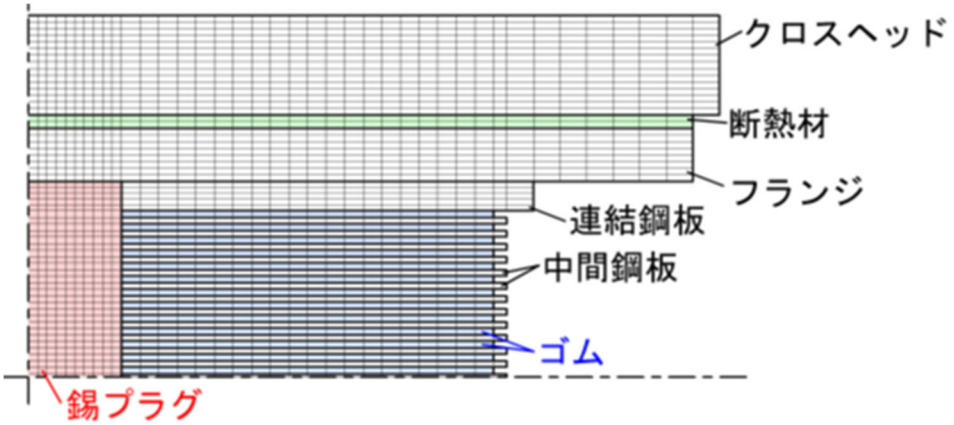


図 4.11 熱伝導解析モデル（断面図）

表 4.4　熱伝導解析に用いる物性値

材質	熱伝導率 [W/(m·K)]	体積熱容量 [J/(m³·K)]
鉄	59	3.718×10^{6}
ゴム	0.13	1.976×10^{6}
錫	64	1.679×10^{6}
コンクリート	2.1	2.410×10^{6}
断熱材	0.3	1.980×10^{6}

モデル表面からの熱伝達率は 15 W/(m²·K)とした。差分モデルにおいて，各コントロールボリュームの温度変化は次のように差分化された熱伝導方程式により計算される[3]。

$$\frac{\Delta T}{\Delta t} = \frac{\lambda \Sigma \left(\delta s \frac{\delta T}{\delta l} \right) + \alpha \frac{\Delta Q}{\Delta t}}{C_v} \tag{4.4}$$

ここで，Δは時間差分，δは空間差分，Tは温度，tは時刻，λは熱伝導率，C_vはコントロールボリュームの熱容量である。δsとδlは，それぞれ，隣接するコントロールボリュームの接触面積と中心間距離である。空間差分とΣで計算される総和は温度分布のラプラシアンを表す。αΔQは発生する熱量の空間分布を表し，本研究ではゴム層と同じ高さにある錫プラグ部分のみに熱エネルギーを与える。

以上の復元力モデルおよび熱伝導解析モデルを用いて，熱・力学連成挙動解析を行う。図 4.12 に連成解析の流れを示す。

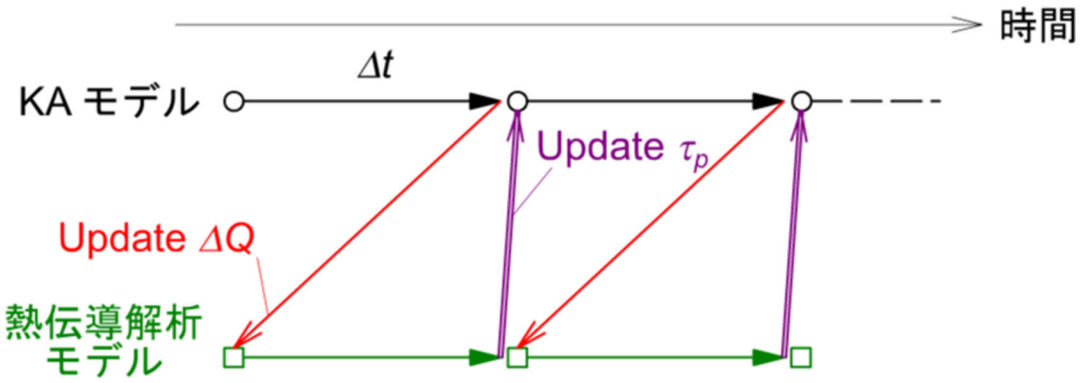


図 4.12 熱・力学連成挙動解析の流れ

連成解析では，二つの解析モデルが互いの計算結果を参照しながら時刻歴解析を行う。復元力モデルにおいて(4.1)式の $c_T \cdot F_2$ の項が生じる履歴吸収エネルギーに相当する熱量ΔQが，熱伝導解析モデルの発熱部分に分配される。また，熱伝導解析により計算される錫プラグの体積平均温度Tに応じて，復元力モデルの降伏応力度 τ_p が更新される。プラグの降伏応力度 τ_p[MPa]と温度 T[°C]の関係を図 4.13 に示す。これは，著者らの提案した(4.5)式[4]に基づいており，(4.1)式における履歴成分の係数 c_T は基準となる降伏応力度 14.8 MPa で基準化して(4.6)式で与えられる。

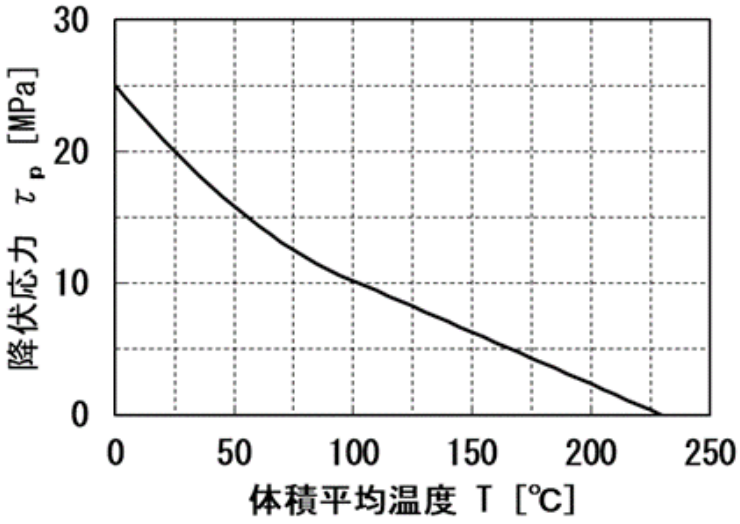


図 4.13 体積平均温度と降伏応力度の関係

$$\tau_p = \begin{cases} 25.0 - 0.218T + 0.000695T^2 & (T < 100) \\ (230.0 - T)/12.7 & (T \geqq 100) \end{cases} \tag{4.5}$$

$$c_T = \tau_p/14.8 \tag{4.6}$$

これらの連成解析手法を，オープンソースの構造解析フレームワークである OpenSees[5]に実装した。

4.4　試験結果のシミュレーション解析

本節では 4.2.4 項で示した長時間繰り返し試験の結果に対して，4.3.1 項の連成解析を行った検証結果について記述する。連成解析については，KA モデルとの比較のため，既往の修正バイニリアモデルについても実施した。解析モデルの初期温度については，各試験結果の試験開始温度を与えた。図 4.14，図 4.15 に標準プラグ径のφ700-140 試験体，図 4.16，図 4.17 に小径プラグ径のφ700-100 試験体について，各モデルの履歴ループと試験結果との比較を示す。各モデルのひずみ依存性はほぼ同じであることから，二次剛性，切片荷重については整合していることを確認した。また，KA モデルについては，せん断ひずみ±100%の試験結果の履歴ループの戻り勾配の丸みを帯びた形状を，既往バイリニアモデルよりも良く再現していることが確認できた。今回の繰り返し試験では，試験体 1 体を用いてせん断ひずみ±100%，±178%の試験を実施しているため，±178%の試験結果は±100%の試験を経験したことによる試験履歴の影響により，1～3 サイクル目の水平荷重が低下傾向にあると考えられる。このため，図 4.15，図 4.17 に示す±178%の試験結果については，KA モデルでの履歴ループの戻り勾配の丸みを帯びた形状との差が生じたと考えられる。

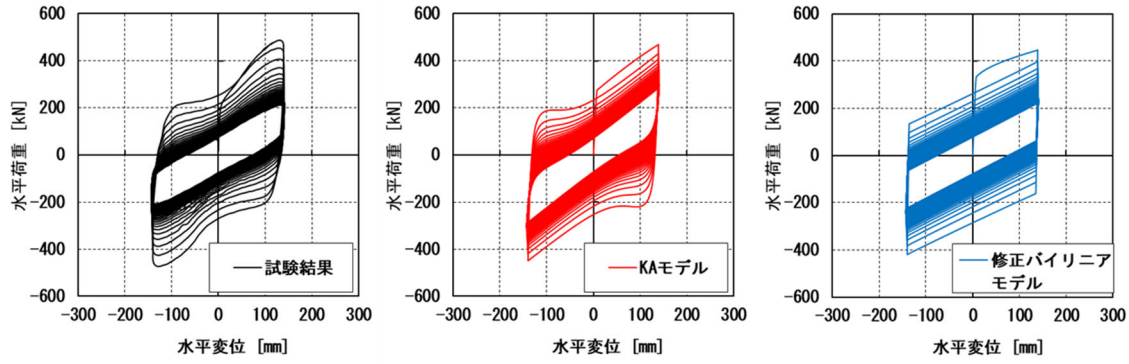


図 4.14　φ700-140 試験体のひずみ±100%の解析結果

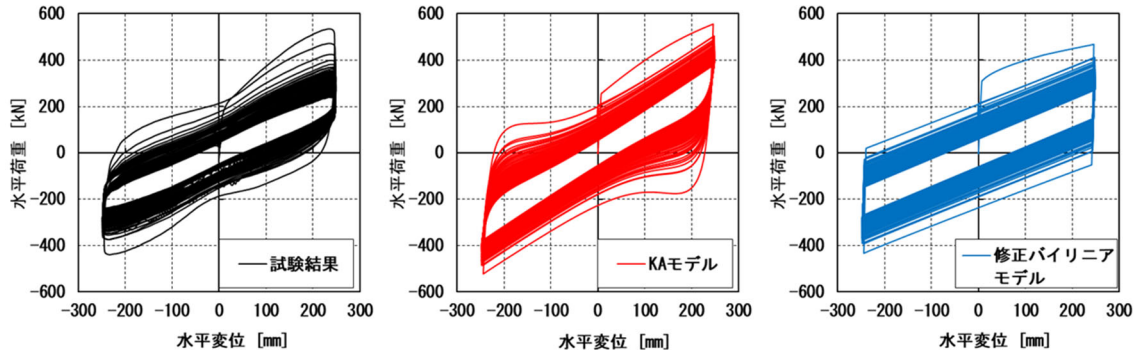


図 4.15　φ700-140 試験体のひずみ±178%の解析結果

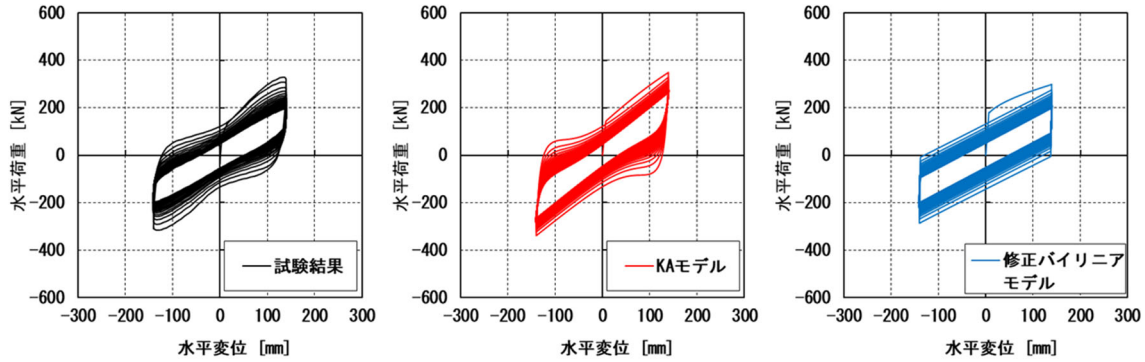


図 4.16　φ700-100 試験体のひずみ±100%の解析結果

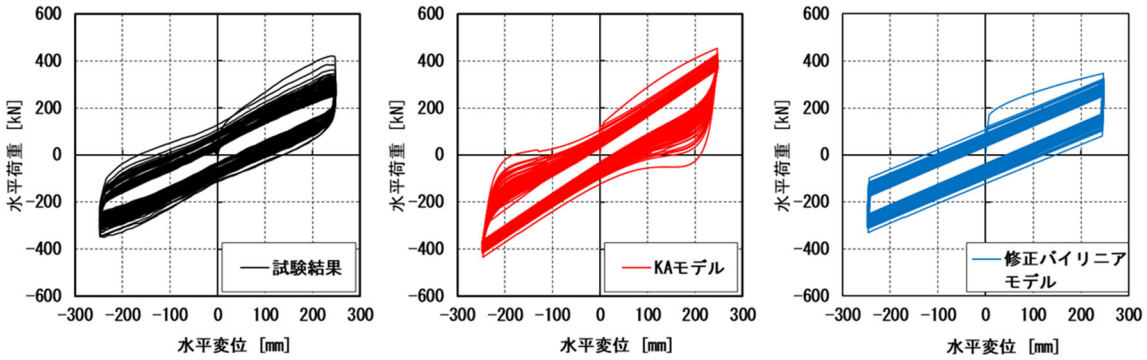
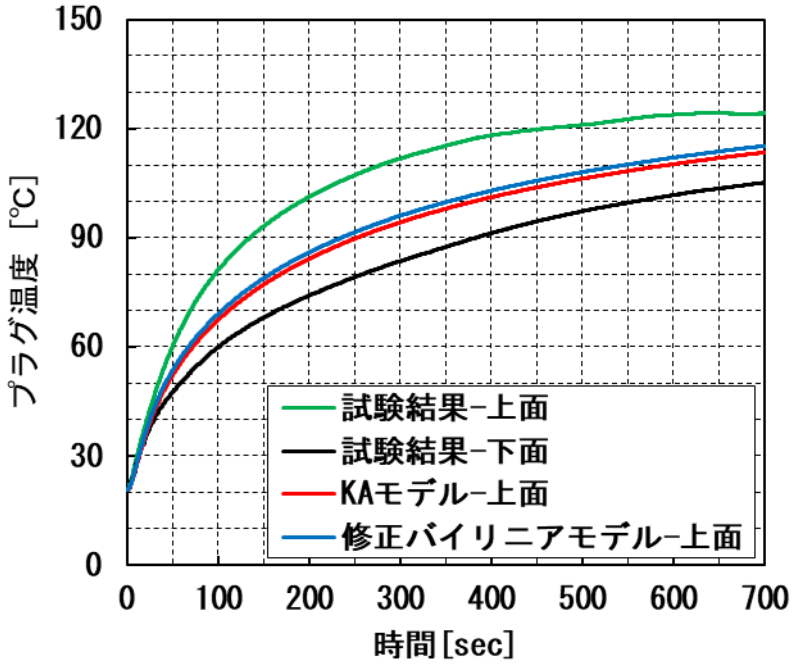


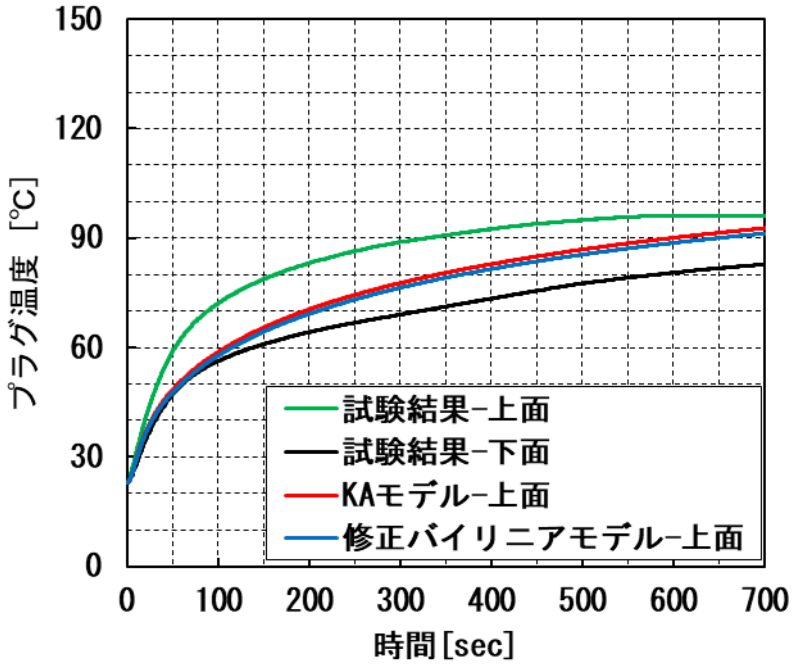
図 4.17　φ700-100 試験体のひずみ±178%の解析結果

図 4.18，図 4.19 に各モデルの錫プラグ上部の温度の解析結果と実験結果の比較を示す。解析では積層ゴムの上下方向および中心軸周りを対称としてモデル化していることから，解析上の錫プラグ上下面の温度は同じとなる。各モデルによる錫プラグ上（下）部の温度差はわずかであった。図 4.18 に示す±100%試験の錫プラグ上（下）部の温度の解析結果は両試験体ともに上下プラグ温度のほぼ中央の値となり，図 4.19 に示す±178%試験の解析結果は下プラグ温度と概ね合致することを確認した。また，図 4.19 は 30 サイクル＋約 5 分間のインターバルの 5 セットの断続試験であるが，このインターバルを伴う断続試験結果についても概ね再現していることを確認した。

2.3 項の長時間繰り返し試験結果で示した通り，試験結果の錫プラグ上下面の温度差は，局所的な錫プラグの変形による発熱量のアンバランスにより生じた可能性があると推定されるが，今回の解析では上下面の温度差の再現はできず，検討の余地を残す結果となった。

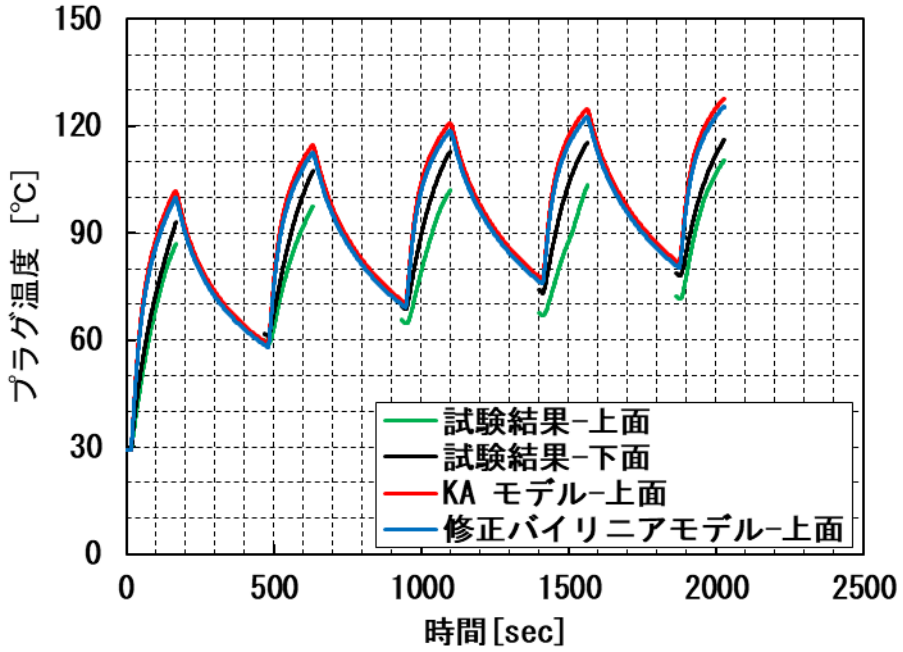


(a) φ700-140 試験体

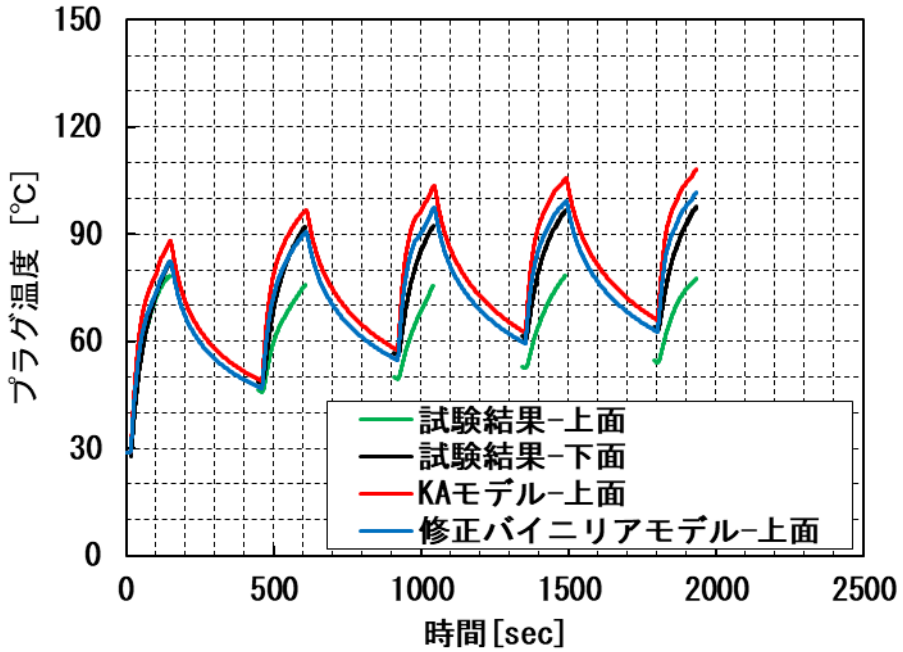


(b) φ700-100 試験体

図 4.18　ひずみ 100%試験における錫プラグ温度の解析結果



(a) φ700-140 試験体



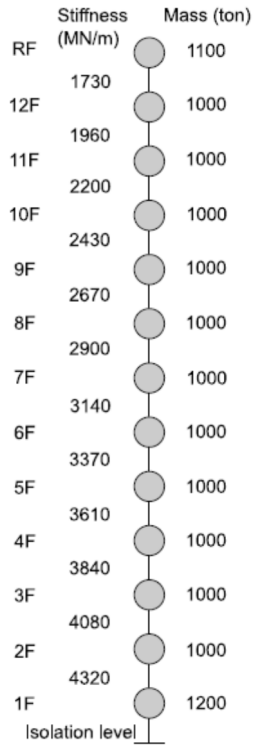
(b) φ700-100 試験体

図 4.19　ひずみ±178%試験における錫プラグ温度の解析結果

4.5　熱・力学連成挙動を考慮した免震建物の地震応答性状

4.5.1 建物モデル

検討対象の建物モデルとしては，各階の床面積を 1000m² 程度とする 12 層の RC 造免震建物を想定し，図 4.20 のような多質点系せん断型振動モデル [2)]を作成した。上部構造は弾性とし，基礎固定時に建物高さ(m)に 0.02 を乗じた値が 1 次固有周期となるような直線分布の層剛性を仮定し，減衰は基礎固定時の 1 次固有振動数に対して 2%の剛性比例型減衰とする。免震層はゴム外径φ900mm の SnRB20 台とし，建物規模を考慮して設定した SnRB の構成を図 4.20 に合わせて示す。免震層上部質量と 20 台の SnRB の降伏後二次剛性 K_2(100%)から算出した免震層の接線周期（略算）は 4.66 秒であり，免震層全体の切片荷重の上部重量に占める割合は約 5.8%である。また熱伝導解析モデルは表 4.4 に示す物性値を用い，積層ゴム取り付け部の持つ熱容量を評価するために，フランジプレートの上側のコンクリート層についてもモデル化している。



建物固有周期: 0.86s

階高: 3.6m

免震システム
SnRB:20 台
ゴム径:900mm
錫プラグ径:180mm
ゴム総厚さ:197.2mm
K_2(100%):1.21kN/mm
Q_d(100%):377kN

図 4.20　地震応答解析のための建物モデル

4.5.2 入力地震動

入力地震動には，設計用長周期地震動（基整促波）[6]の 3 波（CH1，OS1，SZ1）と告示スペクトル [7]に適合させ，位相を 3 通りに設定した波（1968 年十勝沖地震八戸 NS 成分位相（以下，八戸位相）と 1995 年兵庫県南部地震 JM-Kobe NS 成分位相（以下，神戸位相）およびランダム位相）を用いた。図 4.21 に入力地震動の時刻歴加速度波形，図 4.22 に入力地震動の応答スペクトルを示す。

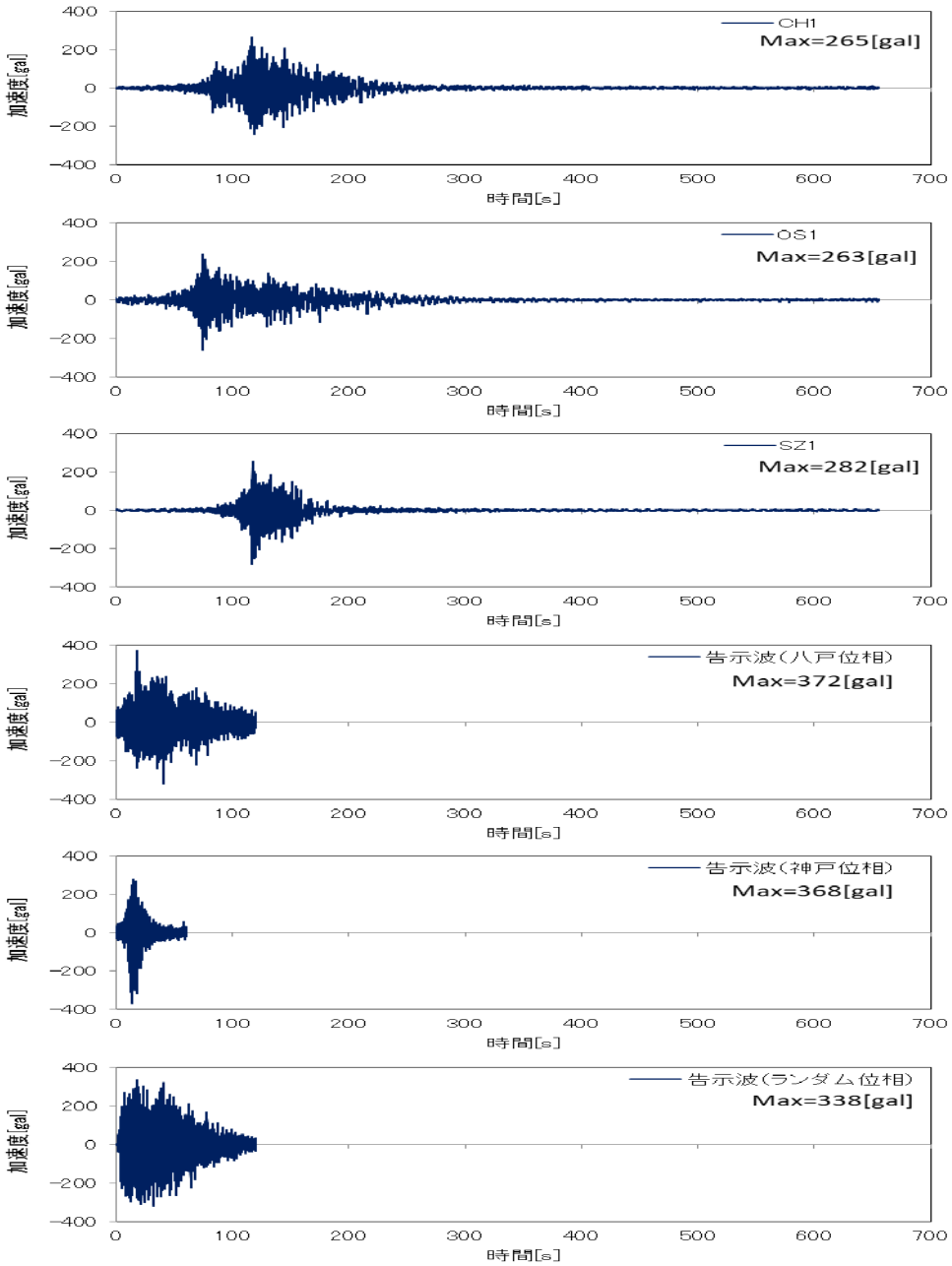
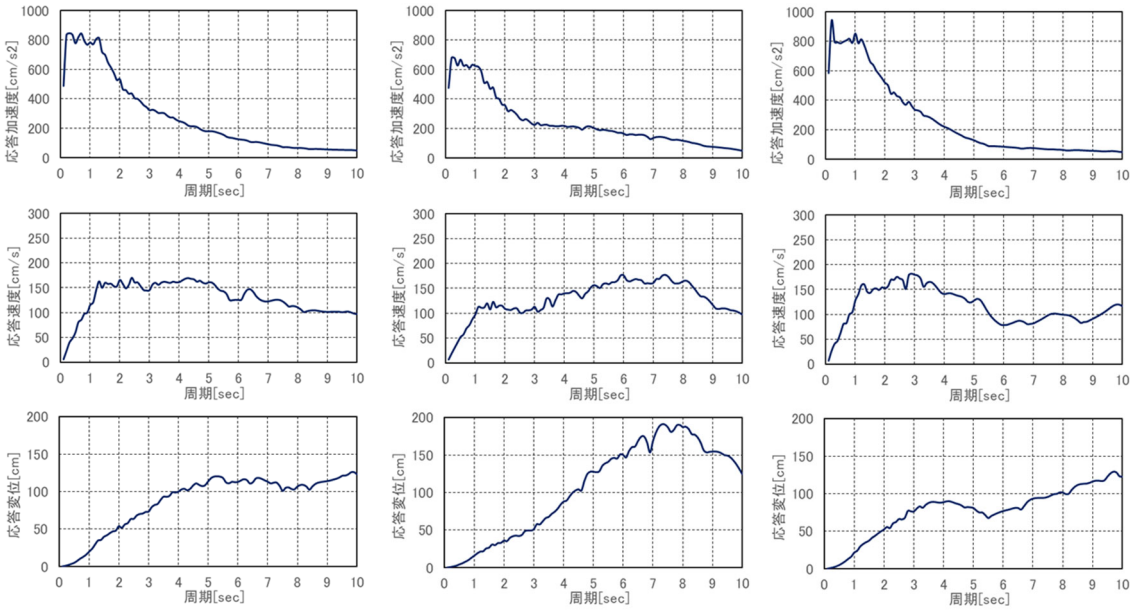
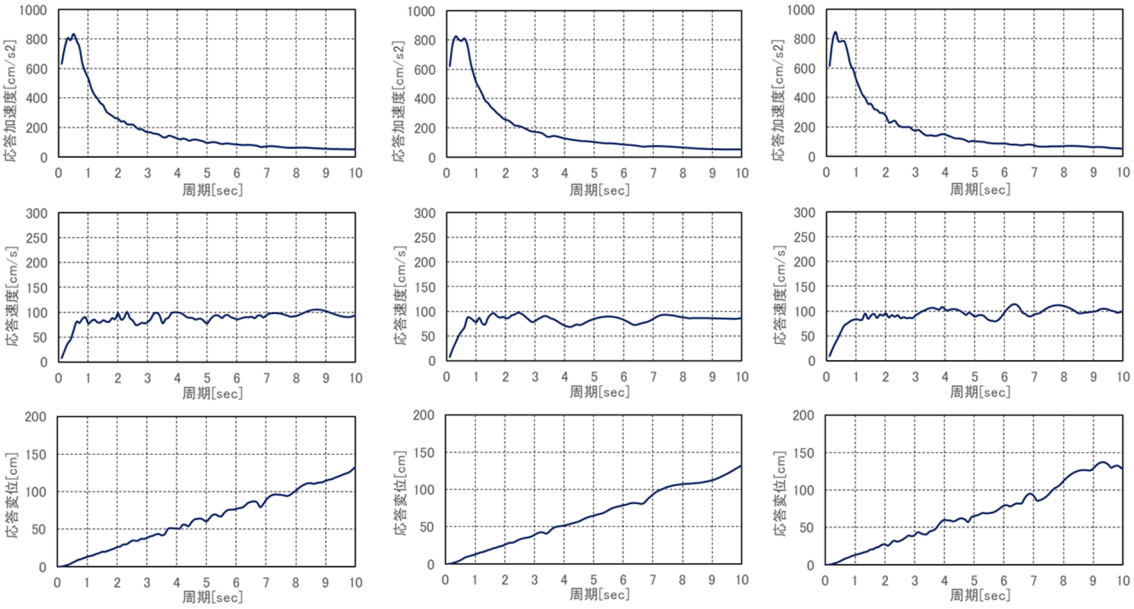


図 4.21　入力地震動の時刻歴加速度波形



(a) CH1　　(b) OS1　　(c) SZ1



(d) 告示波（八戸位相）　　(e) 告示波（神戸位相）　　(f) 告示波（ﾗﾝﾀﾞﾑ位相）

図 4.22　入力地震動の応答スペクトル（減衰定数 5%）

4.5.3 応答評価法

応答評価法として以下の 3 種類の方法を用いて，応答値を比較検討する。

①KA モデルを用いた熱・力学連成挙動解析（詳細法 1）

②バイリニアモデルを用いた熱・力学連成挙動解析（詳細法 2）

③簡易法（図 4.23 に示す方法）

詳細法 1，詳細法 2 については 4.3 節で説明した方法を用いる。簡易法は錫プラグの多数回繰り返し依存性を考慮しない時刻歴応答解析を行って算出した累積吸収エネルギー量から錫プラグ特性を評価し，多数回繰り返し依存性を考慮した地震応答解析を行うものである。累積吸収エネルギー量を評価する際，a)地震応答解析終了時，もしくは b)免震層が最大応答変位に至るまでの値を用いる 2 種類の方法が著者らによって提案されている[8)]。本解析では，b)の方法を用いた。簡易法による応答解析フロー[8)]を図 4.23 に，適用範囲を表 4.5 に示す。適用範囲については，熱・力学連成挙動解析より，錫プラグの最高温度が融点 230℃となるときの錫プラグの体積平均温度 T_P＝190℃とし，その時の累積変位量，切片荷重の残存率としている。また，簡易法の力学モデルには修正バイリニアモデルを使用した。累積吸収エネルギー量と切片荷重の残存率との関係式[8)]を(4.7)式に，累積吸収エネルギー量と錫プラグ温度との関係式[8)]を(4.8)式に示す。

表 4.5 適用範囲

項目	適用範囲
累積変位	$\Sigma\delta \leq 100m$
錫プラグ温度	$T_p \leq 190℃$
切片荷重の低下率	$\frac{\tau_p}{\tau_{p0}} \geq 0.2$

$$\frac{\tau_p}{\tau_{p0}} = \frac{\zeta}{\left(1+\alpha\cdot\frac{\Sigma E}{V_P}\right)^{\beta}} \qquad \text{ただし } \frac{\tau_p}{\tau_{p0}} \geq 0.2 \tag{4.7}$$

$$T_p = \psi_1 \cdot \left(\frac{\Sigma \mathrm{E}}{V_P}\right)^{\psi_2} + 20 \quad \left(\frac{\Sigma \mathrm{E}}{V_P} < \varepsilon\right)$$

$$T_p = \psi_3 \cdot \left(\frac{\Sigma \mathrm{E}}{V_P}\right) + \psi_4 \quad \left(\frac{\Sigma \mathrm{E}}{V_P} \geq \varepsilon\right) \qquad \text{ただし } T_p \leq 190 \tag{4.8}$$

$\frac{\tau_p}{\tau_{p0}}$：切片荷重の残存率，τ_p：降伏応力度(MPa)，τ_{p0}：基準降伏応力度(MPa)

ζ：せん断歪み影響係数，ΣE：累積吸収エネルギー量(N･mm)

V_P：錫プラグ体積(mm^3)，α, β：プラグ径の影響係数

T_P：錫プラグ温度(℃)，ε：判別値，Ψ_i：周期・プラグ径の影響係数(i-1～4)

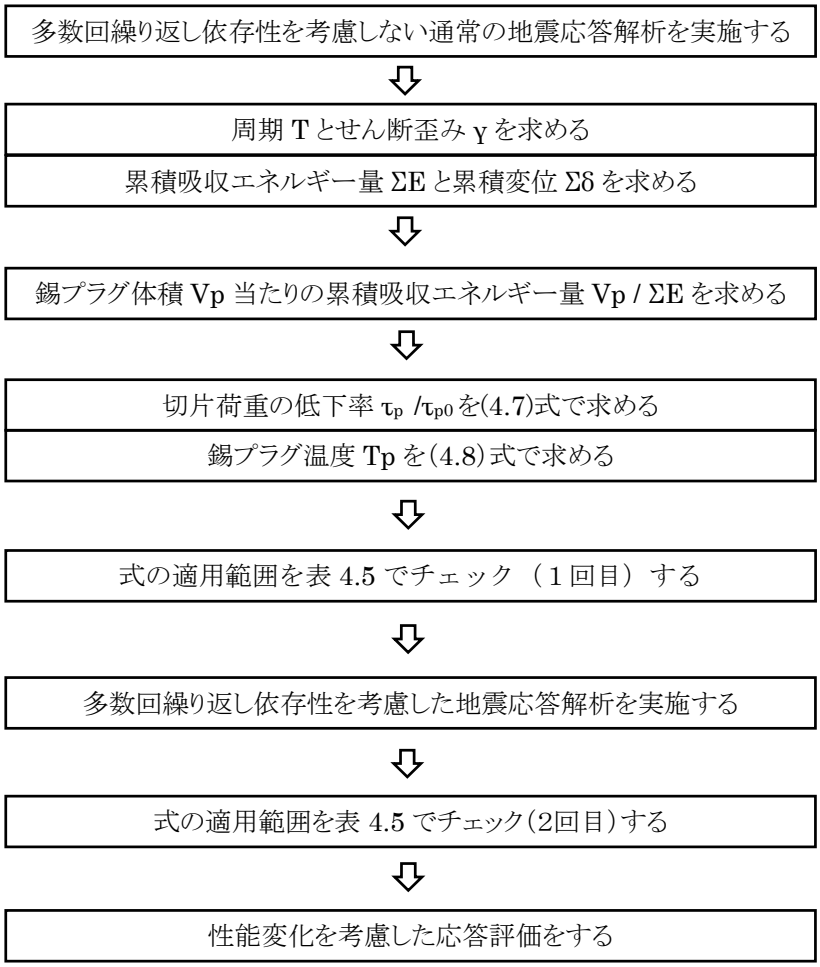


図 4.23　簡易法のフローチャート

4.5.4 解析結果と考察

初めに設計用長周期地震動である CH1 を入力した場合の建物内の最大応答加速度および最大応答変位の高さ方向の分布について，図 4.24 に解析結果を示す。修正バイリニアモデルの適用限界ひずみ 200%を超える領域については KA モデルとの差が徐々に大きくなることから，せん断ひずみ 200%を超えるような入力地震動レベルの地震応答解析には KA モデルが必要である。

図 4.24 から復元力モデルによる応答値の違いを見ると，KA モデルによる応答加速度は既往の修正バイリニアモデルよりも下回る。また，修正バイリニアモデルでは頂部が振られる傾向が強い。一方，応答変位については復元力モデルによる差は少ない。

上部構造の応答加速度に大きな差が生じた要因については，バイリニアモデルのように一定の剛性が継続する場合は特定の振動モードが励起されやすく，曲線系の復元力モデルではそれが抑制されることが，高次モードの励起状態の差となって応答加速度分布の大小に現れたものと推察される。

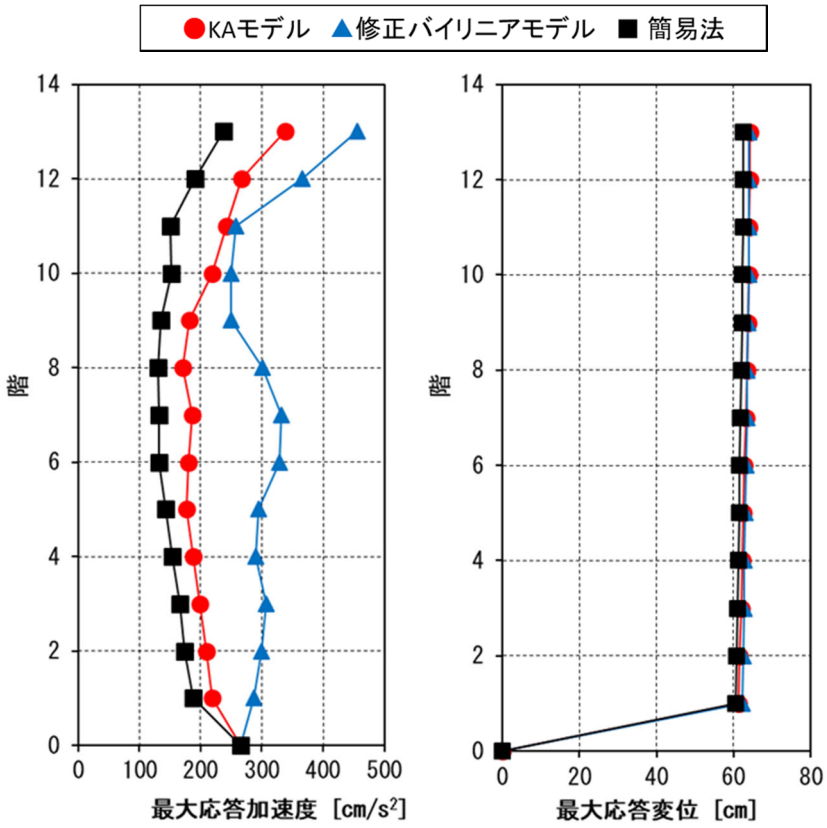


図 4.24　12 層モデルの最大応答値（CH1）

図 4.25 に 12 層モデルの頂部節点の応答加速度波形に対する加速度応答スペクトル（減衰定数 5%）を，表 4.6 に免震層の評価する剛性の違いに対する固有値結果を示す。図 4.25 より，各復元力モデルは表 4.6 に示す固有周期近傍に対応するピークが見られる。免震層の評価する剛性を一次剛性 K_1(100%)とした場合の 1 次モードの約 0.95s や，3 次モードの約 0.21s 近傍では，修正バイリニアモデルによる加速度応答スペクトルは KA モデルの約 1.4 倍となっており，応答加速度の影響が大きい K_2(100%)評価時の免震周期 4.72s より十分短い短周期領域の振動モードで大きな差が現れている結果となっている。文献[9),10)]では他種の免震部材について，曲線系と直線系の復元力モデルによる地震応答値の違いが検討されており，短周期領域の高次振動モードの励起状態による差が要因であるとする本検討結果と調和的な結論が示されている[2)]。

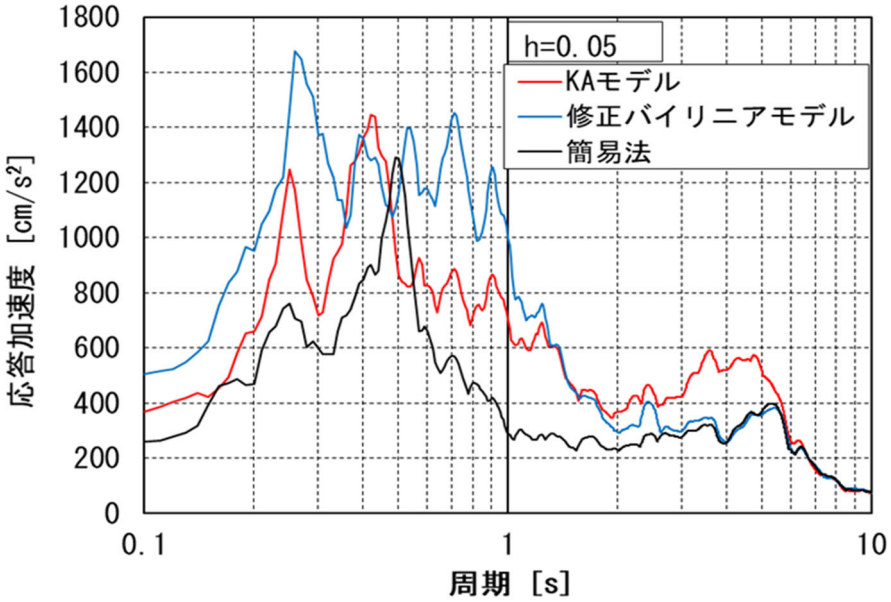


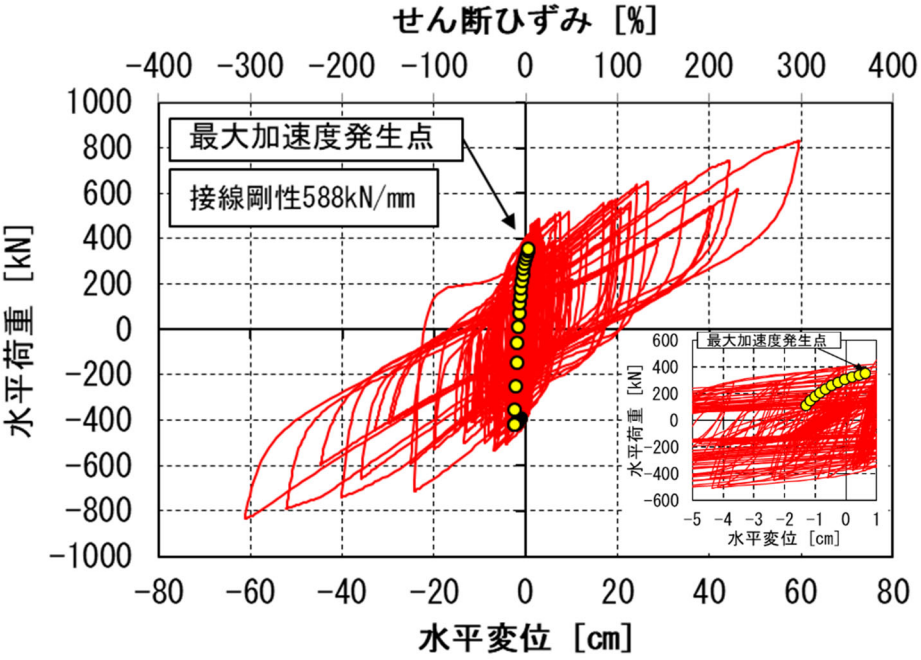
図 4.25　CH1 波による頂部節点の加速度応答スペクトル

表 4.6　免震層の評価する剛性の違いに対する固有値結果

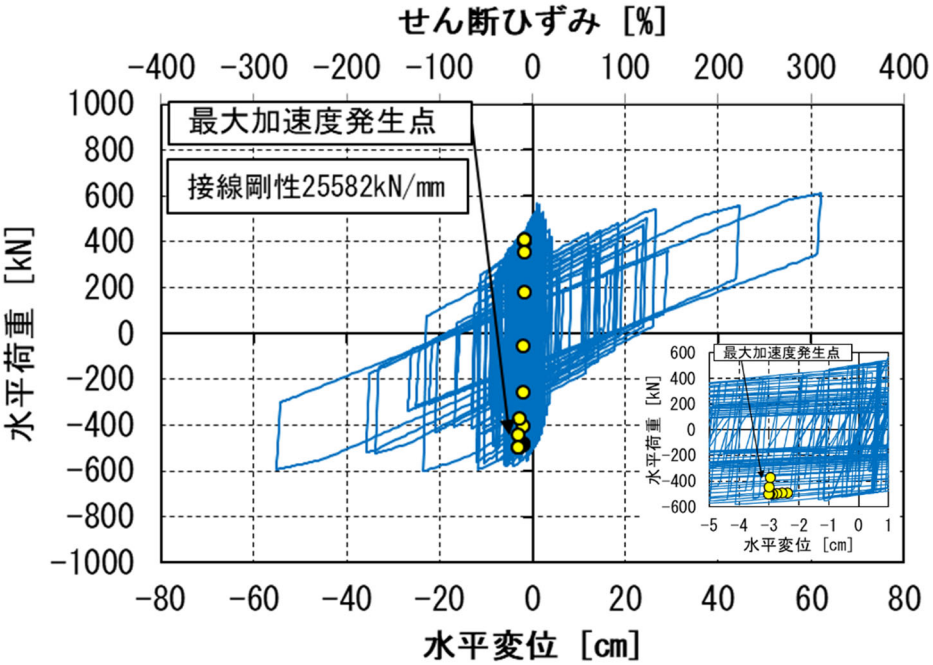
免震層を評価する剛性	1 次モード	2 次モード	3 次モード
一次剛性 K_1(100%)	0.95s	0.35s	0.21s
二次剛性 K_2(100%)	4.72s	0.49s	0.25s

各復元力モデルによる履歴ループを図 4.26 に示す。図 4.26 には最大加速度発生ポイントとその直前のポイントを含めた拡大図も合わせて示す。最大加速度発生ポイント直前の履歴ループ形状から，KA モデルの最大加速度発生ポイント近傍での接線剛性 588kN/mm は，修正バイリニアモデルの一次剛性 K_1=14400kN/mm よりも小さいことが確認できる。この剛性の違いについても，上部構造の応答加速度に大きな差を生じた要因の一つと考えられる。また，簡易法について，3 つの復元力モデルの中で最も応答

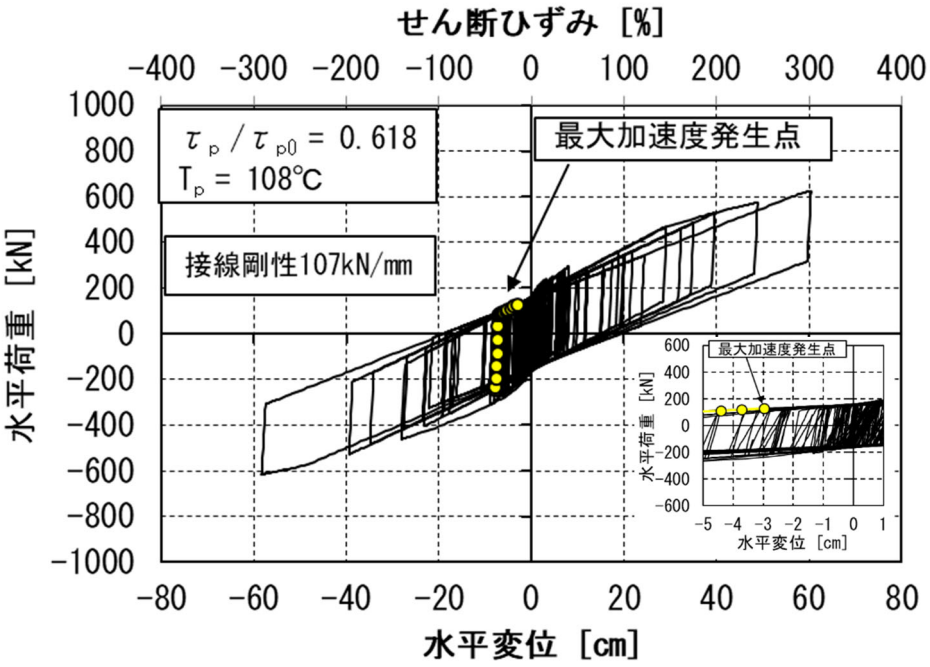
加速度が小さくなったのは，最大加速度発生ポイントが降伏後の二次剛性 K_2 の領域で発生していることや免震層の負担せん断力が他のモデルに比べて小さいことが要因と推察される。一方，免震層の応答変形に関しては、各復元力モデルで最大変形に至る履歴減衰の大きさはほぼ同じであったため，免震層の最大応答変形にあまり差が見られない傾向となっている。



(a) KA モデル



(b) 修正バイリニアモデル

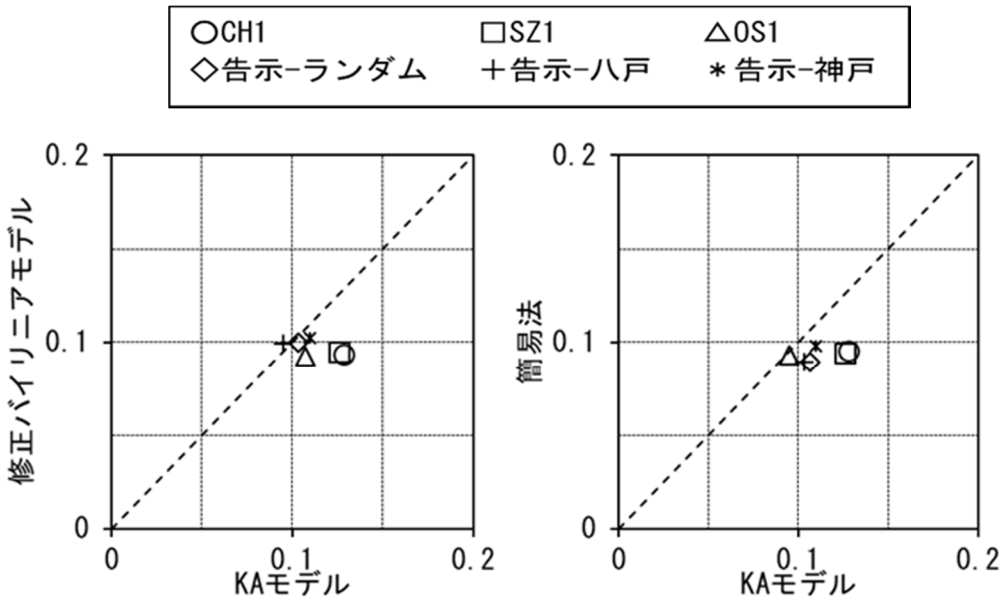


(c) 簡易法

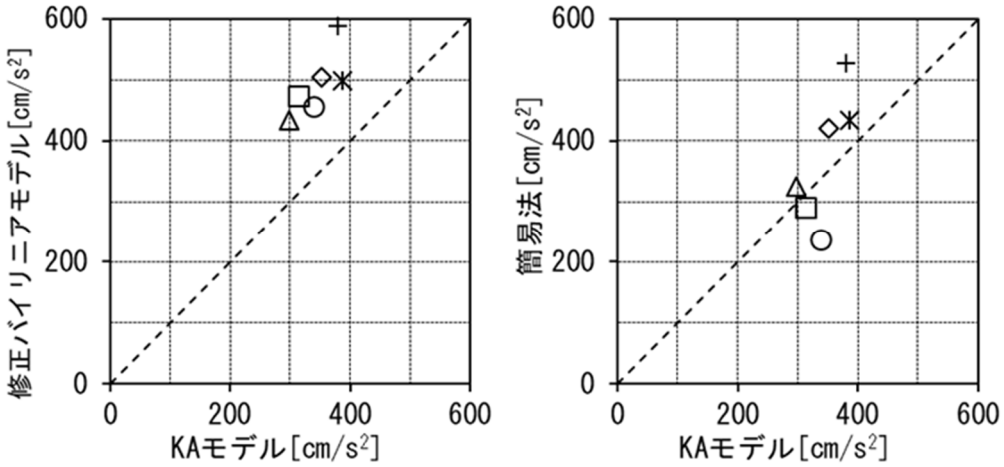
図 4.26　各モデルによる履歴曲線の比較

次に図 4.27 に各地震波における免震層最大層せん断力係数，頂部の最大加速度，免震層最大水平変形について，それぞれ KA モデル，修正バイリニアモデル，簡易法の結果を KA モデルによる結果と比較して示す。免震層最大層せん断力係数については，修正バイリニアモデル，簡易法ともにハードニング現象についてはモデル化されていないため、いずれの地震波においても KA モデルよりも小さい値を示しており，危険側の評価となっている。修正バイリニアモデル，簡易法における頂部の最大加速度については，簡易法の CH1，SZ1 を除くほとんどの地震波で KA モデルよりも大きい値を示しており，安全側の評価となっている。免震層最大応答変形については，簡易法の OS1 を除いて修正バイリニアモデル，簡易法ともに KA モデルと良く一致している。

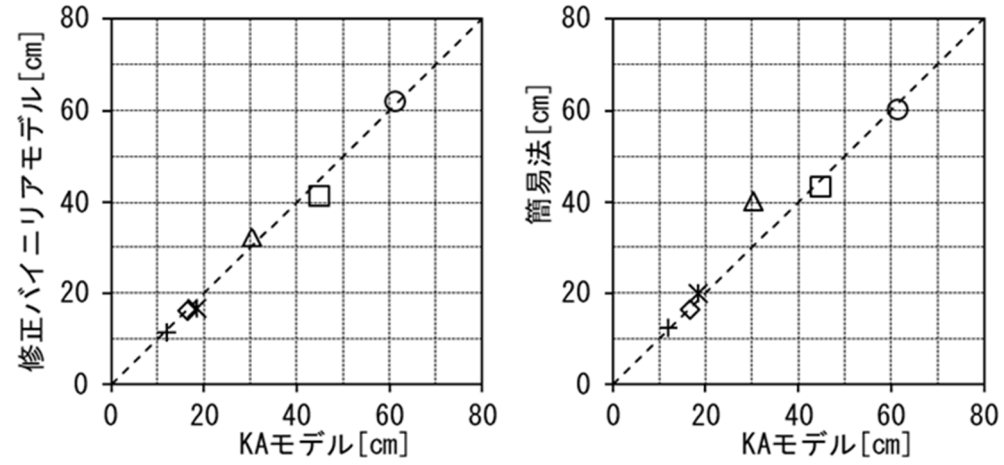
簡易法については，免震層が最大応答変位に至るまでのエネルギー量を用いて評価することにより，概ね KA モデルと同様な傾向となるが，入力地震動によっては，最大応答変位に達した後に免震層が繰り返し大きく変形する場合があり，この場合は免震層最大水平変形が過小評価となるため注意が必要となる。また，長周期地震動の OS1 波のように長周期成分の影響が強い波の場合は，水平変形が過大評価となる可能性があるため注意が必要となる [4)]。



(a) 最大層せん断力係数



(b) 最大応答加速度



(c)最大応答変位

図 4.27　各モデルの比較

4.5.5 SnRB と LRB の比較

4.5.4 項において設計用長周期地震動である CH1 波を入力した場合の 12 層免震建物モデルでの SnRB と LRB の解析結果の比較を図 4.28 に示す。これより LRB が限界せん断ひずみ 400%近くまで変形し大きくハードニングしているのに対して，SnRB はせん断ひずみ 300%でハードニングしていないことが分かる。

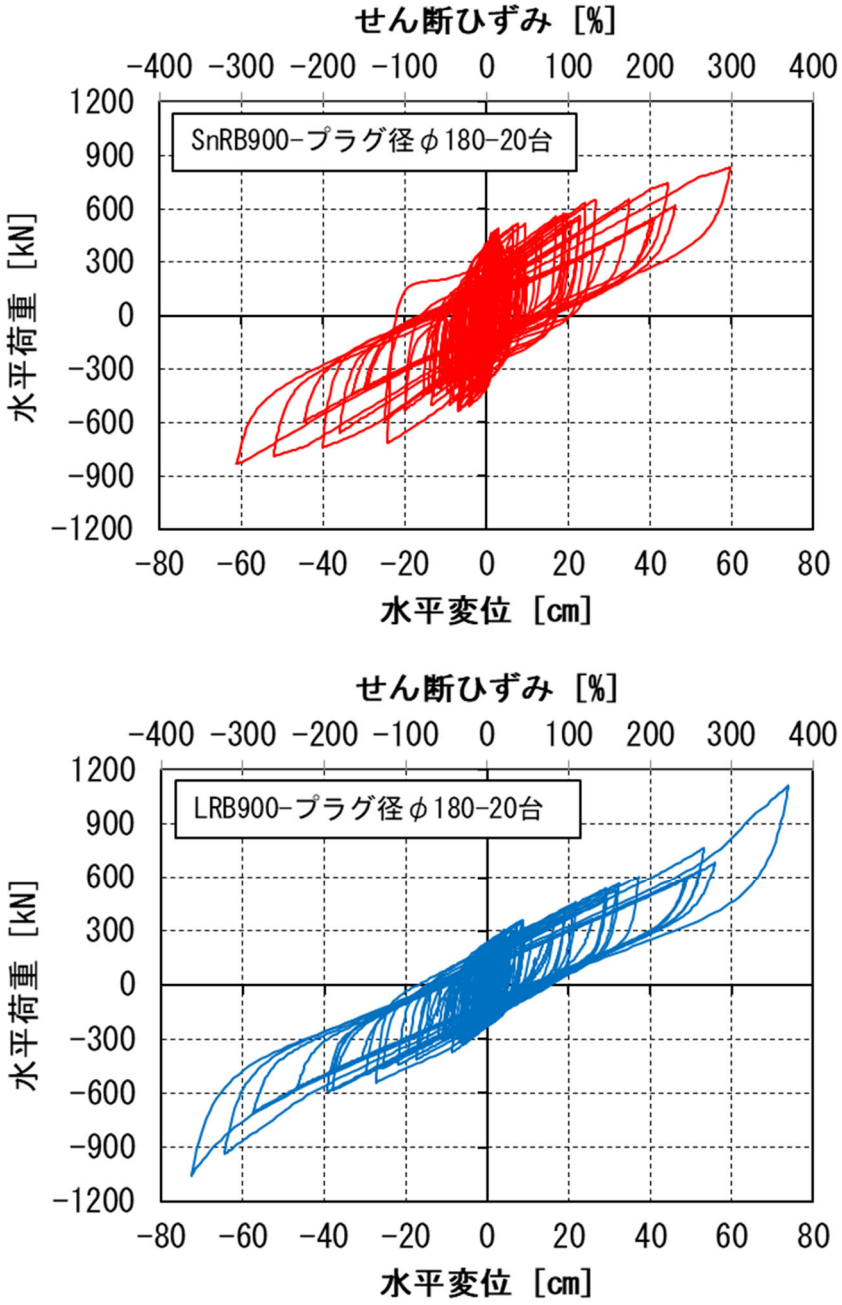


図 4.28　CH1 波による SnRB と LRB の解析結果の比較

4.6　まとめ

第 4 章では，長周期地震動に対する懸念事項である免震層の過大な応答変形や長時間の繰り返し変形による SnRB の発熱の影響に関する詳細検討を行い，SnRB の熱・力学連成挙動を解明した。

4.2 項では，SnRB の実大サイズであるゴム直径φ700 の試験体を用いて標準プラグ径と小径プラグ径の 2 種類について長時間繰り返し試験を実施して熱・力学連成挙動を把握した。

4.3 項では，地震応答解析と熱伝導解析を組み合わせることにより，熱・力学連成挙動を考慮した新たな解析モデルを構築した。今回，SnRB 特有の構造（内部鋼板露出型）を忠実に再現したモデル化を行った。

4.4 項では，標準プラグ径だけでなく，小径プラグ径の場合にも，今回構築した解析モデルによる結果が試験結果を良く再現できることを確認した。

4.5 項では，SnRB を用いた免震建物モデルの地震応答解析を実施して，復元力モデルの違いによる応答値の差異について検討した。複数の入力地震動による結果からは，構築した復元力モデル（熱・力学連成挙動解析の KA モデル）による応答加速度は既往の修正バイリニアモデル（熱・力学連成挙動解析のバイリニアモデル）よりも小さく，応答変位はほぼ同じとなる傾向が共通して見られた。また，長周期地震動に対する設計上の対応として，熱・力学連成挙動を簡易な方法で考慮して地震による応答を評価できる手法（簡易法）がすでに適用されているが，この簡易法に対する応答評価精度についても検証を行った。簡易法において免震層が最大応答変位に至るまでのエネルギー量を用いて評価する方法と，本研究で構築した熱・力学連成挙動解析モデルとの比較により，特殊な入力地震動を除き概ね同様な傾向となることが示された。さらに，LRB を用いた免震建物モデルの地震応答解析結果の比較により SnRB を用いた場合の優位性が示された。

本研究で構築した熱・力学連成挙動解析により，長周期地震動に対する免震層の過大な応答変形や長時間の繰り返しによる錫プラグの発熱の影響に関する詳細検討が可能となった。SnRB は長周期地震動に対する長時間の繰り返し変形による特性変化を考慮することが重要である。

第 4 章の参考文献

1) 免制震ディバイス，昭和電線ケーブルシステム：免制震ディバイス式錫プラグ入り積層ゴムアイソレータ，大臣評定-MVBR-0423，平成 26 年 3 月 13 日

2) 柳勝幸，清水美雪，齊木健司，安永亮，菊地優：錫プラグ入り免震積層ゴムの大変形復元力モデルに関する研究，構造工学論文集，Vol. 67B， pp. 519-529， 2021

3) Masaru Kikuchi， Ken Ishii: Thermal-mechanical coupled behavior of elastomeric isolation bearings under cyclic loading， 16th European conference on earthquake engineering， pp. 18-21， 2018

4) 本田栞，菊地優，石井建，中南滋樹，安永亮，福田滋夫：長周期地震動に対する錫プラグ入り積層ゴム免震建物の応答評価精度に関する検討，日本建築学会学術講演梗概集，構造 II， pp. 155-156， 2019

5) Open System for Earthquake Engineering Simulation - Home Page, https://opensees.berkeley.edu/， accessed Feb. 1. 2022.

6) 国土交通省：超高層建築物等における南海トラフ沿いの巨大地震による長周期地震動への対策について，プレスリリース，平成 28 年 6 月 24 日

7) 建設省：平成 12 年建設省告示第 1461 号「超高層建築物の構造耐力上の安全性を確かめるための構造計算の基準を定める件」

8) 免制震ディバイス：長周期地震動に対する免震材料の性能変化（免制震ディバイス式錫プラグ入り積層ゴム 2017）

9) 菊地優，北村佳久，井上圭一，上田正生：履歴減衰型免震部材の復元力モデルに関する研究，日本建築学会構造系論文集，第 565 号，pp.63-71，2003 (DOI:https://doi.org/10.3130/aijs.68.63_2)

10) Masaru Kikuchi， Ian D. Aiken， Yoshihisa Kitamura， Masaiki Ueda， 'Seismic Response of Isolated Structures Depending on Hysteresis Models for Isolation Devices'， JSSI 10th Anniversary Symposium on Performance of Response Controlled Buildings， Yokohama， Japan， 2004

第 5 章　結論

5.1　研究の総括

本論文は SnRB について，長周期地震動に対応するためにせん断ひずみ 400%まで適用可能な大変形復元力モデル（Kikuchi-Aiken モデル）を構築し，長周期地震動に対するもう一つの懸念事項である長時間の繰り返し変形による SnRB の発熱の影響に関する詳細検討を行い，SnRB の熱・力学連成挙動を解明することを目的とした。

本章では、本研究で得られた知見について総括する。

第 1 章「序論」では，本研究の背景と目的について述べ，長周期長時間地震動により多数回繰り返し変形を受ける SnRB の熱力学挙動に関する既往の研究について分析し，課題を抽出した。また，課題を解決するための検討項目について整理し，それらの具体的な研究手法について説明した。

第 2 章「錫プラグ入り免震積層ゴムの基本的力学特性」では，錫プラグ入り積層ゴムの基本的力学特性についてまとめた。

錫プラグの材料特性として，単軸引張試験や単軸疲労試験から鉛との物性比較を行い，これらの試験結果から錫は延性および繰り返し性能は鉛と同等あるいはそれ以上の特性を有していることを確認した。また，錫の単軸引張試験前後における断面組織観察から，常温 20℃において再結晶が起こることを確認し，プラグ材料としての錫の適用性をまとめた。各種依存性では，各サイズの試験体を用いた温度依存性，速度依存性，面圧依存性，せん断ひずみ依存性などの各種依存性についてまとめた。引張特性では他のプラグ入り積層ゴムや天然ゴム系積層ゴムと同様に引張降伏応力が-1N/mm^{2}以上であることを確認し，多数回の繰り返し特性については，鉛ダンパーの破断限界以上の 40 万回以上の繰り返し耐久性を有していることを確認した。水平二方向特性では，二方向楕円加振試験において長軸方向でせん断ひずみ 400%まで加振しても破断しないことや二方向加振前後の基本性能の変化率が小さいことを確認した。復元力モデルについては，既存の修正バイリニアモデルが適用範囲となる 200%まで実験結果と良い整合性を示すことを確認した。

第 3 章「錫プラグ入り免震積層ゴムの大変形時復元力特性」では，SnRB の大変形領域までの力学挙動を再現できる復元力モデルを構築した。

既往の復元力モデルの適用限界せん断ひずみの 2 倍となるせん断ひずみ 400%までの大変形加力試験を実施し，復元力モデルの構築に必要な試験データの分析から，大変形に対応可能な復元力モデルを新たに構築した。この復元力モデルは，基準面圧 15MPa 下での復元力特性を再現する設計用モデルと面圧の影響を排除した極限挙動解析用モデルの 2 通りの復元力パラメータを設定し，構築した復元力モデルの妥当性について，試験結果を良好に再現することを確認した。

また，せん断ひずみと軸力の連成挙動について，極限挙動解析用モデルを構築し，基準面圧 15MPa までは試験結果を良好に再現することを確認した。しかし，面圧 30MPa については，大変形時の履歴ループの負勾配は定性的には表現されているものの，水平荷重の低下が試験結果以上に著しい結果となり，高面圧と大変形が組み合わされた試験結果の再現について検討の余地を残す結果となった。

さらに SnRB を用いた免震建物モデルの地震応答解析を実施して，複数の建物モデルおよび入力地震動による結果から，構築した復元力モデルによる応答加速度は既往の復元力モデルよりも小さく，応答変位はほぼ同じとなる傾向が共通して見られた。

この復元力モデルにより，長周期地震動に対する懸念事項の一つである免震層の過大な応答変形に関する詳細検討が可能となった。

第 4 章「錫プラグ入り免震積層ゴムの熱・力学連成挙動」では，長周期地震動に対する懸念事項である免震層の過大な応答変形や長時間の繰り返し変形による SnRB の発熱の影響に関する詳細検討を行い，SnRB の熱・力学連成挙動を解明した。

SnRB の実大サイズであるゴム直径φ700 の試験体を用いて標準プラグ径と小径プラグ径の 2 種類について長時間繰り返し試験を実施して熱・力学連成挙動を把握した。また，地震応答解析と熱伝導解析を組み合わせることにより，熱・力学連成挙動を考慮した新たな解析モデルを構築し試験結果を良く再現できることを確認した。

さらに SnRB を用いた免震建物モデルの地震応答解析を実施して，複数の入力地震動による結果から，構築した復元力モデルによる応答加速度は既往の修正バイリニアモデルよりも小さく，応答変位はほぼ同じとなる傾向が共通して見られた。簡易法に対する応答評価精度についても検証を行い，免震層が最大応答変位に至るまでのエネルギー量を用いて評価する方法と，本研究で構築した熱・力学連成挙動解析モデルとの比較により，特殊な入力地震動を除き概ね同様な傾向となることが示された。

第 4 章で構築した熱・力学連成挙動解析により，長周期地震動に対する免震層の過大な応答変形や長時間の繰り返しによる錫プラグの発熱の影響に関する詳細検討が可能となった。SnRB は長周期地震動に対する長時間の繰り返し変形による特性変化を考慮することが重要である。

5.2　今後の展望

本研究により構築した復元力モデルと熱・力学連成挙動解析により，長周期地震動に対する免震層の過大な応答変形や長時間の繰り返しによる錫プラグの発熱の影響に関する詳細検討が可能となった。

今後，積層ゴム直径や錫プラグ直径を変更した他形状の SnRB を用いた場合の長周期地震動に対する免震建物の応答評価を充実させる予定である。

また，長周期地震動による免震材料の性能変動の検討に対して、精度の高い検証が行える解析環境を早急に整える必要があると考えられることから，煩雑な計算を要する熱伝導解析を用いずに，簡易法で用いる力学特性の評価式を準用する手法の開発が求められる。