



HOKKAIDO UNIVERSITY

Title	設計想定を超える地震動に対して高い耐震安全性を有する免震構造の研究
Author(s)	濱口, 弘樹
Degree Grantor	北海道大学
Degree Name	博士(工学)
Dissertation Number	甲第13215号
Issue Date	2018-03-22
DOI	https://doi.org/10.14943/doctoral.k13215
Doc URL	https://hdl.handle.net/2115/69411
Type	doctoral thesis
File Information	Hiroki_Hamaguchi.pdf



設計想定を超える地震動に対して
高い耐震安全性を有する免震構造の研究

A Seismic Isolation System with High Seismic Safety Margin
against Input Ground Motions exceeding Design Level

2018 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
建築構造計画学研究室

濱口 弘樹

論文要旨

1995 年兵庫県南部地震以降、日本国内において建物の設計用地震動レベルを上回る巨大地震がたびたび発生している。免震建物といえども、巨大地震を受けて深刻な被害を生じる事態に至る可能性を否定することはできない。こうした現状に鑑みて、設計想定を超える地震動に対する免震建物の耐震安全性向上は喫緊の課題である。本論文は、建築基準法に規定される設計レベルを上回る巨大地震に見舞われた場合でも免震構造の主な極限事象である上部建物の擁壁への衝突、上部建物の過大応答、免震部材の損傷の全てを回避することが可能な、新しい免震支承および免震構造システムを提案し、その実用化を目標に掲げて行った研究をまとめたものである。

第 1 章「序論」では、上記の研究目標を掲げるに至った経緯について概説した。免震建物が巨大地震を受ける場合に想定される極限事象、およびこれらの事象回避や影響低減に取り組んだ既往研究の整理と分類を行った。この結果、いずれの研究成果も上記の極限事象全てを回避することは困難であるとの考えに至った。

第 2 章「新免震支承 FSLRB の提案」では、従来型の鉛プラグ入り積層ゴム (Lead Rubber Bearing, 以下 LRB) にすべり機構を直列配置した新しい免震支承フェイルセーフ LRB (Fail-Safe LRB, 以下 FSLRB) の概念と構成に言及した。設計レベルの地震動に対しては、支承の上下いずれかの端部がボルト接合、他端が摩擦接合の LRB として、従来型 LRB と変わらぬ機能を発揮する。一方、設計レベルを超える地震動に対しては、すべり機構部の摺動によってゴムのハードニングやせん断破断、上部建物への過度の地震力伝達を防止する。まず初めに、FSLRB および従来型 LRB の縮小試験体の性能比較実験を行い、FSLRB が従来型 LRB よりも高い変形性能を有することを確認した。FSLRB の利点を最大限に活用するためには、ゴムがハードニング特性を呈し始めるせん断歪み 250%程度で常に摺動を開始する安定した摩擦力を有することが望ましい。このために必要な最適摩擦係数の定め方を提示した。また、質点系モデルの地震応答解析により、最適摩擦係数を有する FSLRB 免震建物が従来型の LRB 免震建物よりも高い耐震安全性を有することを確認した。以上の検討を踏まえ、FSLRB のすべり機構部に用いる材料の選定を行った。目標性能に最も近い摩擦特性を有し、かつ耐候性の高い材料として、四フッ化エチレン樹脂 (PTFE) 系すべり材と鏡面仕上げのステンレス鋼板の組み合わせを選定した。

第 3 章「FSLRB の免震特性」では、選定したすべり機構部を角型 LRB に直列配置した FSLRB 試験体を用い、免震支承としての性能確認ならびに面圧・速度依存性を考慮した動・静摩擦係数評価式の同定を行った。まず、 $\square$ -414mm 縮小試験体の動的加振実験を行い、FSLRB の基本特性を確認した。面圧 10N/mm²程度の一定面圧下においては整形な Tri-Linear 形状を示すこと、摩擦係数が概ね面圧のべき乗に比例して低下し、ごく低速度域を除いては速度によらず概ね一定の値を示すこと、長距離摺動後も安定した摩擦特性を保持すること、などを明らかにした。 $\square$ -900mm 実大試験体の準静的載荷実験では、LRB 部の 2 次形状係数が小さい FSLRB は過大面圧下での摺動時にすべり面の一部が浮き上がり、すべり機構部の損傷に至る恐れがあることを確認した。この結果を受けた安全側の評価として、適正使用限界面圧を 15N/mm²、終局限界面圧を 20N/mm²と規定した。2 次形状係数の異なる 2 種類の $\square$ -200mm 縮小試験体を用いた動的加振実

験では、1 方向加振、2 方向加振の間で諸特性に有意な差のないこと、適正面圧下で使用すれば LRB 部のねじれは問題とならないことを確認した。最後に、□・600mm および□・900mm 実機仕様試験体を用い、実建物への適用を視野に入れて諸特性の最終確認を行った。また、第 2 章で述べたすべり機構部の縮小試験体を含む全 7 試験体のデータを統合し、すべり面の面圧分布偏在を考慮した実効面圧の考え方を導入することにより、FSLRB の寸法諸元によらず適用可能な汎用性の高い動・静摩擦係数の評価式を構築した。

第 4 章「FSLRB の耐候性・経年変化」では、FSLRB の免震性能を大きく左右する LRB 部およびすべり機構部の特性について、耐候性・経年変化の評価を行った。LRB 部については、天然ゴム系材料を用いた積層ゴム支承に関する既往の研究成果を整理し、被覆ゴムが果たす役割の重要性を示した。また、被覆ゴム材料の耐候性・経年変化に大きな影響を及ぼす外部劣化因子として、酸素および水／塩水を抽出した。実際に建築用積層ゴム支承の被覆ゴムとして使用されている天然ゴム系、天然ゴム・エチレンプロピレンジエンゴム複合材系の 2 種類のゴム材料に対して上記の劣化因子を促進付与する実験を行って、物理・化学特性の変化を定量的に評価した。すべり機構部については、摩擦特性の経年変化を論じた既往研究が非常に少ないことから、FSLRB すべり機構部の縮小試験体を用いて、5 年間の屋外暴露による摩擦係数の変化、ならびに 2 か月間の塩水サイクル噴霧による摩擦係数の変化を実験的に評価した。これらの結果、LRB 部、すべり機構部ともに高い耐候性を有し、数十年にわたって安定した性能を維持することができるものと判断した。

第 5 章「FSLRB 適用建物の耐震安全性」では、建物振動モデルの時刻歴地震応答解析に基づき、FSLRB を適用した免震建物の耐震安全性を評価した。具体的には、原子力発電所建屋のタービン棟および原子炉棟の質点系モデルを共通ラフト上に構築し、これを全て FSLRB で支持する FSLRB 建物モデル、および全て従来型の LRB で支持する LRB 建物モデルを作成し、観測地震動を用いた時刻歴応答解析を行った。まず、設計レベルの地震動に対しては両建物の挙動にほとんど差のないことを確認した。一方、巨大地震動を受ける場合には両建物の応答に顕著な差が現れることが分かった。上部建屋に関して、FSLRB 建物は加速度や層せん断力を LRB 建物に比べて大きく低減することができる。免震部材についても、LRB 建物ではゴムせん断破断の恐れが否定できない一方、FSLRB 建物では LRB 部のゴムせん断歪みを概ね線形範囲内に留めることが可能である。これらの解析結果より FSLRB 建物の優位性が明らかとなった。ただし、長周期成分が卓越する地震動を受ける FSLRB 建物では、免震層の最大変位や残留変位が LRB 建物に比べて桁違いに大きな値となる場合がある。また、各 FSLRB の残留変位はゴム部が個々に異なる方向と大きさを有するという特徴が明らかとなった。ただし、免震層の残留変位を解消しないまま設計レベルの後続地震を受けても、上部建屋および免震層の挙動にとりたてて大きな問題は生じないことを確認した。なお、免震層に過度のねじれを生じさせないためには、各 FSLRB の摩擦力が平面的になるべく均一になるような配置計画とすることが望ましい。最後に、FSLRB 建物に生じた残留変位を解消し、上部建屋および個々の免震部材を原位置に復旧する方法を提案した。

第 6 章「結論」では、本研究の成果を総括するとともに FSLRB を実建物に適用する上での要点をまとめ、最後に今後の展望について述べた。

以上の研究の結果、提案する新免震支承 FSLRB、およびこれを用いた免震構造システムに実用化の目途を立てることができた。

Summary

After the 1995 Kobe Earthquake, severe earthquakes beyond design level have been frequently observed all over Japan. Since seismically isolated (SI) buildings are thought to be fragile when subjected to beyond design level earthquakes, better anti-seismic performance for SI buildings are highly needed. In this research, the author proposes an alternative SI system applying newly developed isolation bearings, which has much higher seismic safety margin compared to a conventional SI system applying lead rubber bearings (LRBs). Ultimate events, such as collision of superstructure with moat walls, excessive response of superstructure and damage or break of isolation devices, can be prevented by introducing the above proposed system. Followings are summary of the research.

In Chapter 1 “Introduction”, preceding researches regarding countermeasures against above ultimate events for SI buildings are reviewed. It is concluded that no conventional technology or idea can prevent all the three ultimate events simultaneously.

Chapter 2 “Proposal of FSLRB” states the concept and composition of the proposed bearing named FSLRB which is an abbreviation of Fail-Safe LRB. It consists of a conventional LRB and a newly developed slider mechanism in series. Friction coefficient of the slider part is optimally provided to start sliding just before LRB gives a hardening property with the shear strain of around 250%. Then, the bearing behaves as a normal LRB which is just friction connected to building structure at either of upper or lower end, when subjected to design level earthquakes or smaller, while the sliding behavior keeps LRB away from hardening and shear break in beyond design level earthquakes. Hence, supporting a superstructure only by the proposed bearings will enable the whole SI building to protect from any structural damage regardless of the input ground motion level. A preliminary time history analysis for two SI building models, one applying only FSLRBs, the other applying only conventional LRBs, shows the advantages of the system with the proposed bearings. To realize the above high seismic performance, the most suitable slider material, which is a certain PTFE, is selected by conducting a series of dynamic loading test for each combination of stainless steel plate and 12 candidate slider materials.

In Chapter 3 “Mechanical Properties of FSLRB”, six kinds of scaled or full-scale FSLRB specimens are tested by dynamic or quasi-static loading. Dynamic loading of $\square$ -414mm scaled FSLRB shows that the bearing almost behaves as expected in Chapter 2. Dynamic and static friction coefficients are roughly proportional to the power of surface pressures. Quasi-static loading of $\square$ -900mm full-scale FSLRB defines maximum allowable surface pressure of 15N/mm² and ultimate limit pressure of 20N/mm², respectively. However, it should be noted that these values are rather conservative. Dynamic loading of two types of $\square$ -200mm scaled FSLRB, each has different second shape factor in LRB part, makes clear that

there is no apparent difference in mechanical properties between uni-directional and bi-directional loading, and entirely no damage to rubber due to the torsional motion of LRB part in bi-directional loading. Finally, $\square$ -600mm and $\square$ -900mm full-scale FSLRBs are tested by dynamic loading to confirm that the proposed bearing can be applied to actual buildings.

Chapter 4 “Durability and Aging Effect of FSLRB” corresponds to a sub-theme of the research. As high-performance isolation devices should have even longer lifetime, durability of mechanical and chemical properties of LRB part and slider part are evaluated, respectively. Preceding studies show that covering rubber has an important role for rubber bearings to keep their properties less changed. Hence, aging effects of oxygen, water / saltwater on mechanical and chemical properties of two types of covering rubbers generally used for rubber bearings are experimentally studied. As for slider part, changes in mechanical property of scaled specimens are evaluated by continuous five-year outdoor exposure test and two-month saltwater cyclic spray test, respectively. These test results show that FSLRB has quite high durability for several decades of expected lifetime.

Back to the main-theme of the research, Chapter 5 “Seismic Safety of SI Buiding applying FSLRB” mentions various kinds of detailed time-history analyses for isolated nuclear power plant models. Two types of six-degree-of-freedom analysis models are considered, one is supported by only FSLRBs, the other by only LRBs. Superstructure which consists of turbine building and reactor building both on rigid isolation raft is common for the two models. There is almost no difference in seismic response between FSLRB building and LRB building when subjected to design level earthquakes. On the other hand, many different behaviors can be seen in the two models when subjected to beyond design level earthquakes. Response accelerations and shear forces in superstructure of FSLRB building are quite smaller than those of LRB building. Maximum shear strain of FSLRB is almost within linear limit, while that of LRB nearly becomes shear break point. These analysis results indicate the great advantages of FSLRB building. However, it should be noted that both maximum and residual deformations at isolation level of FSLRB building can be extremely larger than those of LRB building. Also it is very unique that direction and dimension in residual deformation of LRB part are totally different in each FSLRB. Incidentally, another analysis result shows that no serious event happens to FSLRB building with such residual deformations remained at isolation level due to a beyond design level earthquake, when it is hit by a design level aftershock. Besides above results, arranging each FSLRB considering the dispersion of friction forces is highly recommended to avoid unnecessary torsional motion and residual rotation at isolation level. Furthermore, an idea of re-centering both isolation raft and every FSLRB after severe earthquakes is proposed.

Finally in Chapter 6 “Conclusions”, the research results are summarized, and some points and tips for practical use of FSLRB are suggested. Also future plan is mentioned.

関連発表論文

[論文]

- 1) 浜口弘樹, 相沢覚, 鮫島祐介, 菊地隆志, 鈴木重信, 芳沢利和: 約 20 年間使用した積層ゴムの経年変化調査, 日本建築学会技術報告集, 第 15 巻, 第 30 号, pp.393-398, 2009.6
- 2) 濱口弘樹, 長谷川完, 大武義人: 積層ゴム支承被覆ゴムの長期劣化特性に関する実験的研究ー物理特性の変化ー, 日本建築学会構造系論文集, 第 81 巻, 第 720 号, pp.229-237, 2016.2
- 3) 濱口弘樹, 長谷川完, 大武義人: 積層ゴム支承被覆ゴムの長期劣化による化学特性変化, 日本建築学会構造系論文集, 第 81 巻, 第 725 号, pp.1081-1089, 2016.7
- 4) 濱口弘樹, 和氣知貴, 山本雅史, 菊地優: 設計想定を超える地震動に対して高い耐震安全性を有する免震構造の提案, 日本建築学会構造系論文集, 第 82 巻, 第 739 号, pp.1349-1359, 2017.9
- 5) 鴨下直登, 濱口弘樹, 谷佑馬, 鈴木重信: 約 30 年間使用した積層ゴムの経年変化調査, 日本建築学会技術報告集, 第 24 巻, 第 56 号, pp.41-46, 2018.2
- 6) 濱口弘樹, 和氣知貴, 山本雅史, 菊地優: フェイルセーフ機構を備える鉛プラグ入り積層ゴム支承の実用化に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集 (2018.2 投稿中)

[発表]

- 1) 浜口弘樹, 山本雅史, 東野雅彦, 谷口元: 想定を上回る地震に対して安全性の高い免震構造の提案 (その 1) 概要, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.437-438, 2010.9
- 2) Hiroki Hamaguchi: A Proposal of a Seismic Isolation System with High Safety Margin for Unexpected Input Ground Motions, 1st Kashiwazaki International Symposium on Seismic Safety of Nuclear Installations, International Atomic Energy Agency, 2010.11
- 3) 浜口弘樹, 山本雅史, 東野雅彦, 宮崎充: 想定を上回る地震に対して安全性の高い免震構造の提案 (その 2) 摩擦特性の変動を考慮した地震応答解析, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.599-600, 2011.8

-
- 4) 和氣知貴, 小南雄一郎, 長田修一, 浜口弘樹: 想定を上回る地震に対して安全性の高い免震構造の提案(その3) 摩擦力の面圧依存性が低い摩擦材の選定, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.601-602, 2011.8
 - 5) 小南雄一郎, 和氣知貴, 長田修一, 浜口弘樹: 想定を上回る地震に対して安全性の高い免震構造の提案(その4) すべり機構付き積層ゴム縮小試験体の動的加振実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.603-604, 2011.8
 - 6) Hiroki Hamaguchi, Masashi Yamamoto, Masahiko Higashino: A Proposal of A Seismic Isolation System with High Safety Margin, 12th World Conference on Seismic Isolation, Energy Dissipation and Active Vibration Control of Structures, Sochi, Russia, 2011.9
 - 7) 和氣知貴, 小南雄一郎, 宮崎充, 浜口弘樹: 想定を上回る地震に対して安全性の高い免震構造の提案(その5) すべり機構部の屋外暴露試験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.321-322, 2012.9
 - 8) 小南雄一郎, 和氣知貴, 長田修一, 浜口弘樹: 想定を上回る地震に対して安全性の高い免震構造の提案(その6) すべり機構部の塩水噴霧複合サイクル試験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.323-324, 2012.9
 - 9) 浜口弘樹, 山本雅史, 小南雄一郎, 和氣知貴: 想定を上回る地震に対して安全性の高い免震構造の提案(その7) すべり機構付き積層ゴム実大試験体の載荷実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.325-326, 2012.9
 - 10) 浜口弘樹, 山本雅史, 和氣知貴, 宮崎充: 想定を上回る地震に対して安全性の高い免震構造の提案(その8) すべり機構付き積層ゴム動摩擦係数の定量評価, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.803-804, 2013.8
 - 11) 和氣知貴, 宮崎充, 浜口弘樹, 山本雅史: 想定を上回る地震に対して安全性の高い免震構造の提案(その9) 屋外暴露後 1.2 年を経過したすべり機構の経年変化, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.805-806, 2013.8
 - 12) 浜口弘樹, 山本雅史, 和氣知貴, 宮崎充: 想定を上回る地震に対して安全性の高い免震構造の提案(その10) 摩擦係数の温度依存性および繰り返し摺動依存性, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.469-470, 2014.9
 - 13) 鴨下直登, 浜口弘樹, 石井建, 山本雅史, 和氣知貴, 菊地優: 想定を上回る地震に対して安全性の高い免震構造の提案(その11) 水平2方向特性の実験概要, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.619-620, 2016.8

-
- 14) 浜口弘樹, 石井建, 鴨下直登, 山本雅史, 和氣知貴, 菊地優: 想定を上回る地震に対して安全性の高い免震構造の提案 (その 1 2) 水平 2 方向特性の実験結果, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.621-622, 2016.8
- 15) 石井建, 鴨下直登, 浜口弘樹, 山本雅史, 和氣知貴, 菊地優: 想定を上回る地震に対して安全性の高い免震構造の提案 (その 1 3) 水平 2 方向特性実験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, 構造 II, pp.623-624, 2016.8
- 16) Masashi Yamamoto, Hiroki Hamaguchi, Naoto Kamoshita, Masaru Kikuchi, Ken Ishii, Tomotaka Wake : Horizontal Biaxial Loading Tests on Sliding Lead Rubber Bearing System, 15th World Conference on Seismic Isolation, Energy Dissipation and Active Vibration Control of Structures, Wellington, New Zealand, 2017.4
- 17) Hiroki Hamaguchi, Masashi Yamamoto, Tomotaka Wake, Masaru Kikuchi : A Proposal of An Isolation System with Higher Seismic Safety Margin against Input Ground Motions beyond Expectations, Engineering Mechanics Institute Conference 2017, San Diego, U.S., 2017.6
- 18) Hiroki Hamaguchi, Masashi Yamamoto, Tomotaka Wake, Masaru Kikuchi : A Proposal of A Seismic Isolation System with Higher Safety Margin against Input Ground Motions beyond Design Level, Post-SMiRT 24 Conference, Tokyo, Japan, 2017.8
- 19) 山本雅史, 浜口弘樹, 石井建, 鴨下直登, 和氣知貴, 菊地優: 想定を上回る地震に対して安全性の高い免震構造の提案 (その 1 4) 実大試験体の動的加振実験概要, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.921-922, 2017.8
- 20) 浜口弘樹, 山本雅史, 石井建, 鴨下直登, 和氣知貴, 菊地優: 想定を上回る地震に対して安全性の高い免震構造の提案 (その 1 5) 実大試験体の動的加振実験結果, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.923-924, 2017.8
- 21) 石井建, 浜口弘樹, 山本雅史, 鴨下直登, 和氣知貴, 菊地優: 想定を上回る地震に対して安全性の高い免震構造の提案 (その 1 6) 実大試験体の動的加振実験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, 構造 II, pp.925-926, 2017.8

目 次

論文要旨	i
Summary	iii
関連発表論文	v
目次	ix
第1章 序論	1
1.1 研究の背景	1
1.2 既往の研究	4
1.3 研究の目的	10
第1章の参考文献	11
第2章 新免震支承 FSLRB の提案	13
2.1 FSLRB の概要	13
2.2 地震応答解析による性能確認	30
2.3 すべり材の選定	34
2.4 まとめ	52
第2章の参考文献	53
第3章 FSLRB の免震特性	55
3.1 目的と実施概要	55
3.2 基本特性	57
3.3 圧縮限界特性	72
3.4 水平2方向特性	86
3.5 実機による性能確認	112
3.6 実効面圧による摩擦係数評価	149
3.7 まとめ	162
第3章の参考文献	164
第4章 FSLRB の耐候性・経年変化	165
4.1 目的と実施概要	165
4.2 積層ゴム部の耐候性・経年変化	166
4.3 すべり機構部の耐候性・経年変化	216
4.4 まとめ	252
第4章の参考文献	254

第5章 FSLRB 適用建物の耐震安全性.....	257
5.1 目的と実施概要	257
5.2 解析モデル.....	258
5.3 入力地震動.....	265
5.4 解析項目と解析結果	269
5.5 残留変形の復旧方法	304
5.6 まとめ.....	310
第5章の参考文献	312
 第6章 結論	 313
6.1 研究の総括.....	313
6.2 FSLRB 適用上の要点.....	316
6.3 今後の展望.....	328
 謝辞	 329

第1章

序論

1.1 研究の背景

近年、日本国内において建物の設計用地震動レベルを上回る巨大地震がたびたび発生している。1995年兵庫県南部地震が発生したとき、著者は神戸市東灘区に居住しており、そのあまりに強烈な上下動と間髪入れずにやってきた凄まじい横揺れに、ベッドの中で身を縮め恐怖に震える以外になす術がなかったことを今も鮮明に記憶している。2003年十勝沖地震では、震源から遠く離れた苫小牧市でオイルのスロッシングによる石油タンクの火災が発生し、その原因となった長周期地震動に再び大きな注目が集まるきっかけとなった。2007年新潟県中越沖地震は原子力発電所に深刻な被害をもたらし、社会に大きな衝撃を与えた。2011年東北地方太平洋沖地震が我々に与えたインパクトはここに述べるまでもないだろう。建築構造技術者にとっては、震源から何百 km も離れた地域においてさえ高層建物や免震建物の長周期地震動対策が不可避である事実を否応なく突きつけられることとなった。2016年熊本地震では、僅か28時間の間に立て続けに2度も震度7の揺れを記録した。震源近傍で得られた長周期パルス性地震動の観測記録は、高層建物や免震建物にとって長周期長時間地震動と並ぶ大きな技術的チャレンジとして立ちのぼることとなった。一方で将来に目を移すと、今世紀中の発生が確実視されている南海トラフを震源域とするプレート境界型地震^{1),2)}や、大阪の上町断層帯を震源とする内陸地殻内地震³⁾の予測地震動などが公表されている。これらの観測あるいは予測地震動の多くが、建築基準法に定められた「極めて稀に発生する地震動」のレベルを上回っている。すなわち、これらの地震動は所謂「設計想定外地震動」である。建築基準法に定められた設計レベルを上回る地震動を受けたときに建物はどの程度の損傷を受けるのか、あるいは建物が終局限界状態に至るまで設計レベルの何倍程度の安全余裕度を有するのか、といったことを真剣に検討する必要に迫られていると言えよう。

著者はこれまで20年以上にわたって免震構造の研究開発に従事してきた。現時点において、免震構造は建物を地震の被害から守る上で最良の技術であると強く信じている。表-1.1.1は地震動のレベルと建物耐震性能の関係を構造種別ごとに概念的に表したものである⁴⁾。免震構造は各種構造の中で最上位に位置しており、極めて稀に発生する地震に対して建物の機能性を維持することができるのは勿論のこと、設計レベルを上回る地震に対しても機能性を維持、あるいは多少の損傷を受けたとしても修復・再使用可能であることを示している。ただし、著者は免震構造が何ら弱点・欠点のない完全に成熟した技術であるとは考えていない。設計想定を超える地震動に対し、場合によっては急激に脆弱性が露見する恐れのあることは以前からも指摘されていることである^{5)~7)}。表-1.1.1 右上端の領域がこのことを端的に表しており、設計レベルを過度に上回る地

震を受けた場合には免震建物といえども必ずしも機能性や修復性を維持することができない恐れがある。

地震動に関する最新の知見をもってしても、建物供用期間中に当該敷地に発生する最大地震動の大きさや特性を精度よく予測することは困難である。従って、入力地震動レベルの増大に伴って、免震建物が最終的にどのような極限事象に見舞われ限界状態に至るのかについて、できる限り設計時点で想定し対処しておくことが重要である。言うまでもなく、免震建物の耐震性能において免震部材が果たす役割は決定的に大きい。地震時には建物の他の部位に比べて桁違いに大きな水平変形を生じ、集中配置したダンパーにより地震エネルギーを効率的に吸収する。このため、一般的な基礎免震建物が過度に大きな地震動を受ける場合、図-1.1.1 に示すように極限事象は主として免震層周りに集中し、建物全体系の限界状態に至るものと考えられる⁸⁾。主な極限事象としては、上部建物の擁壁への衝突、上部建物の過大応答、免震部材の損傷が挙げられる。

表-1.1.1 建物の耐震性能グレード例

	安全性 (倒壊を回避)	修復性 (塑性化を許容)	機能性 (弾性を維持)
設計レベルを上回る地震 (震度7相当)			Sグレード (免震構造)
極稀に発生する地震 (震度6相当)		Aグレード Bグレード(制振構造) Cグレード(要耐震補強)	
稀に発生する地震 (震度5相当)			建築基準法 最低限レベル

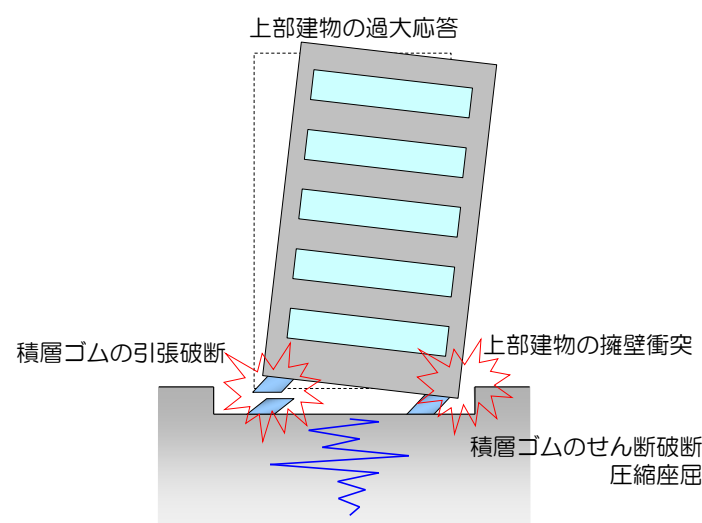


図-1.1.1 免震建物の極限事象

これらの事象を全て回避することは困難であり、最終的にどの事象を許容し、どの事象を回避するか、守るべき部位の優先度によって建物の限界状態が決定する。極言すれば、免震建物の限界状態は「擁壁や上部構造の損傷を許容して免震部材を守る」、「免震部材の損傷を許容して擁壁や上部構造を守る」のいずれを選択するかによって決まる。なお、ここで免震建物の限界状態とは、構造の一部または全体の損傷のため建物が使用できなくなり、再使用のために補修が必要となる、あるいは補修不可能となる状態を想定している。

ここで簡単のため、免震部材の損傷を積層ゴム支承のせん断破断で代表させると、免震建物に生じる極限事象・限界状態を考える上で最も基本となるのは、免震層水平クリアランスの寸法ということになる。クリアランスを狭く取れば、上部建物の擁壁への衝突、および上部建物の過大応答を先行させることとなる。一方、クリアランスを広く取れば、積層ゴムのせん断破断が先行する。一般的な積層ゴムのゴム総厚は 150~200mm 程度であるから、設計上の破断歪みを 400% とすれば、免震層水平クリアランス 600~800mm 程度が免震建物の限界状態に関する考え方の分岐点になると思われる。日本国内に建設された 1,565 棟の免震建物について水平クリアランス寸法を調査した結果⁹⁾によると、圧倒的に 450~500mm または 550~600mm が多くなっている。災害時の重要拠点となる庁舎や病院は、共同住宅や事務所と比較してクリアランスを広めに設定する傾向が見られ、建物用途ごとのクリアランス平均値は、庁舎 599mm、病院 591mm に対して、共同住宅 550mm、事務所 534mm と 50mm 程度の差が見られる。ただし、建物用途に関わらずクリアランス 600mm 以下が多数を占めており、設計者の自覚の有無は別として、これらの既存免震建物は積層ゴム支承の破断回避を優先し、【擁壁の損傷】【上部建物の損傷】という限界状態を想定しているものと考えられる。ただし、擁壁や後背土の剛性・強度が十分に確保されない場合は、衝突後も擁壁を強制的に変形させながら免震層の変形が進行し、最終的には積層ゴム支承のせん断破断や座屈に至る、あるいは上部建物のアスペクト比が大きければ、擁壁への衝突により上部建物のロッキング動が誘発され、積層ゴム支承の引張破断を引き起こす、といったことも考えられる。

一方、水平クリアランスが十分に確保される場合は、上部建物の擁壁への衝突や過大応答の回避を優先し、積層ゴム支承のせん断破断をはじめとする【免震機能の喪失】という限界状態を想定しているものと考えられる。しかしながら、特に積層ゴム支承をはじめとするアイソレータが破断や座屈を生じると、建物鉛直荷重の支持機能までも喪失し、上部建物の傾斜などの深刻な被害を引き起こす恐れがある。この結果、上部建物構造体の致命的な損傷を免れたとしても、免震層内にオイルジャッキ等を設置して傾斜した上部建物を持ち上げ、残留変形が残ったままのアイソレータを交換して、上部建物を原位置に復旧するという作業の難度を考えれば、建物の再使用は極めて困難となる恐れがある。

これらの極限事象、限界状態を回避すべく、これまでに様々な研究や技術開発などが行われている。次節ではこれらの中から主だったものをレビューする。

1.2 既往の研究

免震建物の安全余裕度，すなわち設計レベルの地震動に対する限界地震動（免震建物が限界状態に達するレベルの入力地震動）の比率は，大きい方が望ましいことは言うまでもない。ただし設計の優先度としては，やはり第一に比較的発生頻度の高い設計レベルの地震動に対して免震構造としての最適性能を付与した上で，設計想定を超える巨大地震動に対する安全性に配慮すべきである。設計想定外レベルの巨大地震動対策や安全余裕度の確保を優先するあまり，設計レベルの地震動に対する免震性能を低下させることは本末転倒であり，できる限り避けたいところである。

一般に「フェイルセーフ」という用語は，「なんらかの装置・システムにおいて，誤操作・誤動作による障害が発生した場合，常に安全側に制御すること。またはそのような設計手法で信頼性設計のひとつ。これは装置やシステムは必ず故障するということを前提にしたものである。」¹⁰⁾などと定義されるようである。転じて免震建物においては，「設計想定を超える事象に遭遇した場合でも，建物に求められる機能が致命的に損なわれることのないよう，システムに何らかの物理的または概念上の対策を施すこと」といったような意味合いで使われることが多いようである。従って，設計レベルを超える巨大地震動に備えて免震層に設置される何らかの付加機構は，フェイルセーフシステムの一種と位置付けられるであろう。

巨大地震の発生に対する危機感の高まりとともに，近年になって免震層の過大変形に対するフェイルセーフシステムに注目が集まり，様々な研究，技術開発やアイデア提案が活発化している。しかしながら，こうした課題は 1980～90 年代の免震技術黎明期において，一部の先駆的な設計者・研究者の間では既に強く認識されており，様々なフェイルセーフシステムが考案されている。例えば図-1.2.1 に示すように，アメリカ・カリフォルニア州の Foothill Communities Law and Justice Center（1985 年竣工）は，積層ゴム支承の周りに高さ方向に 25mm 程度の隙間をあけた鉄骨束を配したランディング機構が適用されている¹¹⁾。万一，積層ゴム支承が過大変形に伴う座屈などによって上部建物の鉛直荷重支持能力を喪失した場合には，鉄骨束が代わって建物重量を支持するようになっている。



図-1.2.1 Foothill Communities Law and Justice Center のランディング機構¹¹⁾

日本国内においても、図-1.2.2 に示すバックアップシステムの開発が行われている^{12)~14)}。水平変形制限装置は上部構造側に鋼製センターロッド、基礎側にこれを囲むようにゴムパッドとリング状プレートを連結した抵抗部が固定されている。センターロッド周りに設けられたクリアランス以上に免震層が変形すると、ロッドと抵抗部が接触してハードニング型の抵抗力が発生し、免震層の過大変形を抑制する。水平変形緩衝装置は船舶の港湾接岸時の衝撃力を緩和するための防舷材を利用したもので、建物側または擁壁側に所定の水平クリアランスを確保した上で取り付けられる。設計レベルの地震動による変形では接触せず、これを超える変形発生時に免震層の変形を抑制するとともに地震エネルギーを吸収する。これらの機構は 1990 年前後の時点で複数の建物に適用された実績を有する。

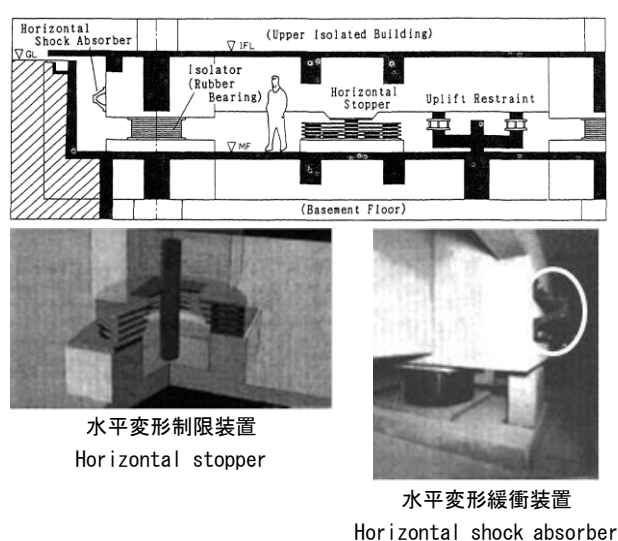


図-1.2.2 バックアップシステム¹⁴⁾

図-1.2.3 はこれらの先駆的なシステム、および近年になって開発・提案されている様々な技術・アイデアを免震建物の限界状態の考え方に沿って分類したものである。前述の通り、免震建物の限界状態を考える上で最も重視すべきことは擁壁への衝突可否の判断であると思われるので、これを起点に整理を行っている。

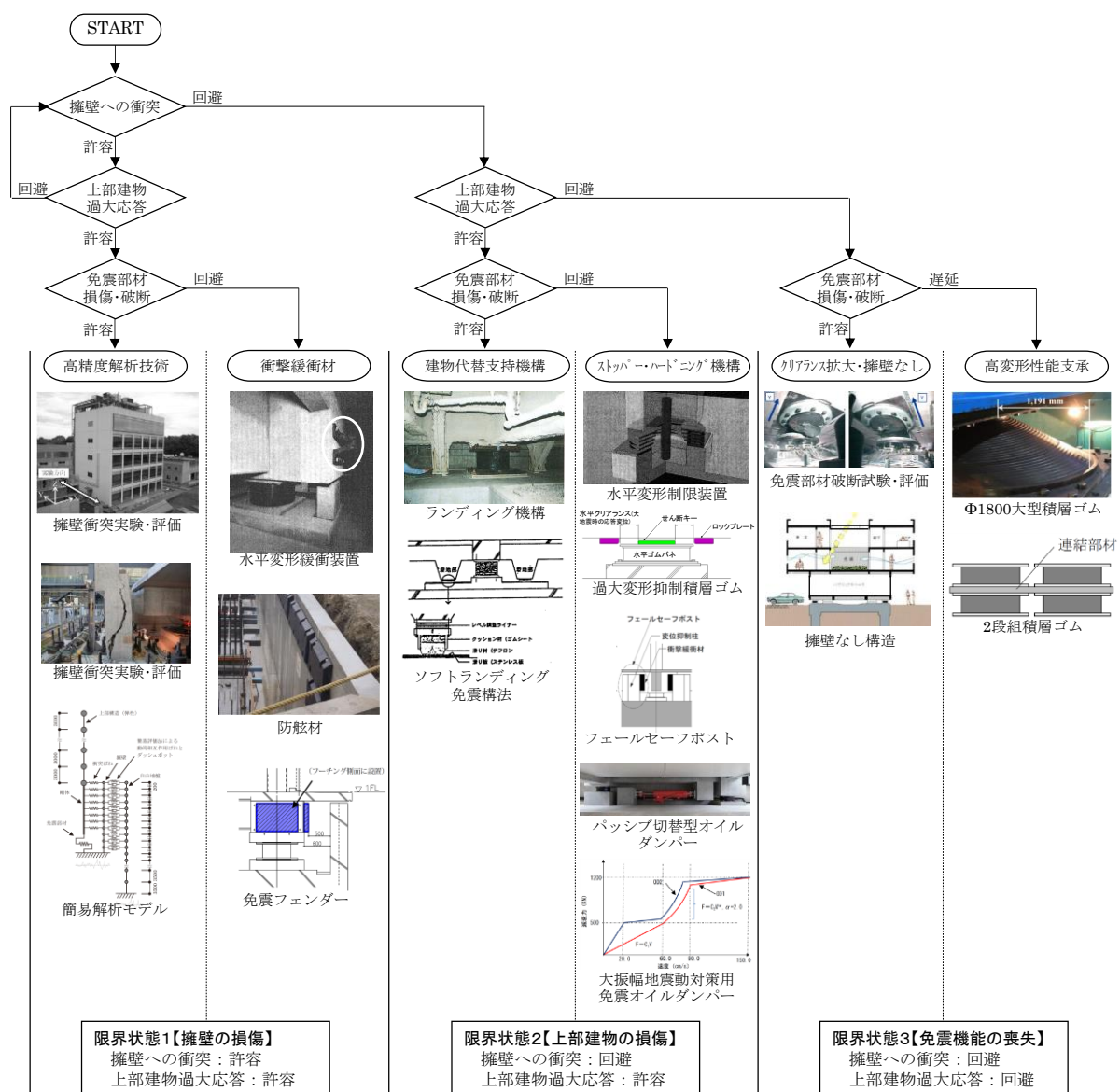
限界状態 1 【擁壁の損傷】

擁壁への衝突：許容

上部建物過大応答：許容

既存免震建物の水平クリアランス寸法の現実、都市部の狭小敷地における免震建物のニーズ、掘削量削減によるコストメリット、などの諸事情を踏まえれば、最も現実的な考え方は上部建物の擁壁への衝突を許容することであると思われる。このとき上部建物はアイソレータ、ダンパーの反力のみならず、擁壁衝突時の衝撃力が加わって応答が過大となることから、十分に高い強度を有しているか、あるいは部分的な損傷を許容することが前提となる。衝突発生後もさらに免震層の水平変形が進行したり上部建物のロッキング動を誘発したりすれば、最終的には免震部材の

損傷・破断にまで至る。従って、限界状態として擁壁の損傷を想定する場合、衝突現象および衝突が周辺部材に及ぼす影響を評価・予測する高精度解析技術が必要となる。こうした試みは実建物を用いた擁壁衝突実験¹⁵⁾、E-ディフェンス震動台を用いた実規模建物試験体の動的加振実験¹⁶⁾や、杭や周辺地盤特性まで詳細にモデル化したFEM解析を基に質点系の簡易応答解析モデルを提案した研究¹⁷⁾などにより進展しつつある。また、上部建物が擁壁に衝突する際の衝撃力を緩和するとともに、免震部材の損傷・破断を防止することを意図した衝撃緩衝材として、前述の水平変形緩衝装置^{12)~14)}や防舷材¹⁸⁾、免震フェンダー¹⁹⁾などがある。免震構造技術の黎明期から現在に至るまで開発や建物への適用が行われている主要なフェイルセーフシステムであるといえることができる。

図-1.2.3 免震層過大変形対策の分類⁸⁾

限界状態2【上部建物の損傷】

擁壁への衝突：回避

上部建物過大応答：許容

擁壁への衝突を回避するために、免震層の過大変形を強制的に抑制する方法についても様々な技術が開発・提案されている。前述のランディング機構¹¹⁾は、免震部材が損傷・破断した際に建物鉛直荷重を代わって支持する建物代替支持機構型フェイルセーフシステムの先駆けである。ソフトランディング免震構法^{20), 21)}は、基本的に同様の考えに基づくフェイルセーフシステムであるが、図-1.2.4 に示すように積層ゴム支承の水平変形に伴う鉛直沈み込みを積極的に利用する点が特徴である。ランディング後の摩擦減衰によりエネルギーを吸収し、免震層の水平変位を抑制することを意図している。ランディング機構部は剛すべり支承と同様の構成となっており、四フッ化エチレン樹脂などのすべり材とステンレスなどのすべり板を組み合わせる使用。ランディング機構の上下クリアランスや摩擦係数の値によってランディングのタイミングやランディング後の減衰性能を調節することができるため、擁壁への衝突の可否、免震部材の損傷・破断の可否の選択や、上部建物の応答増大量の制御など、設計者が指向する限界状態に応じた高い自由度を有するフェイルセーフシステムであると考えられる。過大変形抑制積層ゴム²²⁾やフェールセーフポスト²³⁾は、前述の水平変形制限装置^{12)~14)}と同様、上部建物基礎梁などとの間に所定のクリアランスを設けて配置するストッパー・ハードニング機構型のフェイルセーフシステムである。これらのシステムを採用する場合、ばらつきの大きい擁壁後背土の物理特性を考慮する必要がないため、ストッパーへの接触後の建物挙動を比較的精度よく評価することができるものと思われる。しかしながら、建物代替支持機構、ストッパー・ハードニング機構とも、上部建物の擁壁との衝突を回避するためには、システムのクリアランス寸法をなるべく小さくして早期に接触を開始し、免震層に強いハードニング特性ならびに大きな摩擦・履歴減衰を付与する必要がある。従って、通常のアイソレータおよびダンパーの反力に加え、これら付加機構の非常に大きな抵抗力が作用して、上部建物の応答が過大となることは避けられないシステムである。設計に当たっては、このことを前提とした上部建物の構造計画が必須となる。

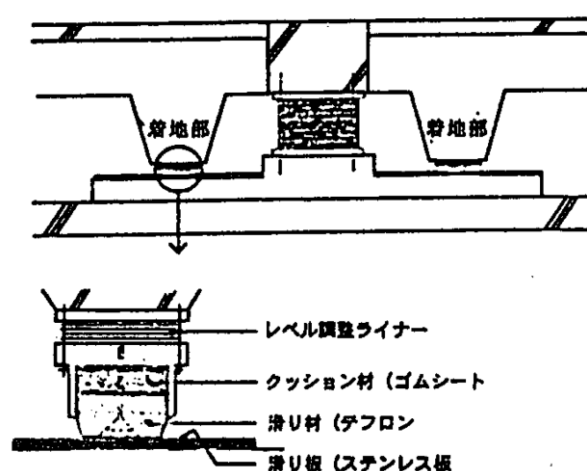


図-1.2.4 ソフトランディング免震構法²¹⁾

パッシブ切替型オイルダンパー²⁴⁾や大振幅地震動対策用免震オイルダンパー²⁵⁾は、ダンパーの変位や速度に応じて減衰係数が切り替わる機構を内蔵する。これらの改良型オイルダンパーは設計レベルの地震動に対して適正な減衰量を確保しつつ、巨大地震時には大きな減衰力を発揮して免震層の変位を抑制する。万一の巨大地震のときのみに機能する付加機構を設けるのではなく、1種類のダンパーで設計レベルから巨大地震まで広範な地震動レベルに対処できることから、無駄のない効率的なフェイルセーフシステムであると考えられる。ただし、巨大地震の際には強大な粘性減衰で免震層の変位を抑制する機構であることには変わりなく、やはり上部建物の過大応答とのトレードオフとなることは避けられない。

限界状態3【免震機能の喪失】

擁壁への衝突：回避

上部建物過大応答：回避

擁壁への衝突、上部建物の過大応答ともに回避する場合、免震層クリアランスを大きく取って可動域を拡大し、免震部材の損傷・破断を先行させることとなる。複数の積層ゴム支承を用いる免震構造システムでは、全ての積層ゴム支承が同時に損傷・破断することではなく、1基目の破断から全基破断に至るまでにある程度の猶予が存在すると考えられる。こうした観点から、積層ゴム支承を用いた免震構造システムの終局挙動に関する実験的研究が行われている²⁶⁾。また、設計者が意図したかどうかはともかく、積層ゴム支承を地上レベルに配し、過大変形時に積層ゴム支承が全基破断した後は上部建物が擁壁に衝突することなく地表面上にすべり着座する構成となっている免震建物²⁷⁾もある。しかしながら、仮に積層ゴム支承破断前後の建物挙動を解析的に精度よく評価できたとしても、損傷・破断した積層ゴム支承の交換作業の困難さに鑑みて、望ましい限界状態であるとは言い難いように思われる。従って現実的には、アイソレータの変形性能を向上させ、損傷・破断に至るまでの安全余裕度をできる限り拡大する方策が取られる。こうした考えのもと、近年になって高変形性能支承の開発が活発化している。

従来最大径 ϕ -1,600mmを上回る ϕ -1,800mmの高減衰積層ゴム支承HDR(X0.6R)ならびに鉛プラグ入り積層ゴム支承LRBが開発を終え、実用に供される段階にある^{28), 29)}。これらの支承は大径であることを生かして、2次形状係数 $S_2=5.6$ と耐座屈性に優れながら、ゴム総厚321.9mmを確保している。図-1.2.5に示す通り、実験で付与したせん断歪みはHDR, LRBとも漸増試験 $\pm 250\%$ 、大変形試験370%までであり、ともに破断限界を把握するには至っていないが、破断歪み400%と仮定しても1.3m近い変形性能を有していることとなる。2段組積層ゴム³⁰⁾は、従来の積層ゴム支承4基ずつを2段積みにし、上下の支承群の間に剛強な連結鋼板を配したものである。現状、実大試験体による加振実験は行われておらず、図-1.2.6に示すように1基あたり外径 ϕ -200mm試験体を用いた縮小実験やFEM解析等によって性能が確認された段階であるが、実用化の暁には各支承のゴム総厚を標準的な200mm、破断歪みを400%としても、1.6m程度の変形性能が確保できることとなる。これらの大変形性能支承は、いずれも最終的には限界変形に達して破断に至る、または免震層水平クリアランスに達して上部建物が擁壁に衝突するが、そうした極限事象に至るまでの安全余裕度を高めるのに有効である。

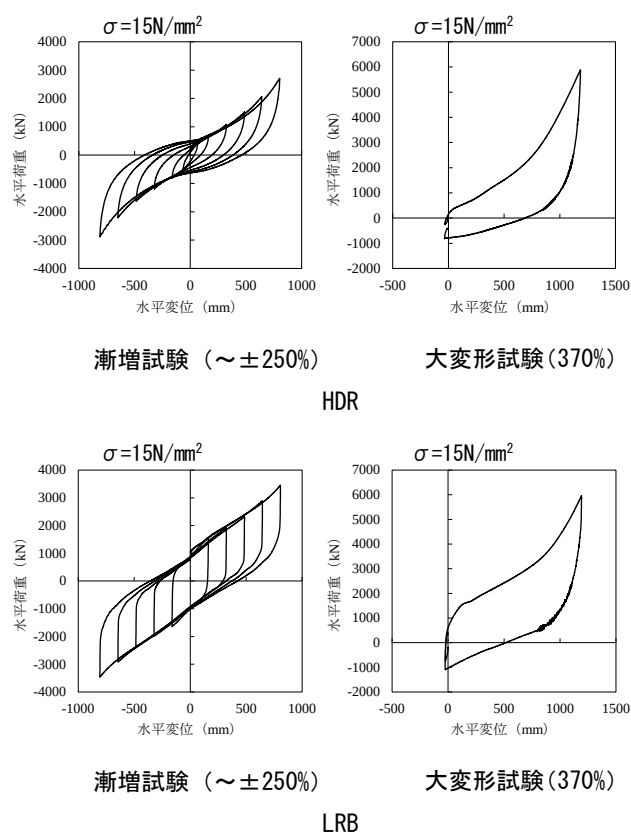


図-1.2.5 ϕ -1,800mm 大径積層ゴムの水平履歴^{28), 29)}

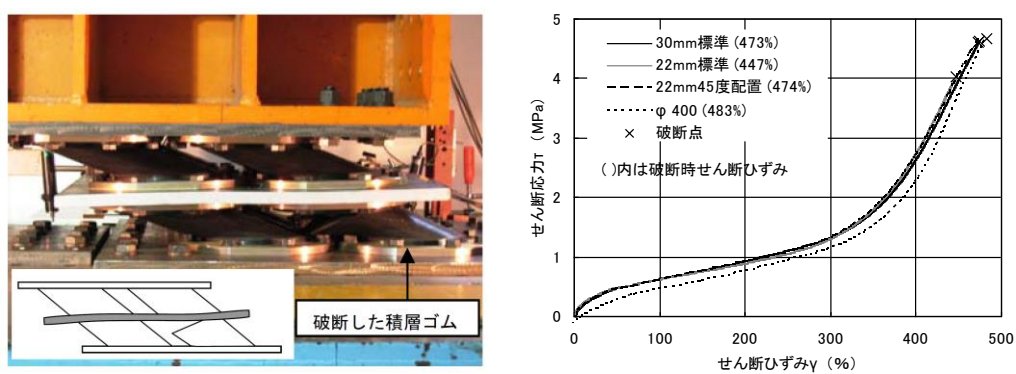


図-1.2.6 2 段組積層ゴム縮小試験体の限界性能³⁰⁾

1.3 研究の目的

前節で紹介した既往の技術は、いずれも擁壁への衝突、上部建物の過大応答、免震部材の損傷の全ての極限事象を回避することはできない。そこで著者は本研究において、設計時の想定を上回る巨大地震に見舞われた場合でも建物の安全性や機能性を損なうことのない、新たな免震支承および免震構造システムを提案し、その実用化を目指すこととする。本支承ならびに免震構造システム実用化の暁には、前述の極限事象全てを回避することが可能となるものと考えている。

本研究の進め方は以下の通りである。

まず第2章において、提案する新しい免震支承の概念と具体的な構成について示し、本支承を用いた免震構造システムと既存の免震構造システムの簡易地震応答解析モデルによる応答比較を行って、本支承を用いる免震構造システムの優位性を概観する。さらに、本支承を実用化するに当たっての要となるすべり機構について、付与すべき目標性能を示すとともに目標達成に適したすべり材料の選定を行う。

第3章では、縮小試験体から実大試験体まで様々なタイプの本支承試験体を設計・製作し、動的加振実験および準静的載荷実験を行って実用化に必要な諸特性の確認、ならびに面圧・速度依存性を考慮した摩擦係数評価式の同定を行う。本研究のメインテーマである高性能免震システムを実現するための中心となる章である。

第4章は本研究のサブテーマに該当し、本支承の耐候性・経年変化について論じる。免震支承は数十年以上にわたって安定した性能を維持し、建物供用期間中に交換する必要のないことが望ましい。本支承の主要構成材料について、長期にわたり様々な外部劣化因子に曝され続けることによる性能変化の度合いを、既往文献の調査および縮小実験により評価する。

第5章ではメインテーマに戻り、第3章で同定した本支承を用いた免震構造システム、および従来型の免震構造システムの詳細な地震応答解析を行う。両免震構造システムの挙動比較により、本免震構造システムの利点と課題を整理する。ここで明らかとなる課題については、引き続き解析的な検討を行って、本免震構造システムに及ぼす影響の度合いを定量的に評価する。

最後に第6章において、本研究の総括を行って実建物への適用上の注意点をまとめる。最後に今後の展望について述べる。

第1章の参考文献

- 1) 国土交通省住宅局建築指導課：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への対策について, 2016.6
- 2) 壇一男, 石井やよい, 宮腰淳一, 高橋広人, 護雅史, 福和伸夫: マグニチュード9クラスのプレート境界地震による強震動予測のための断層モデルの設定方法 -南海トラフ巨大地震への適用と東海地方における強震動の試算例-, 日本建築学会構造系論文集, 第 692 号, pp.1685-1694, 2013.10
- 3) 大阪府域内陸直下型地震に対する建築設計用地震動および設計法に関する研究会：大阪府域内陸直下型地震に対する建築設計用地震動および耐震設計指針, 2015.2
- 4) 濱口弘樹, 山本雅史, 長瀬正, 岡本達雄：建物の地震に対する安心設計, 自動車技術, vol.66, pp.60-65, 2012.12
- 5) 菊地優, 田村和夫, 和田章：免震構造物の安全性評価に関する一考察, 日本建築学会構造系論文集, 第 470 号, pp.65-73, 1995.4
- 6) 菊地優, 田村和夫, 上田正生：粘性系ダンパーを用いた免震構造物の非線形定常振動, 日本建築学会構造系論文集, 第 576 号, pp.63-70, 2004.2
- 7) 菊地優, 山本祥江, 田村和夫, 上田正生：履歴系ダンパーを用いた免震構造物の非線形定常振動, 日本建築学会構造系論文集, 第 592 号, pp.75-82, 2005.6
- 8) 濱口弘樹：免震建物の限界状態と過大変形対策, シンポジウム「巨大地震への備えを目指す免震構造の取り組み」, pp.29-40, 日本建築学会, 2017.1
- 9) 田中佑治, 福和伸夫, 飛田潤, 護雅史：性能評定・評価資料のデータベース化に基づく国内免震建物の現状について, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅱ, pp.303-304, 2010.7
- 10) Wikipedia, <https://ja.wikipedia.org/wiki/フェイルセーフ> (2017.10.04 閲覧)
- 11) 日本免震構造協会：米国免震構造調査報告 免震とレトロフィット, 1996.8
- 12) 有馬文昭, 宮崎光生, 光阪勇治, 加藤巨邦：免震構造用バックアップシステムの研究：その 1. 「水中変形制限装置」の開発とその性能確認, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅰ, pp.495-496, 1989.9
- 13) 加藤巨邦, 宮崎光生, 光阪勇治, 有馬文昭, 山宮 啓司：免震構造用バックアップシステムの研究：その 2. 「水平変形緩衝装置」の性能試験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅰ, pp.679-680, 1990.9
- 14) Yuji Mitsusaka, Mitsuo Miyazaki：Development and application of back-up systems for base-isolated Buildings, 10th World Conference on Earthquake Engineering, 1992
- 15) 三輪田吾郎, 佐野剛志, 勝俣英雄：実大免震建物の擁壁衝突実験, 大林組技術研究所報, No.74, 2010
- 16) 佐藤栄児, 佐々木智大, 福山國夫, 青井淳, 梶原浩一：E-ディフェンスを用いた実大実験による免震技術の高度化 その 5 衝突実験結果, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅱ, pp.551-552, 2014.9

- 17) 犬伏徹志, 宮本裕司, 山下忠道, 荏本孝久: 免震建物の擁壁衝突時における擁壁部水平抵抗の簡易評価に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 713 号, pp.1033-1043, 2015.7
- 18) 山本雅史, 佐藤吉之, 濱口弘樹, 吉澤睦博: 特集 長周期地震動, 竹中技術研究報告, No.71, 2015
- 19) 熊谷祥吾, 中塚光一, 花村浩嗣, 岡田郁夫, 三輪田吾郎: 緩衝装置を含めた免震建物衝突設計手法の検討: (その 2) 実施建物への適用例, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.495-496, 2015.9
- 20) 寺村彰, 中村嶽, 鈴木哲夫, 野畑有秀, 角田智彦, 岡田 宏, 安井譲: 免震装置のフェイルセーフ機構に関する研究 (その 3), 大林組技術研究所報, No. 53, pp.7-12, 1996
- 21) 寺村彰, 田中耕太郎, 野畑有秀: 木造 2 階建酒造建築に適用したソフトランディング免震構法, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp. 647-648, 1998.7
- 22) 伊藤敦, 吉澤幹夫, 田代靖彦, 吉田聡, 加藤直樹, 福田滋夫, 谷川友秀: 過大変位抑制積層ゴムの開発 (その 1) 開発の背景と装置の概要, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.429-430, 2014.9
- 23) 田中铁也, 福喜多輝, 北村佳久, 杉本浩一: 巨大地震に対する免震建物のフェールセーフ機構ーその 1 衝撃緩衝材の効果に関する考察ー, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.555-556, 2014.9
- 24) 欄木龍大, 長島一郎, 新居藍子, 青野英志, 木村雄一, 中島徹, 細澤治, 露木保男: 巨大地震に対応する高性能免震技術の開発 その 1 ストローク 1000mm のパッシブ切替型オイルダンパー性能試験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.509-510, 2015.9
- 25) 荻野伸行, 露木保男, 猪口敏一, 中原学, 山崎久雄: 大振幅地震動対策用免震オイルダンパーの開発 その 1: 基本特性および効果の検証, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.409-410, 2016.8
- 26) 金澤健司, 矢花修一, 永田聖二, 平田和太, 梅木克彦, 稲葉学, 佐野剛志, 中村嶽: 積層ゴム破断時における免震構造システムの地震応答-E-ディフェンス振動台実験による免震構造物の終局時挙動の解明 その 1 -, 日本建築学会構造系論文集, 第 679 号, pp.1383-1392, 2012.9
- 27) 速水浩, 相沢覚, 東野雅彦: 積層ゴムを用いた免震支持装置の検討 (その 7) 免震装置の設計法, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 I, pp.813-814, 1987.8
- 28) 阿久津悟, 加藤秀章, 森隆浩, 中村昌弘, 室田伸夫: 建築用大型積層ゴム支承の開発 その 1 高減衰積層ゴムの性能評価, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.437-438, 2015.9
- 29) 加藤秀章, 阿久津悟, 森隆浩, 中村昌弘, 室田伸夫: 建築用大型積層ゴム支承の開発 その 2 鉛プラグ挿入型積層ゴムの性能評価, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.439-440, 2015.9
- 30) 引田真規子, 高岡栄治, 佐藤修央, 古川茂, 久野通也, 島本龍: 高い変形能力を有する 2 段組積層ゴムの力学挙動(その 2 実験結果), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.409-410, 2010.7

第2章

新免震支承 FSLRB の提案

2.1 FSLRB の概要

2.1.1 FSLRB の機構概念

最大級の耐震安全性が求められる原子力発電関連施設を始めとする重要建物には、設計想定を超える地震動に備えて極力高い安全余裕度を有する免震構造の採用が望まれる。免震支承として最も一般的な積層ゴム支承は、多様な実験データと豊富な適用実績を有する信頼性の高い部材であるが、設計想定外の地震動に対しては欠点を露呈する恐れが否定できない。水平変形が過度に増大すると水平特性に顕著なハードニング特性を生じ、上部建物の過大応答を引き起こす。さらに水平変形が進行すると、最終的にはせん断破断や圧縮座屈に至る。

本研究で提案する支承は、鉛プラグ入り積層ゴム支承（Lead Rubber Bearing, 以下 LRB）にすべり機構を直列に配置するものである。一般に、LRB は上下フランジをそれぞれ建物躯体にボルト接合するのに対し、本支承は上下端部のいずれかをボルト接合、他端を摩擦接合とした LRB とみなすことができる。摩擦接合が機能している限り従来の LRB と変わらない性能を発揮する。入力レベル増大に伴って摩擦が切れるとすべり機構部が摺動を開始し、LRB 部にはすべり摩擦力を上回るせん断力が作用しなくなる。このため LRB はせん断破断を免れるとともに、上部建物の応答せん断力は摩擦力を大きく上回ることがない。本支承のみで免震層を構成する構造とすることで、LRB の損傷、上部建物への過大な地震力の伝達の防止が可能となる。本支承の概念的な位置付けを図-2.1.1 右端に、機構の概要を図-2.1.2 に示す。

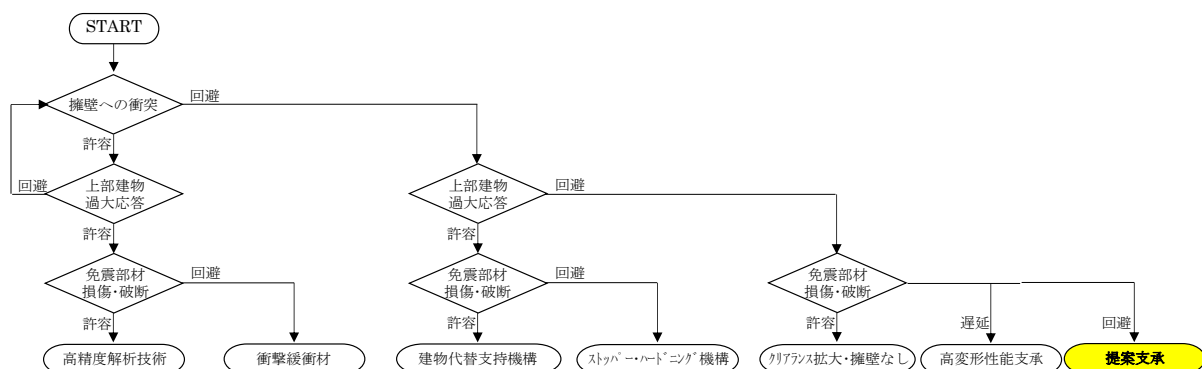


図-2.1.1 免震建物の巨大地震対策における FSLRB の位置付け

設計想定を超える巨大地震時のみ積層ゴム支承と建物躯体との摩擦接合部が切れることで建物機能の喪失を防止することから、これを一種のフェイルセーフ機構と捉え、本支承を「フェイルセーフ機構付き LRB」(Fail-Safe LRB, 以下 FSLRB) と称することとする。FSLRB の構成は南アフリカ Koeberg 原子力発電所に採用されたクロロプレン積層ゴム支承とすべり機構の直列支承¹⁾や一般的な弾性すべり支承と類似であるが、積層ゴム部が減衰機能を有する点、原則としてボルト接合と摩擦接合を併用する積層ゴム支承であって、設計レベルの地震動に対して過度のすべりを許容しない点で異なるものとする。

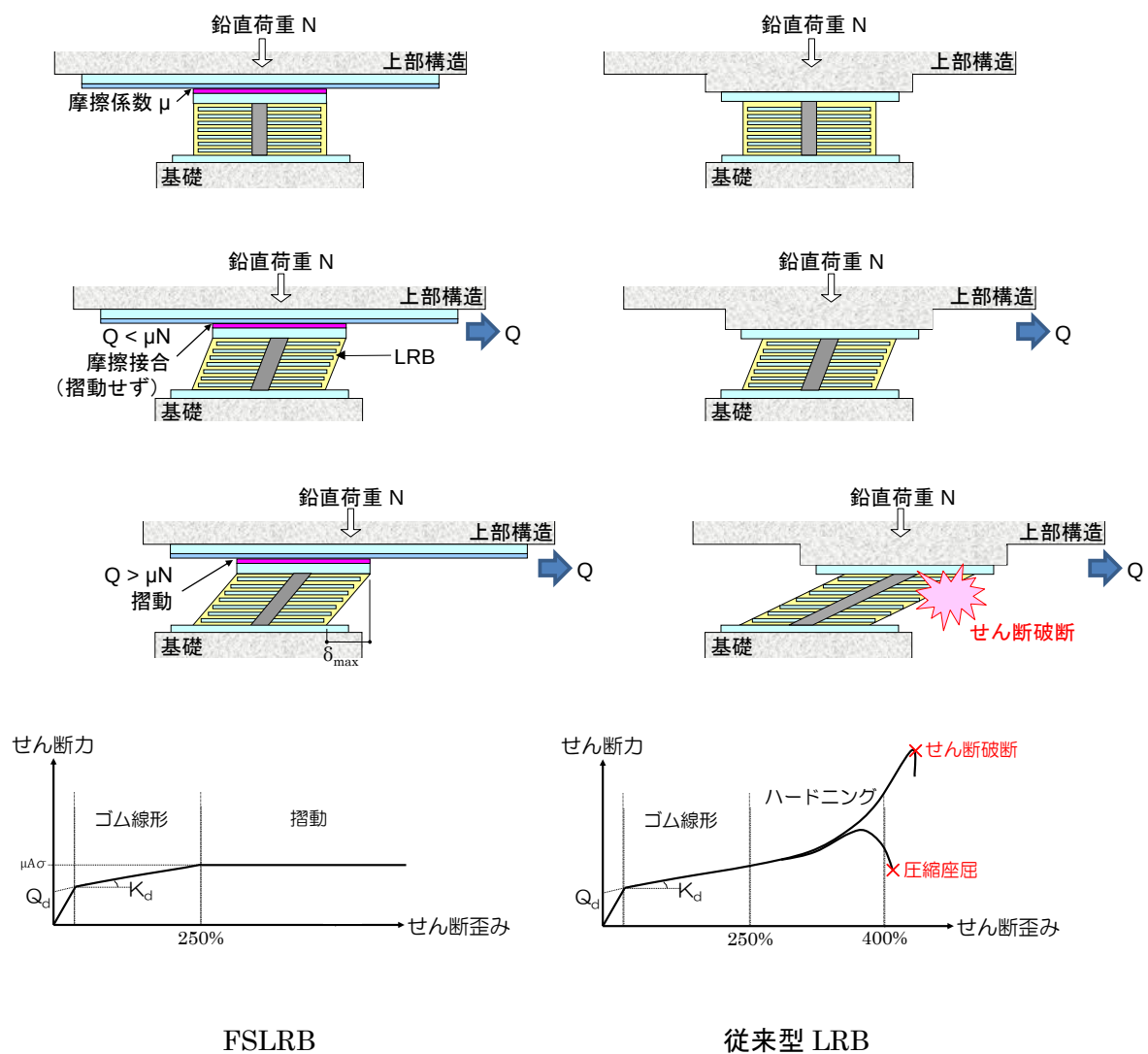


図-2.1.2 FSLRB の機構概要

本研究の実施に当たり、まず初めに FSLRB が従来型 LRB に比べて高い安全余裕度を有することを確認するため、FSLRB および従来型 LRB の縮小試験体を用いて水平終局性能の比較実験を実施する。

試験体の概要を表-2.1.1 に、模式断面を図-2.1.3 に示す。FSLRB のすべり機構部は、既往の建築免震用弾性すべり支承に用いられている四フッ化エチレン樹脂（Poly Tetra Fluoro-Ethylene、以下 PTFE）系すべり材を使用し、SUS304 ステンレス板（鏡面仕上げ）と組み合わせることとする。摩擦係数 μ は 0.1 程度である。LRB 部は角型 $\square$ -414mm $\times$ 414mm（ゴム総厚 56mm）縮小試験体を用いる。すべり機構部の有無を除き、両試験体は全く同一の形状諸元を有する。

表-2.1.1 終局性能比較試験体の概要

LRB部	
ゴム材料	天然ゴム (NR)
せん断弾性率	0.392N/mm ²
平面寸法	$\square$ -414mm $\times$ 414mm (C25)
鉛径 $\times$ 本数	Φ -99mm $\times$ 1
ゴム厚 $\times$ 層数	1.93mm $\times$ 29 (=56mm)
内部鋼板厚	1.6mm
形状係数 S_1 / S_2	55 / 7.4
初期剛性 ($\gamma=1.0$)	15.6kN/mm
2次剛性 ($\gamma=1.0$)	1.20kN/mm
鉛降伏荷重 ($\gamma=1.0$)	61kN
すべり機構部	
すべり材材料	既往弾性すべり支承すべり材 (PTFE系)
平面寸法	$\square$ -414mm $\times$ 414mm (R20)
厚さ	8mm
すべり板材料	SUS304 (鏡面仕上げ)
平面寸法	$\square$ -1,800mm $\times$ 1,100mm
厚さ	6mm

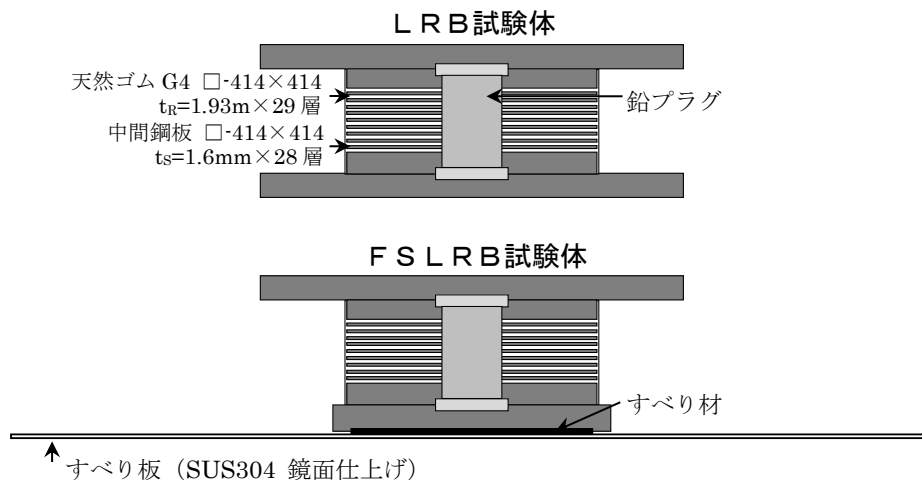


図-2.1.3 終局性能比較試験体の模式断面

载荷条件を表-2.1.2 に示す。鉛直・水平 2 軸载荷試験機を用い、一定面圧 10N/mm^2 下でせん断歪み 100%刻みで 400%まで 1 サイクルずつ漸増载荷を行った後、LRB はせん断破断に至るまで、FSLRB は LRB が破断するときの変位を上回るまで手動制御により 1 方向载荷を行う。計測データは鉛直・水平荷重および水平変位の 3 項目である。

表-2.1.2 载荷条件概要

面圧	加振波	速度	振幅(せん断歪み)	加振回数
10N/mm^2	三角波	30mm/s	$\pm 56\text{mm}$ (100%)	1
			$\pm 118\text{mm}$ (200%)	
			$\pm 162\text{mm}$ (300%)	
			$\pm 224\text{mm}$ (400%)	
	手動	—	1方向 (破断まで)	—

結果を図-2.1.4 に示す。従来型の LRB はせん断歪み 250%程度を超えるとゴムの非線形性が現れ始め、水平変位の増大に伴ってハードニング特性が強まっていく。最終的にはせん断歪み約 500%でせん断破断に至る。破断時のせん断力係数は約 0.6 に達している。一般的な免震建物は設計用ベースシヤ係数 0.15 程度以下で設計されるものと考えられるため、ゴム破断時には既に上部建物にもかなりの損傷が生じているものと考えられる。一方、FSLRB はゴムが非線形性を発現する前にすべり機構部が摺動を開始することにより、従来型 LRB であればハードニングからせん断破断に至る大変形を受けても、LRB 部は全く損傷することがない。せん断力係数は極大変形時においても 0.1 程度に留まっており、上部建物の安全性も十分に確保できることが分かる。

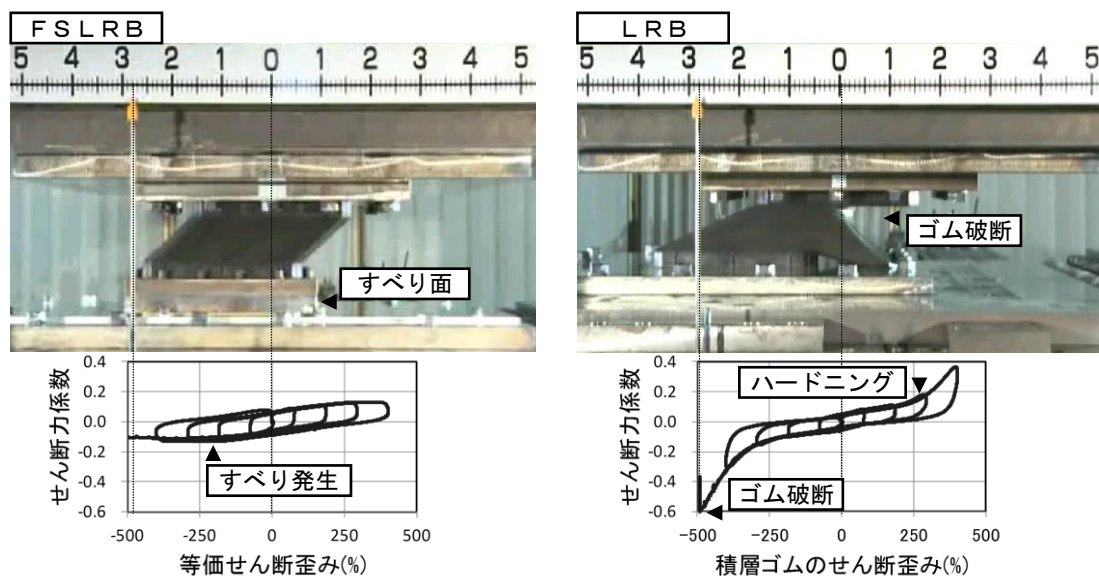


図-2.1.4 FSLRB と従来型 LRB の終局性能比較

2.1.2 摩擦係数の設定

前項の実験でも示された通り、積層ゴム支承はせん断歪み 250% ($\gamma=2.5$) 程度を超えると水平特性にハードニングを生じ、上部建物の過大応答を引き起こす。さらに変形が進みせん断歪み 400%程度を超えるとせん断破断や圧縮座屈を引き起こす恐れが高まる。従って、LRB 部がハードニングを生じる直前に摺動を開始するように FSLRB すべり機構部の摩擦係数を設定することにより、設計レベルの地震に対しては LRB 本来の性能を十分に活用するとともに、過大変形時にはゴム部の損傷および上部構造への過度の地震力伝達を防止することができる。そこで本項では、LRB の一般的な特性²⁾からすべり機構部に付与すべき摩擦係数の値を導く。

すべり面の受圧面積と面圧、すべり機構部の摩擦係数およびすべり摩擦力を各々 A_s 、 σ_s 、 μ および Q_s とすると、

$$Q_s = \mu \cdot A_s \cdot \sigma_s \quad \cdots(2.1.1)$$

一方、LRB の水平力 Q_r は鉛の降伏荷重 Q_d 、鉛降伏後の LRB 水平剛性 K_d 、ゴムのせん断歪み γ 、ゴム総厚 H_r より、

$$Q_r = Q_d + K_d \cdot \gamma \cdot H_r \quad \cdots(2.1.2)$$

Q_d は鉛の降伏せん断応力度 σ_{pb} と鉛の断面積 A_p より、

$$Q_d = \sigma_{pb} \cdot A_p \quad (\gamma \geq 0.5 \text{ 時}) \quad \cdots(2.1.3)$$

K_d はゴムの断面積 A_r 、せん断弾性率 G_r 、補正係数 α 、 CK_d を用いて、

$$K_d = CK_d (G_r \cdot A_r / H_r + \alpha \cdot A_p / H_r) \quad \cdots(2.1.4)$$

よって LRB の水平力 Q_r がすべり摩擦力 Q_s に等しくなるときの μ は式(2.1.1)～(2.1.4)を整理して次式で表される。

$$\mu = \{\sigma_{pb} \cdot A_p + CK_d (G_r \cdot A_r + \alpha \cdot A_p) \gamma\} / A_s \cdot \sigma_s \quad \cdots(2.1.5)$$

鉛直荷重 N は受圧面積と面圧の積であるから、

$$N = A_r \cdot \sigma_r = A_s \cdot \sigma_s \quad \cdots(2.1.6)$$

標準的な LRB の材料特性に関する基準値²⁾である $G_r=0.392\text{N/mm}^2$ 、 $\sigma_{pb}=8.33\text{ N/mm}^2$ 、 $\alpha=0.588$ (全て 15℃時)、 $\gamma=2.5$ 時の $CK_d=0.896$ 、および式(2.1.6)を代入して整理すると、

$$\mu = (9.647A_p + 0.878A_r) / A_r \cdot \sigma_r \quad \cdots(2.1.7)$$

市販される既往の角型 LRB²⁾ (図-2.1.5) の A_r 、 A_p および長期推奨面圧を式(2.1.7)に代入すると、LRB 部せん断歪み 250%で摺動を開始するために必要な摩擦係数 μ は図-2.1.6 および表-2.1.3 に示す通りとなる。このうち、2 次形状係数 S_2 が小さく長期推奨面圧 6N/mm^2 と過度に小さいタイプを除けば、 μ は概ね 0.07～0.17 の範囲の値となる。推奨面圧 15N/mm^2 のタイプに限れば μ は概ね 0.07～0.10 の狭い範囲に集中する。第3章で述べる通り FSLRB の標準面圧を $8\sim 10\text{N/mm}^2$ と想定すれば、必要な μ は 0.11～0.17 程度の範囲に絞られる。

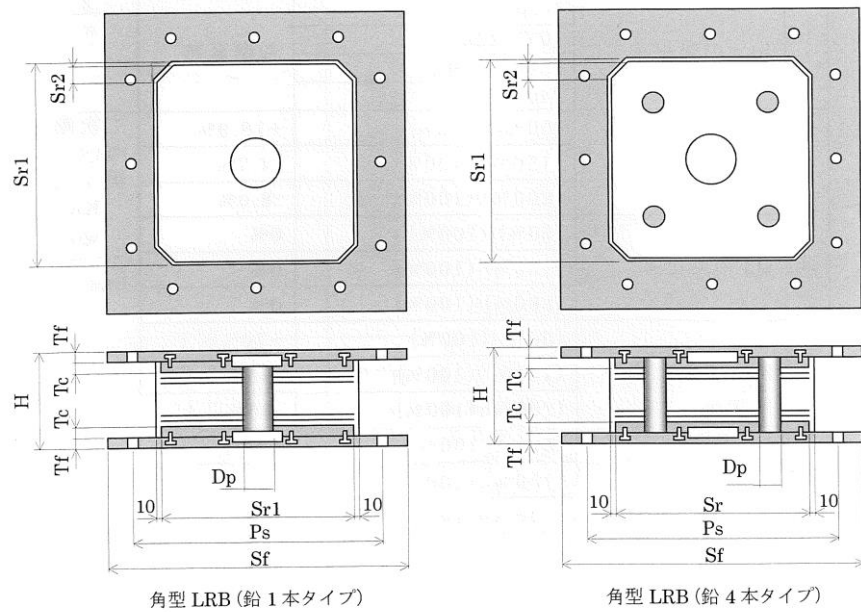
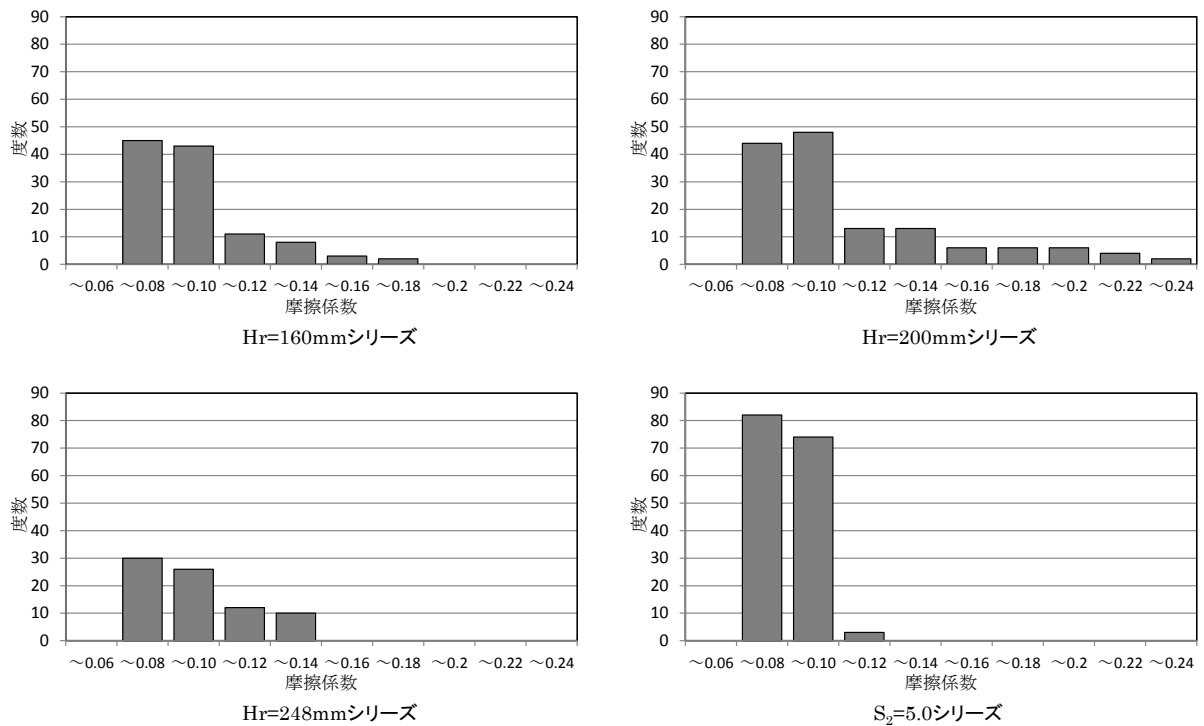

図-2.1.5 角型 LRB²⁾の概要および寸法記号

図-2.1.6 角型 LRB²⁾に適用するすべり機構部の最適摩擦係数（メーカー推奨面圧時）

表-2.1.3 FSLRB すべり機構部の最適摩擦係数 (1)

Hr=160mmシリーズ

Sr1 (mm)	Sr2 (mm)	D _p (mm)	N _p 本	A _r (mm ²)	A _p (mm ²)	T _r (mm)	N _r 層	H _r (mm)	S ₂	推奨面圧 σ (N/mm ²)	μ
600	50	90	1	348,638	6,362	4.0	40	160.0	3.8	8	0.132
		100	1	347,146	7,854						0.137
		110	1	345,497	9,503						0.143
		120	1	343,690	11,310						0.149
		130	1	341,727	13,273						0.157
		140	1	339,606	15,394						0.164
		150	1	337,329	17,671						0.173
650	50	100	1	409,646	7,854	4.2	38	159.6	4.1	10	0.106
		110	1	407,997	9,503						0.110
		120	1	406,190	11,310						0.115
		130	1	404,227	13,273						0.119
		140	1	402,106	15,394						0.125
		150	1	399,829	17,671						0.130
		80	4	397,394	20,106						0.137
700	50	110	1	475,497	9,503	4.5	36	162.0	4.3	10	0.107
		120	1	473,690	11,310						0.111
		130	1	471,727	13,273						0.115
		140	1	469,606	15,394						0.119
		150	1	467,329	17,671						0.124
		160	1	464,894	20,106						0.130
		85	4	462,302	22,698						0.135
750	50	120	1	546,190	11,310	4.8	33	158.4	4.7	12	0.090
		130	1	544,227	13,273						0.093
		140	1	542,106	15,394						0.096
		150	1	539,829	17,671						0.099
		160	1	537,394	20,106						0.103
		85	4	534,802	22,698						0.107
		90	4	532,053	25,447						0.112
800	50	120	1	623,690	11,310	5.0	32	160.0	5.0	15	0.070
		130	1	621,727	13,273						0.072
		140	1	619,606	15,394						0.075
		150	1	617,329	17,671						0.077
		160	1	614,894	20,106						0.080
		85	4	612,302	22,698						0.082
		90	4	609,553	25,447						0.085
		95	4	606,647	28,353						0.089
850	100	100	4	603,584	31,416						0.092
		130	1	689,227	13,273	5.4	30	162.0	5.2	15	0.071
		140	1	687,106	15,394						0.073
		150	1	684,829	17,671						0.075
		80	4	682,394	20,106						0.077
		85	4	679,802	22,698						0.080
		90	4	677,053	25,447						0.083
		95	4	674,147	28,353						0.086
		100	4	671,084	31,416						0.089
900	100	105	4	667,864	34,636						0.092
		140	1	774,606	15,394	5.8	28	162.4	5.5	15	0.071
		150	1	772,329	17,671						0.073
		80	4	769,894	20,106						0.075
		85	4	767,302	22,698						0.078
		90	4	764,553	25,447						0.080
		95	4	761,647	28,353						0.082
		100	4	758,584	31,416						0.085
		105	4	755,364	34,636						0.088
		110	4	751,987	38,013						0.091

表-2.1.3 FSLRB すべり機構部の最適摩擦係数 (2)

Hr=160mmシリーズ

Sr1 (mm)	Sr2 (mm)	D _p (mm)	N _p 本	A _r (mm ²)	A _p (mm ²)	T _r (mm)	N _r 層	H _r (mm)	S ₂	推奨面圧 σ (N/mm ²)	μ
950	100	150	1	864,829	17,671	6.4	25	160.0	5.9	15	0.072
		80	4	862,394	20,106						0.074
		85	4	859,802	22,698						0.076
		90	4	857,053	25,447						0.078
		95	4	854,147	28,353						0.080
		100	4	851,084	31,416						0.082
		105	4	847,864	34,636						0.085
		110	4	844,487	38,013						0.087
		115	4	840,952	41,548						0.090
1000	100	150	1	962,329	17,671	7.0	23	161.0	6.2	15	0.070
		80	4	959,894	20,106						0.072
		85	4	957,302	22,698						0.074
		90	4	954,553	25,447						0.076
		95	4	951,647	28,353						0.078
		100	4	948,584	31,416						0.080
		105	4	945,364	34,636						0.082
		110	4	941,987	38,013						0.084
		115	4	938,452	41,548						0.087
1100	100	120	4	934,761	45,239						0.090
		125	4	930,913	49,087						0.092
		85	4	1,167,302	22,698	7.0	23	161.0	6.8	15	0.071
		90	4	1,164,553	25,447						0.073
		95	4	1,161,647	28,353						0.074
		100	4	1,158,584	31,416						0.076
		105	4	1,155,364	34,636						0.078
		110	4	1,151,987	38,013						0.080
		115	4	1,148,452	41,548						0.082
		120	4	1,144,761	45,239						0.084
		125	4	1,140,913	49,087						0.086
1200	100	130	4	1,136,907	53,093						0.089
		135	4	1,132,744	57,256						0.091
		90	4	1,394,553	25,447	7.0	23	161.0	7.5	15	0.070
		95	4	1,391,647	28,353						0.072
		100	4	1,388,584	31,416						0.073
		105	4	1,385,364	34,636						0.075
		110	4	1,381,987	38,013						0.076
		115	4	1,378,452	41,548						0.078
		120	4	1,374,761	45,239						0.080
		125	4	1,370,913	49,087						0.082
		130	4	1,366,907	53,093						0.084
1300	100	135	4	1,362,744	57,256						0.086
		140	4	1,358,425	61,575						0.088
		145	4	1,353,948	66,052						0.090
		150	4	1,349,314	70,686						0.092
		100	4	1,638,584	31,416	7.0	23	161.0	8.1	15	0.071
		105	4	1,635,364	34,636						0.072
		110	4	1,631,987	38,013						0.074
		115	4	1,628,452	41,548						0.075
		120	4	1,624,761	45,239						0.076
		125	4	1,620,913	49,087						0.078
		130	4	1,616,907	53,093						0.080
		135	4	1,612,744	57,256						0.081
		140	4	1,608,425	61,575						0.083
1300	100	145	4	1,603,948	66,052						0.085
		150	4	1,599,314	70,686						0.087
		155	4	1,594,523	75,477						0.089
		160	4	1,589,575	80,425						0.091

表-2.1.3 FSLRB すべり機構部の最適摩擦係数 (3)

Hr=200mmシリーズ

Sr1 (mm)	Sr2 (mm)	D _p (mm)	N _p 本	A _r (mm ²)	A _p (mm ²)	T _r (mm)	N _r 層	H _r (mm)	S ₂	推奨面圧 σ (N/mm ²)	μ
600	50	90	1	348,638	6,362	4.0	50	200.0	3.0	6	0.176
		100	1	347,146	7,854						0.183
		110	1	345,497	9,503						0.191
		120	1	343,690	11,310						0.199
		130	1	341,727	13,273						0.209
		140	1	339,606	15,394						0.219
		150	1	337,329	17,671						0.231
650	50	100	1	409,646	7,854	4.2	48	201.6	3.2	6	0.177
		110	1	407,997	9,503						0.184
		120	1	406,190	11,310						0.191
		130	1	404,227	13,273						0.199
		140	1	402,106	15,394						0.208
		150	1	399,829	17,671						0.217
		80	4	397,394	20,106						0.228
700	50	110	1	475,497	9,503	4.5	44	198.0	3.5	8	0.134
		120	1	473,690	11,310						0.139
		130	1	471,727	13,273						0.144
		140	1	469,606	15,394						0.149
		150	1	467,329	17,671						0.155
		160	1	464,894	20,106						0.162
		85	4	462,302	22,698						0.169
750	50	120	1	546,190	11,310	4.8	42	201.6	3.7	8	0.135
		130	1	544,227	13,273						0.139
		140	1	542,106	15,394						0.144
		150	1	539,829	17,671						0.149
		160	1	537,394	20,106						0.155
		85	4	534,802	22,698						0.161
		90	4	532,053	25,447						0.167
800	50	120	1	623,690	11,310	5.0	40	200.0	4.0	10	0.105
		130	1	621,727	13,273						0.108
		140	1	619,606	15,394						0.112
		150	1	617,329	17,671						0.115
		160	1	614,894	20,106						0.119
		85	4	612,302	22,698						0.124
		90	4	609,553	25,447						0.128
		95	4	606,647	28,353						0.133
		100	4	603,584	31,416						0.138
850	100	130	1	689,227	13,273	5.4	37	199.8	4.3	10	0.106
		140	1	687,106	15,394						0.109
		150	1	684,829	17,671						0.113
		80	4	682,394	20,106						0.116
		85	4	679,802	22,698						0.120
		90	4	677,053	25,447						0.124
		95	4	674,147	28,353						0.128
		100	4	671,084	31,416						0.133
		105	4	667,864	34,636						0.138
900	100	140	1	774,606	15,394	5.8	34	197.2	4.6	12	0.089
		150	1	772,329	17,671						0.092
		80	4	769,894	20,106						0.094
		85	4	767,302	22,698						0.097
		90	4	764,553	25,447						0.100
		95	4	761,647	28,353						0.103
		100	4	758,584	31,416						0.106
		105	4	755,364	34,636						0.110
		110	4	751,987	38,013						0.114

表-2.1.3 FSLRB すべり機構部の最適摩擦係数 (4)

Hr=200mmシリーズ

Sr1 (mm)	Sr2 (mm)	D _p (mm)	N _p 本	A _r (mm ²)	A _p (mm ²)	T _r (mm)	N _r 層	H _r (mm)	S ₂	推奨面圧 σ (N/mm ²)	μ
950	100	150	1	864,829	17,671	6.4	31	198.4	4.8	14	0.077
		80	4	862,394	20,106						0.079
		85	4	859,802	22,698						0.081
		90	4	857,053	25,447						0.083
		95	4	854,147	28,353						0.086
		100	4	851,084	31,416						0.088
		105	4	847,864	34,636						0.091
		110	4	844,487	38,013						0.094
		115	4	840,952	41,548						0.097
1000	100	150	1	962,329	17,671	7.0	29	203.0	4.9	15	0.070
		80	4	959,894	20,106						0.072
		85	4	957,302	22,698						0.074
		90	4	954,553	25,447						0.076
		95	4	951,647	28,353						0.078
		100	4	948,584	31,416						0.080
		105	4	945,364	34,636						0.082
		110	4	941,987	38,013						0.084
		115	4	938,452	41,548						0.087
		120	4	934,761	45,239						0.090
		125	4	930,913	49,087						0.092
1100	100	85	4	1,167,302	22,698	7.0	29	203.0	5.4	15	0.071
		90	4	1,164,553	25,447						0.073
		95	4	1,161,647	28,353						0.074
		100	4	1,158,584	31,416						0.076
		105	4	1,155,364	34,636						0.078
		110	4	1,151,987	38,013						0.080
		115	4	1,148,452	41,548						0.082
		120	4	1,144,761	45,239						0.084
		125	4	1,140,913	49,087						0.086
		130	4	1,136,907	53,093						0.089
		135	4	1,132,744	57,256						0.091
1200	100	90	4	1,394,553	25,447	7.0	29	203.0	5.9	15	0.070
		95	4	1,391,647	28,353						0.072
		100	4	1,388,584	31,416						0.073
		105	4	1,385,364	34,636						0.075
		110	4	1,381,987	38,013						0.076
		115	4	1,378,452	41,548						0.078
		120	4	1,374,761	45,239						0.080
		125	4	1,370,913	49,087						0.082
		130	4	1,366,907	53,093						0.084
		135	4	1,362,744	57,256						0.086
		140	4	1,358,425	61,575						0.088
		145	4	1,353,948	66,052						0.090
		150	4	1,349,314	70,686						0.092
1300	100	100	4	1,638,584	31,416	7.0	29	203.0	6.4	15	0.071
		105	4	1,635,364	34,636						0.072
		110	4	1,631,987	38,013						0.074
		115	4	1,628,452	41,548						0.075
		120	4	1,624,761	45,239						0.076
		125	4	1,620,913	49,087						0.078
		130	4	1,616,907	53,093						0.080
		135	4	1,612,744	57,256						0.081
		140	4	1,608,425	61,575						0.083
		145	4	1,603,948	66,052						0.085
		150	4	1,599,314	70,686						0.087
		155	4	1,594,523	75,477						0.089
		160	4	1,589,575	80,425						0.091

表-2.1.3 FSLRB すべり機構部の最適摩擦係数 (5)

Hr=200mmシリーズ

Sr1 (mm)	Sr2 (mm)	D _p (mm)	N _p 本	A _r (mm ²)	A _p (mm ²)	T _r (mm)	N _r 層	H _r (mm)	S ₂	推奨面圧 σ (N/mm ²)	μ
1400	100	105	4	1,905,364	34,636	7.0	29	203.0	6.9	15	0.070
		110	4	1,901,987	38,013						0.071
		115	4	1,898,452	41,548						0.073
		120	4	1,894,761	45,239						0.074
		125	4	1,890,913	49,087						0.075
		130	4	1,886,907	53,093						0.077
		135	4	1,882,744	57,256						0.078
		140	4	1,878,425	61,575						0.080
		145	4	1,873,948	66,052						0.081
		150	4	1,869,314	70,686						0.083
		155	4	1,864,523	75,477						0.085
		160	4	1,859,575	80,425						0.086
		165	4	1,854,470	85,530						0.088
		170	4	1,849,208	90,792						0.090
		175	4	1,843,789	96,211						0.092
1500	100	115	4	2,188,452	41,548	7.0	29	203.0	7.4	15	0.071
		120	4	2,184,761	45,239						0.072
		125	4	2,180,913	49,087						0.073
		130	4	2,176,907	53,093						0.074
		135	4	2,172,744	57,256						0.075
		140	4	2,168,425	61,575						0.077
		145	4	2,163,948	66,052						0.078
		150	4	2,159,314	70,686						0.080
		155	4	2,154,523	75,477						0.081
		160	4	2,149,575	80,425						0.083
		165	4	2,144,470	85,530						0.084
		170	4	2,139,208	90,792						0.086
		175	4	2,133,789	96,211						0.088
		180	4	2,128,212	101,788						0.089
		185	4	2,122,479	107,521						0.091

表-2.1.3 FSLRB すべり機構部の最適摩擦係数 (6)

Hr=248mmシリーズ

Sr1 (mm)	Sr2 (mm)	D _p (mm)	N _p 本	A _r (mm ²)	A _p (mm ²)	T _r (mm)	N _r 層	H _r (mm)	S ₂	推奨面圧 σ (N/mm ²)	μ
1000	100	150	1	962,329	17,671	8.0	31	248.0	4.0	10	0.106
		160	1	959,894	20,106						0.108
		85	4	957,302	22,698						0.111
		90	4	954,553	25,447						0.114
		95	4	951,647	28,353						0.117
		100	4	948,584	31,416						0.120
		105	4	945,364	34,636						0.123
		110	4	941,987	38,013						0.127
		115	4	938,452	41,548						0.131
		120	4	934,761	45,239						0.134
		125	4	930,913	49,087						0.139
1100	100	85	4	1,167,302	22,698	8.0	31	248.0	4.4	10	0.107
		90	4	1,164,553	25,447						0.109
		95	4	1,161,647	28,353						0.111
		100	4	1,158,584	31,416						0.114
		105	4	1,155,364	34,636						0.117
		110	4	1,151,987	38,013						0.120
		115	4	1,148,452	41,548						0.123
		120	4	1,144,761	45,239						0.126
		125	4	1,140,913	49,087						0.129
		130	4	1,136,907	53,093						0.133
		135	4	1,132,744	57,256						0.137
1200	100	90	4	1,394,553	25,447	8.0	31	248.0	4.8	15	0.070
		95	4	1,391,647	28,353						0.072
		100	4	1,388,584	31,416						0.073
		105	4	1,385,364	34,636						0.075
		110	4	1,381,987	38,013						0.076
		115	4	1,378,452	41,548						0.078
		120	4	1,374,761	45,239						0.080
		125	4	1,370,913	49,087						0.082
		130	4	1,366,907	53,093						0.084
		135	4	1,362,744	57,256						0.086
		140	4	1,358,425	61,575						0.088
		145	4	1,353,948	66,052						0.090
		150	4	1,349,314	70,686						0.092
1300	100	100	4	1,638,584	31,416	8.0	31	248.0	5.2	15	0.071
		105	4	1,635,364	34,636						0.072
		110	4	1,631,987	38,013						0.074
		115	4	1,628,452	41,548						0.075
		120	4	1,624,761	45,239						0.076
		125	4	1,620,913	49,087						0.078
		130	4	1,616,907	53,093						0.080
		135	4	1,612,744	57,256						0.081
		140	4	1,608,425	61,575						0.083
		145	4	1,603,948	66,052						0.085
		150	4	1,599,314	70,686						0.087
		155	4	1,594,523	75,477						0.089
		160	4	1,589,575	80,425						0.091

表-2.1.3 FSLRB すべり機構部の最適摩擦係数 (7)

Hr=248mmシリーズ

Sr1 (mm)	Sr2 (mm)	D _p (mm)	N _p 本	A _r (mm ²)	A _p (mm ²)	T _r (mm)	N _r 層	H _r (mm)	S ₂	推奨面圧 σ (N/mm ²)	μ
1400	100	105	4	1,905,364	34,636	8.0	31	248.0	5.6	15	0.070
		110	4	1,901,987	38,013						0.071
		115	4	1,898,452	41,548						0.073
		120	4	1,894,761	45,239						0.074
		125	4	1,890,913	49,087						0.075
		130	4	1,886,907	53,093						0.077
		135	4	1,882,744	57,256						0.078
		140	4	1,878,425	61,575						0.080
		145	4	1,873,948	66,052						0.081
		150	4	1,869,314	70,686						0.083
		155	4	1,864,523	75,477						0.085
		160	4	1,859,575	80,425						0.086
		165	4	1,854,470	85,530						0.088
		170	4	1,849,208	90,792						0.090
		175	4	1,843,789	96,211						0.092
1500	100	115	4	2,188,452	41,548	8.0	31	248.0	6.0	15	0.071
		120	4	2,184,761	45,239						0.072
		125	4	2,180,913	49,087						0.073
		130	4	2,176,907	53,093						0.074
		135	4	2,172,744	57,256						0.075
		140	4	2,168,425	61,575						0.077
		145	4	2,163,948	66,052						0.078
		150	4	2,159,314	70,686						0.080
		155	4	2,154,523	75,477						0.081
		160	4	2,149,575	80,425						0.083
		165	4	2,144,470	85,530						0.084
		170	4	2,139,208	90,792						0.086
		175	4	2,133,789	96,211						0.088
		180	4	2,128,212	101,788						0.089
		185	4	2,122,479	107,521						0.091

表-2.1.3 FSLRB すべり機構部の最適摩擦係数 (8)

S_r=5.0シリーズ

Sr1 (mm)	Sr2 (mm)	D _p (mm)	N _p 本	A _r (mm ²)	A _p (mm ²)	T _r (mm)	N _r 層	H _r (mm)	S ₂	推奨面圧 σ (N/mm ²)	μ
600	50	90	1	348,638	6,362	4.4	27	118.8	5.1	15	0.070
		100	1	347,146	7,854						0.073
		110	1	345,497	9,503						0.076
		120	1	343,690	11,310						0.080
		130	1	341,727	13,273						0.084
		140	1	339,606	15,394						0.088
		150	1	337,329	17,671						0.092
650	50	100	1	409,646	7,854	4.4	30	132.0	4.9	15	0.071
		110	1	407,997	9,503						0.074
		120	1	406,190	11,310						0.076
		130	1	404,227	13,273						0.080
		140	1	402,106	15,394						0.083
		150	1	399,829	17,671						0.087
		80	4	397,394	20,106						0.091
700	50	110	1	475,497	9,503	5.0	28	140.0	5.0	15	0.071
		120	1	473,690	11,310						0.074
		130	1	471,727	13,273						0.077
		140	1	469,606	15,394						0.080
		150	1	467,329	17,671						0.083
		160	1	464,894	20,106						0.086
		85	4	462,302	22,698						0.090
750	50	120	1	546,190	11,310	5.0	30	150.0	5.0	12	0.090
		130	1	544,227	13,273						0.093
		140	1	542,106	15,394						0.096
		150	1	539,829	17,671						0.099
		160	1	537,394	20,106						0.103
		85	4	534,802	22,698						0.107
		90	4	532,053	25,447						0.112
800	50	120	1	623,690	11,310	6.0	26	156.0	5.1	15	0.070
		130	1	621,727	13,273						0.072
		140	1	619,606	15,394						0.075
		150	1	617,329	17,671						0.077
		160	1	614,894	20,106						0.080
		85	4	612,302	22,698						0.082
		90	4	609,553	25,447						0.085
		95	4	606,647	28,353						0.089
850	100	100	4	603,584	31,416						0.092
		130	1	689,227	13,273	6.0	28	168.0	5.1	15	0.071
		140	1	687,106	15,394						0.073
		150	1	684,829	17,671						0.075
		80	4	682,394	20,106						0.077
		85	4	679,802	22,698						0.080
		90	4	677,053	25,447						0.083
		95	4	674,147	28,353						0.086
		100	4	671,084	31,416						0.089
		105	4	667,864	34,636						0.092

表-2.1.3 FSLRB すべり機構部の最適摩擦係数 (9)

S_r=5.0シリーズ

Sr1 (mm)	Sr2 (mm)	D _p (mm)	N _p 本	A _r (mm ²)	A _p (mm ²)	T _r (mm)	N _r 層	H _r (mm)	S ₂	推奨面圧 σ (N/mm ²)	μ
900	100	140	1	774,606	15,394	6.0	30	180.0	5.0	15	0.071
		150	1	772,329	17,671						0.073
		80	4	769,894	20,106						0.075
		85	4	767,302	22,698						0.078
		90	4	764,553	25,447						0.080
		95	4	761,647	28,353						0.082
		100	4	758,584	31,416						0.085
		105	4	755,364	34,636						0.088
		110	4	751,987	38,013						0.091
950	100	150	1	864,829	17,671	6.0	32	192.0	4.9	15	0.072
		80	4	862,394	20,106						0.074
		85	4	859,802	22,698						0.076
		90	4	857,053	25,447						0.078
		95	4	854,147	28,353						0.080
		100	4	851,084	31,416						0.082
		105	4	847,864	34,636						0.085
		110	4	844,487	38,013						0.087
		115	4	840,952	41,548						0.090
1000	100	150	1	962,329	17,671	6.0	33	198.0	5.1	15	0.070
		80	4	959,894	20,106						0.072
		85	4	957,302	22,698						0.074
		90	4	954,553	25,447						0.076
		95	4	951,647	28,353						0.078
		100	4	948,584	31,416						0.080
		105	4	945,364	34,636						0.082
		110	4	941,987	38,013						0.084
		115	4	938,452	41,548						0.087
		120	4	934,761	45,239						0.090
		125	4	930,913	49,087						0.092
1100	100	85	4	1,167,302	22,698	7.0	32	224.0	4.9	15	0.071
		90	4	1,164,553	25,447						0.073
		95	4	1,161,647	28,353						0.074
		100	4	1,158,584	31,416						0.076
		105	4	1,155,364	34,636						0.078
		110	4	1,151,987	38,013						0.080
		115	4	1,148,452	41,548						0.082
		120	4	1,144,761	45,239						0.084
		125	4	1,140,913	49,087						0.086
		130	4	1,136,907	53,093						0.089
		135	4	1,132,744	57,256						0.091

表-2.1.3 FSLRB すべり機構部の最適摩擦係数 (10)

S₂=5.0シリーズ

Sr1 (mm)	Sr2 (mm)	D _p (mm)	N _p 本	A _r (mm ²)	A _p (mm ²)	T _r (mm)	N _r 層	H _r (mm)	S ₂	推奨面圧 σ (N/mm ²)	μ
1200	100	90	4	1,394,553	25,447	7.0	34	238.0	5.0	15	0.070
		95	4	1,391,647	28,353						0.072
		100	4	1,388,584	31,416						0.073
		105	4	1,385,364	34,636						0.075
		110	4	1,381,987	38,013						0.076
		115	4	1,378,452	41,548						0.078
		120	4	1,374,761	45,239						0.080
		125	4	1,370,913	49,087						0.082
		130	4	1,366,907	53,093						0.084
		135	4	1,362,744	57,256						0.086
		140	4	1,358,425	61,575						0.088
		145	4	1,353,948	66,052						0.090
		150	4	1,349,314	70,686						0.092
1300	100	100	4	1,638,584	31,416	7.0	37	259.0	5.0	15	0.071
		105	4	1,635,364	34,636						0.072
		110	4	1,631,987	38,013						0.074
		115	4	1,628,452	41,548						0.075
		120	4	1,624,761	45,239						0.076
		125	4	1,620,913	49,087						0.078
		130	4	1,616,907	53,093						0.080
		135	4	1,612,744	57,256						0.081
		140	4	1,608,425	61,575						0.083
		145	4	1,603,948	66,052						0.085
		150	4	1,599,314	70,686						0.087
		155	4	1,594,523	75,477						0.089
		160	4	1,589,575	80,425						0.091
1400	100	105	4	1,905,364	34,636	7.0	40	280.0	5.0	15	0.070
		110	4	1,901,987	38,013						0.071
		115	4	1,898,452	41,548						0.073
		120	4	1,894,761	45,239						0.074
		125	4	1,890,913	49,087						0.075
		130	4	1,886,907	53,093						0.077
		135	4	1,882,744	57,256						0.078
		140	4	1,878,425	61,575						0.080
		145	4	1,873,948	66,052						0.081
		150	4	1,869,314	70,686						0.083
		155	4	1,864,523	75,477						0.085
		160	4	1,859,575	80,425						0.086
		165	4	1,854,470	85,530						0.088
		170	4	1,849,208	90,792						0.090
		175	4	1,843,789	96,211						0.092

表-2.1.3 FSLRB すべり機構部の最適摩擦係数 (11)

S₂=5.0シリーズ

Sr1 (mm)	Sr2 (mm)	D _p (mm)	N _p 本	A _r (mm ²)	A _p (mm ²)	T _r (mm)	N _r 層	H _r (mm)	S ₂	推奨面圧 σ (N/mm ²)	μ
1500	100	115	4	2,188,452	41,548	7.0	43	301.0	5.0	15	0.071
		120	4	2,184,761	45,239						0.072
		125	4	2,180,913	49,087						0.073
		130	4	2,176,907	53,093						0.074
		135	4	2,172,744	57,256						0.075
		140	4	2,168,425	61,575						0.077
		145	4	2,163,948	66,052						0.078
		150	4	2,159,314	70,686						0.080
		155	4	2,154,523	75,477						0.081
		160	4	2,149,575	80,425						0.083
		165	4	2,144,470	85,530						0.084
		170	4	2,139,208	90,792						0.086
		175	4	2,133,789	96,211						0.088
		180	4	2,128,212	101,788						0.089
		185	4	2,122,479	107,521						0.091
1600	100	120	4	2,494,761	45,239	8.0	40	320.0	5.0	15	0.070
		125	4	2,490,913	49,087						0.071
		130	4	2,486,907	53,093						0.072
		135	4	2,482,744	57,256						0.073
		140	4	2,478,425	61,575						0.075
		145	4	2,473,948	66,052						0.076
		150	4	2,469,314	70,686						0.077
		155	4	2,464,523	75,477						0.078
		160	4	2,459,575	80,425						0.080
		165	4	2,454,470	85,530						0.081
		170	4	2,449,208	90,792						0.082
		175	4	2,443,789	96,211						0.084
		180	4	2,438,212	101,788						0.085
		185	4	2,432,479	107,521						0.087
		190	4	2,426,589	113,411						0.089
		195	4	2,420,541	119,459						0.090
		200	4	2,414,336	125,664						0.092

2.2 地震応答解析による性能確認

本節では、2.1.2 項で定めた摩擦係数を有する FSLRB を用いる免震建物が、従来型 LRB を用いる建物よりも耐震余裕度が高くなることを確認するため、質点系モデルの簡易地震応答解析により FSLRB 免震建物モデルと従来型 LRB 免震建物モデルの応答比較を行う。

解析モデルの概要および諸元を図-2.2.1 に示す。上部建物は原子力発電所の原子炉建屋を想定した RC 造壁式構造の 10 層建物とし、等価曲げせん断棒（原点指向 Tri-Linear 型）でモデル化する。総質量 48.5 万 t、基礎固定時の 1 次固有周期 0.20s である。これを FSLRB のみで支持する FSLRB モデル、および LRB のみで支持する LRB モデルを作成する。FSLRB は市販される既往の角型 LRB のうちほぼ最大寸法である $\square$ -1,500mm $\times$ 1,500mm に直列にすべり材 $\square$ -485mm $\times$ 485mm を 9 枚配置したものを 289 基用いるものとする。FSLRB の諸元を表-2.2.1 に示す。LRB 部ゴムの面圧 σ_r =すべり面の面圧 σ_s =7.78N/mm²、ゴム総厚 H_r =203mm、鉛降伏後 LRB 部剛性 K_d に対応する免震周期 3.9s である。摩擦係数は式(2.1.7)に A_r =2,144,470mm²、 A_p =85,530mm² および σ_r =7.78N/mm² を代入して μ =0.16 と設定する。LRB 部はゴム部と鉛プラグ部に分離し、ゴム部は文献³⁾等を参考に大変形時のハードニング特性を考慮した非線形弾性ばねでモデル化する。鉛プラグ部およびすべり機構部の復元力特性は Normal Bi-Linear 型とする。

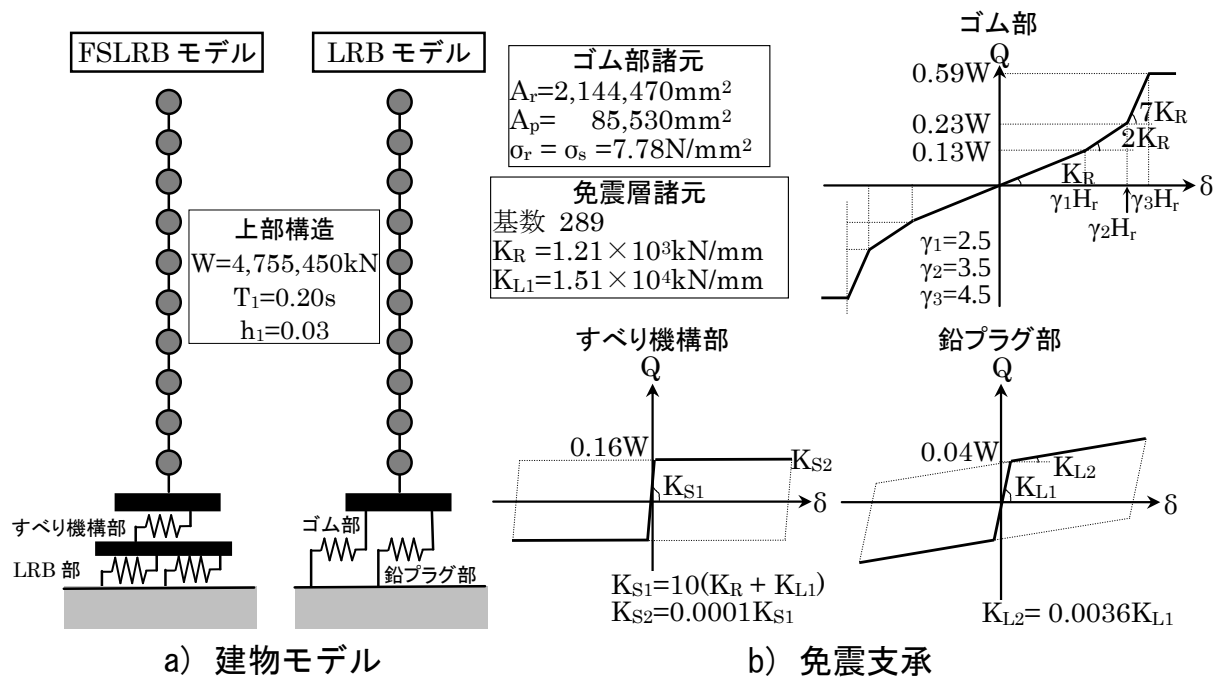


図-2.2.1 簡易地震応答解析モデルの概要

入力地震動は図-2.2.2 に示す通り、長周期成分を多く含む 2003 年十勝沖地震の K-NET 苫小牧観測波 NS 成分を用い、設計レベルから巨大地震までを想定してエネルギー Spektral 速度換算値の最大値 $\max V_E$ が各々 4, 5, 6m/s となるよう入力レベルを 3 段階に拡幅する。原波に対する倍率は 2.3, 2.9, 3.5 倍であり、周期 4s 付近における速度応答 Spektral の比較 (図-2.2.2 b)) から、それぞれ設計レベルの 1.0~1.2, 1.25~1.5, 1.5~1.8 倍程度に相当する。

表-2.2.1 FSLRB 解析モデルの諸元

LRB部	
ゴム材料	天然ゴム (NR)
せん断弾性率	0.392N/mm ²
平面寸法	□・1,500mm×1,500mm (C25)
鉛径×本数	Φ・165mm×4
ゴム厚×層数	7.0mm×29 (=203mm)
内部鋼板厚	4.3mm
形状係数 S_1 / S_2	55 / 7.4
初期剛性 ($\gamma=1.0$)	56.3kN/mm
2次剛性 ($\gamma=1.0$)	4.33kN/mm
鉛降伏荷重 ($\gamma=1.0$)	682kN
すべり機構部	
すべり材材料	$\mu=0.16$
平面寸法	□・485mm×485mm(R20)×9
すべり板材料	SUS304 (鏡面仕上げ)

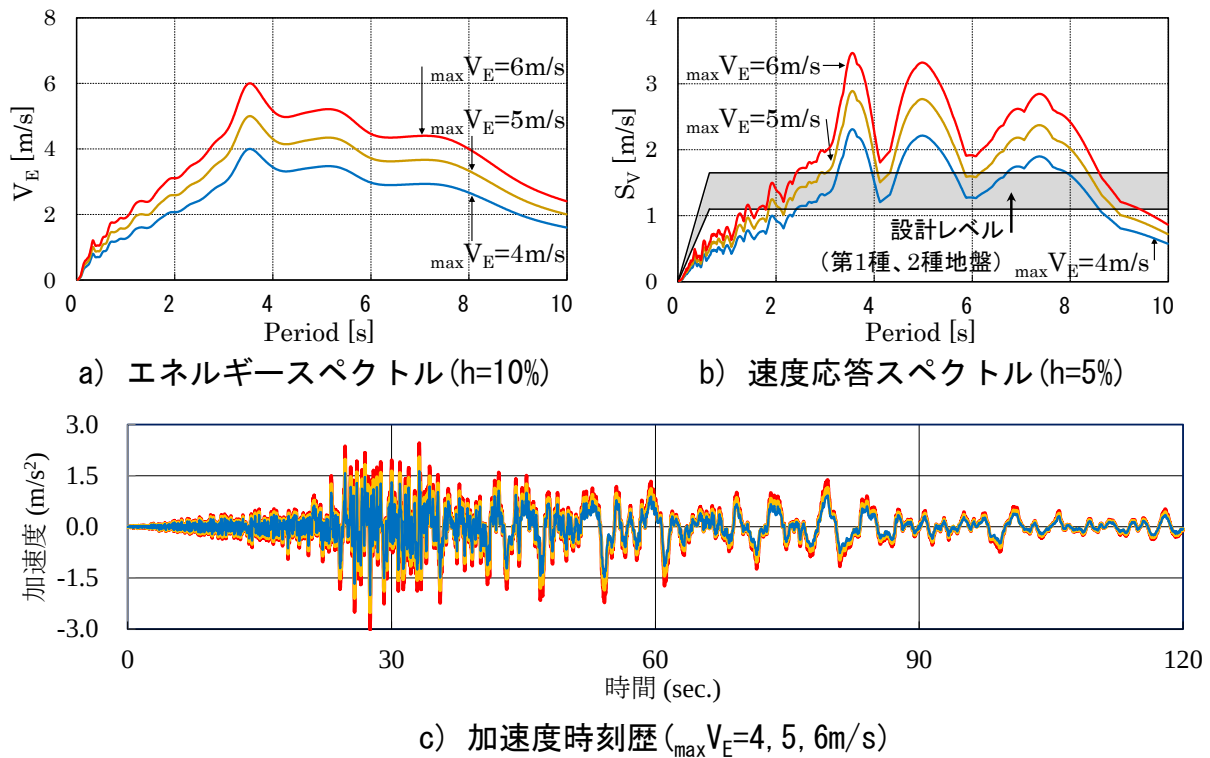


図-2.2.2 入力地震動の設定

解析は竹中工務店所有の汎用弾塑性応答解析プログラム「Hyper-Dynamics」を使用する。免震層の応答履歴を図-2.2.3 に、上部構造の最大応答値を図-2.2.4 にそれぞれ示す。LRB モデルは入力レベルの増大に伴って免震層のハードニング特性が現れ、上部構造の応答せん断力係数や加速度が急激に増加する。 $\max V_E=6\text{m/s}$ 時の LRB 最大せん断歪みは 444%に達しており、破断の恐れを免れない。ただし、ゴム総厚を大きくすればある程度緩和の余地はあると思われる。一方、FSLRB モデルの応答は、 $\max V_E=4\text{m/s}$ では LRB モデルとの差が見られないが、 $\max V_E=5\text{m/s}$ では僅かながらすべりを生じて異なる挙動を示し始める。 $\max V_E=6\text{m/s}$ においても応答せん断力係数や加速度はほとんど増大していない。このとき免震層の最大変位は 1.21m と LRB モデルの 0.91m よりも大きい。ただし、FSLRB モデルの免震層残留変位は 0.7m 程度と LRB モデルの 0.01m (10mm) に比べて桁違いに大きくなっている。

このように、適切な摩擦係数を有する FSLRB を用いることにより、上部建物の過大応答および免震部材の損傷の両極限事象を回避し、より耐震安全性の高い免震構造を実現することができる。ただし、免震層の最大変位は従来の免震構造に比較して大きくなる傾向があることから、上部建物の擁壁への衝突を回避するために、免震層水平クリアランスを十分に大きく取る必要があると考えられる。また、免震層に大きな残留変位を生じる場合があることから、実建物への FSLRB 適用に当たっては、巨大地震後の余震に対する耐震安全性の確認や残留変位の復旧方法の考案が課題となろう。

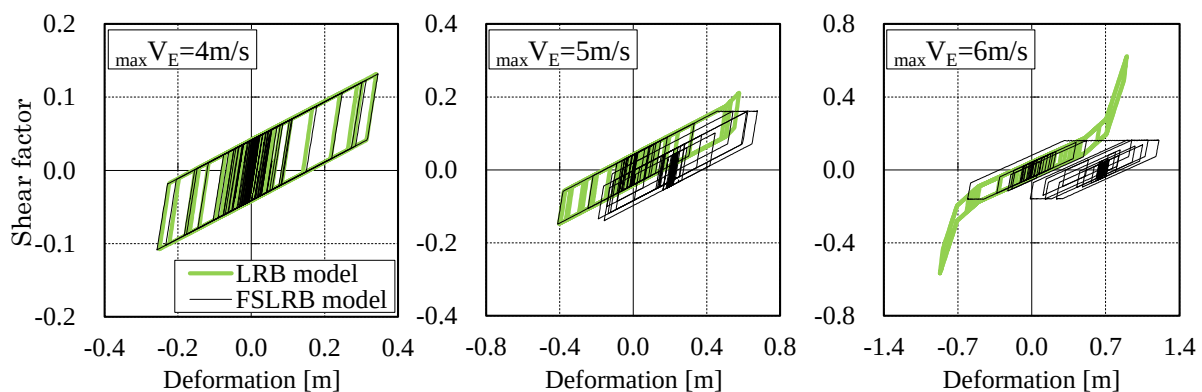


図-2.2.3 免震層の水平履歴

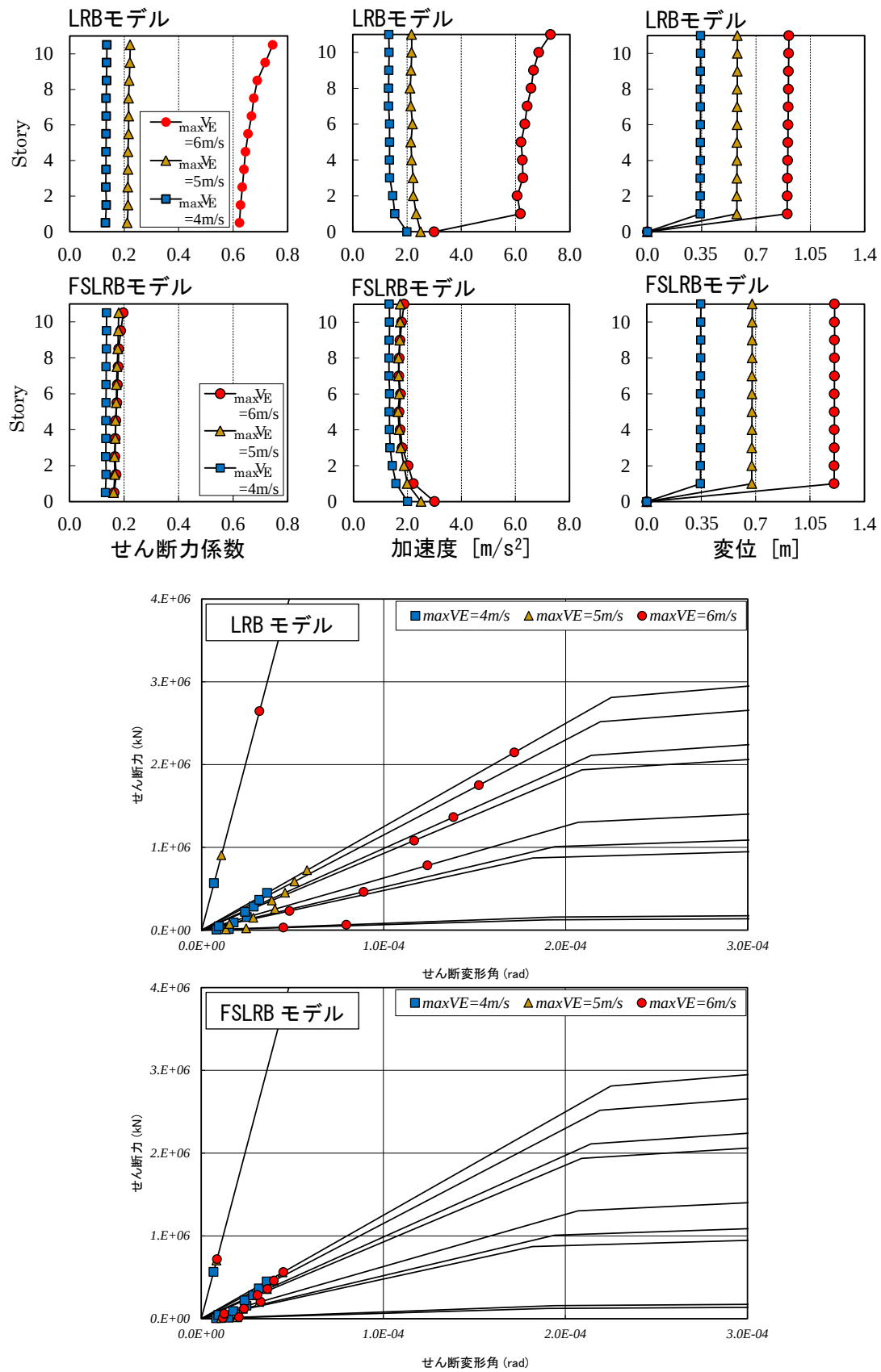


図-2.2.4 上部建屋の最大応答

2.3 すべり材の選定

2.3.1 すべり機構部の目標性能

接触する個体間の摩擦係数 μ は、接触部の面圧を σ_s として Hertz の古典接触理論⁴⁾などから、

$$\mu = \alpha \cdot \sigma_s^{-\beta} \quad (\alpha, \beta : \text{定数}) \quad \cdots(2.3.1)$$

と導くことができる。摩擦力 Q_s は μ と鉛直荷重 N の積、 N は受圧面積 A_s と σ_s の積であるから、

$$Q_s = \mu \cdot N = \alpha \cdot A_s \cdot \sigma_s^{1-\beta} \quad \cdots(2.3.2)$$

と表される。接触部が弾性変形する場合は $\beta=1/3$ 、焼き鈍し金属どうしの場合は $\beta=1/5$ 程度であるとされている⁴⁾。図-2.3.1 a)に示すように、もしも $\beta=1$ なる材料の組み合わせが存在するならば、式(2.3.1)、(2.3.2)より、 μ は σ_s に反比例して大きく変動する一方、 Q_s は σ_s によらず一定値 αA_s となる。また、 $\beta=0$ なるすべり機構が存在するとすれば、図-2.3.1 b)に示すように μ は σ_s によらず一定となる一方、 Q_s が σ_s に比例して変化する。

ここで、すべり機構部の β 値による FSLRB 免震建物の地震時挙動の違いを図-2.3.2 に示す単純な建物モデルを使って示す。剛体の上部建物を同一仕様の4基の FSLRB で支持する単純な免震建物2棟を考える。一方は $\beta=1$ のすべり機構、他方は対照的に $\beta=0$ のすべり機構部を有し、ともに長期面圧 10N/mm^2 時の $\mu=0.15$ とする。図-2.3.2 a)のように地震時の面圧変動がなければ、当然ながら両建物は同一の挙動を示す。次に、上部建物からの転倒モーメント (Over-Turning Moment, OTM) により4基の支承の面圧が図-2.3.2 b)に示すように変化しているとすると、 $\beta=1$ の場合、4基の支承は依然として同一の特性を維持し、各 LRB 部が全て同じせん断歪みを保ったまま撓動する。 $\beta=0$ の場合は4基の支承のすべり摩擦力に大きな差異が生じることとなり、上部建物のねじれ振動を誘発する。さらに、高面圧となる支承は LRB 部のハードニングやせん断破断の恐れが高まる。

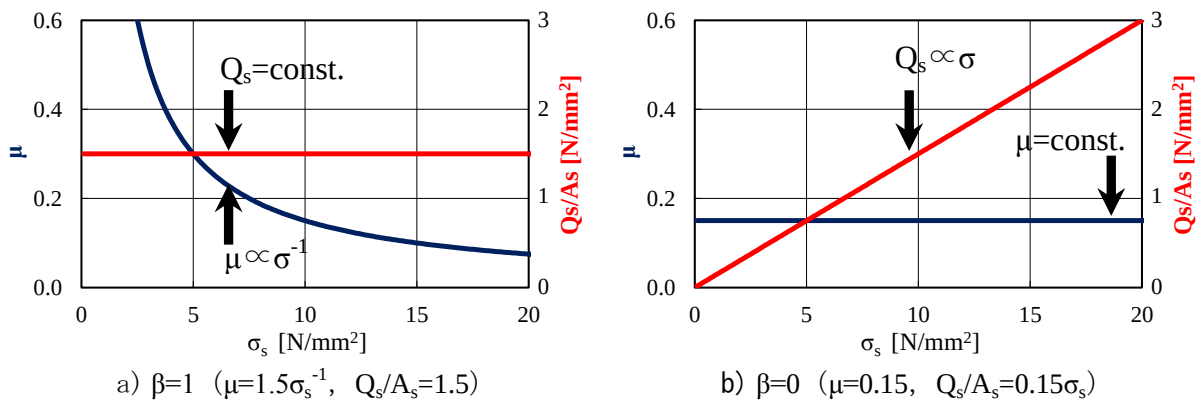
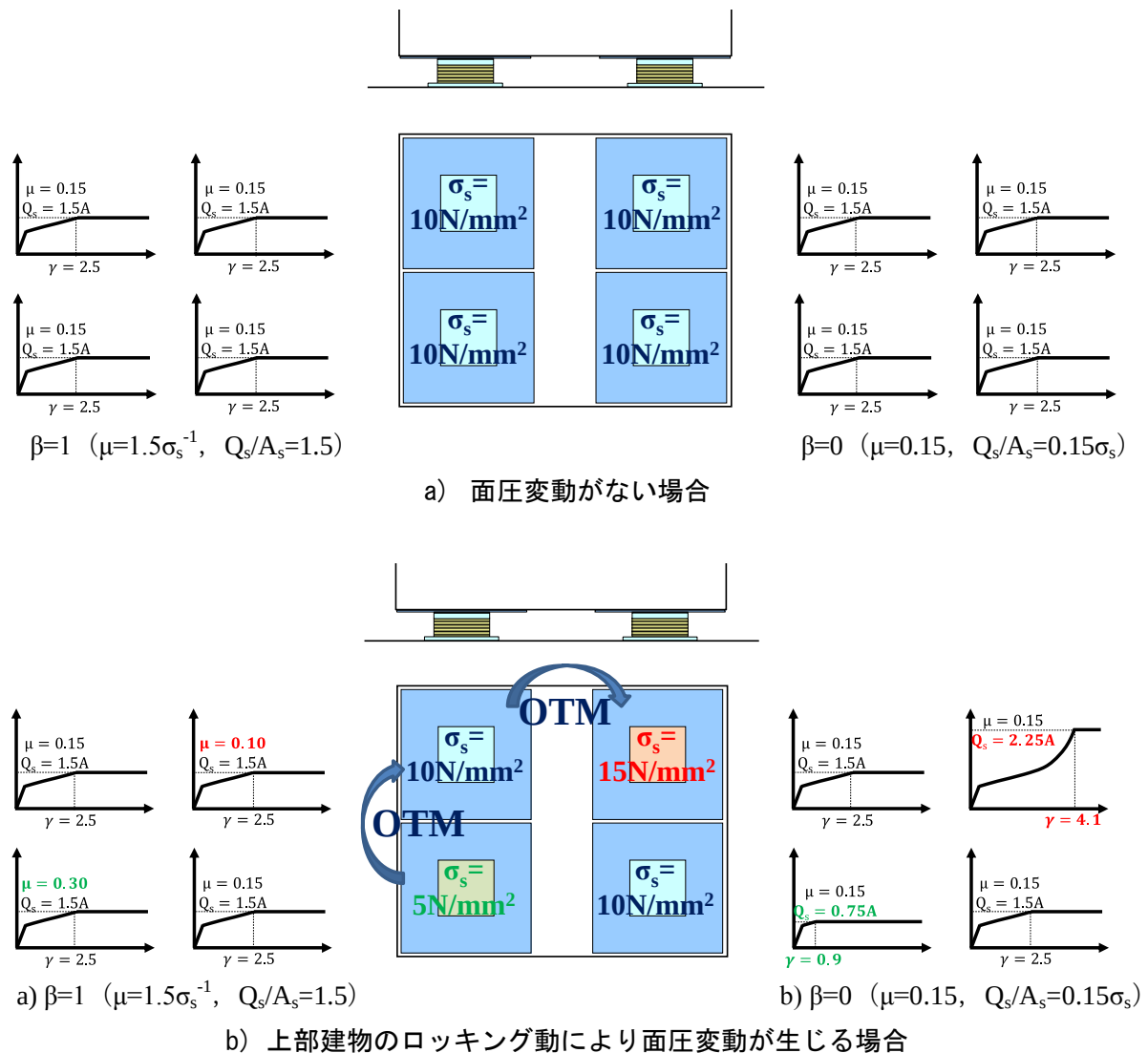


図-2.3.1 摩擦係数および摩擦力の面圧依存性

すなわち、 $\beta=1$ なる材料の組み合わせを見出すことができれば、上部建物のロッキング動や上下地震動によって面圧が時々刻々と変動しても、常に一定の LRB 部せん断歪みとすべり出し荷重を維持し、上部建物のねじれ振動を誘発することのない理想的な FSLRB の実用化が可能となる。しかしながら、そのようなすべり機構の探索は膨大な種類の材料組み合わせの試行錯誤に頼らざるを得ない。免震支承としての耐候性などの諸条件も勘案すれば、使用可能な材料は既往の弾性すべり支承⁵⁾と同様、PTFE などの樹脂系材料やステンレス板などの金属系材料に限られると思われる。そこで、本研究では入手可能な複数の既往すべり材とステンレス板の組み合わせの中から、2.1.2 項で設定した摩擦係数 μ を有し、かつ β が既往すべり支承の値を上回るものを選定することとする。


 図-2.3.2 β 値による FSLRB 免震建物の地震時挙動の比較

$\mu=0.1$ 前後の既往弾性すべり支承⁵⁾について、摩擦係数の面圧依存性は必ずしも式(2.3.1)のべき乗形で定式化されていない。そこで、最小自乗近似により $\sigma_s=30\text{N/mm}^2$ 以下における等価定数 α_{eq} , β_{eq} を算出する。表-2.3.1 に結果を示す通り、 β_{eq} は0.16~0.33である。よって本研究においては、FSLRBのすべり機構部に付与すべき摩擦特性の目標を表-2.3.2の通りに設定することとする。

表-2.3.1 既往弾性すべり支承の摩擦係数評価式

	標準 μ	摩擦係数評価式 (面圧依存式)	α_{eq}	β_{eq}
A 社	0.13	$\mu=0.305\sigma_s^{-0.29}$	0.305	0.29
B 社	0.094	$\mu=\mu_{20}\times(2.3094-0.4388\ln\sigma_s)$ (μ_{20} : 20°Cにおける μ)	0.230	0.30
C 社	0.115	$\mu=\mu_0\times(1.2802-0.0202\sigma_s)$ (μ_0 : 15N/mm ² における μ)	0.163	0.16
D 社	0.1	$\mu=\mu_0\times(2.4898-0.5012\ln\sigma_s)$ (μ_0 : 15N/mm ² における μ)	0.268	0.33
E 社	0.13	$\mu=1.488\times(0.112-0.00276\sigma_s)$	0.210	0.32

表-2.3.2 FSLRB すべり機構部の目標性能

目標値	
μ	0.11~0.17 ($\sigma_s=10\text{N/mm}^2$)
β	>0.33

2.3.2 すべり材の選定

前項で定めた目標性能を踏まえ、入手することができた計 12 種類のすべり材の摩擦特性を調査する。これらのすべり材は、補強材・充填剤が異なる 4 種類の PTFE，耐熱性・硬度に着目して選定した基材樹脂が異なる 4 種類の熱可塑性樹脂 (Thermo Plastic Resin，以下 TPR)，焼結層・補強材・充填剤が異なる 2 種類の PTFE 系複層樹脂 (Laminated Resin，以下 LR)，焼結層・充填剤が異なる 2 種類の焼結系銅合金 (Sintered Copper Alloy，以下 SCA) の 4 種類に大別される。各すべり材の外観を表-2.3.3 に示す。平面寸法は全て□-60mm×60mm (四隅 C5mm 面取り)，厚さ t は表-2.3.3 に記載の通りすべり材によって異なり，深さ 60mm のザグりを切った鋼板に厚さ調整プレートとともににはめ込んで固定する。すべり板は全て□-300mm×150mm×6mm の SUS304 (鏡面仕上げ，以下同様) である。

2 軸動的加振試験機を用いて一定面圧下での三角波加振を行い，鉛直・水平方向の荷重・変位，すべり板裏面温度および雰囲気温度を計測する。加振条件を表-2.3.4 に，計測概要を図-2.3.3 にそれぞれ示す。得られた水平履歴において 3 加振目の正負荷重軸切片値をそれぞれ同時刻の鉛直荷重で除し，その絶対値平均を摩擦係数とする。

表-2.3.3 候補すべり材試験体の外観

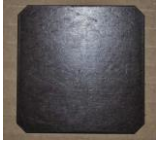
Poly Tetra Fluoro Ethylene				Laminated Resin	
PTFE-A	PTFE-B	PTFE-C	PTFE-D	LR-A	LR-B
					
t=8mm	t=8mm	t=8mm	t=10mm	t=3mm	t=2mm
Thermo Plastic Resin				Sintered Copper Alloy	
TPR-A	TPR-B	TPR-C	TPR-D	SCA-A	SCA-B
					
t=8mm	t=3mm	t=10mm	t=8mm	t=10mm	t=3mm

表-2.3.4 加振条件

面圧 σ_s (N/mm ²)	加振波	速度V(mm/s)	振幅D(mm)	加振回数
5	三角波	96	±80	20(ならし)
5, 10, 15, 30		96, 208, 304, 512, 800		4
5		96		

各すべり材の $\sigma_s=10\text{N/mm}^2$ ・加振速度 $V=512\text{mm/s}$ における摩擦係数 μ_0 ，および各面圧・ $V=512\text{mm/s}$ 時の摩擦係数から最小自乗近似により算出した式(2.3.1)の定数を μ_0 の大きい順に表-2.3.5 に示す。この結果から， $\mu=0.11\sim 0.17$ かつ $\beta>0.33$ のすべり材として PTFE-C，PTFE-A および TPR-A が選定される。

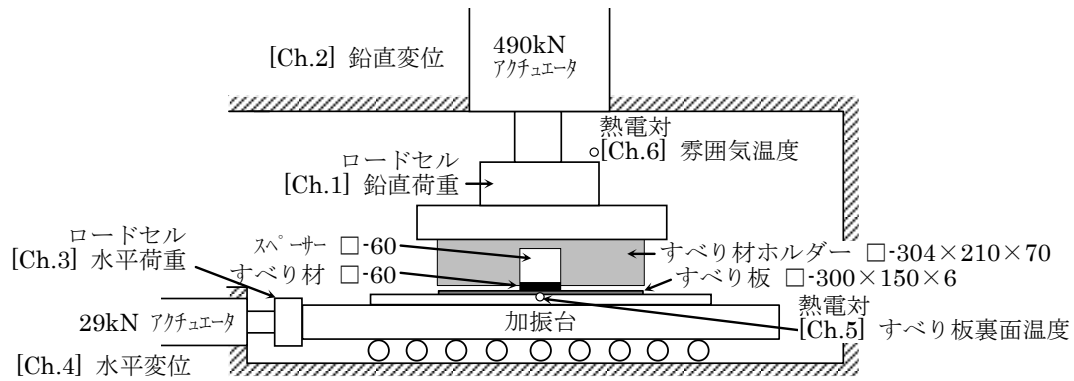


図-2.3.3 計測概要

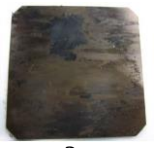
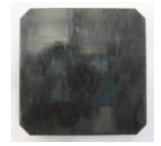
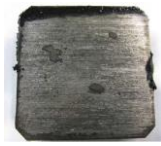
表-2.3.5 摩擦係数および面圧依存性の評価結果

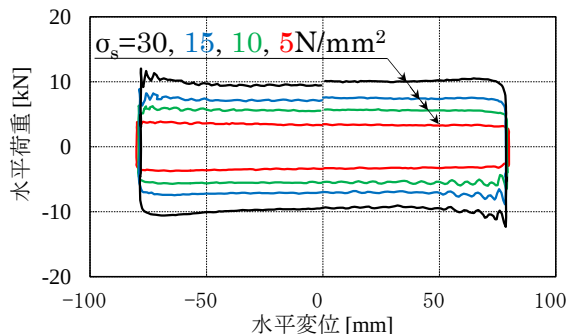
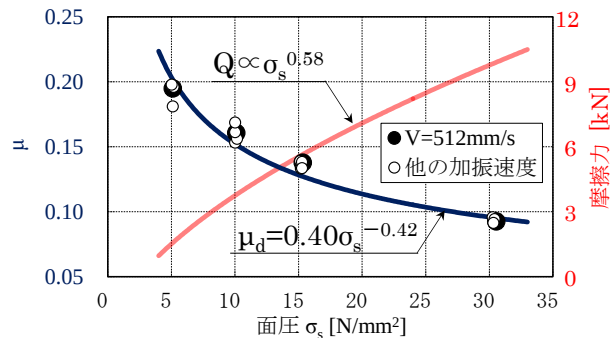
すべり材	μ_0	β	α
LR-A	0.261	0.28	0.44
SCA-A	0.259	-0.48	0.08
SCA-B	0.226	0.18	0.38
PTFE-D	0.192	0.39	0.44
TPR-C	0.191	0.30	0.36
TPR-D	0.177	0.52	0.50
PTFE-C	0.167	0.44	0.45
PTFE-A	0.160	0.42	0.40
TPR-B	0.139	0.26	0.25
LR-B	0.127	0.33	0.29
TPR-A	0.117	0.54	0.40
PTFE-B	0.030	0.58	0.11

試験終了後のすべり材の外観を表-2.3.6 に示す。すべり面の摩耗具合を観察したところ、PTFE-C は摩擦熱により表面粗度が大きく変化している。このため、耐熱性や耐久性に劣ると判断し、候補から除外する。残る PTFE-A および TPR-A について、両すべり材とステンレス鋼板からなるすべり機構部に対して屋外暴露試験および塩水噴霧複合サイクル試験を実施し、耐候性・経年変化を調査する。詳細は第4章に記す。この結果、PTFE-A の方が圧倒的に安定した摩擦特性を保持し、耐候性に優れるものと判断される。以上より、本研究では以後 PTFE-A (以下、すべり材) および鏡面仕上げの SUS304 ステンレス板 (以下、すべり板) の組み合わせ (以下、すべり機構部) を評価対象に選定する。

選定したすべり機構部の $V=512\text{mm/s}$ における3加振目の水平履歴を図-2.3.4 a)に、摩擦係数の面圧依存性を図-2.3.4 b)にそれぞれ示す。摩擦係数は式(2.3.1) ($\alpha=0.40$, $\beta=0.42$) によって高い精度で評価できていることが分かる。なお、参考までに全12候補すべり材の加振結果を図-2.3.5～図-2.3.16 に示す。

表-2.3.6 加振終了後の候補すべり材試験体の外観

Poly Tetra Fluoro Ethylene				Laminated Resin	
PTFE-A	PTFE-B	PTFE-C	PTFE-D	LR-A	LR-B
					
t=8mm	t=8mm	t=8mm	t=10mm	t=3mm	t=2mm
Thermo Plastic Resin				Sintered Copper Alloy	
TPR-A	TPR-B	TPR-C	TPR-D	SCA-A	SCA-B
					
t=8mm	t=3mm	t=10mm	t=8mm	t=10mm	t=3mm


a) 履歴特性($V=512\text{mm/s}$)


b) 摩擦係数の面圧依存性

図-2.3.4 選定したすべり機構の摩擦特性

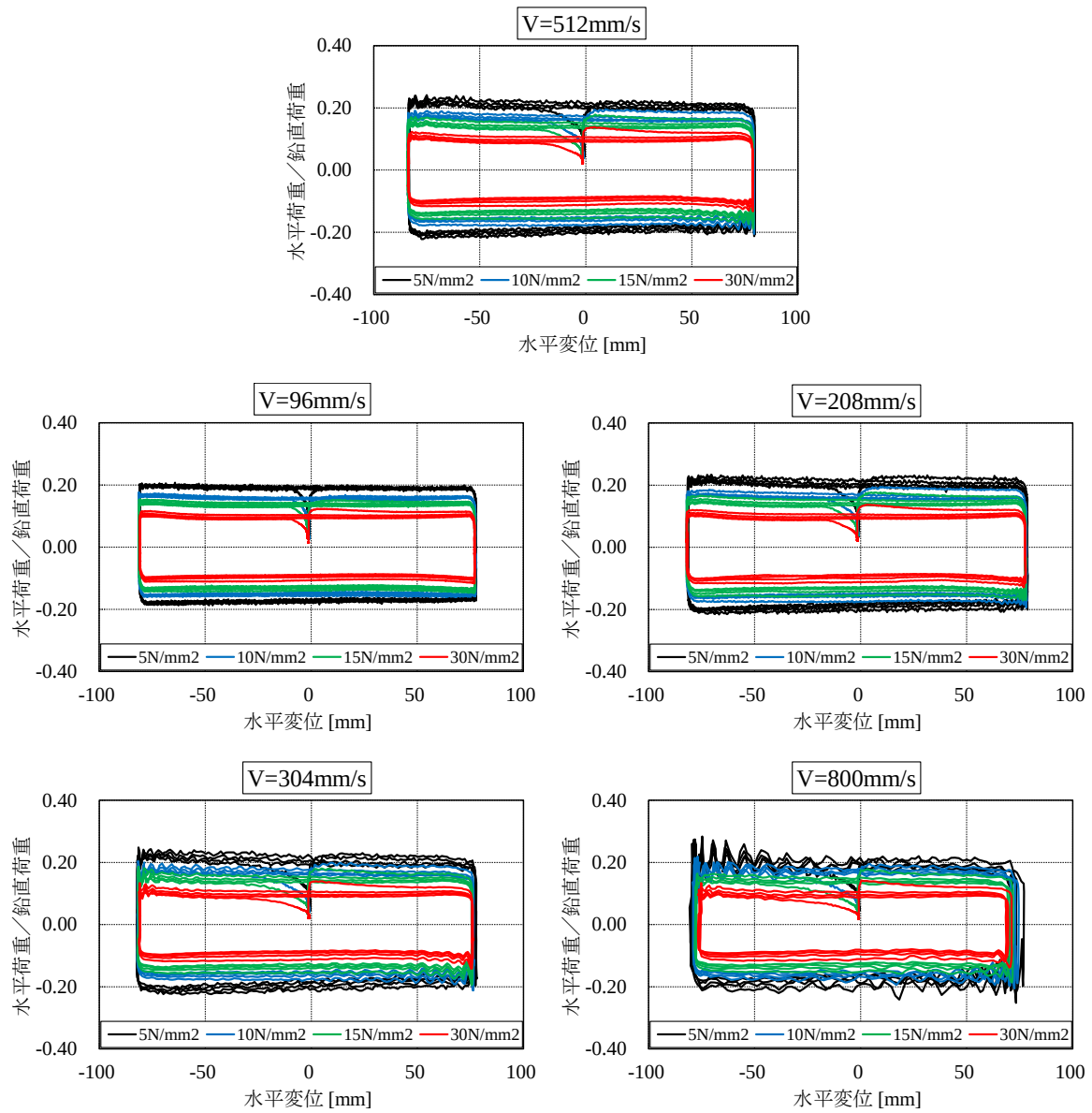
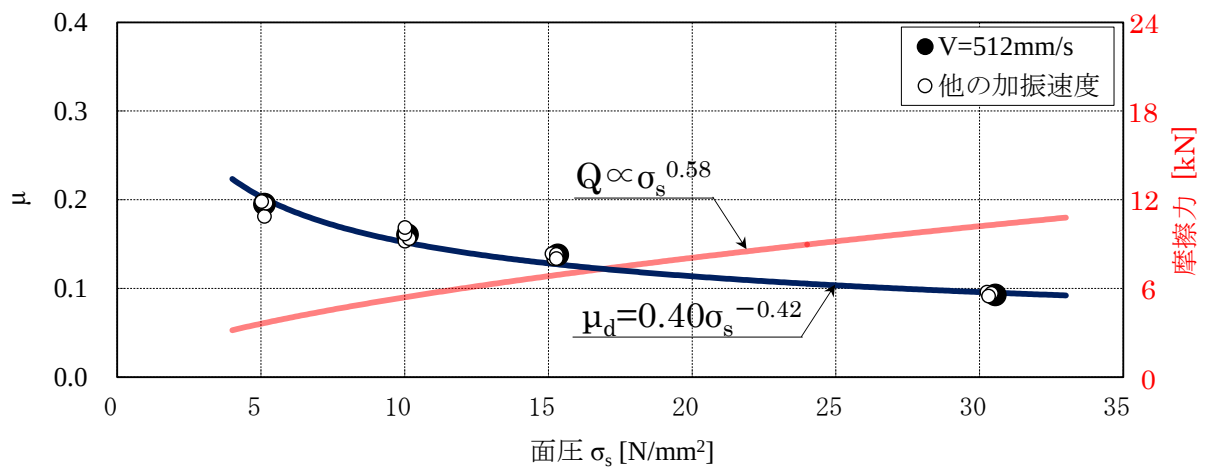


図-2.3.5 PTFE-A の摩擦特性

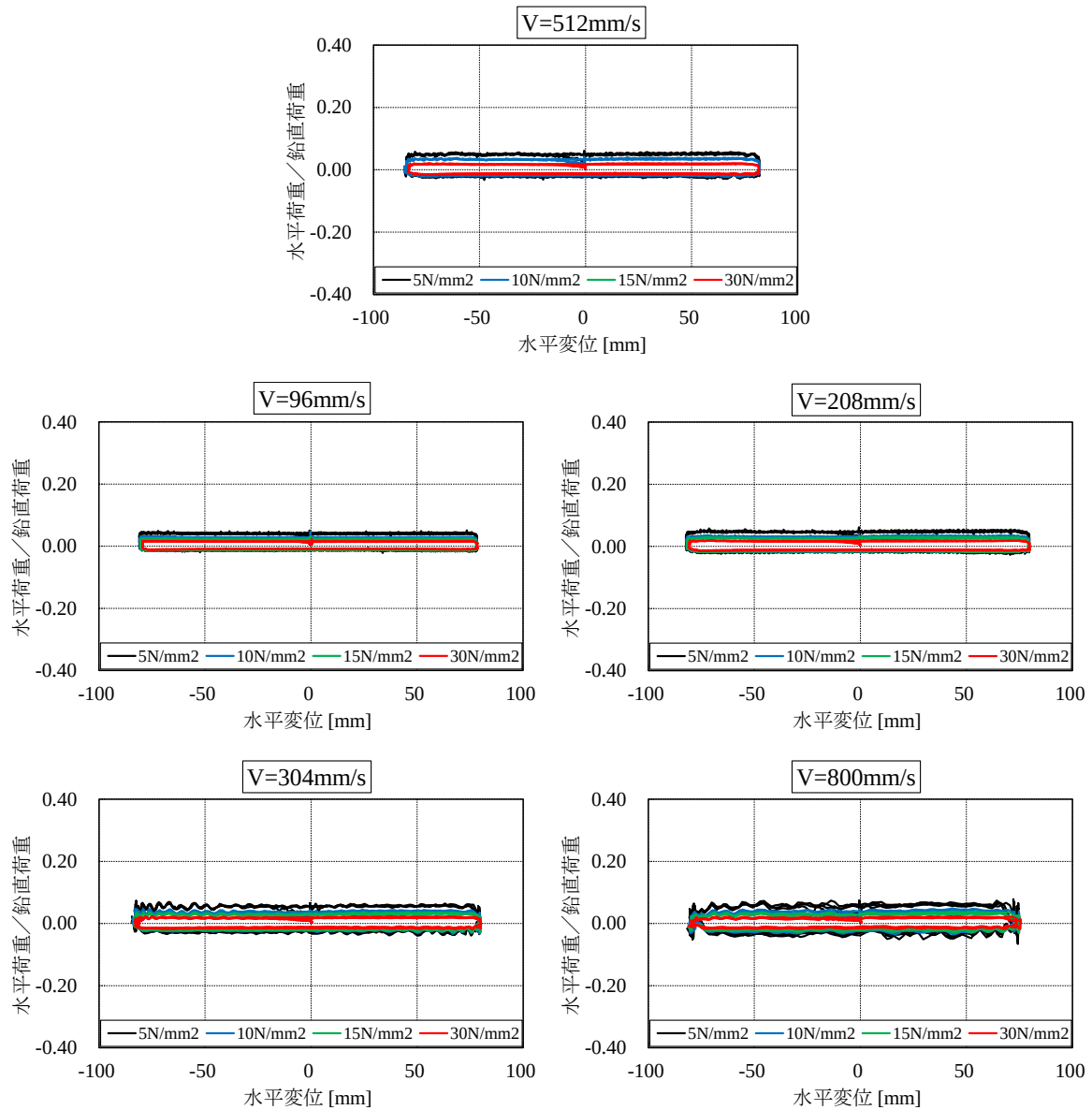
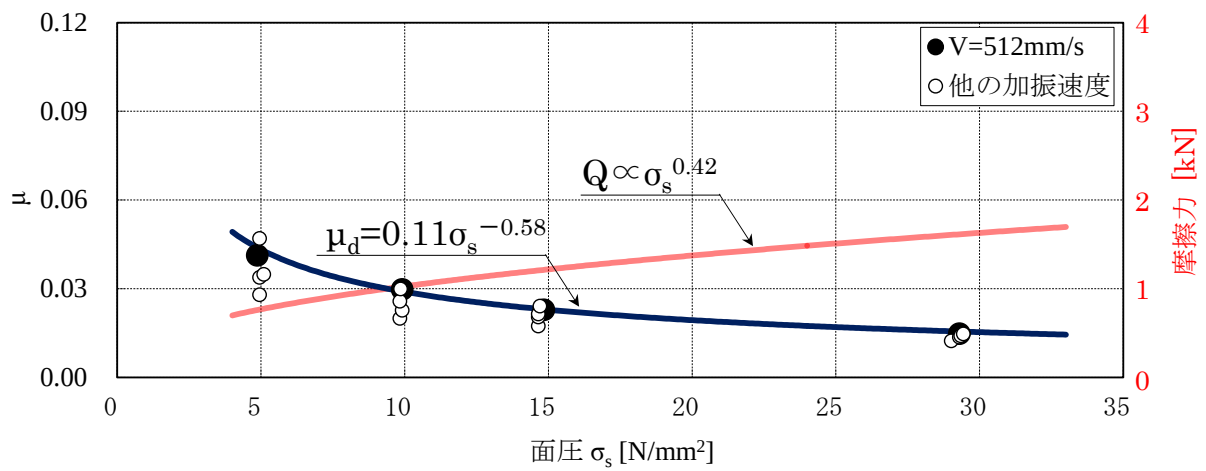


図-2.3.6 PTFE-B の摩擦特性

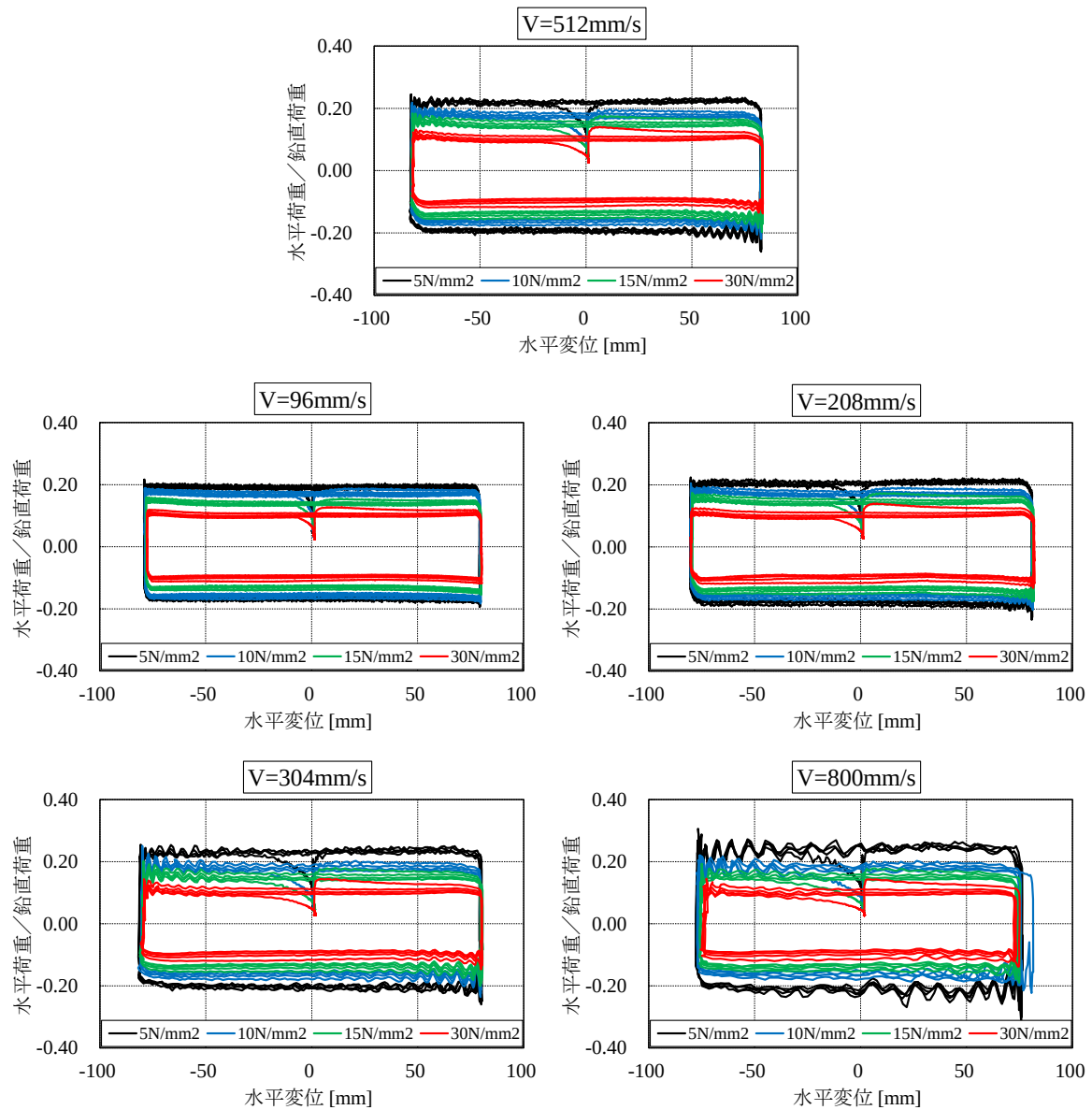
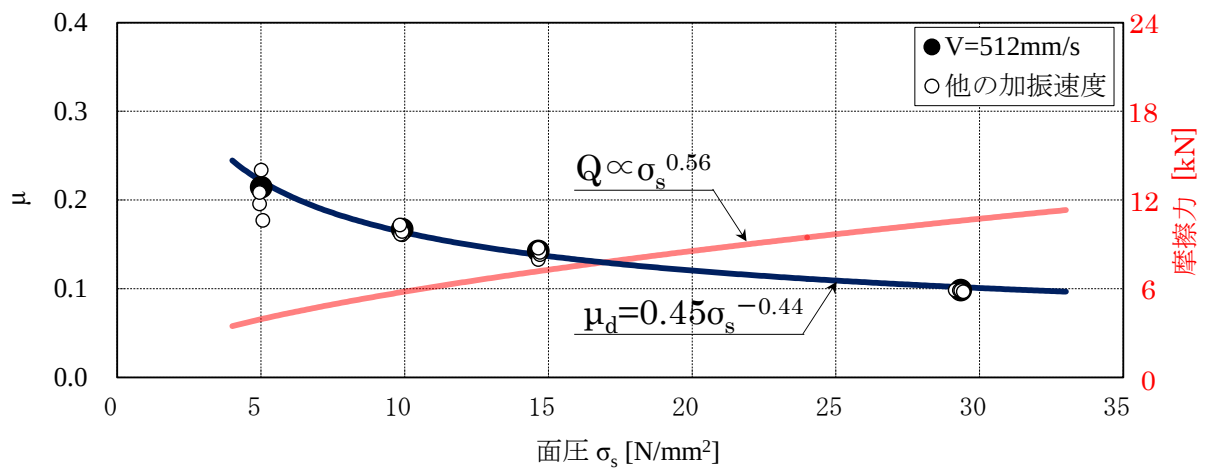
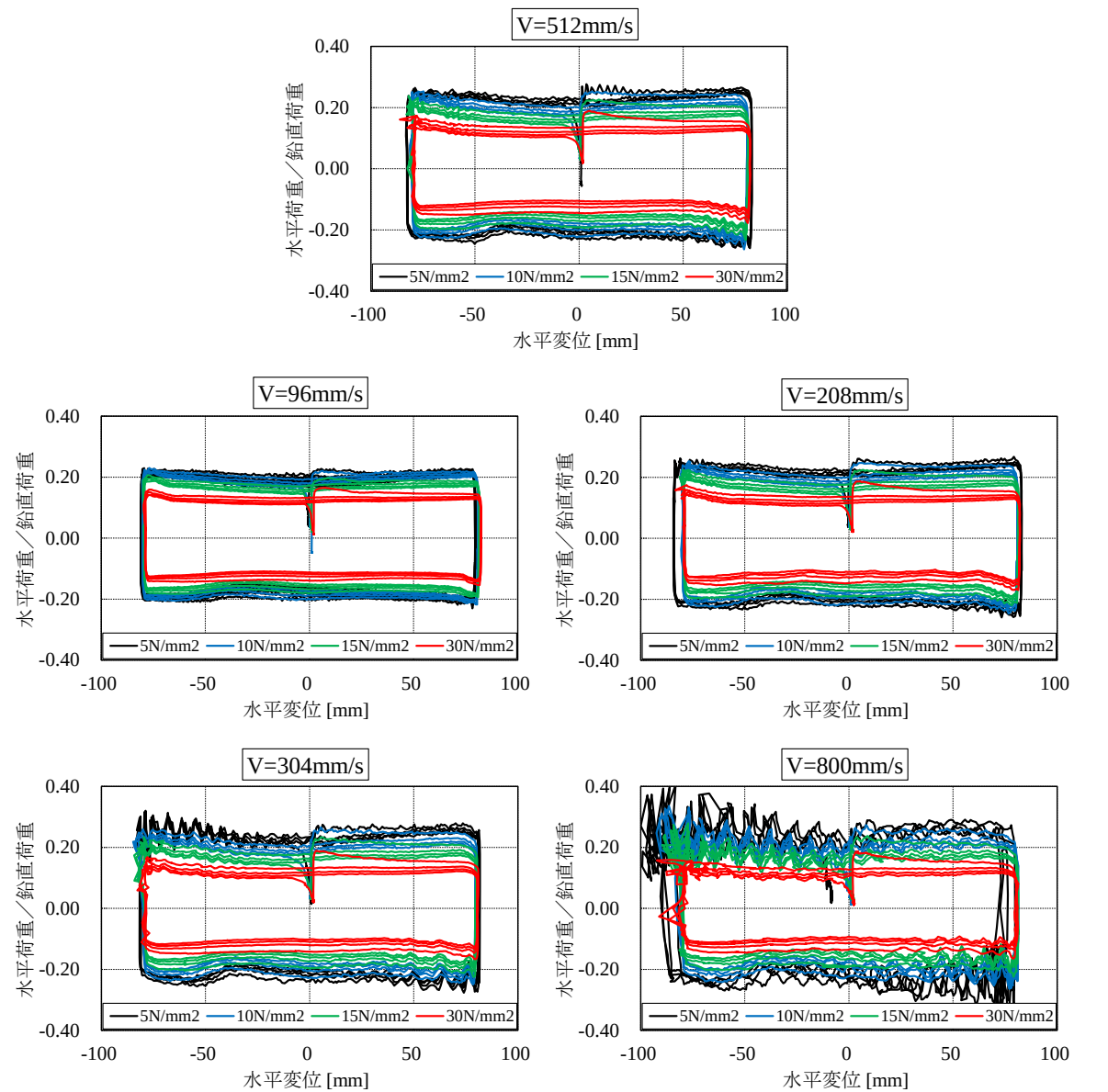


図-2.3.7 PTFE-C の摩擦特性



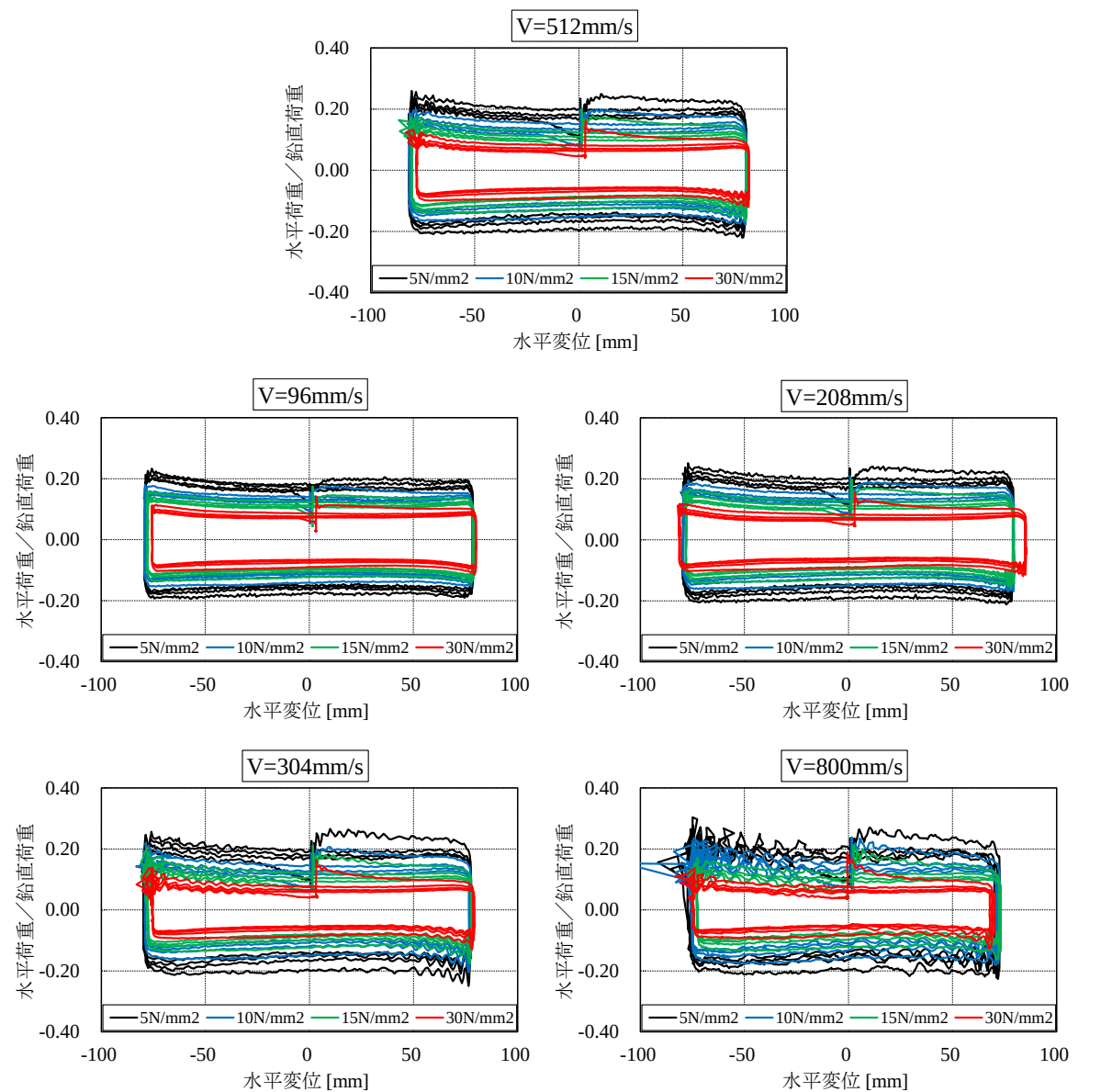
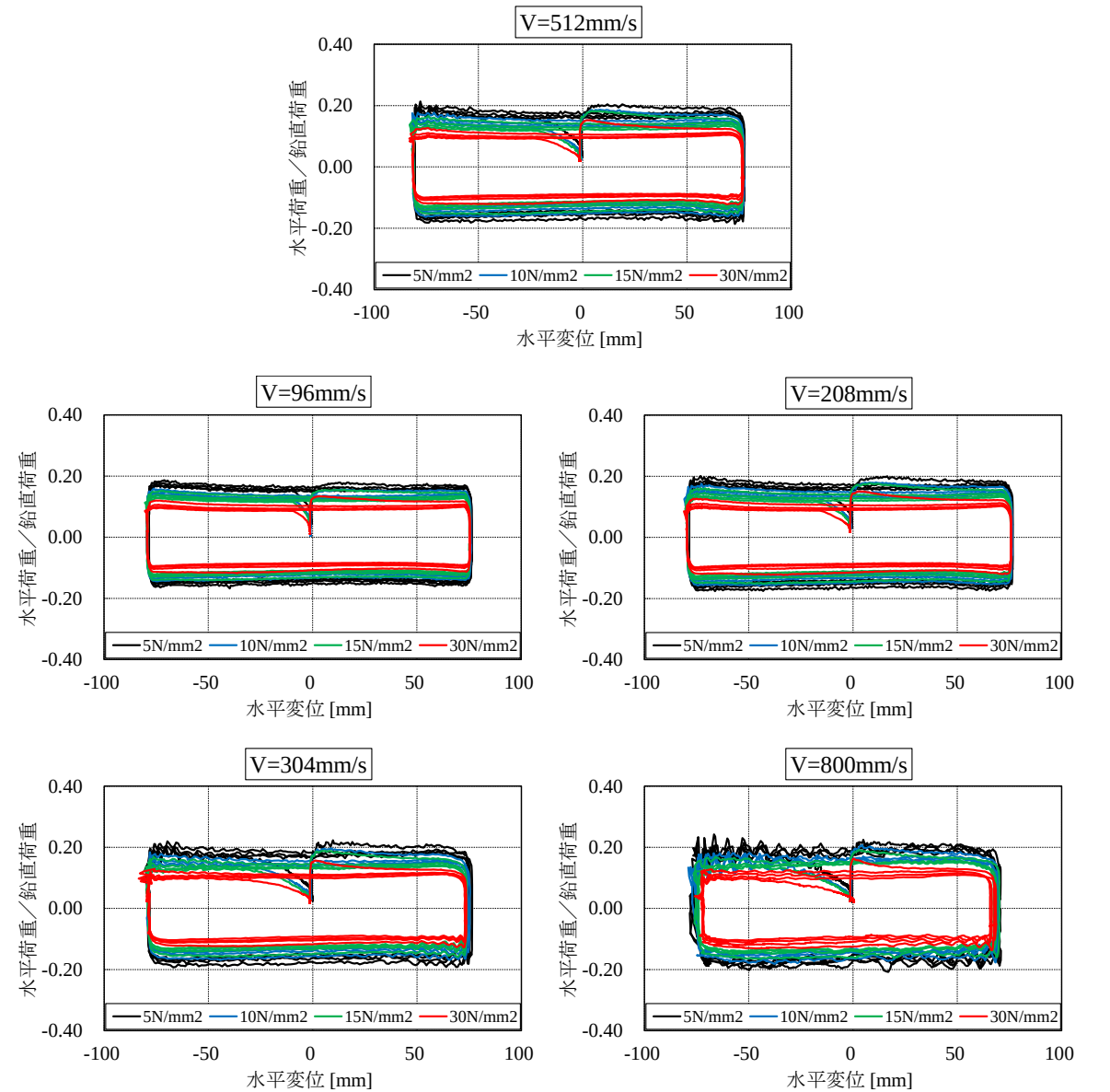


図-2.3.9 TPR-A の摩擦特性



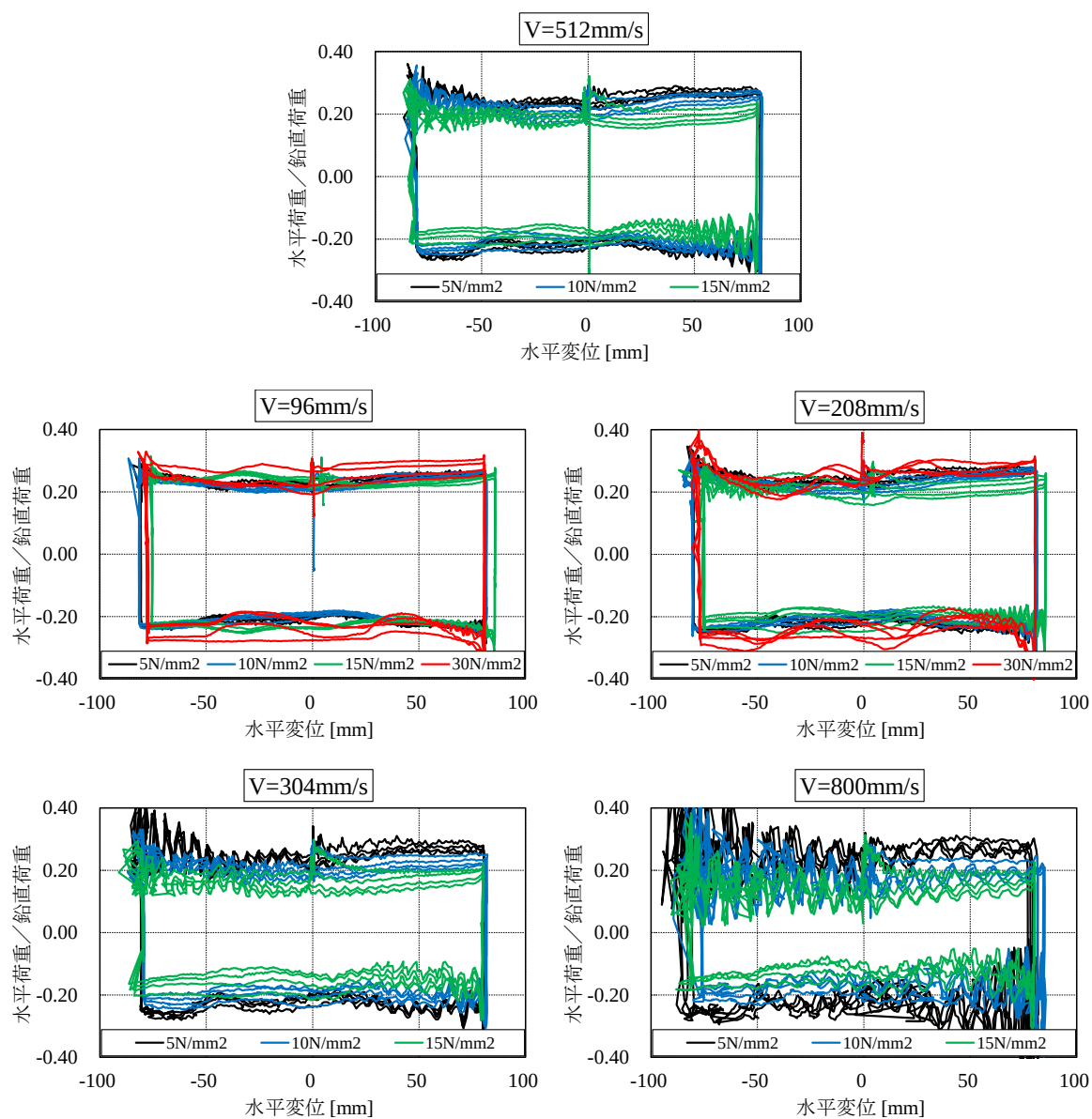
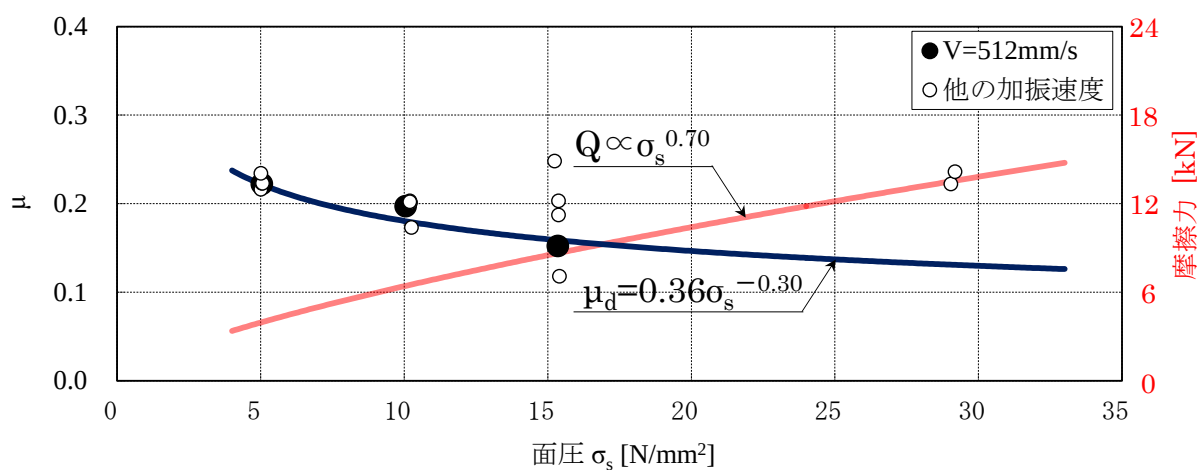


図-2.3.11 TPR-C の摩擦特性

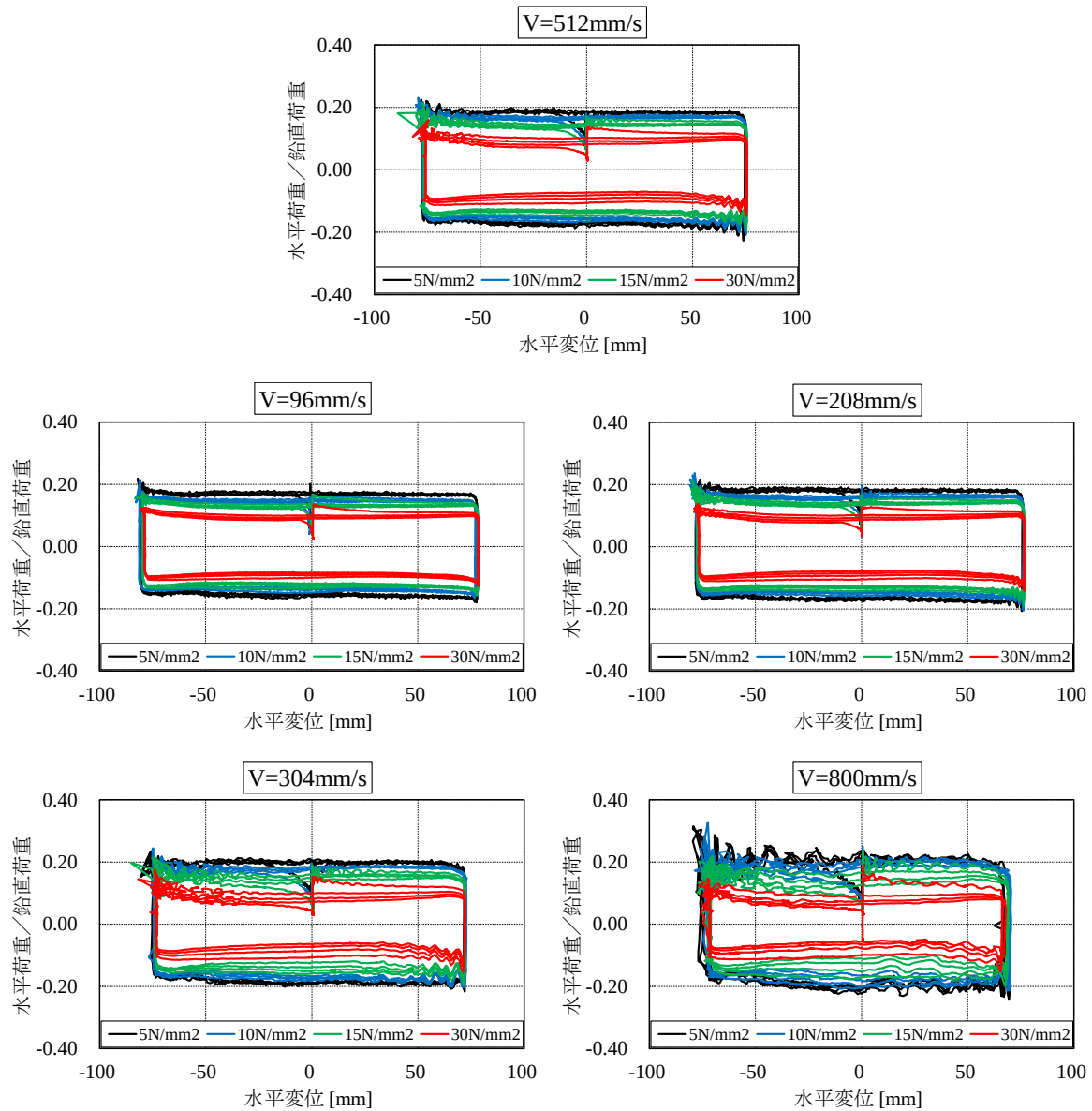
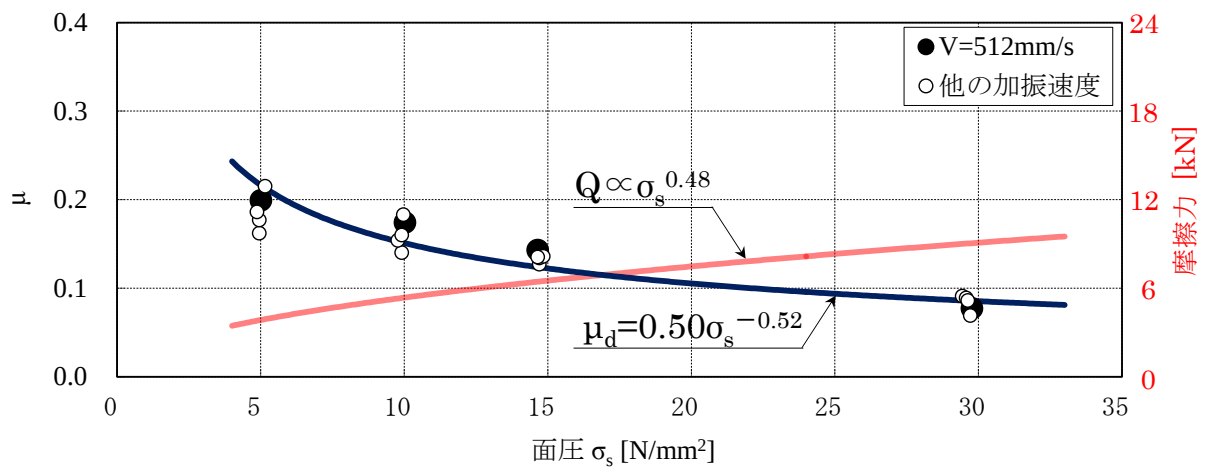


図-2.3.12 TPR-D の摩擦特性

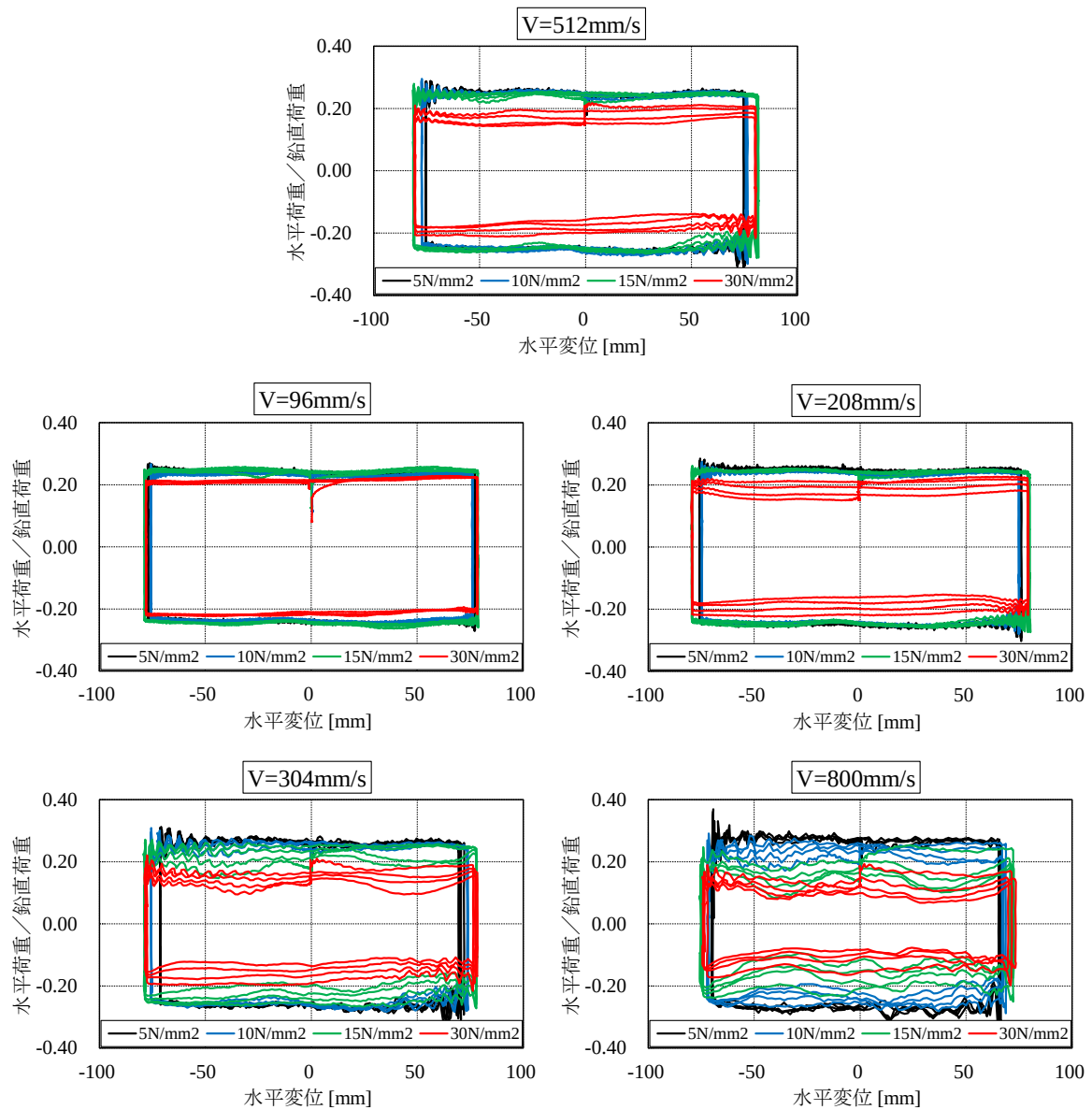
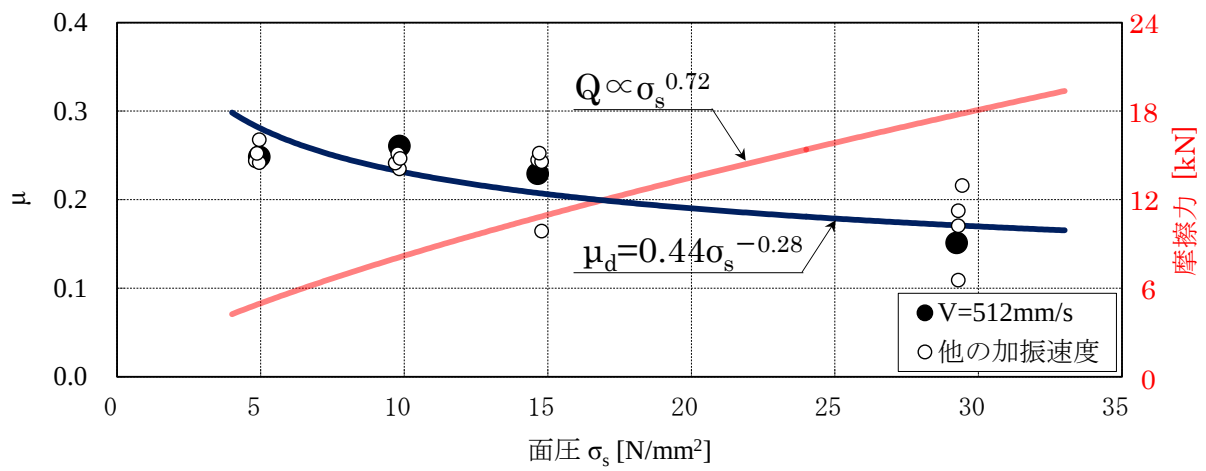


図-2.3.13 LR-A の摩擦特性

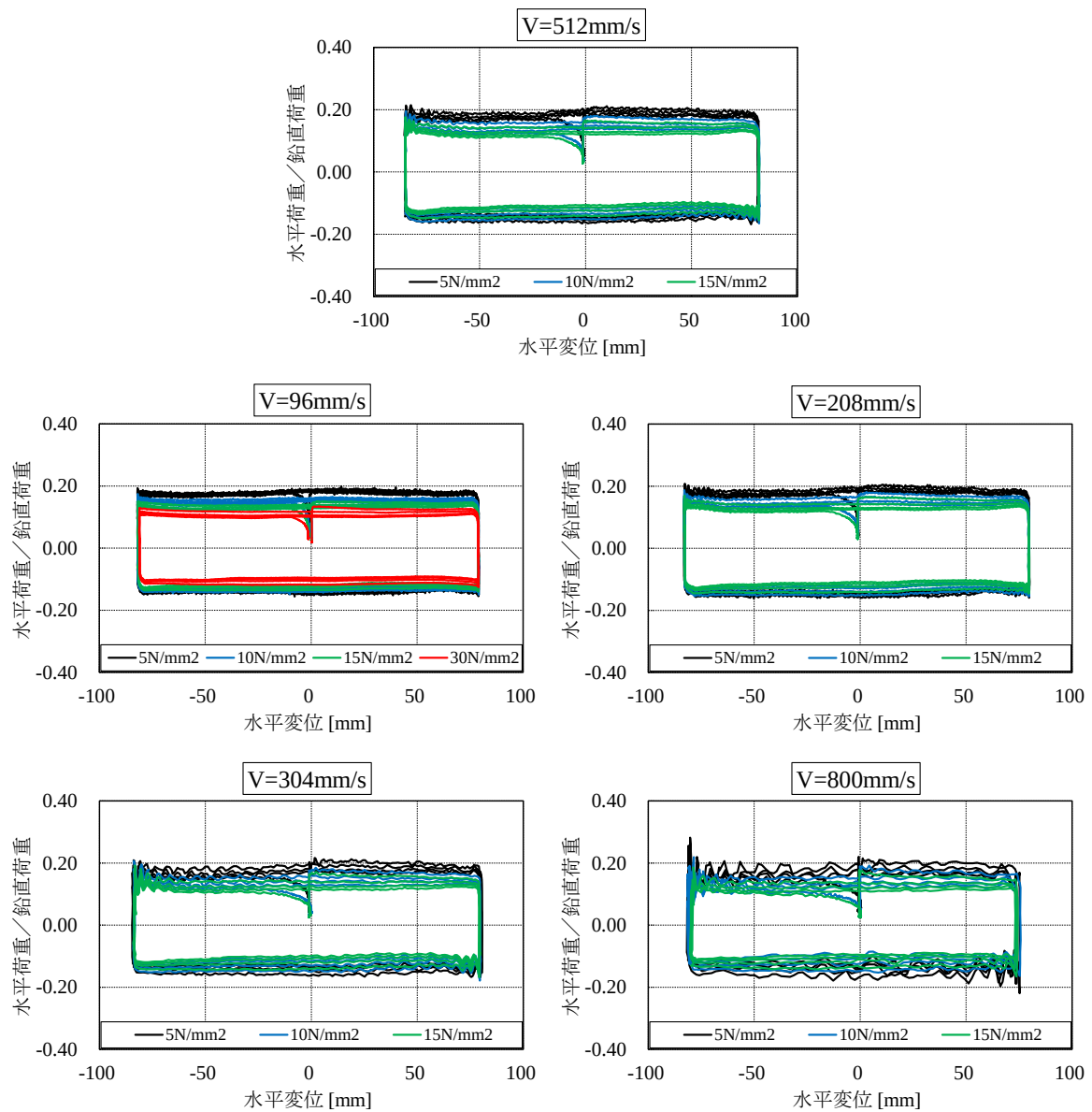
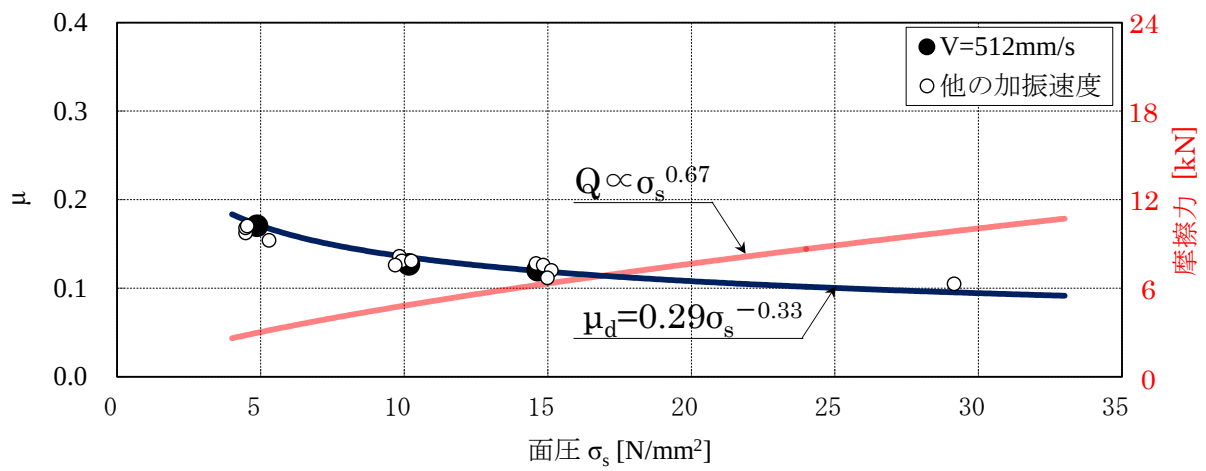


図-2.3.14 LR-B の摩擦特性

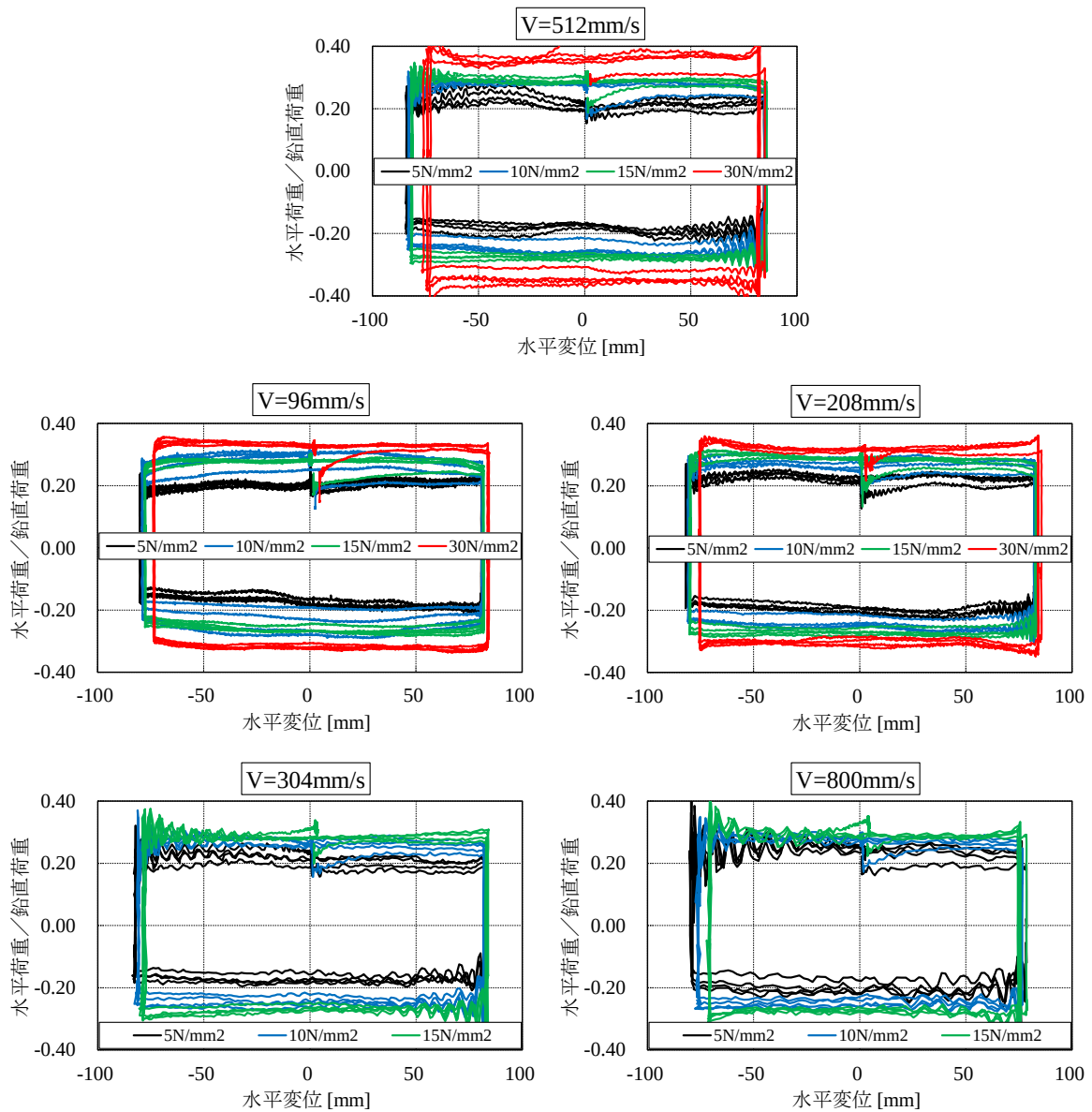
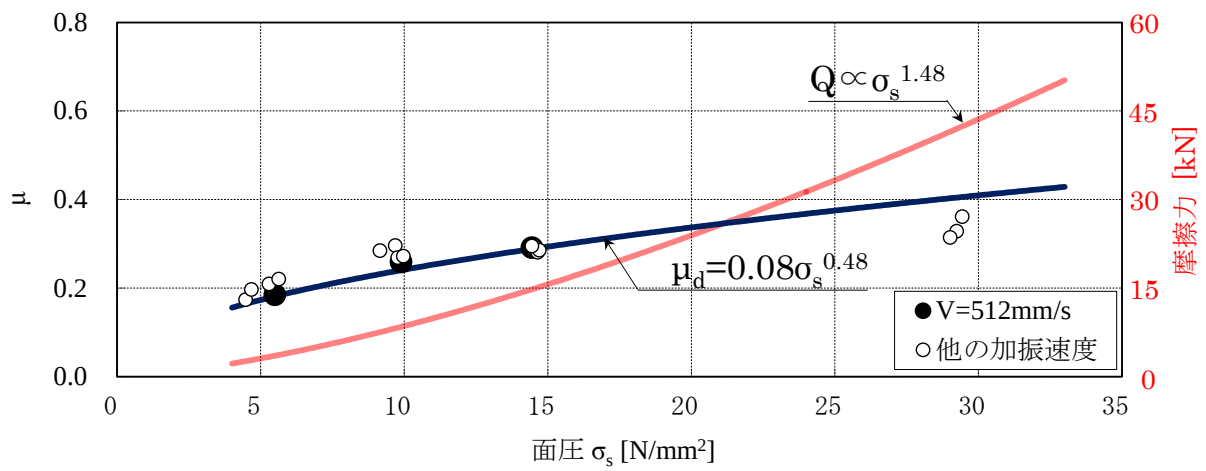


図-2.3.15 SCA-A の摩擦特性

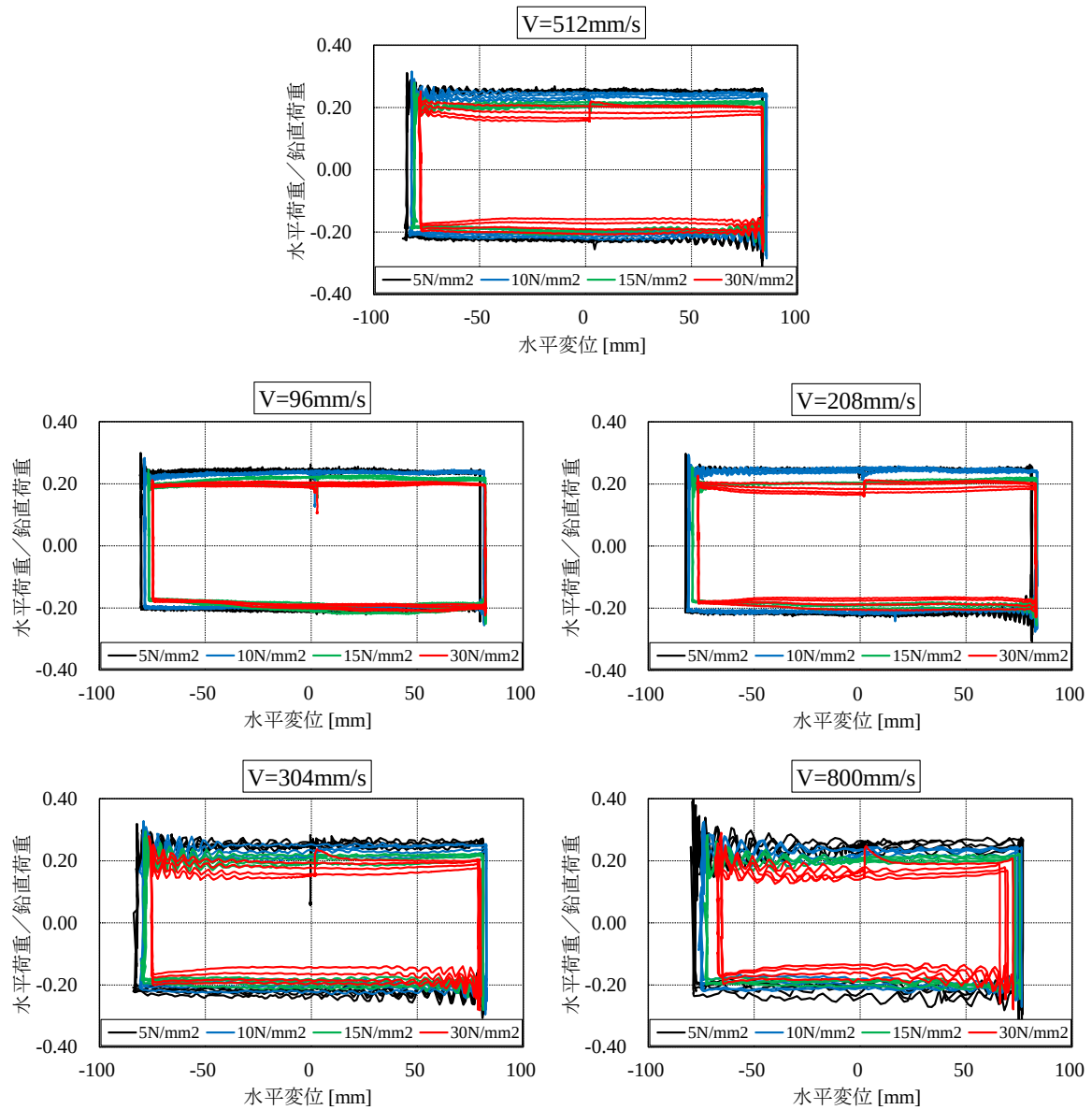
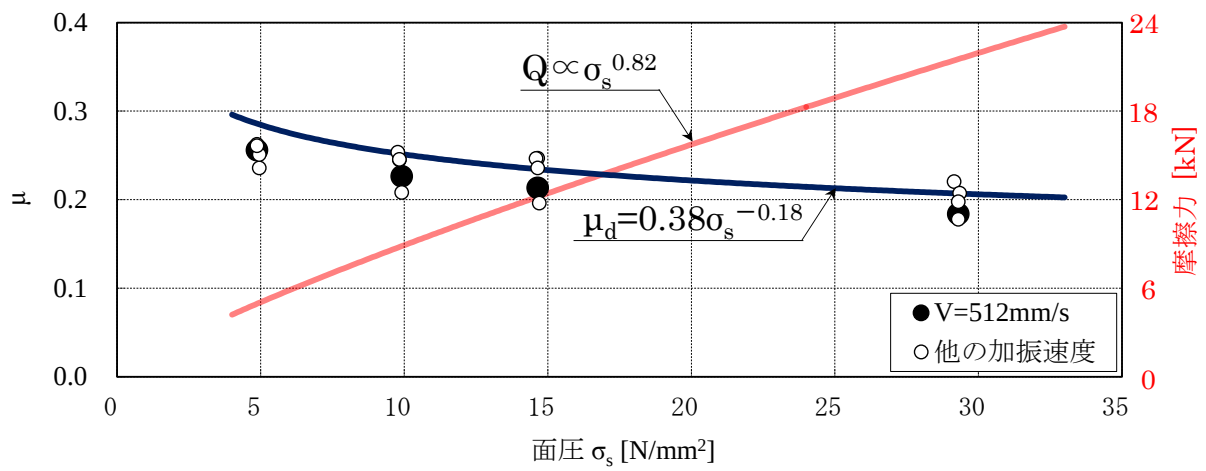


図-2.3.16 SCA-B の摩擦特性

2.4 まとめ

本章では、従来型の LRB にすべり機構を直列配置した新しい積層ゴム支承 FSLRB を提案した。設計想定を超える地震動に対して、従来よりも高い安全余裕度を有する免震構造の実現を目指すものであり、最大級の耐震安全性が求められる原子力発電関連施設を始めとする重要建物への適用を想定する。

2.1 節において、FSLRB の概念および構成を述べた。設計レベルの地震動に対しては積層ゴム支承の上下いずれかの端部がボルト接合、他端が摩擦接合の LRB として、従来型 LRB と変わらぬ機能を発揮する。一方、設計レベルを超える地震動に対してはすべり機構部が摺動することにより、ゴムのハードニングや損傷、および上部構造への過度の地震力伝達を防止する。

本提案支承が想定通りに機能し、従来型 LRB よりも高い変形性能を有することを確認するため、FSLRB および LRB の縮小試験体を用いた性能比較実験を実施した。この結果、LRB がせん断歪み約 250% でハードニングを生じ始め、約 500% でせん断破断したのに対し、FSLRB はせん断歪み 500% に相当する水平変位を付与しても何ら問題なく機能することを確認した。

FSLRB の特徴・利点を最大限に活用するためには、せん断歪み 250% 程度までは LRB として機能させ、ゴムがハードニングを開始する直前に摺動を開始することが望ましい。このために必要な最適摩擦係数の定め方を提示した。既往角型 LRB の諸元から最適摩擦係数を算出すると、面圧 $8\sim 10\text{N/mm}^2$ 下において 0.11~0.17 程度となる。

2.2 節では、最適摩擦係数を有する FSLRB を用いる免震建物が従来型 LRB を用いる建物よりも高い耐震安全性を有することを確認するため、質点系モデルの簡易地震応答解析により FSLRB 免震建物モデルと従来型 LRB 免震建物モデルの応答比較を行った。入力地震動の強度は設計レベルの 1.0~1.2 倍、1.25~1.5 倍、1.5~1.8 倍程度の 3 段階である。この結果、最適摩擦係数を有する FSLRB は、設計レベルを超える地震動に対して上部建物の過大応答および免震部材の損傷の両極限事象を回避し、より耐震安全性の高い免震構造を実現可能であることが示された。ただし、免震層の最大変位および残留変位は従来の免震構造に比較して大きくなる傾向がある。従って、擁壁への衝突を回避するためには免震層水平クリアランスを十分に大きく取る必要があり、巨大地震後の余震に対する耐震安全性の確認および残留変位の復旧方法の考案が課題となる。

現実的には、摩擦係数は面圧や速度によって値が変化する。特に上部建物のロッキング動や上下地震動によるすべり面の面圧変動は、地震時に摩擦力が時々刻々と変化する要因となる。2.3 節では入手可能な 12 種類のすべり材の中から、最適値に近い摩擦係数を有し、かつ面圧変動に対して摩擦力の変化が最も小さい材料を選定した。摩擦特性に加え、第 4 章で述べる耐候性・経年変化という免震支承として重要な性能も考慮し、本研究において用いるすべり材として PTFE 系材料と SUS304 ステンレス鋼板（鏡面仕上げ）の組み合わせを選定した。

第2章の参考文献

- 1) Guéraud, R., Noel-Leroux, J.-P., Livolant, M. and Michalopoulos, A.P. : Seismic Isolation Using Sliding-elastomer Bearing Pads, Nuclear Engineering and Design, Vol.84 (3), pp.363-377, 1985.2
- 2) オイレス工業：鉛プラグ挿入型積層ゴム支承 LRB 認定番号：MVBR-0355（認定日：平成 19 年 7 月 23 日）（製品カタログ），2011.1
- 3) 中澤俊幸，吉敷祥一，曲哲，三好新，和田章：免震構造物における耐震安全性の確率論的評価に関する基礎検討，日本建築学会構造系論文集，第 76 巻，第 662 号，pp.745-754, 2011.4
- 4) バウデン，テイバー：個体の摩擦と潤滑，丸善，1961
- 5) 日本免震構造協会：免震部材標準品リスト 2009, 2009.10
- 6) オイレス工業：国土交通省免震材料認定番号 MVBR-0355 別添資料，2007

第3章

FSLRB の免震特性

3.1 目的と実施概要

本章では、第2章で選定したすべり材（PTFE-A）とすべり板（鏡面仕上げの SUS304 ステンレス鋼板）からなるすべり機構部を角型 LRB に直列配置した FSLRB 試験体を用い、動的加振実験および準静的載荷実験により免震支承としての構造性能を確認する。試験体は実験の目的に応じて、角型 LRB 部の外形寸法 $\square$ -200mm $\times$ 200mm から $\square$ -900mm $\times$ 900mm まで様々なサイズのものを用いる。試験体 LRB 部の 2 次形状係数 S_2 は、市販されている既往角型 LRB（表-2.1.3 参照）のうち極端な寸法諸元のものを除いた実用的なものの中から大、小 2 タイプを採用することとし、それぞれの実験目的に応じて選択する。使用する FSLRB 試験体の模式概要（LRB 部外形、2 次形状係数）を図-3.1.1 に示す。

ここで、縮小試験体および実大試験体という表記について整理しておく。FSLRB は原則として市販されている既往の角型 LRB を用いることとし、製品最小外寸である $\square$ -600mm $\times$ 600mm を境界として、これより小さい LRB を用いる FSLRB 試験体を縮小試験体、大きい LRB を用いる FSLRB 試験体を実大試験体と称する。また、縮小試験体の寸法諸元は製品化されている角型 LRB のうちほぼ最大外寸である $\square$ -1,500mm $\times$ 1,500mm を可能な限り一定の縮尺率で忠実に縮小したものとする。

まず 3.2 節では、 $\square$ -414mm $\times$ 414mm ($S_2=7.4$) 縮小試験体の動的加振実験により、FSLRB の基本特性を調査する。第2章に示した FSLRB の机上概念が物理的に実現可能であることの確認を主目的とするものである。3.3 節では、 $\square$ -900mm $\times$ 900mm ($S_2=4.6$) 実大試験体の準静的載荷実験により、圧縮荷重に対する限界性能を確認する。FSLRB は LRB 部のせん断変形に伴う偏心モーメントによって最終的にはすべり面に浮き上がりを生じるため、その限界条件を基に適正使用範囲を規定する。続いて 3.4 節において、 $\square$ -200mm $\times$ 200mm 縮小試験体 ($S_2=4.6$, 7.4 の 2 タイプ) の水平 2 方向同時加振実験を行い、すべり機構部の 2 方向摩擦特性、および LRB 部ねじれ変形の定量評価を行う。3.5 節では、実建物に適用する FSLRB 実機を用いて、前節までに得られた FSLRB の諸特性の妥当性を検証する。試験体は $\square$ -600mm $\times$ 600mm ($S_2=5.1$) 実大試験体、および $\square$ -900mm $\times$ 900mm ($S_2=7.4$) 実大試験体の 2 タイプである。最後に 3.6 節において、得られた全ての摩擦特性データを統合し、FSLRB を実建物に適用する際に重要となる動・静摩擦係数の面圧・速度依存性を考慮した評価式を構築する。

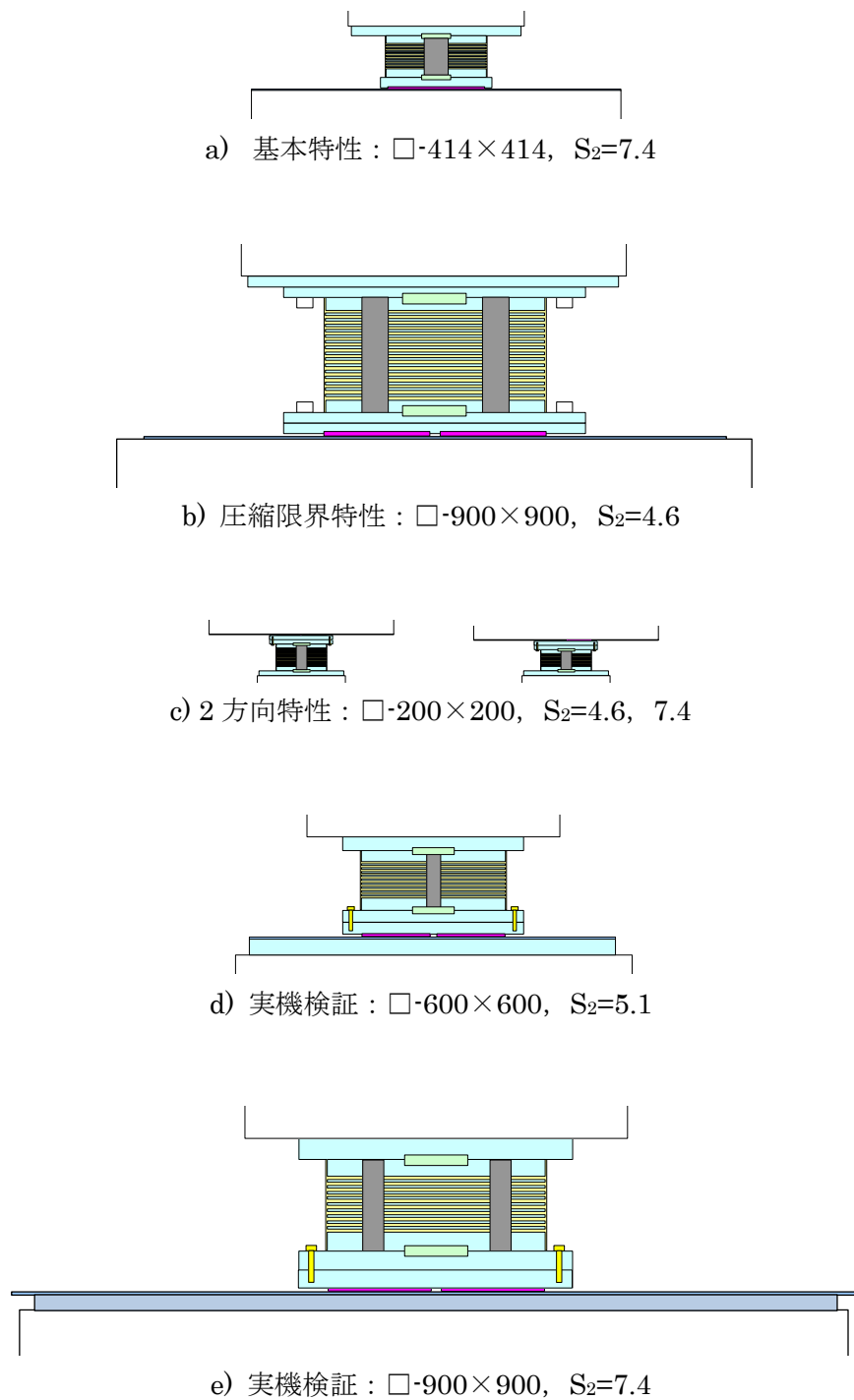


図-3.1.1 FSLRB 試験体の模式概要

3.2 基本特性

第2章ではFSLRBの概念を示し、その水平方向履歴特性が整形なNormal Tri-Linear型となることを前提として、従来型LRBに対する優位性に言及した。本節では、FSLRBの概念や特性が机上の空論に終わることなく、物理的に実現可能なものであることを明らかにするため、FSLRB縮小試験体の動的加振実験による基本特性の確認を行う。

3.2.1 実験概要

LRB部の寸法諸元は既往の角型LRBとしてほぼ最大寸法となる□-1,500mm×1,500mmを実機と想定し、使用する試験機の载荷限界を考慮して縮尺率1/3.63で縮小する。すべり機構部は支圧板、すべり材ホルダー、すべり材およびすべり板の厚さ寸法を除き、LRB部と同じ縮尺率を適用する。試験体の主要寸法および諸元を想定実機と比較して表-3.2.1に示す。試験体の数量はLRB部1体、すべり機構部3組である。なお、製造可能なすべり材の平面寸法が□-500mm×500mm程度に限られることから、実機は9枚のすべり材を並列配置するものと想定している。

表-3.2.1 試験体の寸法諸元

LRB 部		
	想定実機	縮小試験体
ゴム材料	天然ゴム (NR)	
ゴムせん断弾性率	0.392N/mm ²	
ゴム平面寸法 (面取)	□-1,500mm×1,500mm (C100)	□-414mm×414mm (C25)
鉛プラグ径×本数	Φ-165mm×4	Φ-99mm×1
ゴム層厚×層数=総厚	7.00mm×29=203mm	1.93mm×29=56mm
中間鋼板厚	4.3mm	1.6mm
形状係数 S_1 / S_2	55 / 7.4	
初期剛性 ($\gamma=1.0$ 相当)	56.3kN/mm	15.6kN/mm
降伏後剛性 ($\gamma=1.0$ 相当)	4.33kN/mm	1.20kN/mm
降伏荷重 ($\gamma=1.0$ 相当)	682kN	61kN
すべり機構部		
	想定実機	縮小試験体
すべり材料	PTFE-A	
すべり材平面寸法×枚数	□-485mm×485mm (R20)×9	□-414mm×414mm (R20)×1
すべり材厚さ	8mm	
すべり板平面寸法	設計条件による	□-1,525mm×900mm
すべり板厚さ	6mm	

試験体の模式断面を図-3.2.1 に示す。支圧板とすべり材ホルダーの間はボルト接合となっており、計 3 組のすべり機構部（すべり材ホルダー、すべり材、すべり板）を 1 体の LRB 部に順次付け替えることにより、FSLRB すべり機構部 3 組分の実験データを取得する。

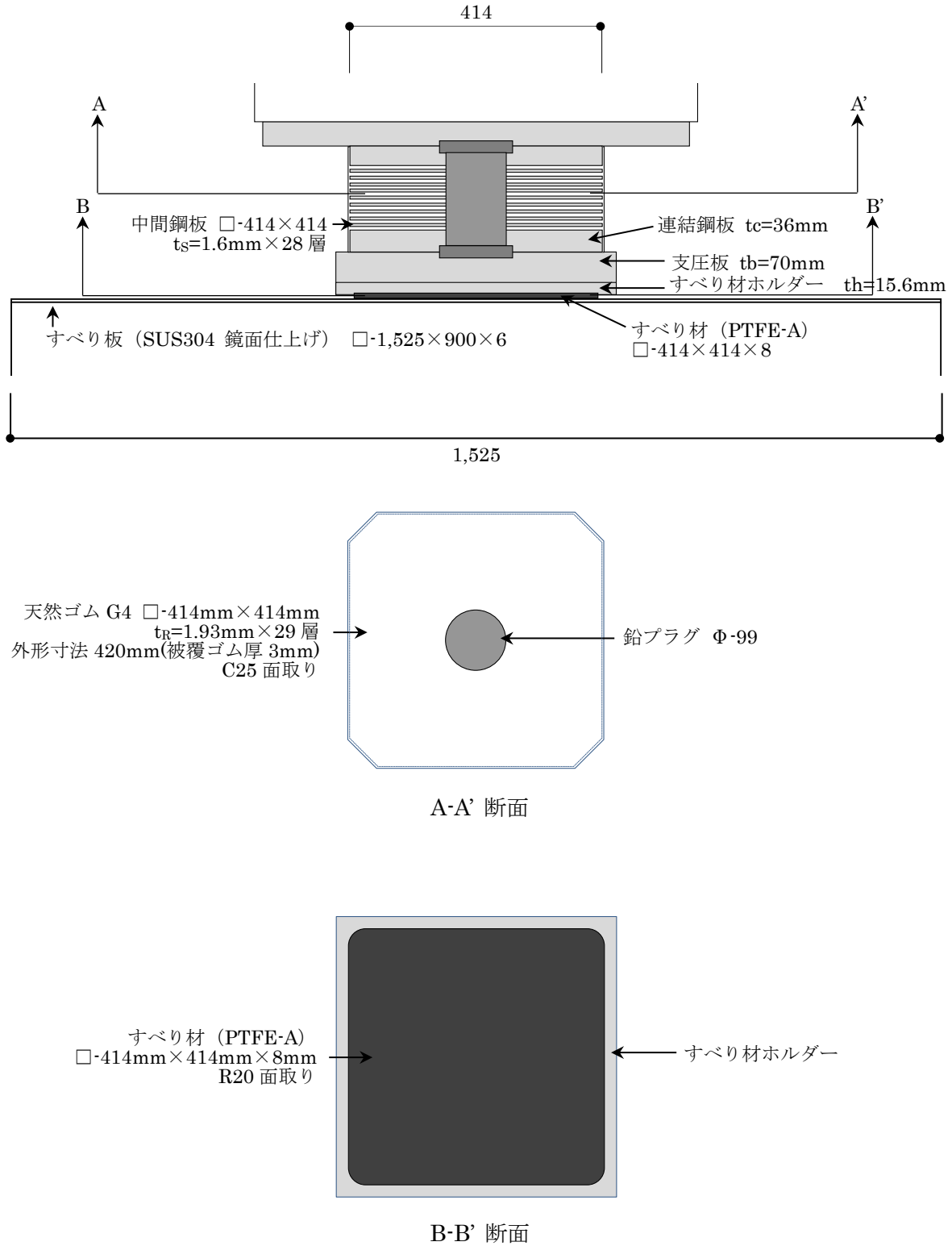


図-3.2.1 試験体の模式断面

試験機はオイレス工業足利事業所内の 3MN 3 軸動的加振試験機を用いる。試験機の諸元を表-3.2.2 に、外観を図-3.2.2 にそれぞれ示す。

表-3.2.2 試験機の諸元

項目	諸元
鉛直方向最大荷重	圧縮 3MN, 引張 1MN
鉛直変位	$\pm 200\text{mm}$
鉛直最大振動数	2Hz (速度 100mm/s 以下)
水平方向加振力	$\pm 700\text{kN}$
水平変位	$\pm 500\text{mm}$
水平最大振動数	4Hz (速度 2,000mm/s 以下)
テーブル寸法	W1,500×D1,000×H600mm



図-3.2.2 試験機の外観

計測項目は鉛直荷重・変位，水平荷重，FSLRB 全体の水平変位，LRB 部の水平変位，LRB ゴム表面温度・摩擦材内部温度・すべり板裏面温度・雰囲気温度の計 9 項目とする。計測項目を表 3.2.3 に，計測概要を図 3.2.3 にそれぞれ示す。

表-3.2.3 計測項目

Ch.	記号	計測項目	計測機器
1	Fv	鉛直荷重	試験機内蔵ロードセル
2	Dv	鉛直変位	試験機内蔵変位計
3	Fh	水平荷重	試験機内蔵ロードセル
4	Dh	FSLRB 全体水平変位	レーザー変位計
5	D _{LRB}	LRB 部水平変位 (2 点平均)	巻き取り式ワイヤー変位計
6	T _{LRB}	LRB 部表面温度	熱電対
7	T _{Slider}	すべり材内部温度	
8	T _{SUS}	すべり板裏面温度	
9	T _{amb}	雰囲気温度	

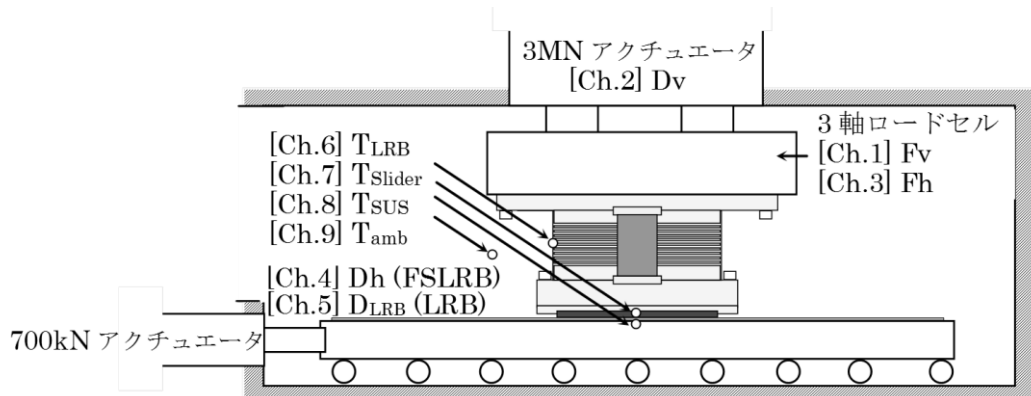


図-3.2.3 計測概要

加振条件を表-3.2.4 に示す。すべり機構部 3 組 (i=1~3) に対し、各々すべり面面圧 $\sigma_s=5, 10, 15\text{N/mm}^2$ 下において加振速度 $V=8\sim 640\text{mm/s}$ の三角波加振を行う。各加振はすべり板裏面温度が 25°C 以下となるまで冷却した後実施する。

表-3.2.4 加振条件

実験 No.	面圧 [N/mm ²]	鉛直荷重 [kN]	水平載荷 (三角波)			加振回数
			振動数[Hz]	速度[mm/s]	振幅[mm]	
i-00	5	855	0.05	80	± 400	20(ならし)
i-01			0.005	8		
i-02			0.01	16		
i-03			0.025	40		
i-04			0.05	80		
i-05			0.10	160		
i-06			0.20	320		
i-07			0.40	640		
i-08	10	1,710	0.005	8	± 400	4
i-09			0.01	16		
i-10			0.025	40		
i-11			0.05	80		
i-12			0.10	160		
i-13			0.20	320		
i-14			0.40	640		
i-15	15	2,565	0.005	8	± 400	4
i-16			0.01	16		
i-17			0.025	40		
i-18			0.05	80		
i-19			0.10	160		
i-20			0.20	320		
i-21			0.40	640		
i-22	5	855	0.01	16		

i (=1~3) は試験体 (すべり機構部) No.を表す

一般に、すべり支承は繰り返し摺動に伴ってすべり面温度が上昇し、摩擦係数が低下していく特徴を有している¹⁾など。一方、FSLRB がすべりを生じる機会は設計想定を超える巨大地震時に限られるため、すべり出しから摺動初期における摩擦特性の評価が重要である。以上に鑑み、本章における摩擦係数の算出は図-3.2.4 に示す方法による。なお上記理由により、試験体と試験機の上に特に断熱処理は施しておらず、これは本章で実施する全実験に共通である。

- ・動摩擦係数 μ_d ：すべり機構部の水平履歴における 1 加振目の負切片荷重と 2 加振目の正切片荷重を各々同時刻の鉛直荷重で除した値の絶対値平均
- ・静摩擦係数 μ_s ：FSLRB の水平履歴における 1 加振目・正加振時の最大水平荷重を同時刻の鉛直荷重で除した値

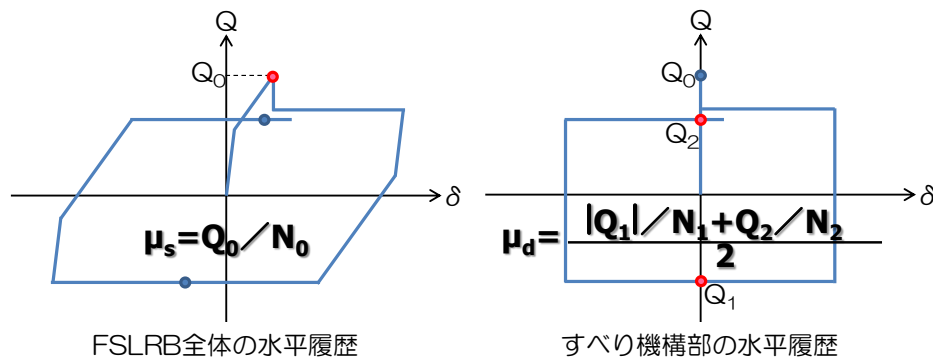


図-3.2.4 摩擦係数の定義

得られた動・静摩擦係数には温度による補正を掛ける。式(3.2.1)に示す温度補正式¹⁾は、それぞれ室温 -20 、 0 、 20 、 40°C に維持された恒温室内において本すべり機構部の縮小試験体（すべり材寸法 $\phi\cdot 100\text{mm}\times 8\text{mm}$ ）の動的加振実験を行って得たものである。この補正式を用い、各実験の加振開始時におけるすべり板裏面温度を実験時の温度 $T^{\circ}\text{C}$ とし、これを 20°C における摩擦係数に変換する。本章で示す摩擦係数は断りのない限り全て、温度 $T=20^{\circ}\text{C}$ 相当に変換した値を示すものとする。

$$\mu(20^{\circ}\text{C}) = \mu(T^{\circ}\text{C}) / (1.05 - 2.5 \cdot 10^{-3}T) \quad \dots(3.2.1)$$

3.2.2 実験結果

水平履歴

実験 No.01～21 の水平方向履歴を図-3.2.5～3.2.7 に示す。図は FSLRB 全体の履歴および LRB 部の履歴を重ねて示している。この結果より、FSLRB の履歴は LRB 部の Bi-Linear 特性とすべり機構部の剛すべり特性を直列した整形な Tri-Linear 形状を示すこと、面圧および加振速度の増大とともに履歴面積が大きくなり、その変化は特に低面圧・低速度域で大きいこと、すべり機構部 3 組の摩擦特性ばらつきが非常に小さいことが分かる。 $\sigma_s=10\text{N/mm}^2$ では LRB 部にハードニング特性が現れる前にすべりを開始する。 $\sigma_s=15\text{N/mm}^2$ では加振速度が速い場合に LRB 部が僅かにハードニング領域に達しているものの、ゴムがせん断破断するような大きな歪みは生じていない。以上より、すべり面の標準面圧を $\sigma_s=10\text{N/mm}^2$ 程度に設定し、地震時に過度の軸力変動を生じない部位に適用するという条件を課すことによって、第2章で述べた FSLRB の概念は実現可能であると考ええる。

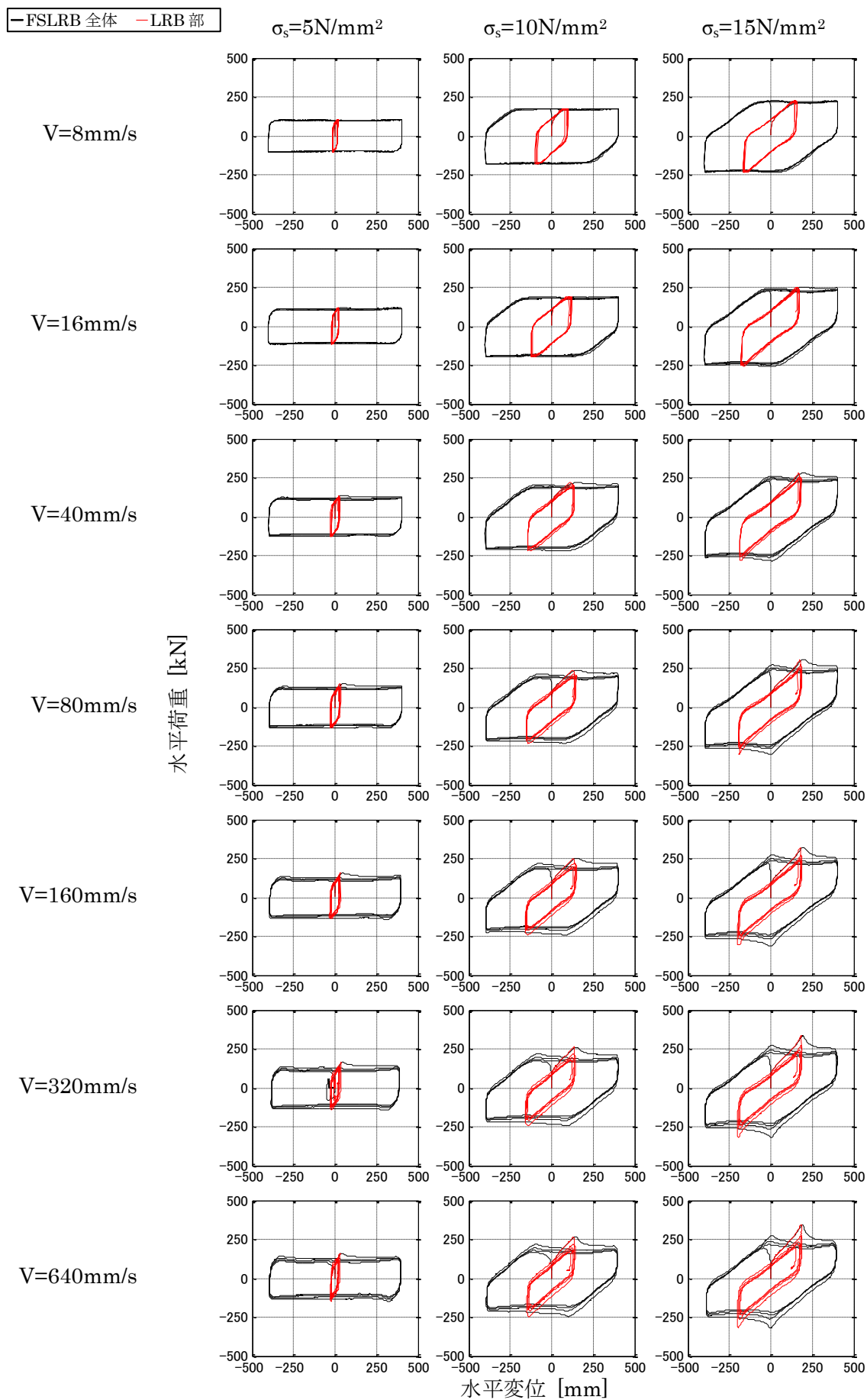


図-3.2.5 水平方向の履歴特性（試験体 No.1）

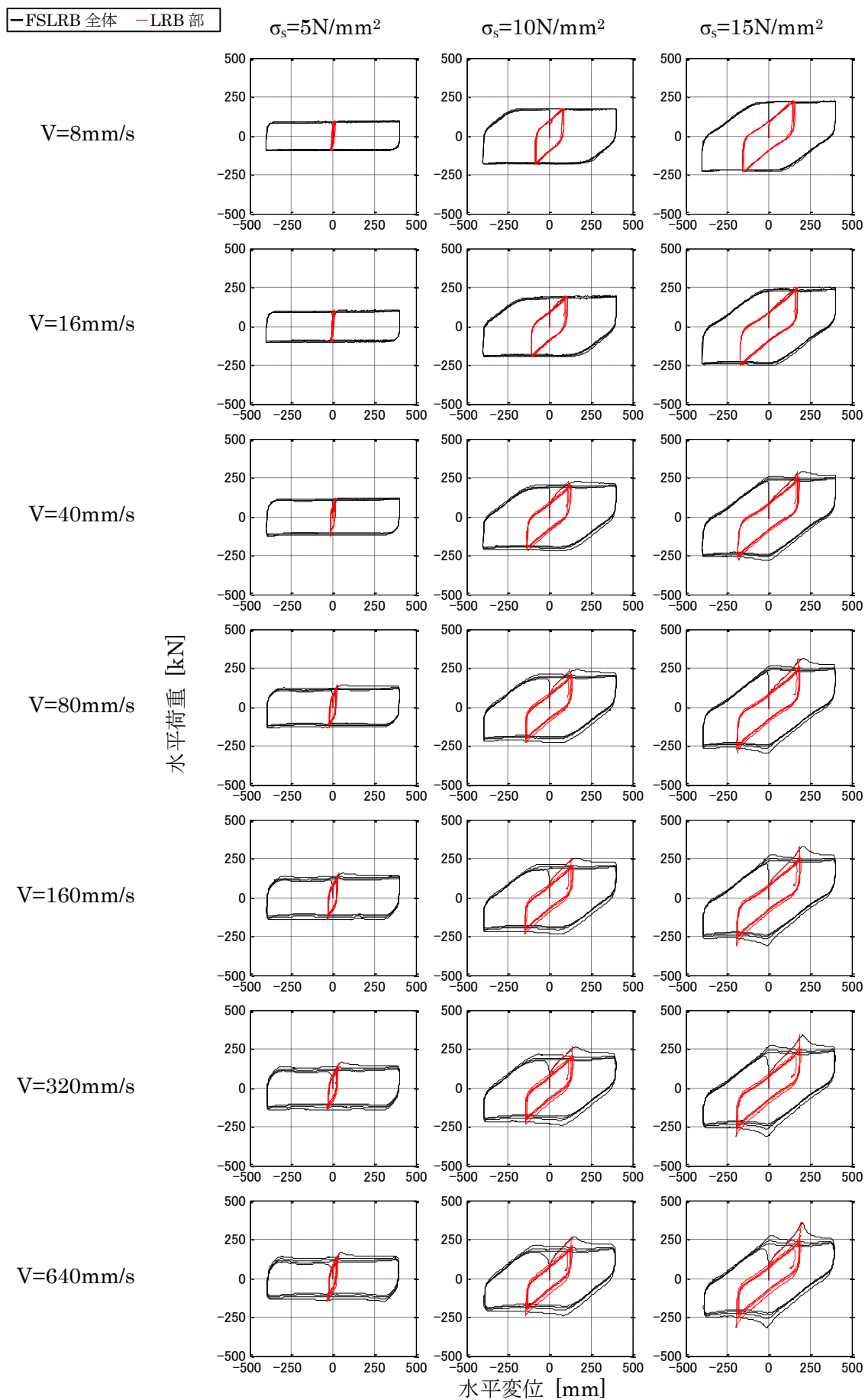


図-3.2.6 水平方向の履歴特性 (試験体 No.2)

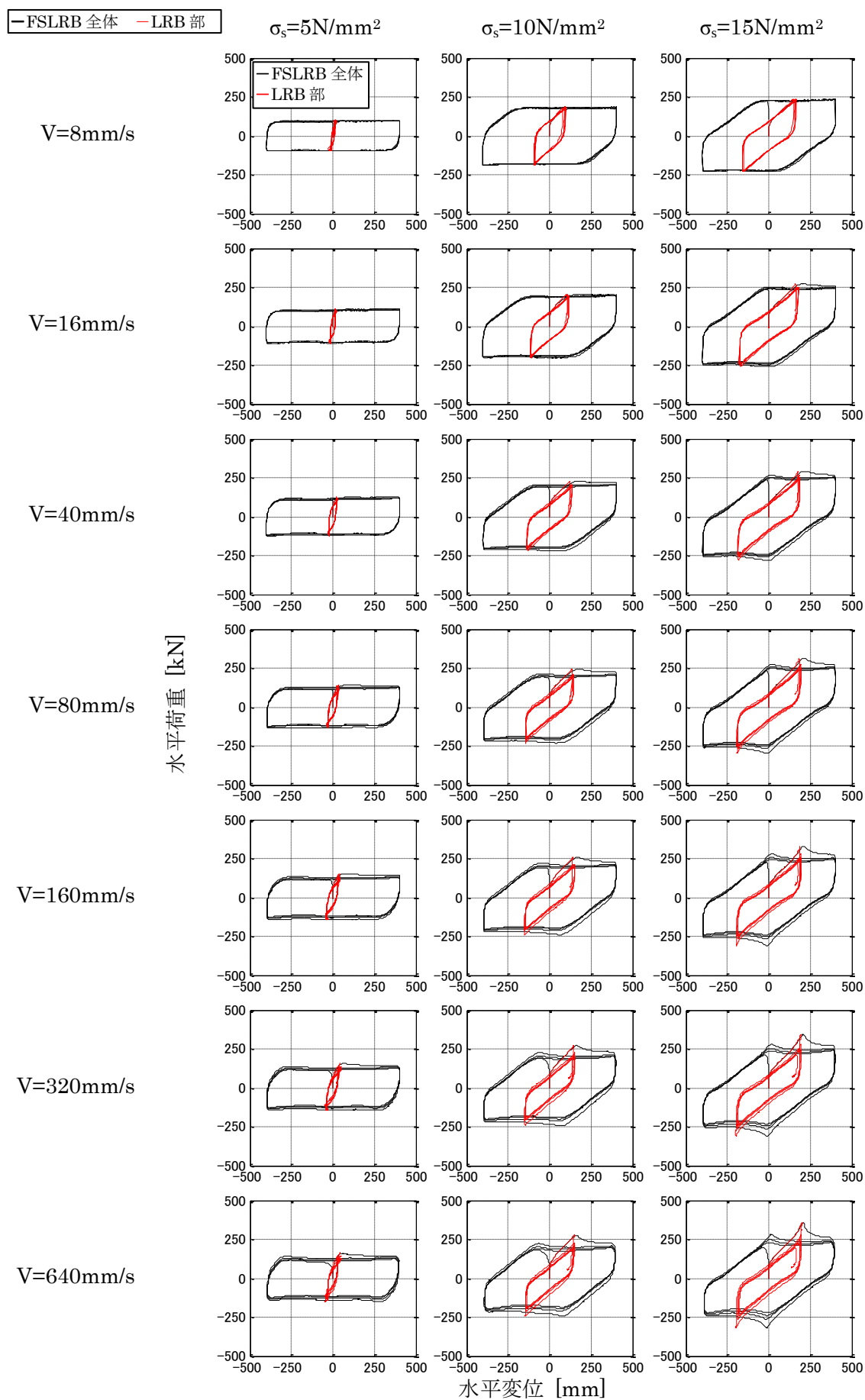


図-3.2.7 水平方向の履歴特性 (試験体 No.3)

動摩擦係数 μ_d

面圧 σ_s 、速度 V と μ_d の関係を図-3.2.8に示す。 $V=160\text{mm/s}$ 付近を境界として、これより低速度域では速度による μ_d の変化が大きいのにに対し、高速度域では速度に関わらずほぼ一定の値となっている。本実験結果をもとに、面圧・速度依存性を考慮した μ_d の評価式を式(2.3.1)の形式に則って同定する。まず $160\text{mm/s} \leq V$ の μ_d 一定領域における面圧依存性を評価すると、 $\alpha = 0.32$ 、 $\beta = 0.42$ と定まる。次に、 $V < 160\text{mm/s}$ では速度の増加とともに μ_d が急激に大きくなり、これより高速度域では速度に関わらず一定の μ_d を示す特性を表現可能な評価式を同定する。以上の過程により、 $\square$ -414mm $\times$ 414mmFSLRB縮小試験体の摩擦特性は式(3.2.2)の通りに定まる。図-3.2.8には式(3.2.2)をあわせて示してあり、実験結果を精度よく評価できていることが分かる。

高速 ($160\text{mm/s} \leq V$) のとき

$$\mu_d = 0.32\sigma_s^{-0.42}$$

低速 ($V < 160\text{mm/s}$) のとき

$$\mu_d = 0.32\sigma_s^{-0.42} - 0.0874\sigma_s^{-1.087} \cdot \ln(160/V)$$

}... (3.2.2)

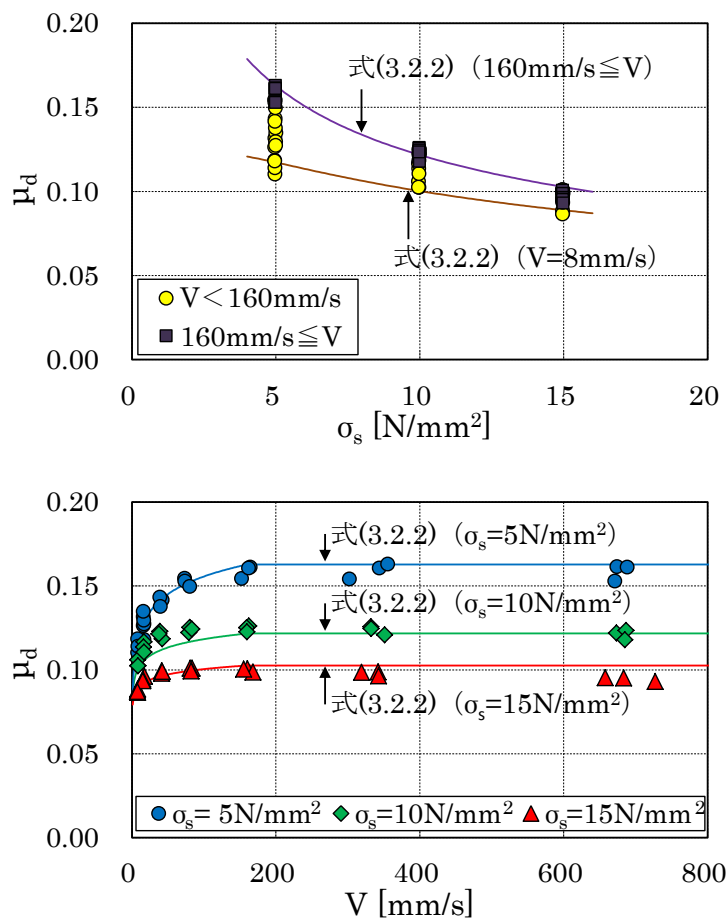


図-3.2.8 動摩擦係数の面圧・速度依存性と暫定評価式

しかしながら、ここで1つの大きな疑問が生じる。全く同一材料のすべり材とすべり板の組み合わせであるにも拘らず、2.3.2 項に示した□-60mm×60mm すべり機構部単体の摩擦特性と、本節で実施した□-414mm×414mm FSLRB 試験体の摩擦特性が大きく異なっているのである。 $\beta = 0.42$ は共通であるが、前者の $\alpha=0.40$ に対して後者は $\alpha=0.32$ であり、LRB 部を直列に配置することによって動摩擦係数が20%も低下する結果となっている。この原因として以下の3点が推測される。

そもそも第1に、クーロンの法則として知られる経験則により、摩擦係数は見かけの面圧に関係しないことが知られている²⁾。一見平滑な面どうしの接触であってもミクロに見れば双方ともに凹凸を有しており、接触部と非接触部が混在するためである。従って、摩擦係数と面圧の関係式(2.3.1)における面圧も、本来は鉛直荷重を真の接触面積で除したものである。しかしながら、真の面圧の定量把握は現実的には不可能であり、従来の建築用すべり支承における摩擦係数は見かけの面圧、すなわち鉛直荷重を全すべり材面積で除した平均面圧を用いて便宜的に評価している。本研究においても従来の考え方に倣い、これまで平均面圧を用いて摩擦係数の同定を行ってきた。

第2に、LRB 部を直列配置する FSLRB は、すべり機構部の摺動時に LRB 部が大きくせん断変形している。図-3.2.9 に示すように、すべり材のうち鉛直荷重を支持する受圧面積は LRB 部を上下方向に投影したときのゴム部の重複面積であると考えられるならば、すべり面の面圧は鉛直荷重をすべり材全受圧面積で除した平均面圧よりも大きくなり、その増加率は高面圧ほど大きくなるはずである。

第3に、すべり機構部に直列配置する LRB 部は当然のことながら剛体ではなく面外に柔性を有している。従って、鉛直荷重を載荷することにより LRB 部が中心部から外端部に向かうほど反り上がるような形で面外に変形し、すべり面の面圧が均等ではなく分布形を形成するものと考えられる。この面圧分布の偏在は、LRB 部の面外剛性が小さいほど、言い換えれば2次形状係数が小さいほど顕著に現われるものと推測される。

以上に鑑み、本節で同定した FSLRB の動摩擦係数評価式(3.2.2)は、現時点では暫定評価式扱いとする。この後3.3節から3.5節で言及する様々な FSLRB の実験データを加え、3.6節においてすべり面の平均面圧と実効面圧の関係について検討を行い、改めて動摩擦係数の評価式を同定することとする。

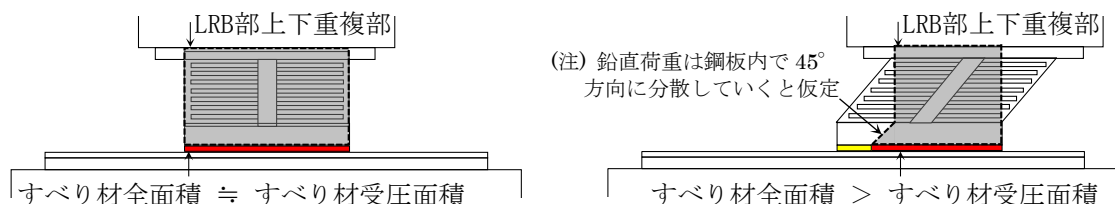


図-3.2.9 LRB 部のせん断変形に伴うすべり材受圧面積の減少

静摩擦係数 μ_s

σ_s , V と μ_s の関係を図-3.2.10 に示す。 μ_d に比べて低速度域における値の変化が大きいものの、概ね $V=320\text{mm/s}$ より高速度域では摺動速度に関わらずほぼ一定の値を示す。面圧による値の変化は μ_d に比べて緩やかである。これらの実験結果、および動摩擦係数と静摩擦係数ではすべりの発生メカニズムが異なる 2) ことから、 μ_d とは別に新たに定数 α , β および速度依存性を同定する。同定手順は μ_d と同様である。図-3.2.10 にあわせて示す通り、得られた式(3.2.3)は μ_s の面圧・速度依存性を精度よく評価できていることが分かる。ただし μ_d について述べたのと同様の理由により、本式はひとまず暫定扱いとし、3.6 節において改めて評価を行うものとする。

高速 ($320\text{mm/s} \leq V$) のとき

$$\mu_s = 0.29\sigma_s^{-0.26}$$

低速 ($V < 320\text{mm/s}$) のとき

$$\mu_s = \{0.112 + 0.031\ln(V)\} \cdot \sigma_s^{-0.26}$$

} ... (3.2.3)

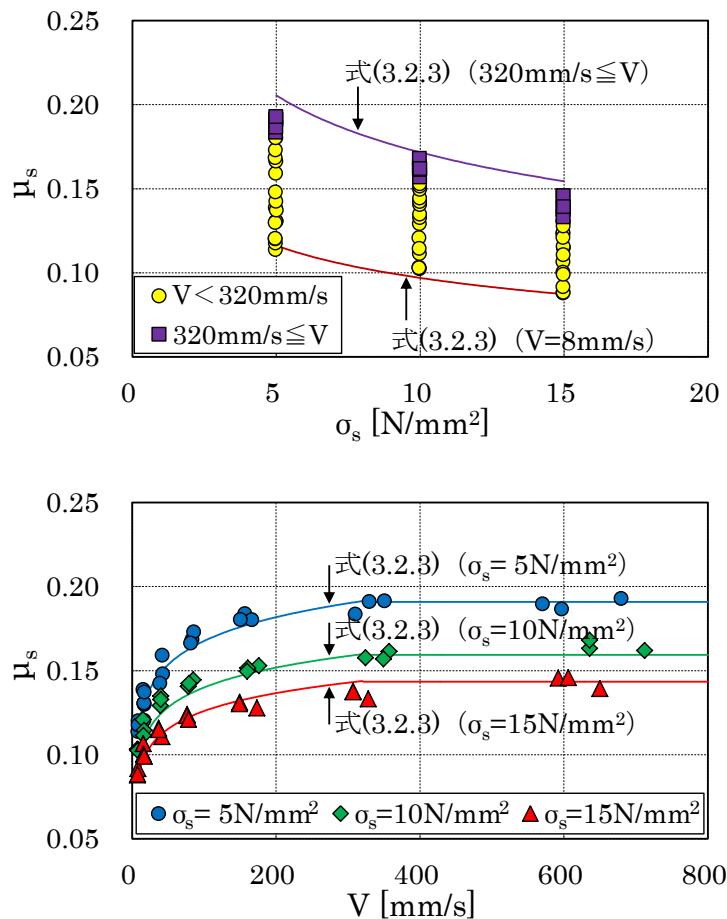


図-3.2.10 静摩擦係数の面圧・速度依存性と暫定評価式

摩擦特性の耐久性

すべり機構部全3組について、同一条件の実験である No.02 と No.22 の水平履歴を比較して図-3.2.11 に示す。両実験の間に行った実験 No.03～21 により、すべり機構部の総摺動距離は約 90m に達している。 μ_d の変化は-4～+10%程度の微増減に留まっており、この程度の総摺動距離であれば、FSLRB の摩擦特性に大きな影響を及ぼすことはないものと判断する。

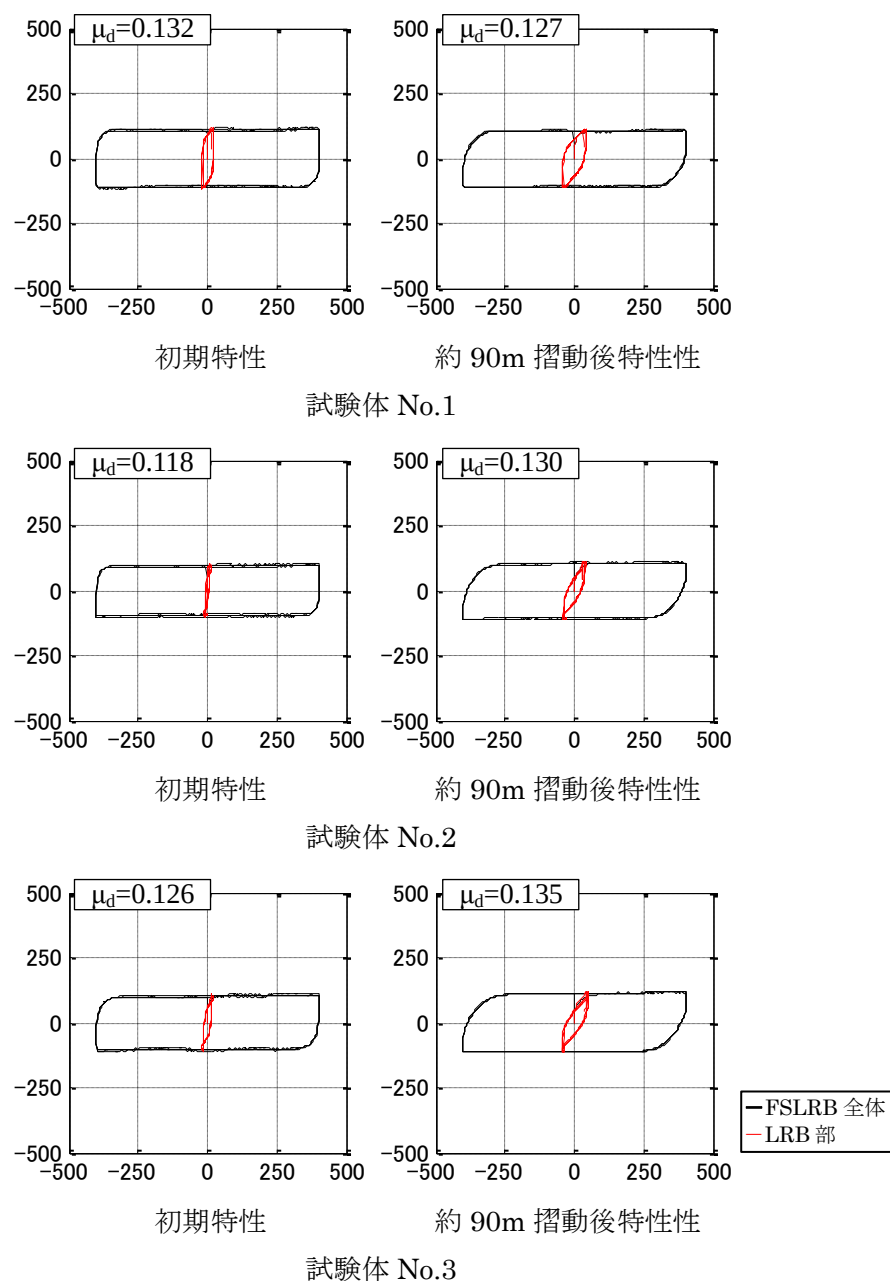


図-3.2.11 摩擦特性の安定性

3.2.3 まとめ

机上での概念および性能検討に留まっていた FSLRB について、免震支承としての実現性を確認するため、 $\square$ -414mm $\times$ 414mmFSLRB 縮小試験体の動的加振実験を実施した。得られた知見を以下にまとめる。これらの結果より、FSLRB は免震支承として実用化可能なポテンシャルを有しているものと判断する。

水平履歴

$\sigma_s=10\text{N/mm}^2$ 程度以下であれば、一定面圧下において整形な Tri-Linear 形状を示すこと、そのばらつきは非常に小さいことが分かった。LRB 部にハードニング特性を生じさせないためには、すべり面の長期面圧を $\sigma_s=10\text{N/mm}^2$ 程度に設定し、地震時に過度の軸力変動を生じない部位に適用する必要がある。

摩擦係数の面圧・速度依存性

動摩擦係数、静摩擦係数ともに、概ね面圧のべき乗に比例して低下すること、速度とともに急激に増大するが、ごく低速度域を除く現実的な摺動速度域においては概ね一定となることが確認された。これらの面圧・速度依存性を考慮した摩擦係数の評価式を同定した。ただし、2.3.2 項に示した $\square$ -60mm $\times$ 60mm すべり機構部縮小試験体の実験結果を基に同定した評価式とは整合しなかった。この点については 3.6 節で再度検討することとする。

すべり機構部の耐久性

累積摺動距離約 90m を経た後の水平履歴は初期状態に比べて大きく変化することはなく、長距離摺動後も安定した摩擦特性を保持することが分かった。

3.3 圧縮限界特性

従来型の LRB はフランジを介して上下とも建物躯体にボルトで緊結されるのに対し、FSLRB のすべり面側はすべり板上にすべり材が面接触しているのみである。従って、地震時の LRB 部せん断変形に伴う偏心モーメント ($P\delta + QH$ モーメント) により、最終的にはすべり材が部分的にすべり面から浮き上がることが予想される。本節では、すべり面に浮き上がりを生じる条件を実験により把握し、FSLRB の限界使用条件の評価を行う。

3.3.1 実験概要

実験目的および使用する試験機の载荷限界に鑑み、 $\square$ -900mm $\times$ 900mm 実大試験体を用いる。また、LRB 部は 2 次形状係数 S_2 が小さいほど面外剛性が低く、すべり面の浮き上がりを生じやすいと考えられることから、すべり面の浮き上がりに対して安全側の評価となるよう、現実的な使用条件の中でほぼ最小である $S_2=4.6$ タイプを採用する。試験体の寸法および諸元を想定実機と比較して表-3.3.1 に示す。試験体の数量は LRB 部 1 体、すべり機構部 3 組である。

表-3.3.1 試験体の寸法諸元

LRB 部		
	想定実機	実大試験体
ゴム材料	天然ゴム (NR)	
ゴムせん断弾性率	0.392N/mm ²	
ゴム平面寸法 (面取)	$\square$ -1,500mm $\times$ 1,500mm (C100)	$\square$ -900mm $\times$ 900mm (C100)
鉛プラグ径 $\times$ 本数	Φ -165mm $\times$ 4	Φ -100mm $\times$ 4
ゴム層厚 $\times$ 層数=総厚	7.00mm $\times$ 29=203mm	5.80mm $\times$ 34=197.2mm
中間鋼板厚	4.3mm	4.3mm
形状係数 S_1 / S_2	55 / 7.4	41 / 4.6
初期剛性 ($\gamma=1.0$ 相当)	56.3kN/mm	20.5kN/mm
降伏後剛性 ($\gamma=1.0$ 相当)	4.33kN/mm	1.58kN/mm
降伏荷重 ($\gamma=1.0$ 相当)	682kN	250kN
すべり機構部		
	想定実機	実大試験体
すべり材料	PTFE-A	
すべり材平面寸法 $\times$ 枚数	$\square$ -485mm $\times$ 485mm (R20) $\times$ 9	$\square$ -435mm $\times$ 435mm (R20) $\times$ 4
すべり材厚さ	8mm	
すべり板平面寸法	設計条件による	$\square$ -2,200mm $\times$ 2,000mm
すべり板厚さ	6mm	

試験体の模式断面を図-3.3.1 に示す。支圧板とすべり材ホルダーの間はボルト接合となっており、計 3 組のすべり機構部（すべり材ホルダー、すべり材、すべり板）を 1 体の LRB 部に順次付け替えることにより、FSLRB すべり機構部 3 組分の実験データを取得する。

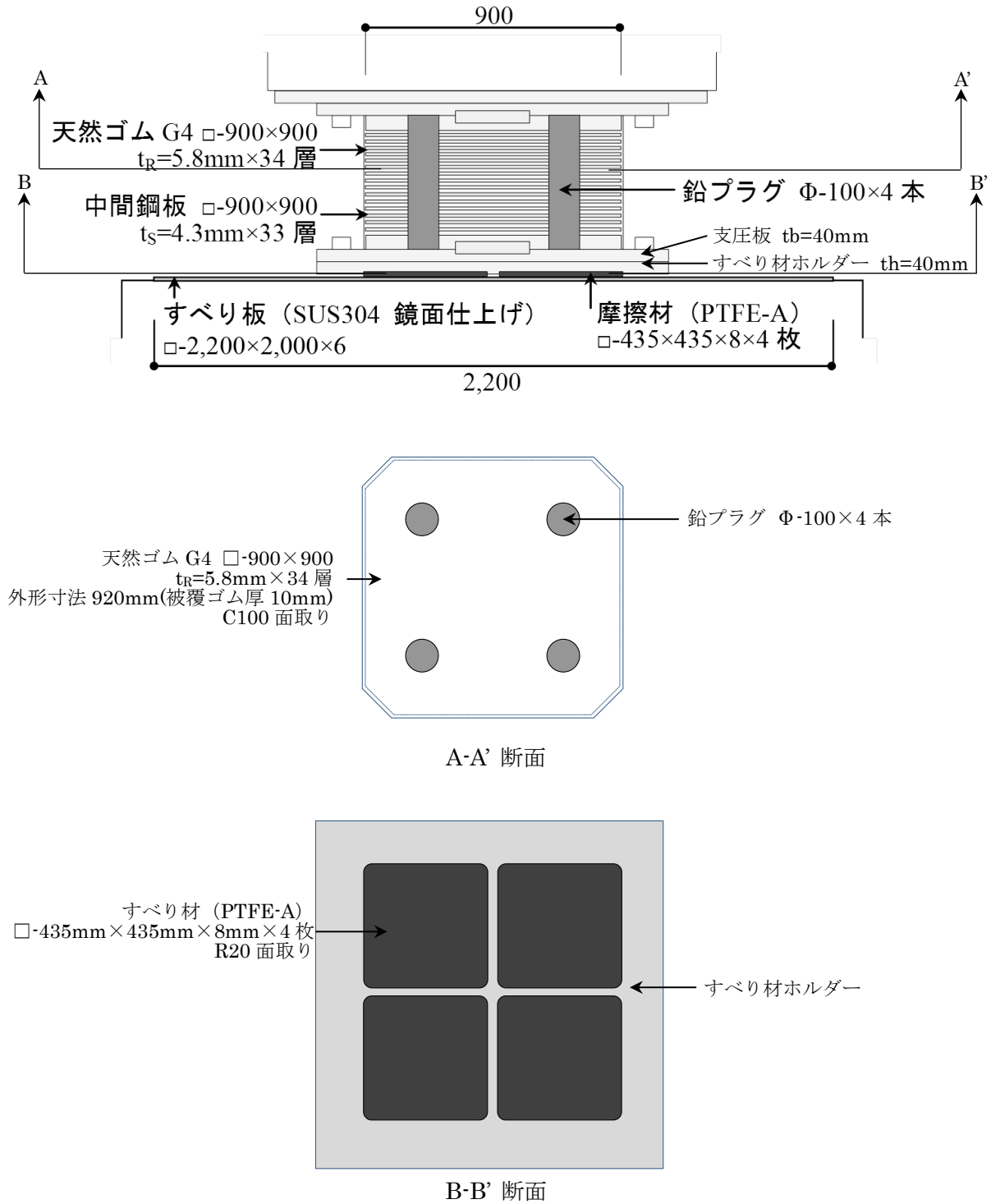


図-3.3.1 試験体の模式断面

試験機はオイレス工業足利事業所内にある 40MN 2 軸出荷試験機を用いる。試験機の諸元を表-3.3.2 に、外観を図-3.3.2 にそれぞれ示す。

表-3.3.2 試験機の諸元と外観

項目	諸元
鉛直方向最大荷重	圧縮 40MN
水平方向加振力	$\pm 10\text{MN}$
水平変位	$\pm 800\text{mm}$
水平最大速度	15mm/s



図-3.3.2 試験機の外観

計測項目は鉛直荷重，水平荷重，FSLRB 全体の水平変位，LRB 部の水平変位，すべり板裏面温度・雰囲気温度の計 6 項目である。計測項目を表-3.3.3 に，計測概要を図-3.3.3 にそれぞれ示す。

表-3.3.3 計測項目

Ch.	記号	計測項目	計測機器
1	F _v	鉛直荷重	試験機内蔵ロードセル
2	F _h	水平荷重	
3	D _h	FSLRB 全体水平変位	レーザー変位計
4	D _{LRB}	LRB 部水平変位 (2 点平均)	巻き取り式ワイヤー変位計
5	T _{SUS}	すべり板裏面温度	熱電対
6	T _{amb}	雰囲気温度	

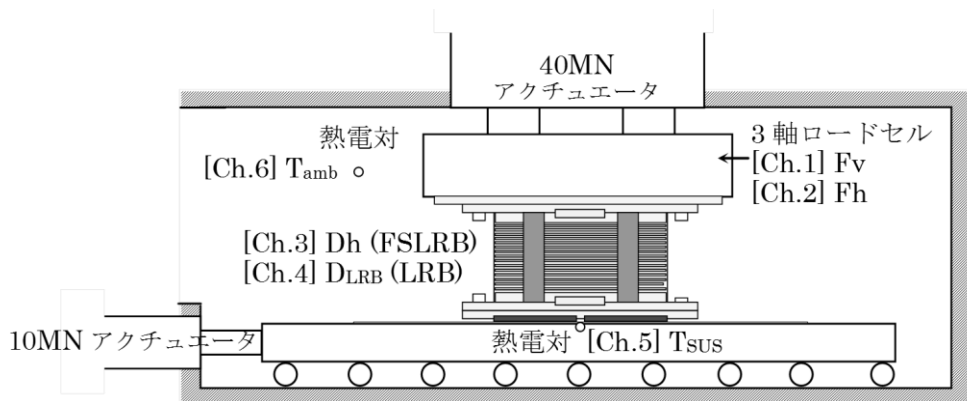


図-3.3.3 計測概要

載荷条件を表-3.3.4 に示す。試験体 3 体（すべり機構部 3 組）に対し、高面圧の載荷ケースでは少しずつ異なる条件を付与する。

表-3.3.4 載荷条件

試験体 No.1

実験 No.	面圧 [N/mm ²]	鉛直荷重 [MN]	水平載荷（三角波）		
			速度[mm/s]	振幅[mm]	載荷回数
1-0	5.0	3.78	15	±700mm	4
1-1	2.5	1.89		±600mm	
1-2	5.0	3.78			
1-3	7.5	5.67			
1-4	10	7.56			
1-5	20	15.11		±700mm	
1-6	30	22.67			
1-7	5.0	3.78			

試験体 No.2

実験 No.	面圧 [N/mm ²]	鉛直荷重 [MN]	水平載荷（三角波）		
			速度[mm/s]	振幅[mm]	載荷回数
2-0	5.0	3.78	15	±700mm	4
2-1	2.5	1.89		±600mm	
2-2	5.0	3.78		±700mm	
2-3	7.5	5.67			
2-4	10	7.56			
2-5	20	15.11			
2-6	30	22.67			
2-7	5.0	3.78			

試験体 No.3

実験 No.	面圧 [N/mm ²]	鉛直荷重 [MN]	水平载荷（三角波）		
			速度[mm/s]	振幅[mm]	载荷回数
3-0	5.0	3.78	15	±700mm	4
3-1	2.5	1.89		±600mm	
3-2	5.0	3.78		±700mm	
3-3	7.5	5.67			
3-4	10	7.56			
3-5	15	11.33			
3-6	30	22.67			
3-7	5.0	3.78			

3.3.2 実験結果

水平履歴

実験 No.1-1～6, No.2-1～5 および No.3-1～5 の水平方向履歴を図-3.3.4 に示す。図は FSLRB 全体の履歴および LRB 部の履歴を重ねて示している。また、同実験 No.におけるすべり機構部の水平履歴を図-3.3.5 に示す。縦軸に示す摩擦係数は温度補正を行う前の値であり、時々刻々の水平荷重を同時刻の鉛直荷重で除したものである。

$\sigma_s=10\text{N/mm}^2$ 以下の載荷条件では、3.2 節に示した□-414mm×414mm 縮小試験体の動的加振実験結果と同様、LRB 部の Bi-Linear 特性とすべり機構部の剛すべり特性が直列した整形な Tri-Linear 型の履歴を描いており、3 体の試験体の摩擦特性ばらつきは非常に小さく安定している。 $\sigma_s=15\text{N/mm}^2$ での載荷は 1 体のみであるが、やはり整形な Tri-Linear 型形状を維持している。これ以上の高面圧になると、 $\sigma_s=20\text{N/mm}^2$ の載荷では試験体 No.1 と No.2 の履歴形状が大きく異なるなど安定を欠くようになり、 $\sigma_s=30\text{N/mm}^2$ の載荷ではゴムが過度のハードニングを生じている。従って、FSLRB の実用化に当たっては、適正使用限界を $\sigma_s=15\text{N/mm}^2$ 程度、終局限界を $\sigma_s=20\text{N/mm}^2$ 程度と規定する必要があるようである。

すべり機構部の状況

試験体 No.1 について、載荷実験開始前の試験体の状況を図-3.3.6 に、 $\sigma_s=30\text{N/mm}^2$ 載荷・摺動時のすべり機構部の状況を図-3.3.7 に、全載荷実験終了後のすべり機構部の状況を図-3.3.8 にそれぞれ示す。 $\sigma_s=20\text{N/mm}^2$ および $\sigma_s=30\text{N/mm}^2$ での載荷時には、すべり材の一部がすべり板から浮き上がることを目視により確認している。すべり材が一部浮き上がることにより、すべり材とすべり板の接触面積は減少する。そこに鉛直荷重が集中することにより、すべり材が圧壊するとともに、ホルダー鋼板との接着面でせん断破断して外周部に孕み出すに至っている。なお、すべり板は摺動に伴って剥がれたすべり材 PTFE 薄膜が付着している以外、載荷前と何ら変わるところは見られない。同様に、 $\sigma_s=20\text{N/mm}^2$ での載荷を含む全載荷実験終了後の試験体 No.2 すべり機構部の状況を図-3.3.9 に示す。試験体 No.1 と同様、 $\sigma_s=20\text{N/mm}^2$ での載荷時にはすべり面の一部浮き上がりが目視により確認され、実験終了後の試験体状況についてもすべり材、すべり板ともにほぼ試験体 No.1 と同じ状態となっている。最大面圧が $\sigma_s=15\text{N/mm}^2$ に留まる試験体 No.3 について、全載荷実験終了後のすべり材状況を図-3.3.10 に示す。試験体 No.1, No.2 とは異なり、すべり材に何ら損傷は見られない。

以上より、FSLRB すべり機構部の損傷、具体的にはすべり材の圧壊や孕み出しを防止する観点から、適正使用限界を $\sigma_s=15\text{N/mm}^2$ 程度、損傷を生じる恐れを免れない終局限界を $\sigma_s=20\text{N/mm}^2$ 程度に制限すべきであると考ええる。ただし、本試験体は様々な角型 LRB の寸法諸元の中で S_2 が最も小さいタイプを代表するものであり、本実験結果は圧縮限界状態について安全側の結果を導いたものと推測する。FSLRB の実適用に当たっては、 S_2 が本試験体よりも大きいものを用いることにより、適正使用限界や終局限界に対する安全率は向上するものと考えられる。

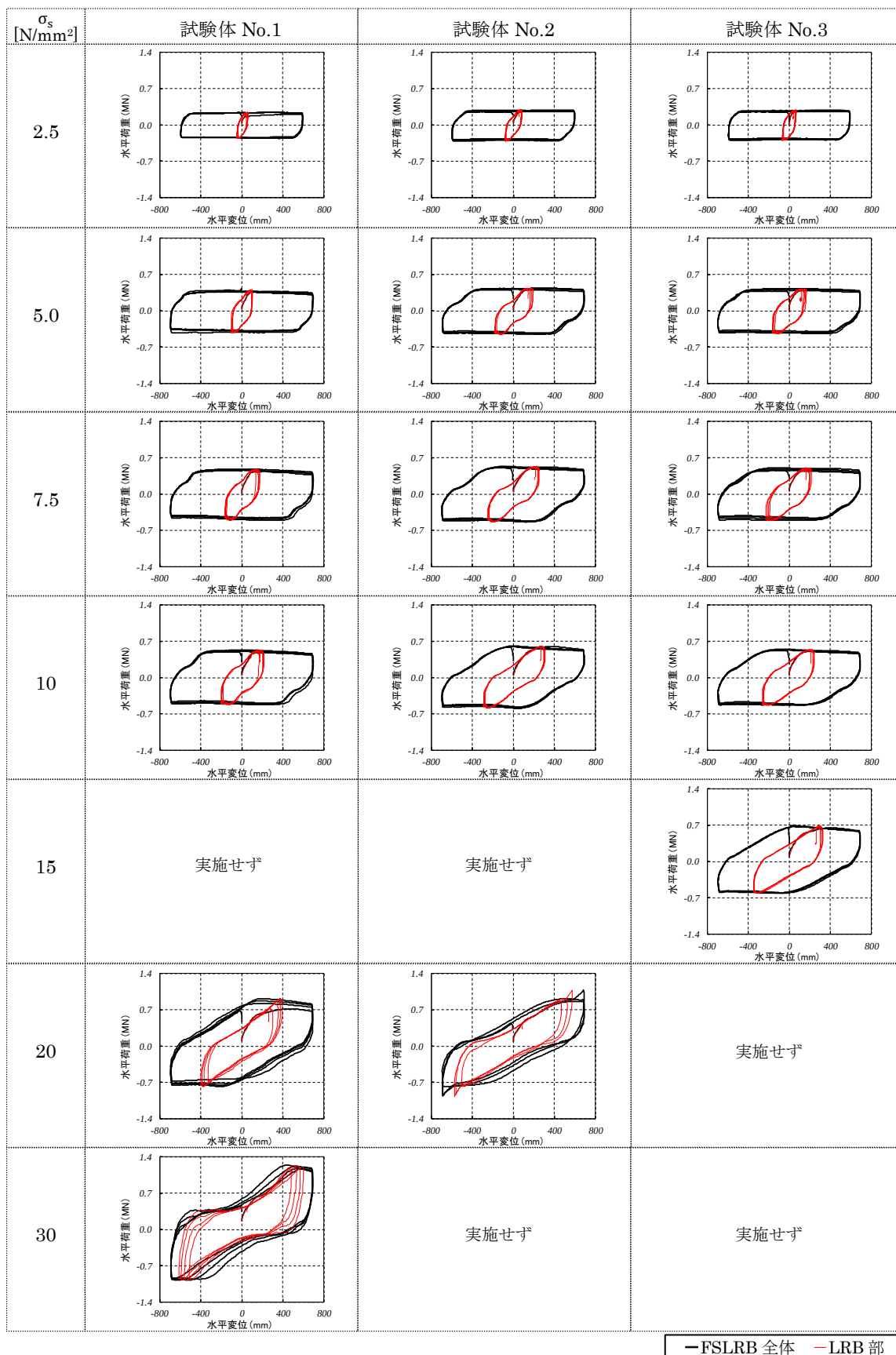


図-3.3.4 FSLRB 全体および LRB 部の水平履歴

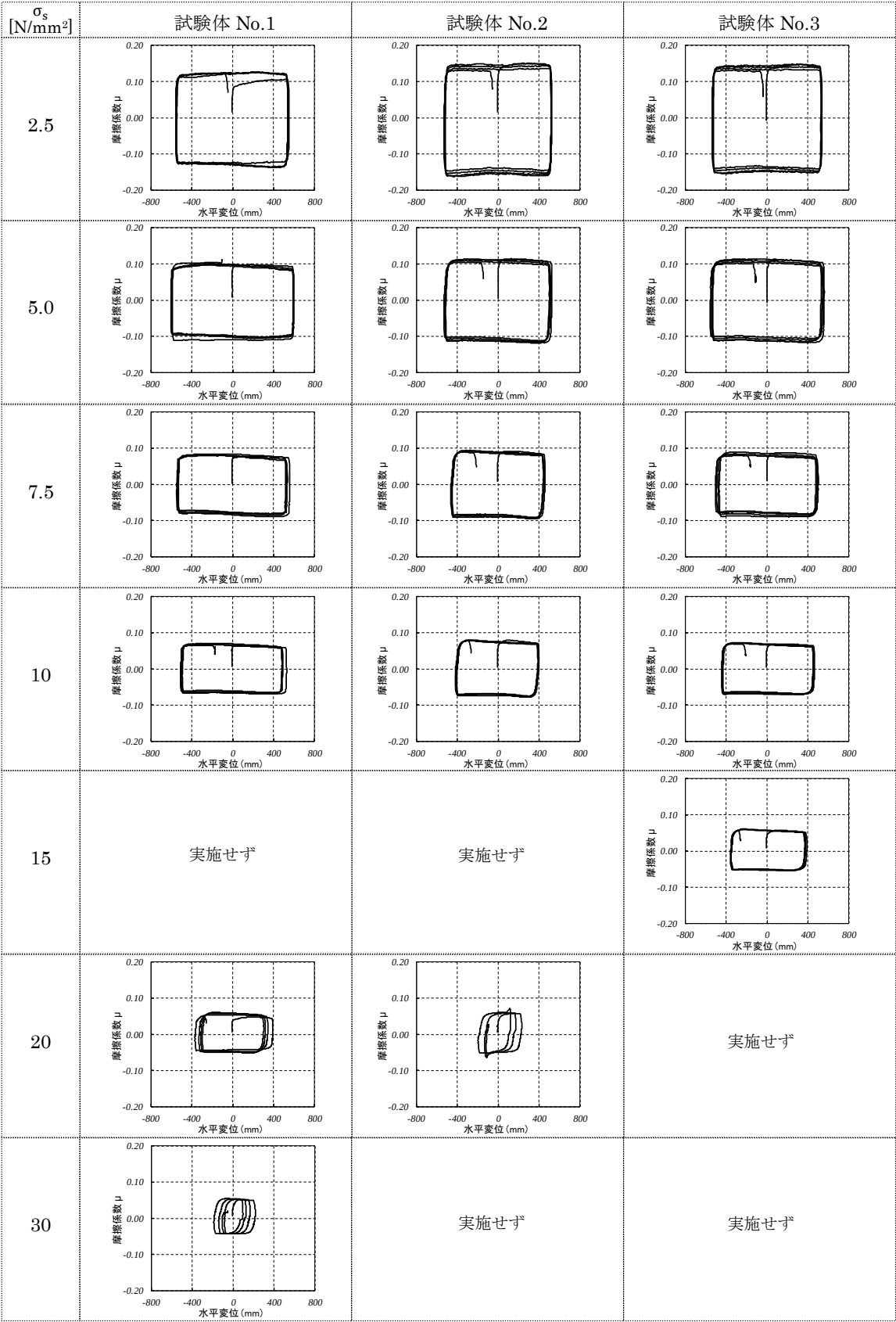
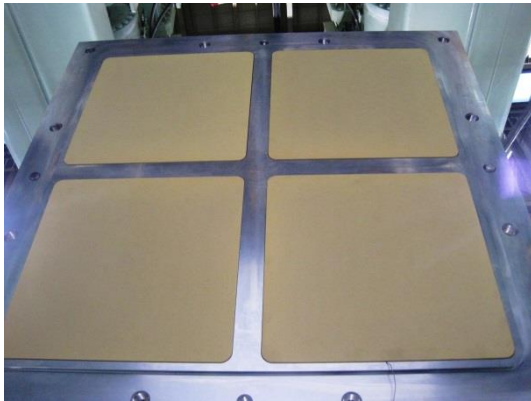
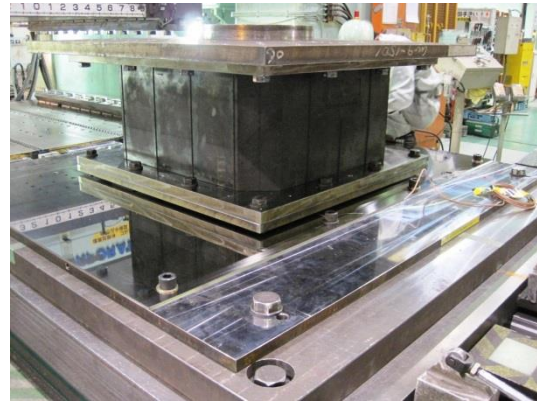


図-3.3.5 すべり機構部の水平履歴



載荷前のすべり材



LRB 部およびすべり板

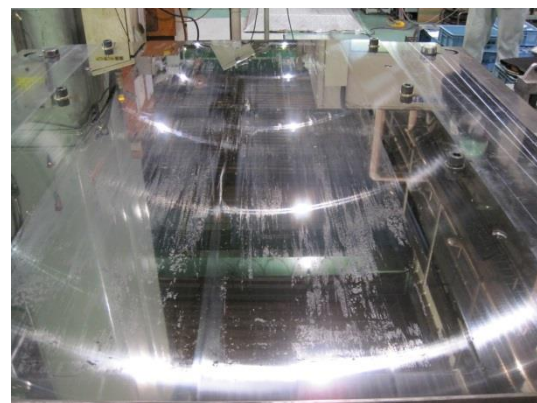
図-3.3.6 載荷前の FSLRB 試験体の状況（試験体 No.1）



図-3.3.7 面圧 30N/mm² 載荷・揺動時のすべり面浮き上がり状況（試験体 No.1）



圧潰したすべり材

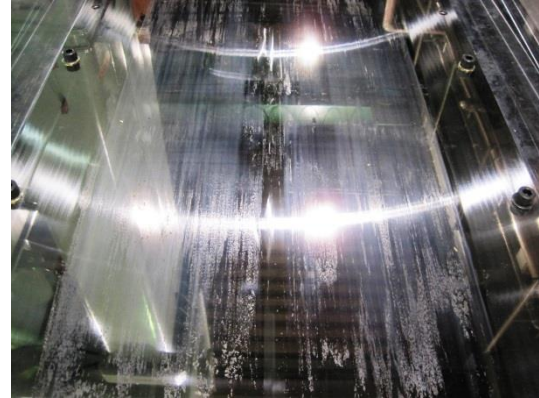


無損傷のすべり板

図-3.3.8 全載荷実験終了後のすべり機構部の状況（試験体 No.1）



圧潰したすべり材



無損傷のすべり板

図-3.3.9 全載荷実験終了後のすべり機構部の状況（試験体 No.2）

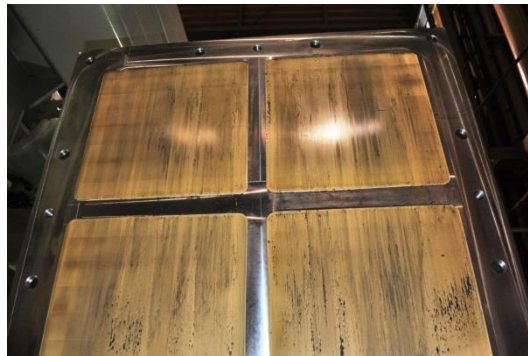


図-3.3.10 全載荷実験終了後のすべり材の状況（試験体 No.3）

すべり材損傷後の摩擦特性

すべり材損傷後の載荷実験結果を、初期状態における同一載荷条件での結果と比較して図-3.3.11, 3.3.12 に示す。いずれも載荷面圧は 5N/mm^2 である。すべり材の損傷状況はそれぞれ図-3.3.8, 3.3.9 に示した通りであるが、このような状態に至っても摩擦係数が僅かに増大する以外、すべり機構部の機能に特段の変化は見られない。

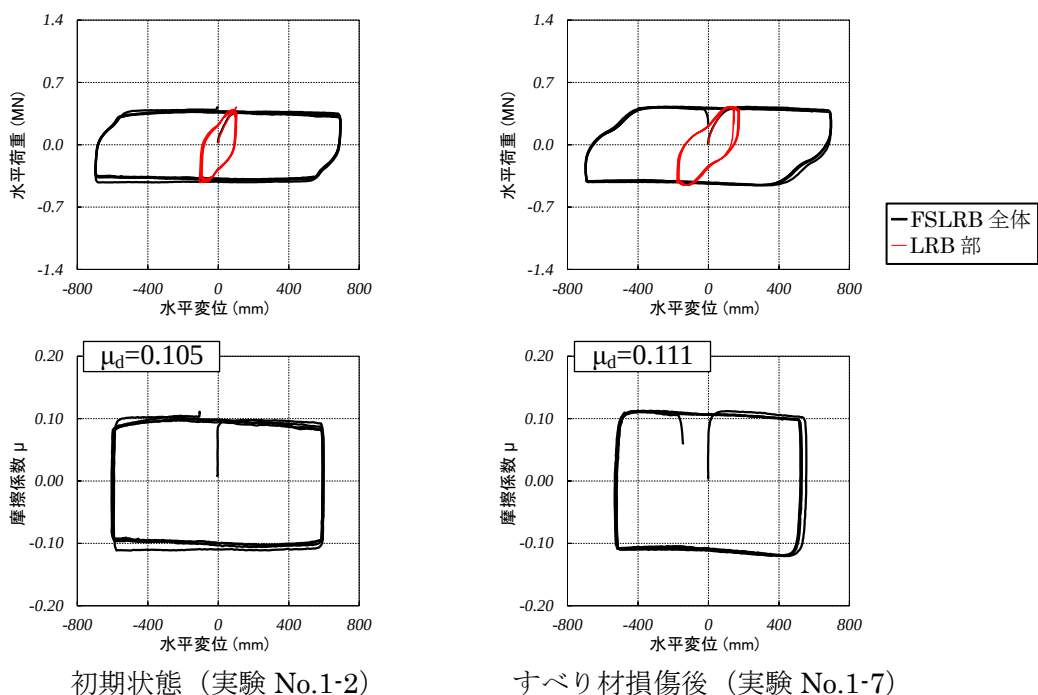


図-3.3.11 初期状態とすべり材損傷後の FSLRB 性能比較 (試験体 No.1)

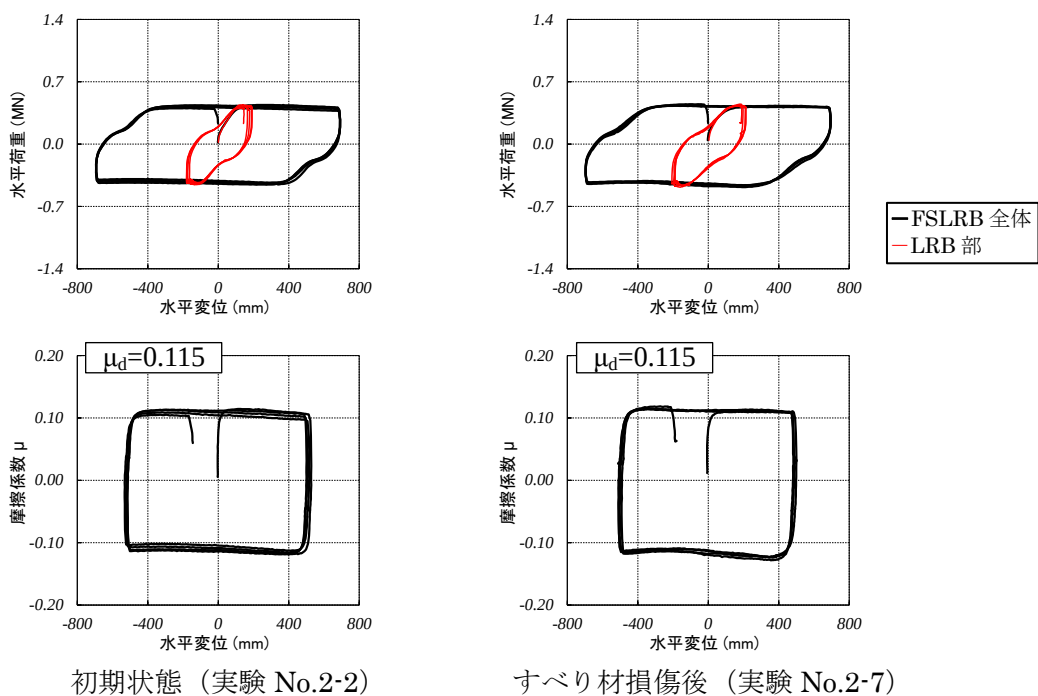


図-3.3.12 初期状態とすべり材損傷後の FSLRB 性能比較 (試験体 No.2)

動摩擦係数 μ_d

σ_s と μ_d の関係を図-3.3.13に示す。図中には暫定評価式(3.2.2) ($V=15\text{mm/s}$)をあわせて示してある。実験結果は暫定評価式を大きく下回っており、高面圧になるほど両者の乖離が顕著となることが分かる。しかしながら、実用上は巨大地震を受けて FSLRB が高速摺動する際の動摩擦係数を精度よく評価することが重要であるので、本実験結果を高速摺動時の等価な摩擦係数に変換する。 $V<160\text{mm/s}$, $160\text{mm/s}\leq V$ における動摩擦係数をそれぞれ $_{\text{slow}}\mu_d$, $_{\text{fast}}\mu_d$ と表すと、式(3.2.2)の両式より式(3.3.1)が得られる。

$$_{\text{fast}}\mu_d(\sigma_s) = _{\text{slow}}\mu_d(\sigma_s, V) + 0.0874\sigma_s^{-1.087} \cdot \ln(160/V) \quad \cdots(3.3.1)$$

本実験の载荷条件である $V=15\text{mm/s}$ を代入して、

$$_{\text{fast}}\mu_d(\sigma_s) = _{\text{slow}}\mu_d(\sigma_s, 15) + 0.207\sigma_s^{-1.087} \quad \cdots(3.3.2)$$

σ_s と高速摺動時の値に補正した動摩擦係数 $_{\text{fast}}\mu_d$ の関係を図-3.3.14に示す。速度補正した実験結果に適合するように改めて評価式を同定すると $\alpha = 0.26$ となり、依然として暫定評価式(3.2.2) ($160\text{mm/s}\leq V$)を下回る結果となっている。その原因分析および精度を高めた評価式の同定については3.6節で述べる。

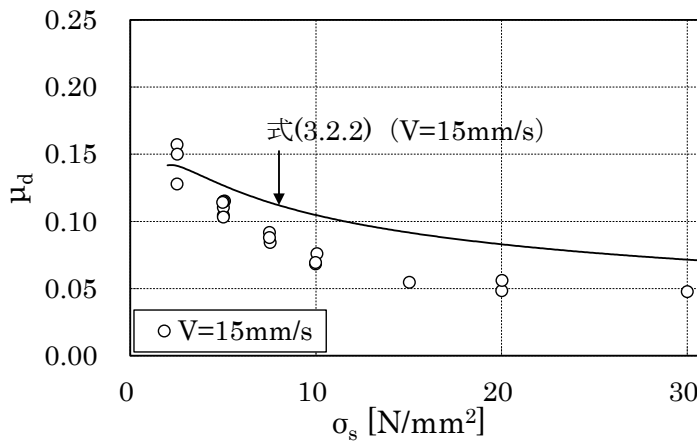


図-3.3.13 動摩擦係数の面圧依存性と暫定評価式

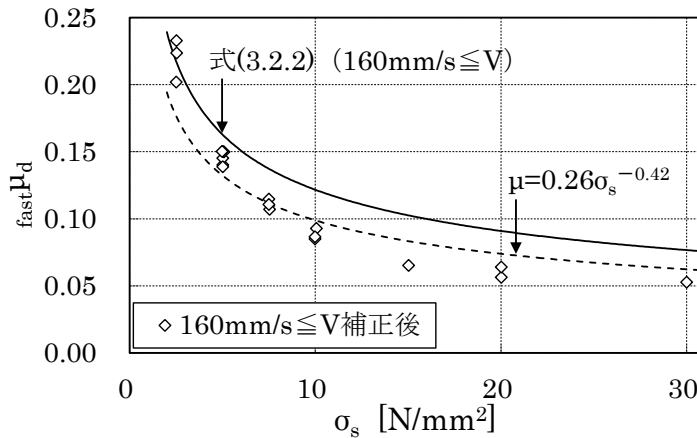


図-3.3.14 高速加振相当に補正した動摩擦係数の面圧依存性と暫定評価式

静摩擦係数 μ_s

σ_s と μ_s の関係を図-3.3.15 に示す。図-3.3.5 に示した通り、低速での準静的载荷では静摩擦が明確に現れず、その値は動摩擦係数とほぼ等しくなる。図中には静摩擦係数の暫定評価式(3.2.3)

($V=15\text{mm/s}$)をあわせて示すが、 μ_d と同様に実験結果は暫定評価式を大きく下回っており、高面圧になるほど両者の乖離が顕著となる。そこで本実験結果を高速摺動時の等価な摩擦係数に変換する。 $V<320\text{mm/s}$, $320\text{mm/s}\leq V$ における静摩擦係数をそれぞれ $_{\text{slow}}\mu_s$, $_{\text{fast}}\mu_s$ と表すと、式(3.2.3)の両式より式(3.3.3)が得られる。

$$_{\text{fast}}\mu_s(\sigma_s) = _{\text{slow}}\mu_s(\sigma_s, V) \times 0.29 / \{0.112 + 0.031 \ln(V)\} \quad \cdots(3.3.3)$$

本実験の载荷条件である $V=15\text{mm/s}$ を代入して、

$$_{\text{fast}}\mu_s(\sigma_s) = 1.48 _{\text{slow}}\mu_s(\sigma_s, 15) \quad \cdots(3.3.4)$$

σ_s と高速摺動時の値に補正した静摩擦係数 $_{\text{fast}}\mu_s$ の関係を図-3.3.16 に示す。当然ながら暫定評価式(3.2.3) ($320\text{mm/s}\leq V$) を下回る結果となっている。その原因分析と精度を高めた評価式の同定については 3.6 節で述べる。

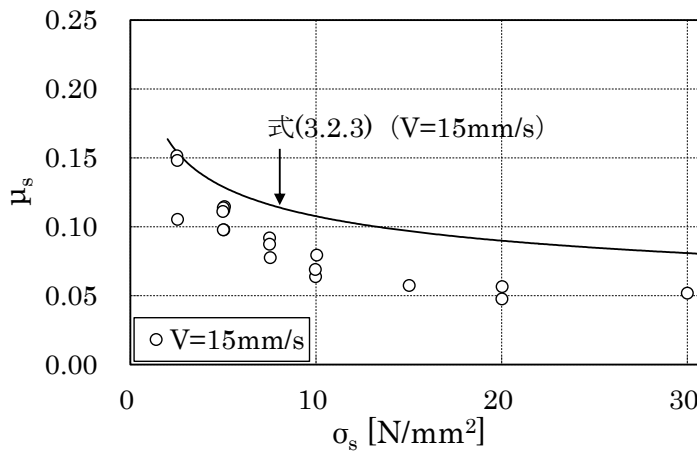


図-3.3.15 静摩擦係数の面圧依存性と暫定評価式

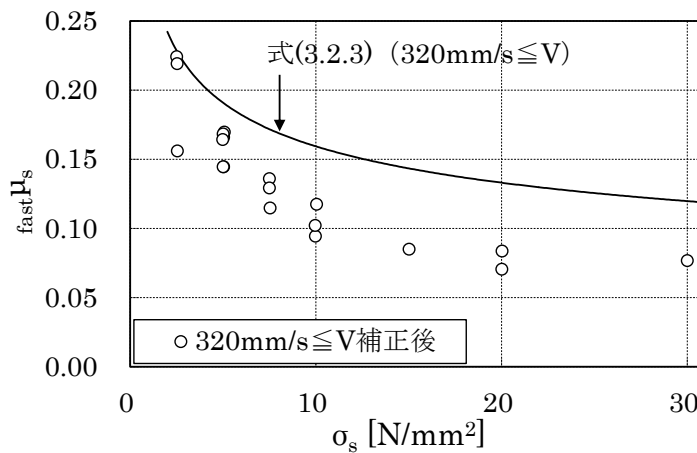


図-3.3.16 高速加振相当に補正した静摩擦係数の面圧依存性と暫定評価式

3.3.3 まとめ

FSLRB の圧縮限界特性を把握するため、2 次形状係数 S_2 が小さく安全側の結果になると考えられる $\square$ -900mm $\times$ 900mmFSLRB 実大試験体 ($S_2=4.6$) の準静的載荷を実施した。この結果、FSLRB の適正使用限界面圧を $\sigma_s=15\text{N/mm}^2$ 、終局限界面圧を $\sigma_s=20\text{N/mm}^2$ と規定した。

水平履歴

$\sigma_s=15\text{N/mm}^2$ まで整形な Tri-Linear 形状を保持するが、 $\sigma_s=20\text{N/mm}^2$ 以上ではすべり面の一部浮き上がりを生じ、安定した履歴を得ることができないことが確認された。

すべり機構部の状況

$\sigma_s=20\text{N/mm}^2$ 以上では、LRB 部の面外変形によるすべり面の一部浮き上がりが観察された。このため浮き上がりを生じなかった箇所の面圧が過度に増加し、すべり材の圧壊やすべり材ホルダーとの接着面での破断を生じることとなった。

すべり材損傷後の摩擦特性

すべり材の一部圧壊や接着面からの孕み出しを生じた場合でも、摩擦特性に顕著な性能低下は見られなかった。

摩擦係数の面圧依存性

動摩擦係数、静摩擦係数ともに、面圧依存性は $\square$ -414mm $\times$ 414mm 縮小試験体と概ね同様の傾向を示した。しかしながら、 $\square$ -414mm $\times$ 414mm 縮小試験体の実験結果を基に同定した暫定評価式とは整合せず、特に高面圧下においては実験値が評価式を大幅に下回る結果となった。この結果を踏まえ、摩擦係数の評価式は 3.6 節で再度検討することとする。

3.4 水平 2 方向特性

本節では FSLRB の水平 2 方向同時加振実験を行い、前節までに実施した水平 1 方向加振・載荷実験結果との比較を行う。着目点は摩擦特性の差異、および LRB 部ねじれ変形の影響である。FSLRB は LRB 部に過度のハードニングを生じることなく摺動させることを狙いとしており、2 方向加振時に LRB 部ゴムに生じる付加ねじれ変形の影響評価が重要となる。

丸型積層ゴムを用いた弾性すべり支承（計算上のすべり出し時せん断歪み 199%）に対する実験³⁾では、1 方向加振時の最大歪み 239%に対し、2 方向加振時には 289～299%と 50～60%程度歪みが増加したことが報告されている。ただし、丸型および角型 LRB に対する実験⁴⁾では、総じて 2 方向加力時のねじれ歪みは丸型より角型が小さく、鉛プラグ 1 本配置より 4 本配置の方が小さくなったと述べられている。本節の実験はこれらの先行研究結果を踏まえて実施するものである。

3.4.1 実験概要

実験目的および使用する試験機の加振限界に鑑み、試験体は□-200mm×200mm 縮小試験体とする。また、水平 2 方向加振時の LRB 部ゴム付加ねじれの影響評価という目的に照らし、LRB 部の 2 次形状係数 S_2 をパラメータに設定し、 $S_2=4.6$ および $S_2=7.4$ の 2 タイプを用いる。以後、前者を試験体 A、後者を試験体 B とする。このような小さな試験体を製造するに当たり、小径鉛プラグ 4 本を分散して配置することは困難であるため、鉛プラグは LRB 部中心に 1 本とする。従って、本実験で得られる LRB 部ゴムの付加ねじれは安全側の評価になる⁴⁾と考えられる。試験体の寸法および諸元を想定実機と比較して表-3.4.1 に示す。試験体の数量は $S_2=4.6$ 、 $S_2=7.4$ の LRB 部各 1 体、すべり機構部は各 LRB に対してそれぞれ 4 組ずつである。

試験体の模式断面を図-3.4.1 に示す。支圧板とすべり材ホルダーの間はボルト接合となっており、計 4 組のすべり機構部（すべり材ホルダー、すべり材、すべり板）を各 1 体の LRB 部に順次付け替えて使用する。

試験機はオイレス工業足利事業所内にある 0.5MN 3 軸動的加振試験機を用いる。諸元を表-3.4.2 に、外観を図-3.4.2 にそれぞれ示す。

計測項目は鉛直荷重・変位、水平主軸荷重・変位、水平副軸荷重・変位、LRB 部の水平変位 4 点、すべり板裏面温度・ゴム表面温度・雰囲気温度の計 13 項目である。計測項目を表-3.4.3 に、計測概要を図-3.4.3 にそれぞれ示す。また、LRB 部ゴム 4 点の計測データから LRB 部の水平 2 方向変位および回転角を導出する方法³⁾を図-3.4.4 に示す。

表-3.4.1 試験体の寸法諸元

LRB 部			
	想定実機	縮小試験体 A	縮小試験体 B
ゴム材料	天然ゴム (NR)		
ゴムせん断弾性率	0.392N/mm ²		
ゴム平面寸法 (面取)	□-1,500mm×1,500mm (C100)	□-200mm×200mm (C10)	
鉛プラグ径×本数	Φ-165mm×4	Φ-44mm×1	
ゴム層厚×層数=総厚	7.00mm×29=203mm	1.29mm×34=43.9mm	0.93mm×29=27.1mm
中間鋼板厚	4.3mm	1.2mm	
形状係数 S ₁ / S ₂	55 / 7.4	40 / 4.6	55 / 7.4
初期剛性 (γ=1.0 相当)	56.3kN/mm	4.22kN/mm	6.84kN/mm
降伏後剛性 (γ=1.0 相当)	4.33kN/mm	0.325kN/mm	0.526kN/mm
降伏荷重 (γ=1.0 相当)	682kN	12.7kN	
すべり機構部			
	想定実機	縮小試験体 A	縮小試験体 B
すべり材料	PTFE-A		
すべり材平面寸法×枚数	□-485mm×485mm (R20)×9	□-98mm×98mm (R4.5)×4	
すべり材厚さ	8mm		
すべり板平面寸法	設計条件による	□-650mm×650mm	
すべり板厚さ	6mm		

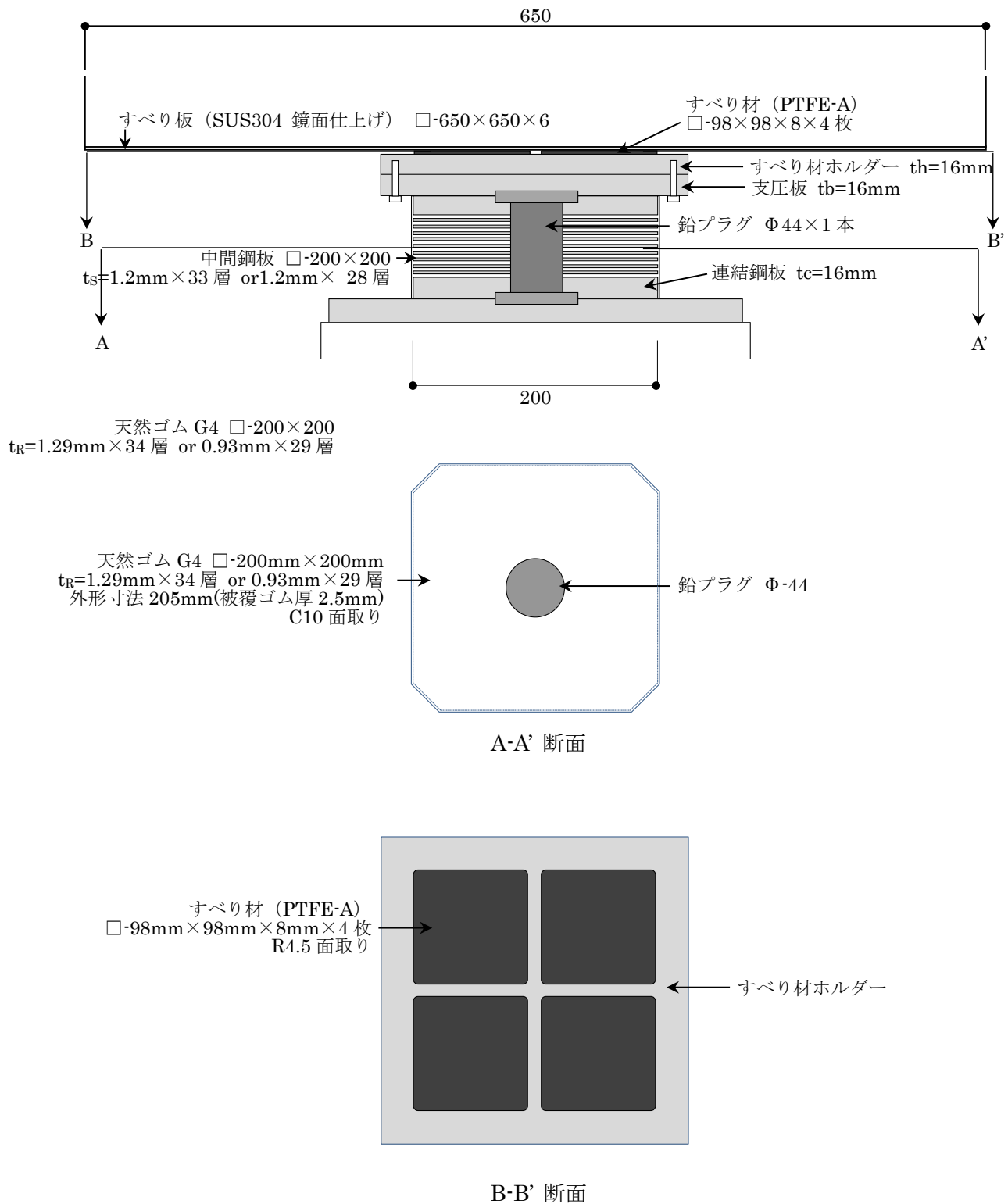


図-3.4.1 試験体の模式断面

表-3.4.2 試験機の諸元と外観

項目	諸元
鉛直方向最大荷重	圧縮 500kN
	荷重 200kN
水平方向主軸	変位 $\pm 250\text{mm}$
	速度 300mm/s
	荷重 100kN
水平方向副軸	変位 $\pm 250\text{mm}$
	速度 300mm/s



図-3.4.2 試験機の外観

表-3.4.3 計測項目

Ch.	記号	計測項目	計測機器
1	Fz	鉛直荷重	試験機内蔵ロードセル (六分力計)
2	Fx	水平主軸荷重	
3	Fy	水平副軸荷重	
4	Dz	鉛直変位	試験機内蔵磁歪式変位計
5	Dx	水平主軸変位	
6	Dy	水平副軸変位	
7	w ₁	LRB 部水平変位	巻き取り式ワイヤー変位計
8	w ₂		
9	w ₃		
10	w ₄		
11	T _{SUS}	すべり板裏面温度	熱電対
12	T _{LRB}	LRB 表面温度	
13	T _{amb}	雰囲気温度	

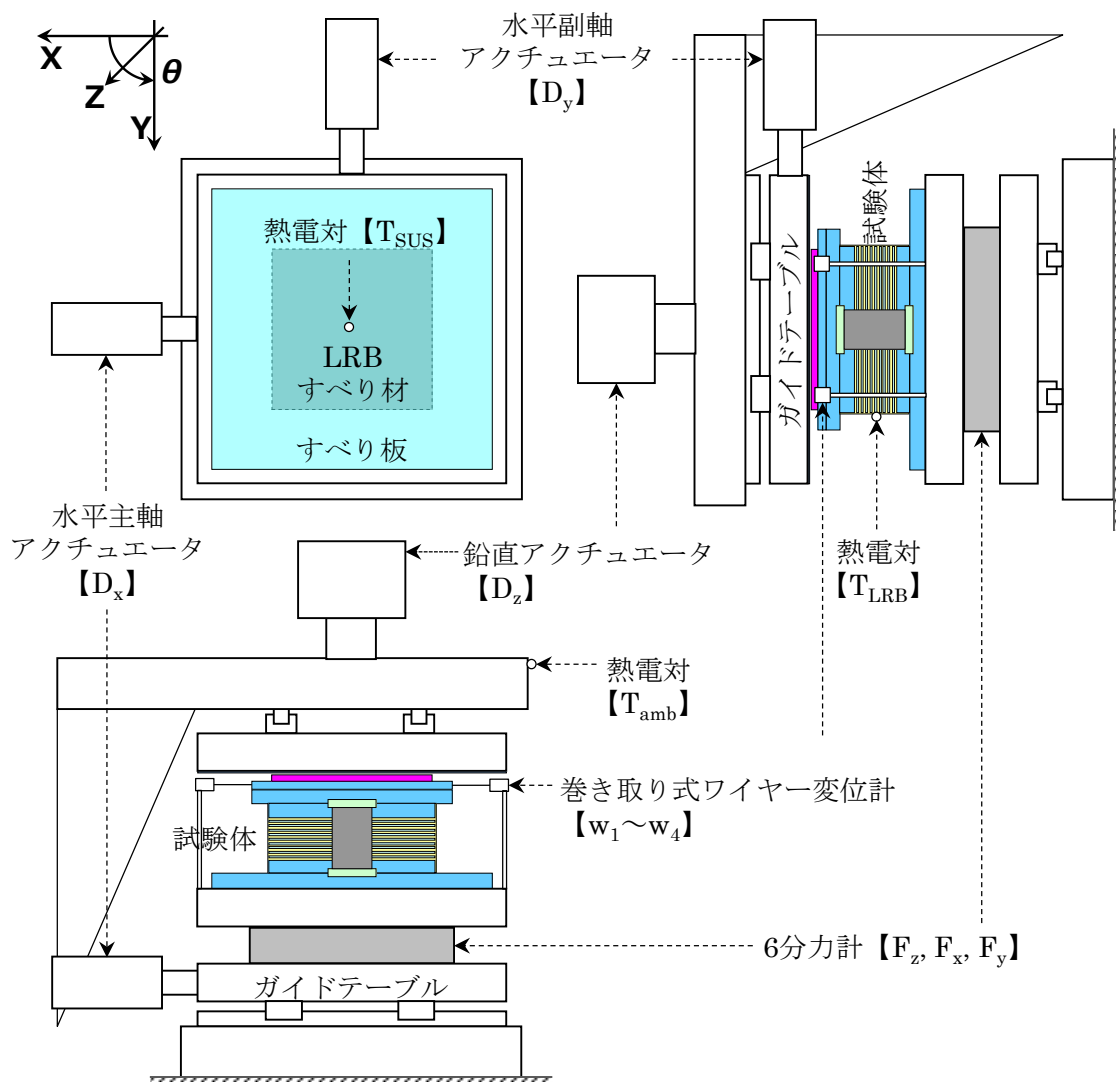
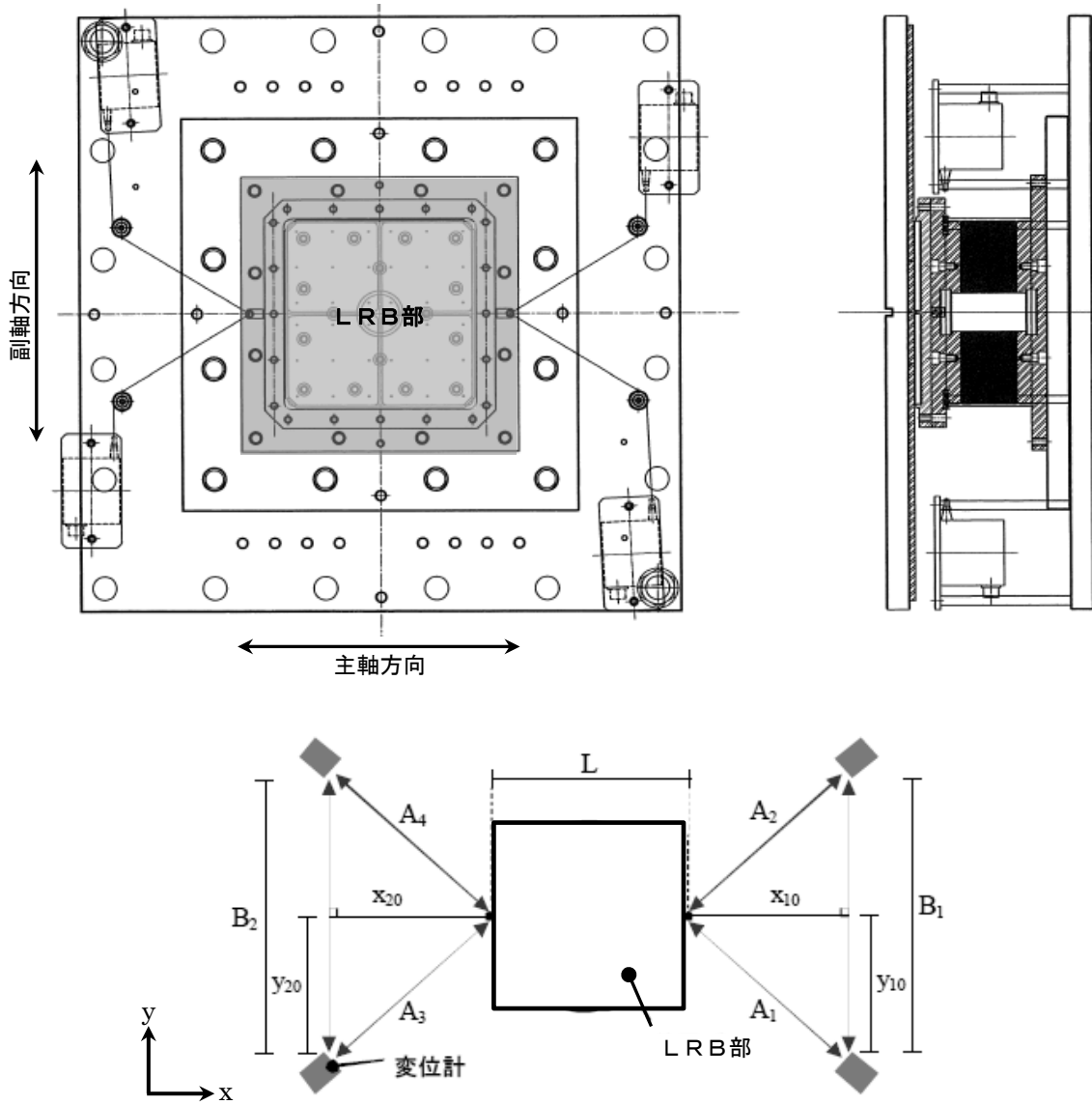


図-3.4.3 計測概要



$$y_{10} = (A_1^2 + B_1^2 - A_2^2)/2B_1 \quad x_{10} = \sqrt{A_1^2 - y_{10}^2}$$

$$y_{20} = (A_3^2 + B_2^2 - A_4^2)/2B_2 \quad x_{20} = \sqrt{A_3^2 - y_{20}^2}$$

$A_i \Rightarrow A_i + w_i$ ($i=1 \sim 4$) になるとして上式で求めた変位を (y_{1w}, x_{1w}) , (y_{2w}, x_{2w}) とすると
 O_1 , O_2 点変位は

$$O_1 : (y_1, x_1) = (y_{1w} - y_{10}, x_{1w} - x_{10})$$

$$O_2 : (y_2, x_2) = (y_{2w} - y_{20}, x_{2w} - x_{20})$$

$\Rightarrow$ ゴム部の変位, ねじれは

$$(y, x, \varphi) = (y_1 + y_2/2, x_1 + x_2/2, y_1 - y_2/L)$$

図-3.4.4 LRB 部ゴム水平 2 方向変位および回転角の導出方法 ³⁾

加振条件を表-3.4.4 および図-3.4.5, 3.4.6 に示す。 σ_s は図-3.4.5 に示す通り, 4, 8, 12N/mm²一定および 4~12N/mm²変動面圧の 4 種類とし, 変動面圧は主軸 (X) 方向変位に連動して変化させる。加振波は全て正弦波である。試験体 A, B とともに, 4 種類の面圧パターンでそれぞれ試験 No.00~10 を終える度にすべり機構部を取り換えることとする。加振時の状況を図-3.4.7 に示す。

表-3.4.4 加振条件

試験 No.	面圧 [N/mm ²]	加振 パターン	振動数 [Hz]	最大速度 [mm/s]	振幅 主軸／副軸 [mm]	加振回数
i-4-00	4	1 方向	0.2	251	200.0／0.0	10
i-j-01			0.02	25.1		
i-j-02			0.2	251		
i-j-03	4 ／ 8 ／ 12 ／ 4~8~12 変動	4:1 楕円	0.02	24.4	194.0／48.5	4
i-j-04			0.2	244		
i-j-05		2:1 楕円	0.02	22.5	178.9／89.4	
i-j-06			0.2	225		
i-j-07		真円	0.02	17.8	141.4／141.4	
i-j-08			0.2	178		
i-j-09	1 方向	0.2	251	200.0／0.0		
i-j-10		0.02	25.1			

i は試験体 No.を表す。i=A, B

j は面圧 4, 8, 12N/mm²および var (変動)を表す。

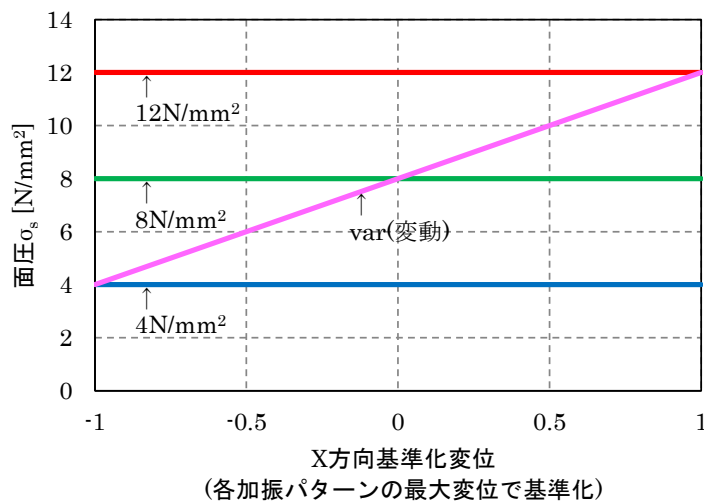


図-3.4.5 載荷面圧パターン

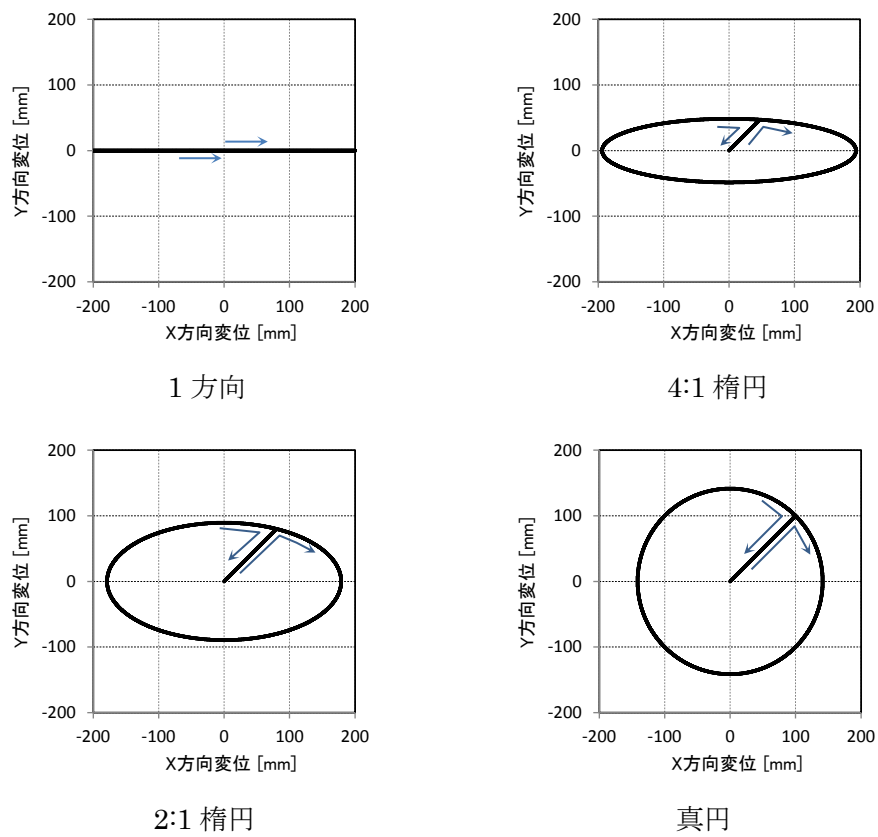


図-3.4.6 水平加振パターン



試験体 A ($S_2=4.6$)



試験体 B ($S_2=7.4$)

図-3.4.7 加振状況

3.4.2 実験結果

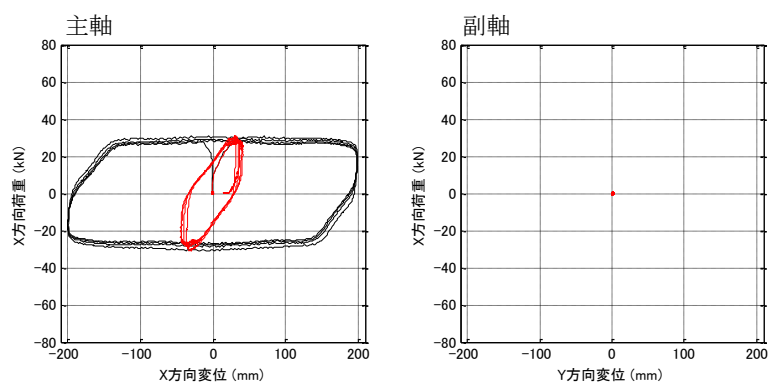
水平履歴

加振振動数による明確な差は見られないため、振動数 0.2Hz の実験ケースについて水平方向履歴の比較を示す。図-3.4.8～3.4.11 は試験体 A ($S_2=4.6$)、図-3.4.12～3.4.16 は試験体 B ($S_2=7.4$) のそれぞれ 4, 8, 12N/mm² 一定面圧下, 4～12 N/mm² 変動面圧下における結果である。いずれの図にも FSLRB 全体の履歴と LRB 部の履歴を重ねて示している。

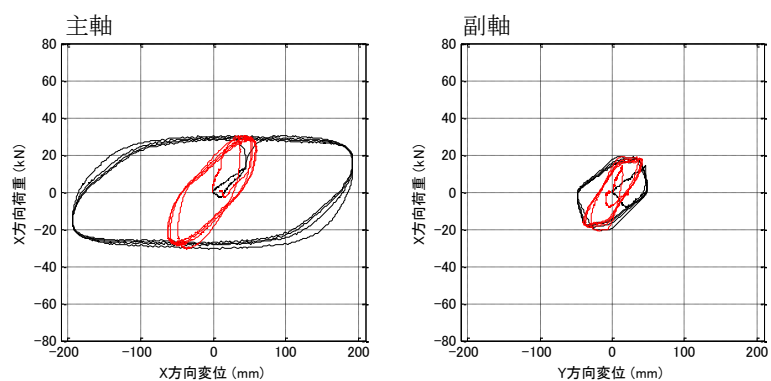
楕円加振時には主軸方向履歴の角が削れたような、また副軸方向の原点付近で復元力が最大となるような、2 方向加振時に特有の特徴的な形状⁵⁾が確認できる。当然のことながら、主軸と副軸の振幅比率が 1 に近づくほど両方向の履歴形状が次第に近づいて行き、真円加振では両方向の履歴形状がほぼ同様となる。

同じ加振条件における試験体 A と試験体 B の履歴どうしを比較すると、全般に試験体 B の方が僅かではあるが動摩擦係数が大きいように見受けられる。これは LRB 部の 2 次形状係数 S_2 あるいは面外剛性がすべり機構部の動摩擦係数に影響を及ぼしている可能性を示唆するものであり、3.6 節で改めて検討する。また、ゴム総厚が大きい (S_2 が小さい) 試験体 A の方が FSLRB 全体の変形に占める LRB 部せん断変形の割合が高く、比較的低面圧のうちから整形な Tri-Linear 型を逸脱する履歴形状となっている。高面圧の真円加振ではほとんどすべりを生じていない。こうした点および 3.3 節の検討結果を踏まえると、高面圧に至るまで安定した Tri-Linear 型の水平履歴特性を維持するためには、FSLRB の LRB 部 S_2 は大きい方が望ましいと考えられる。

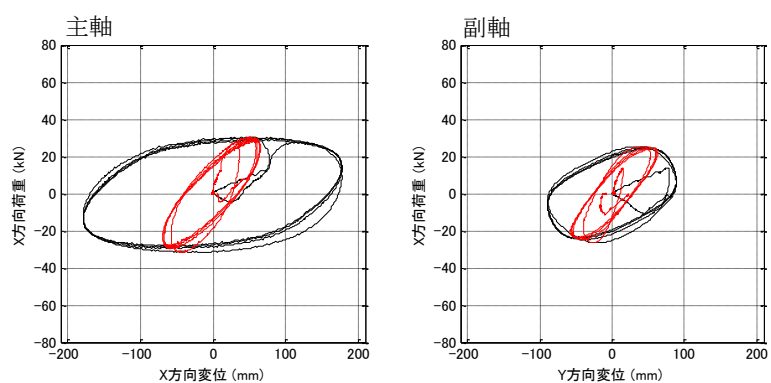
変動面圧を付与した実験では、動摩擦係数の面圧依存性により摩擦力が時々刻々と変化するため、台形あるいは鼓型とでも形容すべき履歴形状となる。特に面圧が低下していくとき、すなわち水平履歴図における主軸 (X 方向) マイナス象限において摩擦力の変化が急激に現れており、これは動摩擦係数の面圧依存性が低面圧域で顕著である (図-3.4.16 参照) ことに呼応したものである。



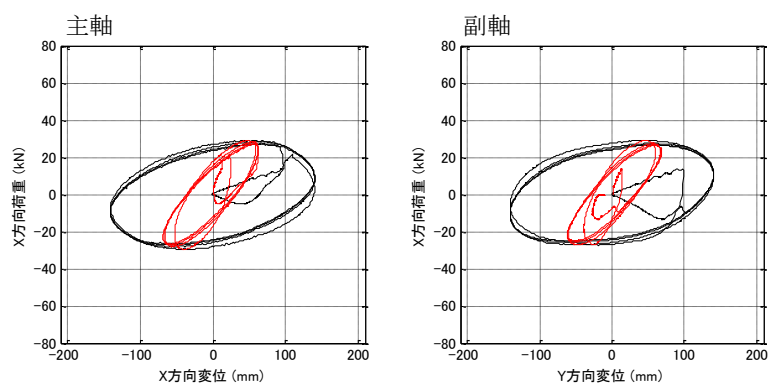
1 方向加振



4:1 楕円加振



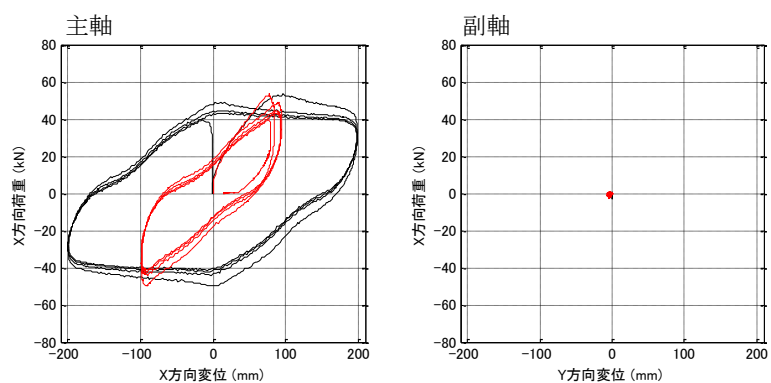
2:1 楕円加振



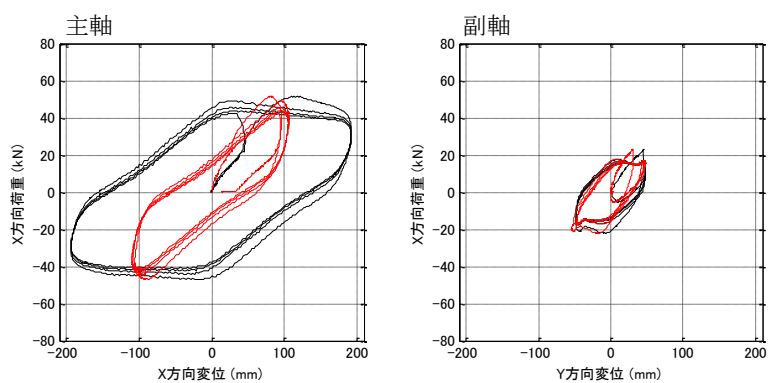
真円加振

— FSLRB 全体
— LRB 部

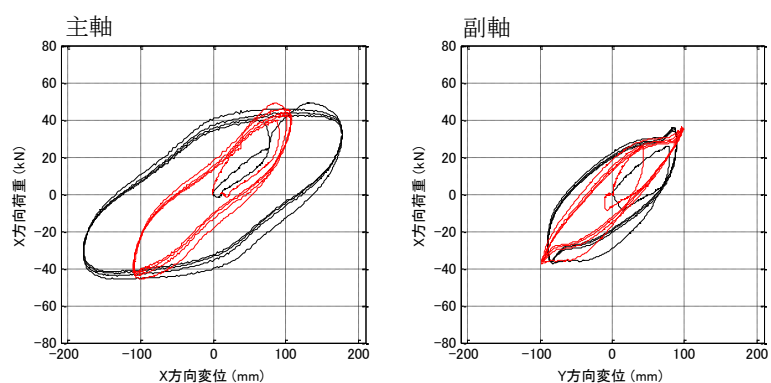
図-3.4.8 FSLRB 全体および LRB 部の水平履歴 (試験体 A, $\sigma_s=4\text{N/mm}^2$)



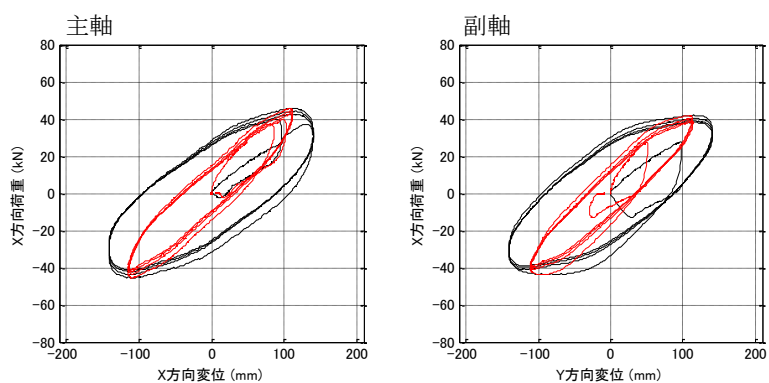
1 方向加振



4:1 楕円加振

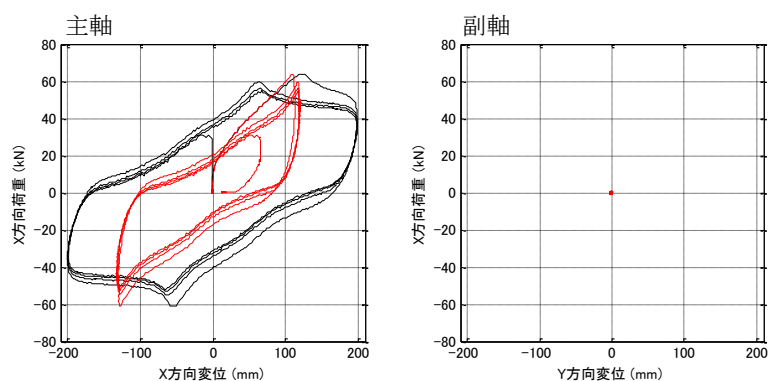


2:1 楕円加振

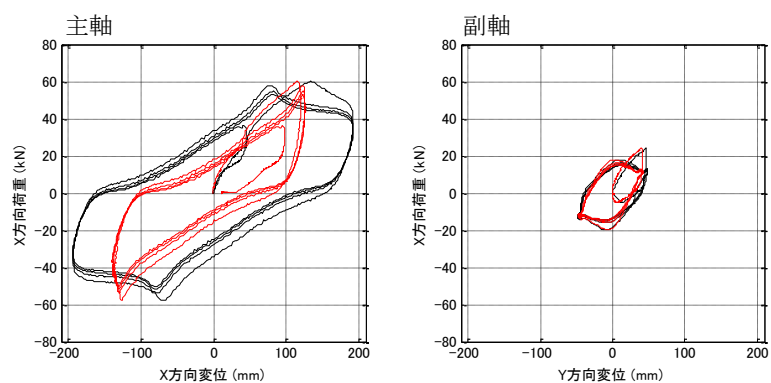


真円加振

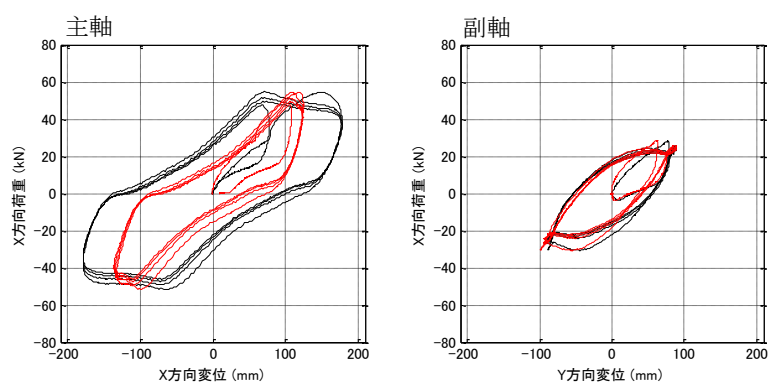
図-3.4.9 FSLRB 全体および LRB 部の水平履歴 (試験体 A, $\sigma_s=8\text{N/mm}^2$)



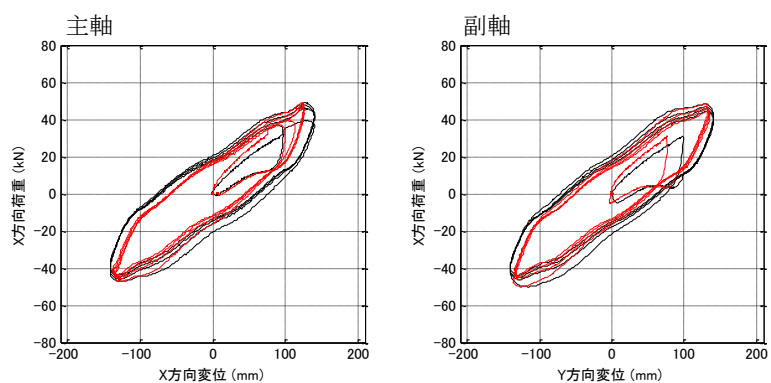
1 方向加振



4:1 楕円加振

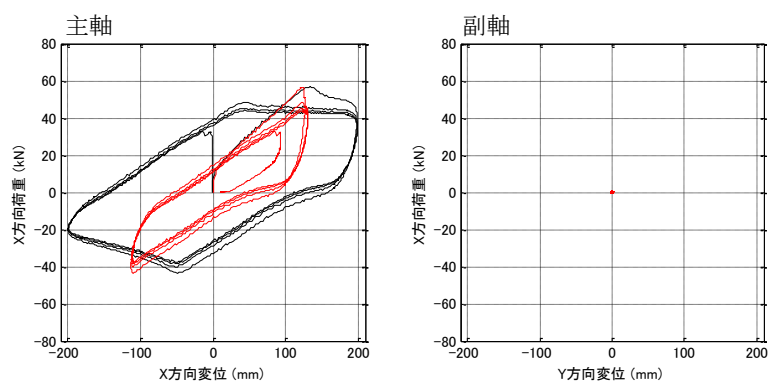


2:1 楕円加振

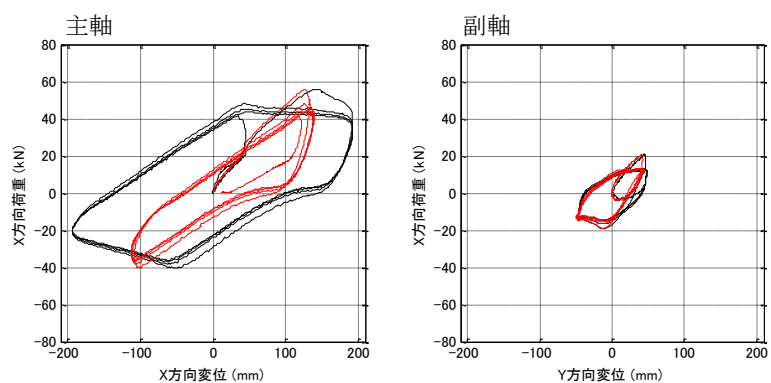


真円加振

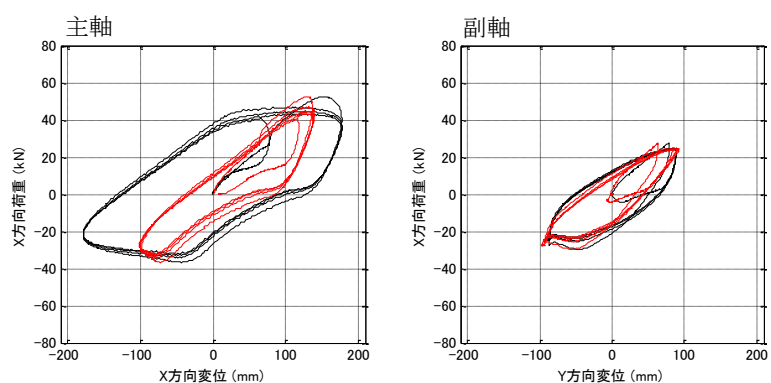
図-3.4.10 FSLRB 全体および LRB 部の水平履歴 (試験体 A, $\sigma_s=12\text{N/mm}^2$)



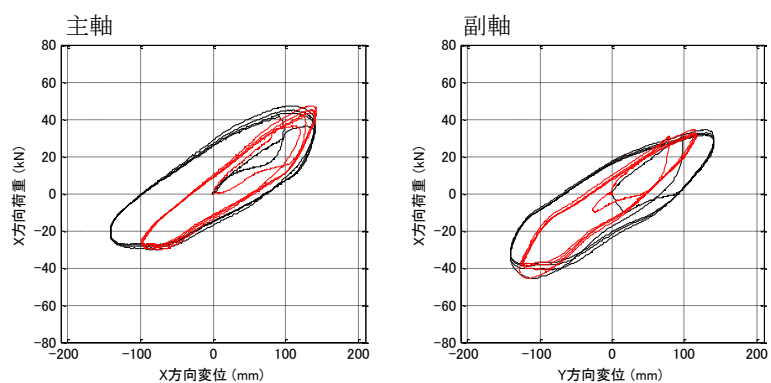
1 方向加振



4:1 楕円加振

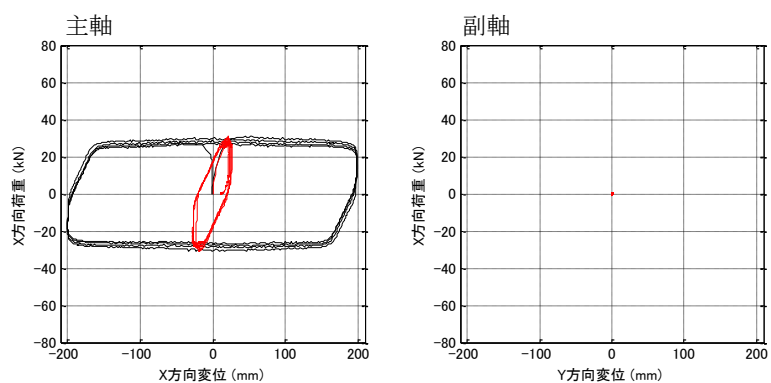


2:1 楕円加振

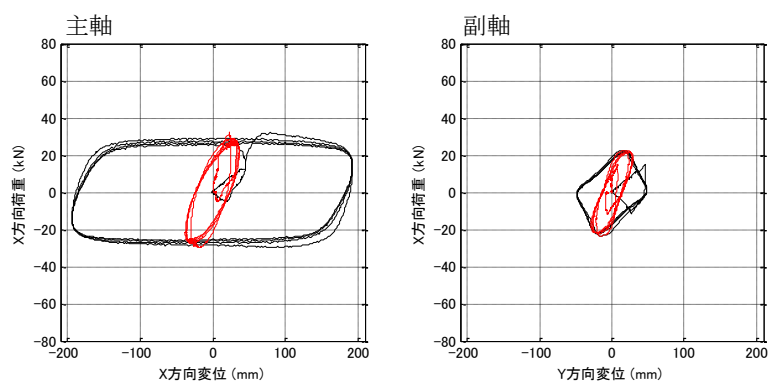


真円加振

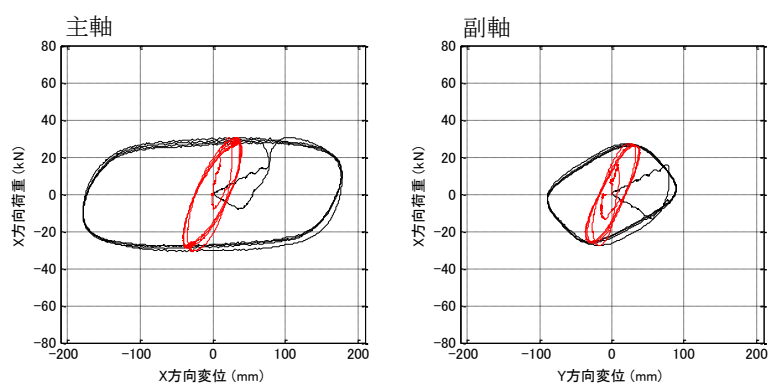
図-3.4.11 FSLRB 全体および LRB 部の水平履歴 (試験体 A, $\sigma_s=4\sim12\text{N/mm}^2$ 変動)



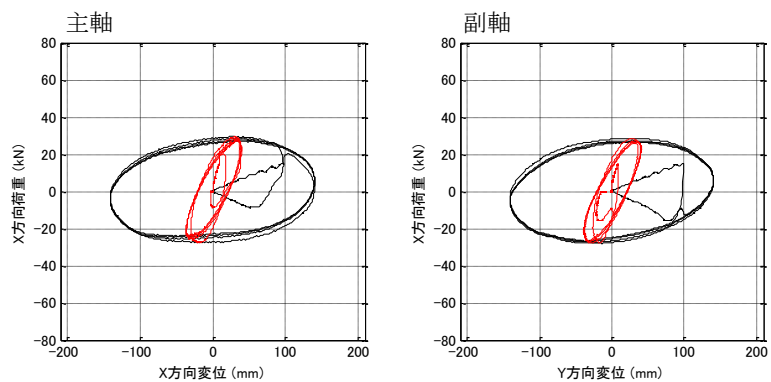
1 方向加振



4:1 楕円加振

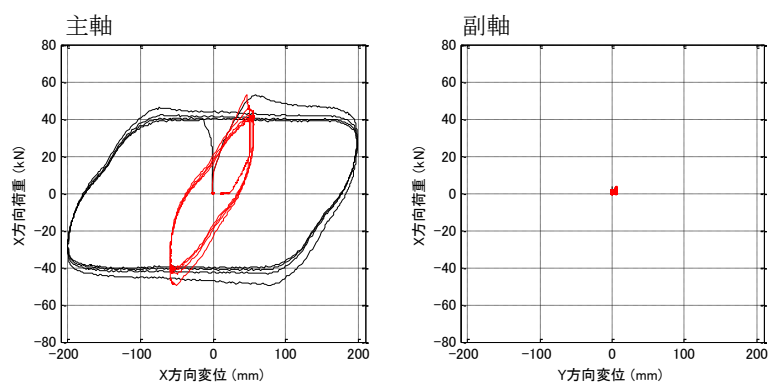


2:1 楕円加振

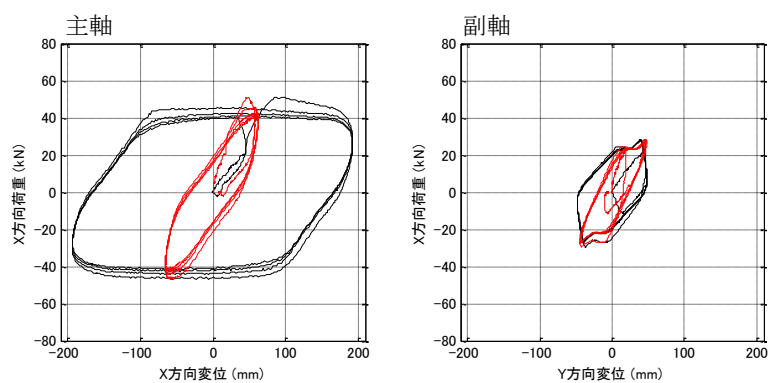


真円加振

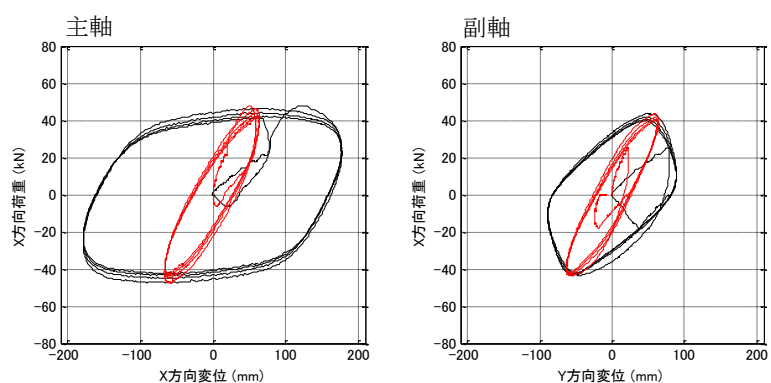
図-3.4.12 FSLRB 全体および LRB 部の水平履歴 (試験体 B, $\sigma_s=4\text{N/mm}^2$)



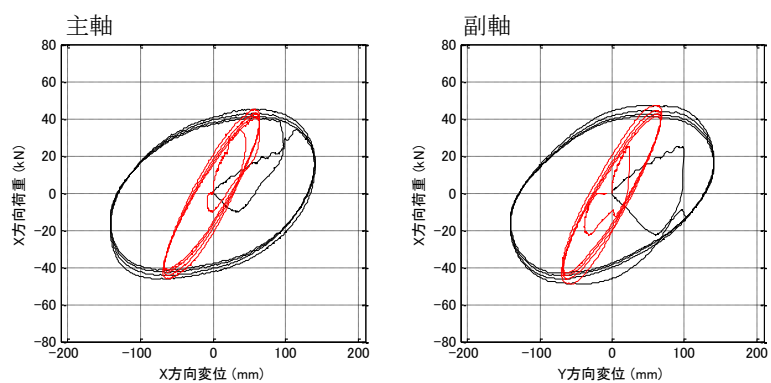
1 方向加振



4:1 楕円加振

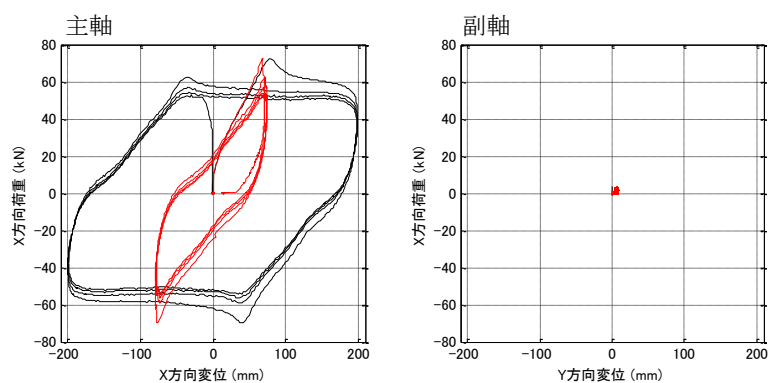


2:1 楕円加振

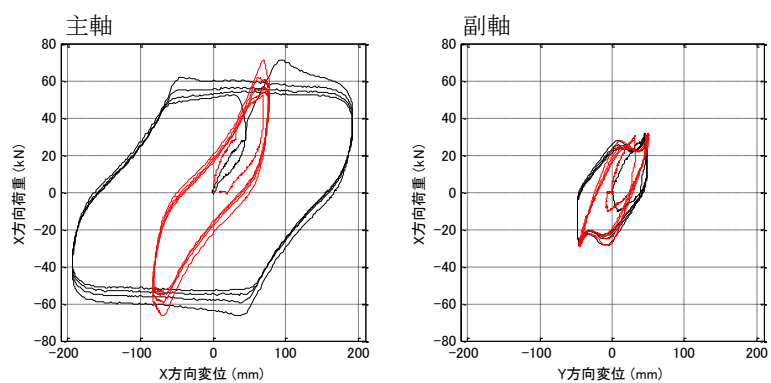


真円加振

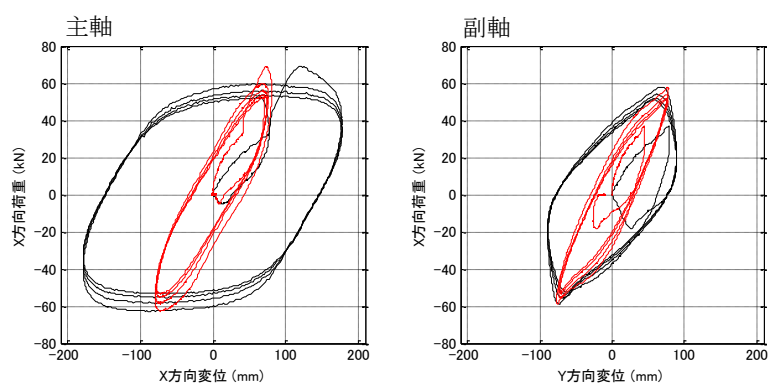
図-3.4.13 FSLRB 全体および LRB 部の水平履歴 (試験体 B, $\sigma_s=8\text{N/mm}^2$)



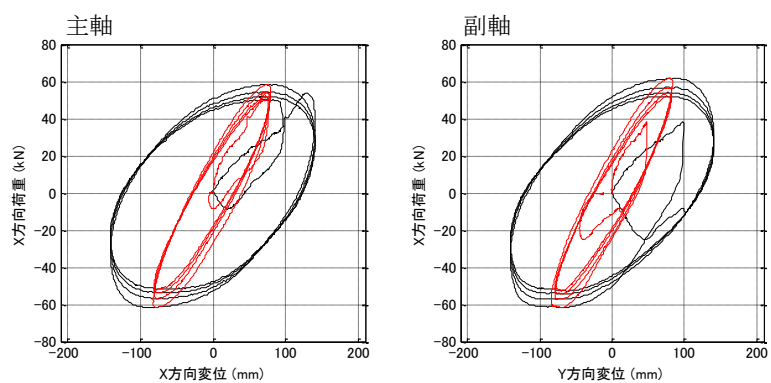
1 方向加振



4:1 楕円加振



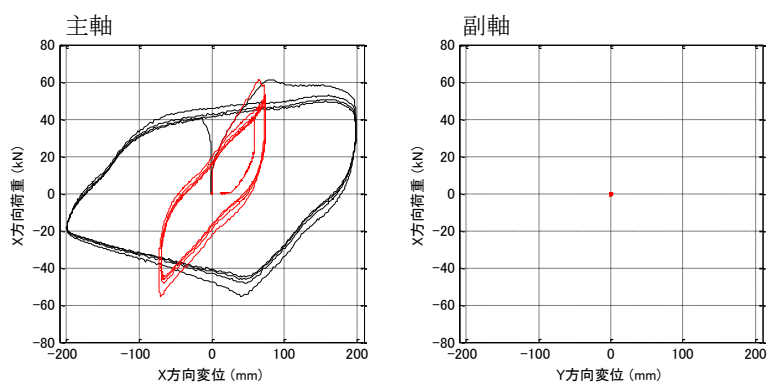
2:1 楕円加振



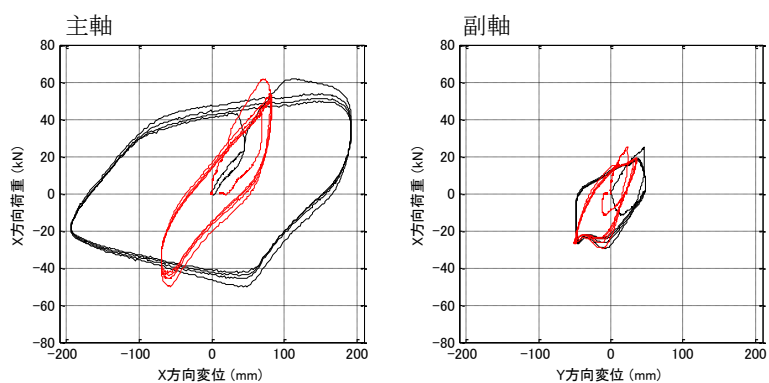
真円加振

— FSLRB 全体
— LRB 部

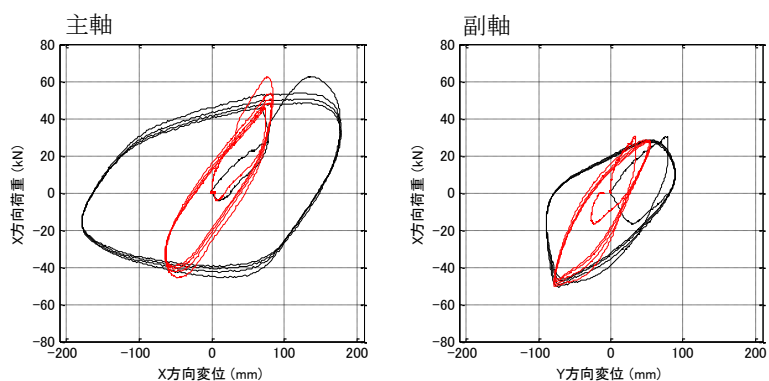
図-3.4.14 FSLRB 全体および LRB 部の水平履歴（試験体 B, $\sigma_s=12\text{N/mm}^2$ ）



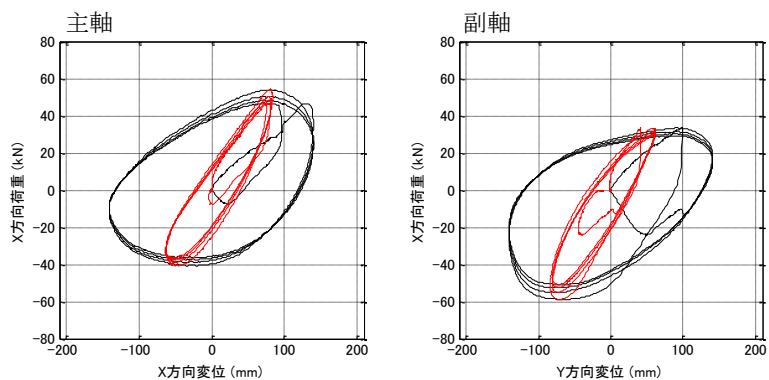
1 方向加振



4:1 楕円加振



2:1 楕円加振



真円加振

図-3.4.15 FSLRB 全体および LRB 部の水平履歴 (試験体 B, $\sigma_s=4\sim 12\text{N/mm}^2$ 変動)

動摩擦係数 μ_d

σ_s と μ_d の関係を図-3.4.16, V と μ_d の関係を図-3.4.17にそれぞれ示す。変動面圧下での実験は1加振目の負切片値と2加振目の正切片値を求める際の面圧が異なるため、平均を取らずに別々の μ_d として評価している。図中には μ_d の暫定評価式(3.2.2)をあわせて示してある。

試験体 A, B ともに1方向加振と2方向加振で μ_d に有意な差は見られない。従って、2方向加振時においても異なる評価式を適用するなどの特別な措置は必要ないものと判断する。

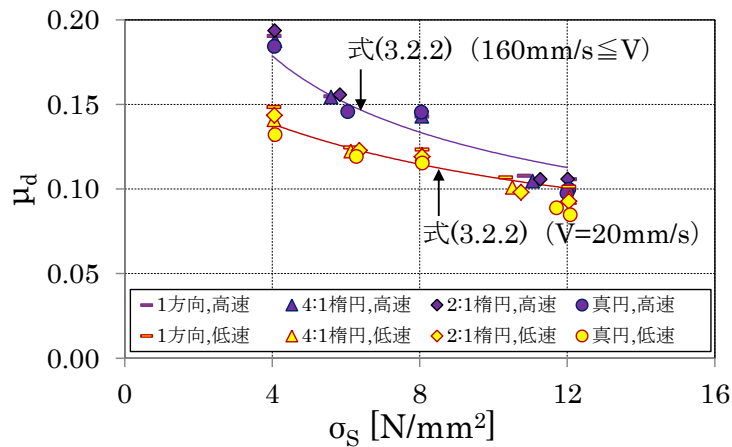
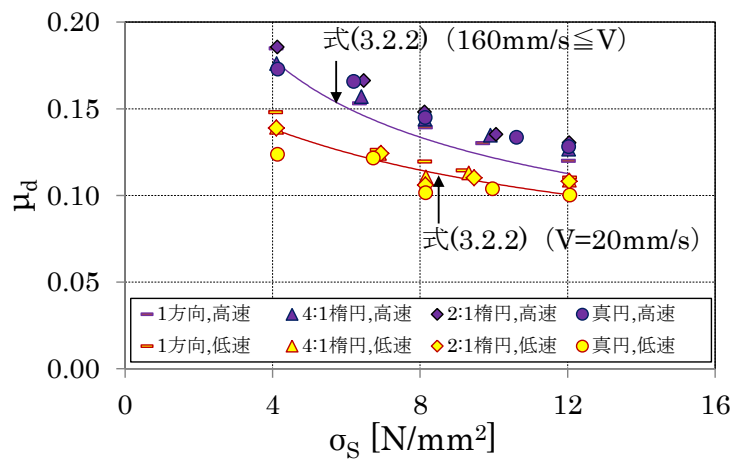
試験体 A ($S_2=4.6$)試験体 B ($S_2=7.4$)

図-3.4.16 動摩擦係数の面圧依存性と暫定評価式

次に試験体 A, B の差異に着目すると、特に高面圧領域において試験体 B, すなわち 2 次形状係数 S_2 が大きい方が若干大きな μ_d となる傾向があるように見受けられる。LRB 部の 2 次形状係数 S_2 あるいは面外剛性がすべり機構部の動摩擦係数に影響を及ぼしていると考えられ、3.6 節で改めて検討することとする。

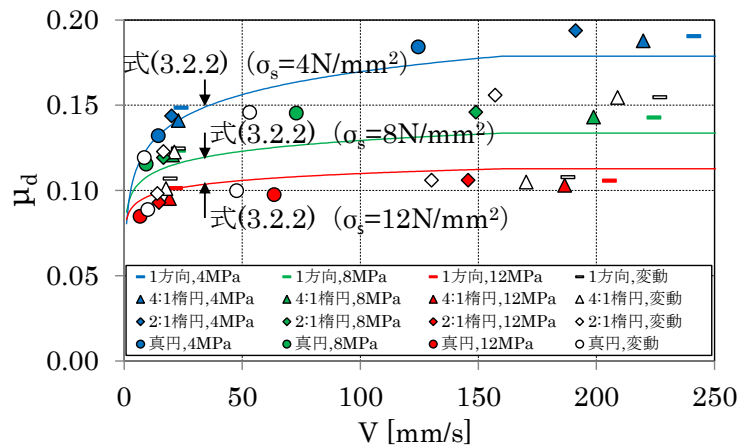
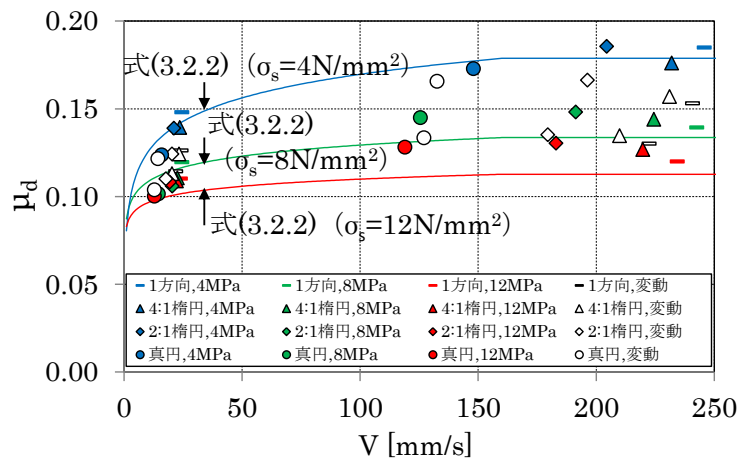
試験体 A ($S_2=4.6$)試験体 B ($S_2=7.4$)

図-3.4.17 動摩擦係数の速度依存性と暫定評価式

静摩擦係数 μ_s

σ_s と μ_s の関係を図-3.4.18, V と μ_s の関係を図-3.4.19にそれぞれ示す。2方向加振の際には試験体を一旦原点位置から円周上の加振開始位置まで強制変形させた後に加振(図-3.4.6 参照)を行っており、 μ_s を精確に評価することができない。従って、ここでは1方向加振時の結果のみを示している。試験体 A, B の μ_s に有意な差異は見られず、ともに暫定評価式(3.2.3)に概ね整合する結果となっている。ただし、評価式の妥当性については動摩擦係数と同様に 3.6 節において検討することとする。

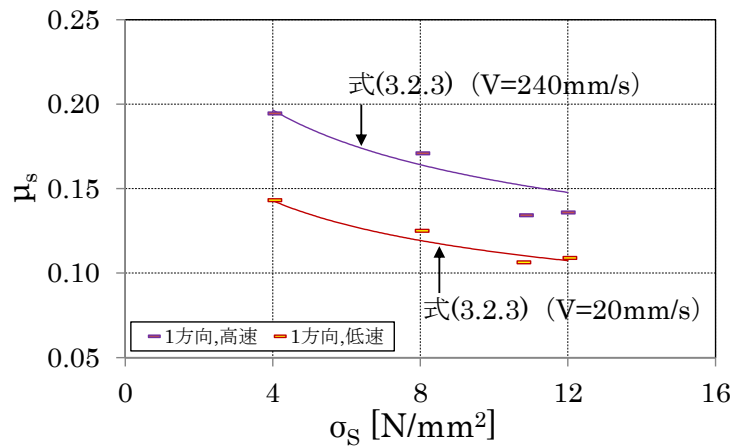
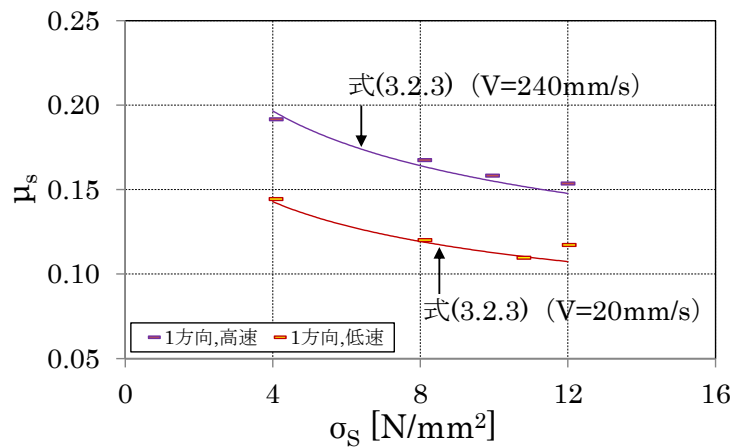
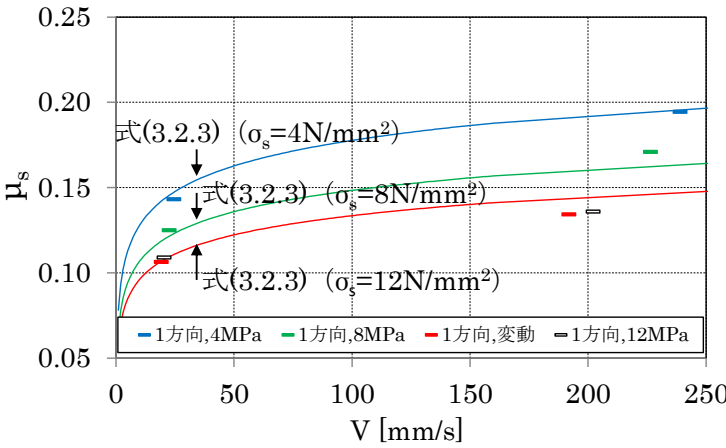
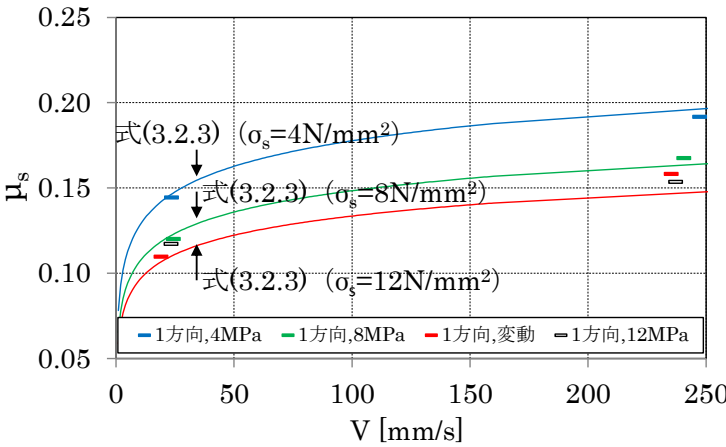
試験体 A (S₂=4.6)試験体 B (S₂=7.4)

図-3.4.18 静摩擦係数の面圧依存性と暫定評価式



試験体 A ($S_2=4.6$)



試験体 B ($S_2=7.4$)

図-3.4.19 静摩擦係数の速度依存性と暫定評価式

LRB 部のねじれ

LRB 部ねじれ歪みの評価方法は以下の通りである。LRB 部の鉛直軸周りのねじれ角 θ を LRB 部の変形から算出する³⁾。次にねじれモーメントにより LRB 隅角部に生じるせん断歪みの平均値 γ_{ave} を次式より求める。ここで L_d は LRB 部の対角長さ、 T_R はゴム総厚である。

$$\gamma_{ave} = (\theta \cdot L_d / 2) / T_R \quad \dots(3.4.1)$$

高さ方向のねじれモーメント分布は図-3.4.20 を仮定する。図-3.4.21 に示す LRB 部固定端側の中心を基準としたねじれモーメントの釣合いから、LRB 部の固定端側、すべり面側隅角部に生じるせん断歪み γ_{fix} 、 γ_{slider} はそれぞれ式(3.4.2)、(3.4.3)により得られる。ここで G は LRB 部のせん断弾性係数、 I_p は LRB 部の極断面 2 次モーメントである。

$$\gamma_{fix} = \gamma_{ave} + (F_x \cdot \delta_y - F_y \cdot \delta_x) L_d / 4GI_p \quad \dots(3.4.2)$$

$$\gamma_{slider} = \gamma_{ave} - (F_x \cdot \delta_y - F_y \cdot \delta_x) L_d / 4GI_p \quad \dots(3.4.3)$$

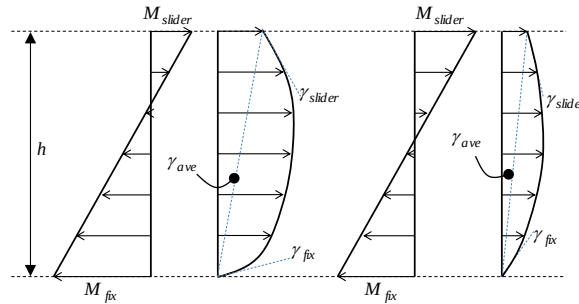


図-3.4.20 LRB 部ねじれのモーメント分布および変形分布

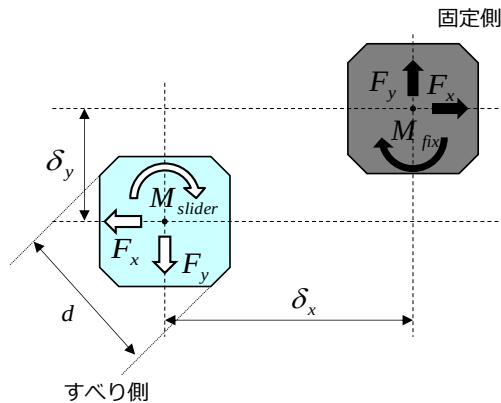


図-3.4.21 LRB 部ねじれ変形時の力の釣り合い

LRB 部ゴムの最大せん断歪みを表-3.4.5, 3.4.6 に示す。ねじれによる歪みは LRB 固定端側隅角部の値である。1 方向加振時も LRB に若干のねじれが生じているが、面圧の増加とともにその割合は小さくなっていく。2 方向加振時は、面圧が低く主軸と副軸の振幅比率が 1 に近いほどねじれ歪みの影響が大きく、1 方向加振時よりも総せん断歪みが増大する。しかしながら、LRB 部のハードニングやせん断破断を防止、すなわち LRB 部の最大せん断歪みを 250%程度以下に抑えるという FSLRB の狙いに鑑みれば、長期面圧 $\sigma_s=10\text{N/mm}^2$ 程度以下で使用すれば特に不具合を生じることはない判断することができる。

表-3.4.5 LRB 隅角部の最大せん断歪み（試験体 A）

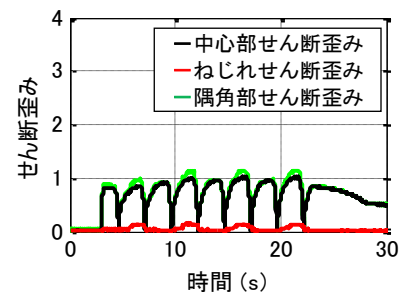
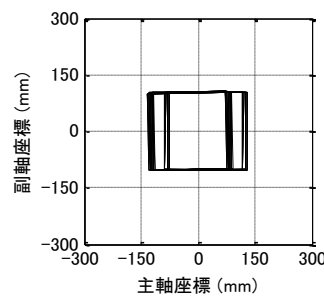
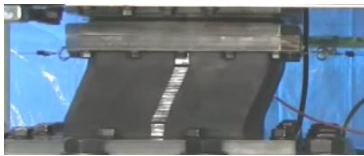
面圧 N/mm^2	振動数 Hz	加振パターン	水平変形 せん断歪み	ねじれ変形 せん断歪み	総 せん断歪み	総せん断歪み 増加率
4	0.02	1 方向	0.76	0.13	0.78	—
		4:1 楕円	0.90	0.50	1.31	+ 68.1%
		2:1 楕円	1.08	0.53	1.45	+ 86.9%
		真円	1.07	0.57	1.60	+106.5%
	0.2	1 方向	1.01	0.22	1.14	—
		4:1 楕円	1.43	0.58	1.74	+ 52.1%
		2:1 楕円	1.59	0.62	1.92	+ 68.2%
		真円	1.60	0.67	2.02	+ 76.2%
8	0.02	1 方向	1.98	0.17	2.02	—
		4:1 楕円	2.19	0.27	2.32	+ 14.6%
		2:1 楕円	2.24	0.24	2.38	+ 17.9%
		真円	2.28	0.28	2.46	+ 21.5%
	0.2	1 方向	2.26	0.19	2.31	—
		4:1 楕円	2.52	0.24	2.66	+ 15.2%
		2:1 楕円	2.52	0.25	2.69	+ 16.5%
		真円	2.64	0.25	2.86	+ 24.0%
12	0.02	1 方向	2.77	0.15	2.85	—
		4:1 楕円	2.92	0.17	3.01	+ 5.6%
		2:1 楕円	2.79	0.26	2.92	- 2.4%
		真円	2.86	0.40	3.18	+ 11.4%
	0.2	1 方向	3.04	0.12	3.05	—
		4:1 楕円	3.21	0.25	3.36	+ 10.3%
		2:1 楕円	3.17	0.34	3.38	+ 10.9%
		真円	3.17	0.36	3.52	+ 15.6%
変動 4~8~12	0.02	1 方向	2.75	0.19	2.90	—
		4:1 楕円	2.88	0.26	3.08	+ 6.3%
		2:1 楕円	2.87	0.33	3.14	+ 8.4%
		真円	2.97	0.36	3.27	+ 12.9%
	0.2	1 方向	2.99	0.19	3.11	—
		4:1 楕円	3.20	0.34	3.49	+ 12.2%
		2:1 楕円	3.22	0.45	3.63	+ 16.6%
		真円	3.28	0.34	3.62	+ 16.1%

表-3.4.6 LRB 隅角部の最大せん断歪み（試験体 B）

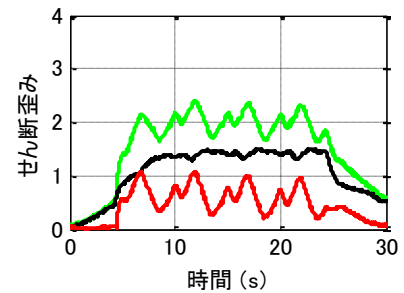
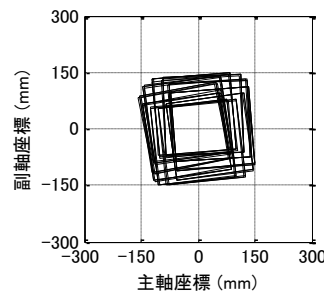
面圧 N/mm ²	振動数 Hz	加振パターン	水平変形 せん断歪み	ねじれ変形 せん断歪み	総 せん断歪み	総せん断歪み 増加率
4	0.02	1 方向	0.80	0.12	0.87	—
		4:1 楕円	1.03	0.54	1.50	+ 72.1%
		2:1 楕円	1.09	0.74	1.81	+107.8%
		真円	1.04	0.79	1.80	+106.1%
	0.2	1 方向	1.02	0.15	1.15	—
		4:1 楕円	1.39	0.66	2.00	+ 73.8%
		2:1 楕円	1.53	0.92	2.35	+104.4%
		真円	1.51	1.06	2.40	+108.5%
8	0.02	1 方向	1.92	0.35	2.17	—
		4:1 楕円	1.95	0.50	2.34	+ 7.8%
		2:1 楕円	1.99	0.55	2.39	+ 10.0%
		真円	2.20	0.52	2.39	+ 10.2%
	0.2	1 方向	2.19	0.28	2.36	—
		4:1 楕円	2.45	0.41	2.57	+ 8.9%
		2:1 楕円	2.47	0.42	2.71	+ 14.8%
		真円	2.61	0.52	2.88	+ 22.0%
12	0.02	1 方向	2.68	0.23	2.78	—
		4:1 楕円	2.70	0.35	2.86	+ 3.1%
		2:1 楕円	2.63	0.34	2.88	+ 3.9%
		真円	2.75	0.33	3.02	+ 8.7%
	0.2	1 方向	2.94	0.22	3.00	—
		4:1 楕円	3.09	0.31	3.26	+ 8.7%
		2:1 楕円	3.03	0.29	3.30	+ 9.8%
		真円	3.15	0.27	3.32	+ 10.5%
変動 4~8~12	0.02	1 方向	2.37	0.18	2.50	—
		4:1 楕円	2.57	0.59	2.73	+ 9.3%
		2:1 楕円	2.68	0.50	2.95	+ 17.9%
		真円	2.79	0.49	2.91	+ 16.4%
	0.2	1 方向	2.77	0.11	2.80	—
		4:1 楕円	3.09	0.49	3.23	+ 15.2%
		2:1 楕円	3.12	0.54	3.30	+ 17.7%
		真円	3.21	0.53	3.38	+ 20.4%

表-3.4.6において太字で記した試験体 B の 4 実験ケース ($\sigma_s=4\text{N/mm}^2 \cdot 1$ 方向加振, 真円加振, $\sigma_s=12\text{N/mm}^2 \cdot 1$ 方向加振, 真円加振) について, LRB 部せん断変形の様子を図-3.4.22 に例示する。それぞれ左は主軸正側最大変位時の変形状況, 中央は固定端側に対するすべり面側の変形軌跡, 右は固定端側の中心部歪み, ねじれによる付加歪み, および隅角部総歪みの時刻歴を表す。真円加振時はすべり面圧 σ_s によってゴムの挙動に大きな差異を生じている。 $\sigma_s=4\text{N/mm}^2$ では, すべり面側に近いほどゴムのねじれ変形が大きくなっており, すべり面の固定度が低いキャンティレバー状のねじれモーメント分布になっていると考えられる。一方, $\sigma_s=12\text{N/mm}^2$ では, すべり面の回転がほぼ拘束されており, 両端固定のねじれモーメント分布に近いものと推測される。従って, ゴムのねじれ変形は高さ方向中央部付近で最大であると考えられる。

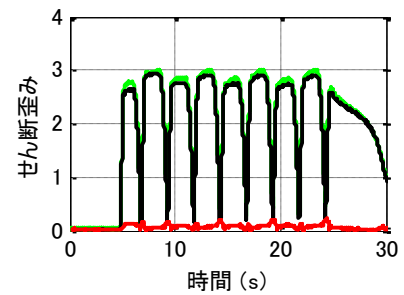
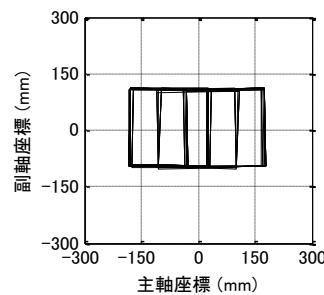
実験 No.B-04-02

 $\sigma_s=4\text{N/mm}^2 \cdot 1$ 方向加振

実験 No.B-04-08

 $\sigma_s=4\text{N/mm}^2 \cdot$ 真円加振

実験 No.B-12-02

 $\sigma_s=12\text{N/mm}^2 \cdot 1$ 方向加振

実験 No.B-12-08

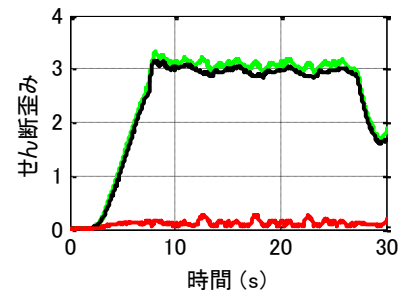
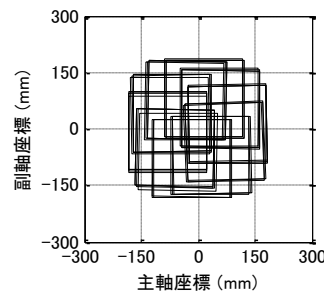
 $\sigma_s=12\text{N/mm}^2 \cdot$ 真円加振

図-3.4.22 LRB 部ねじれ変形の状況 (試験体 B)

3.4.3 まとめ

□-200mm×200mmFSLRB 縮小試験体 ($S_2=4.6$, 7.4 の 2 タイプ) の動的加振実験を実施し、水平 2 方向に同時に摺動する場合においても、FSLRB の挙動にゴムのねじれ変形などに起因する不具合を生じることはなく、その諸特性は 1 方向加振実験で得られたものと有意な差異のないことを確認した。本節で得られた知見をまとめる。

水平履歴

楕円加振、真円加振ともに何ら問題を生じることなく安定した履歴を示し、積層ゴム支承や弾性すべり支承を対象に行われた既往の実験結果を踏襲する結果が得られた。

摩擦係数

動摩擦係数、静摩擦係数ともに 1 方向加振、2 方向加振の間に明確な差は認められなかった。なお、動摩擦係数については 2 次形状係数 S_2 が大きい方が若干大きな値となり、暫定評価式と比較的よく整合する結果となった。 S_2 によって摩擦係数が異なる結果となったことを踏まえ、その評価式については 3.6 節で再度検討を行う。

LRB 部のねじれ

面圧が低く主軸と副軸の振幅比率が 1 に近いほどねじれ歪みの影響が大きく、1 方向加振時よりも総せん断歪みが増大した。ただし、長期面圧 $\sigma_g=10\text{N/mm}^2$ 程度で使用するにより、LRB 部のハードニングやせん断破断を十分に防止することができる。

3.5 実機による性能確認

本節では、実建物への適用を想定して設計・製造した 2 種類の実機試験体（実大試験体）を用いて動的加振・準静的載荷実験を行い、実用化可否の最終判断に資するデータを得る。

3.5.1 □-600mm 実機の性能確認

3.5.1.1 実験概要

小規模～中規模建物への適用を想定して設計・製造する□-600mm×600mmFSLRB について、下記の各項目を動的加振・準静的載荷実験により確認する。

- (1) 基本特性（FSLRB の想定出荷試験条件： $\sigma_s=8\text{N/mm}^2$ ・ $V=15\text{mm/s}$ 時の μ_d の確認）
- (2) 動・静摩擦係数の面圧・速度依存性
- (3) 履歴特性の加振方向依存性
- (4) 水平変形性能（すべり板外端まで問題なく摺動することの確認）
- (5) 終局限界性能（圧縮限界面圧近傍における加振・載荷で不具合を生じないことの確認）
- (6) 履歴特性の繰返し依存性
- (7) 非摺動時の LRB 挙動

最小外形の角型 LRB 製品□-600mm×600mmLRB のうち、比較的安定した形状の $S_2=5.1$ タイプを試験体に用いる。LRB 部、すべり材およびすべり材ホルダーは 3 セットとし、すべり機構部 3 組分のデータを取得する。すべり板およびベースプレートは動的加振用 1 セット、準静的載荷用 1 セットとし、各々の実験において盛り替えることなく使用する。試験体概要を表-3.5.1 および図-3.5.1, 3.5.2 に示す。

動的加振実験はオイレス工業足利事業所内の 3MN 2 軸動的試験機（表-3.2.2, 図-3.2.2）、準静的載荷実験は同 40MN 2 軸出荷試験機（表-3.3.2, 図-3.3.2）を使用する。

計測項目は動的加振実験、準静的載荷実験ともに、鉛直荷重、水平荷重、支承全体の水平変位、LRB 部の水平変位 2 点、ゴム表面温度・すべり板裏面温度 2 点・雰囲気温度の計 9 項目である。計測項目を表-3.5.2 に、計測位置を図-3.5.3 にそれぞれ示す。

表-3.5.1 試験体概要

LRB 部	
ゴム材料	天然ゴム (NR)
ゴムせん断弾性率	0.392N/mm ²
ゴム平面寸法 (面取)	□-600mm×600mm (C50)
鉛プラグ径×本数	Φ-90×1
ゴム層厚×層数=総厚	4.4mm×27=118.8mm
中間鋼板厚	4.4mm
形状係数 S_1 / S_2	35 / 5.1
初期剛性 ($\gamma=1.0$ 相当)	15.2kN/mm
降伏後剛性 ($\gamma=1.0$ 相当)	1.17kN/mm
降伏荷重 ($\gamma=1.0$ 相当)	50.7kN
すべり機構部	
すべり材料	PTFE-A
すべり材平面寸法×枚数	□-295mm×295mm (R20)×4
すべり材厚さ	8mm
すべり板平面寸法	動的加振実験用: □-1,525mm×1,060mm 準静的載荷実験用: □-2,000mm×2,000mm
すべり板厚さ	6mm

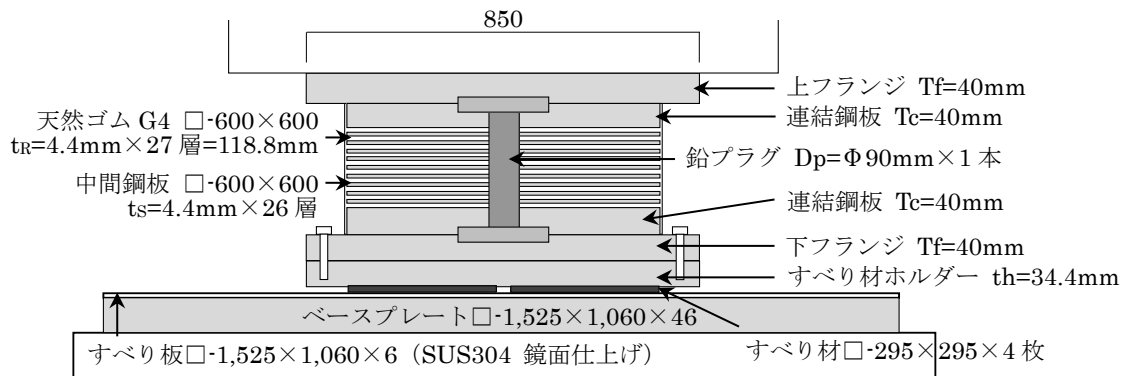


図-3.5.1 動的加振実験における試験体の模式断面

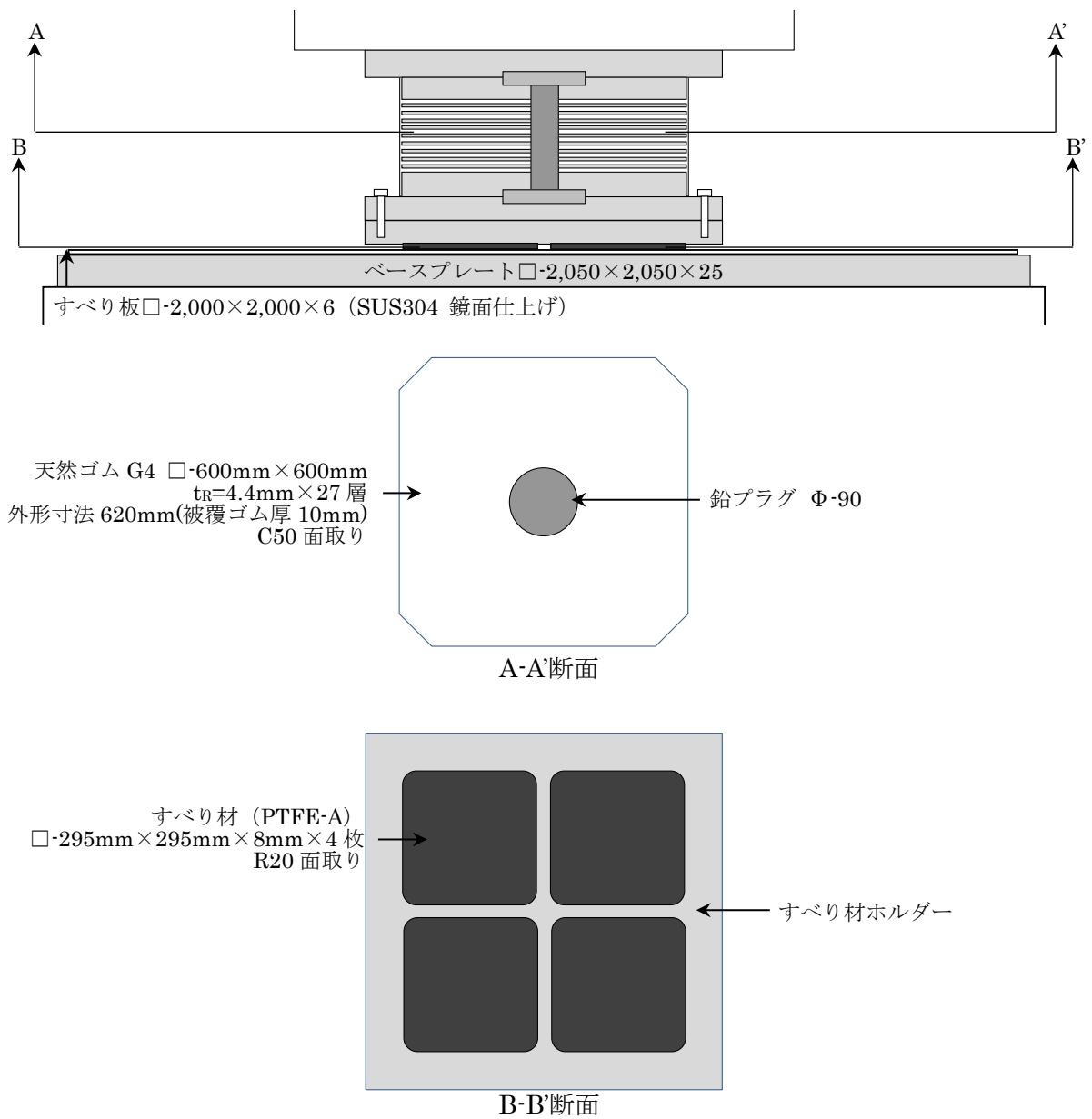


図-3.5.2 準静的載荷実験における試験体の模式断面

表-3.5.2 計測項目（動的加振実験，準静的載荷実験共通）

CH.	記号	計測項目	計測器
1	D_x	支承全体	レーザー変位計
2	D_{r1}	水平変位	ワイヤー変位計
3	D_{r2}	LRB 部 2	
4	F_x	水平荷重	試験機内蔵ロードセル
5	F_z	鉛直荷重	
6	T_{SUS1}	すべり板裏面 1	熱電対
7	T_{SUS2}	すべり板裏面 2	
8	T_{LRB}	LRB ゴム表面	
9	T_{amb}	雰囲気温度	

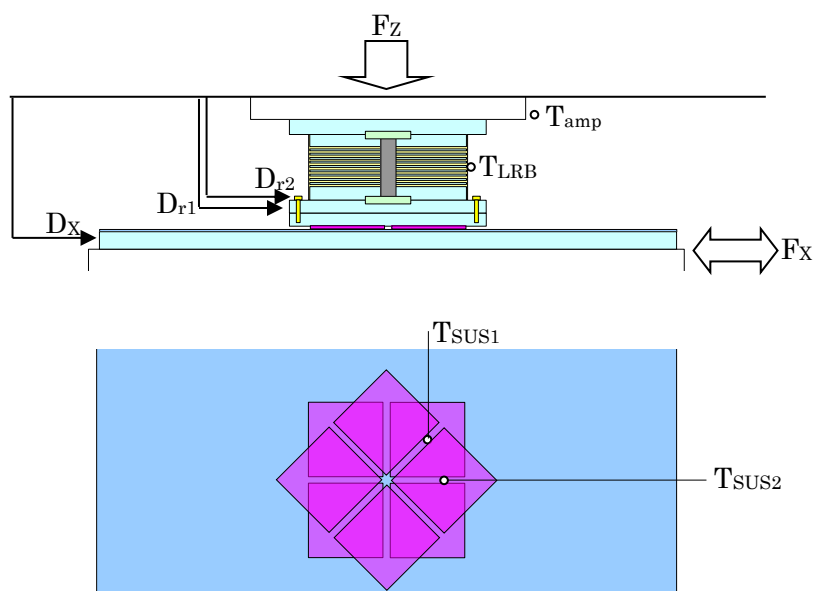


図-3.5.3 計測概要

加振・载荷条件を表-3.5.3, 3.5.4 に示す。各加振・载荷はすべり板裏面温度が 35℃以下となるまで冷却してから実施するものとする。

表-3.5.3 動的加振条件

実験 No.	面圧 [N/mm ²]	鉛直荷重 [kN]	角度	加振 波形	振動数 [Hz]	最大速度 [mm/s]	振幅 [mm]	$\gamma_{\max}$	加振 回数	特記				
i-1-00	4	1,387	0°	正弦波	0.1	314	±500.0	(4.2)	10	ならし摺動				
i-1-01	4	1,387	0°	三角波	—	15	±118.8	1.0	3	LRB 挙動 ↓ FSLRB 挙動				
i-1-02							±178.2	(1.5)						
i-1-03							±237.6	(2.0)						
i-1-04							±500.0	(4.2)						
i-1-05	8	2,774	0°	正弦波	0.01	31	±500.0	(4.2)	3	面圧・速度 依存性				
i-1-06	0.1	314												
i-1-07	0.2	628												
i-1-08	0.3	942												
i-1-09	336	±178.2			1.5	LRB 挙動								
i-1-10	0.01	31			±500.0	(4.2)	面圧・速度 依存性							
i-1-11	0.1	314												
i-1-12	0.2	628												
i-1-13	0.3	942												
i-1-14	224	±118.8			1.0	LRB 挙動								
i-1-15	8	2,774			45°	三角波	—	15			±118.8	1.0	45	加振方向 依存性 LRB 挙動 ↓ FSLRB 挙動
i-1-16											±178.2	(1.5)		
i-1-17											±237.6	(2.0)		
i-1-18											±400.0	(3.4)		
1-1-19	8	2,274	0°	正弦波	0.1	314	±400.0	(3.4)	45	繰返し依存性				

i は試験体 No.を表す。i=1, 2, 3

表-3.5.4 準静的載荷条件

実験 No.	面圧 [N/mm ²]	鉛直荷重 [kN]	加振 波形	最大速度 [mm/s]	振幅 [mm]	$\gamma_{\max}$	加振 回数	特記
i-2-01	4	1,387	三角波	15	± 89.1	0.75	2	LRB 挙動
i-2-02					± 178.2	(1.5)		↓ FSLRB 挙動
i-2-03					± 500.0	(4.2)		面圧依存性
i-2-04					0→+798	(6.7)	—	限界変形
i-2-05	8	2,774			± 118.8	1.0	2	LRB 挙動
i-2-06					± 207.9	(1.75)		↓ FSLRB 挙動
i-2-07					± 500.0	(4.2)		基本特性
i-2-08					0→+860	(7.2)	—	限界変形
i-2-09	12	4,161			± 148.5	1.25	2	LRB 挙動
i-2-10					± 237.6	(2.0)		↓ FSLRB 挙動
i-2-11					± 500.0	(4.2)		面圧依存性
i-2-12					0→+898	(7.2)	—	限界変形
i-2-13	16	5,548			± 178.2	1.5	2	LRB 挙動
i-2-14					± 267.3	(2.25)		↓ FSLRB 挙動
i-2-15					± 500.0	(4.2)		面圧依存性
i-2-16					0→+925	(7.8)	—	限界変形
1-2-17	20	6,935			± 178.2	1.75	2	限界性能
1-2-18					± 267.3	(2.5)		
1-2-19					± 500.0	(4.2)		
1-2-20					0→+946	(8.0)	—	
2-2-17	30	10,402			± 267.3	2.25	2	
2-2-18					± 356.4	(3.0)		
2-2-19					± 500.0	(4.2)		
2-2-20					0→+982	(8.3)	—	
3-2-17	40	13,869			± 267.3	(1.9)	2	

i は試験体 No.を表す。i=1, 2, 3

3.5.1.2 実験結果

基本特性

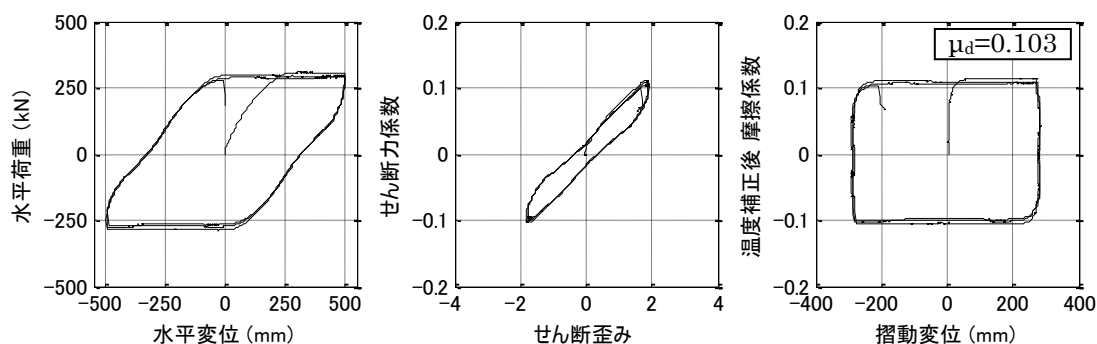
FSLRB 実用化の暁には、製品出荷時に性能確認のため基本特性試験を行うこととなる。メーカー出荷試験機の性能に鑑みて、出荷試験条件を【 $\sigma_s=8\text{N/mm}^2 \cdot V=15\text{mm/s}$ 】と規定し、左記条件で実施した実験ケースの結果より動摩擦係数 μ_d を評価する。

水平方向の履歴を図-3.5.4～3.5.6 に示す。各図は左から FSLRB 全体の水平変位－水平荷重関係、LRB 部のせん断歪み－せん断力係数関係、すべり機構部の摺動変位－摩擦係数関係である。得られた μ_d の値を右図中にあわせて示す。3 試験体の全 6 実験で得られた μ_d は、以下の通りばらつきの小さい安定した結果となっている。

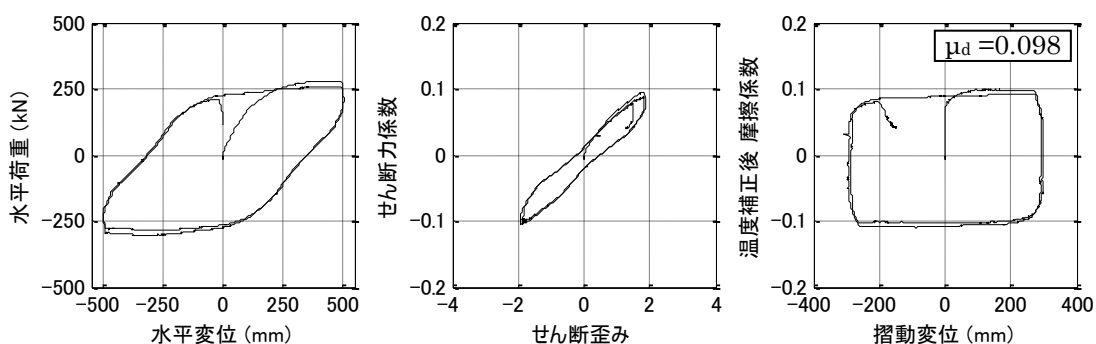
平均値 $_{ave}\mu_d=0.106$

最小値 $_{low}\mu_d=0.098$ ($_{ave}\mu_d - 8\%$)

最大値 $_{high}\mu_d=0.111$ ($_{ave}\mu_d + 4\%$)

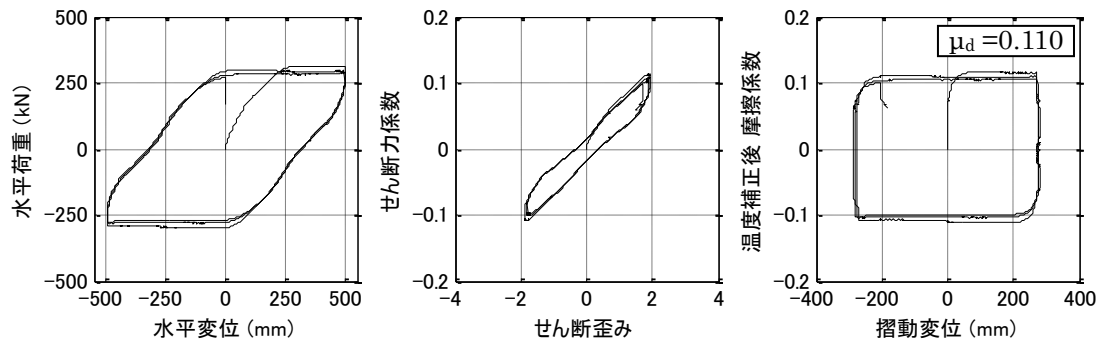


実験 No. 1-1-04 (三角波 15mm/s, $\pm 500\text{mm}$)

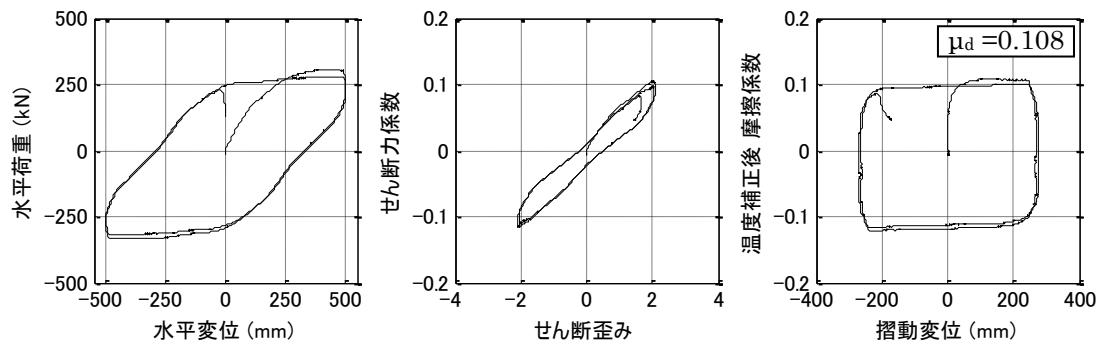


実験 No. 1-2-07 (三角波 15mm/s, $\pm 500\text{mm}$)

図-3.5.4 出荷試験条件における水平履歴 (試験体 No.1)

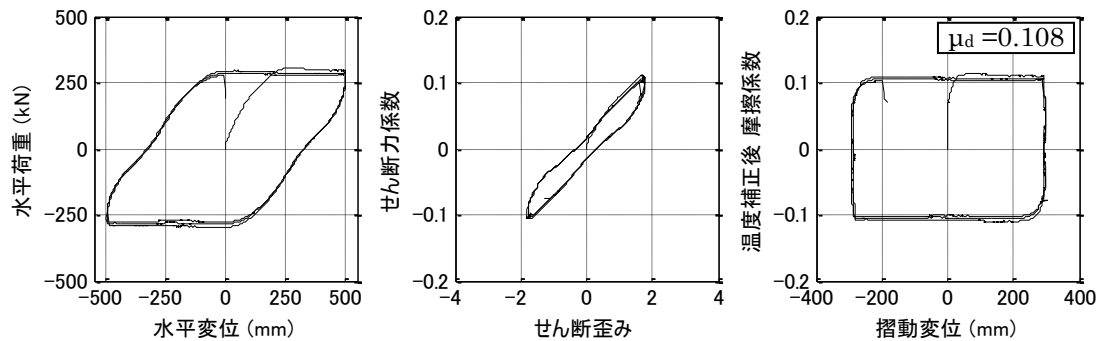


実験 No. 2-1-04 (三角波 15mm/s, ± 500 mm)

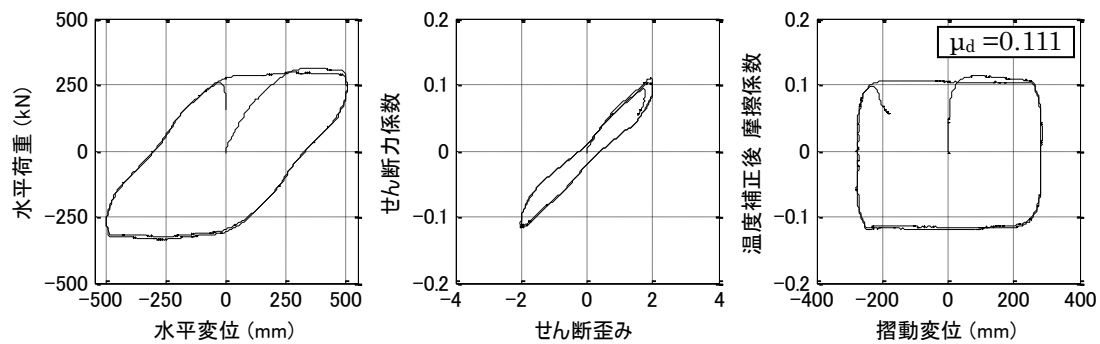


実験 No. 2-2-07 (三角波 15mm/s, ± 500 mm)

図-3.5.5 出荷試験条件における水平履歴 (試験体 No.2)



実験 No. 3-1-04 (三角波 15mm/s, ± 500 mm)



実験 No. 3-2-07 (三角波 15mm/s, ± 500 mm)

図-3.5.6 出荷試験条件における水平履歴 (試験体 No.3)

動摩擦係数 μ_d

すべり機構部に明らかな摺動が認められる実験ケースの結果より、 μ_d の面圧・速度依存性を評価する。結果を図-3.5.7 に示す。図中には暫定評価式(3.2.2)をあわせて示してある。全般的に実験結果は評価式に比べて低い値となっており、特に高面圧下では両者の乖離が大きくなる。このことは、高面圧になるほど平均面圧と真の面圧の差が大きくなることを示唆しており、摩擦係数を平均面圧のべき乗で評価することの限界を示すものと考えられる。この点については 3.6 節で詳しく検討することとする。

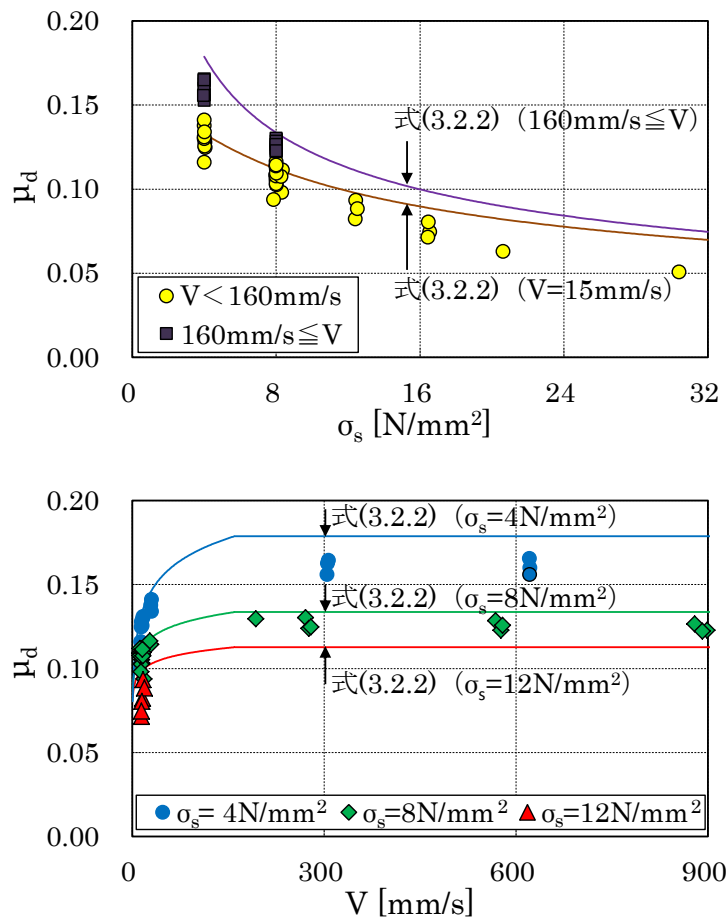


図-3.5.7 動摩擦係数の面圧・速度依存性と暫定評価式

静摩擦係数 μ_s

すべり機構部に明らかな摺動が認められる実験ケースの結果より、 μ_s の面圧・速度依存性を評価する。結果を図-3.5.8 に示す。図中には暫定評価式(3.2.3)をあわせて示してある。全般的に実験結果は評価式に比べて低い値となっており、特に高面圧において両者の乖離が顕著である。この点については3.6節で詳しく検討する。

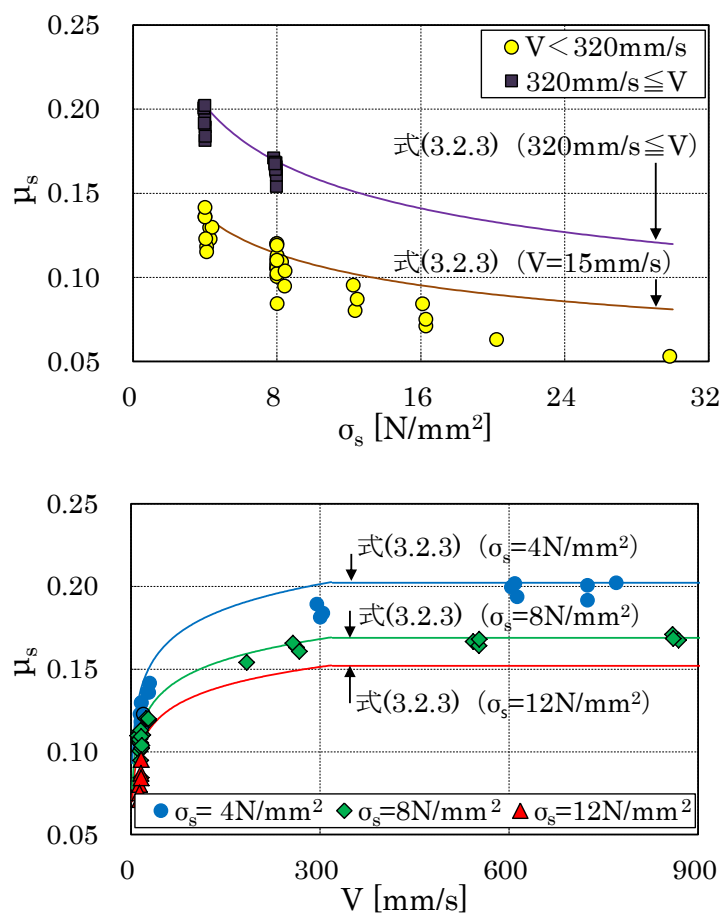


図-3.5.8 静摩擦係数の面圧・速度依存性と暫定評価式

加振方向依存性

FSLRB は厳密には異方性を有する角型 LRB を用いることから、 0° 方向と 45° 方向で水平履歴特性に顕著な差を生じないことを確認しておく。

試験体 3 体の結果に有意な差が見られないことから、試験体 No.1（実験 No.1-1-01～04，実験 No.1-1-15～18）の水平履歴を図-3.5.9 に例示する。各図は左から FSLRB 全体の水平変位－水平荷重関係，LRB 部のせん断歪み－せん断力係数関係，すべり機構部の摺動変位－摩擦係数関係である。また，上から順に LRB のせん断歪み 100%，150%，200%，420% (0° 方向) / 340% (45° 方向) に相当する最大水平変位を付与した実験の結果である。いずれも 0° 方向載荷時の結果を薄赤実線， 45° 方向載荷時の結果を黒実線で示し，両実験結果を重ね書きしている。全ての加振ケースにおいて LRB 部の履歴特性，すべり機構部の摩擦特性のいずれも加振方向による有意な差は認められない。この結果より，FSLRB 水平履歴特性において，加振方向による特性変化を考慮する必要はないものと判断する。

水平変形性能

FSLRB がすべり板の端部まで問題なく摺動することを準静的載荷により確認しておく。準静的載荷実験用の試験体はすべり板寸法□-2,000mm，すべり材寸法□-600mm であるから，片振幅 $(2,000-600)/2=700\text{mm}$ の摺動が可能である。面圧に応じて変化する LRB 部のせん断変形がこれに加わることから，試験機には片振幅 800mm 程度を上回る水平変形性能が必要となる。一方，試験機の最大変形性能が $\pm 800\text{mm}$ であるため，実験に当たってはすべり板をすべり材中心位置から負側に 500mm オフセットさせた位置から載荷を開始し，正側への片側 1/2 サイクル載荷としている。

試験体 3 体の結果に有意な差が見られないことから，試験体 No.1（実験 No.1-2-04，08，12，16）の水平履歴を図-3.5.10 に例示する。各図は左から FSLRB 全体の水平変位－水平荷重関係，LRB 部のせん断歪み－せん断力係数関係，すべり機構部の摺動変位－摩擦係数関係である。また，上から順に面圧 4，8，12，16N/mm² 下での結果である。全ての載荷ケースにおいて FSLRB は安定した履歴形状を保持したまますべり板端部まで摺動可能であることが確認できる。図-3.5.11 には試験体 No.1 の載荷開始時と最大変形時の状況を示す。

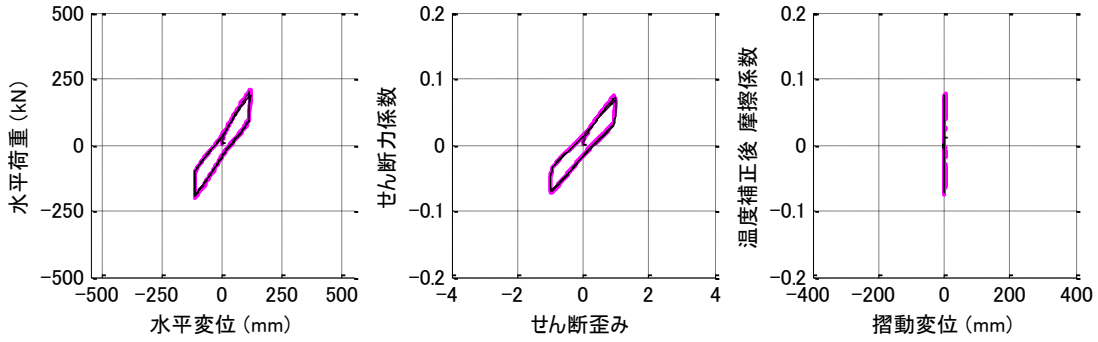
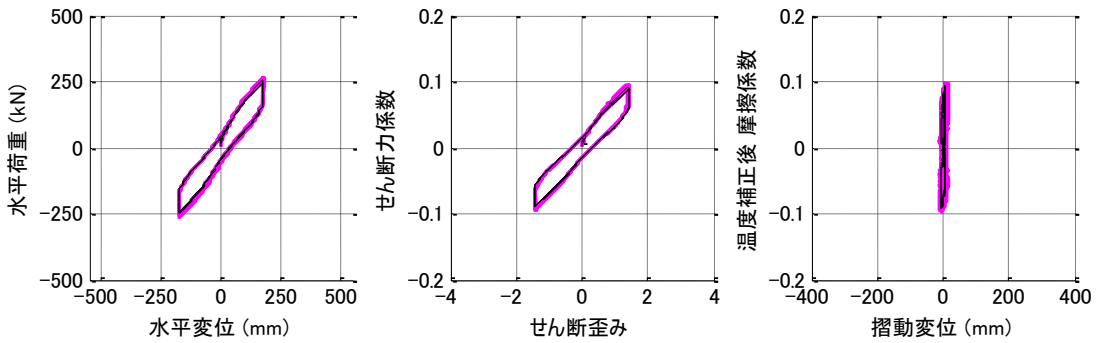
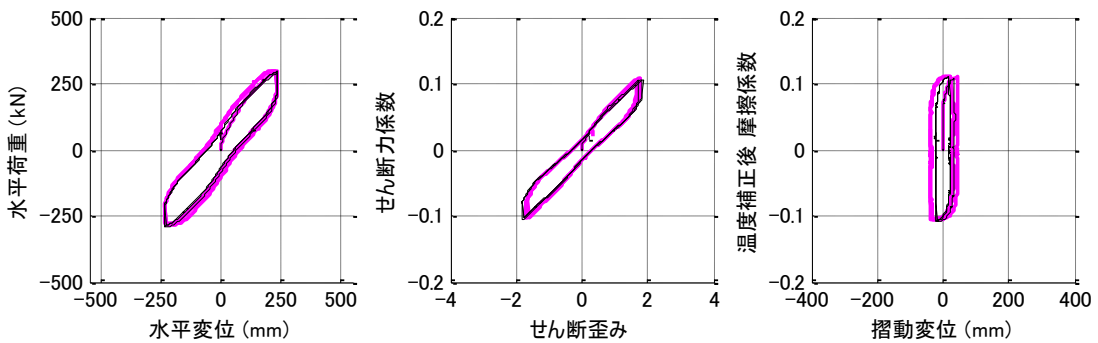
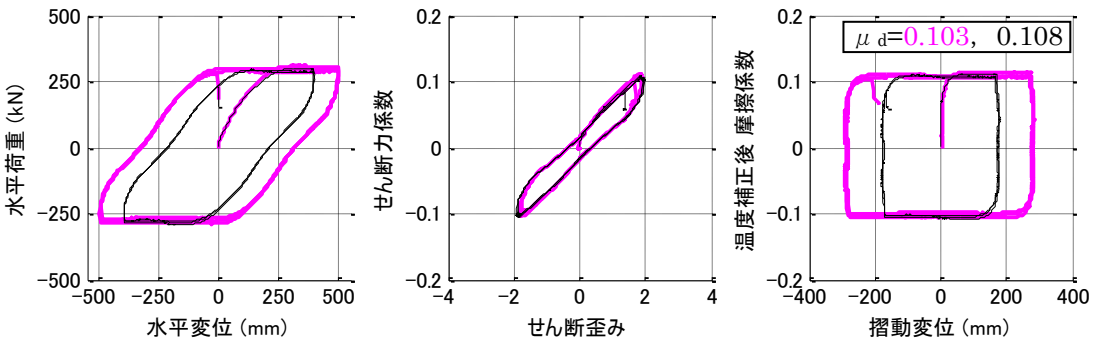
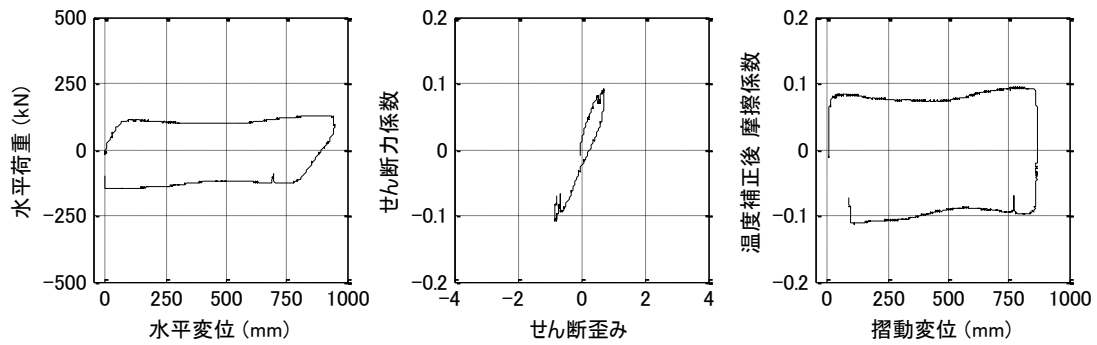
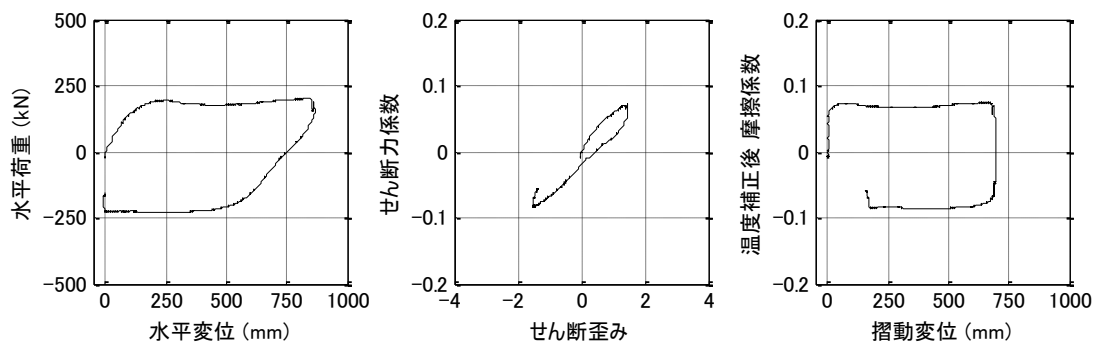

 実験 No.1-1-01 (0° , $\pm 118.8\text{mm}$), 実験 No. #1-1-15 (45° , $\pm 118.8\text{mm}$)

 実験 No.1-1-02 (0° , $\pm 178.2\text{mm}$), 実験 No. #1-1-16 (45° , $\pm 178.2\text{mm}$)

 実験 No.1-1-03 (0° , $\pm 237.6\text{mm}$), 実験 No. #1-1-17 (45° , $\pm 237.6\text{mm}$)

 実験 No.1-1-04 (0° , $\pm 500\text{mm}$), 実験 No. #1-1-18 (45° , $\pm 400\text{mm}$)

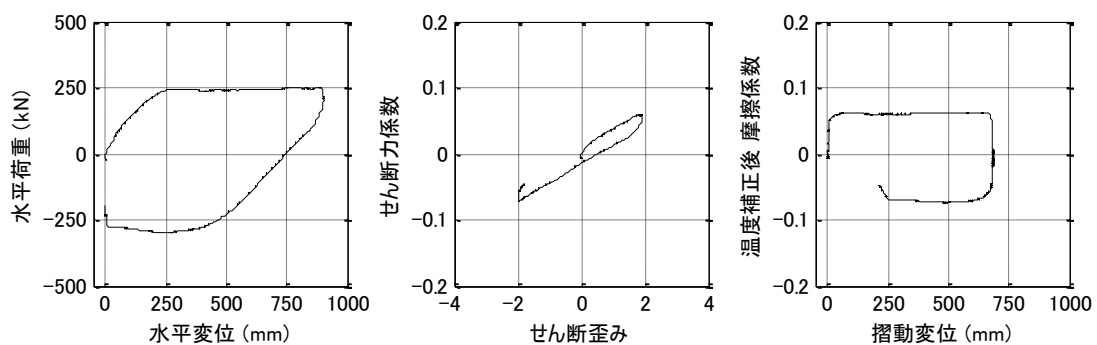
図-3.5.9 加振方向による履歴特性の比較 (試験体 No.1)



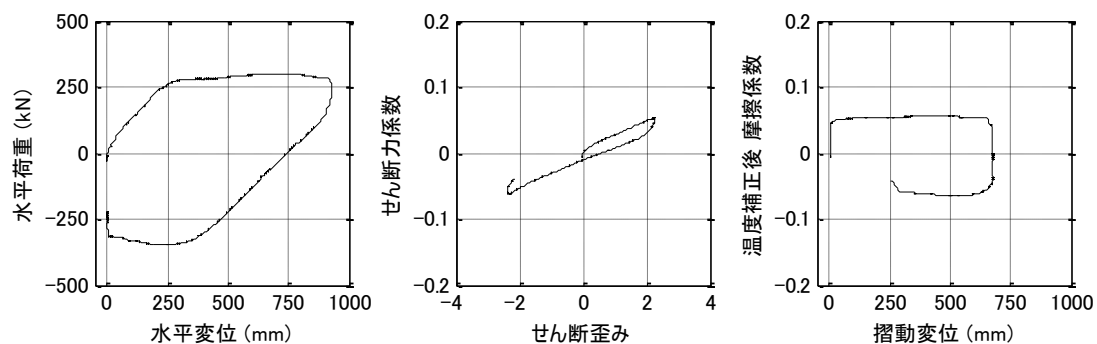
実験 No.1-2-04 (4N/mm², 最大変位+798mm [注]制御ミスにより最大変位 900mm 付与)



実験 No.1-2-08 (8N/mm², 最大変位+860mm)



実験 No.1-2-12 (12N/mm², 最大変位+898mm)

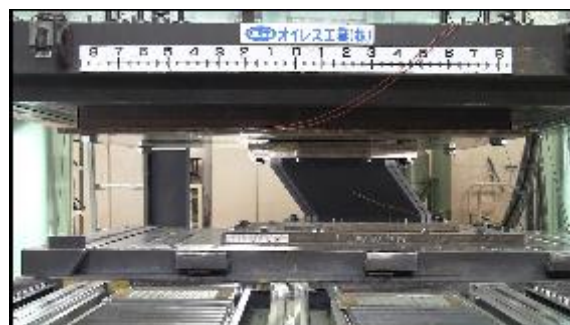


実験 No.1-2-16 (16N/mm², 最大変位+925mm)

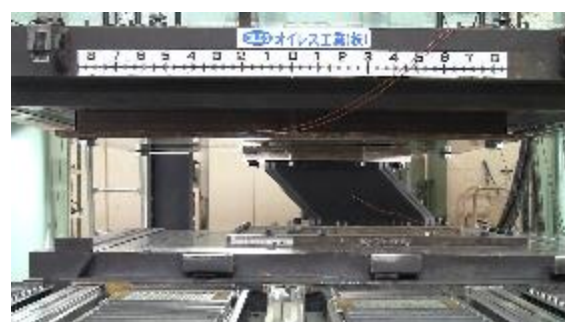
図-3.5.10 限界変形性能の確認 (試験体 No.1)



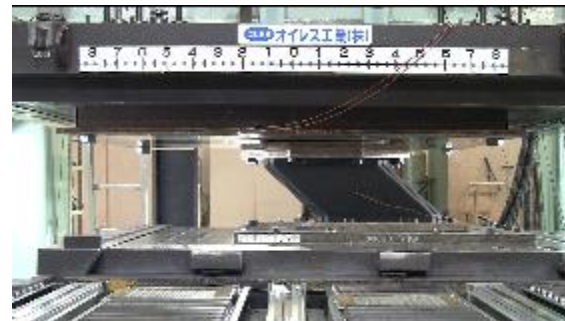
実験 No.1-2-04 (4N/mm^2 , 最大変位+798mm [注]制御ミスにより最大変位 900mm 付与)



実験 No.1-2-08 (8N/mm^2 , 最大変位+860mm)



実験 No.1-2-12 (12N/mm^2 , 最大変位+898mm)



実験 No.1-2-16 (16N/mm^2 , 最大変位+925mm)

図-3.5.11 限界変形性能の確認 载荷開始時および最大変位時の状況 (試験体 No.1)

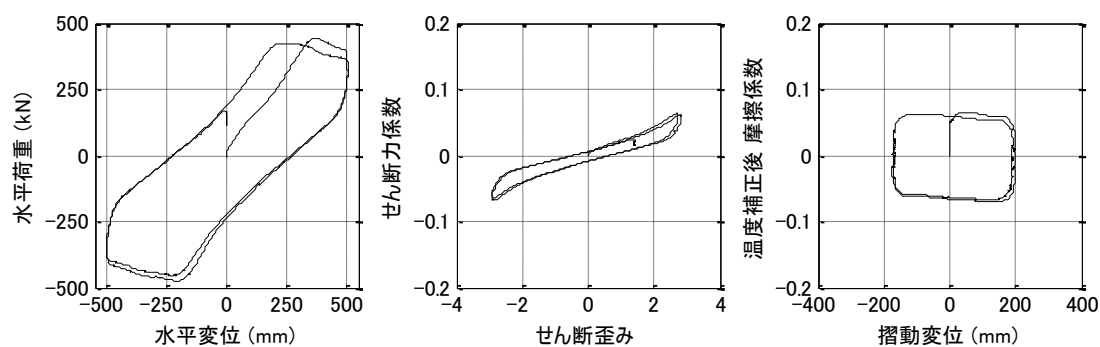
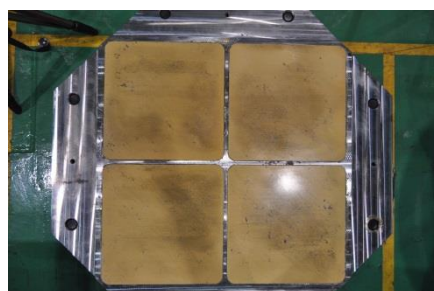
終局限界性能

3.3 節において、 $\square$ -900mm $\times$ 900mm 実大試験体 ($S_2=4.6$) の圧縮限界状態を評価し、 $\sigma_s=20\text{N/mm}^2$ 以上になるとすべり面の浮き上がりやすべり材の圧壊などが生じることを確認した。本項では、 $\square$ -600mm $\times$ 600mm 実機試験体 ($S_2=5.1$) を用いて高面圧下での水平載荷実験を行い、3.3 節の結果との比較を行う。

$\sigma_s=20\text{N/mm}^2$ 下で繰り返し摺動させた試験体 No.1 の水平履歴（実験 No.1-2-19）を図-3.5.12 に、 $\sigma_s=30\text{N/mm}^2$ 下で繰り返し摺動させた試験体 No.2 の水平履歴（実験 No.2-2-19）を図-3.5.13 に、 $\sigma_s=40\text{N/mm}^2$ 下で LRB 部にせん断変形を加えた試験体 No.3 の水平履歴（実験 No.3-2-17、摺動させず）を図-3.5.14 にそれぞれ示す。各図は左から FSLRB 全体の水平変位－水平荷重関係、LRB 部のせん断歪み－せん断力係数関係、すべり機構部の摺動変位－摩擦係数関係である。また、各図には実験終了後のすべり材の状況をあわせて示す。

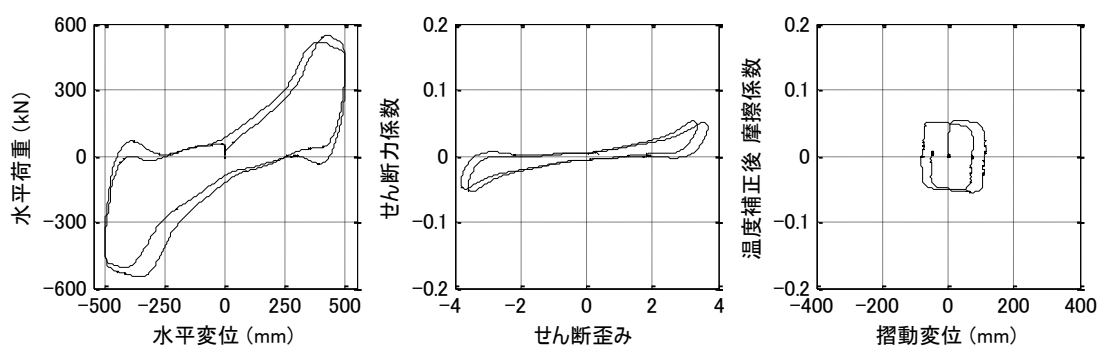
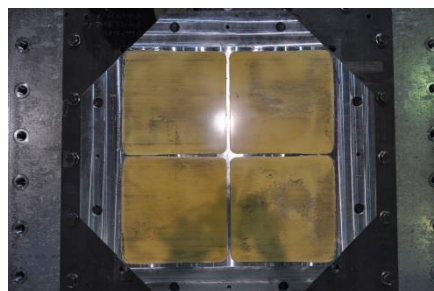
$\sigma_s=20\text{N/mm}^2$ を載荷して摺動させた試験体 No.1 は、LRB 部のせん断歪み 300%未満を保持した状態で、特に不具合を生じることなくすべりを生じている。 $\sigma_s=30\text{N/mm}^2$ の試験体 No.2 は、LRB 部のせん断歪みが 400%近くまで達しているが、特に異常を生じることなく安定したすべりを生じている。 $\sigma_s=40\text{N/mm}^2$ の試験体 No.3 は、LRB としての終局限界に相当する条件の載荷を行ったが、特に問題を生じていない。また、いずれの実験においてもすべり面に浮き上がりが生じていないこと、および実験終了後のすべり材にも何ら不具合のないことを目視により確認している。

以上の通り、ほぼ同じ S_2 を有する $\square$ -900mm $\times$ 900mmFSLRB ($S_2=4.6$) と $\square$ -600mm $\times$ 600mmFSLRB ($S_2=5.1$) とで、終局限界性能が大きく異なる結果となっている。このことは、LRB 部の面外変形によるすべり面の一部浮き上がりやすべり材の圧壊には、LRB 本体の S_2 に加えて LRB ゴム部とすべり材との間に介在する連結鋼板、支圧板、すべり材ホルダーの面外剛性が大きく影響している可能性を示唆している。また、これまで何度も言及してきた平均面圧と真の面圧との差異についても、LRB 部およびすべり面との間に介在する鋼板の面外剛性が大きく影響しているものと考えられる。この点については 3.6 節で検討することとする。

実験 No.1-2-19 (20N/mm^2 , 三角波 15mm/s , $\pm 500\text{mm}$)

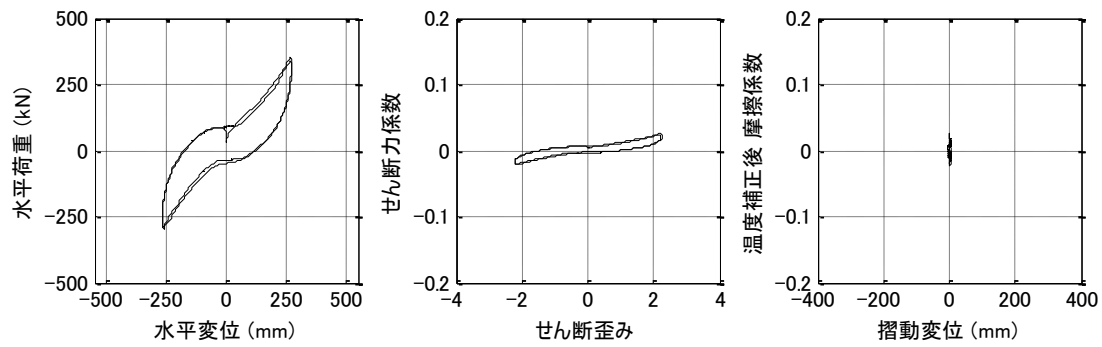
全実験終了後のすべり材の状況

図-3.5.12 終局限界性能の確認（試験体 No.1）

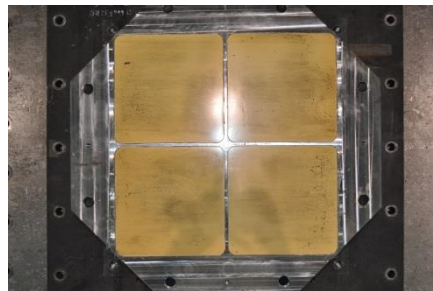
実験 No.2-2-19 (30N/mm^2 , 三角波 15mm/s , $\pm 500\text{mm}$)

全実験終了後のすべり材の状況

図-3.5.13 終局限界性能の確認（試験体 No.2）



実験 No.3-2-17 (40N/mm^2 , 三角波 15mm/s , $\pm 267.3\text{mm}$)



全実験終了後のすべり材の状況

図-3.5.14 終局限界性能の確認（試験体 No.3）

履歴特性の繰返し依存性

長周期・長時間地震動を受ける FSLRB の履歴特性変化を評価するため、実験 No.1-1-19 で 8N/mm^2 、 $\pm 400\text{mm} \times 45$ サイクルの連続加振実験を実施している。総加振変位は 72m である。

FSLRB 全体の水平変位－水平荷重関係、LRB 部のせん断歪み－せん断力係数関係、すべり機構部の摺動変位－摩擦係数関係を図-3.5.15 に示す。加振回数とともに摩擦力が低下していき、これに伴って全振幅に占める LRB 部せん断変形とすべり機構部摺動変位の割合が変化していくことが分かる。図-3.5.16 には加振サイクル数と μ_d 、すべり板裏面温度 T_{SUS1} および雰囲気温度 T_{atm} の関係、および累積摺動距離と 1 サイクル目の μ_d に対する変化率、すべり板裏面温度 T_{SUS1} および雰囲気温度 T_{atm} の関係を示す。j サイクル目の μ_d 、 T_{SUS1} および T_{atm} は j サイクル負切片値と j+1 サイクル正切片値の絶対値平均 ($j=1 \sim 44$) で評価し、45 サイクル目のみ負切片絶対値としている。摺動開始直後にすべり板裏面温度が急激に上昇するが、 μ_d の低下は緩やかであり累積摺動距離 10m で約 20%， 45m で 55% の低下となっている。FSLRB のすべり機構部は設計レベルを上回る巨大地震時にのみ摺動し、累積摺動距離は数 m 程度に留まると考えられることから、 μ_d の低下が建物の地震応答に及ぼす影響は無視し得る程度であると考ええる。

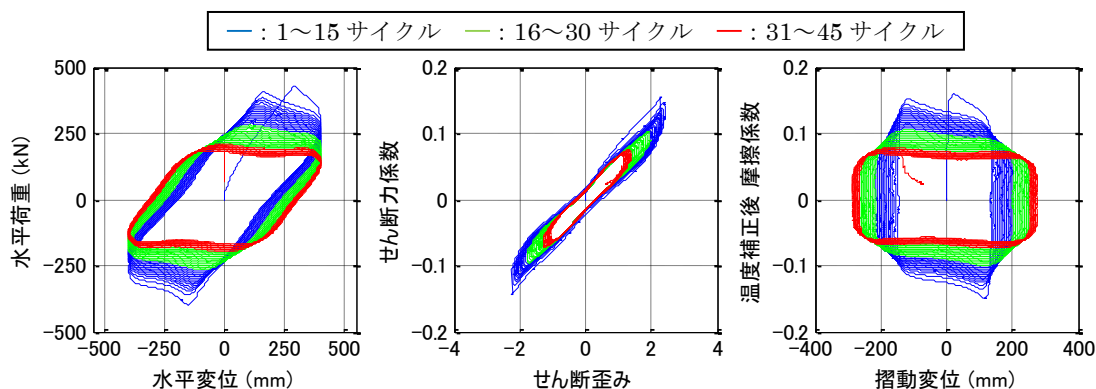


図-3.5.15 繰返し载荷による FSLRB 履歴特性の変化

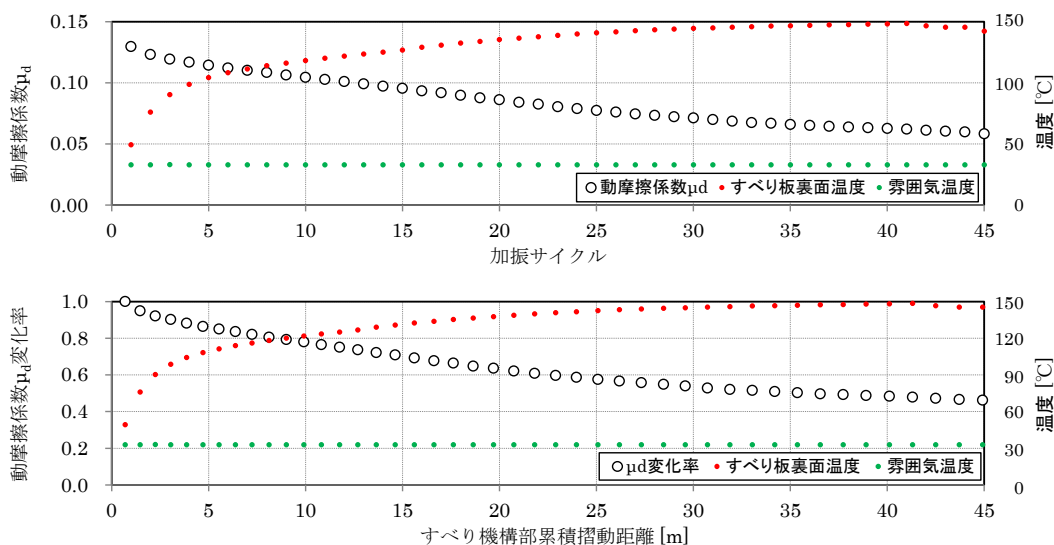


図-3.5.16 繰返し加振による動摩擦係数およびすべり板裏面温度の変化

非摺動時の LRB 挙動

FSLRB は設計レベル以下の地震動に対して、上下端部のいずれかをボルト接合、他端を摩擦接合とした LRB として機能することを期待している。そこで、すべり機構部が摺動せず摩擦接合が機能している限り、従来の LRB と変わらない性能を発揮することを確認しておく。

試験体 3 体の結果に有意な差が見られないことから、試験体 No.1 について明確な摺動を生じない実験条件 (No.1-1-01, 02, 09, 14~16, No.1-2-01, 05, 09, 10, 13, 14) における LRB 部の特性値および基準値に対する比率を表-3.5.5 に例示する。評価した特性値は降伏後剛性 K_d (基準値 1.17kN/mm)、降伏荷重 Q_d (基準値 50.7kN)、等価剛性 K_{eq} (基準値 1.59kN/mm)、等価減衰定数 h_{eq} (基準値 16.5%) の 4 項目である。実験値は動的加振実験のとき 3 サイクル目、準静的載荷実験のとき 2 サイクル目の値を算出している。上記基準値はいずれも 20℃、せん断歪み 100%時の値であり、比較に当たっては各実験時の LRB 部表面温度 T_{LRB} および最大せん断歪みを用いて補正を掛けている。この結果より、いずれの実験結果も概ね基準値に対して±20%の製品ばらつき範囲以内に収まっていることが分かる。

3.5.1.3 まとめ

小規模～中規模建物への適用を想定する□-600mm×600mmFSLRB 実機試験体について、動的加振実験および準静的載荷実験により以下の知見を得た。

基本特性

FSLRB 出荷試験条件【 $\sigma_s=8\text{N/mm}^2 \cdot V=15\text{mm/s}$ 】における μ_d は平均値 0.106 であり、ばらつきが小さく安定している。

摩擦係数の面圧・速度依存性

概ね暫定評価式を下回り、特に高面圧の場合にその傾向が顕著である。

履歴特性の加振方向依存性

0° 方向と 45° 方向で水平履歴特性に有意な差はない。

水平変形性能

すべり材がすべり板の端部に至るまで安定した水平履歴特性を保持する。

終局限界性能

$\sigma_s=20\text{N/mm}^2$ 以下で使用するにより、すべり面の浮き上がりやすべり材の損傷などを生じることなく、安定した性能を保持することができる。

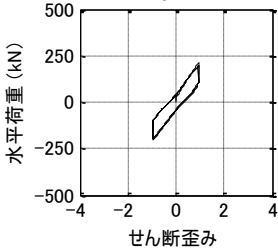
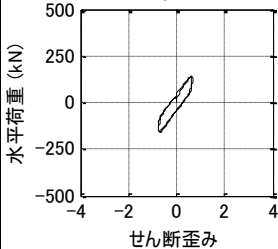
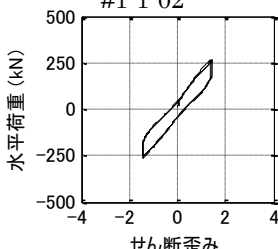
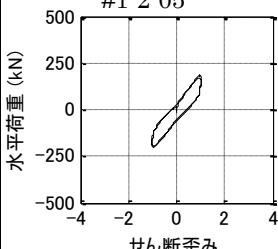
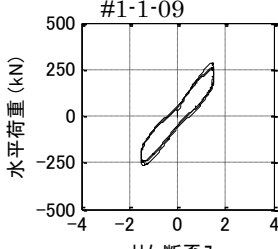
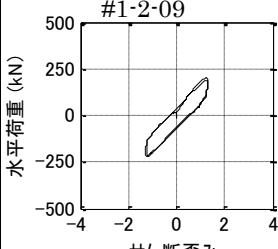
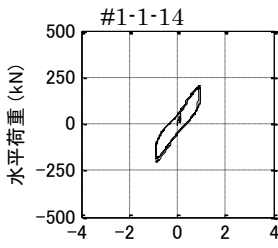
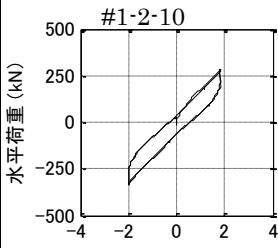
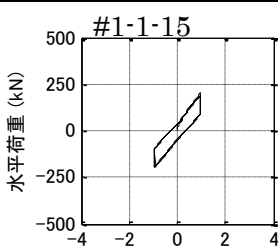
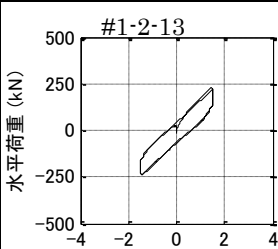
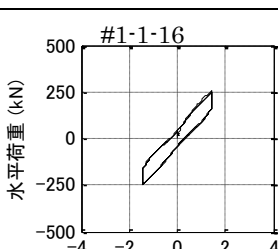
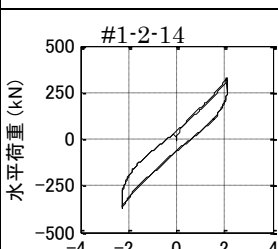
履歴特性の繰返し依存性

μ_d は累積摺動距離 10m で約 20%、同 45m で約 55%低下する。

非摺動時の LRB 挙動

上下端ボルト接合の従来型 LRB と変わらない水平履歴特性を有する。

表-3.5.5 非摺動時の LRB 部特性値および基準値に対する比率（試験体 No.1）

実験 No.	特性値	比率	実験 No.	特性値	比率
#1-1-01 	K_d : 1.34 kN/mm Q_d : 40.9 kN K_{eq} : 1.68 kN/mm h_{eq} : 14.2 %	+17.7% -11.5% +8.8% -11.6%	#1-2-01 	K_d : 1.46 kN/mm Q_d : 41.5 kN K_{eq} : 1.80 kN/mm h_{eq} : 16.1 %	+18.5% -9.6% +1.6% -14.2%
#1-1-02 	K_d : 1.28 kN/mm Q_d : 43.4 kN K_{eq} : 1.51 kN/mm h_{eq} : 11.3 %	+17.8% -5.9% +11.0% -9.8%	#1-2-05 	K_d : 1.27 kN/mm Q_d : 43.3 kN K_{eq} : 4 kN/mm h_{eq} : 15.0 %	+12.2% -5.2% +1.7% -3.9%
#1-1-09 	K_d : 1.23 kN/mm Q_d : 52.3 kN K_{eq} : 1.39 kN/mm h_{eq} : 13.5 %	+14.8% +16.1% .1% +12.7%	#1-2-09 	K_d : 1.11 kN/mm Q_d : 48.1 kN K_{eq} : 1.3614 kN/mm h_{eq} : 5 %	+1.4% +5.9% -2.3% +8.5%
#1-1-14 	K_d : 1.34 kN/mm Q_d : 47.8 kN K_{eq} : 1.68 kN/mm h_{eq} : 16.1 %	+18.3% +6.7% +9.7% +0.7%	#1-2-10 	K_d : 1.05 kN/mm Q_d : 49.61 kN K_{eq} : 1.1106 kN/mm h_{eq} : 110.6 %	+0.6% +10.0% +5.9% +6.5%
#1-1-15 	K_d : 1.29 kN/mm Q_d : 40.4 kN K_{eq} : 1.60 kN/mm h_{eq} : 14.5 %	+14.4% -9.8% +5.7% -8.2%	#1-2-13 	K_d : 1.9750 kN/mm Q_d : 1.271 kN K_{eq} : 1.271 kN/mm h_{eq} : .9 %	-9.2% +12.8% -3.7% +17.0%
#1-1-16 	K_d : 1.23 kN/mm Q_d : 42.5 kN K_{eq} : 1.42 kN/mm h_{eq} : 11.5 %	+14.7% -5.1% +6.1% -5.4%	#1-2-14 	K_d : 1.9452 kN/mm Q_d : 1.309 kN K_{eq} : 1.309 kN/mm h_{eq} : 8 %	-8.5% +15.5% +9.1% +8.2%

3.5.2 □-900mm 実機の性能確認

3.5.2.1 実験概要

原子力発電所建屋などの大規模建物への適用を想定する FSLRB 実大試験体について、下記項目に着目した動的加振実験を行い、実用化可否の最終判断に資するデータを得る。

- (1) 摩擦係数の面圧・速度依存性
- (2) 2 方向加振時の摩擦特性および LRB 部ゴムねじれ挙動
- (3) 非定常波（地震応答波）加振時の履歴特性

試験体の LRB 部は試験機の加振性能限界に鑑みて、ほぼ最大外形の角型 LRB 製品□-1,500mm×1,500mm を縮尺率 1/1.67 で縮小した□-900mm×900mm を用いるが、□-900mm×900mm 実大試験体とも位置付けられる。試験体数は LRB 部 1 体、すべり機構部 1 組である。試験体の寸法および諸元を表-3.5.6 および図-3.5.17 に示す。

試験機は University of California, San Diego (UCSD) の 3 軸動的試験機 Seismic Response Modification Device Test Facility (SRMD) を使用する。試験機の諸元を表-3.5.7 に、外観と試験体設置状況を図-3.5.18 に、試験体の試験機への設置概要を図-3.5.19、3.5.20 にそれぞれ示す。

表-3.5.6 試験体の寸法諸元

LRB 部		
	想定実機	実大試験体
ゴム材料	天然ゴム (NR)	
ゴムせん断弾性率	0.392N/mm ²	
ゴム平面寸法（面取）	□-1,500mm×1,500mm (C100)	□-900mm×900mm (C100)
鉛プラグ径×本数	Φ-165mm×4	Φ-100mm×4
ゴム層厚×層数＝総厚	7.00mm×29＝203mm	4.20mm×29＝121.8mm
中間鋼板厚	4.3mm	4.3mm
形状係数 S_1 / S_2	55 / 7.4	56 / 7.4
初期剛性 ($\gamma=1.0$ 相当)	56.3kN/mm	30.2kN/mm
降伏後剛性 ($\gamma=1.0$ 相当)	4.33kN/mm	2.32kN/mm
降伏荷重 ($\gamma=1.0$ 相当)	682kN	262kN
すべり機構部		
	想定実機	実大試験体
すべり材料	PTFE-A	
すべり材平面寸法×枚数	□-485mm×485mm (R20)×9	□-435mm×435mm (R20)×4
すべり材厚さ	8mm	
すべり板平面寸法	設計条件による	□-2,400mm×1,600mm
すべり板厚さ	6mm	

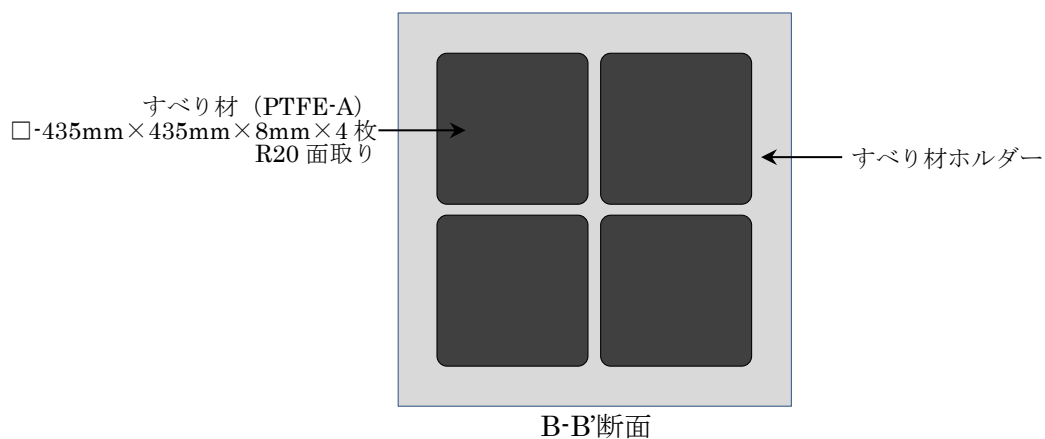
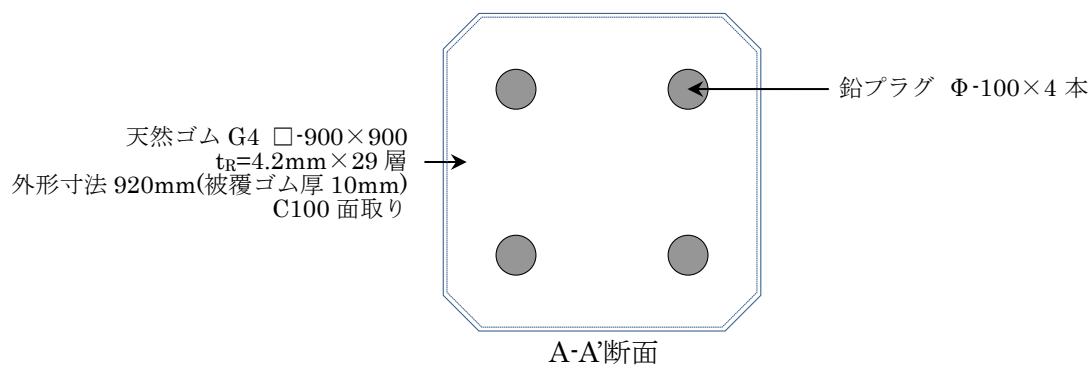
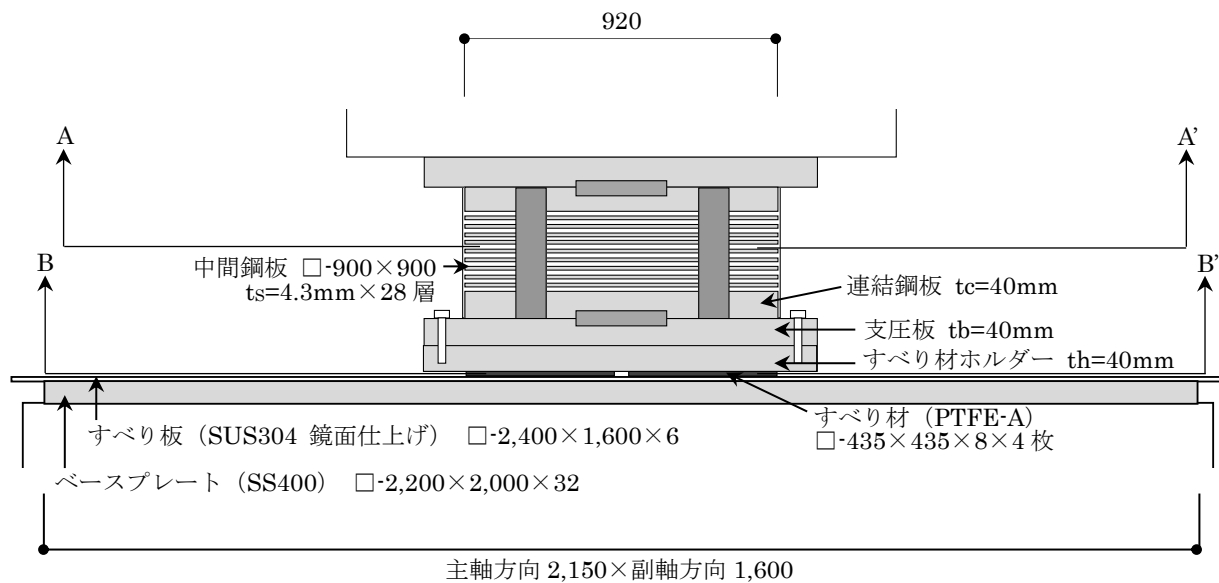


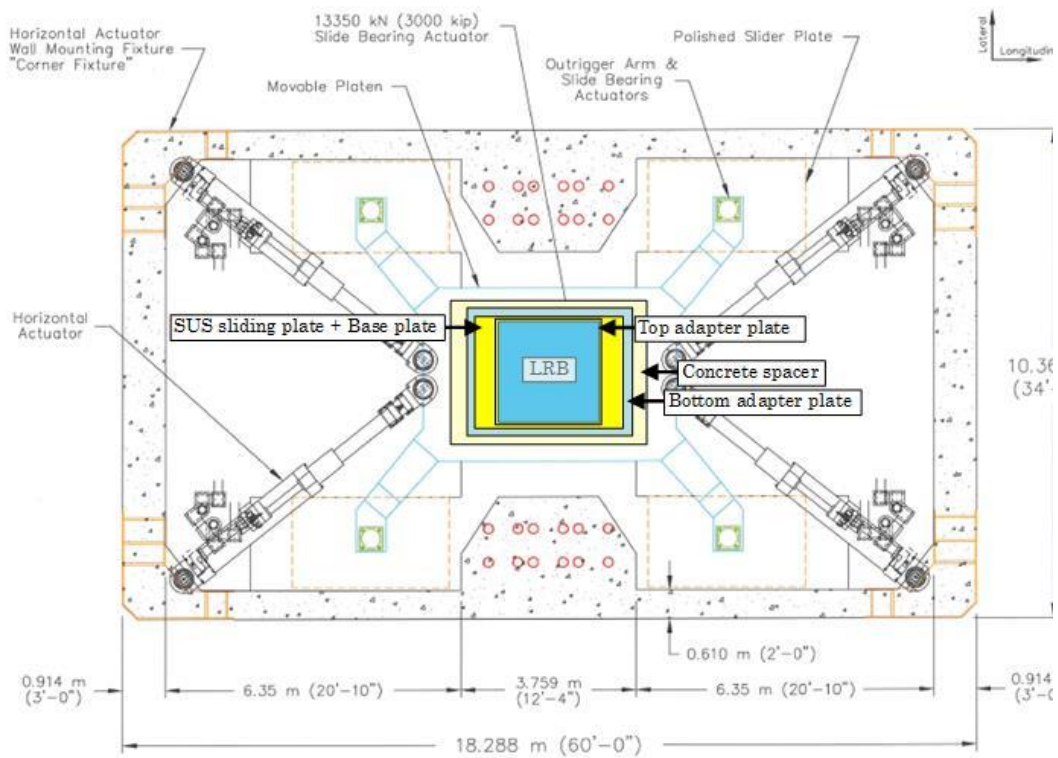
図-3.5.17 試験体の模式断面

表-3.5.7 試験機の諸元

項目	諸元	
鉛直方向最大荷重	53.4MN（圧縮側）	
水平方向主軸	荷重	8.9MN
	変位	±1,220mm
	速度	1,780mm/s
水平方向副軸	荷重	4.45MN
	変位	±610mm
	速度	762mm/s

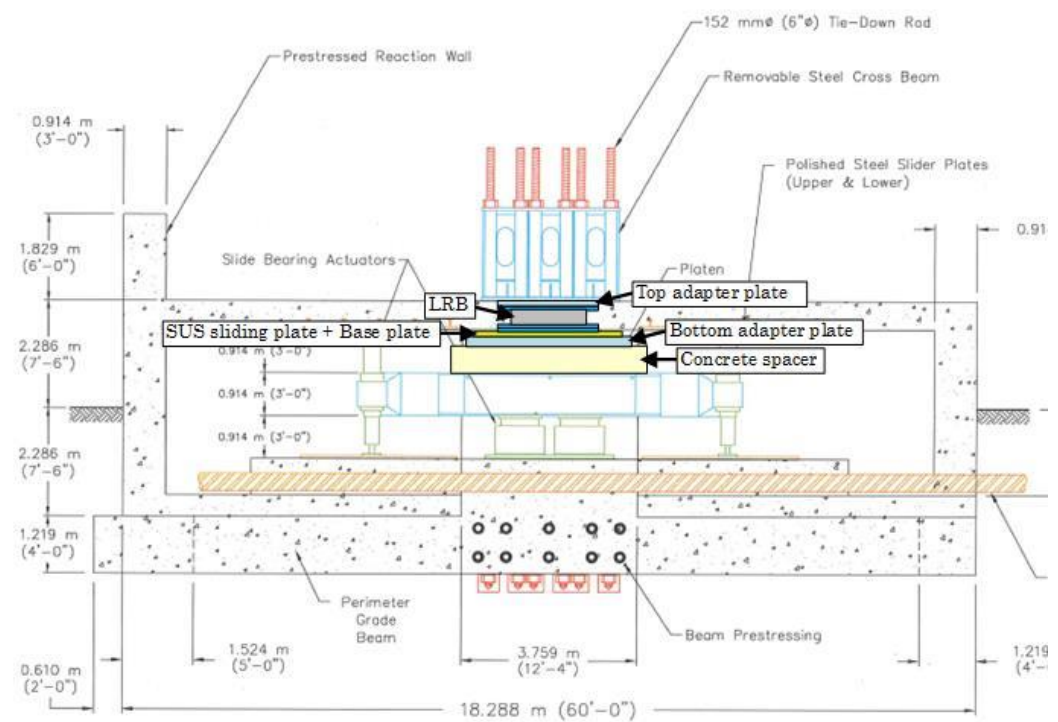


図-3.5.18 試験機の外観と試験体設置状況



Plan View of Test Machine

図-3.5.19 試験機への試験体設置概要（平面）



Longitudinal Cross Section of Test Machine

図-3.5.20 試験機への試験体設置概要（断面）

計測項目は鉛直荷重・変位，水平主軸荷重・変位，水平副軸荷重・変位，LRB部の水平変位4点，鉛プラグ中心温度・ゴム表面温度・すべり材内部温度・すべり板裏面温度・雰囲気温度の計15項目である。計測項目を表-3.5.8に示す。LRB部の水平変位計測概要を図-3.5.21に示す。水平2方向変位および回転角の導出方法は図-3.4.4に示した通りである。

表-3.5.8 計測項目

CH.	記号	計測項目	計測機器
1	D _X	水平主軸変位	試験機内蔵変位計
2	D _Y	水平副軸変位	
3	D _Z	鉛直変位	
4	F _X	水平主軸荷重	試験機内蔵ロードセル
5	F _Y	水平副軸荷重	
6	F _Z	鉛直荷重	
7	w ₁	ゴム変位 1	巻取式ワイヤー変位計
8	w ₂	ゴム変位 2	
9	w ₃	ゴム変位 3	
10	w ₄	ゴム変位 4	
11	T _{lead}	鉛プラグ中心温度	熱電対
12	T _{rbr}	LRB表面温度	
13	T _{PTFE}	すべり材内部温度	
14	T _{SUS}	すべり板裏面温度	
15	T _{amb}	雰囲気温度	

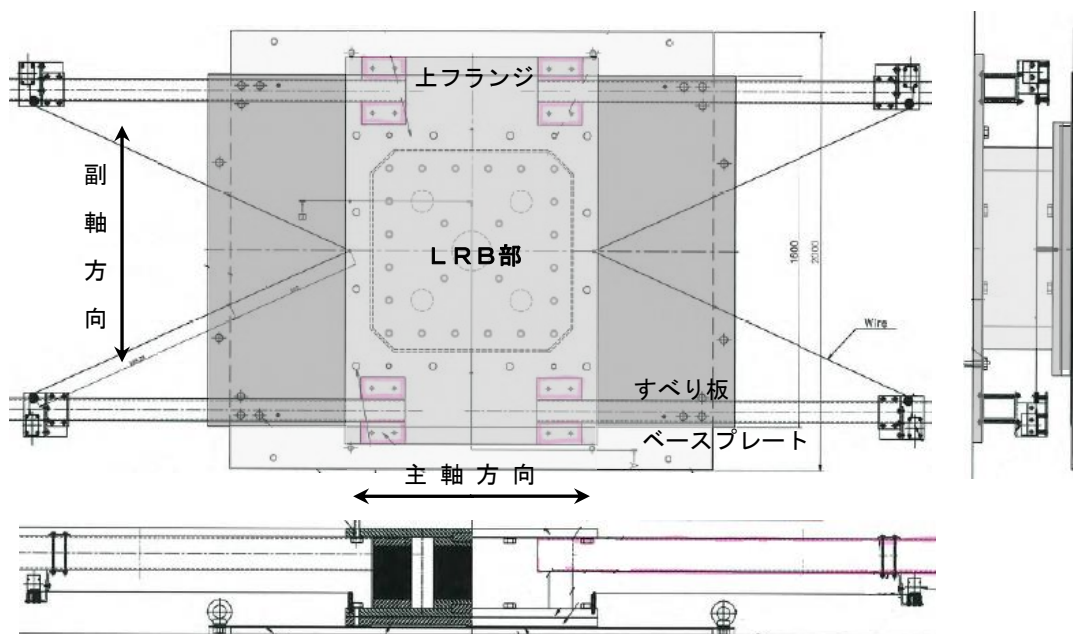


図-3.5.21 ゴム部変位，ねじれの計測方法概要

加振条件を表-3.5.9 および図-3.5.22～3.5.24 に示す。 σ_s は図-3.5.22 に示す通り, 4, 8, 12N/mm²一定および1～15N/mm²変動面圧の4種類とし, 変動面圧は主軸(X)方向変位に連動して変化させる。水平加振は正弦波1方向加振, 正弦波4:1楕円加振, 正弦波2:1楕円加振, 地震応答波加振の4パターンである。ただし地震応答波加振では変動面圧载荷は実施しない。

表-3.5.9 加振条件

実験 No.	面圧 [N/mm ²]	鉛直荷重 [kN]	加振 パターン	振動数 [Hz]	速度 [mm/s]	振幅 [mm] 主軸／副軸	加振 回数
04-1	4	3,022	1 方向	0.02	0～75.4	600.0／ 0.0	3
04-2				0.2	0～754		
04-3			4:1 楕円	0.02	18.3～73.1	582.1／145.5	
04-4				0.2	183～731		
04-5			2:1 楕円	0.02	33.7～67.4	536.7／268.3	
04-6				0.2	337～674		
08-1	8	6,044	1 方向	0.02	0～75.4	600.0／ 0.0	3
08-2				0.2	0～754		
08-3			4:1 楕円	0.02	18.3～73.1	582.1／145.5	
08-4				0.2	183～731		
08-5			2:1 楕円	0.02	33.7～67.4	536.7／268.3	
08-6				0.2	337～674		
12-1	12	9,066	1 方向	0.02	0～75.4	600.0／ 0.0	3
12-2				0.2	0～754		
12-3			4:1 楕円	0.02	18.3～73.1	582.1／145.5	
12-4				0.2	183～731		
12-5			2:1 楕円	0.02	33.7～67.4	536.7／268.3	
12-6				0.2	337～674		
var-1	1 ～ 8 ～ 15 変動	755 ～ 6,044 ～ 11,333	1 方向	0.02	0～75.4	600.0／ 0.0	3
var-2				0.2	0～754		
var-3			4:1 楕円	0.02	18.3～73.1	582.1／145.5	
var-4				0.2	183～731		
var-5			2:1 楕円	0.02	33.7～67.4	536.7／268.3	
var-6				0.2	337～674		
EQ-1	4	3,022	地震 応答波	—	0～868	429.9／256.3	1
EQ-2	8	6,044					
EQ-3	12	9,066					

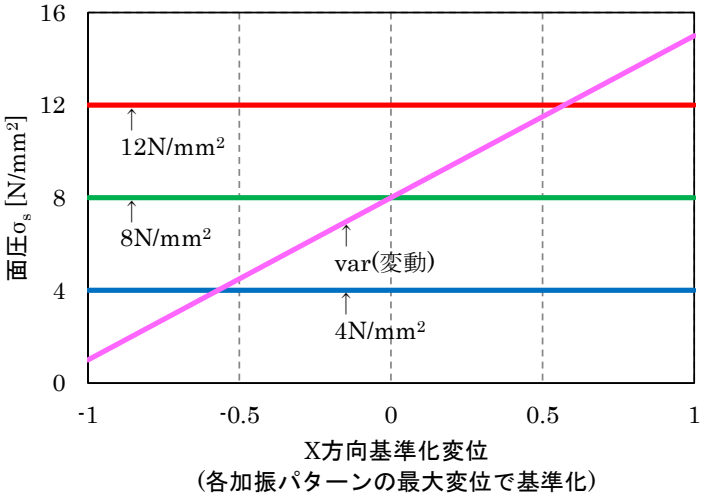


図-3.5.22 荷路面圧パターン

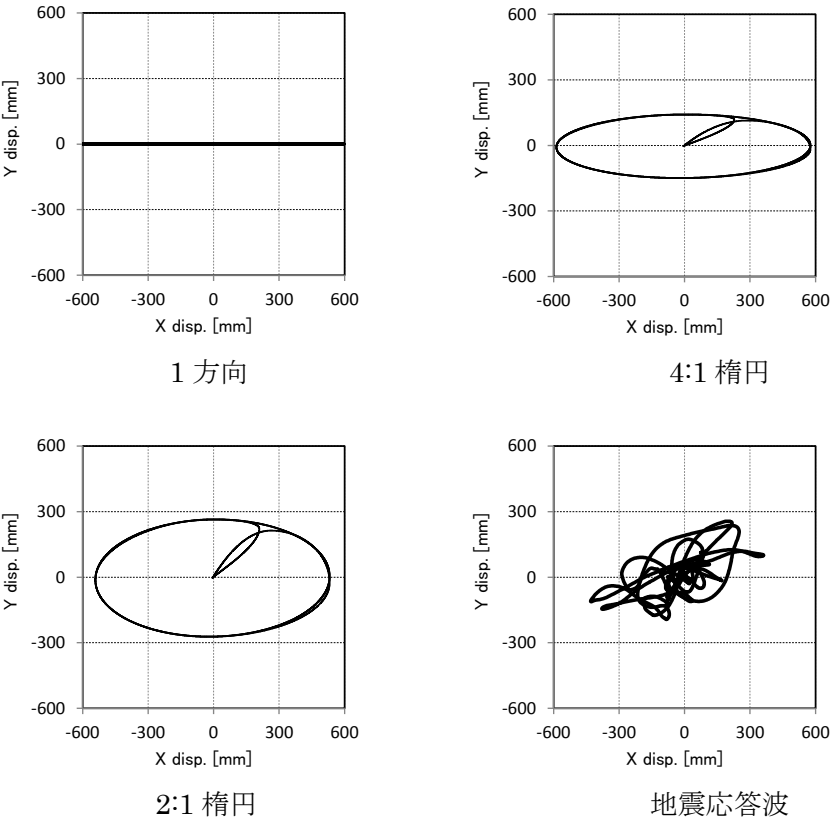


図-3.5.23 水平加振パターン

地震応答波は、平成 22 年度国土交通省建築基準整備促進事業で用いられた免震建物の応答解析波^⑥の振幅を 2 倍に拡幅して用いる。ただし、試験機の連続加振性能限界により継続時間 160 秒の時刻歴波形のうち主軸方向最大変位発生時刻を含む 36 秒を用いることとし、その前後はカットする。変位時刻歴波形を図-3.5.24 に示す。

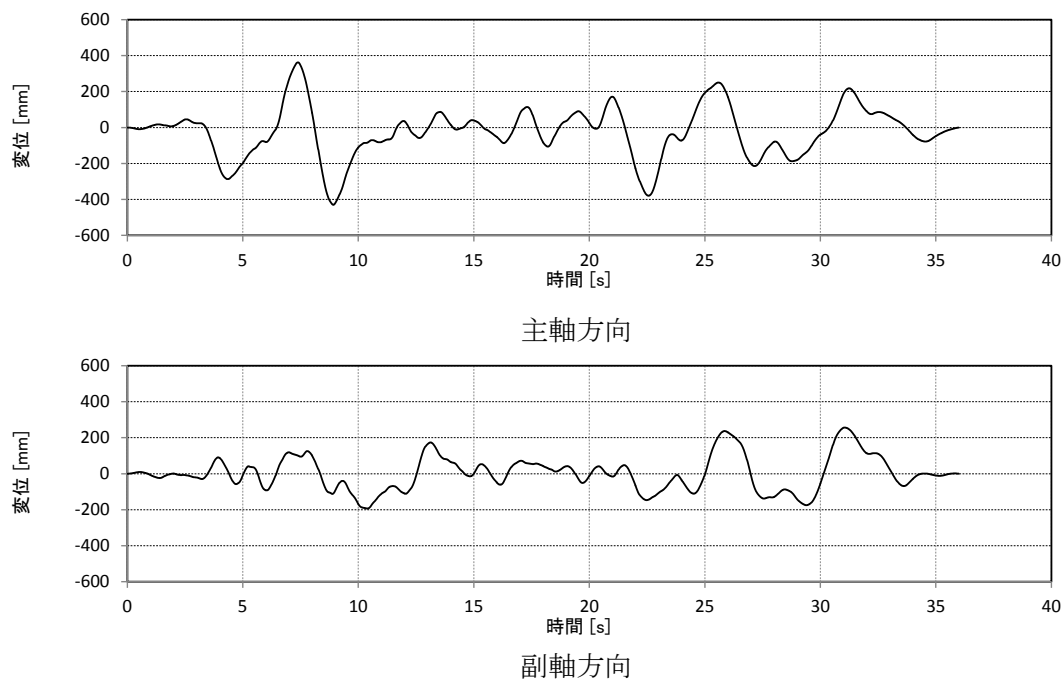


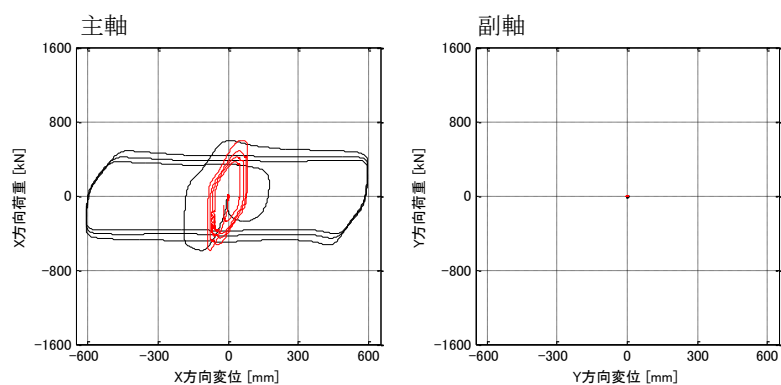
図-3.5.24 地震応答波の変位時刻歴波形

3.5.2.2 実験結果

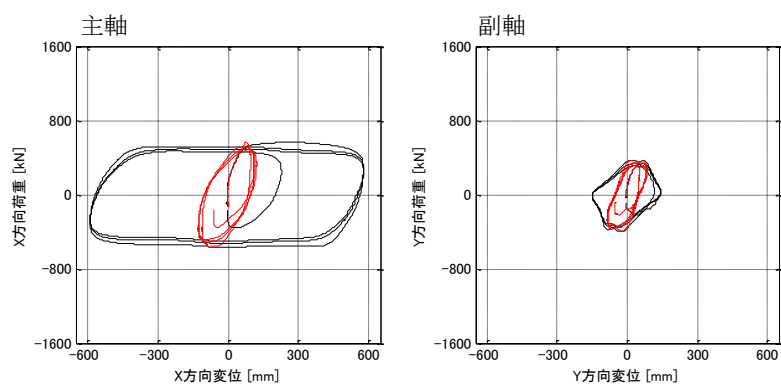
水平履歴

得られた水平方向履歴を図-3.5.25～3.5.28 に示す。正弦波加振については、加振振動数による顕著な差が見られないため、振動数 0.2Hz の実験ケースについて示す。

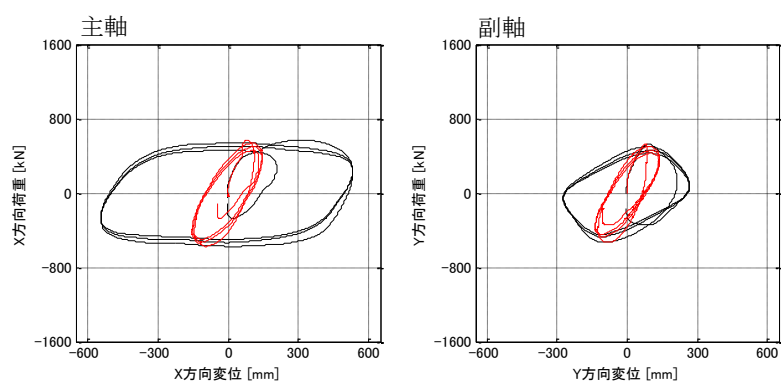
$\sigma_s=4, 8, 12\text{N/mm}^2$ 一定、1 方向加振・4:1 楕円加振・2:1 楕円加振の結果は、それぞれ対応する加振条件における□-200mm×200mm 縮小試験体 B の結果 (図-3.4.12～3.4.14) とよく整合しており、2 次形状係数 S_2 が同一の縮小・実大試験体間に明確なスケール効果は認められない。変動面圧下での正弦波加振、および地震応答波加振においては、整形な Tri-linear 型とかけ離れた複雑な履歴形状を示すが、LRB 部は顕著な変化を生じることなく安定した Bi-linear 型の履歴を描いている。また、全般に $\sigma_s=12\text{N/mm}^2$ では LRB 部のハードニング特性が現れていることから、地震時に短期的に高面圧となることは許容するとしても、少なくとも長期面圧 $\sigma_s=10\text{N/mm}^2$ 程度以下での使用が望ましい。



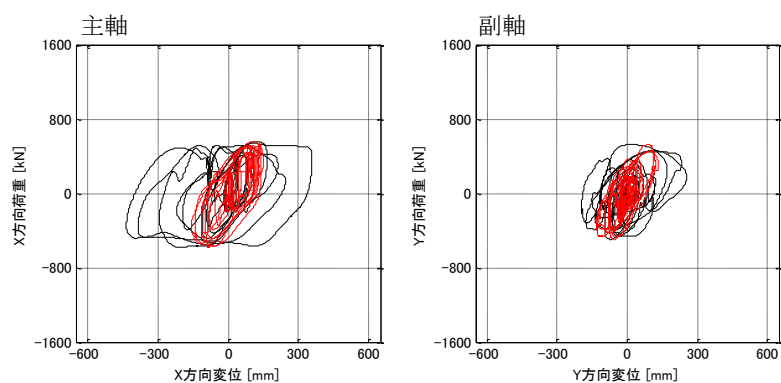
1 方向加振



4:1 楕円加振



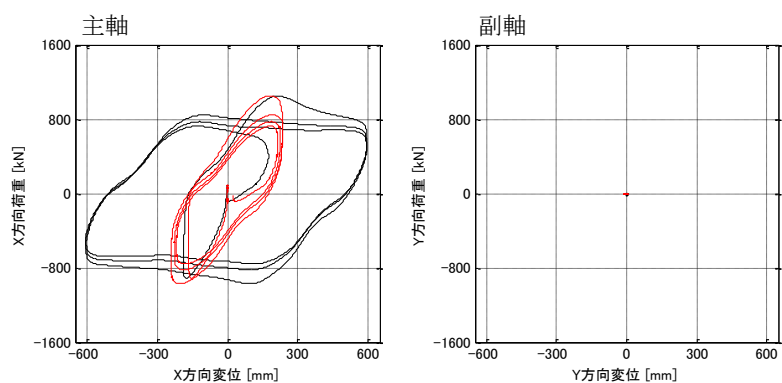
2:1 楕円加振



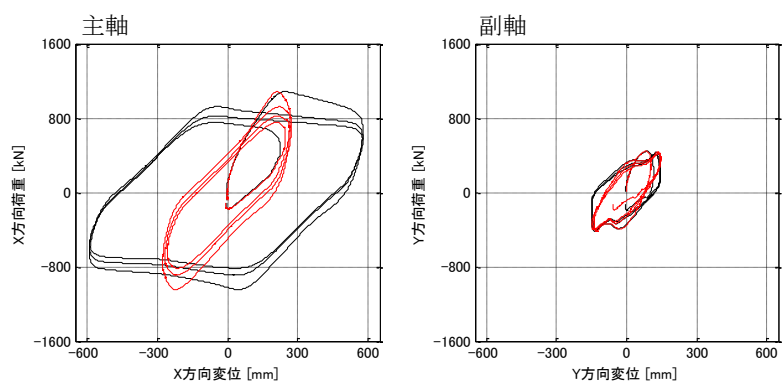
地震応答波加振

図-3.5.25 水平方向の履歴特性 ($\sigma_s=4\text{N/mm}^2$)

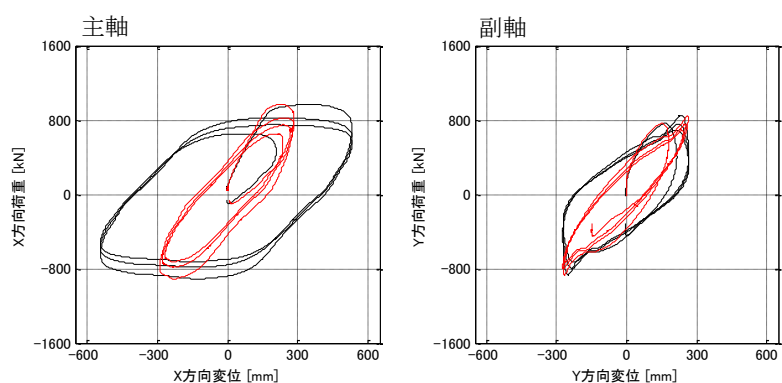
— FSLRB 全体
— LRB 部



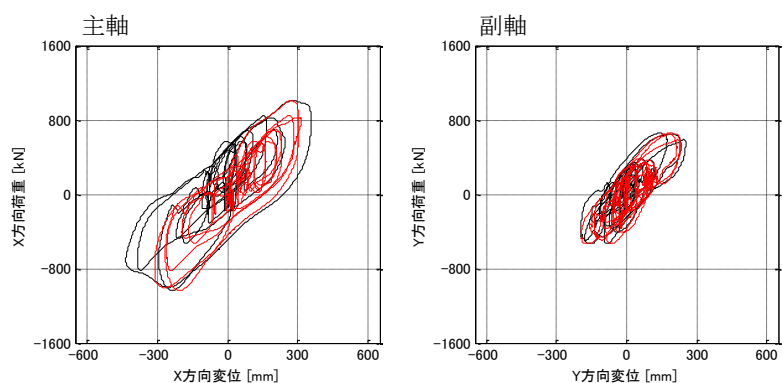
1 方向加振



4:1 楕円加振

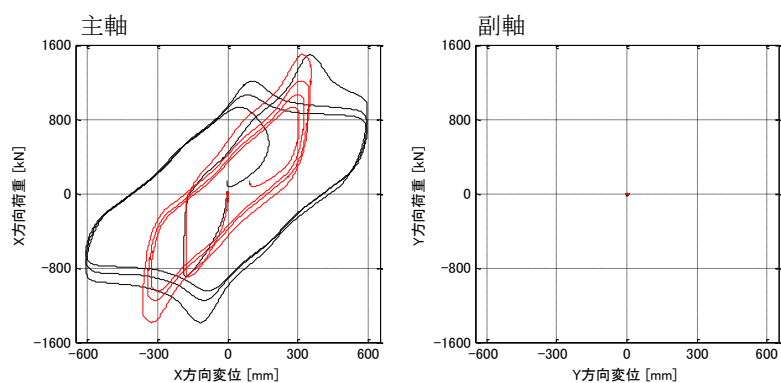


2:1 楕円加振

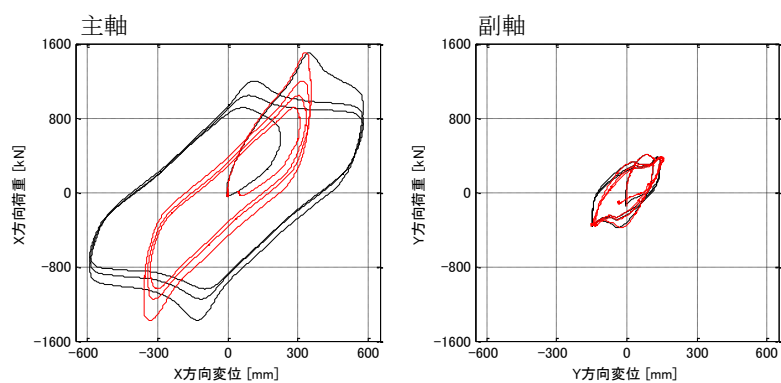


地震応答波加振

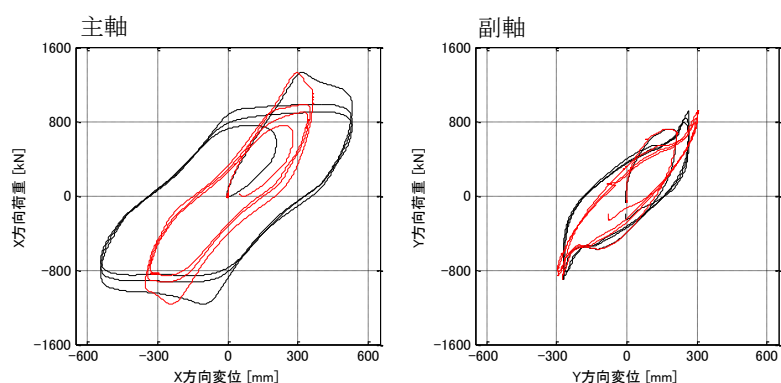
図-3.5.26 水平方向の履歴特性 ($\sigma_s=8\text{N/mm}^2$)



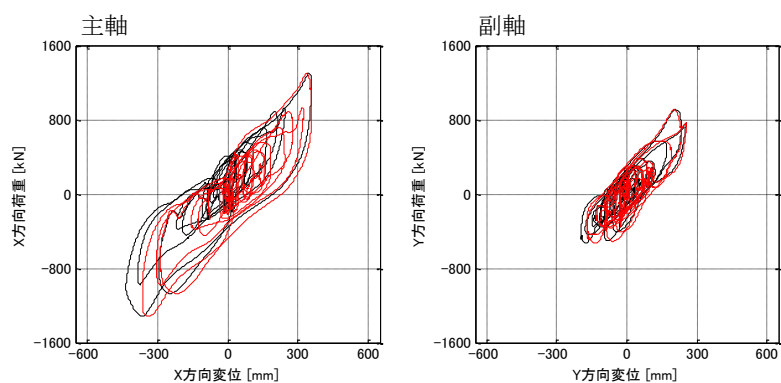
1 方向加振



4:1 楕円加振

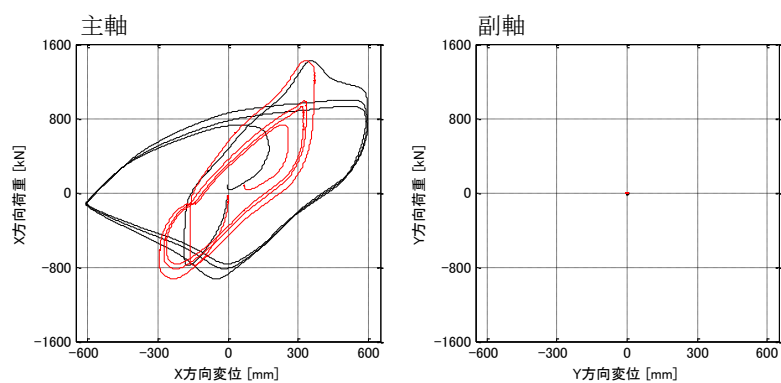


2:1 楕円加振

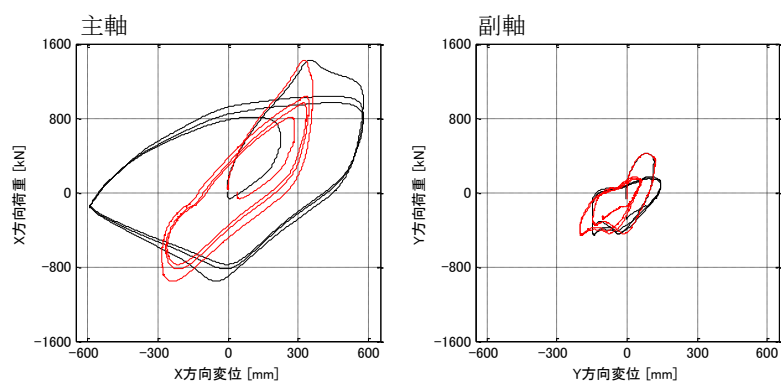


地震応答波加振

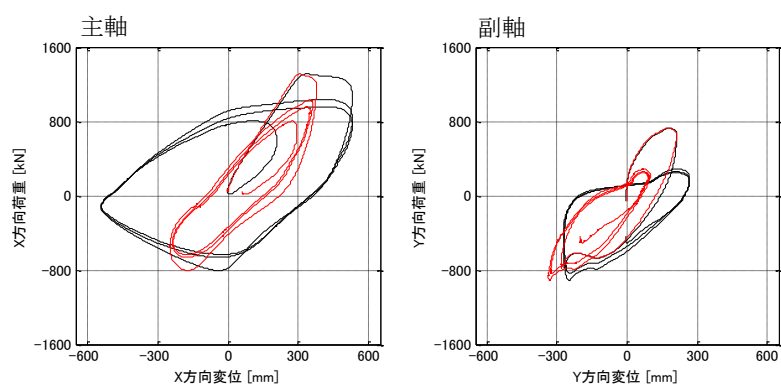
図-3.5.27 水平方向の履歴特性 ($\sigma_s=12\text{N/mm}^2$)



1 方向加振



4:1 楕円加振



2:1 楕円加振

— FSLRB 全体
— LRB 部

図-3.5.28 水平方向の履歴特性 ($\sigma_s=1\sim 8\sim 15\text{N/mm}^2$ 変動)

動摩擦係数 μ_d

σ_s , V と μ_d の関係を図-3.5.29 に示す。変動面圧下での実験は 1 加振目の負切片値と 2 加振目の正切片値を求める際の面圧が異なるため、平均を取らずに別々の μ_d として評価している。

実大試験体においても、1 方向加振と 2 方向加振で μ_d に有意な差は見られない。図中には μ_d の暫定評価式 (3.2.2) をあわせて示してあり、概ね実験結果とよく整合していることが分かる。ただし、高面圧・低速度域において実験結果を大きく下回っている。そこで μ_d の速度依存性を詳細に確認するため、一定面圧の加振ケースについて 1 加振目の負方向摺動時、2 加振目の正方向摺動時における時々刻々の V と μ_d の関係を図-3.5.30 に示す。低速度域においては、低面圧となるほど実験結果が暫定評価式回りに大きくばらつくものの、暫定評価式の速度依存性項は実用上十分な精度を有しているものと判断する。

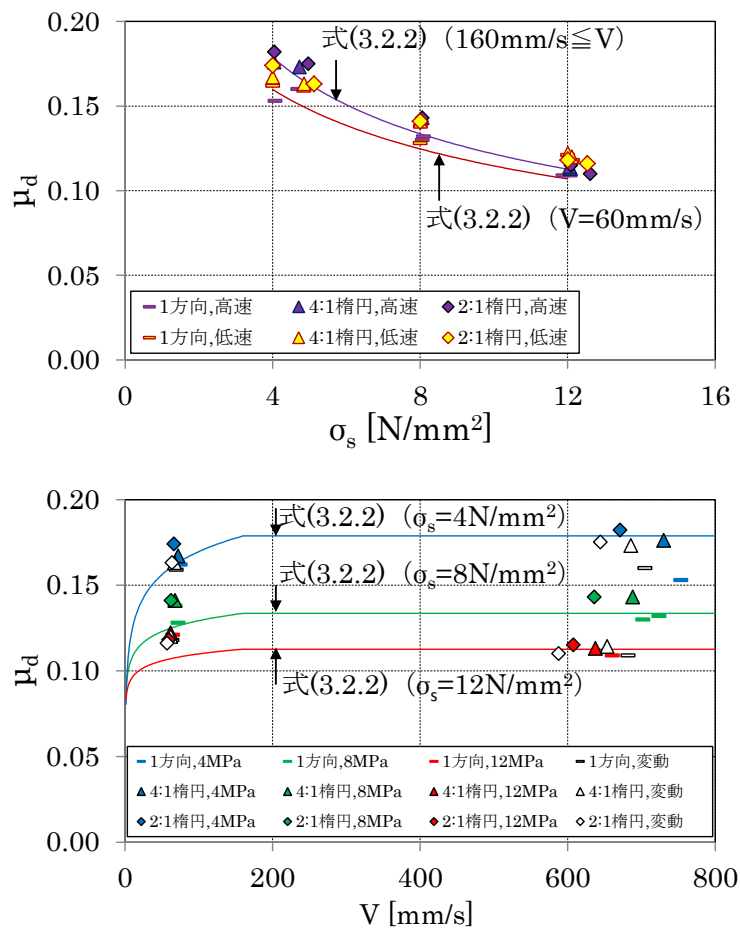


図-3.5.29 動摩擦係数の面圧・速度依存性と暫定評価式

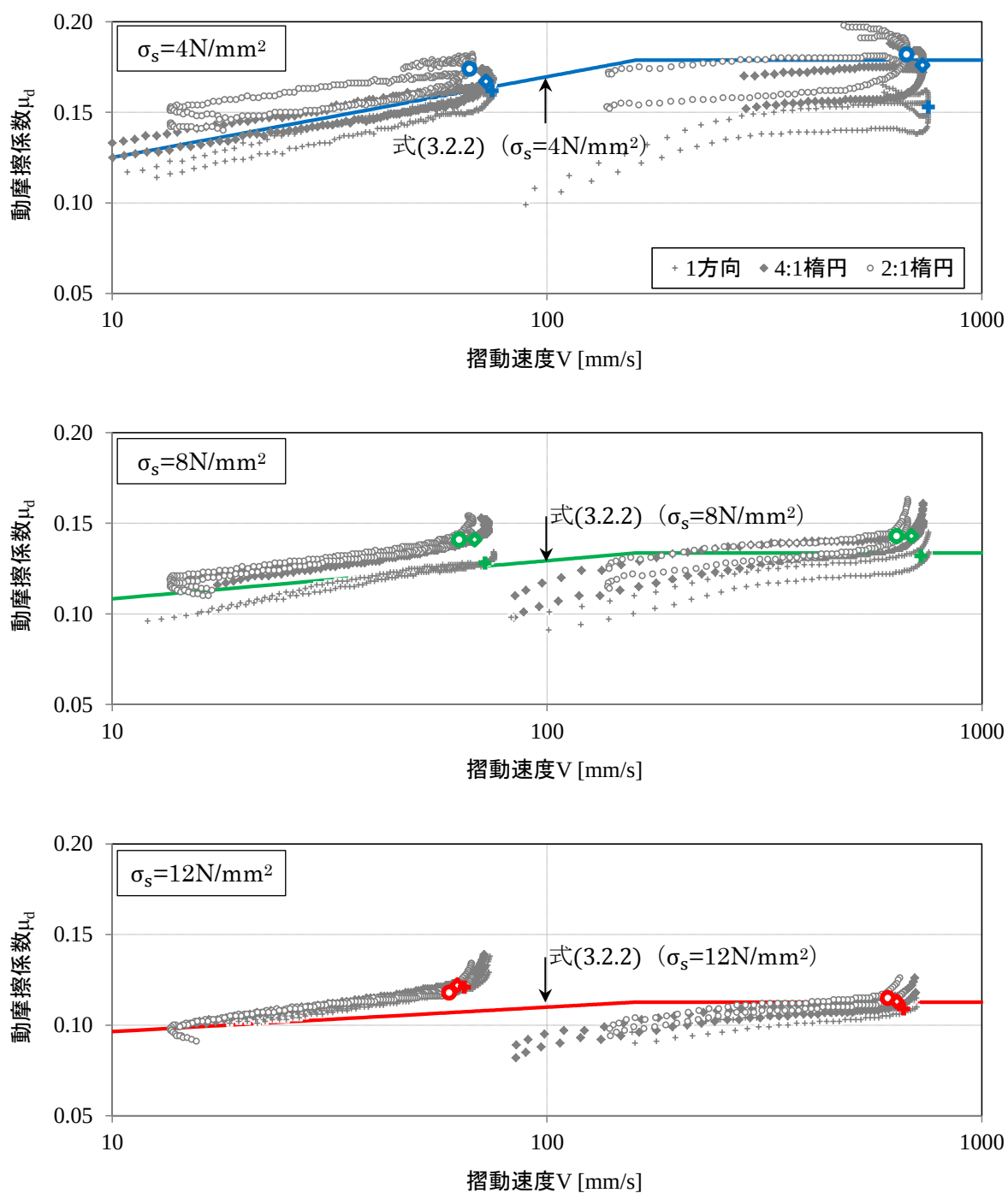


図-3.5.30 動摩擦係数の速度依存性と暫定評価式

静摩擦係数 μ_s

σ_s , V と μ_s の関係を図-3.5.31 に示す。

μ_d に比較してばらつきが大きく定量的な評価は困難ではあるが，実大試験体においても 1 方向加振と 2 方向加振で μ_s に有意な差は見られない。図中には μ_s の暫定評価式 (3.2.3) をあわせて示しており，高面圧においては評価式が実験結果を若干下回っていることが分かる。

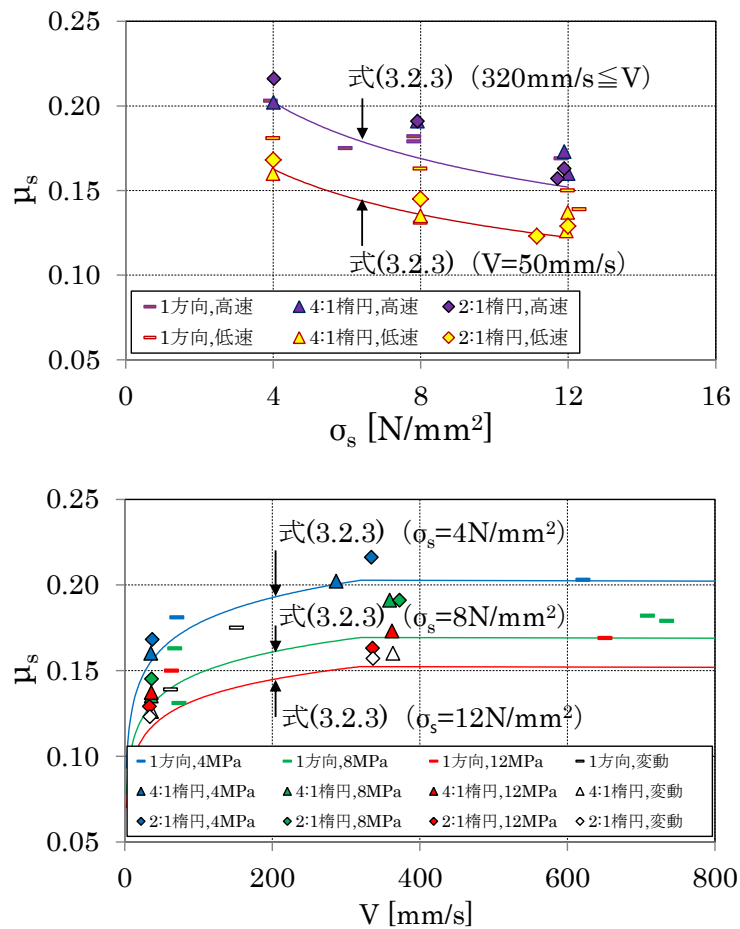


図-3.5.31 静摩擦係数の面圧・速度依存性と暫定評価式

LRB 部のねじれ

3.4 節と同様の評価方法により LRB 部ねじれ歪みを算出し、LRB 固定端側隅角部の値を表-3.5.10 に示す。

1 方向加振時も LRB に若干のねじれが生じているが、面圧の増加とともにその度合いは小さくなっていく。2 方向加振時においては、面圧が低く主軸と副軸の振幅比率が 1 に近いほどねじれ歪みの影響が大きく、1 方向加振時よりも総せん断歪みが増大する。全般にこれらの特徴は、表-3.4.6 に示した□・200mm×200mm 縮小試験体 B ($S_2=7.4$) の結果と非常によく整合しており、縮小・実大試験体間に明確なスケール効果は認められない。以上より、すべり機構部を摺動させることにより LRB 部のハードニングやせん断破断を防止するという FSLRB の狙いに鑑みて、長期面圧 $\sigma_s=10\text{N/mm}^2$ 程度以下での使用とすることにより、LRB 部のゴムねじれの影響は問題にならないものと判断する。

表-3.5.10 LRB 隅角部の最大せん断歪み

面圧 N/mm^2	振動数 Hz	加振パターン	水平変形 せん断歪み	ねじれ変形 せん断歪み	総 せん断歪み	総せん断歪み 増加率
4	0.02	1 方向	1.02	0.40	1.40	—
		4:1 楕円	1.24	0.50	1.71	+ 22.3%
		2:1 楕円	1.39	0.67	2.03	+ 45.2%
	0.2	1 方向	0.71	0.12	0.78	—
		4:1 楕円	1.05	0.47	1.42	+ 81.7%
		2:1 楕円	1.28	0.68	1.90	+ 142.4%
8	0.02	1 方向	1.87	0.18	2.02	—
		4:1 楕円	2.25	0.21	2.42	+ 20.1%
		2:1 楕円	2.32	0.32	2.47	+ 22.3%
	0.2	1 方向	1.99	0.13	2.06	—
		4:1 楕円	2.34	0.14	2.45	+ 19.2%
		2:1 楕円	2.50	0.26	2.65	+ 28.6%
12	0.02	1 方向	2.83	0.30	3.05	—
		4:1 楕円	2.95	0.19	3.09	+ 1.4%
		2:1 楕円	2.89	0.45	3.02	- 0.8%
	0.2	1 方向	2.99	0.09	3.02	—
		4:1 楕円	3.09	0.12	3.15	+ 4.2%
		2:1 楕円	3.06	0.42	3.12	+ 3.3%
1~8~15 変動	0.02	1 方向	3.05	0.22	3.13	—
		4:1 楕円	2.92	0.29	3.03	- 3.1%
		2:1 楕円	2.94	0.72	3.23	+ 3.0%
	0.2	1 方向	3.04	0.28	3.09	—
		4:1 楕円	3.00	0.35	3.29	+ 6.7%
		2:1 楕円	3.11	0.34	3.38	+ 9.5%

3.5.2.3 まとめ

原子力発電所建屋などの大規模建物への適用を想定する□-900mm×900mm 実機試験体について、下記3点に着目した動的加振実験を実施した。

- (1) 摩擦係数の面圧・速度依存性
- (2) 2方向加振時の摩擦特性およびLRB部ゴムねじれ挙動
- (3) 地震応答波加振時の履歴特性

得られた知見は以下の通りである。

水平履歴

正弦波加振（楕円加振）、地震応答波ともに安定した水平履歴特性が得られた。また、楕円加振時の履歴は、同等の加振条件における□-200mm×200mm 縮小試験体B（ $S_2=7.4$ ）の結果と非常によく整合する結果となった。全般に、試験体サイズの違いによる有意なスケール効果は見られなかった。

摩擦係数の面圧・速度依存性

概ね暫定評価式(3.2.2)、(3.2.3)と整合するが、高面圧となるほど評価式が実験結果を下回る傾向が確認された。

LRB部ねじれ挙動

2方向加振によってねじれ歪みが付加されることにより、LRB部の最大せん断歪みは1方向加振時に対して増大するが、面圧 10N/mm^2 程度以下で使用する場合には過度のハードニングやせん断破断を生じる恐れはないことが確認された。

3.6 実効面圧による摩擦係数評価

本節では、2.3.2 項、3.2～3.5 節で得られた計 7 種類の試験体の摩擦特性を統合・整理し、面圧・速度を考慮した動・静摩擦係数の評価式の再構築を行う。

3.6.1 平均面圧と実効面圧

これまでに得られた各試験体、すなわち□-60mm×60mm すべり機構部試験体（2.3.2 項、以下□-60）、□-414mm×414mmFSLRB 縮小試験体（3.2 節、以下□-414）、準静的載荷用□-900mm×900mmFSLRB 実大試験体（3.3 節、以下□-900A）、□-200mm×200mmFSLRB 縮小試験体 2 タイプ（3.4 節、以下□-200A、□-200B）、□-600mm×600mmFSLRB 実大試験体（3.5.1 項、以下□-600）、動的加振用□-900mm×900mmFSLRB 実大試験体（3.5.2 項、以下□-900B）の 7 種類の動摩擦係数 μ_d 全 292 データ、および静摩擦係数 μ_s 全 198 データの面圧依存性を統合して、それぞれ図-3.6.1、3.6.2 に示す。なお、いずれも速度依存性については暫定評価式(3.2.2)および式(3.2.3)が概ねよい精度を有していること、および FSLRB が巨大地震を受ける際には摩擦係数が速度によらずほぼ一定となる高速度領域（ μ_d は 160mm/s 以上、 μ_s は 320mm/s 以上）で摺動すると考えられることから、本節では両暫定評価式より定めた摩擦係数の速度補正式(3.3.1)および式(3.3.3)を用い、低速摺動時の実験データを全て高速時の値に補正して用いる。

μ_d 、 μ_s ともに、□-414 の結果を基に同定した暫定評価式に対して大きくばらつく結果となっている。また全般に、LRB 部の 2 次形状係数 S_2 が小さいほど、またゴム平面寸法が大きいほど摩擦係数が小さくなっている。その原因は 3.2.2 項で推測した通り、すべり面の真の面圧が試験体の形状等によって異なるためであると考えられる。図-3.2.9 に示した通り、載荷面圧が高いほど、また S_2 が小さく LRB 部のせん断剛性が低いほど、摺動時のゴムせん断変形が大きくなって受圧面積が減少し、真の面圧は平均面圧よりも高くなると考えられる。また、各試験体すべり面の面圧分布を図-3.6.3 に示す。これらは FUJI FILM 製の感圧紙「プレスケール（中圧用ツーシートタイプ）」を用いて、 $\sigma_s=15\text{N/mm}^2$ 下における面圧分布を計測したものである。ただし、□-200B および□-900B の面圧分布は計測していない。すべり機構部のみの試験体である□-60 はすべり面の全面にほぼ均等に面圧が作用しているのに対し、LRB 部を直列に配置した FSLRB 試験体は大なり小なり面圧の偏在が見られる。その偏在度合いは S_2 が小さくかつ外形寸法が大きいほど顕著なようである。このことは鉛直荷重を受ける LRB 部は外形寸法が大きいほど面外に反り上がりやすく、外端部は鉛直荷重の負担割合が減少することを示唆している。すなわち、面圧の偏在は LRB 部の S_2 のみならず、LRB 部とすべり機構部の間に介在する鋼材（連結鋼板、支圧板、すべり材ホルダー）の面外剛性も大きく影響していると考えられる。

次節では、上記 2 つの原因によって生じるすべり面の面圧を新たに実効面圧（図-3.6.4）と定義し、実験結果を用いて帰納的に平均面圧と実効面圧の関係を推定する。さらに、平均面圧に代わる指標として実効面圧を用いることによって、より精度の高い摩擦係数の評価式を構築できることを示す。

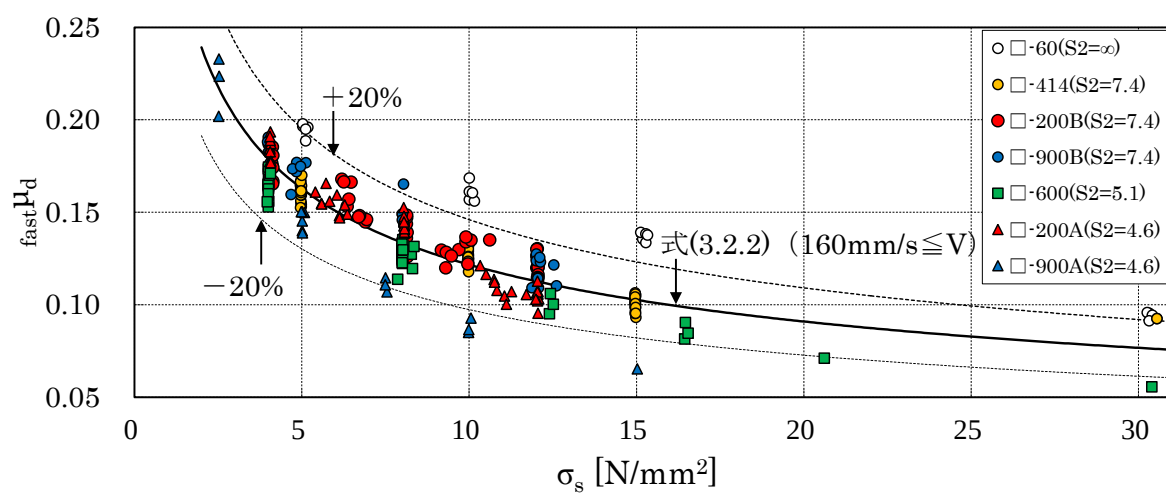


図-3.6.1 動摩擦係数の面圧依存性と暫定評価式

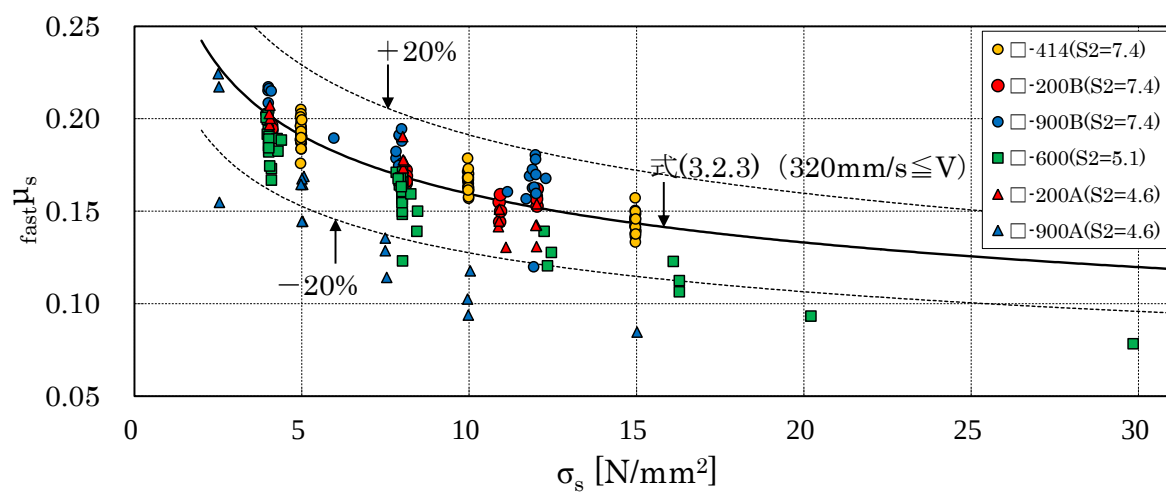


図-3.6.2 静摩擦係数の面圧依存性と暫定評価式

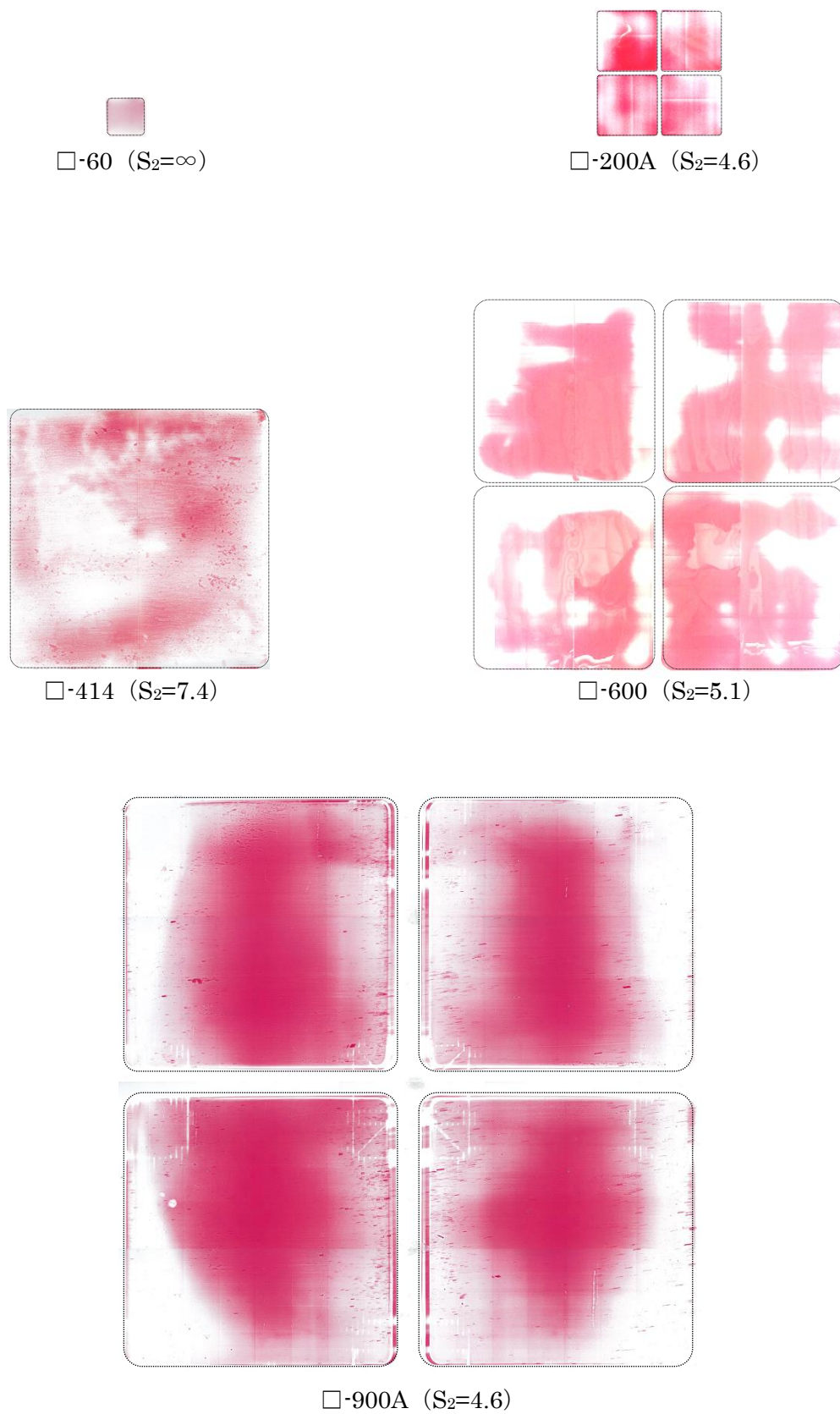


図-3.6.3 各試験体すべり面の面圧分布

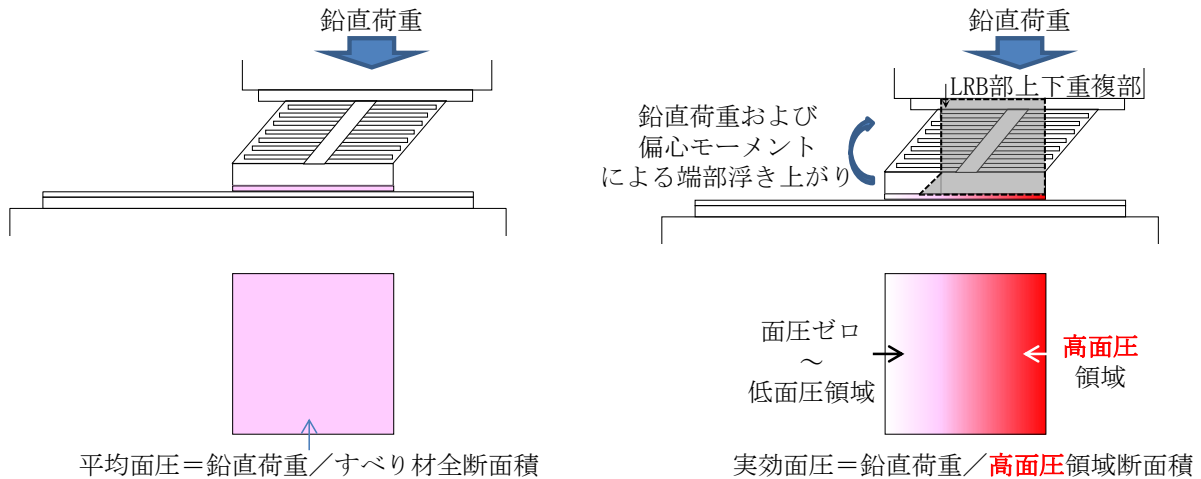


図-3.6.4 平均面圧と実効面圧

3.6.2 実効面圧による動摩擦係数の評価

μ_d 評価時のすべり面実効面圧 $\text{eff}\sigma_s$ を以下の手順により推定する。

- (1) LRB 部を直列配置せず、すべり機構部の直上をほぼ剛体とみなすことができる □-60 は、摺動時にすべり材の受圧面積が減少せず、面圧の増加に伴うすべり材端部の反り上がりも生じないものとみなす。すなわち実効面積 $\text{eff}\sigma_s$ と平均面圧 σ_s が等しいものとする。よって、実効面圧 $\text{eff}\sigma_s$ と動摩擦係数 μ_d の関係は、図-2.3.4 内に示した式(3.6.1)で表される。

$$\mu_d = 0.40 \text{eff}\sigma_s^{-0.42} \quad \dots(3.6.1)$$

- (2) $\text{eff}\sigma_s$ と μ_d の関係は FSLRB の形状寸法によらず全て式(3.6.1)に従うと考え、□-60 を除く各試験体の実験で得られた μ_d を式(3.6.1)に代入することにより $\text{eff}\sigma_s$ を逆算する。ここで、平均面圧から実効面圧への補正係数を $R_d (\geq 1)$ とする。

$$\text{eff}\sigma_s = (\mu_d / 0.4)^{-1/0.42} \quad \dots(3.6.2)$$

$$R_d = \text{eff}\sigma_s / \sigma_s \quad (R_d \geq 1) \quad \dots(3.6.3)$$

- (3) 試験体毎に各々 R_d を σ_s の関数として最小自乗近似する。得られた FSLRB 6 試験体の R_d を統合的に表現するため、LRB 部 2 次形状係数 S_2 、LRB 部とすべり材の間に介在する鋼板の形状係数 S_s 、および σ_s をパラメータとする推定式として整理する。ここで、 S_s は LRB 部ゴムの外形寸法を連結鋼板、支圧板およびすべり材ホルダーの合計板厚 t_s で除した値とする。

この結果得られた補正係数 R_d の推定式を式(3.6.4)に示す。

$$R_d = 0.2(S_2 + 1) + 0.003(7.4 - S_2)e^{0.46S_s} \cdot \sigma_s \quad \dots(3.6.4)$$

ただし $4.6 \leq S_2 \leq 7.4$, $3.4 \leq S_s \leq 7.5$, $2.5 \leq \sigma_s \leq 30$

- (4) 参考までに、LRB 部のせん断変形に伴うすべり材受圧面積の減少（図-3.2.8）に起因する面圧増加率 r_d も算出する。各実験における μ_d 算出時の LRB 部せん断変形を δ_{dx} , δ_{dy} , すべり材外形寸法を D とすると,

$$\left. \begin{aligned} r_d &= D^2 / (D + t_s - \delta_{dx})(D + t_s - \delta_{dy}) \\ \text{ただし } r_d &\geq 1 \end{aligned} \right\} \dots (3.6.5)$$

各試験体の σ_s と R_d の関係を式(3.6.4)とともに図-3.6.5 に示す。図中には σ_s と r_d の関係もあわせて示す。 $S_2=7.4$ と扁平な LRB 部を有する FSLRB 試験体（図-3.6.5 左列）は、3 試験体とも鋼材の形状係数 S_s および載荷面圧 σ_s によらず補正係数 R_d がほぼ一定となっている。これは摺動時の受圧面積の減少が僅かである（ r_d が 1 に近い）こと、および鉛直荷重によるすべり面端部の反り上がりや LRB 部の転倒モーメント増大によるすべり面の浮き上がりをほとんど生じることがないためであると考えられる。

一方、 S_2 が小さい 3 試験体（図-3.6.5 右列）は、 σ_s の増加に伴ってすべり面の接触面積が減少していき、 $_{\text{eff}}\sigma_s$ と σ_s の比率 R_d が線形状に大きくなっていく。この試験体 3 タイプの S_2 はほぼ同一であるが、 R_d の勾配は□-900A のみが極端に大きい。これは□-900A のみ LRB 部とすべり材の間に介在する鋼板の面外剛性が極端に低い（ S_s が大きい）ことから、すべり面端部の反り上がりや浮き上がりが顕著に現われたためであると考えられる。

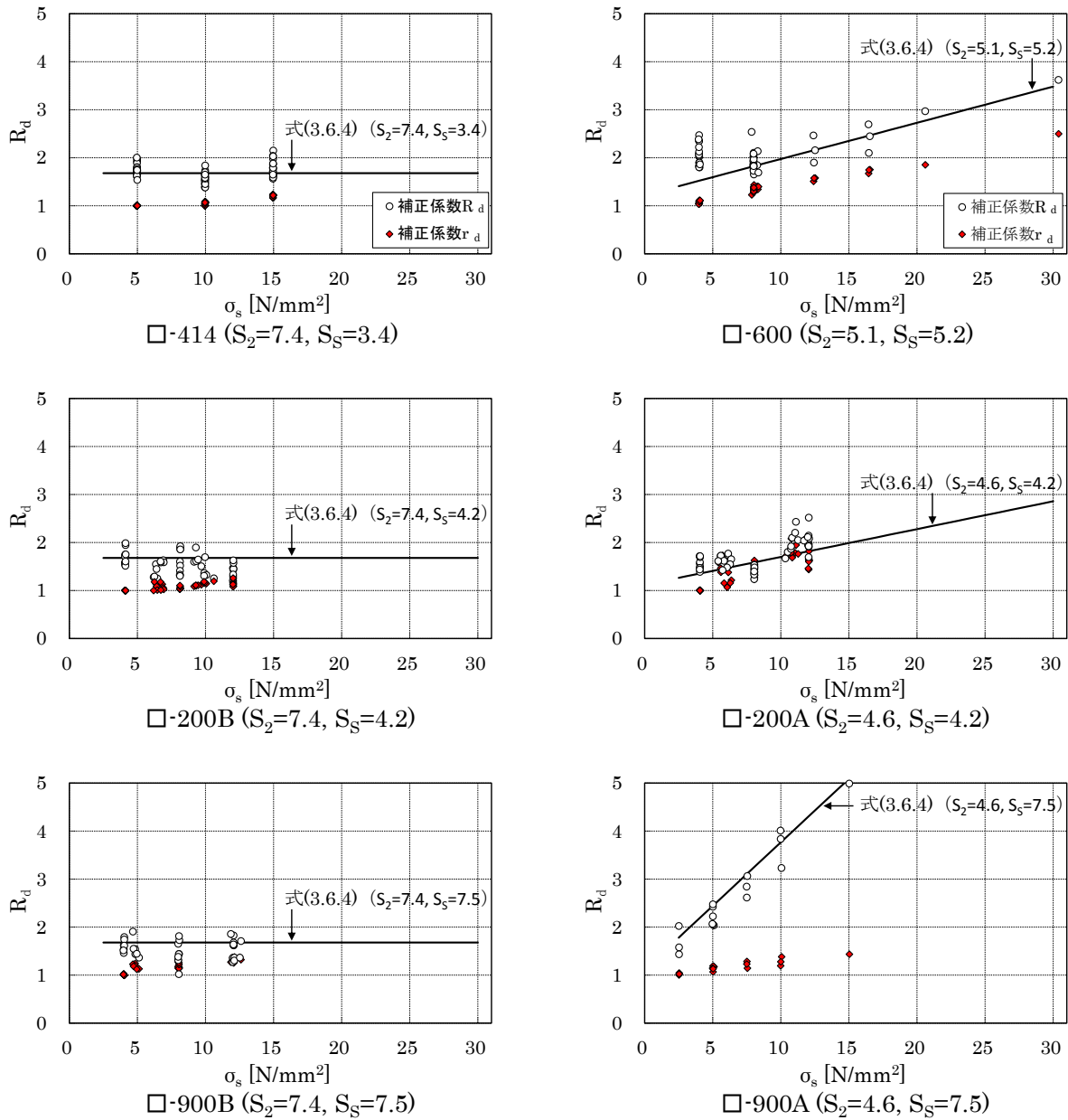


図-3.6.5 動摩擦係数評価時の平均面圧と補正係数の関係

全 292 データについて得られた $_{\text{eff}}\sigma_s$ と μ_d の関係を図-3.6.6 に示す。ここで $_{\text{eff}}\sigma_s$ は各実験における μ_d 算出時の面圧 σ_s から式(3.6.3), (3.6.4)により推定した値である。図中には式(3.6.1)および $\pm 20\%$ のばらつきをあわせて示してある。図-3.6.1 と図-3.6.6 の比較から、 σ_s に代わり $_{\text{eff}}\sigma_s$ を用いることで、FSLRB の寸法諸元によらず μ_d の面圧依存性を統合的に精度よく表すことが可能となっていることが分かる。

ところで、FSLRB を用いた実務設計や地震応答解析の際には、算出に多くのパラメータを必要とする $_{\text{eff}}\sigma_s$ ではなく、 σ_s のみで表すことのできる μ_d 評価式の方が簡便で望ましい。式(3.6.1), (3.6.3), (3.6.4)より、 μ_d と σ_s の関係は式(3.6.6)で表される。

$$\mu_d = 0.4\{0.2(S_2 + 1) + 0.003(7.4 - S_2)e^{0.46S_s} \cdot \sigma_s\}^{-0.42}\sigma_s^{-0.42} \quad \dots(3.6.6)$$

式(3.6.6)に各試験体のパラメータを代入して得られる評価式を、再び式(2.3.1)の形式で最小自乗近似した結果を図-3.6.7 に各試験体の実験結果とあわせて示す。実務上は図中に示した近似評価式を用いることで十分な精度を確保できるものとする。

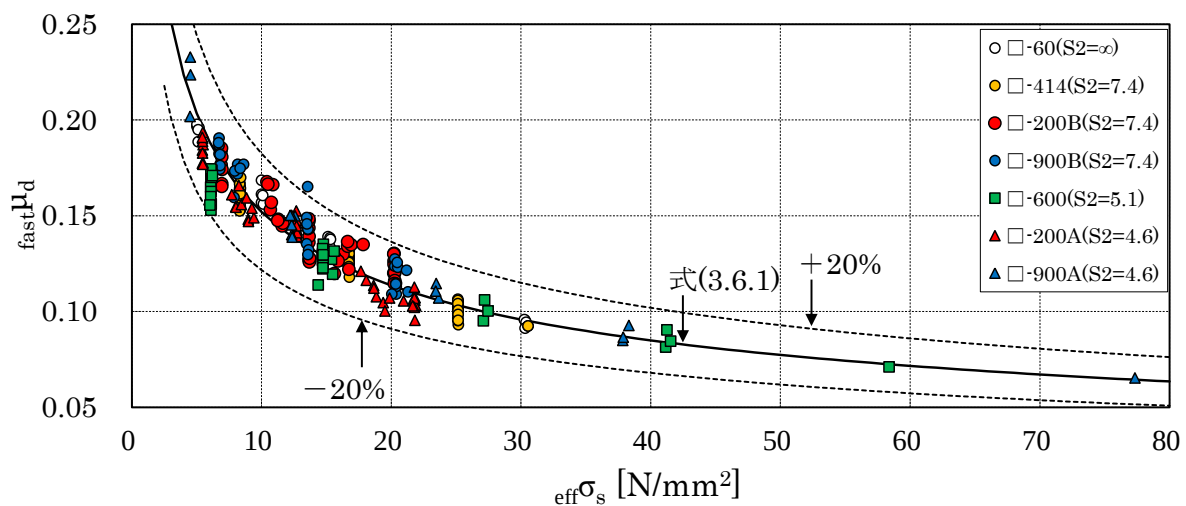


図-3.6.6 実効面圧と動摩擦係数の関係

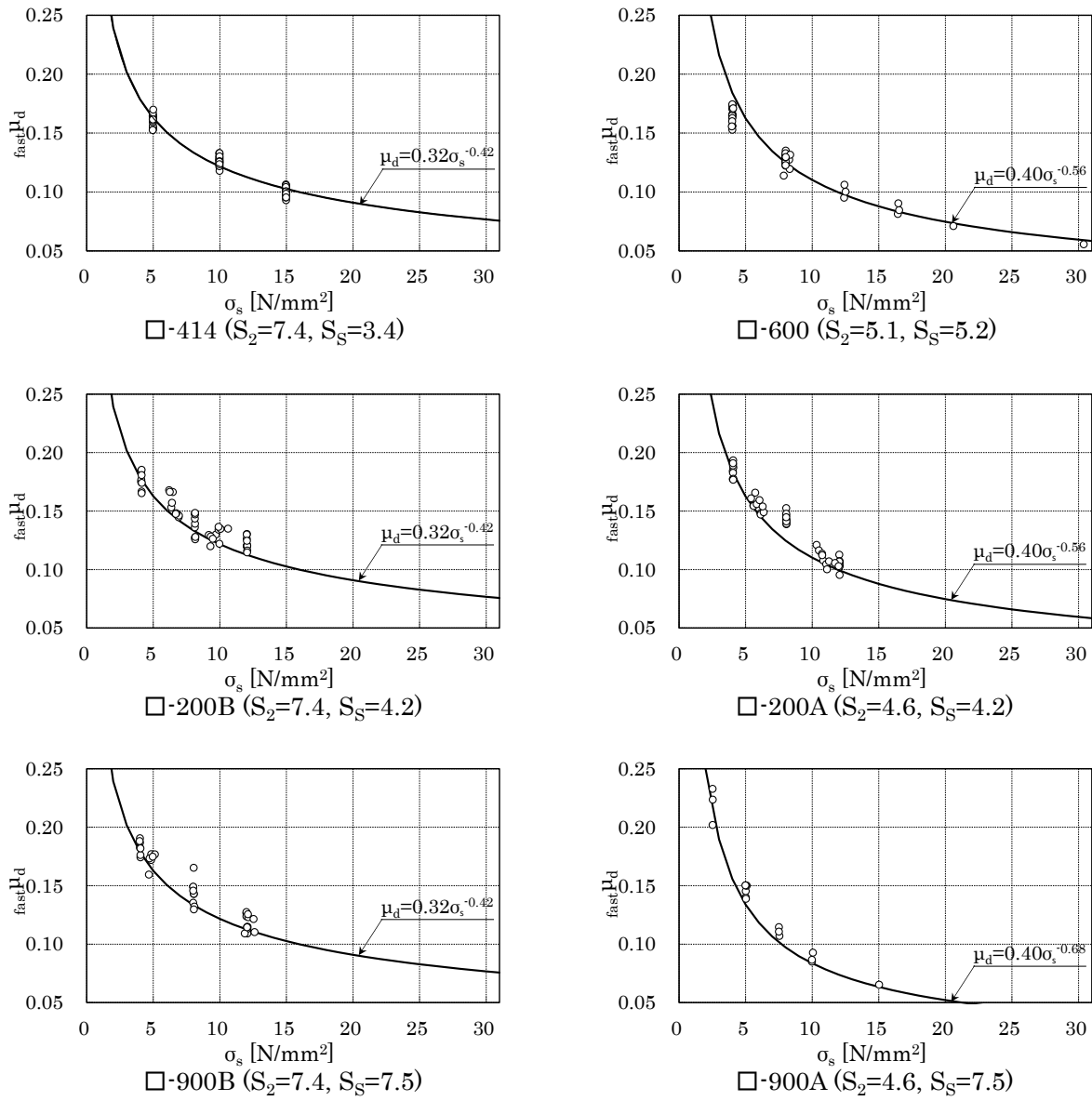


図-3.6.7 平均面圧と動摩擦係数の関係および簡易評価式

3.6.3 実効面圧による静摩擦係数の評価

μ_s 評価時の $_{\text{eff}}\sigma_s$ 推定の考え方は 3.6.2 項とほぼ同様である。しかしながら、 μ_s については図-2.3.5 から分かる通り、基準となるべき□-60 試験体について有意な値を評価することができない。そこで代替策として、□-414 の試験結果から導いた μ_s の暫定評価式(3.2.3)を用い、以下の手順により $_{\text{eff}}\sigma_s$ を推定することとする。

- (1) $S_2=7.4$ の試験体 3 タイプはいずれも μ_d 評価時の $_{\text{eff}}\sigma_s$ と σ_s の比率 R_d がほぼ一定であり、式(3.6.4) より $R_d=1.68$ となる。 $S_2=7.4$ の試験体は全て μ_s 評価時の比率 R_s も R_d と同じ値が保持されるものと仮定し、式(3.2.3)を用いて $_{\text{eff}}\sigma_s$ と μ_s の関係式を以下の通り定義する。

$$\mu_s = 0.29(_{\text{eff}}\sigma_s/1.68)^{-0.26} = 0.33_{\text{eff}}\sigma_s^{-0.26} \quad \dots(3.6.7)$$

- (2) $S_2=7.4$ の試験体を除く各試験体の実験で得られた μ_s を式(3.6.7)に代入し、 $_{\text{eff}}\sigma_s$ を逆算する。

$$_{\text{eff}}\sigma_s = (\mu_s/0.33)^{-1/0.26} \quad \dots(3.6.8)$$

$$R_s = _{\text{eff}}\sigma_s/\sigma_s \quad (R_s \geq 1) \quad \dots(3.6.9)$$

- (3) $S_2=7.4$ の試験体を除く各試験体の R_s を各々 σ_s の関数として最小自乗近似する。得られた全試験体の R_s を統合的に表現するため、LRB 部 2 次形状係数 S_2 、LRB 部とすべり材の間に介在する鋼板の形状係数 S_s 、および σ_s をパラメータとする推定式として整理する。

この結果得られた補正係数 R_s の推定式を式(3.6.10)に示す。

$$\left. \begin{aligned} R_s &= 0.2(S_2 + 1) + 0.003(7.4 - S_2)e^{0.60S_s} \cdot \sigma_s \\ \text{ただし } 4.6 \leq S_2 \leq 7.4, \quad 3.4 \leq S_s \leq 7.5, \quad 2.5 \leq \sigma_s \leq 30 \end{aligned} \right\} \dots(3.6.10)$$

- (4) 参考までに、LRB 部のせん断変形に伴うすべり材受圧面積の減少（図-3.2.8）に起因する面圧増加率 r_s も算出する。各実験における μ_s 算出時の LRB 部せん断変形を δ_{sx} 、 δ_{sy} 、すべり材外形寸法を D とすると、

$$\left. \begin{aligned} r_s &= D^2/(D + t_s - \delta_{sx})(D + t_s - \delta_{sy}) \\ \text{ただし } r_s &\geq 1 \end{aligned} \right\} \dots(3.6.11)$$

各試験体の σ_s と R_s の関係を式(3.6.10)とともに図-3.6.8 に示す。図中には σ_s と r_s の関係もあわせて示す。 $S_2=7.4$ の FSLRB 3 試験体（図-3.6.8 左列）は、(1)で仮定した通りいずれも $R_s=1.68$ 一定でよさそうである。 S_2 が小さい 3 試験体（図-3.6.8 右列）は、 σ_s の増加に伴ってすべり面の接触面積が減少していき、 $_{\text{eff}}\sigma_s$ と σ_s の比率 R_s が線形状に大きくなっていく。 S_2 が小さく S_s が大きいほど、すなわち LRB 部が面外に変形しやすいほど、動摩擦係数評価時の補正係数 R_d に比べてばらつきは大きいものの、 R_s は概ね $_{\text{eff}}\sigma_s$ と σ_s の関係についてその傾向を捉えることができている。

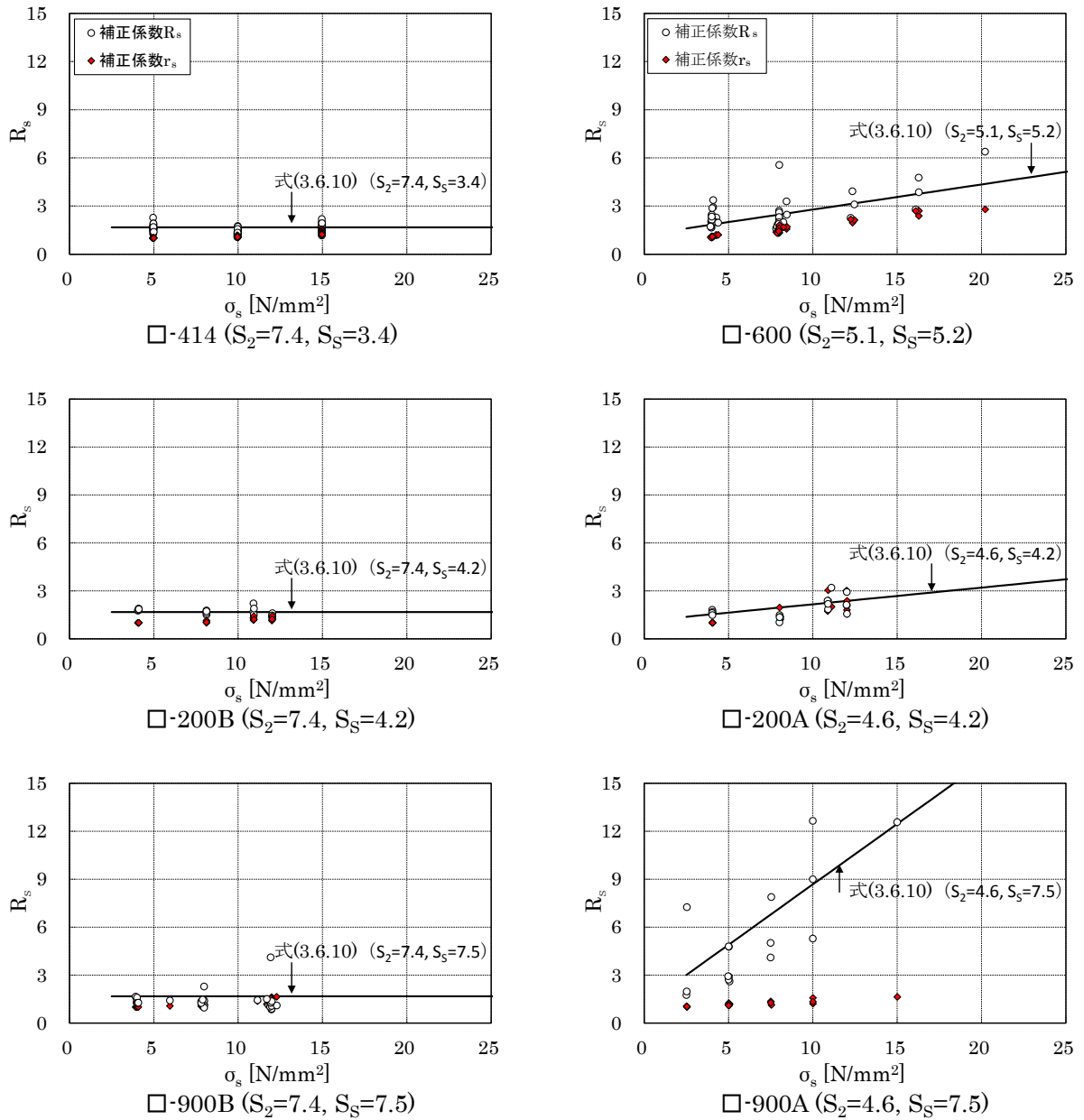


図-3.6.8 静摩擦係数評価時の平均面圧と補正係数の関係

全 198 データについて得られた $\text{eff}\sigma_s$ と μ_s の関係を図-3.6.9 に示す。ここで $\text{eff}\sigma_s$ は各実験における μ_s 算出時の面圧 σ_s から式(3.6.9), (3.6.10)により推定した値である。図中には式(3.6.7)および $\pm 20\%$ のばらつきをあわせて示してある。 μ_d に比べるとばらつきは大きいものの、 σ_s に代わり $\text{eff}\sigma_s$ を用いることで、FSLRB の寸法諸元に関わりなく μ_s の面圧依存性を精度よく表すことが可能となっていることが分かる。

さて μ_d と同様に、FSLRB を用いた実務設計や地震応答解析の際には、算出に多くのパラメータを必要とする $\text{eff}\sigma_s$ ではなく、 σ_s のみで表すことのできる μ_s 評価式の方が簡便で望ましい。式(3.6.7), (3.6.9), (3.6.10)より、 μ_s と σ_s の関係は式(3.6.12)で表される。

$$\mu_s = 0.4\{0.2(S_2 + 1) + 0.003(7.4 - S_2)e^{0.60S_s} \cdot \sigma_s\}^{-0.26} \sigma_s^{-0.26} \quad \dots(3.6.12)$$

式(3.6.12)に各試験体のパラメータを代入して得られる評価式を、再び式(2.3.1)の形式で最小自乗近似した結果を図-3.6.10 に各試験体の実験結果とあわせて示す。実務上は図中に示した近似評価式を用いることで十分な精度を確保できるものとする。

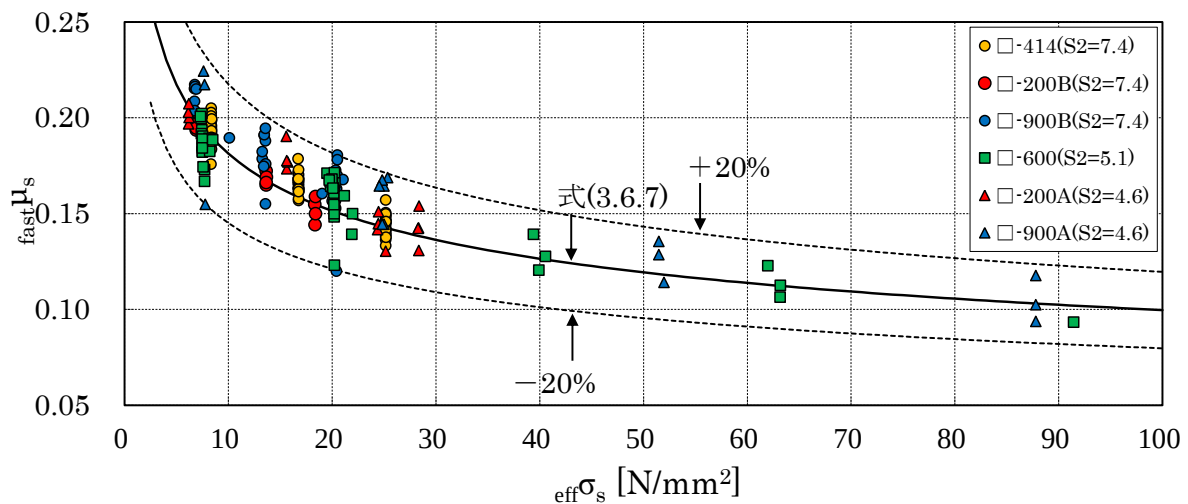


図-3.6.9 実効面圧と静摩擦係数の関係

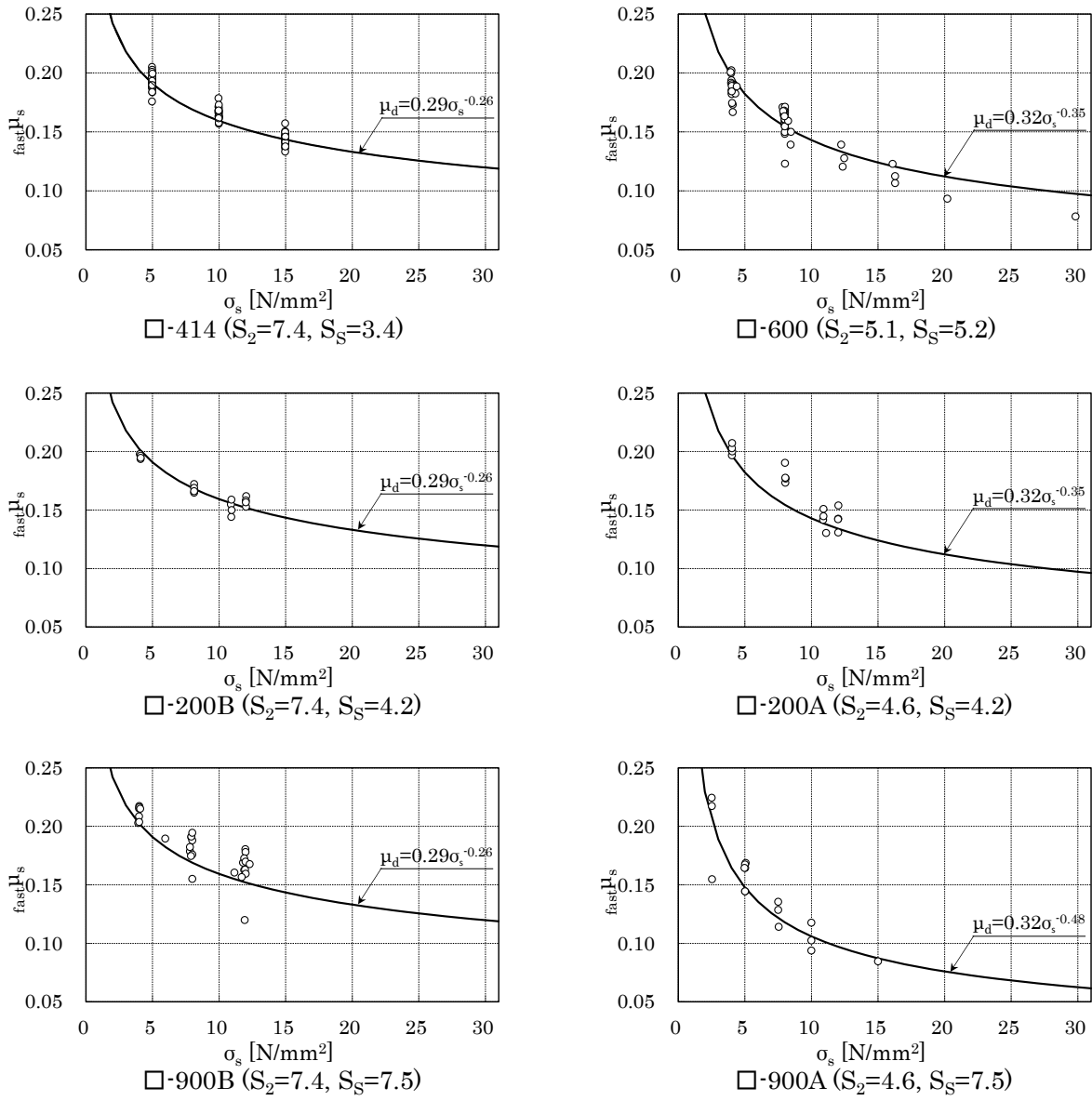


図-3.6.10 平均面圧と静摩擦係数の関係および簡易評価式

3.6.4 実効面圧による摩擦係数評価方法のまとめ

3.6.2 項および 3.6.3 項における検討結果をまとめ、実効面圧による動・静摩擦係数の面圧・速度依存性評価式を整理する。

動摩擦係数

高速 ($160\text{mm/s} \leq V$) のとき

$$\mu_d = 0.40 \sigma_s^{\text{eff}} \sigma_s^{-0.42}$$

低速 ($V < 160\text{mm/s}$) のとき

$$\mu_d = 0.40 \sigma_s^{\text{eff}} \sigma_s^{-0.42} - 0.0874 \sigma_s^{-1.087} \cdot \ln(160/V)$$

ただし

$$\sigma_s^{\text{eff}} = \{0.2(S_2 + 1) + 0.003(7.4 - S_2)e^{0.46S_s} \cdot \sigma_s\} \sigma_s$$

$$4.6 \leq S_2 \leq 7.4, \quad 3.4 \leq S_s \leq 7.5, \quad 2.5 \leq \sigma_s \leq 30$$

} ... (3.6.13)

静摩擦係数

高速 ($320\text{mm/s} \leq V$) のとき

$$\mu_s = 0.33 \sigma_s^{\text{eff}} \sigma_s^{-0.26}$$

低速 ($V < 320\text{mm/s}$) のとき

$$\mu_s = 0.33 \{0.112 + 0.031 \ln(V)\} \sigma_s^{\text{eff}} \sigma_s^{-0.26}$$

ただし

$$\sigma_s^{\text{eff}} = \{0.2(S_2 + 1) + 0.003(7.4 - S_2)e^{0.60S_s} \cdot \sigma_s\} \sigma_s$$

$$4.6 \leq S_2 \leq 7.4, \quad 3.4 \leq S_s \leq 7.5, \quad 2.5 \leq \sigma_s \leq 30$$

} ... (3.6.14)

μ_d : 動摩擦係数

μ_s : 静摩擦係数

σ_s : 平均面圧 (FSLRB 圧縮荷重をすべり面の全面積で除した値)

σ_s^{eff} : 実効面圧 (FSLRB 圧縮荷重をすべり面の実効面積で除した値 $\geq \sigma_s$)

S_2 : LRB 部の 2 次形状係数

S_s : LRB 部とすべり材の間に介在する鋼板の形状係数 ($=D/t_s$)

D : LRB 部のゴム外形寸法

t_s : 連結鋼板, 支圧板, すべり材ホルダーの合計厚さ

3.7 まとめ

本章では、第2章で選定したすべり機構部を角型 LRB に直列配置した FSLRB 試験体を用い、動的加振実験および準静的載荷実験によって免震支承としての構造性能を確認した。さらに、FSLRB の構造諸元の中で最も重要となる動・静摩擦係数の評価式を実験結果に基づき同定した。

3.2 節では、FSLRB の免震支承としての実現性を確認するため、□-414FSLRB 縮小試験体 ($S_2=7.4$) の動的加振実験を実施した。 $\sigma_s=10\text{N/mm}^2$ 程度以下であれば、一定面圧下における水平履歴は整形な Tri-Linear 形状を示し、そのばらつきは非常に小さい。LRB 部にハードニング特性を生じさせないためには、すべり面の長期面圧を 10N/mm^2 程度に設定し、地震時に過度の軸力変動を生じない部位に適用する必要がある。動・静摩擦係数ともに、概ね面圧のべき乗に比例して低下する傾向を有し、ごく低速度領域を除く現実的な摺動速度においてほぼ一定値を示す。また、約 90m の長距離摺動後も安定した摩擦特性を保持する。

次に FSLRB の圧縮限界特性を把握するため、3.3 節で□-900FSLRB 実大試験体 ($S_2=4.6$) の準静的載荷を実施した。 $\sigma_s=15\text{N/mm}^2$ 程度までは整形な Tri-Linear 形状を保持するが、 $\sigma_s=20\text{N/mm}^2$ 以上では安定した履歴形状が得られなかった。その際、LRB 部の面外変形によるすべり面の一部浮き上がり、すべり材の圧壊やすべり材ホルダーとの接着面の破断が見られた。この結果より、FSLRB の適正使用限界面圧を 15N/mm^2 、終局限界面圧を 20N/mm^2 と規定した。ただし、すべり材の一部圧壊や接着面からの孕み出しを生じた場合でも、摩擦特性に顕著な性能低下は見られなかった。

なお、同じ S_2 を有する□-600FSLRB 試験体 (3.5.1 項) では、 $\sigma_s=20\text{N/mm}^2$ 以上の面圧を載荷してもこのような現象は観察されなかった。これは FSLRB の圧縮限界状態が LRB 部の S_2 のみでは定まらず、LRB 部とすべり材の間に介在する鋼板の面外剛性が大きく影響することを示唆するものである。本節で用いた□-900FSLRB 実大試験体は、全 7 試験体のうち最も S_2 が小さくかつ介在する鋼板が極端に扁平な試験体であることから、上に規定した限界面圧は安全側の評価であると考えられる。

続いて 3.4 節において、□-200FSLRB 縮小試験体 ($S_2=4.6$, 7.4 の 2 タイプ) の動的加振実験を実施し、水平 2 方向同時加振時の諸特性を評価した。正弦波楕円加振、正弦波真円加振ともに、何ら問題を生じることなく安定した履歴を示し、積層ゴム支承や弾性すべり支承を対象に行われた既往の研究成果を踏襲する結果が得られた。また、動・静摩擦係数ともに、1 方向加振、2 方向加振の間に明確な差は認められなかった。LRB 部のねじれについては、 $\sigma_s=10\text{N/mm}^2$ 程度以下で使用する分には、付加ねじれによる LRB 部ハードニングやせん断破断の恐れはないものと考えられる。

3.5 節では、□-600FSLRB 実大試験体 ($S_2=5.1$) および□-900FSLRB 実大試験体 ($S_2=7.4$) の2タイプを用い、実建物への適用を想定した実機仕様 FSLRB 諸特性の最終確認を実施した。

□-600 実大試験体では、FSLRB 出荷試験条件と想定する【 $\sigma_s=8\text{N/mm}^2 \cdot V=15\text{mm/s}$ 】における動摩擦係数を確認し、ばらつきが小さく安定した値が得られることを確認した。厳密には角型 LRB は異方性を有するものの、 0° 方向と 45° 方向で水平履歴特性に有意な差がないこと、すべり材がすべり板の端部に至るまで安定した水平履歴特性を保持することも確認した。また、3.3 節で規定した終局限界面圧 $\sigma_s=20\text{N/mm}^2$ においても、すべり面の浮き上がりやすべり材の損傷などを生じることなく安定した性能を有すること、水平入力レベルが小さくすべり機構部が摺動しない場合、従来型の LRB と変わらない水平履歴特性を有することを確認した。さらに、連続摺動に伴う動摩擦係数の変化について、累積摺動距離 10m で約 20%、同 45m で約 55%低下することを確認した。

□-900 実大試験体については、ほぼ 3.4 節に示した□-200 縮小試験体の実施項目に準じた水平 2 方向同時加振を行った。正弦波楕円加振、地震応答波加振ともに安定した水平履歴が得られた。楕円加振時の履歴は、同じ S_2 を有する□-200 縮小試験体 B の履歴と非常によく整合する結果となった。摩擦係数の面圧・速度依存性、LRB 部のねじれ挙動を含め、□-200 縮小試験体 B の結果との比較より、全般に試験体サイズによる有意なスケール効果は見られないことを確認した。

最後に 3.6 節において、3.2～3.5 節で得られた FSLRB 試験体 6 体、および 2.3.2 項で得られたすべり機構部縮小試験体の全 7 試験体の実験データを統合・整理し、FSLRB を実建物に適用する際に重要となる動・静摩擦係数の面圧・速度依存性評価式を同定した。その際、既往の建築用すべり支承の摩擦係数評価に用いられてきた平均面圧に代わり、すべり面圧分布の偏在を考慮した実効面圧の考え方を導入することにより、FSLRB の寸法諸元によらず高い精度で摩擦係数を推定可能であることを示した。

第3章の参考文献

- 1) 浜口弘樹, 山本雅史, 和氣知貴, 宮崎充: 想定を上回る地震に対して安全性の高い免震構造の提案(その10) 摩擦係数の温度依存性および繰り返し摺動依存性, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.469-470, 2014.9
- 2) 似内昭夫監修: トライボロジー設計マニュアル, テクノシステム, 2015.5
- 3) 鴨下直登, 山本雅史, 嶺脇重雄, 菊地優, 石井建, 河内山修, 仲村 崇仁: 数種の面圧条件下における弾性すべり支承の水平二方向特性, 日本建築学会構造系論文集, 第 79 巻, 第 698 号, pp.453-461, 2014.4
- 4) 仲村崇仁, 菊地優, 石井建, 河内山修: 鉛プラグ入り積層ゴムの水平二方向復元力特性に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 77 巻, 第 681 号, pp.1663-1671, 2012.11
- 5) 嶺脇重雄, 山本雅史, 東野雅彦, 浜口弘樹, 久家英夫, 曾根孝行, 米田春美, 和田章: 超高層免震建物の地震応答を想定した実大免震支承部材の性能確認試験, 構造工学論文集, 55B, pp.469~477, 2009
- 6) 曾根孝行, 濱口弘樹, 嶺脇重雄, 山本雅史, 佐藤栄児, 高山峯夫, 飯場正紀: 大型震動台を用いた長周期地震動に対する実大免震部材の加力実験: その 10 鉛ダンパーの多数回繰返し実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.459-460, 2014.9

第4章

FSLRB の耐候性・経年変化

4.1 目的と実施概要

免震建物は地震エネルギーの大半を免震部材で吸収する構造形式であり、免震部材の特性が建物全体の地震応答特性に及ぼす影響が極めて大きい。このため免震部材は、設計時の想定を超える特性変化や損傷などが生じた場合に取り替えることができるよう配慮されている。しかしながら、取り替えに要する労力や費用、期間が膨大となることから、免震部材には建物の供用期間と同等以上の長期間にわたって安定した性能を維持することが期待されている。

FSLRB は従来の免震部材に比較してさらに高い耐震安全性の確保を目指すものであり、実用化の暁には原子力発電関連施設や、庁舎・病院・警察署・消防署・学校などの地域の防災拠点や避難先となる重要建物への適用を想定している。従って、数十年から 100 年近くにおよぶ長期間にわたり、免震構造としての基本特性にどの程度の変化を生じる可能性が存在するかについて、初期の時点で定量的に把握しておくことが非常に重要となる。

本章では、FSLRB の免震性能を大きく左右する LRB 部の基本特性とゴム材料の物理・化学特性、およびすべり機構部の摩擦特性について、耐候性・経年変化を実験的に評価する。4.2 節では、積層ゴム支承の耐候性・経年変化について論じる。まず、LRB に限らず天然ゴム系材料を用いた積層ゴム支承全般について、既往の調査研究事例を参照しながら耐候性・経年変化について概論を述べる。次に、積層ゴム支承の耐候性向上に大きく寄与すると考えられる被覆ゴムについて、実際に建築用積層ゴム支承に使用されるゴム材料に複数の外部劣化因子を促進付与する実験を行い、その物理・化学特性変化を定量的に論じる。4.3 節では、すべり機構部の耐候性・経年変化について検討する。積層ゴム支承の基本特性に比べ、すべり支承について摩擦係数などの基本特性の経年変化を論じた既往文献は非常に少ないものの、まずこれらの先行事例をレビューする。次に、FSLRB に用いるすべり機構部の縮小試験体を用い、5 年間の屋外暴露による摩擦係数の変化、ならびに 2 か月間の塩水サイクル噴霧による摩擦係数の変化を実験的に評価する。最後に 4.4 節において本章の検討結果を総括する。

4.2 積層ゴム部の耐候性・経年変化

4.2.1 概要

FSLRB の積層ゴム部を構成する角型 LRB の構造概要および各部名称を図-4.2.1 に、各部の使用材料を表-4.2.1 にそれぞれ示す。本項では LRB を構成する各材料の耐候性を概観する。

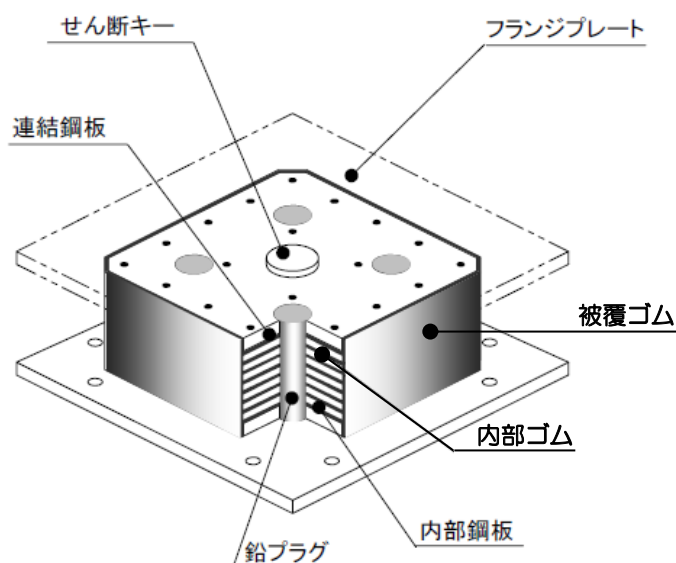


図-4.2.1 角型 LRB の構造と各部の名称 ¹⁾

表-4.2.1 LRB の構成材料 ¹⁾

名称	材料
フランジプレート	
せん断キー	SS400, SN400, SM490 のうちいずれか
連結鋼板	
内部鋼板	SS400, SN400, SPHC, SPCC のうちいずれか
鉛プラグ	高純度 Pb
内部ゴム	
被覆ゴム	天然ゴム系材料 $G=0.392\text{N/mm}^2$

直接外気に接触するフランジには、溶融亜鉛メッキ、金属溶射、エポキシ樹脂系塗装のいずれかによる防錆処置が施される。また、万一これらの防錆処置に剥離等を生じた場合は、タッチアップなどの補修手法が整備されている。従って、定期点検等により早期に不具合を発見・是正すれば、発錆などに起因する顕著な経年劣化を生じることはないと考えられる。せん断キー、連結鋼板および内部鋼板は外部劣化因子に直接曝されることはないため、不具合を生じることは考えにくい。特に内部鋼板は内部ゴムおよび被覆ゴムに接着され、酸素や水分などに全く接触することがないため、耐候性が問題となることはないと考えられる。

鉛プラグには 99.9%を超える高純度の鉛材料が使用されている。鉛は乾いた空気中では劣化を生じないが、水分が介在すると容易に酸化劣化を生じる。表-4.2.2 に示す 10 年間の屋外暴露試験結果によると、鉛の酸化劣化度は極めて低く試験片に割れも孔食も認められなかった²⁾。LRB の鉛プラグは積層ゴムの内部に封入されて酸素や水分に接触することがないため、劣化の問題は生じ難いものと考えられる。

表-4.2.2 鉛の屋外暴露試験結果²⁾

暴 露 場 所	平均侵食度 (mm/Y)	
	99.90% Pb	Pb—1 %Sb
Altoona (ペンシルバニア州)	0.000721	0.000578
New York (ニューヨーク州)	0.000451	0.000305
Sandy Hook (ニュージャージー州)	0.000540	0.000514
Key West (フロリダ州)	0.000584	0.000556
La Jolla (カリフォルニア州)	0.000438	0.000636
State College (ペンシルバニア州)	0.000511	0.000349
Phoenix (アリゾナ州)	0.000254	0.000295

ゴム材料は炭素原子鎖を基本骨格に有し、空気中の酸素をはじめとする劣化因子により物理・化学特性変化を生じやすい有機高分子材料である。従って、免震建物の供用期間と同等以上の長期間にわたる特性変化を定量的に把握することが重要である。

LRB の内部ゴムは FSLRB の免震特性を決定付ける重要材料であり、天然ゴム (Natural Rubber, 以下 NR) 系材料が使用される。被覆ゴムは内部ゴムおよび内部鋼板を外部劣化因子の侵入から保護し、耐候性を向上させる目的で LRB の外周を覆うゴムである。内部ゴムと同一の NR 系材料、または合成ゴムの 1 種であるエチレンプロピレンジエン三元共重合体 (Ethylene Propylene Diene terpolymer, 以下 EPDM) 系材料が主に使用される。内部ゴム、被覆ゴムとも、主材料である NR や EPDM をベースに、カーボンブラック・軟化材・酸化防止剤・安定剤・オゾン劣化防止剤などの様々な配合材を添加して物理特性の改善、耐久性・耐候性の向上を図っている。配合材料の種類や配合量は各積層ゴムメーカーによって異なり、絶対的な秘密情報であるがゆえに一般に開示されることはない。従って厳密には、ゴム材料の耐久性・耐候性はメーカーごとに異なる可能性がある。

4.2.2 ゴム材料の劣化因子

本項ではまず、一般的なゴム材料の特性に大きな変化をもたらす可能性のある劣化因子を抽出し、各因子の影響度を定性的に述べる。これらのうち、その影響を定量的に評価すべきと判断する因子について、次項において実際に積層ゴム支承に使用される一般的なゴム材料を用いた劣化促進実験を行い、耐候性・経年変化の定量評価を行う。

ゴムの物理・化学特性に変化を及ぼす要因は多岐にわたるが、積層ゴムの形状・構成(図-4.2.1)や、免震層に想定される現実的な環境条件等を考慮して、主要な劣化因子および影響を及ぼす部位を検討すると、表-4.2.3 に示す酸素、熱、オゾン・紫外線、水／塩水が抽出される^{3),4)}。

表-4.2.3 積層ゴム支承ゴム材料の劣化因子と影響を及ぼす部位

劣化因子	影響を及ぼす部位
酸素	内部ゴム、被覆ゴム
熱	内部ゴム、被覆ゴム
オゾン・紫外線	被覆ゴム
水／塩水	被覆ゴム

4.2.2.1 酸素

ゴム材料を構成する主元素である炭素・水素は酸素と非常に結合しやすい。熱や光などの作用で高分子の結合が切断され、そこに酸素が存在すれば容易に結合してしまう。酸化が生じると、その部分の結合は比較的不安定で、さらにその近くの分子が酸化されやすくなり、連鎖的に酸化反応が進行していく可能性がある。こうして高分子はその分子内に酸素を取り込みながら多くの切断と結合を繰り返し、結果的に特性が変化する。この現象が酸化劣化である。NR および EPDM の分子構造を図-4.2.2 に示す³⁾。NR は分子内に炭素二重結合 ($>C=C<$) を有しており、ゴム材料の中でも酸化されやすい材料である。酸化劣化を抑えるために通常は酸化防止剤を配合する。カーボンブラックも耐候性を改善し、酸化劣化を抑える効果を有している。積層ゴム支承はその構成上、被覆ゴムの表面を除いて空気中の酸素に直接触れることがないため、劣化はさほど大きくないと考えられる。ただし、微量とはいえ酸素は内部ゴムにも含まれており、酸化劣化を引き起こす要因となる。積層ゴム支承の酸化による特性変化について、2通りの評価が行われている。

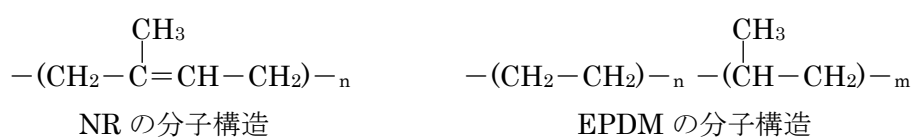


図-4.2.2 積層ゴム支承ゴム材料の分子構造³⁾

(1) 長期間使用された実物の抜き取り評価

橋梁用防振・免震ゴム支承等の厚肉ゴム製品や、建物に設置され 10～30 年程度を経た積層ゴム支承を取り出し、ゴム材料の劣化状態を調査した事例が複数報告されている。調査の結果、数十年～100 年程度使用された後もゴム材料の劣化はゴムの配合に関わらず表面から数 mm～数十 mm 以内に限定されており、表面の微小亀裂は内部まで進行していないとされている。以下、長期間にわたり使用されたゴムの経年変化について調査した 3 事例を紹介する。

Melbourne Railway Viaduct^{5), 6), 7)}

1889 年にオーストラリア・メルボルンの鉄道用高架橋に振動・騒音対策として用いられた NR 系材料の単層パッドが、ゴムの土木・建築分野への歴史的に最も古い適用事例とされている。図-4.2.3 に概要を示す。パッドの寸法は 1,255mm×1,255mm×25mm である。約 100 年後の調査によると、ゴム表面部は雨水やオゾン、酸化劣化により亀裂が発生するなどして硬化（国際ゴム硬さ 80）しているものの、その劣化は表面から 2mm 程度に限られ、これより内部では品質低下は見られず国際ゴム硬さは 63 であったと報告されている。

設置時のゴムパッドの特性が不明であるため定量的な評価はできないが、屋外で約 100 年間使用された後も表面から 2mm 以上内部では引張強さ 4N/mm²、破断伸び 200%を有していたことが明らかとなっている。なお、化学分析によりゴム配合を推定したところ、加硫促進剤は使用されているものの劣化防止剤が含まれないなど、現在と異なって単純なものであったことが分かっている。

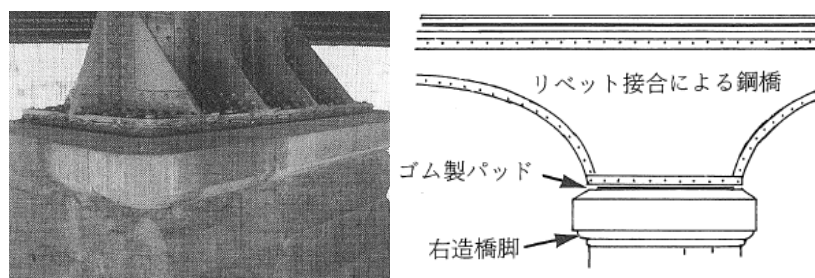


図-4.2.3 Melbourne Railway Viaduct の NR ゴムパッド概要⁷⁾

Pelham Bridge^{7), 8)}

本格的な積層ゴムとして歴史的に最も古いとされているのが、1956 年にイギリス・リンカーン市にある Pelham Bridge に使用された支承である。この積層ゴム支承の寸法は 613mm×410mm の角型であり、厚さ 18.4mm の NR 系ゴムが 5 層積層されている（図-4.2.4）。約 40 年間使用されたこの積層ゴム支承を取り出して上から 3 層目のゴムを調査した結果によると、全体ゴム奥行き寸法 410mm に対して表面から 40～50mm 程度までは物性の変化があり、それより内部はほぼ一定の値であったことが報告されている。また図-4.2.5 に結果を例示する詳細な分析により、

- ・表面から内部へ酸素が拡散していく過程でゴム分子の酸化反応により酸素が消費吸収された
- ・その拡散と消費のバランスの結果、ゴム内部に酸素濃度分布が形成された

・その結果、酸化反応の程度の差が生じて物理特性の分布が作られたことが推測されている。この結果、物理特性変化の大きい領域は酸化劣化部であり、一方変化の小さい領域は酸素が反応に寄与しなかった領域であると報告されている。

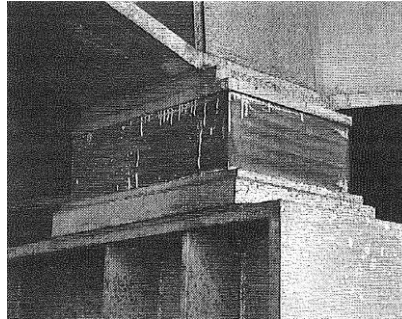


図-4.2.4 Pelham Bridge の NR 系積層ゴム支承⁷⁾

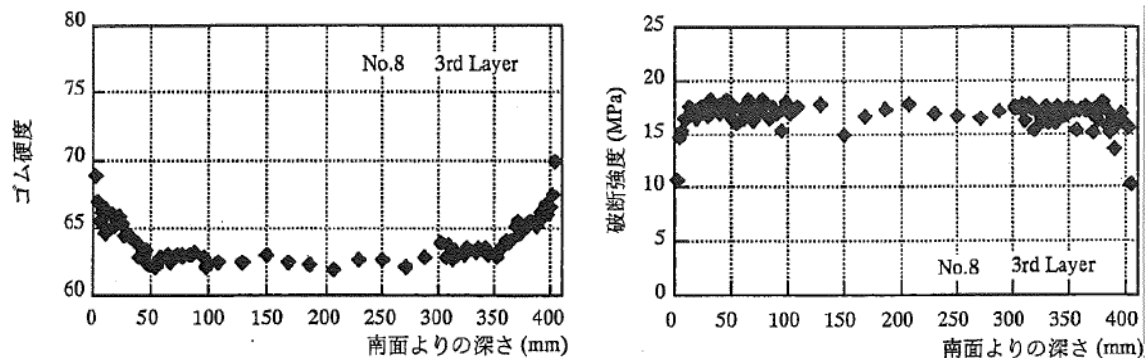


図-4.2.5 Pelham Bridge の NR ゴム物性分布の調査結果例⁸⁾

船橋竹友寮^{9), 10), 11)}

竹中工務店の社員寮「船橋竹友寮」(図-4.2.6) は、日本に建設された最初期の免震建物のうちの1棟であり、1987年3月の竣工後30年以上にわたり独身社員寮として使用され続けている建物である。本建物には NR 系積層ゴム支承が使用されており、1986年の製造後約10年、22年および30年を経過した時点で、各々1基の積層ゴムを建物から取り出し、積層ゴムとしての鉛直・水平剛性および内部ゴムの物理特性の調査が行われている。調査対象の積層ゴムはΦ670mm、ゴム厚6mm×23層、側面外周部に厚さ8mmのEPDM系被覆ゴムが用いられている。



図-4.2.6 船橋竹友寮の外観と NR 系積層ゴム支承^{10), 11)}

初期値に対する 30 年時の経年変化率は、鉛直剛性で約+2%、水平剛性は 100%歪みまでは若干低下するかまたはほとんど変化がなく、200%歪みでは約+14%となっている。ゴム材料の物性は、硬さ（図-4.2.7）、引張特性、せん断特性の全てにおいて、端部からの距離によらずほぼ一定となり、10 年時、22 年時の調査結果からの明確な変化も見られない。また、ゴム-鋼板間の接着強度はゴムの母材強度を上回っており、接着面の健全性が確認されている。

前 2 例と異なり、NR 表面近傍にも明確な物性の変化は見られない。本積層ゴムが耐候性の高い EPDM 系ゴム材料で被覆されているためであると考えられる。一方、積層ゴムとしての鉛直・水平剛性の変化は、積層ゴム内部に存在する酸素や製造時に残留した硫黄によってゴム分子内で各種の切断（酸化劣化）と結合（後加硫など）が繰り返されることなどに起因していると考えられる。定性的には、内部でもゴムに微量に含まれる酸素や残留硫黄による分子結合の切断と再結合などの反応により分子構造は変化するが、その影響は表面部分に比べて僅かであるとされており^{3),4)}、本調査結果と概ね整合している。

なお、この他にも日本国内の免震建物において 10~30 年程度にわたって継続使用された積層ゴムの基本特性を調査した結果が報告されている^{12)~20)}。これらの結果はまとめて(3)で後述する。

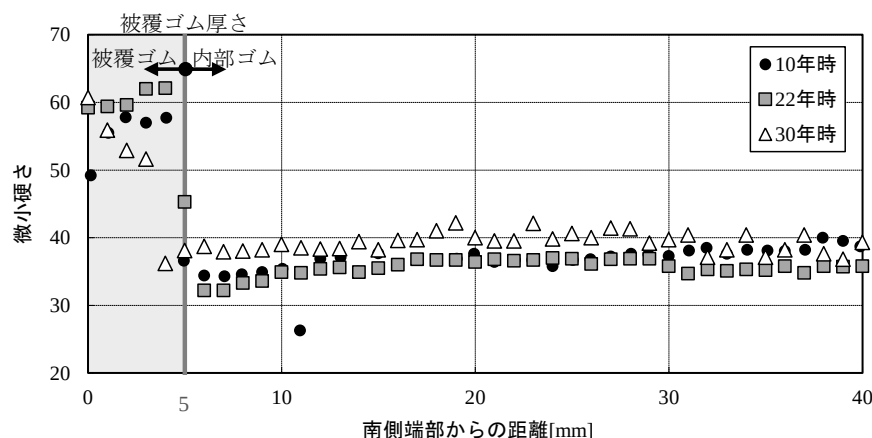


図-4.2.7 船橋竹友寮の NR ゴム物性分布の調査結果例¹¹⁾

以上のように、数十年~100 年間にわたって屋外で使用された NR 系ゴム材料を調査した結果によると、酸素をはじめとする外部劣化因子に直接曝される外周のごく一部を除き、積層ゴムは概ね高い耐候性を有していると考えることができそうである。ただし、ゴム物性変化の定量評価という観点からは、未だ十分な質と量のデータが得られているとは言い難い。橋梁用 NR は、鉛直・水平剛性などの初期値が存在しない。建築用積層ゴム支承は、数十年におよぶ長期的間に加力試験機が更新されるなどのために試験条件が異なってしまう、データの直接比較が困難である。こうした不足を補うため、次項に示すゴム材料の熱老化（促進劣化）試験の結果が参照されることが多い。

(2) 熱老化試験による基本特性変化の予測

建築用の積層ゴム支承が実用化されて 30 年ほど経過したに過ぎない現時点では、免震建物の期待寿命と目される数十年から 100 年程度の長期間にわたり、継続して使用された積層ゴムは当然ながら存在しない。そこで、積層ゴム支承基本特性の経年変化を定量的に評価するに当たっては、積層ゴム支承試験体の熱老化試験に基づいて推定された結果が利用されている。

酸化劣化による経年変化度の推定は、高分子材料の化学反応速度論および実験的に得られたアレニウス則によってゴム材料の活性化エネルギーを求め、得られた促進劣化条件に従って積層ゴム試験体に熱老化を施し、基本特性の初期値からの変化度を評価する方法が一般的である。以下に、高分子の化学反応速度論とアレニウス則の概要、および既往の評価結果事例をまとめる。

高分子の化学反応速度論とアレニウス則²¹⁾

NR などの有機材料の化学変化は、ごく大まかには擬似 1 次反応として取り扱うことができると考えられている。この場合、低温で長時間の変化は高温で短時間の変化と同義と捉えてよいことから、対象物を高温で数日から数か月間加熱することによって、通常的环境温度における数十年の変化を推測することができる。

ある高分子材料の特性が最初 A であったのに、速度定数 k の 1 次反応によって B に変化したとする。A の特性を数値化したときの初期値または初濃度($t=0$)を x_0 とし、時間 t 後に A のうちの x だけが B に変化したとすると、A の残り濃度は $x_0 - x$ となり、一方 B は x だけ生成されたことになる。このときの B の生成速度 dx/dt は、そのときに残っている A の濃度に比例することから次式で表される。

$$\frac{dx}{dt} = k(x_0 - x) \quad \cdots(4.2.1)$$

式(4.2.1)を積分し、初期条件($t=0$ のとき $x=0$)を代入して整理すると、

$$\ln \frac{x_0 - x}{x_0} = -kt \quad \cdots(4.2.2)$$

つまり、A の濃度 $x_0 - x$ は、 $x_0 e^{-kt}$ に従って時間とともに初期値 x_0 からゼロに向かって指数関数状に低下する。式(4.2.2)から、 $\ln(x_0 - x)/x_0$ を時間 t に対してプロットすれば、直線の勾配より速度定数 k が定まる。

アレニウス(Arrhenius)は実験的な方法により、速度定数 k が温度上昇に伴い指数関数的に増大することを見出した。アレニウスによると、反応の次数によらず速度定数 k と温度の間には次式が成り立つ。

$$k = A \exp\left(-\frac{E_a}{RT}\right) \quad \cdots(4.2.3)$$

A : 定数

T : 絶対温度 (K)

E_a : 劣化の活性化エネルギー

R : 気体定数 (8.313J/mol/K)

式(4.2.3)の対数を取って、

$$\ln k = \ln A - \frac{E_a}{RT} \quad \dots(4.2.4)$$

ここで、速度定数は化学反応において生成物または反応物が増減する速さであるから、ある量の変化が起こるまでの経過時間を t_m とすれば、 k と t_m は逆数の関係にある。すなわち、

$$\ln t_m = \ln A' + \frac{E_a}{RT} \quad \dots(4.2.5)$$

従って、 $\ln t_m$ を $1/T$ に対してプロットすれば、その回帰直線の勾配から E_a/R を求めることができる。このような操作をアレニウスプロットという。

t_m をある物性値（例えばゴムの破断伸びや 100%引張応力など）が初期値に比べてある一定の割合に低下するまでの時間として、劣化を促進させる温度 t を複数の水準に取ってデータを採取し、横軸に絶対温度 T ($=t+273$) の逆数、縦軸に $\ln t_m$ を取ってプロットすれば、得られる直線の傾きから E_a/R が得られる。

活性化エネルギーが求まれば、設置環境温度 T_0 、時間 t_0 で起こる変化と促進温度 T_y 、促進時間 t_y で起こる変化が等しいと考えることにより、式(4.2.5)から以下の関係が成り立つ。

$$\ln \frac{t_0}{t_y} = \frac{E_a}{R} \left(\frac{1}{T_0} - \frac{1}{T_y} \right) \quad \dots(4.2.6)$$

$$t_y = t_0 \times \exp \left\{ \frac{E_a}{R} \left(\frac{1}{T_y} - \frac{1}{T_0} \right) \right\} \quad \dots(4.2.7)$$

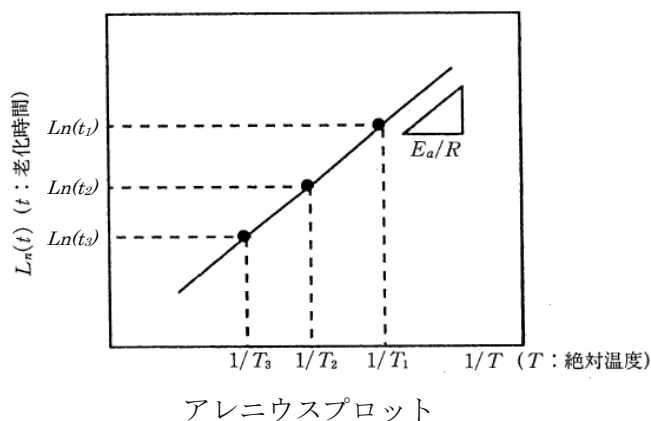
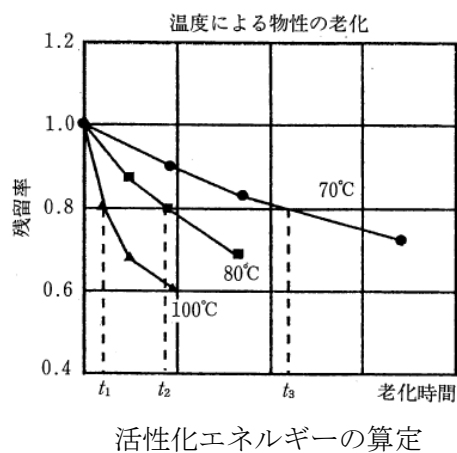


図-4.2.8 活性化エネルギーの算定とアレニウスプロット³⁾

基本特性の経年変化予測事例

アレニウス則に基づく積層ゴムの熱老化試験は、原子力免震研究やゴムメーカーによる国土交通省免震材料認定取得の過程において複数実施されている。以下に、これまでに実施された主な実施例をまとめる。

文献^{22), 23)}に、積層ゴム縮小試験体の熱老化試験結果が報告されている。

【試験概要】

試験体：NRBΦ177mm・t1.9mm×24層，G6，被覆合成ゴム t8mm

老化条件：20℃×42ヶ月（20℃×3.5年実時間）

50℃×42ヶ月（20℃×98年相当），

80℃×42ヶ月（20℃×1,568年相当）

載荷面圧：4N/mm²，0N/mm²

試験体数：計26体

【試験結果】

- ・水平剛性は100年相当経過時で+20%程度
- ・破断伸び，破断耐力とも100年相当経過後も際立った低下なし

この結果を基に、図-4.2.9に示す積層ゴム水平剛性経年変化の回帰式が提案されている。時間の経過とともに水平剛性は概ね単調増加していく傾向が見られるが、個々の実験結果は回帰式まわりに大きくばらついている。

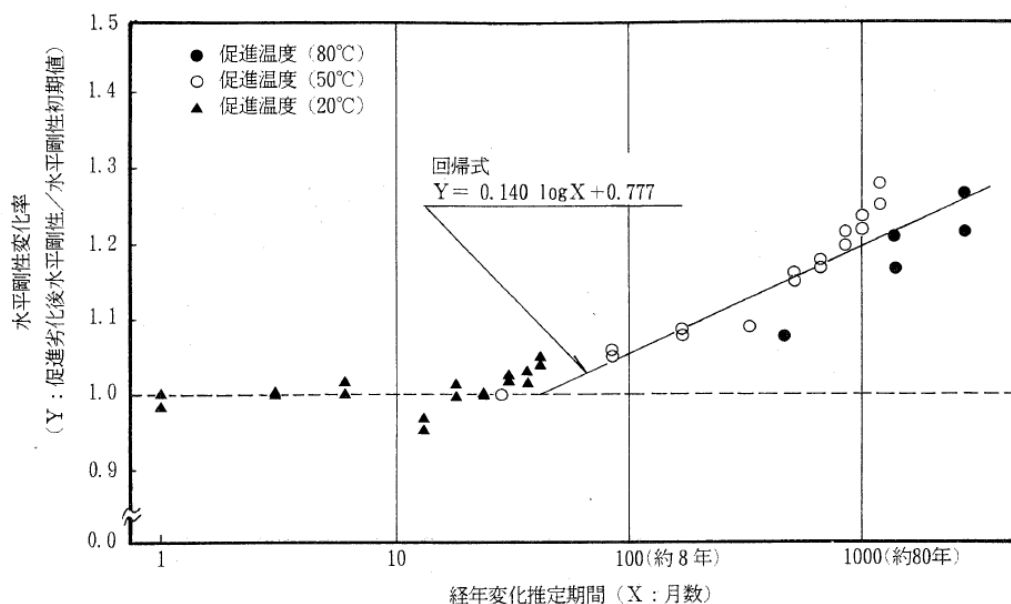


図-4.2.9 水平剛性の経年変化率と回帰式²²⁾

文献^{24), 25)}では、比較的大径の積層ゴム試験体に対する熱老化試験が実施されている。

【試験概要】

試験体 : NRB Φ500mm-t3.6mm×19 層, G6

LRB Φ506mm-t2.8mm×25 層, G6

老化条件 : NRB 60℃×238.7 日 (20℃×40 年相当)

LRB 60℃×338.3 日 (20℃×40 年相当)

載荷面圧 : 2.5N/mm²

【試験結果】

40 年相当の劣化後,

- ・水平剛性 NRB : 100%せん断歪み時+8%, 200%せん断歪み時+15%
LRB : 100%せん断歪み時+17%, 200%せん断歪み時+22%
- ・圧縮剛性 NRB : +7%
LRB : +7%
- ・破断特性 NRB : せん断歪み・20%, せん断応力・10～・20%
LRB : せん断歪み・20%, せん断応力・20～・30%

この他、積層ゴムメーカー各社も同様に熱老化試験を実施し、技術資料などで公開している。

メーカー A

【試験概要】

試験体 : NRB Φ120-1×24, S₁=35, S₂=5, G3, G3.5, G4, G4.5

LRB Φ120-1×24, S₁=35, S₂=5, G3, G3.5, G4, G4.5

老化条件 : 100℃ (20℃×60 年相当)

載荷面圧 : 15N/mm²

試験体数 : 新品, 30 年相当劣化品, 60 年相当劣化品×各 1 体ずつ

【試験結果】

40 年相当の劣化後,

- ・水平剛性 NRB : G3 +5%, G3.5 +5%, G4 +9%, G4.5 +7%
LRB : G3 +5%, G3.5 +5%, G4 +9%, G4.5 +7%

メーカーB

【試験概要】

試験体 : NRBΦ250, $S_1=34$, $S_2=5.1$, G4
 LRBΦ250, $S_1=42$, $S_2=6.2$, G4

老化条件 : $85^{\circ}\text{C} \times 22$ 日間 ($20^{\circ}\text{C} \times 80$ 年相当)

載荷面圧 : 11.8N/mm^2

試験体数 : 新品, 80 年相当劣化品 $\times$ 各 1 体

【試験結果】

80 年相当の劣化後,

・ 水平剛性 NRB : +8.9%

LRB : 2 次剛性+7.3%, 切片荷重+2.1%, 等価剛性+6.2%, 等価減衰定数-1.4%

メーカーC

【試験概要】

試験体 : NRBΦ100-1.1 $\times$ 12, $S_1=20.5$, $S_2=7.6$, G3
 NRBΦ100-1.1 $\times$ 12, $S_1=20.5$, $S_2=7.6$, G3.5
 NRBΦ500-3.75 $\times$ 26, $S_1=32$, $S_2=5.1$, G3.5
 NRBΦ100-1.1 $\times$ 12, $S_1=20.5$, $S_2=7.6$, G4
 NRBΦ100-1.4 $\times$ 14, $S_1=16.1$, $S_2=5.1$, G4.5
 NRBΦ500-3.75 $\times$ 26, $S_1=32$, $S_2=5.1$, G4.5

老化条件 : $100^{\circ}\text{C} \times 10$ 日間 ($20^{\circ}\text{C} \times 80$ 年相当)

載荷面圧 : 面圧付与せず

試験体数 : 新品, 80 年相当劣化品 $\times$ 各 1 体

【試験結果】

80 年相当劣化後,

・ 水平剛性 G3 : +4.1%, G3.5 : +7.1%, G4 : +7.4%, G4.5 : +8.8%

(3) 積層ゴム支承基本特性の経年変化まとめ

長期間使用された実積層ゴム支承の経年変化調査結果をまとめて表-4.2.4 に記す。これらは内部ゴムに NR 系材料を用いた支承，すなわち NRB および LRB の調査結果である。原則として，建物鉛直荷重を支持する実物を取り出しての調査結果，または免震層に設置された別置き大径試験体の調査結果を収集している。水平剛性，鉛直剛性ととも経年変化の度合いは大きくばらついており，経過年数に対して一概に単調増加とはなっていない。

表-4.2.5 には，(2)に記した熱老化試験による結果をまとめて再掲している。実物の調査結果と同様，経年に伴う明確な変化の傾向は見出せないが，熱老化試験における加熱温度が高いほど水平剛性の経年変化率が大きくなる傾向が見られる。

表-4.2.4 長期間使用された実積層ゴムの経年変化率のまとめ

	ゴム	外径	経過年数	水平剛性 変化率	鉛直剛性 変化率	破断伸び 変化率
文献 ⁹⁾	G6	Φ 670	10 年	+7%	+16～19%	—
文献 ¹²⁾	G8	Φ 800	10 年	+6%	+18%	—
文献 ¹³⁾	不明	Φ 445	10 年	+4～5%	—	—
文献 ¹⁴⁾	G6	Φ 740	11 年	+8～13%	+2～7%	—
文献 ¹⁵⁾	G8	Φ 650	15 年	+5%	+17%	—
文献 ¹⁶⁾	G4	Φ 500	19 年	+6～9%	—	—
文献 ¹⁷⁾	G6	Φ 740	19 年	+5.4%	—	—
文献 ¹⁸⁾	G8	Φ 650	20 年	+7.8%	+10%	—
文献 ¹⁰⁾	G6	Φ 670	22 年	+12%	+13～15%	—
文献 ¹⁹⁾	G4	Φ 500	23 年	+6.5%	+11.3%	—
文献 ²⁰⁾	G6	Φ 760	25 年	+6%	+17%	—
文献 ¹¹⁾	G6	Φ 670	30 年	+14%	+2%	—

表-4.2.5 熱老化試験による経年変化率のまとめ

	ゴム	加熱温度	経過年数	水平剛性 変化率	鉛直剛性 変化率	破断伸び 変化率
文献 ^{22), 23)}	G6	20℃	20℃×3.5 年	+20%	—	—
		50℃	20℃×98 年相当			
		80℃	20℃×1,568 年相当			
文献 ^{24), 25)}	G6	60℃	20℃×40 年相当	+8～17%	+7%	-20%
メーカーA	G4	100℃	20℃×60 年相当	+9.0%	—	—
メーカーB	G4	85℃	20℃×80 年相当	+7.3～8.9%	—	—
メーカーC	G4	100℃	20℃×80 年相当	+7.4%	—	—

水平剛性の経年変化率についてまとめた文献²²⁾の結果図にこれらの調査結果を加筆したものを図-4.2.10に示す。これらの結果を全体的に俯瞰で眺めれば、水平剛性の変化の度合いは概ね経年に伴って緩やかとなり、数十年～100年程度の期間を経て平均的には+20%程度に収束すると推測される。

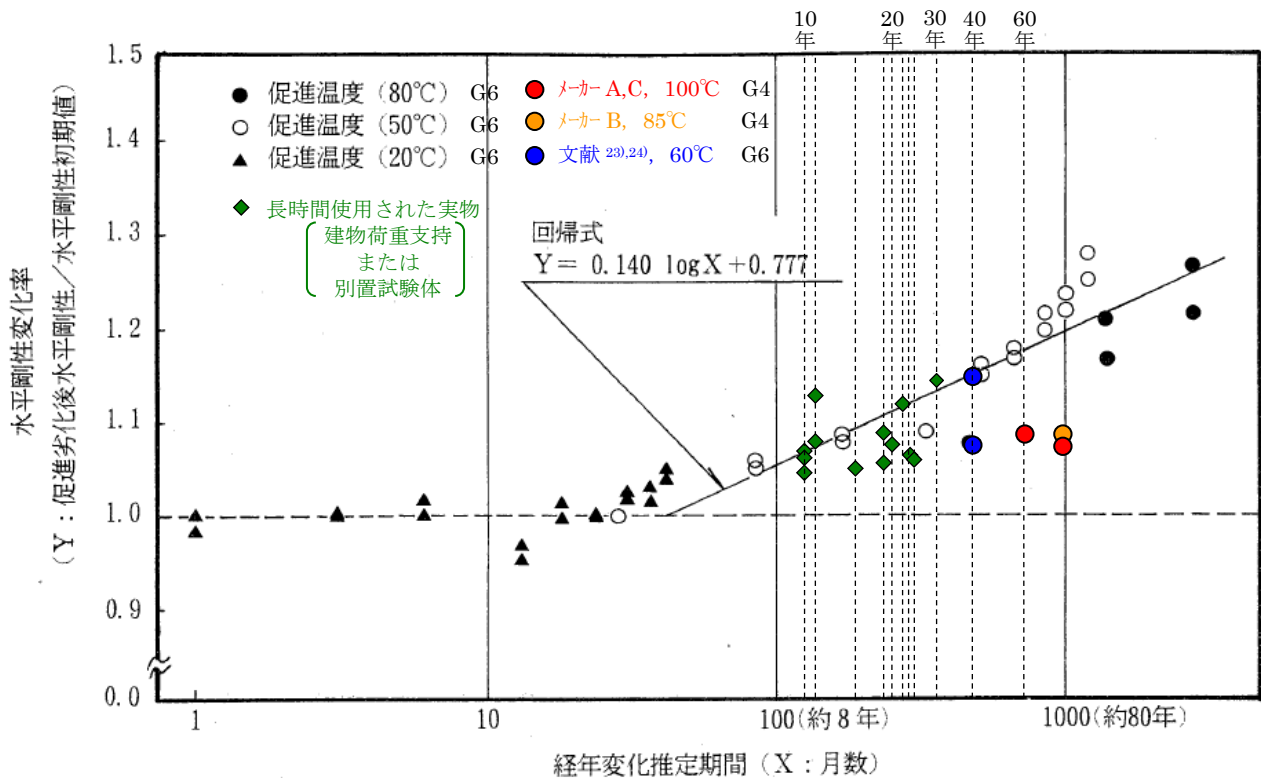


図-4.2.10 水平剛性の経年変化率 (図-4.2.9²²⁾に加筆して再掲)

(4) ゴム材料の特性変化

これまで、積層ゴム支承としての基本特性の経年変化を概観してきた。ここでは、より詳細な考察を加えるため、ゴム材料レベルでの変化に着目することとする。

ゴム材料内では次のような現象が起きていると推測される。劣化因子である酸素は、積層ゴム支承内部に封じ込められた酸素、および空気中から積層ゴム支承表面に無制限に供給される酸素に分類される。内部の残留酸素は積層ゴム支承内のゴム全域にわたって均等に酸化劣化を引き起こす。前述の通り、ゴム材料の酸化劣化は一般に 1 次反応とみなしてよい。従って反応速度は残留酸素の濃度に比例し、残留酸素は指数関数的に減少していく。すなわち酸化劣化は時間とともに緩やかになり、いずれ収束すると考えられる。一方、外気に接触する被覆ゴムの表面には無制限に酸素が供給され、次々と酸化劣化が進行する。従って、被覆ゴムが空気中の酸素の遮断性能に優れる、あるいは厚さが十分にあれば、数十年～100 年程度の期間を経た後も、外部からの酸素による劣化は被覆ゴム内に留まって内部ゴムに到達せず、内部ゴムは残留酸素により均等に劣化していった後、最終的にはある特性で安定すると考えられる。一方、被覆ゴムの酸素遮断性能あるいは厚さが不十分であったとしても、空気中の酸素の浸透により酸化劣化が進行するのは内部ゴムの外周に近い領域に限定され、それより内部から中心部にかけては残留酸素による均等な劣化に留まる分布形が形成されると推測される。

積層ゴム支承に用いられるゴム材料について、酸化劣化の影響を定量的に評価した事例として、文献²⁶⁾の研究がある。橋梁用の積層ゴム支承に用いられる NR 系材料およびクロロプレンゴム (Chloroprene Rubber, 以下 CR) 系材料の JIS3 号ダンベル試験片を 70℃で最大 6,144 時間まで加熱して酸化劣化を促進し、物理特性の経年変化を調査している。実験に用いられた NR の場合、この加熱条件は東京の平均気温 15.9℃で最大 384 年間の酸化劣化を付与したことに相当する。この結果、NR、CR ともに引張応力の増加、引張強さおよび切断時伸びの低下が加熱時間とともに対数関数状に進行し、3,072 時間経過以降はほぼ安定している。6,144 時間経過後の物理特性変化は、両ゴムとも 100%引張応力が初期値の約 2.5 倍、破断伸びが NR で 80%低下、CR で 54%低下となっている。

しかし文献²⁶⁾においては、JIS3 号ダンベル試験片に直接劣化因子を付与している。ダンベル試験片は厚さが 2mm と薄く、かつ体積に対して表面積が大きい。このため、空気中の酸素は試験片の全方向から内部に向かって浸透していく。よって、空気中の酸素が表面から内部に向かって一方向に浸透していき劣化の分布形を形成すると考えられる積層ゴム支承の酸化劣化の過程に鑑みて、ゴム材料の特性変化を過大に評価している恐れがある。この問題への対処については、4.2.3 項で述べることとする。

4.2.2.2 熱

ゴム材料は温度によって「ガラス領域」、「転移領域」、「ゴム状領域」、「分解領域」に分類される^{3),4)}。低温側の「ガラス領域」⇔「ゴム状領域」は可逆性のある状態変化であり、NR や EPDM の場合、 -55°C 程度まではゴムとして使用可能であると考えられる。一方、高温側は酸化劣化による不可逆の化学変化が熱によって促進される。ゴムは酸素が存在しない場合でも熱により劣化するが、化学結合されたゴム分子の結合を切断するためには大きな解離エネルギーが必要であり、常温から 100°C 程度までの温度領域においては概ね酸化劣化が支配的であると考えられる。すなわち、 100°C 程度以下の環境条件におけるゴム材料の熱劣化は、酸化劣化の促進と同義であり、アレニウス則を適用することができる。なお、より高温側ではゴム状から液体となり最終的には熱分解して気体となる。ゴム材料は通常 200°C 以上で熱分解し、温度上昇に伴って分解速度は急速に増加する。

通常、免震層が 100°C を超える高温となる状況は考えにくいいため、本研究において熱は検討すべき外部劣化因子から除外する。

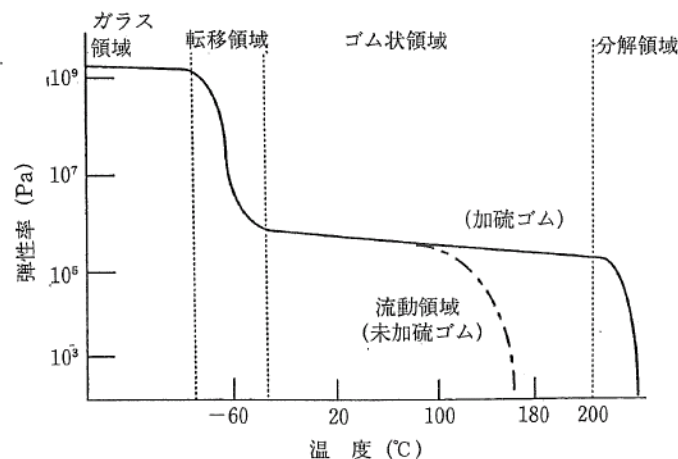


図-4.2.11 ゴム材料の弾性率の温度依存性³⁾

4.2.2.3 オゾン・紫外線

大気中の酸素は紫外線や放射線的作用によって活性の高いオゾンに変化する可能性がある。自動車の排気ガスや工場排煙の多い地区ではオゾン濃度はさらに高くなる。一般に大気中の濃度は pphm (parts per hundred million, 1 億分の 1) のオーダーであり、日中の紫外線量が多くなる時間帯で 10pphm 程度に達する²⁷⁾。ただし、免震層は基本的に閉空間であり、層内の空気は直射日光による紫外線的作用を受けないことから、オゾン濃度は数 pphm 以下で安定しているものと推測される。

NR のように分子内に炭素二重結合を有する高分子はオゾンと反応しやすく、ゴム材料に引張が作用している場合には、さらに顕著に微小な亀裂が発生する可能性がある。一方、炭素二重結合を有さない EPDM は耐オゾン性に非常に優れたゴムである。ただし、積層ゴム支承に用いられるゴム材料にはオゾン劣化を防止・低減するため、各種のオゾン劣化防止剤を配合することが一般的である。

積層ゴム支承のオゾン劣化メカニズムを考える。オゾンは外部からの劣化因子であり、まず積層ゴム支承の被覆ゴム表面に作用し、微小な亀裂を発生させる。建物自重を受ける積層ゴム支承の被覆ゴム表面は常に引張歪みを受けているため、無負荷のゴムに比べて亀裂発生速度は増すと考えられる。被覆ゴムに常時作用する引張歪みのオーダーは 5~10% 程度である。

前出の橋梁用積層ゴム支承のゴム材料に対する劣化特性の研究²⁶⁾では、ゴム材料の耐オゾン性についても以下の条件で劣化実験を実施している。

- ・試験片 : NR 系材料および CR 系材料, JIS3 号ダンベル試験片
- ・予歪み : 0%, 20%, 40%
- ・劣化方法 : JIS K 6259 に準ずる
 - 試験機 : オゾンウェザーメーター
 - 試験条件 : オゾン濃度 50pphm, 温度 40℃, -30℃, 試験期間 64 日
- ・評価方法 : JIS K 6251 引張試験および JIS K 6253 硬さ試験

オゾン劣化の結果、100%引張応力は NR 系材料、CR 系材料ともに 10~20% 前後増加している。予歪みによる違いは NR 系材料で僅かに見られるものの明確には表れていない。また、オゾン劣化後の試験片の目視観察によると、亀裂の発生は認められない。オゾン亀裂の発生を抑制する配合材が効果的に働いたためであると推測されている。

この実験は、オゾン濃度・試験片の形状・ゴムの引張歪み全てにおいて、積層ゴム支承の設置環境・設置条件に比較してかなり厳しい条件で実施されているにも関わらず、亀裂は認められていない。オゾン亀裂を抑制する配合材が加えられた積層ゴム支承のゴム材料は、十分な耐オゾン性を有していると判断でき、かつ一般的に積層ゴム支承は閉空間の免震層に設置されて直射日光（紫外線）を受けることない。以上より、オゾンおよびその発生要因となる紫外線についても、本研究において検討すべき劣化因子から除外する。

4.2.2.4 水／塩水

ゴムに配合される添加剤や充填剤の中に水との親和性が高い材料が含まれると、ゴムが吸水膨潤する恐れがある⁴⁾。例えば文献²⁸⁾では、水道管のシーリング材に用いられる EPDM は、水道水に接しているうちに補強材として配合される吸水性の高いカーボンブラックが水を吸着し、ゴム内の老化防止剤の水中への溶出を促進し、著しい劣化を起こして漏水事故となる場合があることを指摘している。さらに、水道水中に残留塩素が含まれる場合は、水分吸着と劣化が相乗的に生じるとの報告²⁹⁾もある。高湿度の免震層では被覆ゴム表面が結露しやすく、また FSLRB の適用対象建物として有力視する原子力発電関連施設のような海岸沿いに立地する建物では、飛沫塩分の影響も考えられる。

積層ゴム支承の水／塩水劣化メカニズムを考える。

- ・被覆ゴムの表面に付着した水分はまず、被覆ゴム内の酸化防止剤などの配合材を溶出させ、代わって水分がゴム内部に含浸していく
- ・配合材が溶出した表面付近のゴムは酸素に対する耐久性が低下し、劣化速度が加速する
- ・こうして水分は被覆ゴムの表面を起点に、酸化劣化などによる亀裂を誘発しながら徐々に内部に浸透していき、最終的には免震性能を司る内部ゴムに到達する

ここで、積層ゴム支承の耐塩水性に関して、2 つの既往研究結果を参照する。まず、前出の研究²⁶⁾ではゴム材料の耐塩水性について以下の条件で劣化実験を実施している。

- ・試験片 : NR 系材料および CR 系材料, JIS3 号ダンベル試験片
- ・予歪み : 0%, 20%, 40%
- ・劣化方法 : 複合サイクル塩水噴霧

$$\left[\begin{array}{l} 30\pm 2^{\circ}\text{Cで塩水噴霧 } 0.5\text{h} \rightarrow 30\pm 2^{\circ}\text{Cで } 95\%\text{湿潤 } 1.5\text{h} \rightarrow \\ 50\pm 2^{\circ}\text{Cの熱風乾燥 } 2\text{h} \rightarrow 30\pm 2^{\circ}\text{Cの温風乾燥 } 2\text{h} \quad (\text{計 } 6\text{h}) \end{array} \right] \times 240 \text{ サイクル} \\ (60 \text{ 日間})$$
- ・評価方法 : JIS K 6251 引張試験および JIS K 6253 硬さ試験

塩水噴霧の結果、100%引張応力は NR 系材料、CR 系材料ともに 20%前後増加している。両ゴムともに結果のばらつきが大きく、予歪みと硬化率の間に明確な関係は見られない。この実験結果は、両ゴム材料の特性が塩水に大きな影響を受けて変化したことを示している。しかしながら、ダンベル試験片は厚さが 2mm しかなく四方八方から塩水噴霧を受けるのに対し、積層ゴム支承の場合、塩水は被覆ゴムの表面 1 方向から受けるのみであり、かつ被覆ゴムの厚さだけで 8mm～10mm とダンベル試験片の 4～5 倍もあることを考慮すると、本研究結果から塩水が積層ゴム支承の基本特性に及ぼす影響の度合いを判断することは困難である。

一方、積層ゴム支承の被覆ゴム材料を塩水中に浸漬した実験³⁰⁾では、以下の条件でゴム材料の変化を計測している。

- ・試験片 : EPDM 系材料, DIN3 号ダンベル試験片
- ・予歪み : 0%
- ・劣化方法 : 5%NaCl 水溶液中に 3 週間浸漬
(併せて 5% H_2SO_4 , 5%NaOH でも実験)
- ・評価方法 : JIS K 6251 引張試験

この結果, 100%引張応力は 10%程度低下, 破断伸びは 3%程度増加, 破断強度は 10%程度低下している。すなわち, ゴム材料が軟化したことを示しており, 試験に用いたゴム材料の種類が異なるとはいえ, 文献²⁶⁾の実験結果と逆の傾向となっている。また, この実験結果もやはり, 積層ゴム支承の設置状況や環境条件と大きく異なる条件下で行われていることから, 積層ゴム支承のゴム材料への影響度を判断する材料とはなり難い。

以上に鑑みて, 本研究においては水／塩水を検討すべき劣化因子として取り上げることとする。

4.2.2.5 ゴム劣化因子のまとめ

積層ゴム支承の設置環境や劣化条件を考慮した上で、ゴム材料の劣化に大きな影響を与える可能性のある因子を抽出した。結果を表-4.2.6 にまとめる。本研究においては、積層ゴム支承被覆ゴムの特性変化に大きな影響を及ぼす可能性がある主要劣化因子として、酸素および水／塩水を取り上げる。次項ではその影響度合いを実験的に定量評価する。

表-4.2.6 積層ゴム支承ゴム材料の劣化因子と及ぼす影響のまとめ

劣化因子	影響部位	影響	本研究の調査対象
酸素	内部ゴム 被覆ゴム	内部ゴム ・外気からの酸素はごく表面に近い部分のみに影響し、ほとんどの領域では残留酸素による均等な酸化劣化を受ける ・長期間使用された実物の抜き取り評価および熱老化試験による推測により、積層ゴムの水平剛性は100年間で+20%程度 ただし個々の支承の製造誤差、荷重条件や設置環境により大きなばらつきを有する 被覆ゴム ・外気から常に酸素の供給があるため酸化劣化が進行する ・積層ゴム支承の設置環境や設置条件を考慮した被覆ゴムの酸化劣化特性を定量的に評価した事例は存在せず、検討の意義あり	○
熱	内部ゴム 被覆ゴム	・常温～100℃程度の温度範囲内では、熱劣化現象は酸化劣化の促進と同義 ・酸素が供給されることなく熱劣化が進行する温度は概ね200℃以上	
オゾン 紫外線	被覆ゴム	・定性的にはゴム表面に亀裂が発生、オゾン濃度・ゴムの引張歪みが大きいほど亀裂進行は速い ・既往実験では被覆ゴム材料にオゾン劣化を与えても亀裂は発生せず 免震層内のオゾン濃度・被覆ゴムの引張歪みは、上記実験条件に比較して十分に低いレベル	
水／塩水	被覆ゴム	・定性的にはゴム材料表面近傍の配合材が溶出し、酸化劣化・オゾン劣化等に対する耐久性が低下 ・海岸沿いに立地する免震建物では、飛来塩分量が比較的多い ・積層ゴム支承の設置環境や劣化条件を考慮した被覆ゴムの耐塩水性を定量的に評価した事例は存在せず、検討の意義あり	○

4.2.3 外部劣化因子による被覆ゴム特性の変化

本項では、実際に積層ゴム支承に使用される被覆ゴム材料を試験体として、酸化劣化、水／塩水劣化、および両因子の複合劣化を付与し、その物理・化学特性の変化を定量評価する。

4.2.3.1 実験方法

(1) 試験体概要

表面から内部に向かって一方に劣化が進行する積層ゴム支承の形状・構成および設置環境条件を模擬するため、直方体形状の厚肉ゴムブロック試験体に外部劣化因子を付与し、然る後にゴムブロック試験体を切除して表面および内部から取り出した試験片を対象として、物理・化学特性を評価する。積層ゴム支承実機に対する本試験体の位置付けを図-4.2.12 に模式的に示す。具体的な手順は後述する。

上記方針に則り、実際に積層ゴム支承の被覆に使用される NR 系、NR・EPDM 複合材系の 2 種類のゴム材料（以下ゴム A、ゴム B）を用いた厚肉ブロック試験体を製作する。両試験体の形状寸法、外観写真および数量を表-4.2.7 に示す。

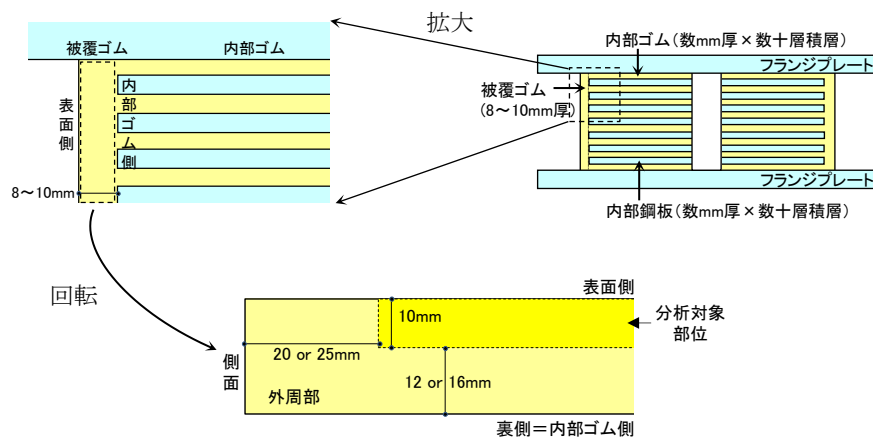


図-4.2.12 積層ゴム実機と被覆ゴムブロック試験体の関係

表-4.2.7 被覆ゴムブロック試験体の概要

名称	ゴム A (NR 系)	ゴム B (NR・EPDM 複合材系)
形状寸法 (mm)	□-150×150×22	□-150×150×26
外観写真		
数量	10 体	10 体

(2) 外部劣化因子の付与

ゴム A, ゴム B とも表-4.2.8 に示す通り, 物理・化学特性の初期値計測用の 1 体を除く 9 体のゴムブロック試験体に対して, 1 体ずつ異なる条件で外部劣化因子を付与する。

表-4.2.8 外部劣化因子の付与条件 (ゴム A, ゴム B 共通)

No.	劣化条件	略号
1	劣化因子付与せず (物理・化学特性の初期値計測用)	INIT
2	純水サイクル噴霧 120 回	PW1
3	純水サイクル噴霧 240 回	PW2
4	塩水サイクル噴霧 120 回	SW1
5	塩水サイクル噴霧 240 回	SW2
6	80 年相当酸化劣化	AGED
7	80 年相当酸化劣化→純水サイクル噴霧 120 回	AGPW1
8	80 年相当酸化劣化→純水サイクル噴霧 240 回	AGPW2
9	80 年相当酸化劣化→塩水サイクル噴霧 120 回	AGSW1
10	80 年相当酸化劣化→塩水サイクル噴霧 240 回	AGSW2

水／塩水劣化

水／塩水に対するゴム劣化特性の評価方法は確立されていない。積層ゴム支承は結露などによって一時的に表面に水分が付着することは想定されるものの, 免震層の浸水などにより長期にわたって水／塩水に浸漬されることは考えにくい。本研究では, 積層ゴム支承の設置環境条件を考慮する主旨に鑑みて, 断続的に水／塩水を試験体表面に噴霧する方法を採用することとする。付与方法は文献²⁶⁾と同様, 鋼材塗膜の耐塩水性評価方法である JIS K 5600-7-9 サイクル D (図-4.2.13) に準じる。塩化ナトリウム濃度は $50\pm 10\text{g/l}$ である。水劣化については, 塩水に代わって純水を用いることを除き, 塩水劣化と同一条件である。噴霧サイクル数も文献²⁶⁾に倣い, 120 回 (30 日間) および 240 回 (60 日間) とし, ゴム A, ゴム B とも劣化条件毎に 1 体, 計 4 体のゴムブロック試験体を使用する。複合サイクル試験機による水／塩水サイクル噴霧方法の概要を図-4.2.14 に示す。

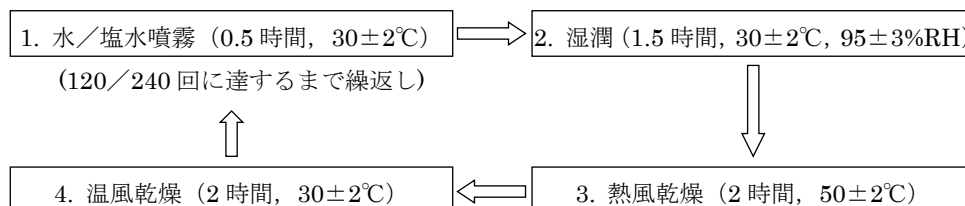
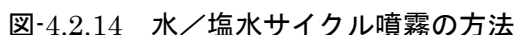


図-4.2.13 水／塩水サイクル噴霧の手順



酸化劣化は、JIS K 6257「加硫ゴム及び熱可塑性ゴム-熱老化特性の求め方」に基づき、ゴムブロック試験体を加熱することによって促進付与する。加熱条件はアレニウス則に基づいて式(4.2.7)より算定する。ゴムの熱劣化に対する活性化エネルギーEaは、各試験体提供者から提示された値であるゴムA：97kJ/mol，ゴムB：85kJ/molを採用する。また、ここでは積層ゴム支承を20℃の環境下で80年間使用するものと想定する。加熱温度を85℃に設定すると、式(4.2.7)に $T_0=(20+273)K$ ， $t_0=(80 \times 365)$ 日， $T_y=(85+273)K$ を代入して t_y について展開した式(4.2.8)より、加熱時間はゴムAが21日間，ゴムBが52日間と定まる。両ゴムともに、酸化劣化の影響を評価するための1体，および酸素と水／塩水の複合劣化を評価するための4体，の計5体のゴムブロック試験体を上記条件で恒温槽にて加熱する。

$$\cdots (4.2.8)$$

80年相当の酸化劣化を受けたゴムの水／塩水劣化特性を調査するため、熟老化を終えたゴムA、ゴムB各5体のゴムブロック試験体のうち各4体について、さらに120回（30日間）および240回（60日間）の水／塩水サイクル噴霧を施す。

4.2.3.2 分析方法

新品および各劣化因子付与を終えた全ゴムブロック試験体から、以下に示す方法により物理特性評価用のダンベル試験片、および化学特性評価用の試料を切り出す。

(1) 試料の採取方法

試料採取概要を図-4.2.15 に示す。両ゴム各 10 体のブロック試験体について、まず側面からの外部劣化因子の影響を取り除くため外周部をロの字状に切除・廃棄する。残った中央部を 5 体のブロックに切断、各ブロックを表面から順に 2mm 厚さのシート状に 5 層、深さ 10mm 位置までスライスする。表面から数えて第 1, 3, 5 層のシートより JIS3 号ダンベル試験片を打ち抜き、物理特性の評価を行う。さらに、ダンベル試験片を打ち抜いた残余部のうち、INIT, PW2, SW2, AGED, AGPW2, AGSW2 の 6 劣化条件のものを化学分析用の試料として使用する。なお、5 体のブロックの第 2, 4 層のシートおよび裏面側残余部は全て廃棄する。

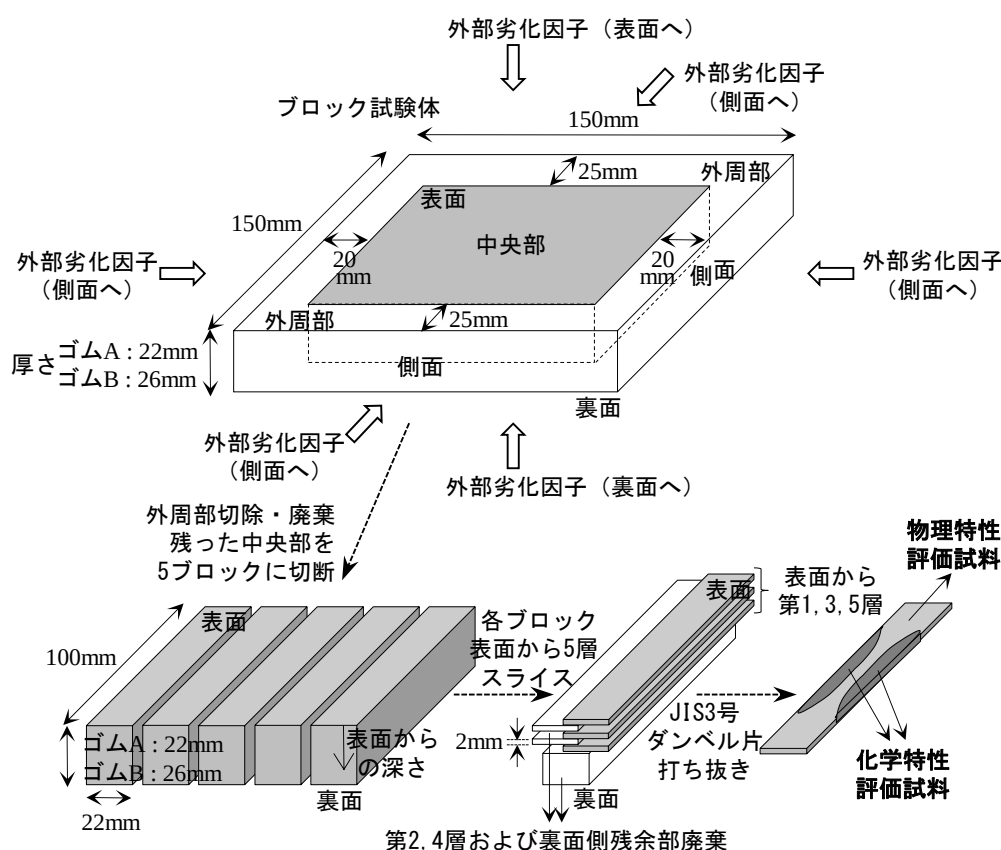


図-4.2.15 試料の採取方法

(2) 物理・化学特性の評価

物理特性

得られた全ダンベル試験片について、表-4.2.9に示す方法により国際ゴム硬さ、100%引張応力、引張強さ、および破断伸びを計測する。ただし、国際ゴム硬さは値が1刻みと計測精度が高くないこと、引張強さおよび破断伸びは被覆ゴムに要求されない破断時の終局特性であることから、本研究においては100%引張応力をゴム劣化度の主要な評価指標と位置付ける。

表-4.2.9 物理特性の評価方法

項目	計測方法	準拠基準
国際ゴム硬さ	IRHD ポケット硬さ試験	JIS K 6253 (2012)
100%引張応力		
引張強さ	ダンベル試験片引張試験	JIS K 6251 (2010)
破断伸び		

化学特性

・ 定性・組成

まず両ゴムの材質と組成を詳細に把握するため、劣化因子を付与しない INIT について、表-4.2.10に示すポリマー定性分析、ゴム組成分析およびアセトン抽出物定性分析を行う。遊離硫黄量は表面から数えて第1, 3, 5層、その他の項目は第3層を試料として用いる。

表-4.2.10 定性・組成分析の方法

項目	計測方法	準拠基準
ポリマー定性	燃焼試験，赤外分光光度法，	JIS K 6230 (2006)
	熱分解ガスクロマトグラフ法	JIS K 6231 (2004)
ゴム量，灰分量， カーボンブラック量	熱重量計測法	JIS K 6226 (2003)
全硫黄量	酸素燃焼フラスコ法	JIS K 6233 (1998)
遊離硫黄量	亜硫酸ナトリウム法	JIS K 6234 (1998)
アセトン抽出量	ソックスレー抽出法	JIS K 6229 (2007)
アセトン抽出物定性	フーリエ変換赤外分光分析 (FT-IR)	
	計測装置：Agilent Technologies 製 Varian670-IR	
	分 解 能：8.0cm ⁻¹	
	スキャン回数：64 回	
	計測方法：液膜法	

・塩分浸透深さ

ゴム内に塩素が浸透すると、添加されているカーボンブラックの水分吸着との相乗効果により劣化が加速する恐れがある²⁹⁾。そこで、塩水劣化を施した両ゴムの SW2, AGSW2 について、第 1 層断面における塩素 Cl の浸透深さを表-4.2.11 に示す電子線マイクロアナリシス (EPMA) により計測する。EPMA は、対象物に電子線を照射すると各元素に固有の波長を有する特性 X 線が発生することを利用するものである。横軸に第 1 層試料表面からの深さ、縦軸に炭素および塩素に対応する特性 X 線の検出回数に基づく強度を取ることににより、試料深さ方向の塩素浸透の度合いを評価することができる。

表-4.2.11 塩分浸透深さの計測方法

項目	電子線マイクロアナリシス (EPMA)
計測装置	島津製作所製 EPMA-1600
加速電圧	15kV
試料調製	ゴールドスパッタリング
[線分析条件]	
計測元素	炭素 (C), 塩素 (Cl)
ビーム電流	0.06 μ A
ビーム径	1 μ m
計測範囲	表面から深さ 200 μ m までの領域
[定性分析条件]	
計測元素	$^5\text{B} \sim ^{92}\text{U}$
ビーム電流	0.06 μ A
ビーム径	50 μ m
計測箇所	表面からの深さ 30 μ m, 150 μ m

・化学構造

物質に赤外線を照射すると、各構成分子は固有波長の赤外線を吸収して振動または回転状態が変化する³¹⁾。従って、照射赤外線の波数を横軸に、吸光度を縦軸に取った赤外吸収スペクトルを求めることにより、物質の化学構造、すなわちゴム材料ならば主鎖および各種結合の種類や量を特定することができる。そこで、全 6 劣化条件について第 1, 5 層試料の赤外吸収スペクトルを表-4.2.12 に示す手法により計測し、各試料間における化学構造の変化を調査する。

表-4.2.12 化学構造の分析方法

項目	フーリエ変換赤外分光分析 (FT-IR)
試料の前処理	ソックスレー抽出→真空乾燥 24 時間 →2-プロパノール (IPA) による拭取り
計測装置	バイオ・ラッドラボラトリーズ社製 FTS-6000 バイオ・ラッドラボラトリーズ社製 UMA-500
分解能	8.0cm ⁻¹
スキャン回数	256 回
計測方法	顕微 ATR 法

・網目鎖濃度

網目鎖濃度（加硫密度）は主鎖間の架橋点の多寡を把握する指標である。一般に、高分子材料は固体状態では主鎖間の相互作用が強いが、溶媒中に浸すと主鎖の間に溶媒分子が入り込んでゲル状に膨れ上がる。図-4.2.16 に示すように、網目鎖濃度が高いほど主鎖の流動性が低下して硬くなり、溶媒が内部に浸透しにくくなって膨潤量が減少する。従って、溶媒の膨潤量を計測することにより網目鎖濃度を推定することができる。そこで、全 6 劣化条件について第 1, 5 層試料の網目鎖濃度を表-4.2.13 に示す手法および式(4.2.9)（修正 Flory-Rehner 式³²⁾）を用いて評価する。

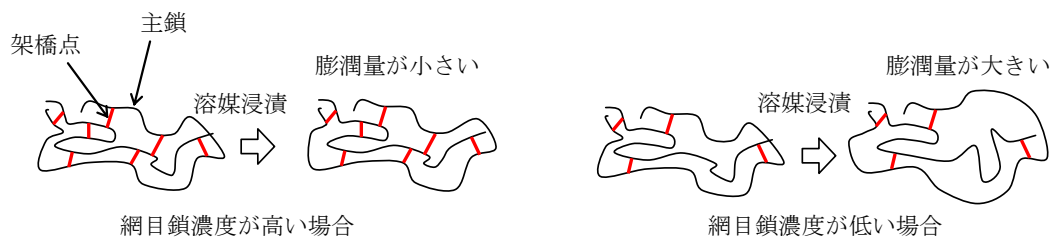


図-4.2.16 網目鎖濃度溶媒膨潤量の関係

表-4.2.13 溶媒膨潤量の計測方法

項目	ソックスレー抽出法，熱重量計測法
膨潤溶媒	ゴム A：トルエン（NR との $\mu=0.39$ ） ゴム B：シクロヘキサン（EPDM との $\mu=0.35$ ）
純ゴムの密度	ゴム A：0.93（NR） ゴム B：0.85（EPDM）
浸せき条件	30±1℃×96 時間
乾燥条件	真空乾燥 40±1℃×96 時間

$$\nu = -\frac{g}{V} \left[\frac{\ln(1-V_R) + V_R + \mu V_R^2}{g^{2/3} V_R^{1/3} - V_R/2} \right] \quad \dots(4.2.9)$$

ν : 膨潤前試料の網目鎖濃度[mol/cm³]

V : 膨潤溶媒の分子容 (分子量/密度) [cm³ /mol]

g : 膨潤前試料中のゲルゴムの容積分率

μ : 試料ゴムと膨潤溶媒との相互作用定数

V_R : 膨潤ゲルゴム中のゴムの容積分率

・ガラス転移温度

ガラス転移温度は低温下でゴム弾性が消失してガラス状に変化するときの温度である³⁾。ゴム分子のミクロブラウン運動性が低いとガラス転移温度は高くなる。従って、ガラス転移温度の計測により主鎖の切断、架橋点、分子運動性に関わる添加物量などの変化を把握することができる。そこで、全6劣化条件について第1, 5層試料のガラス転移温度を表-4.2.14に示す手法により計測する。

表-4.2.14 ガラス転移温度の計測方法

項目	示差走査熱量計測 (DSC)
計測装置	メトラー・トレド製 SATR ^e システム DSC823 ^e
センサー	HSS7 超高感度センサー
昇温条件	ゴム A : -140℃→25℃, 10℃/分 ゴム B : -120℃→25℃, 10℃/分
雰囲気	40mL/分-N ₂
試料量	約 20mg

・老化防止剤含有量

老化防止剤は自身が酸化されることでゴムの劣化を低減するため、経年に伴い徐々に消費され減少する。また、ゴムの分子運動（ミクロブラウン運動およびマクロブラウン運動）により徐々に内部から表面に向かって移行し、粉体となって外部に漏出するブルーム現象を起こす³³⁾。さらに、水分との親和性が高いカーボンブラックが水分を吸着して自由体積が増加し、老化防止剤を外部に押し出す恐れもある³⁴⁾。従って、各試料の老化防止剤含有量を計測することにより、酸化劣化に対する残存性能を比較することができる。そこで、INIT, AGED は第1, 3, 5層, 残り4劣化条件は第1, 5層を対象に、老化防止剤含有量を表-4.2.15に示す手法により計測する。計測の前処理として、各試料を細片化してジエチルエーテル中に入れ、室温で計24時間攪拌して液を抽出、窒素雰囲気下で乾燥してからヘキサンに溶解する。

表-4.2.15 老化防止剤含有量の計測方法

項目	ガスクロマトグラフィー (GC)
計測装置	ゴム A : Agilent Technologies 製 HP6890 ゴム B : Agilent Technologies 製 7890A
カラム	J&W 社製 DB-5 長さ 30m, 内径 0.25mm, 膜厚 0.25 μ m
カラム温度	80°C(2 分)→(15°C/分)→300°C(17 分)
注入口温度	250°C
検出器温度	280°C
キャリアーガス	He
注入法	パルスドスプリットレス
注入量	1 μ L
検出器	水素炎イオン化検出器(FID)

以上の評価項目および評価対象部位を表-4.2.16 にまとめる。

表-4.2.16 評価項目および対象部位

物理特性															
		項目			対象部位										
		国際ゴム硬さ			劣化条件：全条件										
		100%引張応力			INIT, PW1, PW2, SW1, SW2, AGED, AGPW1, AGPW2, AGSW1, AGSW2										
		引張強さ													
		破断伸び			層番号：第 1, 3, 5 層										
化学特性															
項目	劣化条件 層番号	INIT			PW2		SW2		AGED			AGPW2		AGSW2	
		1	3	5	1	5	1	5	1	3	5	1	5	1	5
定性・組成分析		*	○	*											
塩分浸透深さ							○							○	
化学構造		○		○	○	○	○	○		○		○	○	○	○
網目鎖濃度		○		○	○	○	○	○		○		○	○	○	○
ガラス転移温度		○		○	○	○	○	○		○		○	○	○	○
老化防止剤量		○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○	○

*：遊離硫黄の定量のみ INIT 第 3 層に加え第 1,5 層も実施

4.2.3.3 分析結果

ゴムA (NR 系)

材料組成

定性・組成分析の結果は以下の通りである。

ポリマー：NR

組成：ゴム：59.7wt%，カーボンブラック：18.4wt%，灰分：3.9wt%，

アセトン抽出物：18.0wt%

ゴム内に含まれる全硫黄：1.4wt%

うち遊離硫黄 第1層：0.06wt%

第3層：0.06wt%

第5層：0.06wt%

アセトン抽出物：鉱物油，パルミチン酸，ステアリン酸，

6-エトキシ-1,2-ジヒドロ-2,2,4-トリメチルキノリン(ETMDQ)，

N-フェニル-N'-1,3-ジメチルブチル-p-フェニレンジアミン(6PPD)，

2,2,4-トリメチル-1,2-ジヒドロキノリン重合体(TMDQ)

ゴムAは60wt%程度のNRを主成分に、18wt%程度のカーボンブラックが充填されている。ゴム内に含まれる全硫黄のうち、ブロック試験体製作時に架橋反応に関与せず残留し、後加硫を引き起こすこととなる遊離硫黄は、各層にほぼ均等に含まれている。

アセトン抽出物からは鉱物油、パルミチン酸、ステアリン酸およびアミン系老化防止剤ETMDQ、6PPD、TMDQが検出されている。一般に、老化防止剤は酸化劣化をはじめとする各種劣化過程で生じるラジカル、ペルオキシドなどの活性化学種を安定化し、劣化速度を遅くする働きを有する。従って、ラジカルが関与する反応である主鎖劣化や遊離硫黄による後加硫の抑制にも効果を発揮する。なお、検出された各老化防止剤の特徴は次の通りである³⁵⁾。ETMDQはオゾンによる亀裂の防止に優れる。6PPDは耐水性に優れ効果が長期に持続する。TMDQは耐熱性に優れた性能を発揮する。

物理特性

水劣化、酸化劣化および両因子の複合劣化を付与したことによる物理特性の初期値からの変化を図-4.2.17に示す。図中の○は同一層のダンベル試験片5本の計測結果の中央値、上下端の—はそれぞれ最大値および最小値を表す。

国際ゴム硬さの初期値は第1層から第5層までほぼ一定の値となっている。水劣化を付与すると、層によらず概ね噴霧サイクル数に伴って硬さが増し、その増加度合いは表面に近いほど大きくなっている。酸化劣化を付与すると、第3, 5層では初期値に対して硬さが増す一方、第1層は逆に軟化する結果となっている。酸化劣化後のゴムに水劣化を施すと、初期状態からの変化と同様に噴霧サイクル数に伴って硬さが増すが、層による有意な差は見られない。また全体的に、全層とも酸化劣化による硬さの変化が水劣化による変化に比べて顕著に現れている。

100%引張応力も国際ゴム硬さと同様の傾向が見られる。初期値は層によらずほぼ一定である。全層とも酸化劣化による応力の変化が水劣化による変化に比べて大きく、かつ酸化劣化によって第3, 5層では応力が増加すのに対し、第1層は低下している。

引張強さには、硬さ、100%引張応力とは異なる傾向が見られる。ゴム破断時の終局特性であるがゆえに結果のばらつきが他の指標に比べて大きく、劣化傾向を読み取ることは困難である。

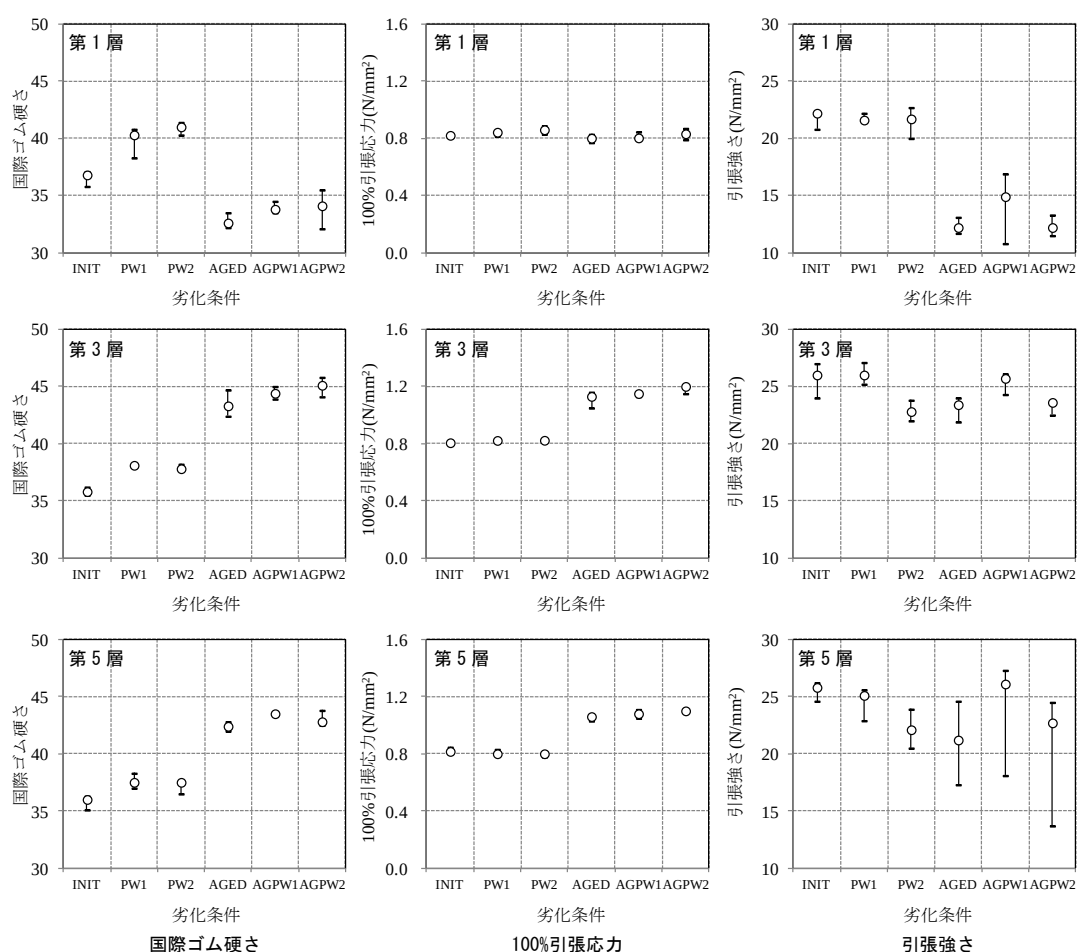


図-4.2.17 ゴム A の水劣化、酸化劣化および両因子複合劣化による物理特性変化

塩水劣化，酸化劣化および両因子の複合劣化による物理特性の変化を図-4.2.18 に示す。INIT および AGED の結果は図-4.2.17 と同じものである。評価した全ての物理特性について，全般に水劣化と塩水劣化との間に顕著な差異は見られない。

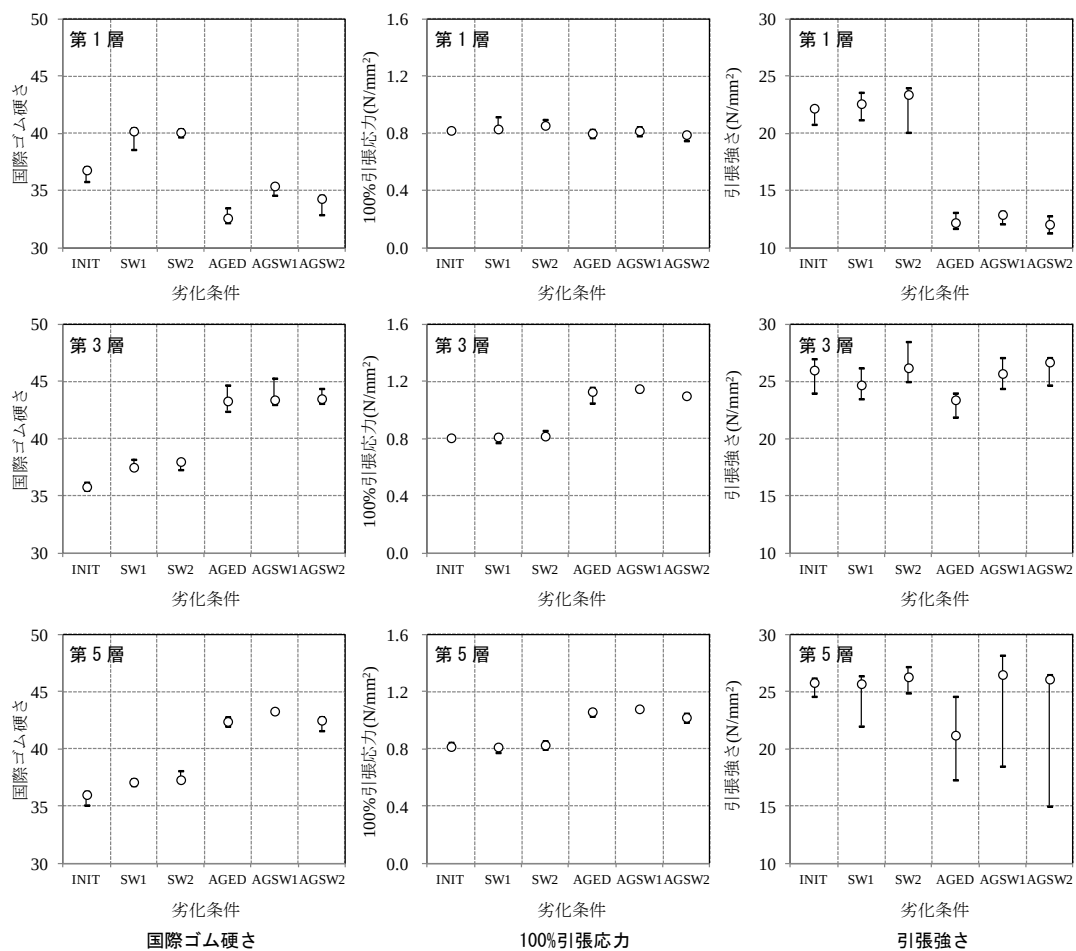


図-4.2.18 ゴム A の塩水劣化，酸化劣化および両因子複合劣化による物理特性変化

ダンベル試験片の引張応力-引張歪み曲線(Stress-Strain 曲線, 以下 S-S 曲線)を初期状態 INIT, 水劣化後 PW2, 酸化劣化後 AGED および両因子の複合劣化後 AGPW2 で比較して図-4.2.19 に示す。各曲線は同一層内の 5 本のうち、引張強さおよび切断時伸びが中央値を示したダンベル試験片の結果である。各層の INIT どうしを比較すると、S-S 曲線の形状、引張強さ、切断時伸びの全てにおいて有意な差が見られず、表面、内部によらず安定した物理特性を有している。水劣化については、全層とも INIT と PW2 の間、AGED と AGPW2 の間にほとんど差が見られず、水がゴム A の物理特性に及ぼす影響はごく僅かであると考えられる。次に INIT と AGED を比較すると、表面と内部で大きく様相が異なっている。第 1 層では酸化劣化による S-S 曲線の形状変化はほとんど見られないものの、引張強さと切断時伸びが大きく低下している。一方、第 3、5 層では全歪み領域にわたって応力が大きくなり、切断時伸びは第 1 層と同レベルにまで低下しているものの、引張応力は酸化劣化前とほとんど変わらない結果となっている。

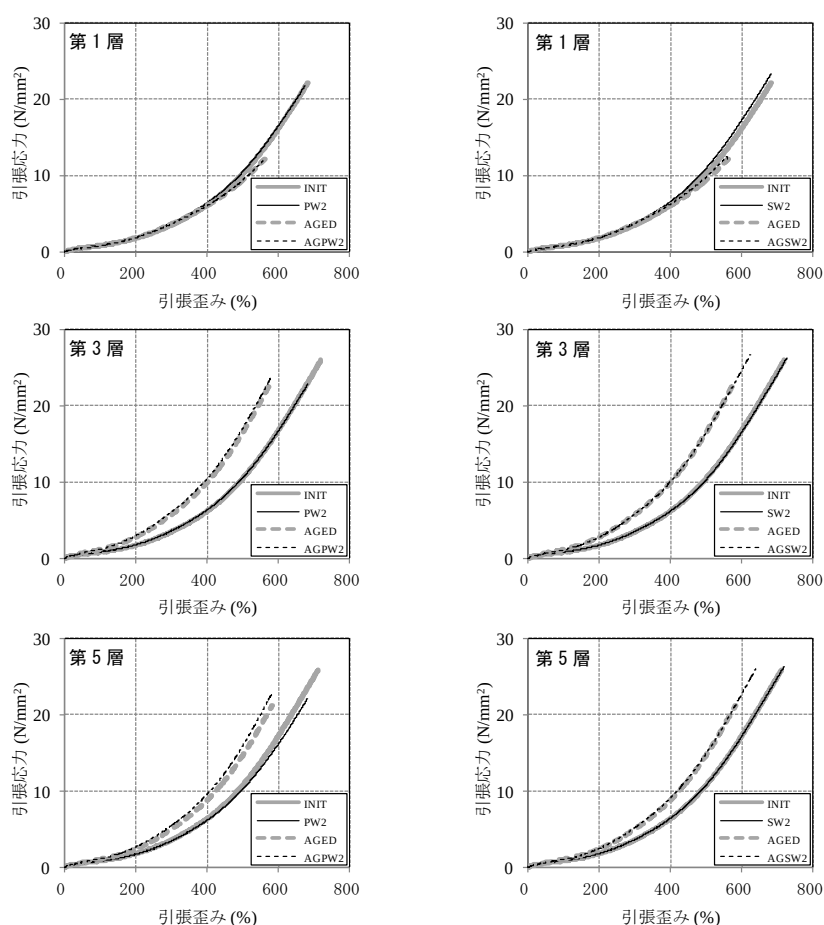


図-4.2.19 ゴム A の水／塩水劣化，酸化劣化および両因子複合劣化による S-S 曲線変化

100%引張応力について、中央値の初期値に対する変化率を表-4.2.17 に示す。初期状態からの変化率を見ると、水劣化が塩水劣化よりも若干大きいものの、有意な差を見出すまでには至らない。また、塩水劣化 SW2 の変化率は第1層で4.3%増加、第3, 5層内部では1.3~1.5%増加に留まっており、文献²⁶⁾のNR ダンベル試験片に直接塩水サイクル噴霧240回を施した場合の約20%増加を大きく下回る結果となっている。塩水に直接曝されることのないゴム内部は、塩水の影響をほとんど受けないと考えられる。一方、酸化劣化を付与した後では水劣化と塩水劣化の結果に有意な差が現れている。AGED に対する水劣化 AGPW2 の変化率は第1層で+3.7%、第3, 5層で+4.9~+8.7%と硬化しているのに対し、AGED に対する塩水劣化 AGSW2 の変化率は第1層で-1.2%、第3, 5層内部で-3.7~-4.9%と軟化している。酸化劣化により老化防止剤が減少したゴムAに塩水を噴霧することによって、4.2.2.4項で述べたような塩化物イオンによる水分吸着と劣化の相乗効果がより一層加速すると考えることもできるが、物理特性の評価のみから判断することは困難である。

以上の結果をまとめると、水/塩水劣化の影響に比べて酸化劣化による物理特性の変化が顕著である。酸化劣化によって内部では初期値に対して大きく応力が増加する一方、表面では僅かながら低下する結果となっている。一般に、NR は解重合型の劣化が進行するゴムであり、空気中の酸素に触れる表面では酸化劣化による分子鎖の切断（軟化）と残留硫黄の後加硫による分子鎖の結合（硬化）が同時に進行し、軟化と硬化がせめぎ合う形で劣化が進行する一方、酸素に触れることのない内部では後加硫による硬化が支配的となるとされている^{21), 36)}。酸化劣化による物理特性の変化は、定性的なNRの酸化劣化特性を定量的に裏付けるものと考えられる。

表-4.2.17 ゴム A100%引張応力の初期値に対する変化率

層	噴霧条件	PW1	PW2	AGED	AGPW1	AGPW2
		SW1	SW2		AGSW1	AGSW2
第1層	水	+ 2.7%	+ 4.8%	- 2.4%	- 2.2% (+0.2%)	+ 1.3 (+3.7)
	塩水	+ 1.2%	+ 4.3%		- 0.4% (+2.0%)	- 3.6 (-1.2)
第3層	水	+ 2.0%	+ 2.1%	+40.2%	+42.7% (+2.5%)	+48.9 (+8.7)
	塩水	+ 0.7%	+ 1.5%		+42.7% (+2.5%)	+36.5 (-3.7)
第5層	水	- 2.0%	- 2.0%	+29.9%	+32.4% (+2.5%)	+34.8 (+4.9)
	塩水	- 0.4%	+ 1.3%		+32.4% (+2.5%)	+25.0 (-4.9)

() 内は AGED に対する変化率を表す

化学特性

塩分浸透深さの計測結果を図-4.2.20 に示す。定性分析の結果、表面からの深さ 30 μm , 150 μm で Cl が検出されなかったため、Cl の平坦領域はバックグラウンドノイズと判断される。従って、SW2, AGSW2 とともに Cl の浸透は表面からの深さ 5 μm 程度以下に留まっていると推定される。よって、酸化劣化の有無に関わらず、塩分はゴム A のごく表面に付着する程度であり、内部への浸透はほとんど生じていないものと考えられる。

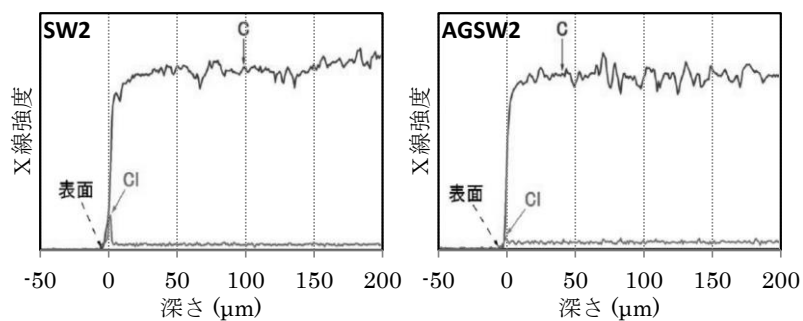


図-4.2.20 ゴム A 表面からの塩分浸透深さ

赤外吸収スペクトルを図-4.2.21 に示す。化学構造の変化度合いを比較評価するため、各スペクトルを縦軸方向にずらして示してある。第1, 5層の INIT と AGED を比較すると、酸化劣化がゴム主鎖に及んだ場合に増加する波数 $3,400\sim 3,200\text{cm}^{-1}$ 付近の水酸基 $-\text{OH}$ 、波数 $1,720\text{cm}^{-1}$ 付近のカルボニル基 $>\text{C}=\text{O}$ 、減少する波数 $1,650\text{cm}^{-1}$ 、 830cm^{-1} 付近の炭素二重結合 $>\text{C}=\text{C}<$ の全てにおいて吸光度に有意な差が見られない。よって、酸化劣化の付与により主鎖の化学構造に顕著な変化を生じることはないものと考えられる。次に、第1層の INIT と PW2/SW2 間、AGED と AGPW2/AGSW2 間を比較すると、やはり水酸基、カルボニル基、炭素二重結合の増減は見られず、水/塩水劣化の付与によって主鎖の化学構造に有意な変化を生じることはないものと判断される。なお、第1層の INIT と PW2/SW2 間で $3,400\text{cm}^{-1}$ 、 $1,560\text{cm}^{-1}$ 付近に僅かながら吸光度の変化が見られる。これらは低級脂肪酸金属塩によるものであり、ブルーム現象によって内部から表面近傍に向かって移行してきたものと推測される。

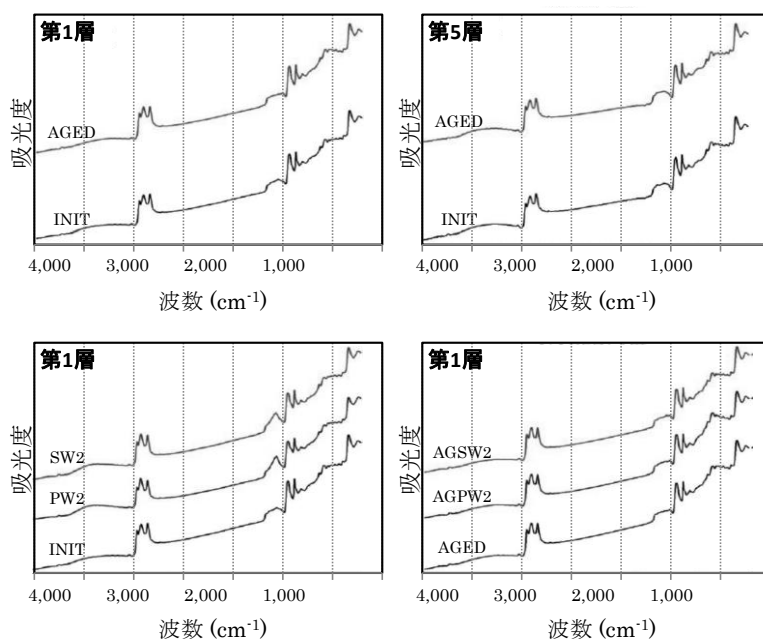


図-4.2.21 ゴム A 赤外吸収スペクトル

第1, 5層の網目鎖濃度を全6劣化条件で比較した結果を図-4.2.22に示す。図中には同じ箇所から打ち抜いたダンベル試験片の100%引張応力を併記してある。INITに対するAGEDの変化に着目すると、両指標とも第1層と第5層で逆の傾向を示す。ゴム主鎖の化学構造に有意な差が見られないことから、主に架橋点増減に起因するものと考えられる。すなわち、空気に触れる表面第1層では網目鎖濃度、100%引張応力ともに僅かに低下していることから、酸化劣化による架橋点の切断が遊離硫黄による後加硫を上回り、架橋点が減少して軟化（応力低下）しているものと考えられる。一方、第5層では網目鎖濃度、100%引張応力ともに大きく増加しており、酸素が介在しないか影響がごく僅かであるため、後加硫による架橋点の増加が支配的であると推測される。この現象は解重合型の劣化が進行するNRに一般的な特徴^{21), 36)}であり、ゴムAの定性分析結果の妥当性を裏付けている。また、INITとPW2/SW2間、AGEDとAGPW2/AGSW2間の差は酸化劣化に比較して非常に小さいことから、酸化劣化の有無に関わらず水/塩水劣化がゴムAの架橋点増減に及ぼす影響はごく僅かであると考えられる。

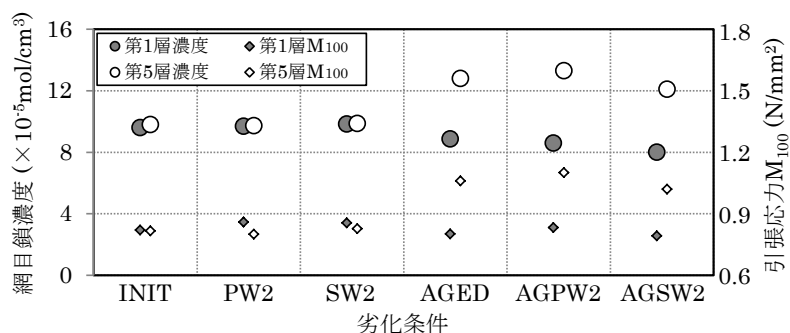


図-4.2.22 ゴムA 網目鎖濃度

第1, 5層のガラス転移温度を全6劣化条件で比較した結果を図-4.2.23に示す。図中には図-4.2.22と同様に同じ箇所から打ち抜いたダンベル試験片の100%引張応力を併記してある。INITに対するAGEDの変化は、網目鎖濃度および100%引張応力と異なる傾向を示す。酸化劣化付与の結果、表面、内部ともにガラス転移温度が上昇しており、表面の方で変化率が大きい。主鎖の化学構造に有意な変化が見られないこと、および主鎖間の架橋点が表面で減少、内部で増加していると考えられることから、分子構造自体の変化ではなく分子運動性が低下しているものと推定される。その原因としては、例えばゴムに配合された軟化剤（鉱物油）が酸化劣化やブルーム現象によって減少し、その影響が表面に近いほど大きく現れていることが考えられる。なお、酸化劣化の有無や表面か内部かによらず、水／塩水劣化が分子運動性に及ぼす影響は酸化劣化に比較してごく僅かである。

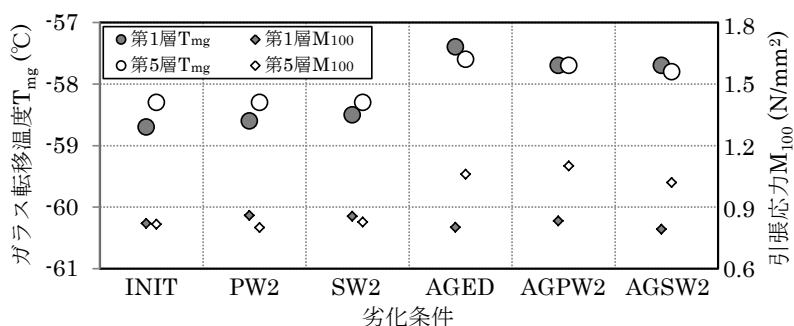


図-4.2.23 ゴム A ガラス転移温度

図-4.2.24 には老化防止剤の含有量を全6劣化条件で比較した結果を示す。ETMDQ, 6PPD ともに INIT 第5層の含有量を基準としたときの百分率で示している。TMDQ は各劣化条件間ではほとんど差がないため結果を記載していない。INIT に対して PW2 および SW2 第5層の ETMDQ が 10~15%程度多いが、より内部からブルーム現象により移行してきたためなのか、個体差ばらつきによるものなのか定かでない。酸化劣化の影響に着目すると、AGED は INIT に対して ETMDQ は 40~60%程度にまで減少し、6PPD はほぼ変化がないか僅かに減少している。ETMDQ は表面に近いほど減少量が多くなっているものの、個体差を考慮すると有意な差とまでは断定できず、表面と内部ではほぼ均等に減少したと考えるのが妥当であろう。

これまでの分析結果より、酸素は主鎖の化学構造および内部の架橋点切断にほとんど関与しておらず、主に表面部の架橋点切断のみに影響を及ぼしているものと考えられる。従って、ETMDQ は酸化劣化により表面で大量に消費されるとともに、ブルーム現象により内部から表面に向かって移行し、外部へ漏出しているものと推定される。また、INIT と PW2/SW2, AGED と AGPW2/AGSW2 の間に有意な差は見られない。塩分が内部に浸透することなく、ごく表面に付着する程度であることも考慮すれば、水分や塩分が老化防止剤の消費、漏出を顕著に促進するようなことはないものと考えられる。

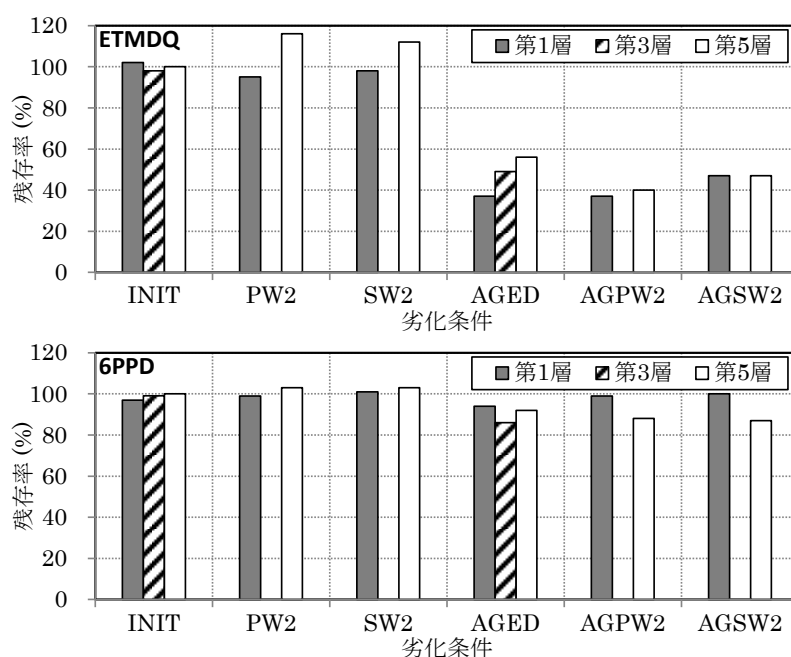


図-4.2.24 ゴム A 老化防止剤の含有量

ゴム B (NR・EPDM 複合材系)

材料組成

定性・組成分析の結果は以下の通りである。

ポリマー：NR・EPDM 複合材

組成：ゴム：53.8wt%，カーボンブラック：21.6wt%，灰分：3.0wt%

アセトン抽出物：21.6wt%

ゴム内に含まれる全硫黄：1.4wt%

うち遊離硫黄 第1層：0.08wt%

第3層：0.10wt%

第5層：0.09wt%

アセトン抽出物：鉱物油，パルミチン酸，ステアリン酸，石油樹脂

N-フェニル-N'-1,3-ジメチルブチル-p-フェニレンジアミン(6PPD)，

2,2,4-トリメチル-1,2-ジヒドロキノリン重合体(TMDQ)

ゴム B は 54wt%程度の NR・EPDM 複合材を主成分に，22wt%程度のカーボンブラックが充填されている。EPDM のジエンモノマーにはエチリデンノルボネンが用いられている。ゴム内に含まれる全硫黄のうち，ブロック試験体製作時に架橋反応に関与せず残留し，後加硫を引き起こすこととなる遊離硫黄は，各層にほぼ均等に含まれている。

アセトン抽出物からは鉱物油，パルミチン酸，ステアリン酸，石油樹脂およびアミン系老化防止剤 6PPD，TMDQ が検出されている。

物理特性

各劣化因子を付与したことによる物理特性の初期値からの変化を図-4.2.25 に示す。

国際ゴム硬さの初期値は表面から内部までほぼ安定した値となっている。水劣化を付与すると、層によらず概ね噴霧サイクル数に伴って硬さが増し、その増加度合いは表面に近いほど大きくなっている。また、酸化劣化を付与することにより全層で硬さが増している。第1層では水劣化に比べて酸化劣化による硬化が顕著に現れるが、表面から遠ざかるとともに硬化の度合いは低下していく。酸化劣化後のゴムに水劣化を施した場合も、概ね初期状態からの水劣化による変化と同様の傾向を示す。

100%引張応力は初期値の層によるばらつき、劣化付与後の同一層内における試験片5本の結果のばらつきともに非常に小さく、安定した結果となっている。水劣化による応力の変化については、第1層ではほとんど変化を示さないか緩やかに増加、第3、5層ではほとんど変化を示さないかごく僅かに低下している。酸化劣化による変化は、水劣化による変化に比べて非常に大きく、特に第1層で顕著である。応力の増加率は表面に近いほど大きくなっており、応力が内部では増加する一方で表面では低下するゴムAとは異なる傾向が見られる。

引張強さのばらつきはゴムAと比較すると小さいものの、水劣化付与の結果から明確な傾向を読み取ることは難しい。酸化劣化による引張強さの低下は表面に近いほど顕著に現れる。

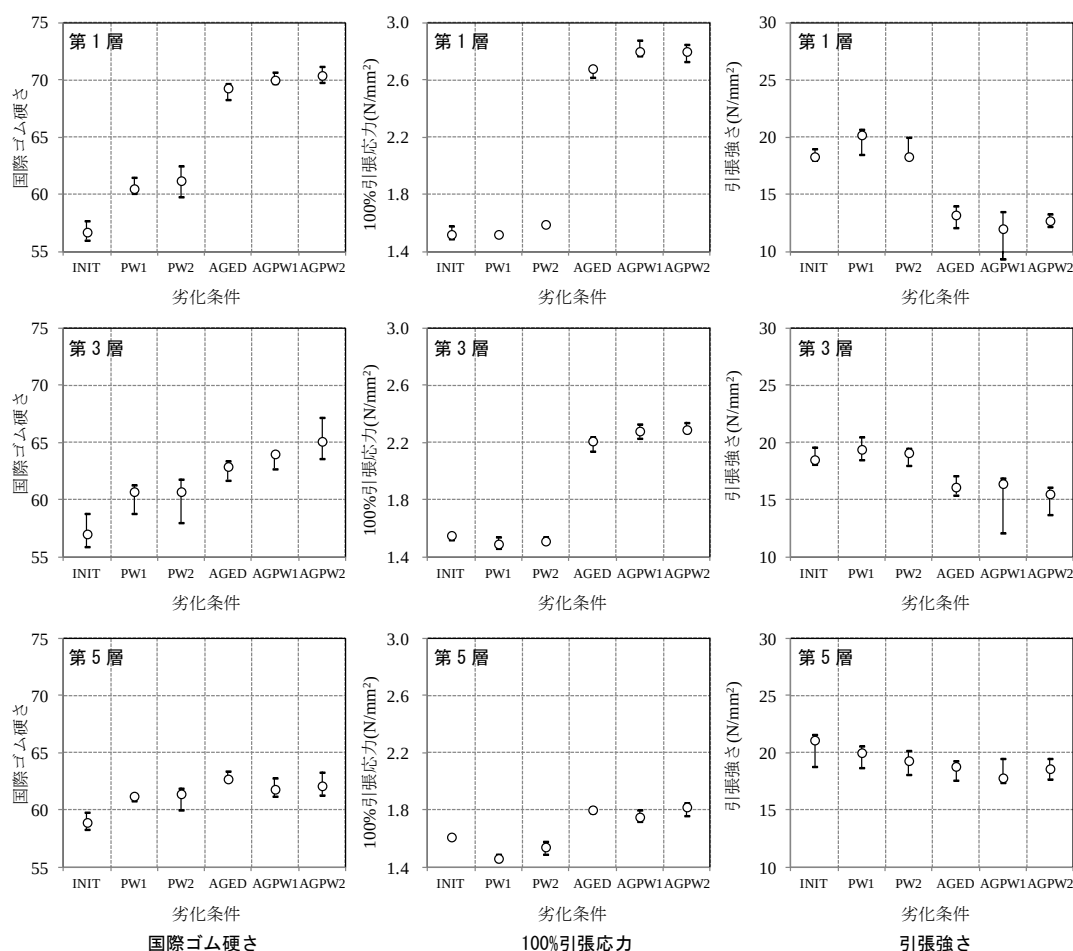


図-4.2.25 ゴムBの水劣化、酸化劣化および両因子複合劣化による物理特性変化

塩水劣化，酸化劣化および両因子の複合劣化による物理特性の変化を図-4.2.26 に示す。INIT および AGED の結果は図-4.2.25 と同じものである。評価した全ての物理特性について，全般に水劣化と塩水劣化との間に顕著な差異は見られない。

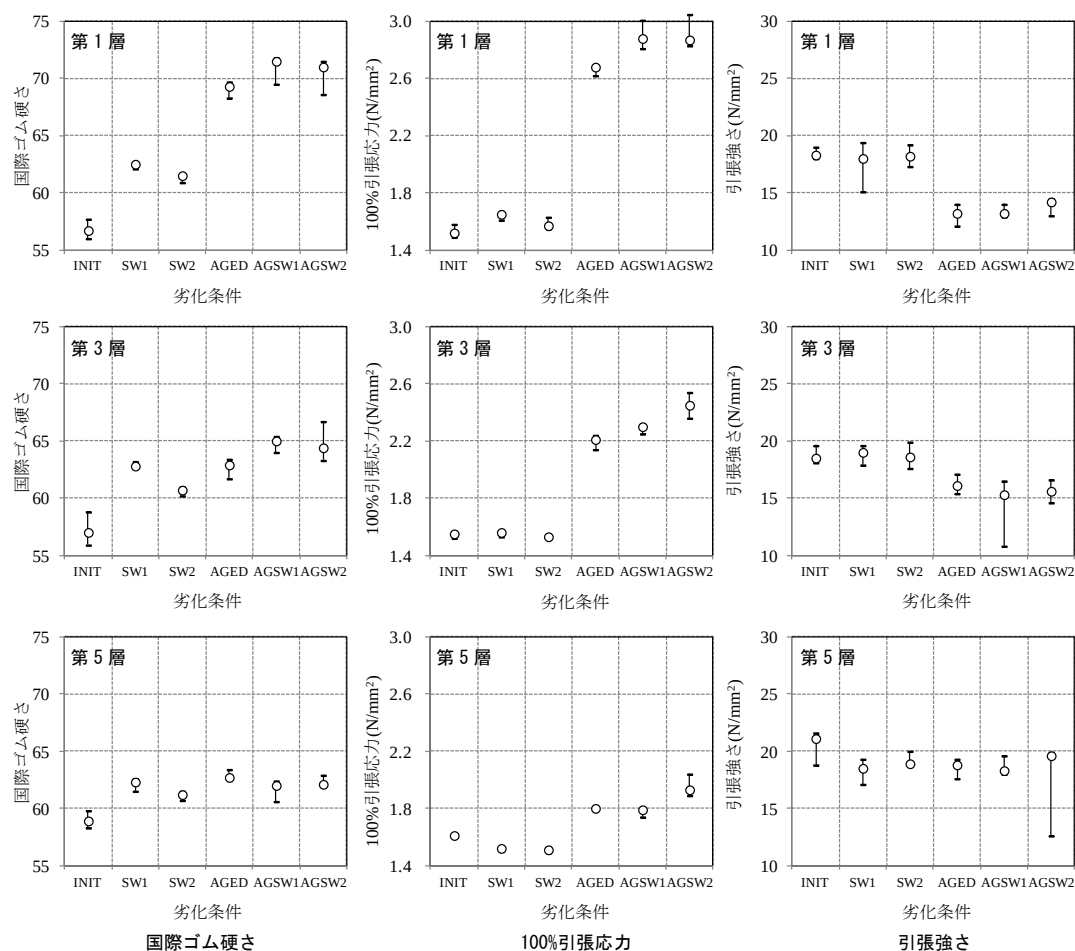


図-4.2.26 ゴム B の塩水劣化，酸化劣化および両因子複合劣化による物理特性変化

初期状態および劣化付与後のダンベル試験片の S-S 曲線を図-4.2.27 に示す。ゴム A と同様、各曲線は同一条件の 5 本のうち、引張強さおよび切断時伸びが中央値を示した試験片の結果を示している。各層の INIT どうしを比較すると、S-S 曲線の形状、引張応力、切断時伸びの全てにおいて有意な差は見られず、表面、内部によらず安定した物理特性を示している。水劣化については、全層とも INIT と PW2 の間、AGED と AGPW2 の間に明確な違いは現れておらず、水がゴム B の物理特性に及ぼす影響はごく僅かであると考えられる。第 5 層の INIT と PW2 の間のみ若干の差が見られるものの、水劣化の影響によるものか個体差によるものかは判別し難い。次に INIT と AGED を比較すると、第 5 層では酸化劣化によって全歪み領域にわたって僅かに応力が大きくなっているが、S-S 曲線の形状自体に顕著な変化は見られない。一方、表面に近づくほど酸化劣化の影響は顕著に現れるようになる。特に第 1 層では、S-S 曲線の形状が初期状態の逆 S 字あるいは歪みとともにハードニングしていく形状から、酸化劣化後には線形に近い形状に変化するとともに、引張強さ、切断時伸びが大きく低下している。

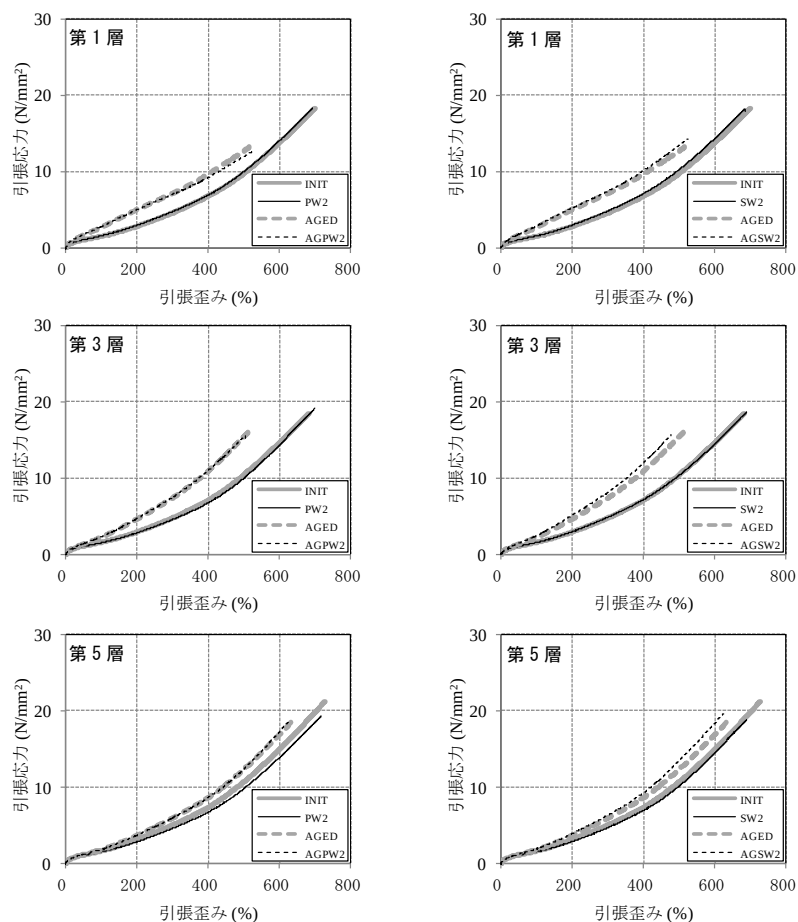


図-4.2.27 ゴム B の水／塩水劣化、酸化劣化および両因子複合劣化による S-S 曲線変化

100%引張応力について、中央値の初期値に対する変化率を表-4.2.18 に示す。初期状態からの変化率について、水劣化と塩水劣化に有意な差は見られない。水劣化 PW2/塩水劣化 SW2 後の応力は、第1層で変化率+4.6%/+3.3%と増加する一方、第3, 5層では変化率-2.6~-4.3%/-1.3~-6.2%と逆に低下しているが、その変化率は酸化劣化が及ぼす影響に比べればごく僅かである。EPDM 系合成ゴムのダンベル試験片を塩水に浸漬したところ膨潤によると考えられる軟化を生じた³⁰⁾のに対し、本実験では第1層が軟化していない。表面に水/塩水を断続的に噴霧するのみであれば、常時浸漬を受ける場合のような水分吸着や老化防止剤溶出による劣化^{28), 29)}が顕著に生じることはないものと推測される。

酸化劣化の付与後は、水劣化と塩水劣化の結果に差が現れている。AGED に対する水劣化 AGPW2 の変化率は第1層+7.9%，第3層+5.1%，第5層+1.2%となった一方、AGED に対する塩水劣化 AGSW2 の変化率は第1層+12.5%，第3層+15.5%，第5層+8.1%となっている。どちらも表面に近いほど概ね応力が大きくなる傾向が見られるが、その変化率は塩水劣化の方が大きくなっている。

以上の結果をまとめると、ゴム B もゴム A と同様、水/塩水劣化の影響に比べて酸化劣化による応力の変化が顕著である。ただし、酸化劣化後のゴムに水/塩水劣化を付与した時の変化率はゴム A よりも大きくなっている。酸化劣化の影響については、ゴム A と異なって応力が層によらず増加し、その変化率は表面に近いほど大きくなっている。一般に EPDM は架橋型の劣化が進行するゴムであり、酸化劣化による分子鎖の切断、再結合と残留硫黄の後加硫による分子鎖の結合がともにゴムを硬化させる形で劣化が進行するとされている^{21), 36)}。従って、空気中から酸素が供給される表面に近いほど応力の増加が顕著に現れる。本実験におけるゴム B の酸化劣化による物理特性の変化は、定性的な EPDM の酸化劣化特性を定量的に裏付けるものと考えられる。

表-4.2.18 ゴム B 100%引張応力の初期値に対する変化率

層	噴霧条件	PW1	PW2	AGED	AGPW1	AGPW2
		SW1	SW2		AGSW1	AGSW2
第1層	水	± 0.0%	+ 4.6%	+76.3%	+84.2% (+ 7.9%)	+84.2% (+ 7.9%)
	塩水	+ 8.6%	+ 3.3%		+89.5% (+13.2%)	+88.8% (+12.5%)
第3層	水	- 3.9%	- 2.6%	+42.6%	+47.1% (+ 4.5%)	+47.7% (+ 5.1%)
	塩水	+ 0.6%	- 1.3%		+48.4% (+ 5.8%)	+58.1% (+15.5%)
第5層	水	- 9.3%	- 4.3%	+11.8%	+ 8.7% (- 3.1%)	+13.0% (+ 1.2%)
	塩水	- 5.6%	- 6.2%		+11.2% (- 0.6%)	+19.9% (+ 8.1%)

() 内は AGED に対する変化率を表す

・化学特性

塩分浸透深さの計測結果を図-4.2.28 に示す。定性分析の結果、表面からの深さ 30 μm では僅かながら Cl が検出されている一方、深さ 150 μm では全く検出されないことから、概ね 100 μm 以深の Cl 平坦領域はバックグラウンドノイズと判断される。従って、SW2, AGSW2 とともに表面からの深さ 100 μm 程度まで Cl が浸透しているものと推定される。これはゴム A とは明らかに異なる結果である。

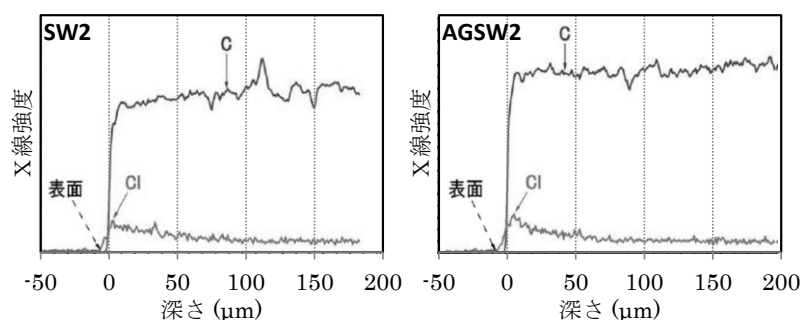


図-4.2.28 ゴム B 表面からの塩分浸透深さ

電界放出型走査電子顕微鏡 (FE-SEM) を用いて、倍率 50,000 倍で撮影した両ゴム内部のカーボンブラックの様子を図-4.2.29 に示す。カーボンブラックの粒径から、ゴム A には汎用性や補強性に優れるソフトカーボン (粒径 49~96nm 程度)、ゴム B には耐摩耗性に優れるハードカーボン (粒径 24~36nm 程度) が配合されていると推定される。すなわち、ゴム B は比較的粒径が小さく水分を吸着しやすいカーボンブラックが用いられており、かつその配合量もゴム A に比較して多いことから、Cl が深くまで浸透し易い傾向にあることが分かる。ただし、Cl の浸透深さはゴム B においても 0.1mm 程度に留まっていることから、塩分が劣化に及ぼす影響は表面のごく僅かな領域に限定されられると考えられる。

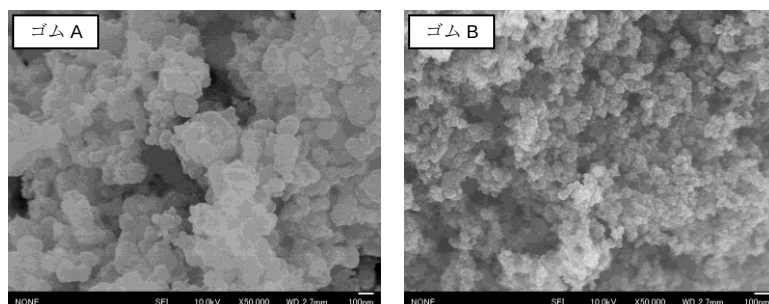


図-4.2.29 ゴム A, B 内のカーボンブラック

赤外吸収スペクトルを図-4.2.30 に示す。まず、INIT と AGED を比較すると、第 1, 5 層ともに水酸基 ($3,400\sim 3,200\text{cm}^{-1}$ 付近)、カルボニル基 ($1,720\text{cm}^{-1}$ 付近)、炭素二重結合 ($1,650\text{cm}^{-1}$, 830cm^{-1} 付近) の全てにおいて吸光度に有意な差は見られない。従ってゴム A 同様、酸化劣化を付与しても主鎖の化学構造に顕著な変化を生じることはないものと考えられる。なお、第 1 層では INIT に比較して AGED で波数 $1,540\text{cm}^{-1}$ 付近の吸光度がごく僅かながら強く検出されている。これはステアリン酸亜鉛などの高級脂肪酸金属塩によるものであり、ブルーム現象により内部から表面近傍に向かって移行してきたものと推測される。次に、第 1 層の INIT と PW2/SW2 間、AGED と AGPW2/AGSW2 間を比較すると、やはり水酸基、カルボニル基、炭素二重結合の増減は見られず、水/塩水劣化の付与によって主鎖の化学構造に有意な変化を生じることはないものと判断される。

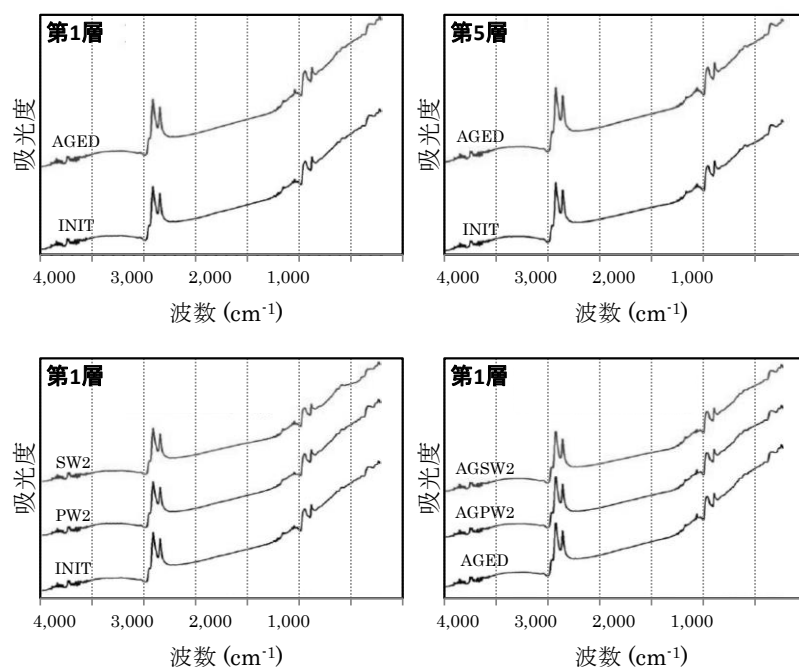


図-4.2.30 ゴム B 赤外吸収スペクトル

第1, 5層の網目鎖濃度を全6劣化条件で比較した結果を図-4.2.31に示す。図中には同箇所から打ち抜いたダンベル試験片の100%引張応力を併記してある。両指標ともINITに対してAGEDが大きく、かつ第5層よりも第1層の変化率が大きくなっている。これはNRを主体とするゴムAとは明らかに異なる結果である。主鎖の化学構造に有意な差が見られないことから、網目鎖濃度の増加は表面、内部ともに架橋点が増加したことを指し示している。空気に触れる表面の方が内部よりも網目鎖濃度の増加率が大きくなっているのは、ゴムBに含まれるEPDMの特徴である架橋型の酸化劣化^{21, 36)}が強く現れたためである。すなわち、遊離硫黄による後加硫は表面、内部に関わらず均等に進行し、酸素が介在する表面においてはさらに酸化劣化によって切断された架橋点の再結合を生じている。このため、表面に近いほど架橋点が大きく増加し、網目鎖濃度が高くなっているものと考えられる。また、INITとPW2/SW2間、AGEDとAGPW2/AGSW2間の差は表面、内部ともに酸化劣化による変化に比較してごく僅かであり、個体差ばらつき以外に明確な原因を見出すには至らない。以上より、水/塩水劣化の付与がゴムBの架橋点増減に及ぼす影響はごく僅かであるといえる。

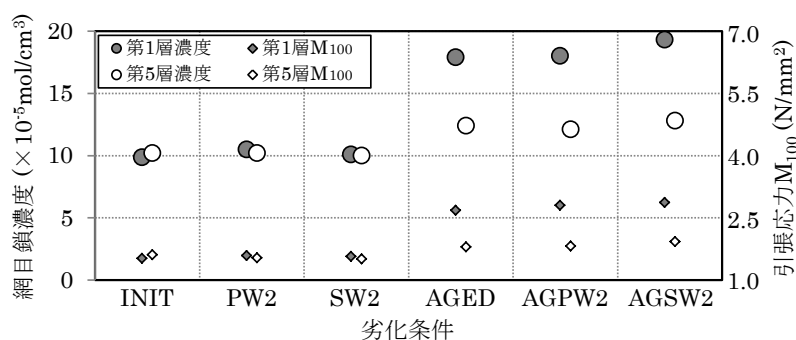


図-4.2.31 ゴムB 網目鎖濃度

第1, 5層のガラス転移温度を全6劣化条件で比較した結果を図-4.2.32に示す。図中には図-4.2.31と同様、ダンベル試験片の100%引張応力を併記してある。ガラス転移温度はINITに対してAGEDで上昇し、かつ第5層よりも第1層の変化率が大きくなっている。主鎖の構造に有意な変化が見られないこと、および網目鎖濃度が表面に近いほど大きく増加していることから、主に架橋点の増加により分子運動性が低下したものと推定される。なお、酸化劣化の有無、表面か内部かによらず、水/塩水劣化が分子運動性に及ぼす影響は酸化劣化に比較してごく僅かである。

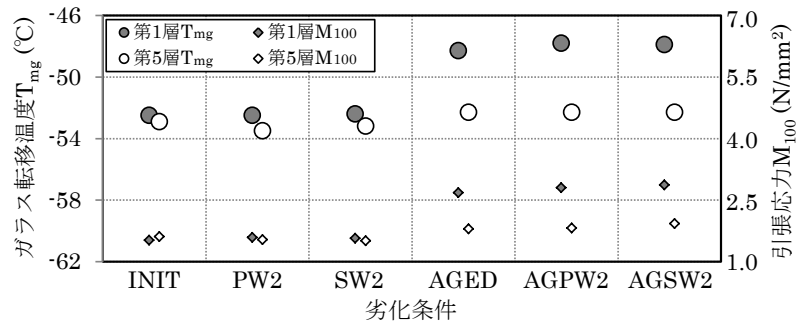


図-4.2.32 ゴム B ガラス転移温度

図-4.2.33 には老化防止剤の含有量を全6劣化条件で比較した結果を示す。6PPD, TMDQ ともに INIT 第5層の含有量を基準としたときの百分率で示している。酸化劣化の影響に着目すると、AGED は INIT に対して 6PPD が 60%程度にまで減少し、TMDQ が 80~90%程度にまで減少している。両老化防止剤とも表面と内部で減少率に有意な差は見られず、ほぼ均等に減少している。これまでの分析結果より、酸素は主鎖の化学構造および内部の架橋点切断にほとんど関与しておらず、主に表面部の架橋点切断・再結合のみに影響を及ぼしている。従って、6PPD, TMDQ ともに酸化劣化により表面部で消費されるとともに、ブルーム現象により内部から表面に向かって移行し、外部へ漏出したものと推定される。また、INIT と PW2/SW2, AGED と AGPW2/AGSW2 の間に有意な差が見られないことから、水/塩水が老化防止剤の含有量に及ぼす影響はごく僅かであり、酸化劣化のため老化防止剤が減少、漏出した後も、水分や塩分がその空隙部に入り込んで老化防止剤の漏出を促進するようなことはないものと考えられる。

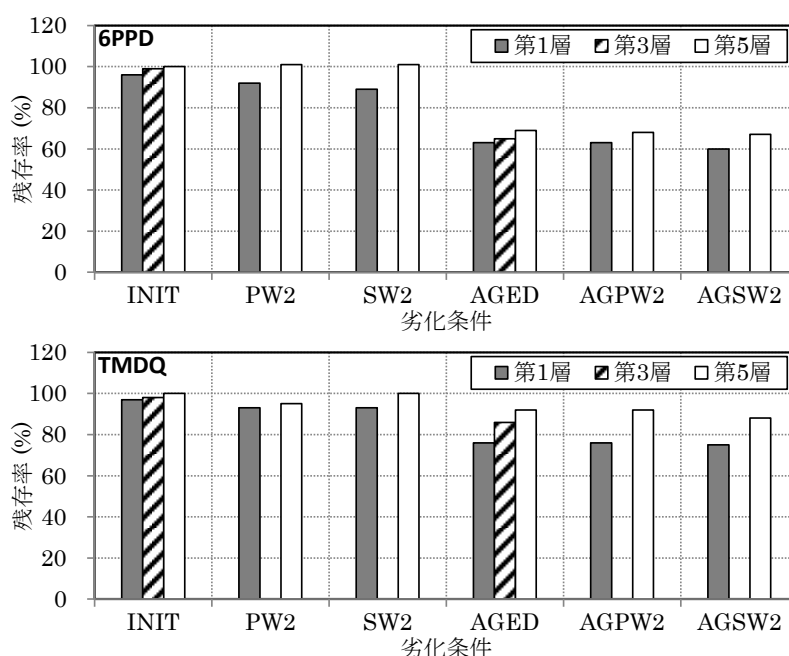


図-4.2.33 ゴム B 老化防止剤の含有量

4.2.3.4 被覆ゴム実験のまとめ

建築用積層ゴム支承の被覆ゴムとして一般的に使用されるゴム A (NR 系) およびゴム B (NR・EPDM 複合材系) について、劣化が表面から内部に向かって一方向に進行する過程を考慮した実験方法によって酸化劣化、水／塩水劣化、および両因子の複合劣化を付与し、物理・化学特性の変化を調査した。同一層内における各特性値に顕著な差異が見られないことから、ゴムブロック試験体に外部劣化因子を付与した後に外周部および裏面を切除し、残った部分の表面から深さ 10mm までの範囲を評価対象とした本研究の実験方法は、概ね積層ゴム支承の形状および設置環境条件を考慮した劣化過程を模擬することができたものと考えられる。得られた知見は以下の通りである。

- ・NR を主材料とするゴム A, NR・EPDM 複合材を主材料とするゴム B について、定性・組成分析によりカーボンブラック、灰分、硫黄、老化防止剤などの配合材の種類と配合量を明らかにした。
- ・ゴム内に含まれる硫黄のうち、ゴム A で約 4%, ゴム B で 6~7%程度は、製造時に架橋に関与せず残留した。この遊離硫黄は経年変化（熱老化）の過程で後加硫を引き起こし、両ゴムの物理・化学特性に大きな変化を及ぼす要因になったと考えられる。
- ・ゴム A, ゴム B ともに、物理・化学特性に及ぼす外部劣化因子は酸素が支配的であった。80 年相当の酸化劣化を付与したゴム A は、空気中の酸素に触れる表面で僅かに軟化した。内部では逆に硬化し、被覆ゴム厚に相当する表面からの深さ 8~10mm 位置における 100%引張応力の増加率は 30%程度であった。ゴム B の酸化劣化特性はゴム A と異なり、表面に近いほど硬化の度合いが大きくなった。80 年相当の酸化劣化により、100%引張応力が表面で 80%程度、被覆ゴム厚に相当する 8~10mm 深さ位置で 10%程度増加した。
- ・酸素はゴム主鎖切断などの大きな分子構造変化を伴う劣化を引き起こすことはなかったが、ゴム A では架橋点の切断、ゴム B では架橋点の切断・再結合をもたらした。これらはそれぞれ解重合型の NR, 架橋型の EPDM の特徴が顕著に現れたものである。両ゴムとも、酸化劣化は空気に触れる表面部のみに留まり、内部は後加硫による硬化（架橋点増加）が支配的であった。
- ・経年変化（熱老化）の過程で、老化防止剤は表面、内部でほぼ均等に減少した。酸素が介在しない内部ではブルーム現象による表面への移行、表面では酸化劣化に伴う消費およびブルーム現象による外部への漏出が生じたものと考えられる。しかしながら、80 年相当の酸化劣化を付与した後もゴム内部には少なくとも 40~60%程度以上の老化防止剤が残留している。さらに、第 5 層はブロック試験体の厚さ方向ほぼ中央に位置するため老化防止剤は外部に向かっての漏出が支配的であったと考えられるのに対し、実際の被覆ゴムは内側の内部ゴムから老化防止剤の供給を受け続けると推測される。以上より、積層ゴム支承を外部劣化因子から保護するという被覆ゴムの機能が大きく損なわれることはないものと考えられる。
- ・水／塩水劣化に対するゴム A の物理特性変化は小さく、60 日間のサイクル噴霧後も 100%引張応力は数%の増加に留まった。ただし、80 年相当の酸化劣化を付与したゴム A に塩水劣化を施した場合、100%引張応力は逆に数%低下した。これは、老化防止剤が消費された後の空

隙に塩化物イオンが浸透し、水分吸着と劣化の相乗効果を加速させたためであると考えられる。ゴム B の水／塩水劣化に対する物理特性変化は小さく、100%引張応力は数%の増減に留まった。ただし、80 年相当の酸化劣化後のゴム B に水／塩水劣化を付与すると明確な応力の増加が見られ、特に塩水劣化の場合にその傾向が強く現れた。なお、塩分の浸透深さはゴム A で表面に付着する程度、ゴム B で 0.1mm 程度に留まった。

ゴム A、ゴム B とともに酸化劣化による物理・化学特性の変化率は表面と内部で大きく異なる結果となった。酸素の浸透が両ゴム表面のごく浅い領域に留まり、表面部だけに大きな影響を及ぼしたためと考えられる。また、水／塩水に対しては表面部においても顕著な物理特性変化は見られなかった。以上より、ゴム A およびゴム B は積層ゴム支承を建物供用期間にわたって外部劣化因子から保護する役割を十分に果たしているものと判断する。

4.3 すべり機構部の耐候性・経年変化

4.3.1 概要

FSLRB を構成するすべり機構部の構造概要および各部名称を図-4.3.1 に、各部の使用材料を表-4.3.1 にそれぞれ示す。本項ではすべり機構を構成する各材料の耐候性を概観する。

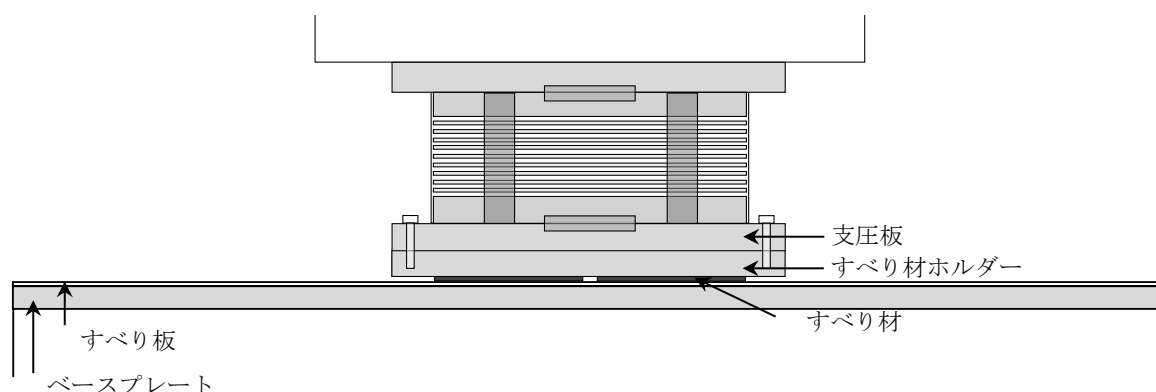


図-4.3.1 すべり機構部の構造と各部の名称

表-4.3.1 すべり機構部の構成材料

名称	材料
支圧板	SS400
すべり材ホルダー	
ベースプレート	
すべり材	PTFE 系材料
すべり板	SUS304, SUS316 のいずれか

支圧板、すべり材ホルダーおよびベースプレートは積層ゴム部の鋼材部分と同様、熔融亜鉛メッキ、金属溶射、エポキシ樹脂系塗装のいずれかによる防錆処置が施される。また、万一これらの防錆処置に剥離等を生じた場合は、タッチアップなどの補修手法が整備されている。従って、定期点検等により早期に不具合を発見・是正すれば、発錆などに起因する顕著な経年劣化を生じることはないと考えられる。

すべり板には表面を鏡面仕上げ（No.8 仕上げ）したステンレス鋼板が用いられる。SUS304 は一般に耐腐食性に優れているが、完全に発錆を避けられる訳ではない。特に、表面の酸化皮膜に傷が付き、皮膜の再生に必要な空気中の酸素が遮断された状態で放置されると錆が発生しやすくなる³⁷⁾。SUS316 は SUS304 にモリブデンを加えることで、海水等に対する耐腐食性を向上させたものである。ステンレス鋼の錆は一般に以下の原因で発生する³⁸⁾。

- ・異種金属の付着，鉄やアルミの粉末の付着（もらい錆）
- ・海岸地域の建物における飛沫塩分など，塩分の付着
- ・排気ガス中の有害成分，煤煙，塩化物，亜硫酸ガスなどの付着
- ・汚れ，洗浄薬液の付着

ステンレス鋼の屋外暴露試験による発錆状況の調査事例³⁹⁾では，海浜環境で10年間暴露した結果，発錆点が表面全体に分布あるいは全面を覆う結果となっている。免震層は基本的に，水／塩水，上記の各種ガスに直接的に曝される環境ではないこと，およびFSLRBに用いるすべり板の表面は比較的錆が発生しにくい鏡面仕上げ（No.8 仕上げ）⁴⁰⁾であることから，摩擦特性に大きな影響を及ぼす顕著な発錆はないものと考えられる。ただし，この点については4.3.3項で実験的に調査することとする。

FSLRBに限らず，建築免震用すべり支承のすべり材にはPTFE系材料が用いられることが一般的である。これはPTFEが化学的に非常に安定な材料で耐酸化・耐熱・耐薬品性に優れるとともに，これまでに発見・発明されている材料の中で最も摩擦係数が低いものの1つであることによる。PTFEの分子構造を図-4.3.2に示す。建築免震用すべり支承に用いられるPTFEは，耐クリープ性や耐摩耗性を高めるためにガラス繊維，炭素繊維などの繊維系配合剤，二硫化モリブデン，ガラスビーズ，黒鉛などの粉末配合剤が配合された複合材料であることが一般的である⁴¹⁾。以上の一般的な知見，および免震層は基本的に酸素以外の外部劣化因子に直接的に曝される環境ではないことから，摩擦特性に大きな影響を及ぼす顕著な劣化はないものと考えられる。ただし，この点については4.3.3項で実験的に調査することとする。

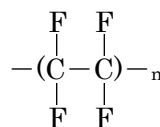


図-4.3.2 PTFE の分子構造

4.3.2 既往の研究事例

すべり支承の耐候性や摩擦特性の経年変化について調査した先行事例は非常に少ない。以下に既往研究3例の結果概要をまとめる。

文献⁴²⁾はすべり面を構成する材料の諸物性と摩擦特性の耐久性, 耐候性について報告している。すべり材には PTFE 系材料を用いており, 相手材と称されるすべり板にはステンレス鋼板 (SUS304) に潤滑性コーティングを施している。これら両材料に熱老化試験を行い, 活性化エネルギーの算出を試みている。また, 温度 65℃, 湿度 95%Rh の雰囲気中に各試験片を 6 週間放置し, 諸物性および摩擦係数を計測している。さらに, 硫酸, 水酸化カルシウム, 塩化ナトリウムの各水溶液に試験片を 6 週間浸漬後, 諸物性を計測している。すべり板のコーティングに対しては, 実環境を考慮してポルトランドセメントの抽出液 (pH12) に 6 週間浸漬した後, 諸物性を計測している。結果を以下に列記する。

- ・60 年相当の熱劣化性試験

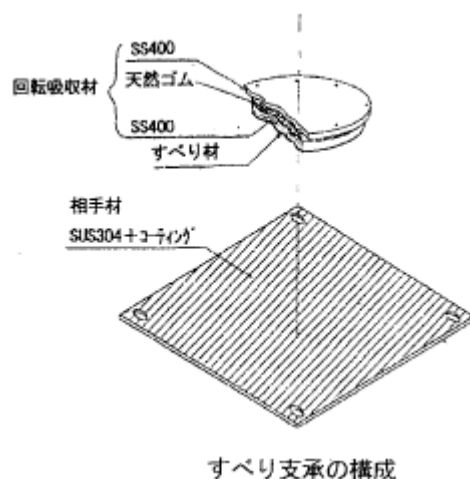
PTFE, コーティングのいずれの物性も変化が非常に小さく, 正確な活性化エネルギーを求めることができなかった。

- ・耐恒温恒湿性試験

いずれの試験片も物性の低下は認められなかった。

- ・耐薬品性試験

いずれの試験片も供試した酸, アルカリ, 塩基に対して物性の低下は認められなかった。ポルトランドセメントの抽出液への浸漬でもコーティングの剥離などは発生せず, 物性の変化もなかった



すべり面構成材の概要	
名 称	内 容
すべり材	四フッ化エチレン樹脂+充填剤
コーティング材	熱硬化性樹脂+充填剤
すべり材と鋼材の接着	エポキシ系接着剤

図-4.3.3 文献⁴²⁾で調査されたすべり支承の構成と材料

文献⁴³⁾は文献⁴²⁾で述べられているすべり支承について、これを用いた実免震建物の静加力実験、およびφ40程度の縮小試験体に鉛直荷重を長時間連続載荷した前後の特性確認により、静・動摩擦係数の経年変化を調査した結果を報告している。静摩擦係数は経年変化が大きく、100年程度の建物供用期間内で初期値の1.4～1.5倍程度まで増大する可能性があるとして述べている。一方、動摩擦係数は非常に安定しており、建物供用期間内での経年変化を考慮する必要はないと考えられることに言及している。図-4.3.4はともに実免震建物の免震層をジャッキで準静的に加力して荷重－変形関係を計測した結果である。本建物は1999年11月の躯体完成から3か月後の2000年2月に第1回加力実験、さらに6か月を経た2000年8月に第2回加力実験を実施しており、図中に各々「前回」「今回」で記されている。

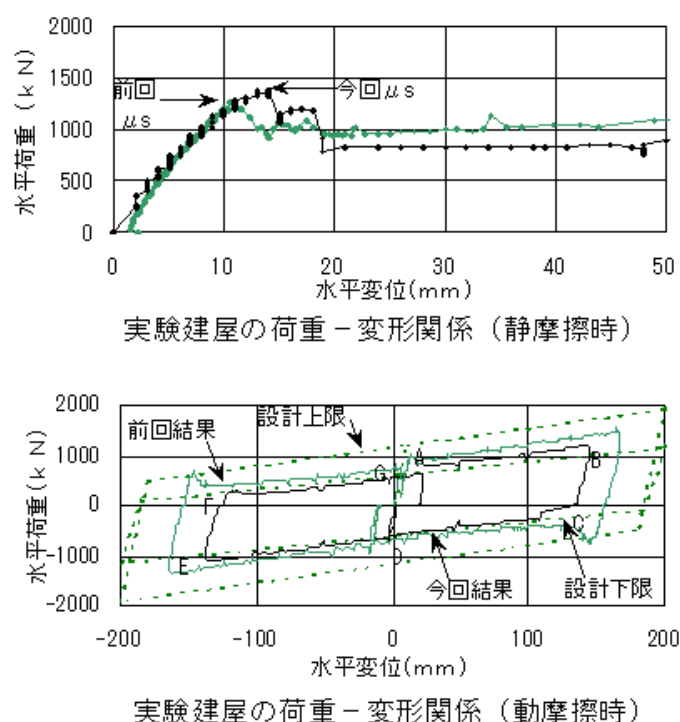


図-4.3.4 文献⁴³⁾で調査されたすべり支承の静・動摩擦係数の経年変化

文献⁴⁴⁾は免震建物にすべり支承を用いる際の固着（すべり材とすべり面の一時的な一体化と定義されている）についての影響を調査している。1,100 日にわたり鉛直荷重を連続載荷したすべり支承縮小試験体について、固着の影響（摩擦係数の増加）を調査・報告している。摩擦係数の小さい試験体では、連続載荷期間が長くなるに従い僅かに摩擦係数が大きくなっている。摩擦係数の大きい試験体では、連続載荷の影響はほとんど見られない。また、得られたデータから 60 年後の摩擦係数を外挿予測すると 10～15%程度増加する結果になると述べている。

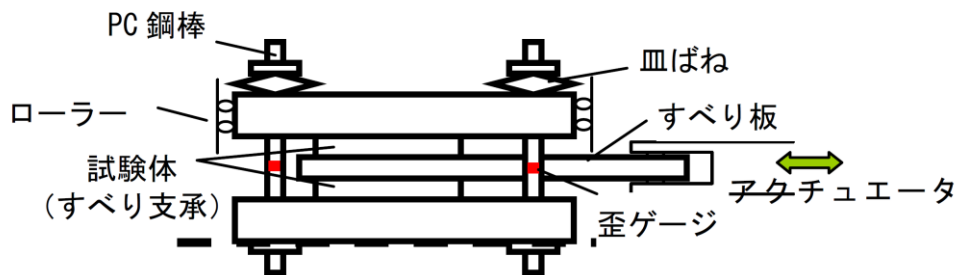


図-4.3.5 文献⁴⁴⁾におけるすべり支承縮小試験体の鉛直荷重連続載荷方法

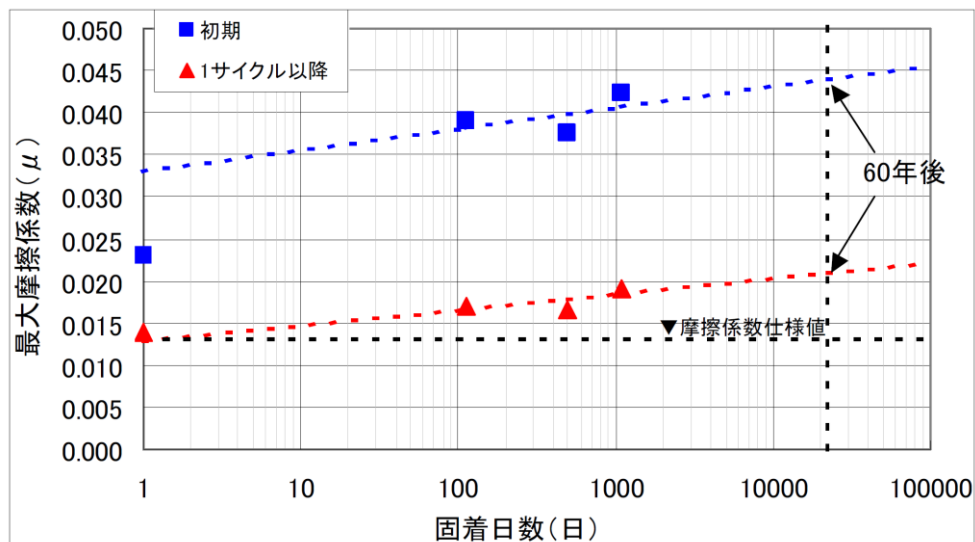


図-4.3.6 文献⁴⁴⁾で調査されたすべり支承の摩擦係数の経年変化

4.3.3 外部劣化因子による摩擦特性の変化

前項で調査した通り、建築免震用すべり支承の耐候性・経年変化、特にその摩擦特性の変化については、これまでに十分な知見が得られているとは言い難い状況である。そこで本項では、FSLRB すべり機構部の縮小試験体を対象とする長期屋外暴露および塩水噴霧サイクル試験を施し、すべり機構部の耐候性、すなわち摩擦特性の経年変化を実験的に評価する。

4.3.3.1 屋外暴露試験

試験の概要を図-4.3.7 に示す。加力治具は文献⁴⁴⁾を参考に製作したものである。 Φ -40mm すべり材と $\square$ -200mm $\times$ 50mm すべり板の組み合わせからなるすべり機構部 2 組を表裏ペアで鋼板にセットしたものを加力治具に組み込み、所定の面圧 10N/mm² で載荷する。載荷 1 日後に μ_d の初期値を計測した後、この試験体を加力治具ごと免震層内および完全屋外（野天）に暴露し、定期的に μ_d を計測、経年変化を調査する。試験の具体的な手順や日程は後述する。最終的に、載荷開始から約 5 年経過時までの摩擦特性の変化を調査している。試験パラメータと試験体数、加振条件、計測項目を表-4.3.2～4.3.4 に示す。すべり材は 2.3.2 項の最適すべり材選定過程において最終候補として残った PTFE-A および TPR-A の 2 種類を用いる。屋外暴露および摩擦特性計測の実施方法を図-4.3.8、4.3.9 に示す。

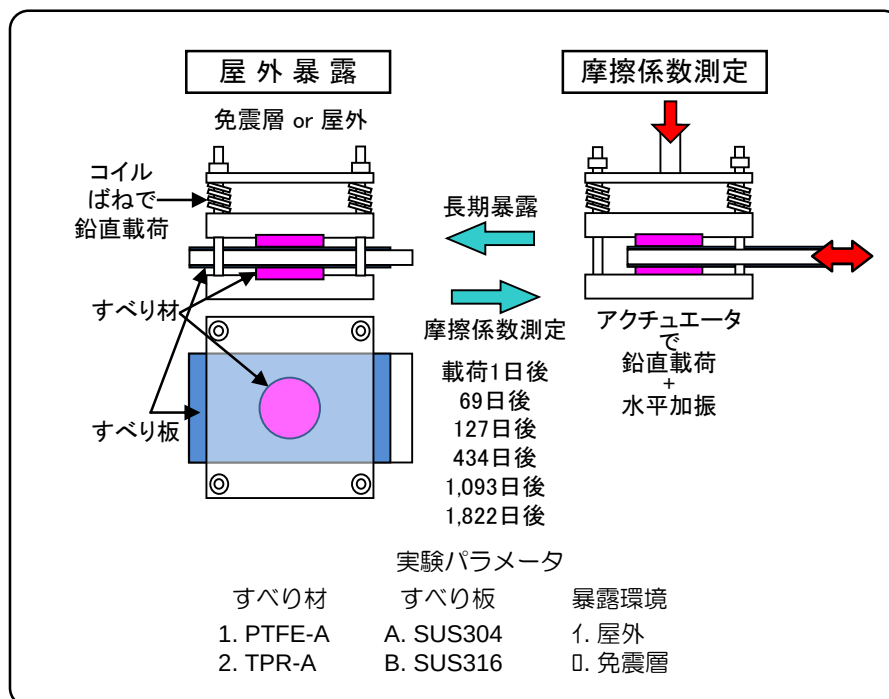


図-4.3.7 屋外暴露試験の概要

表-4.3.2 試験パラメータと試験体数

試験体 No.	すべり材	すべり板	暴露環境	試験体数
#111	PTFE-A (1--)	SUS304	免震層内 (--1)	2
#112		(-1-)	屋 外 (--2)	2
#121		SUS316	免震層内 (--1)	2
#122		(-2-)	屋 外 (--2)	2
#211	TPR-A (2--)	SUS304	免震層内 (--1)	2
#212		(-1-)	屋 外 (--2)	2
#221		SUS316	免震層内 (--1)	2
#222		(-2-)	屋 外 (--2)	2
	・ すべり材	PTFE-A	Φ40×8	16 枚
		TPR-A	Φ40×8	16 枚
	・ すべり板	SUS304[鏡面仕上げ]	□-200×50	16 枚
		SUS316[鏡面仕上げ]	□-200×50	16 枚
	・ 加力治具	SS400 クロメート仕上げ		16 体

表-4.3.3 加振条件

面圧	鉛直荷重	水平振幅	水平速度	加振周期	加振波	加振回数
10N/mm ²	11.34kN	±45mm	15mm/s	12s	三角波	4 回

表-4.3.4 計測項目

計測項目	計測器
鉛直荷重	ロードセル
鉛直変位	変位計
水平荷重	ロードセル
水平変位	変位計
試験体温度	接触式温度計

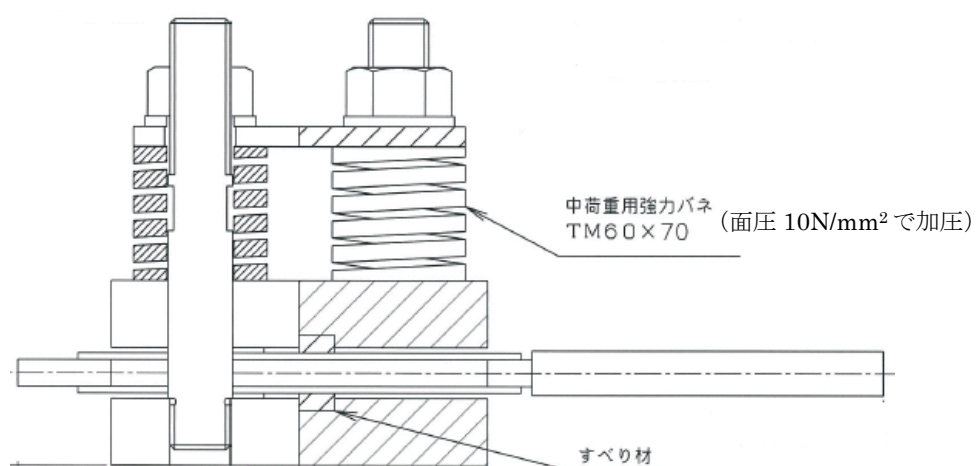


図-4.3.8 屋外暴露時の試験体状況

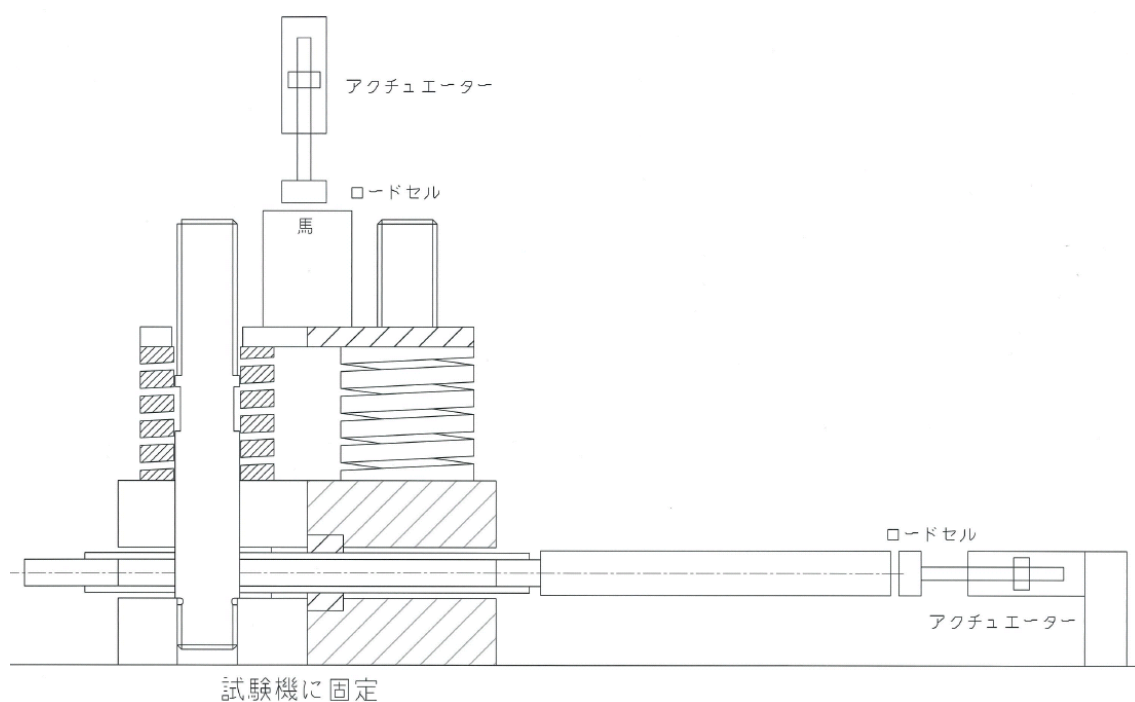
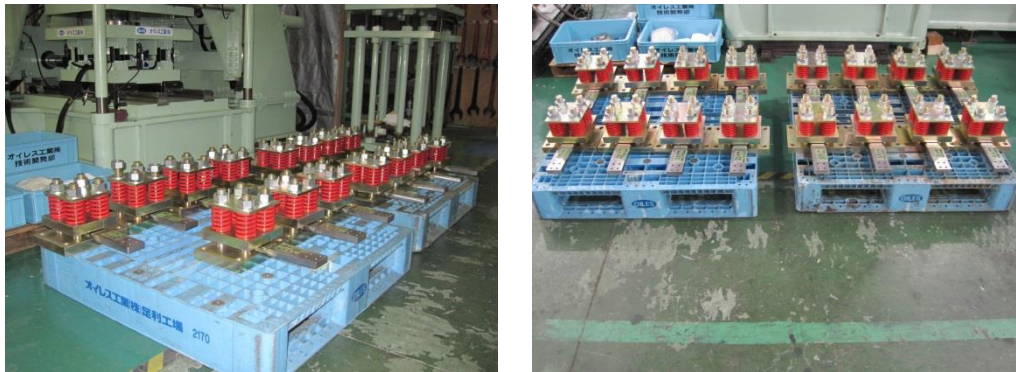
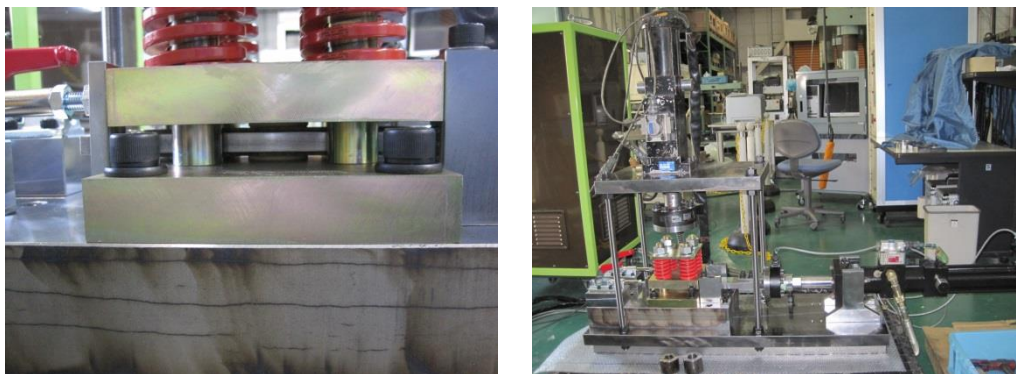


図-4.3.9 動摩擦係数の計測方法

試験実施時の状況を図-4.3.10 に示す。試験体は栃木県足利市のオイレス工業足利事業所内にて暴露する。免震層は同事業所内のゲストハウス棟を使用する。積層ゴム支承が地上レベルに設置された所謂ピット形式でない建物（図-4.3.10 左下）であり、一般的な免震層内よりも外部劣化因子の遮蔽性に劣るため、安全側の試験結果が得られるものと考えられる。



試験体・加力治具の外観



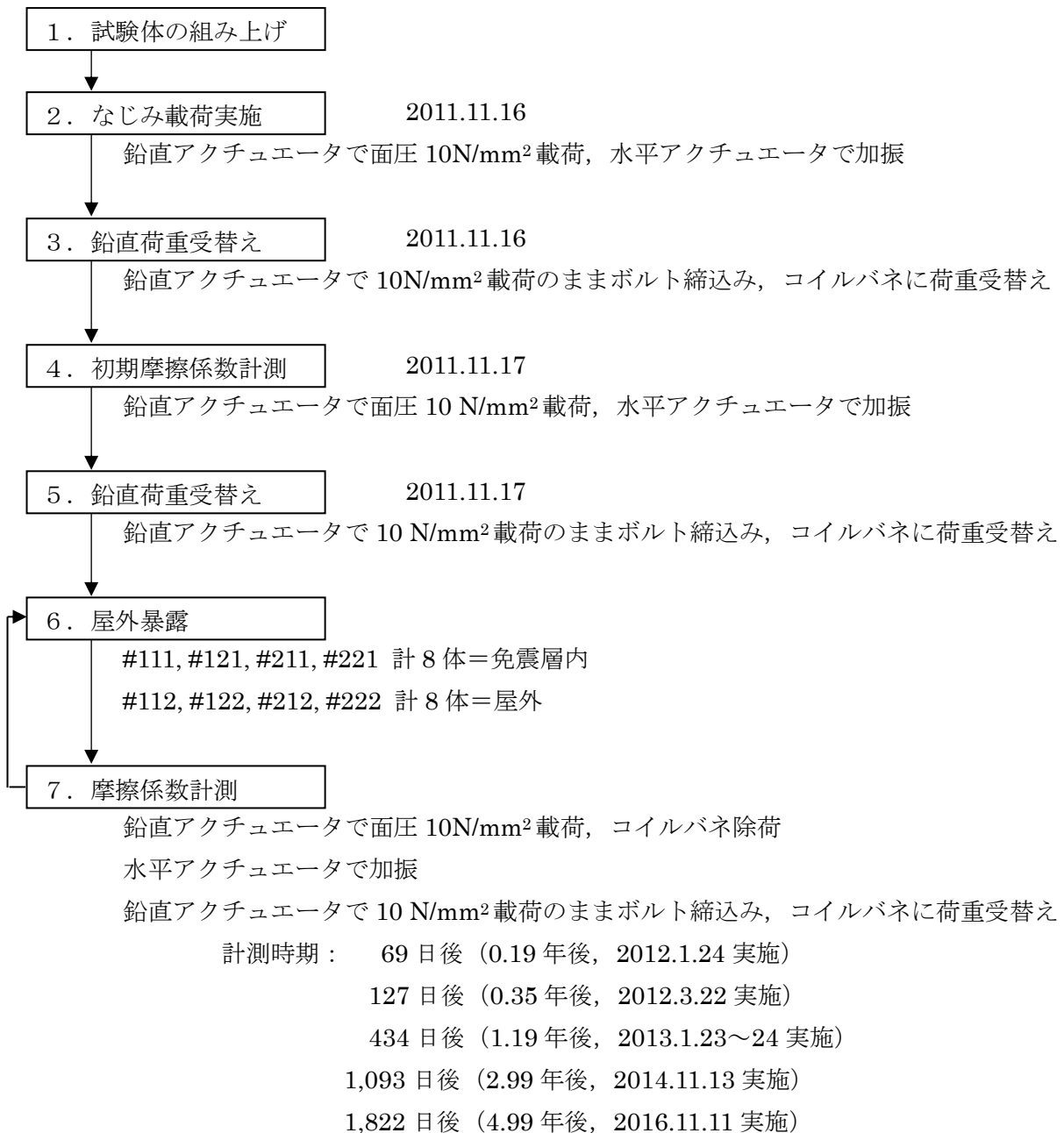
動摩擦係数の計測状況



屋外暴露状況（左：免震層 右：完全屋外）

図-4.3.10 試験の実施状況

試験の実施手順と日程は以下の通りである。まず、すべり材とすべり板をなじませるため、加力治具に取り付けたすべり機構試験体2組に 10N/mm^2 相当の鉛直荷重を行った上で水平方向に4加振×2回の荷重を行う。その後、鉛直荷重を除荷することなくコイルばねに荷重を移設して1日間放置した後に加振を行って μ_d の初期値を計測する。同様に、鉛直荷重を除荷することなくそれぞれ屋外暴露69日後、127日後、434日後、1,093日後、1,822日後に加振を行う。 μ_d は1加振目の負切片値および2加振目の正切片値の絶対値の平均とする。



なお、別途実施した試験によって両すべり機構 μ_d の温度依存性が評価されている^{45), 46)}。本試験では、 μ_d 計測時の実験室雰囲気温度 ($T^{\circ}\text{C}$) が時期により大きく異なっているため、各計測データに式(4.3.1)、式(4.3.2)による温度補正を掛け、全て 20°C における値に変換する。

$$\text{PTFE-A : } \mu(20^{\circ}\text{C}) = \mu(T^{\circ}\text{C}) / (1.05 - 2.5 \times 10^{-3}T) \quad \dots(4.3.1)$$

$$\text{TPR-A : } \mu(20^{\circ}\text{C}) = \mu(T^{\circ}\text{C}) \times \exp\{0.0158(T-20)\} \quad \dots(4.3.2)$$

さらに、 μ_d 計測時に実際に載荷された鉛直荷重 N は実験毎に僅かに異なるため、2.3.2 項で求めた評価式の定数 β を用い、式(4.3.3)、式(4.3.4)を用いた面圧補正を行って全て 10N/mm^2 における値に変換する。 $N(\text{kN})$ は μ_d 計測時（荷重切片通過時）の実測値を用いるものとする。

$$\text{PTFE-A : } \mu(10\text{N/mm}^2) = \mu(N) \times (11.34 / N)^{0.42} \quad \dots(4.3.3)$$

$$\text{TPR-A : } \mu(10\text{N/mm}^2) = \mu(N) \times (11.34 / N)^{0.54} \quad \dots(4.3.4)$$

μ_d の経年変化を図-4.3.11、4.3.12 に示す。同一条件の試験体が2体ずつあり、個々のばらつきによって μ_d の値そのものには多少の違いがあるものの、ほぼ同じ傾向を示していることが分かる。

PTFE-A について、 μ_d の初期値に対する経過変化率を図-4.3.13 および表-4.3.5 に示す。すべり板の材種および暴露環境による顕著な違いは見られず、概ね同様の傾向を示す。 μ_d は初期値に対して69日後+5～+10%、127日後+3～+10%、434日後+7～+13%程度と経過日数とともに徐々に値が大きくなるが、1,093日後+6～+10%程度、1,822日後+10～+14%程度と434日後から大きな変化はなく、 μ_d が概ね安定域に達したように見受けられる。TPR-A について、 μ_d の初期値に対する経過変化率を図-4.3.14 および表-4.3.6 に示す。すべり板の材種および暴露環境によるばらつきが大きく、明確な傾向を読み取ることができない。 μ_d の初期値に対する変化率は全般にPTFE-A に比べて大きく、特に屋外に設置した試験体は69日後+16～+24%、127日後+12～+20%、434日後+20～+53%、1,093日後+37～+59%、1,822日後+40～+55%と経年に伴って単調増加し、かつ非常に大きな値を示す。以上の結果より、FSLRB に用いるすべり材として、 μ_d の長期安定性に優れるPTFE-Aの方がTPR-Aよりも適しているものと判断する。

PTFE-A について、屋外暴露1日後、69日後、127日後、434日後、1,093日後、1,822日後の水平履歴を図-4.3.15～4.3.22 に示す。履歴は温度・面圧補正を行っていない生データ、各図左上に示す μ_d は温度・面圧補正を掛けた後のものである。屋外暴露の影響はほとんど見られず、安定した矩形の履歴形状を維持することが確認できる。

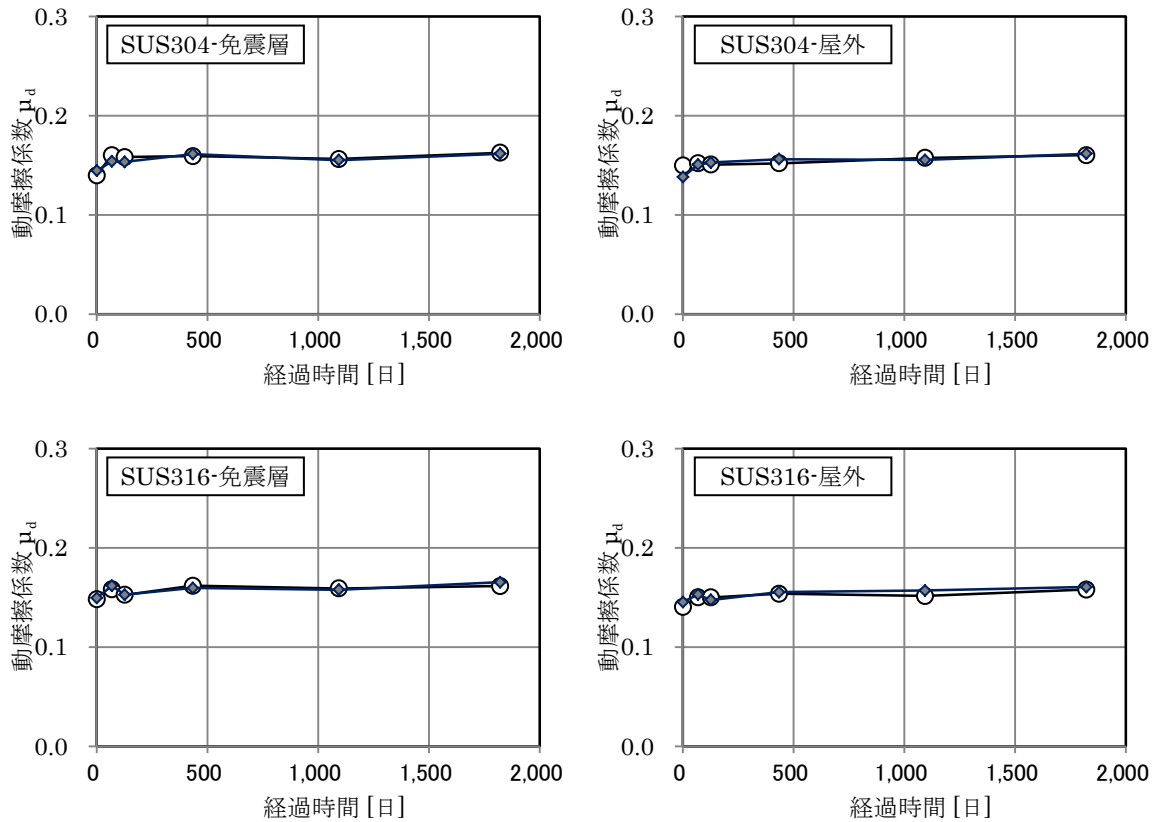


図-4.3.11 動摩擦係数の経年変化 (PTFE-A)

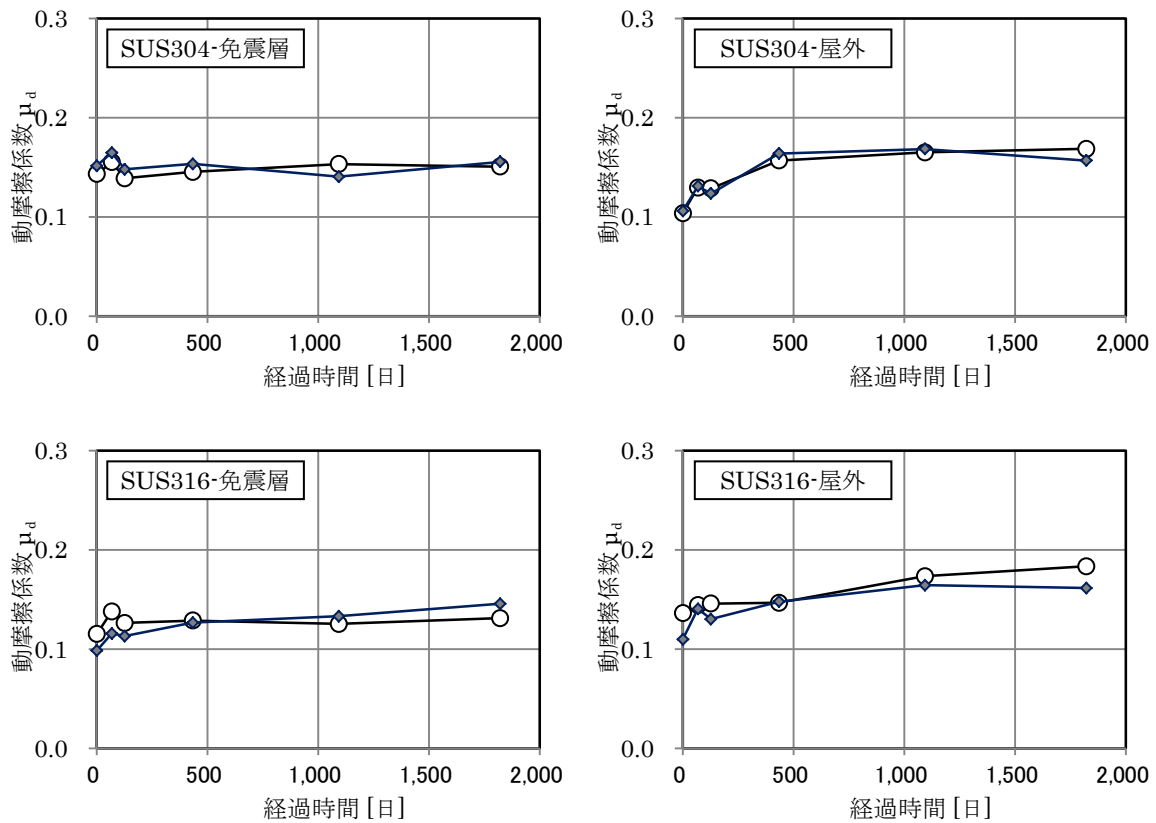


図-4.3.12 動摩擦係数の経年変化 (TPR-A)

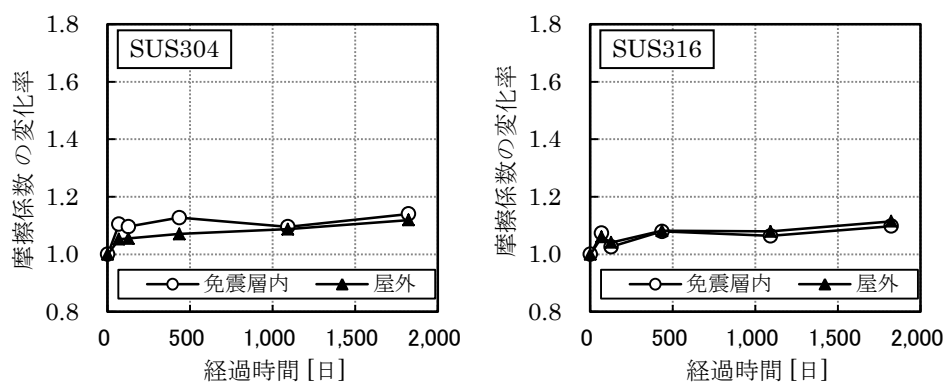


図-4.3.13 動摩擦係数の経年変化率 (PTFE-A)

表-4.3.5 動摩擦係数の経年変化 (PTFE-A)

		初期値 (1日後)	69日後	127日後	434日後	1,093日後	1,822日後
SUS304 免震層	ave μ_d (2体平均)	0.142	0.157	0.156	0.160	0.156	0.162
	初期値に対する変化率	—	+10%	+10%	+13%	+10%	+14%
	試験体温度 (2体平均, 参考)	16.3℃	7.4℃	10.5℃	9.8℃	17.8℃	14.8℃
SUS304 屋外	ave μ_d (2体平均)	0.144	0.151	0.152	0.154	0.156	0.161
	初期値に対する変化率	—	+5%	+5%	+7%	+9%	+12%
	試験体温度 (2体平均, 参考)	16.3℃	6.5℃	10.9℃	9.6℃	18.0℃	14.7℃
SUS316 免震層	ave μ_d (2体平均)	0.149	0.160	0.153	0.161	0.158	0.163
	初期値に対する変化率	—	+7%	+3%	+8%	+6%	+10%
	試験体温度 (2体平均, 参考)	16.9℃	7.2℃	10.8℃	9.5℃	17.9℃	15.0℃
SUS316 屋外	ave μ_d (2体平均)	0.143	0.152	0.149	0.155	0.154	0.159
	初期値に対する変化率	—	+6%	+4%	+8%	+8%	+11%
	試験体温度 (2体平均, 参考)	17.4℃	7.0℃	11.2℃	9.5℃	18.1℃	14.7℃

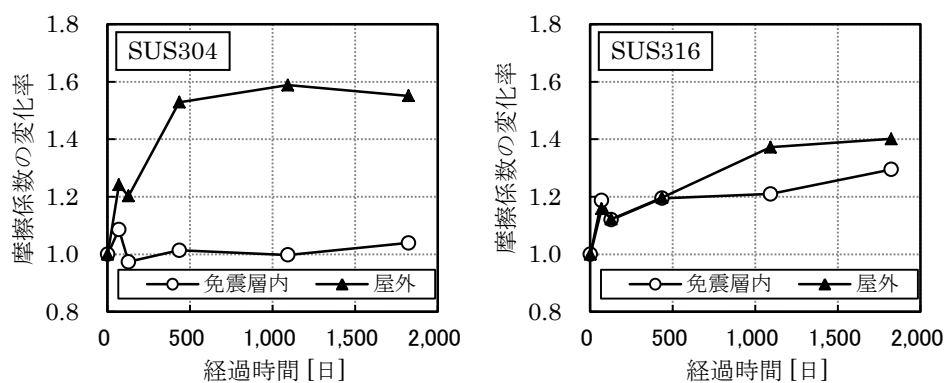


図-4.3.14 動摩擦係数の経年変化率 (TPR-A)

表-4.3.6 動摩擦係数の経年変化 (TPR-A)

		初期値 (1日後)	69日後	127日後	434日後	1,093日後	1,822日後
SUS304 免震層	ave μ_d (2体平均)	0.147	0.160	0.144	0.149	0.147	0.153
	初期値に対する変化率	—	+ 9%	— 3%	+ 1%	± 0%	+ 4%
	試験体温度 (2体平均, 参考)	17.5℃	7.4℃	9.3℃	10.6℃	16.2℃	14.1℃
SUS304 屋外	ave μ_d (2体平均)	0.105	0.130	0.126	0.161	0.167	0.163
	初期値に対する変化率	—	+ 24%	+ 20%	+ 53%	+ 59%	+ 55%
	試験体温度 (2体平均, 参考)	16.3℃	6.5℃	10.9℃	9.6℃	18.0℃	14.7℃
SUS316 免震層	ave μ_d (2体平均)	0.107	0.127	0.120	0.128	0.129	0.138
	初期値に対する変化率	—	+ 19%	+ 12%	+ 19%	+ 21%	+ 29%
	試験体温度 (2体平均, 参考)	18.1℃	7.4℃	9.7℃	11.2℃	16.6℃	14.2℃
SUS316 屋外	ave μ_d (2体平均)	0.123	0.143	0.138	0.147	0.169	0.173
	初期値に対する変化率	—	+ 16%	+ 12%	+ 20%	+ 37%	+ 40%
	試験体温度 (2体平均, 参考)	17.9℃	7.7℃	10.4℃	9.5℃	17.4℃	14.1℃

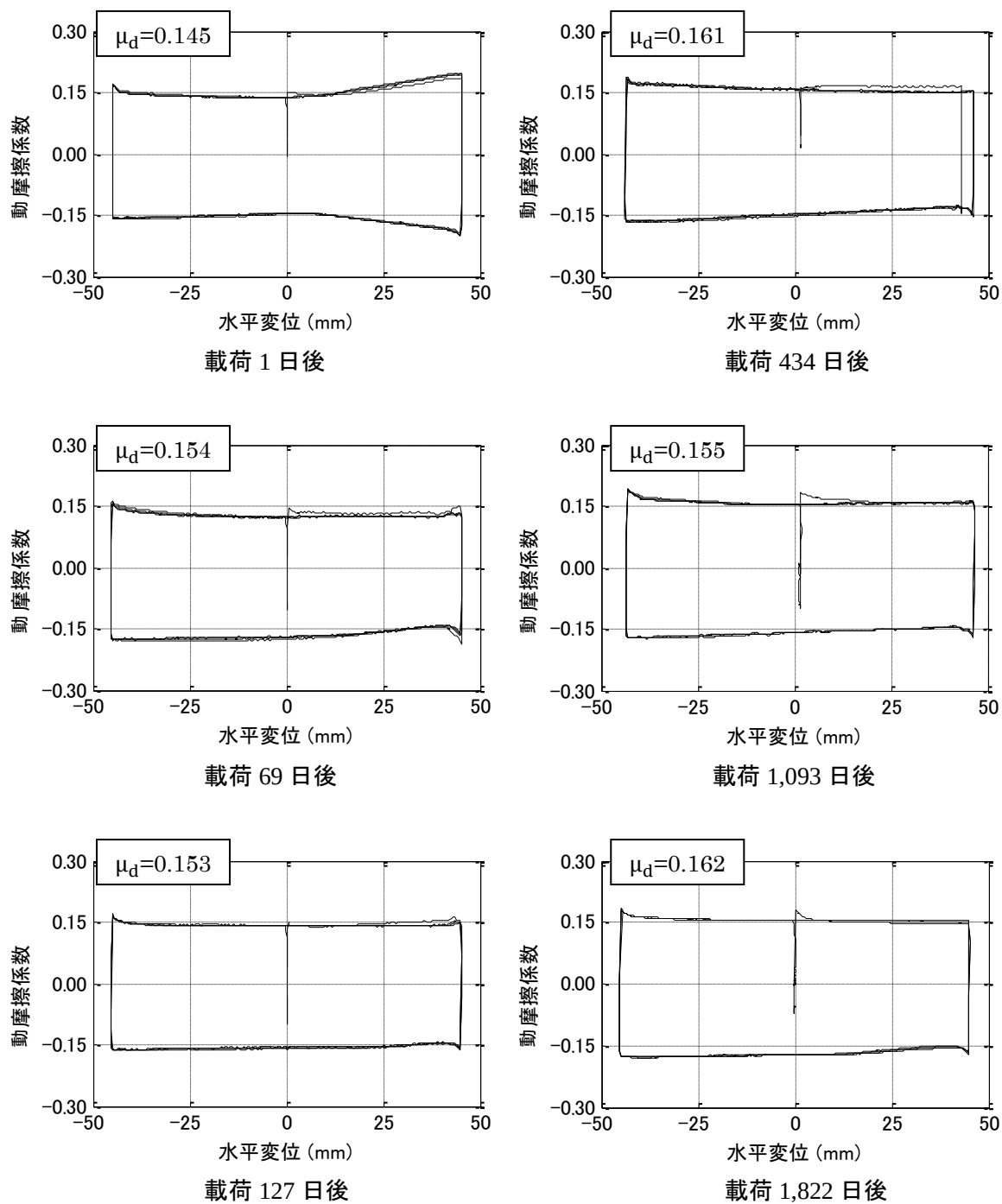


図-4.3.15 #111-1 (PTFE-A-SUS304-免震層) の水平履歴

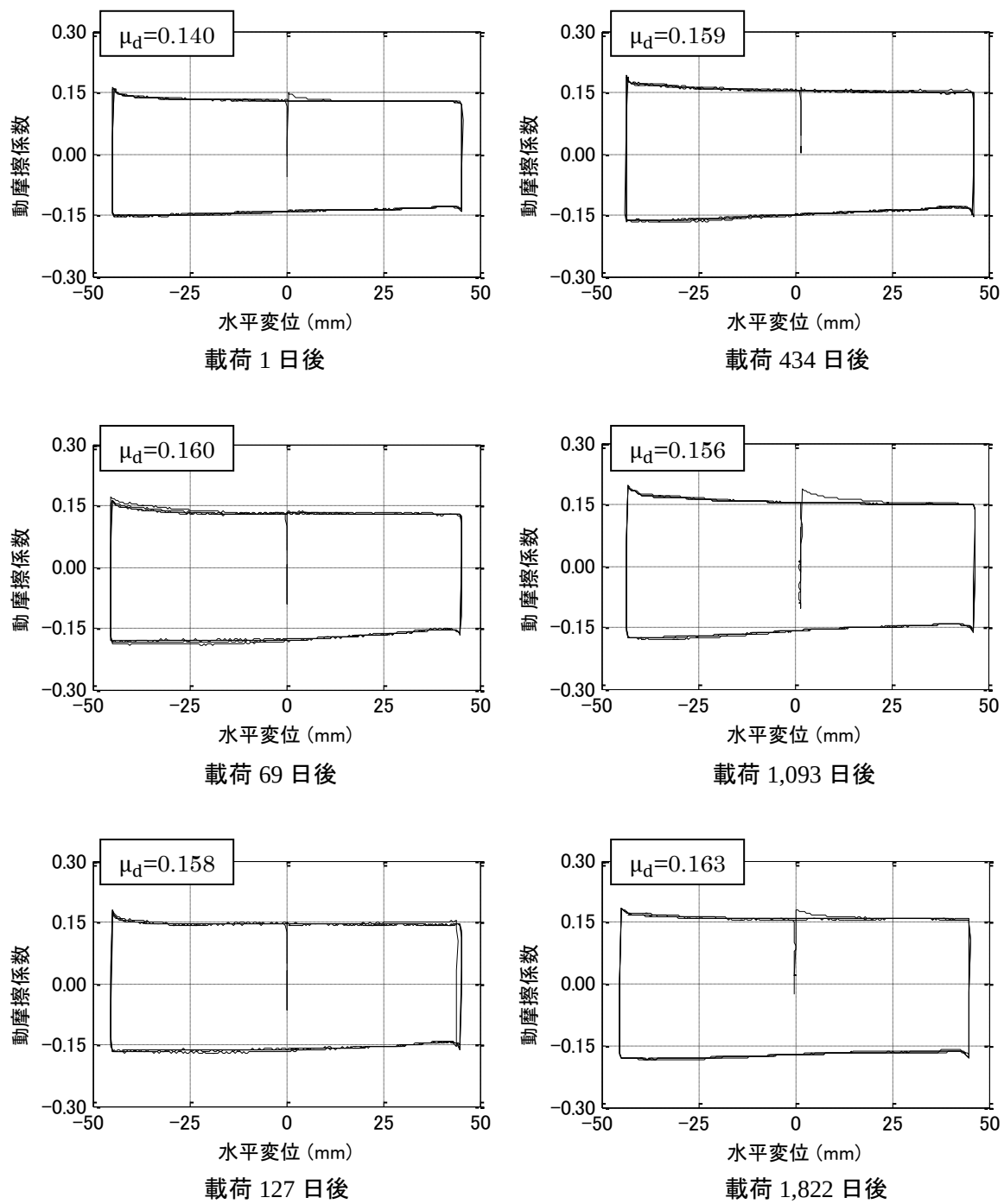


図-4.3.16 #111-2 (PTFE-A-SUS304-免震層) の水平履歴

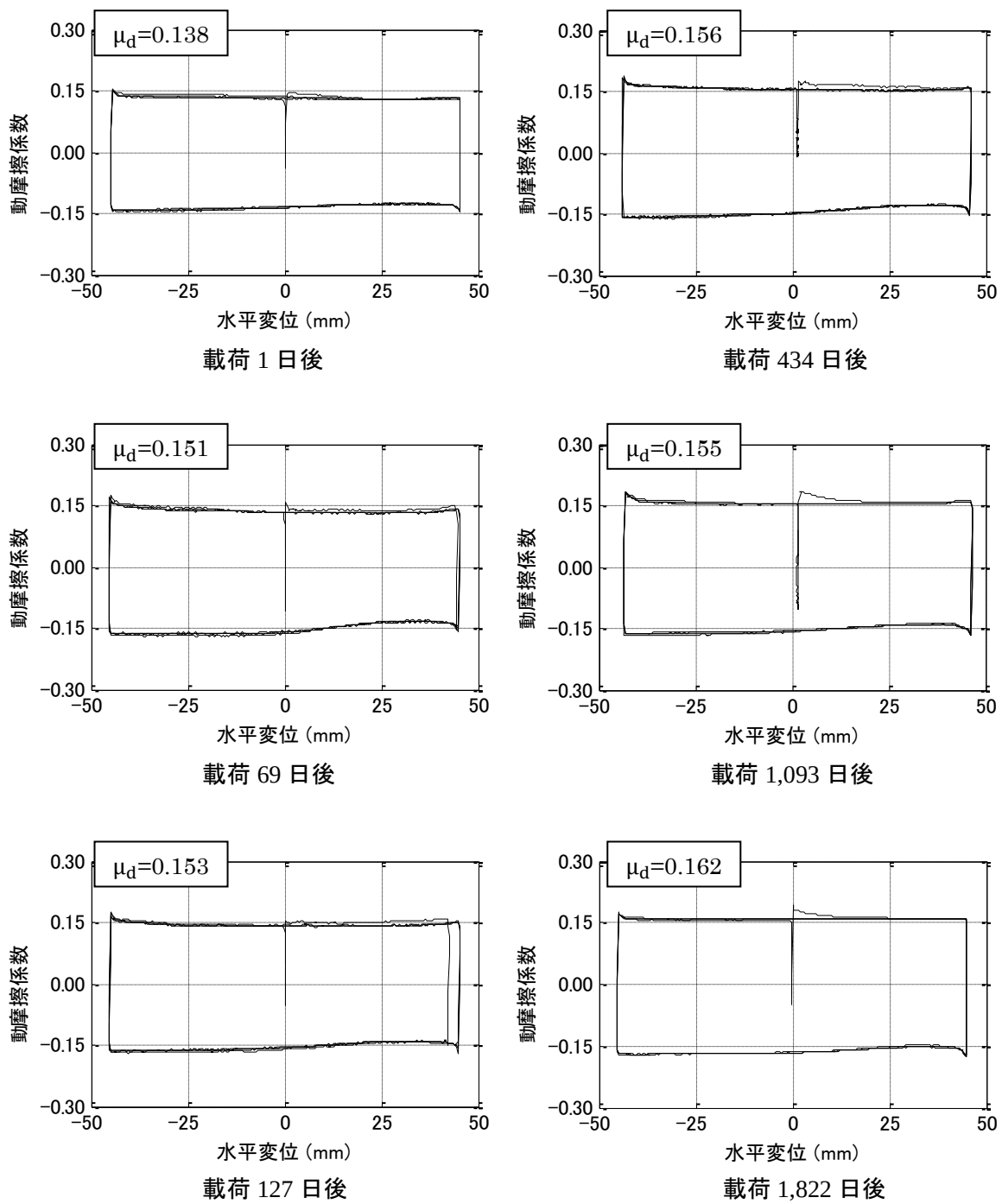


図-4.3.17 #112-1 (PTFE-A-SUS304-屋外) の水平履歴

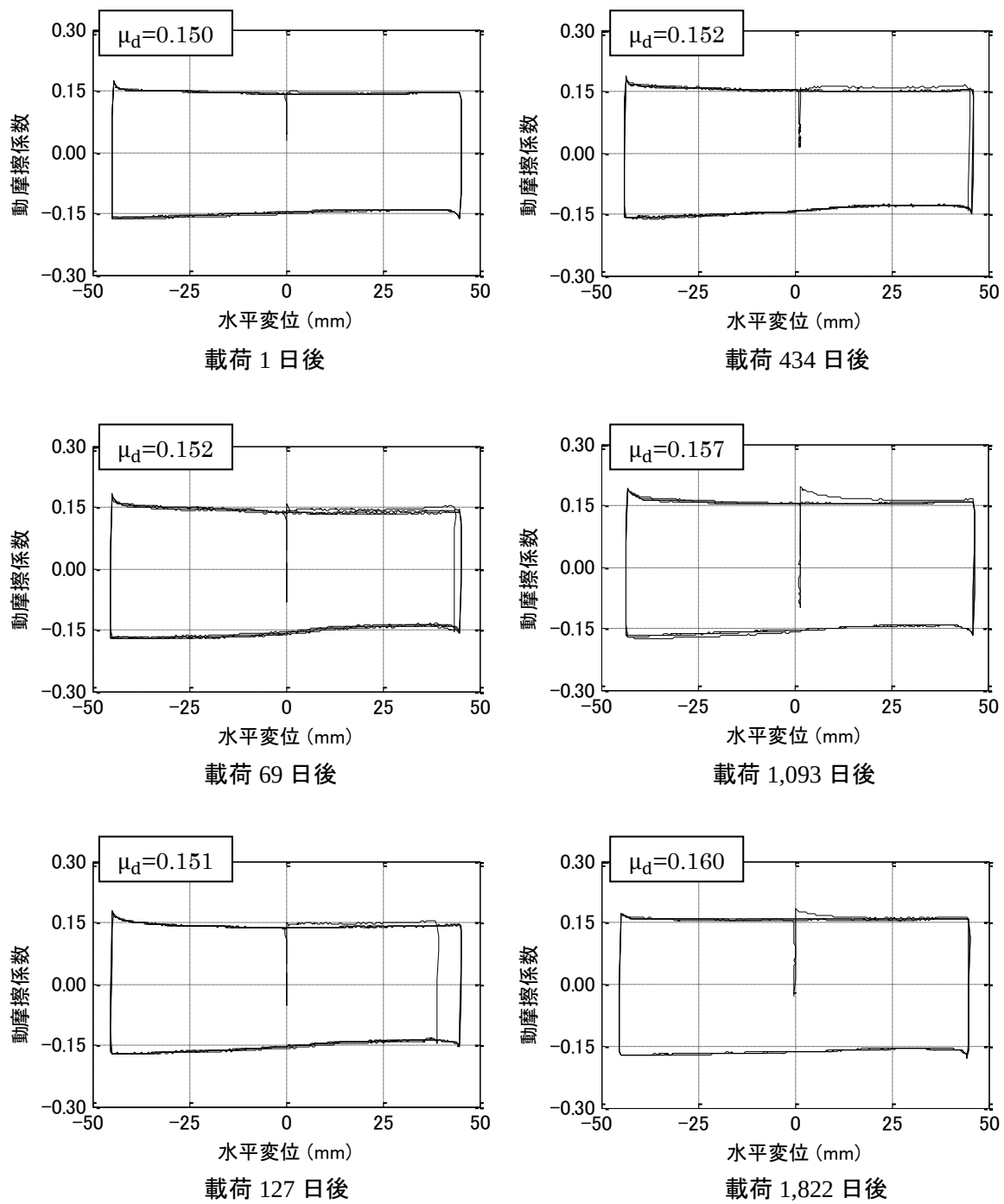


図-4.3.18 #112-2 (PTFE-A-SUS304-屋外) の水平履歴

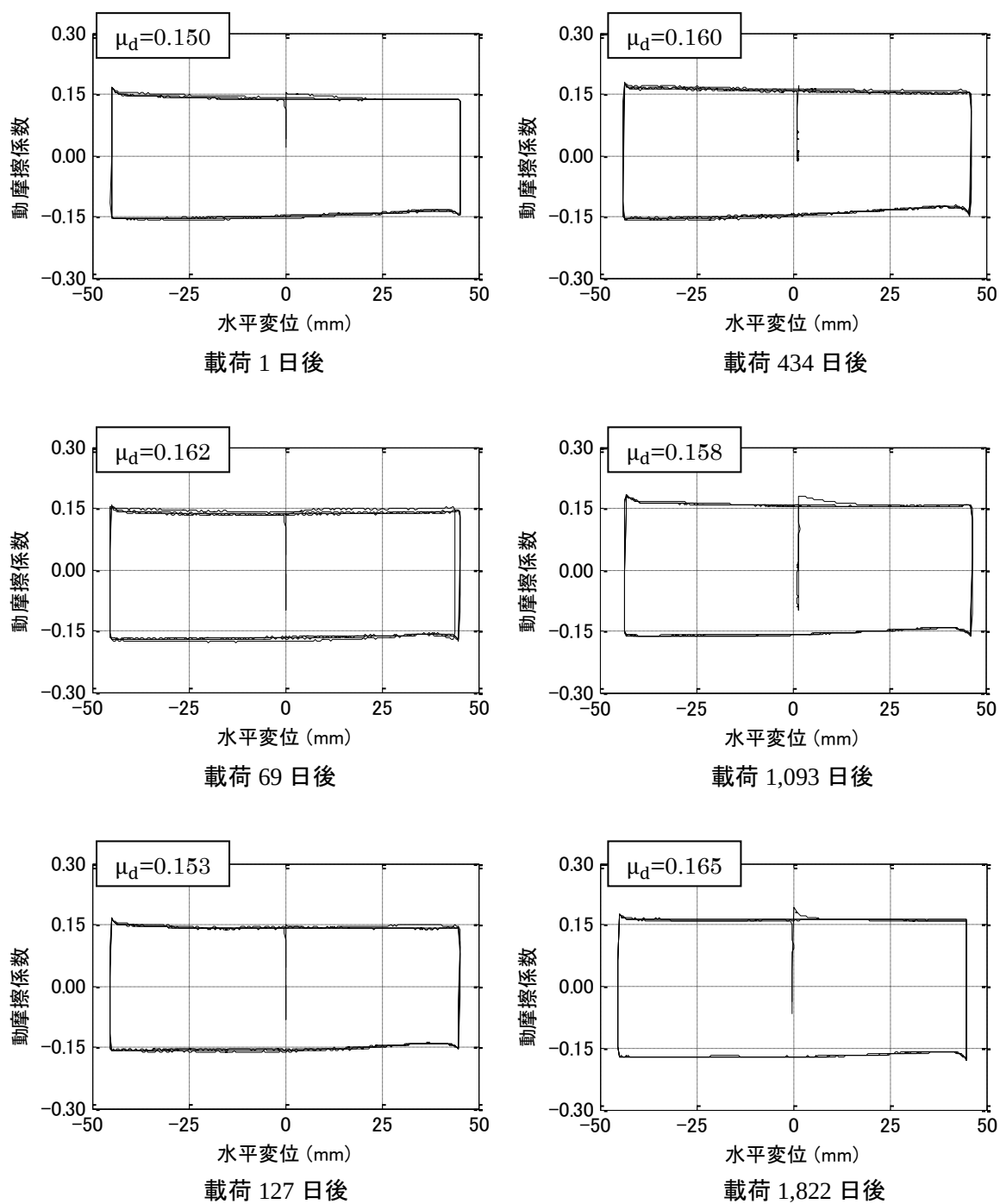


図-4.3.19 #121-1 (PTFE-A-SUS316-免震層) の水平履歴

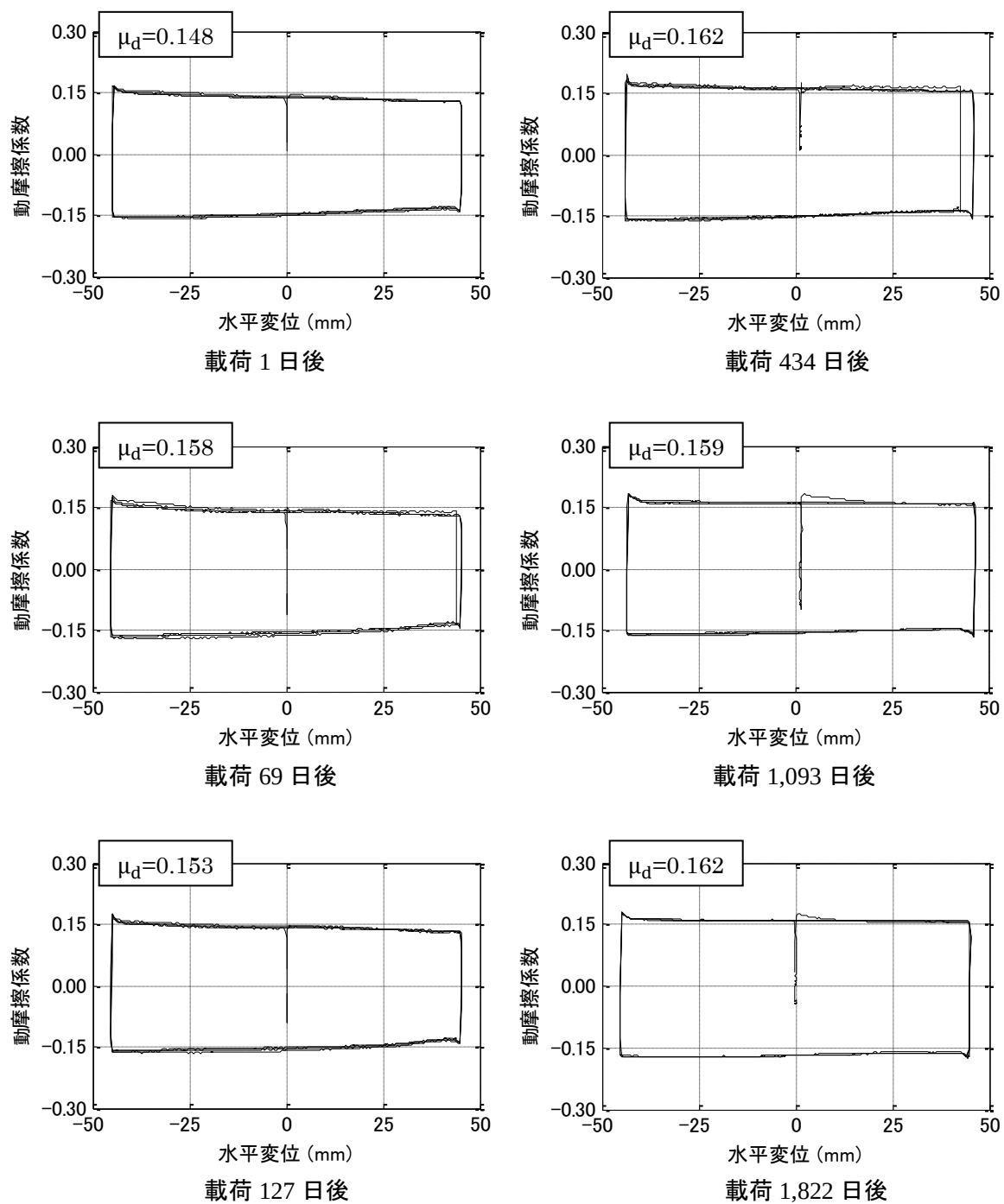


図-4.3.20 #121-2 (PTFE-A-SUS316-免震層) の水平履歴

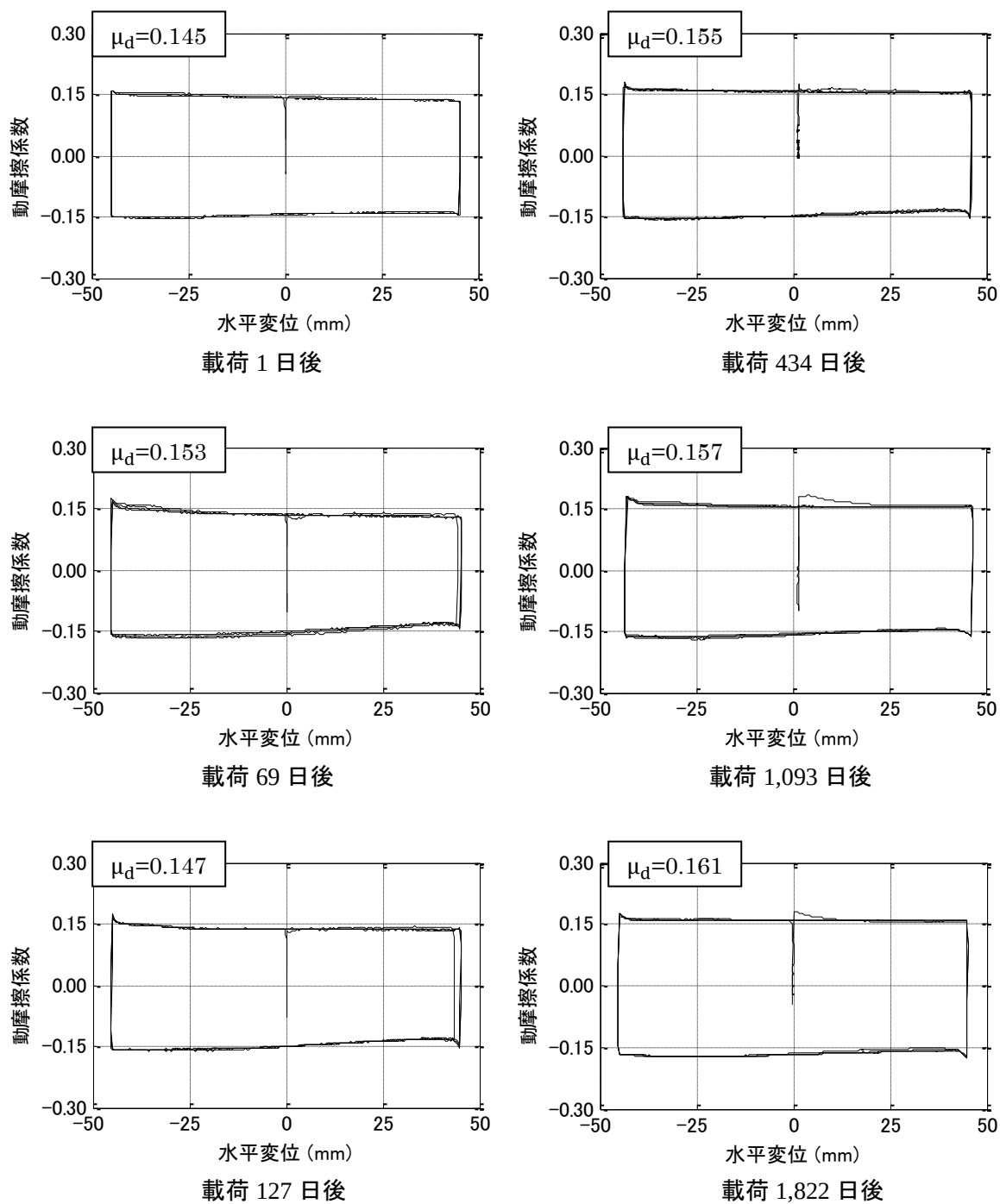


図-4.3.21 #122-1 (PTFE-A-SUS316・屋外) の水平履歴

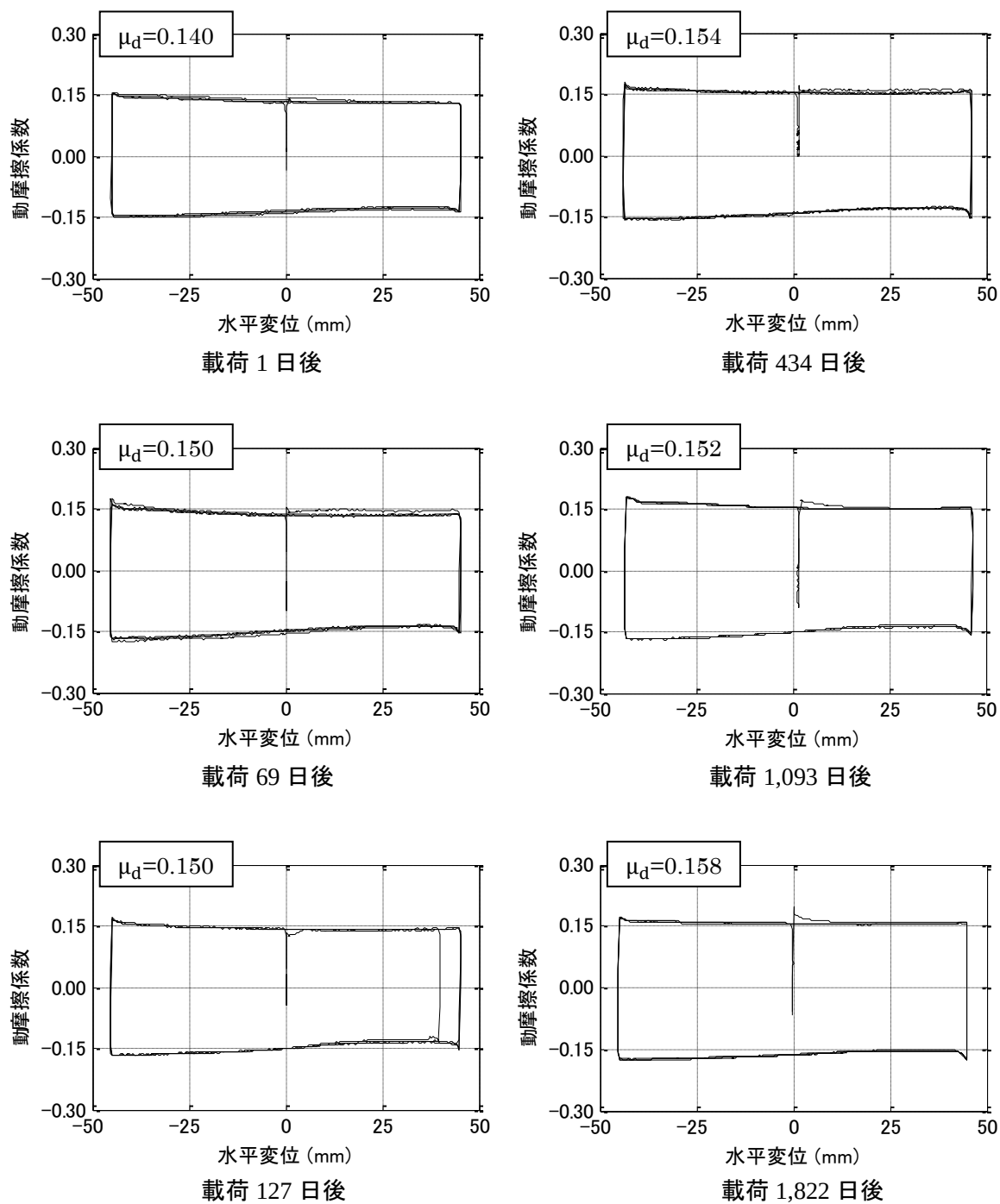


図-4.3.22 #122-2 (PTFE-A-SUS316-屋外) の水平履歴

4.3.3.2 耐塩水性試験

試験の概要を図-4.3.23 に示す。 Φ -40mm すべり材と $\square$ -200mm $\times$ 50mm すべり板を組み合わせたすべり機構部について、まず μ_d の初期値を計測する。次にすべり材とすべり板を重ねて治具で固定した状態で複合サイクル腐食試験機内に設置する。JIS K 5600-7-9 サイクル D に則って塩水噴霧複合サイクル試験を施し、120 回（30 日）経過時点で半数の試験体、240 回（60 日）経過時点で残りの試験体を取り出し、それぞれ μ_d を計測する。すべり材は 2.3.2 項の最適摩擦材選定過程において最終候補に残った PTFE-A および TPR-A の 2 種類である。すべり板は SUS304, SUS316 の 2 種類を用いる。塩水サイクル噴霧時のすべり機構固定治具、および μ_d 計測時の加力治具をそれぞれ図-4.3.24, 4.3.25 に、試験パラメータと試験体数、加振条件、計測項目を表-4.3.7 ~4.3.9 に示す。 μ_d の計測は栃木県足利市のオイレス工業足利事業所内にて実施、塩水噴霧複合サイクル試験は千葉県千葉市の J F E テクノリサーチにて実施する。使用する塩水噴霧複合サイクル試験装置はスガ試験機製の CCT-1L である。また、試験の実施状況を図-4.3.26 に示す。

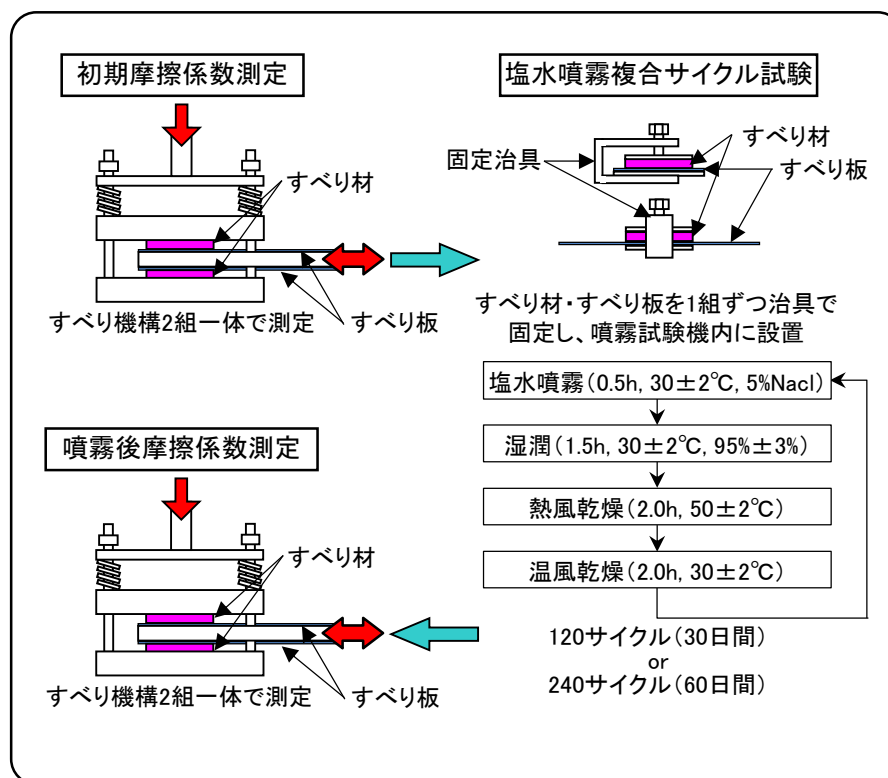


図-4.3.23 耐塩水性試験の概要

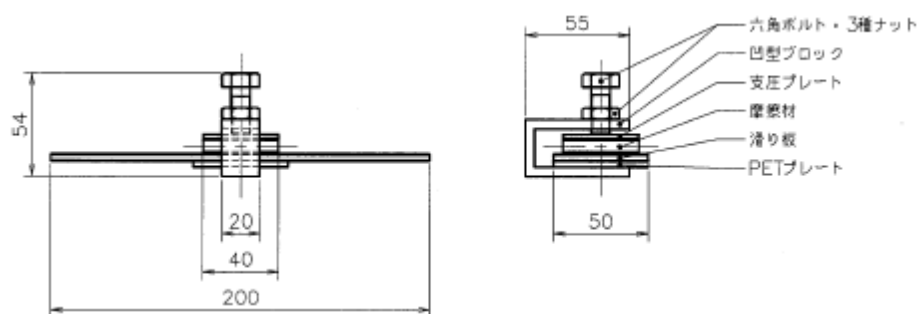


図-4.3.24 塩水サイクル噴霧時の固定治具

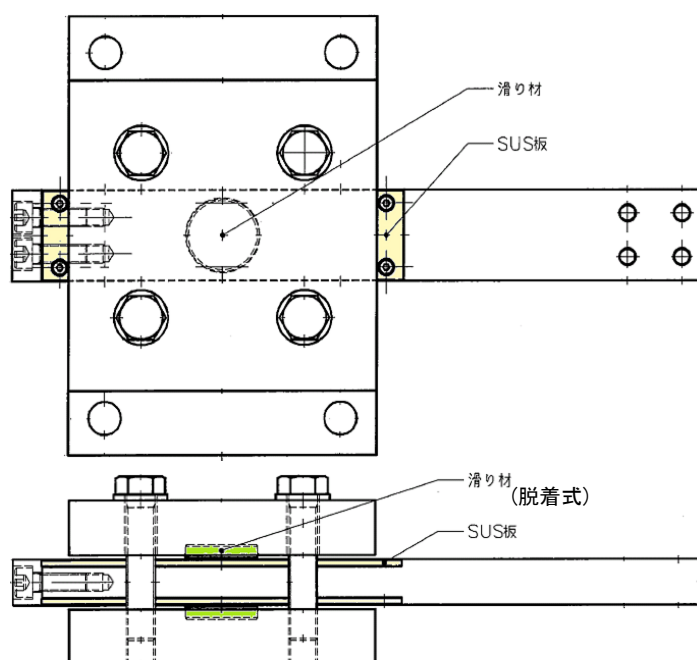


図-4.3.25 摩擦係数の計測治具

表-4.3.7 試験パラメータと試験体数

試験体 No.	すべり材	ステンレス板	噴霧日数	試験体数
#111	PTFE-A (1--)	SUS304	120 サイクル (--1)	2 組 4 体 (A+B,C+D)
#112		(-1-)	240 サイクル (--2)	2 組 4 体 (A+B,C+D)
#121		SUS316	120 サイクル (--1)	2 組 4 体 (A+B,C+D)
#122		(-2-)	240 サイクル (--2)	2 組 4 体 (A+B,C+D)
#211	TPR-A (2--)	SUS304	120 サイクル (--1)	2 組 4 体 (A+B,C+D)
#212		(-1-)	240 サイクル (--2)	2 組 4 体 (A+B,C+D)
#221		SUS316	120 サイクル (--1)	2 組 4 体 (A+B,C+D)
#222		(-2-)	240 サイクル (--2)	2 組 4 体 (A+B,C+D)
	・ すべり材	PTFE-A	Φ40×8	16 枚
		TPR-A	Φ40×8	16 枚
	・ すべり板	SUS304[鏡面仕上げ]	□・200×50	16 枚
		SUS316[鏡面仕上げ]	□・200×50	16 枚
	・ 摩擦計測治具	SS400		1 体

表-4.3.8 加振条件

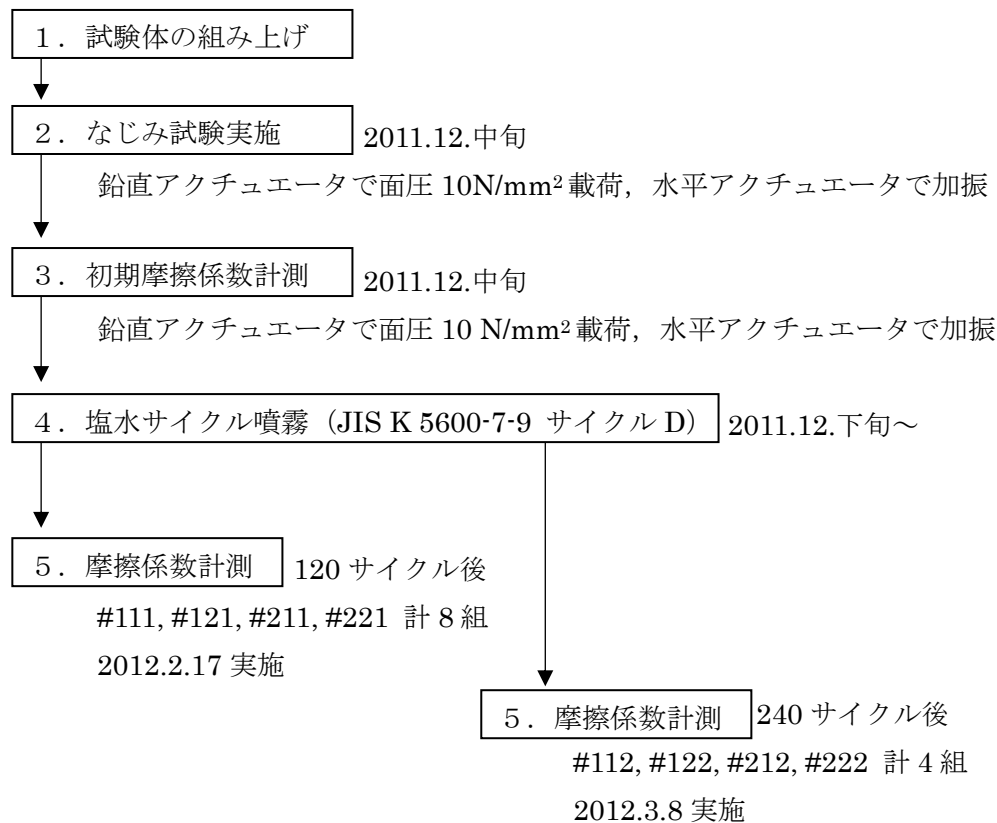
面圧	鉛直荷重	水平振幅	水平速度	加振周期	加振波	加振回数
10 N/mm ²	11.34kN	±45mm	15mm/s	12s	三角波	4 回

表-4.3.9 計測項目

計測項目	計測器
鉛直荷重	ロードセル
鉛直変位	変位計
水平荷重	ロードセル
水平変位	変位計
雰囲気温度	温度計

はじめにすべり材とすべり板をなじませるため、面圧 10N/mm² 載荷状態で 12 加振の試験を行う。初期および塩水噴霧後の μ_d は 4 加振中 1 加振目の負切片値と 2 加振目の正切片値の絶対値平均とする。 μ_d 計測時の試験体温度が時期により異なるため、計測データに式(4.3.1), (4.3.2)の温度補正を掛け、全て 20℃における値に変換する。さらに、 μ_d の評価式(4.3.3), (4.3.4)による面圧補正を行い、全て 10N/mm²における値に変換する。

具体的な試験の手順は以下の通り、実施時期は 2011 年 12 月から 2012 年 3 月である。





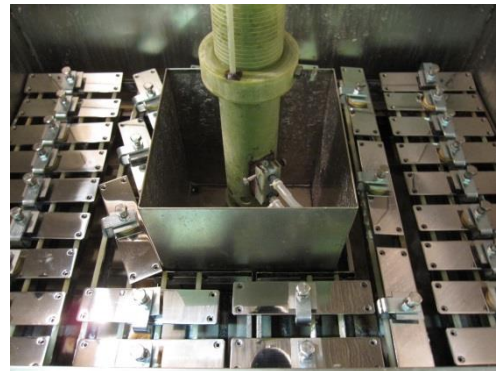
初期値計測前の試験片



初期値計測状況



治具で固定した試験片



塩水サイクル噴霧状況



塩水噴霧 120 サイクル終了時の試験片



塩水噴霧 240 サイクル終了時の試験片

図-4.3.26 試験の実施状況

塩水噴霧 120 サイクル、240 サイクル後の μ_d の初期値に対する変化率を図-4.3.27 に示す。本試験では、塩水噴霧 120 サイクルと 240 サイクルを付与した試験体が別の個体であるため、変化率はそれぞれの試験ケースにおける初期値からの値であることに注意を要する。PTFE-A は塩水噴霧による μ_d の変化がほとんど見られず、すべり板の種類および噴霧サイクル数の違いによる有意な差も見られない。240 サイクル噴霧後でも変化率は $\pm 5\%$ 程度である。一方、TPR-A は塩水噴霧サイクル数とともに μ_d が単調増加し、変化率は $+50\%$ 程度にまで至っている。以上の結果より、FSLRB に用いるすべり材は摩擦特性の耐塩水性に優れる PTFE-A の方が TPR-A よりも適しているものと判断する。

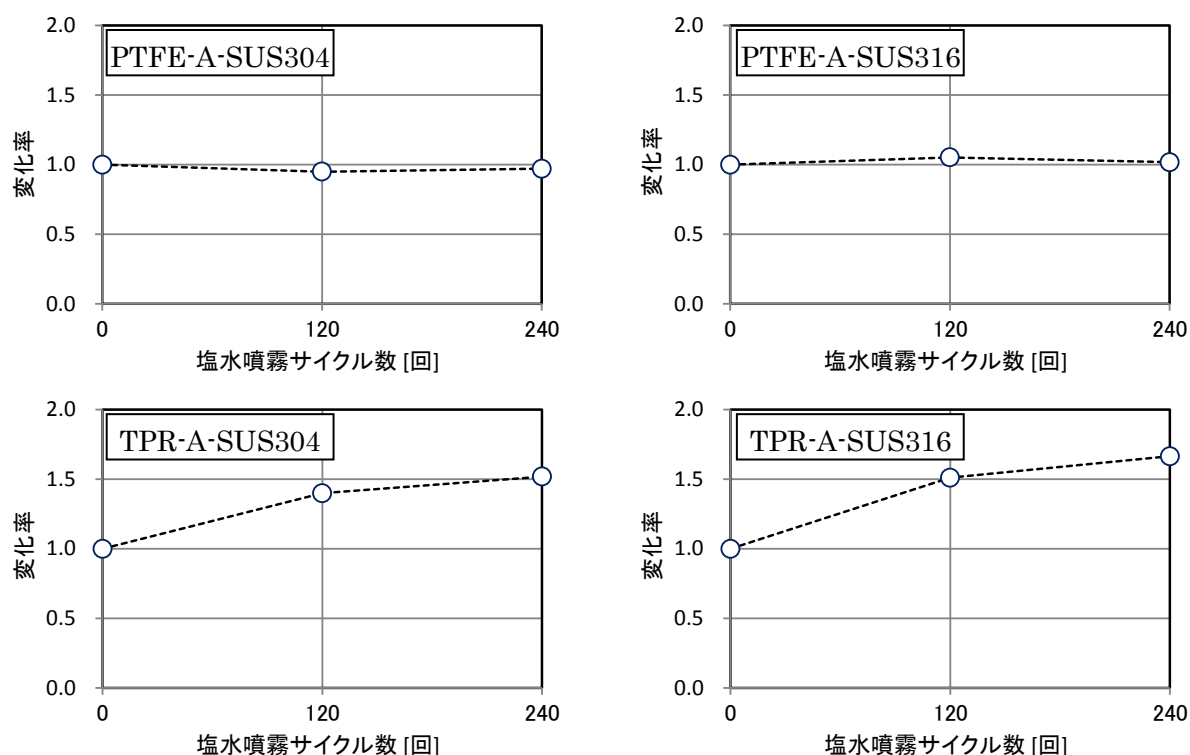


図-4.3.27 塩水サイクル噴霧による摩擦係数の変化率

PTFE-A について、塩水噴霧前後の水平履歴を図-4.3.28～4.3.31 に示す。履歴は温度・面圧補正を行っていない生データ、各図左上に示す μ_d は温度・面圧補正を掛けた後のものである。塩水噴霧後も安定した矩形の履歴を描いており、またすべり板やサイクル数の違いによる有意な差も見られない。同様に PTFE-A について、各試験体の外観を図-4.3.32～4.3.35 に示す。全ての試験体ですべり板の表面に塩分と見られる白い粉体が凝固している。すべり材に目立った変化は見られないが、すべり材とすべり板の接触面には一部で錆が確認できる。固定治具からの錆汁の浸入により、鉄粉を介在した隙間腐食が生じたことによるものである。

以上より、PTFE-A を用いる FSLRB のすべり機構部は、塩水噴霧を施しても摩擦特性にほとんど変化が現れないものと考えてよさそうである。実用上は、すべり面にカバーを設置して塩水分の浸入を防止することにより、さらなる耐塩水性の向上が可能である。

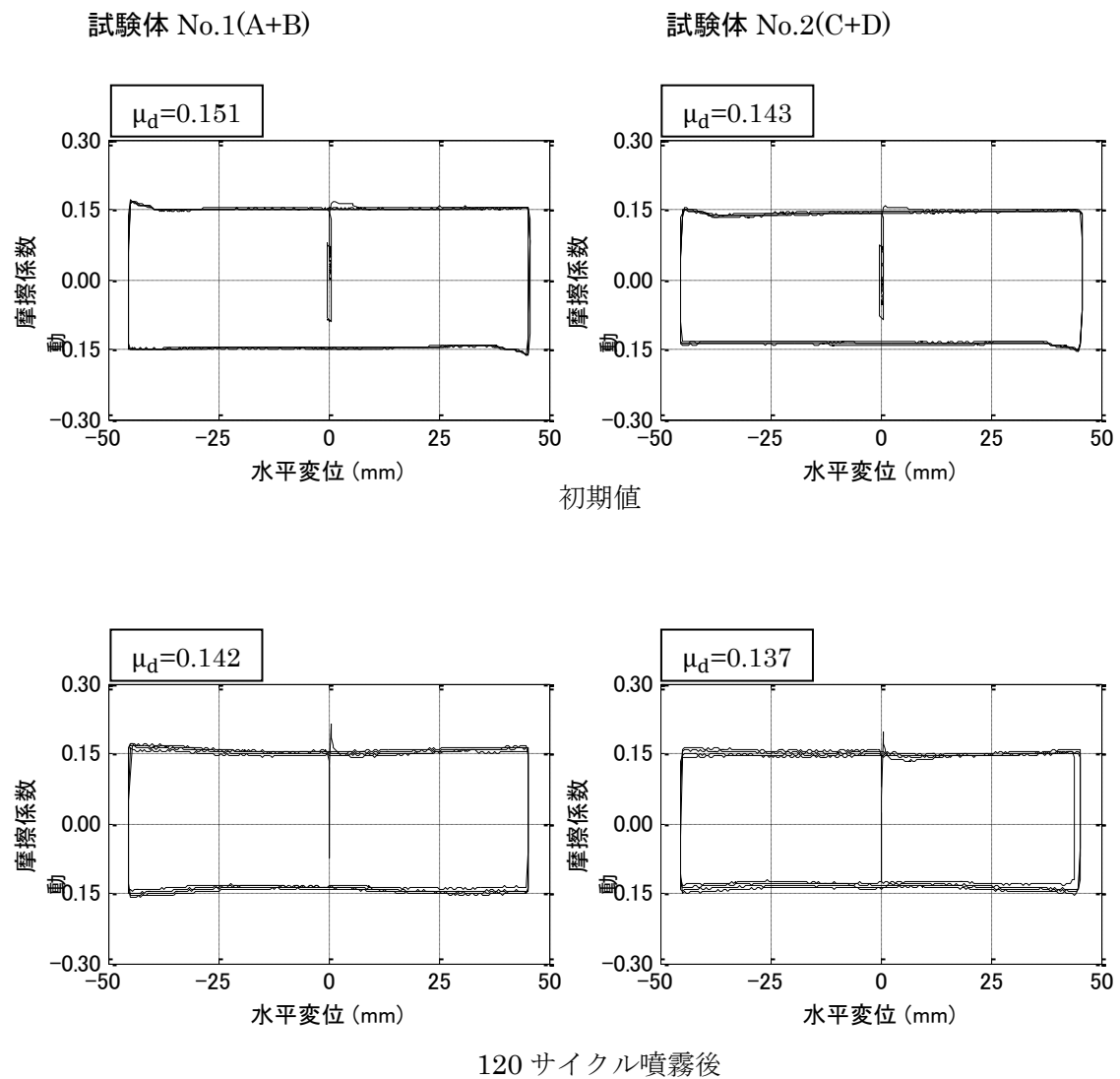


図-4.3.28 #111(PTFE-A-SUS304-120 サイクル噴霧)の水平履歴

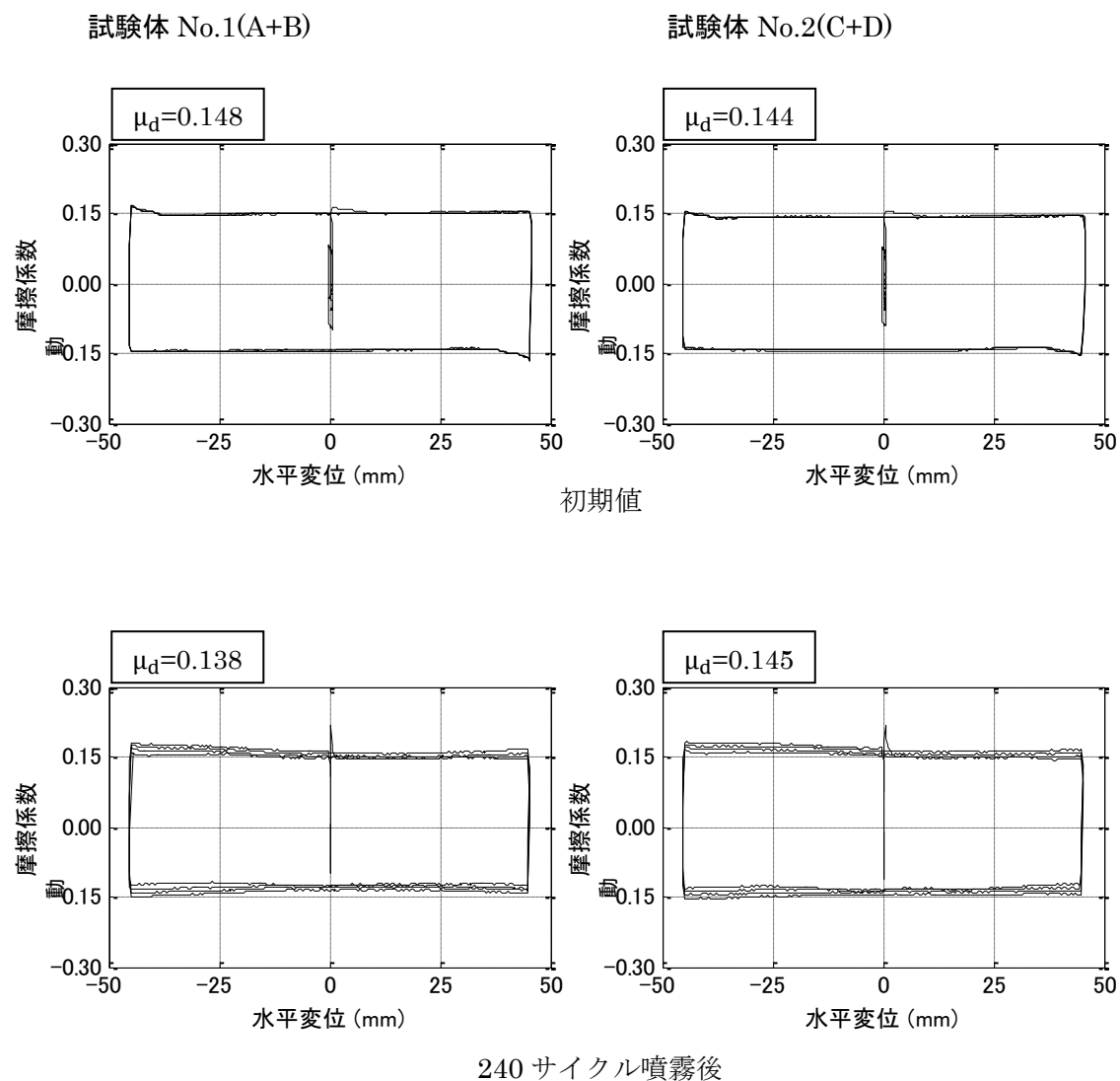


図-4.3.29 #112(PTFE-A-SUS304-240 サイクル噴霧)の水平履歴

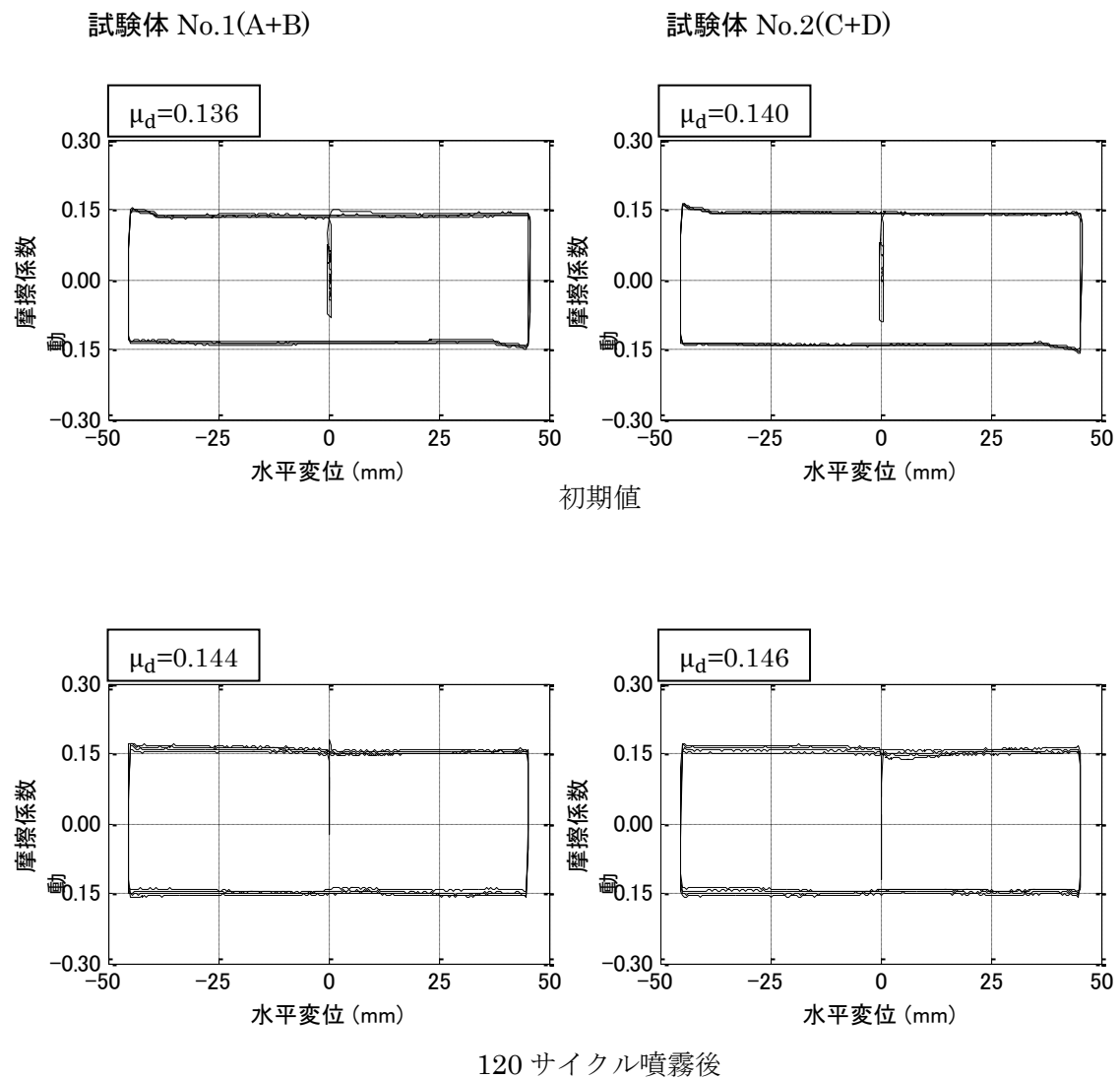


図-4.3.30 #121(PTFE-A-SUS316-120 サイクル噴霧)の水平履歴

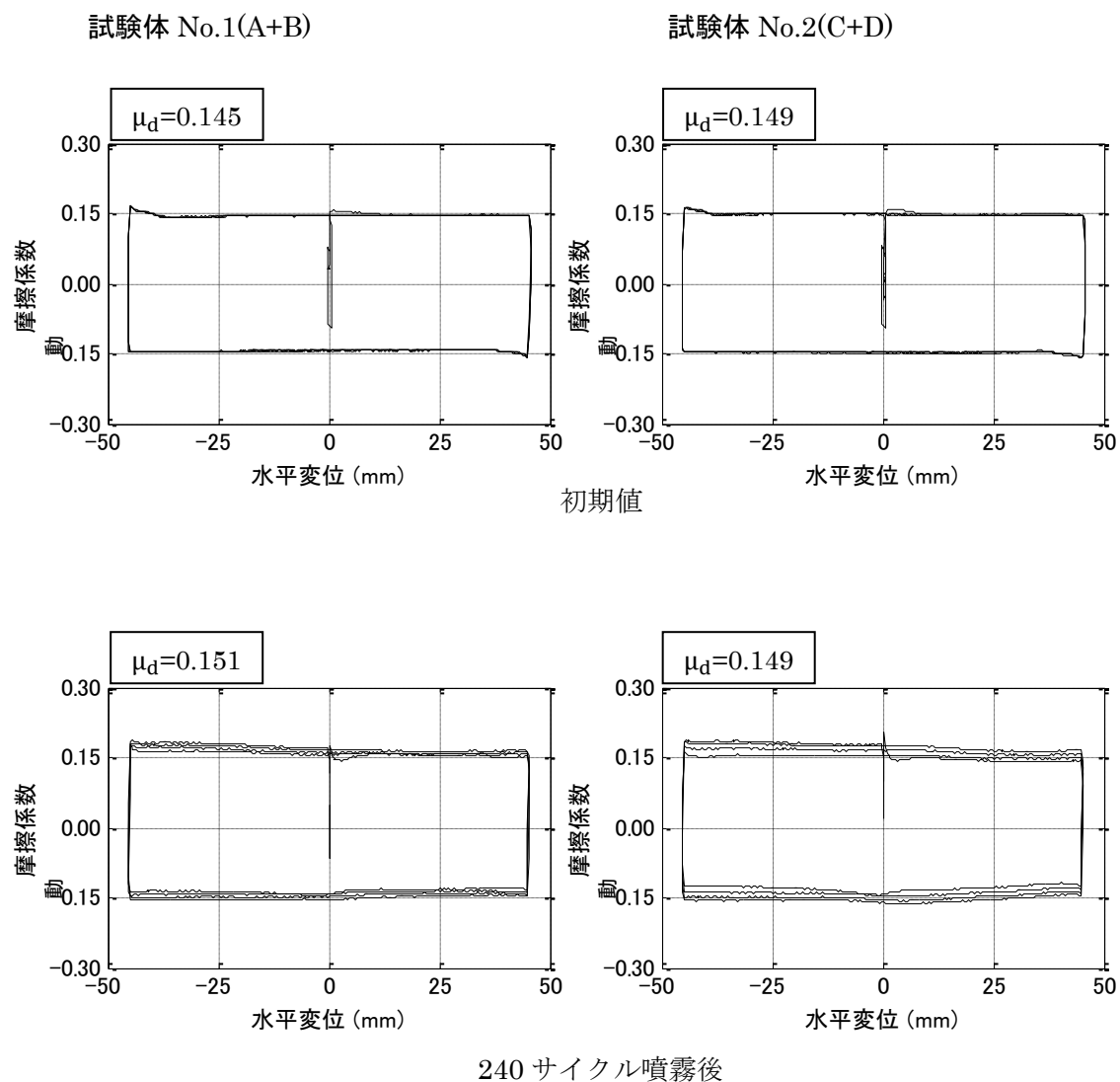


図-4.3.31 #122(PTFE-A-SUS316-240 サイクル噴霧)の水平履歴



図-4.3.32 #111 試験体写真 (PTFE-A-SUS304-120 サイクル噴霧)



初期試験後

240 サイクル噴霧試験前
#112-A

240 サイクル噴霧試験後



初期試験後

240 サイクル噴霧試験前
#112-B

240 サイクル噴霧試験後



初期試験後

240 サイクル噴霧試験前
#112-C

240 サイクル噴霧試験後



初期試験後

240 サイクル噴霧試験前
#112-D

240 サイクル噴霧試験後

図-4.3.33 #112 試験体写真(PTFE-A-SUS304-240 サイクル噴霧)



初期試験後

120 サイクル噴霧試験前
#121-A

120 サイクル噴霧試験後



初期試験後

120 サイクル噴霧試験前
#121-B

120 サイクル噴霧試験後



初期試験後

120 サイクル噴霧試験前
#121-C

120 サイクル噴霧試験後



初期試験後

120 サイクル噴霧試験前
#121-D

120 サイクル噴霧試験後

図-4.3.34 #121 試験体写真(PTFE-A・SUS316-120 サイクル噴霧)



初期試験後

240 サイクル噴霧試験前
#122-A

240 サイクル噴霧試験後



初期試験後

240 サイクル噴霧試験前
#122-B

240 サイクル噴霧試験後



初期試験後

240 サイクル噴霧試験前
#122-C

240 サイクル噴霧試験後



初期試験後

240 サイクル噴霧試験前
#122-D

240 サイクル噴霧試験後

図-4.3.35 #122 試験体写真(PTFE-A・SUS316・240 サイクル噴霧)

4.3.3.3 すべり機構部実験のまとめ

2.3.2 項で選定した FSLRB すべり材の最終候補である PTFE-A および TPR-A について、ステンレス鏡面仕上げのすべり板と組み合わせたすべり機構部の縮小試験体を用い、5 年間の屋外暴露による摩擦係数の変化、ならびに 2 か月間の塩水サイクル噴霧による動摩擦係数の変化を実験的に評価した。結果は以下の通りである。

- ・屋外暴露試験、塩水サイクル噴霧試験ともに、PTFE-A が TPR-A に比較して格段に優れた摩擦特性の安定性を示した。この結果を受け、FSLRB に用いるすべり材として最終的に PTFE-A を選定した。以下、PTFE-A の結果を列記する。
- ・屋外暴露による動摩擦係数の変化について、すべり板の材種 (SUS304, SUS316) および暴露環境 (免震層内, 完全屋外) による有意な違いは見られず、概ね同様の傾向を示した。
- ・屋外暴露により動摩擦係数は初期値に対して 69 日後で+5~+11%, 127 日後で+3~+10%, 434 日後で+7~+13%程度と経過日数とともに徐々に値が大きくなったが、1,093 日後は+7~+10%程度と 434 日後から変化しておらず、以後 1,822 日 (約 5 年) 経過時点まで初期値に対して+10%程度で安定しており、動摩擦係数が安定域に達したように見受けられる。
- ・塩水噴霧による摩擦係数の変化について、すべり板の材種 (SUS304, SUS316) やサイクル数の違いによる有意な差は見られなかった。
- ・塩水噴霧によりすべり板の表面には塩分が凝固したが、目視による限りすべり材に変化は現れなかった。ただし、すべり材とすべり板の接触面には固定治具からの錆汁に起因する錆が一部で確認された。
- ・240 サイクル (2 か月間) の塩水噴霧による摩擦係数の変化は±5%程度に留まった。

実用化に際しては、すべり面をカバーで覆うなどの防塵・防水対策を施すことを想定している。従って、FSLRB すべり機構部は高い耐候性を有し、摩擦特性に顕著な経年変化を生じることはないものと考えられる。

4.4 まとめ

本章では、FSLRB の免震性能を大きく左右する積層ゴム部の基本特性とゴム材料の物理・化学特性、およびすべり機構部の摩擦特性について、その耐候性・経年変化を評価した。

4.2 節では、積層ゴム部の耐候性・経年変化を評価した。まず、NR 系材料を用いた積層ゴム支承全般について、既往の調査研究を参照して一般論としての考察を加え、被覆ゴムが果たす役割の重要性を示した。また、被覆ゴム材料の耐候性・経年変化に大きな影響を及ぼす外部劣化因子として、酸素および水／塩水を抽出した。次に、実際に建築用積層ゴム支承の被覆ゴムとして使用される NR 系、NR・EPDM 複合材系の 2 種類のゴム材料に対して、これらの外部劣化因子を促進付与する実験を行い、その物理・化学特性変化を定量的に評価した。結果概要は以下の通りである。

- ・被覆ゴムに配合された全硫黄分のうちの数%は、製造工程における架橋反応に寄与せずゴム内部に残留する。この遊離硫黄は経年に伴って後加硫を引き起こし、被覆ゴムの物理・化学特性に変化をもたらす。
- ・空気中の酸素は被覆ゴム表面部の物理・化学特性に大きな影響を及ぼす。表面に近いほど大きく進行する酸化劣化、およびゴム全体で均等に進行する後加硫・内部残留酸素による酸化劣化の複合により、被覆ゴムの物理・化学特性は厚さ方向に異なる分布形を形成していく。
- ・80 年相当の経年により、厚さ 8～10mm 程度の被覆ゴムを透過して内部ゴムに到達する空気中の酸素量はごく僅かであり、顕著な劣化を引き起こすには至らない。
- ・被覆ゴムは水／塩水に対して十分に高い耐候性を有する。

以上より、積層ゴム支承を外部劣化因子から保護するという被覆ゴムの機能は、経年によって大きく損なわれることはないものと考えられる。従って、FSLRB 積層ゴム部の基本特性に経年変化をもたらす主要因子は、主に内部ゴムに残留する酸素および硫黄であると判断できる。これらの因子が消費されるとともに特性は次第に安定していき、数十年から 100 年程度の経年後も水平剛性は概ね+20%以内に留まるものと考えられる。

4.3 節では、すべり機構部の耐候性・経年変化を評価した。建築用すべり支承について摩擦係数の経年変化を評価した先行事例は非常に少ないものの、まずこれら既往文献のレビューを行った。次に、2.3.2 項で最終候補に残った 2 種類のすべり材 PTFE-A、TPR-A について、鏡面仕上げのステンレスすべり板と組み合わせたすべり機構部の縮小試験体を用い、5 年間の屋外暴露による動摩擦係数の変化、ならびに 2 か月間の塩水サイクル噴霧による動摩擦係数の変化を実験的に評価した。結果概要は以下の通りである。

- ・屋外暴露試験、塩水サイクル噴霧試験ともに、PTFE-A が TPR-A に比較して格段に優れた摩擦特性の安定性を示したことから、FSLRB に用いるすべり材として最終的に PTFE-A を選定した。以下、PTFE-A の結果を列記する。

- ・屋外暴露により動摩擦係数は徐々に増加していったが、3年を経過した辺りから変化が緩やかとなり、以後5年経過時点まで初期値に対して+10%程度で安定している。
- ・塩水噴霧によってすべり面の表面には大量の塩分が固着したが、動摩擦係数の変化は±5%程度に留まった。

さらに実用化に際しては、すべり面をカバーで覆うなどの防塵・防水対策を施すことを想定している。このため、FSLRB すべり機構部は高い耐候性を有し、摩擦特性に顕著な経年変化を生じることはないものと判断する。

第4章の参考文献

- 1) オイレス工業：国土交通省免震材料認定番号 MVBR-0355 別添資料, 2007
- 2) 日本鉛垂鉛需要研究会：鉛ハンドブック改訂版, 1992
- 3) 日本ゴム協会：設計者のための免震用積層ゴムハンドブック, 理工図書, 2000
- 4) 日本ゴム協会：免震用積層ゴム委員会技術報告 免震建築用積層ゴムと環境・耐久性, 2006
- 5) Stevenson, A. : Longevity of Natural Rubber in Structural Bearing, *Plastics and Rubber Processing and Applications*, Vol.5, No.3, 1985
- 6) Nakauchi, N., Miyazaki, M., Yamazaki, N. et al : Characterization of a 100 Years Used Rubber Bearing by Micro-Analytical Methods, *Journal of Applied Polymer Science, Applied Polymer Symposium*, 50, 369-375, 1992
- 7) 日本建築学会：免震構造設計指針（初版）, 1989
- 8) 渡部征男, 加藤朝郎, 米田玄次, 広谷勉: 約 40 年を経過した積層ゴムの経年変化調査, 土木学会耐震工学委員会第 1 回免震・制震コロキウム講演論文集, pp.439-446, 1996
- 9) 東野雅彦, 相沢覚, 米田玄次, 芳沢利和, 末安知昌: 10 年間使用した積層ゴムの経年変化に関する検討, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.567-568, 1997.7
- 10) 浜口弘樹, 相沢覚, 鮫島祐介, 菊地隆志, 鈴木重信, 芳沢利和: 約 20 年間使用した積層ゴムの経年変化調査, 日本建築学会技術報告集, 第 15 巻, 第 30 号, pp.393-398, 2009.6
- 11) 鴨下直登, 濱口弘樹, 谷佑馬, 鈴木重信: 約 30 年間使用した積層ゴムの経年変化調査, 日本建築学会技術報告集, 第 24 巻, 第 56 号, pp.41-46, 2018.2 (掲載決定)
- 12) 持丸昌己, 下田郁夫, 池永雅良, 宮崎充: L R B 免震建物における実免震装置の経年変化, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.697-698, 1998.7
- 13) 藤井睦, 中山光男, 西内晃二, 内海善彦, 高田一: 免震建物に設置された積層ゴムの経年特性, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.755-756, 2000.7
- 14) 鈴木哲夫, 中村嶽, 寺村彰, 岡田宏: 免震建物の維持管理に関する研究 (その 3: 実大積層ゴムの経年による剛性変化), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.695-696, 1998.7
- 15) 和氣知貴, 池永雅良, 持丸昌己, 宮崎充, 佐藤新治: 竣工後 15 年を経過した L R B の経年変化, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.509-510, 2003.7
- 16) 安井健治, 早川邦夫, 山上聡: 免震建物に設置された積層ゴムの経年変化, 日本建築学会技術報告集, 第 24 号, pp.167-170, 2006.12
- 17) 佐野剛志, 杉山公一, 勝俣英雄, 野畑有秀, 中村嶽, 海老原和夫, 橋本康則: 免震建物の維持管理に関する研究 (その 4: 免震層の静的強制変形試験と自由振動実験), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.889-890, 2007.7
- 18) 和氣知貴, 宮崎充: 竣工後 20 年を経過した L R B の経年変化, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.391-392, 2008.7
- 19) 柳勝幸, 開発美雪, 高山峯夫, 森田慶子, 安井健治, 山上聡: 天然ゴム系積層ゴムの経年変化に関する研究: (その 1) 積層ゴムの別置試験体の経年変化, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.397-398, 2010.7

- 20) 引田真規子, 田上淳, 佐藤修央, 中山尚之, 高岡栄治, 竹中康雄: 25 年経過した免震用積層ゴムの経年変化調査, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.373-374, 2012.9
- 21) 深堀美英: 設計のための高分子の力学 高分子鎖が織りなす力学の世界, 技報堂出版, 2000
- 22) 土方勝一郎, 永野徹, 太田和也, 小畑益彦, 渡辺弘之, 加藤朝郎: 軽水炉原子力発電所の建屋免震に関する研究 (その 14: 免震装置の限界性能把握実験及び評価: 積層ゴムの経年変化), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 I, pp.1433-1434, 1990.9
- 23) 小林義尚, 永野徹, 小畑益彦, 太田和也, 岡田康男, 加藤朝郎: 軽水炉原子力発電所の建屋免震に関する研究 (その 15: 免震装置の限界性能把握実験及び評価: 積層ゴムの破断特性), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 I, pp.1435-1436, 1990.9
- 24) 松田泰治, 大鳥靖樹, 平田和太, 石田勝彦: 加熱促進試験による天然ゴム系積層ゴムの経年変化特性評価, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.717-718, 1996.7
- 25) 平田和太, 大鳥靖樹, 石田勝彦, 松田泰治: 過熱促進試験による鉛入り積層ゴムの経年変化特性評価, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.719-720, 1996.7
- 26) 伊藤義人, 矢澤晃夫, 佐藤和也, 顧浩声, 忽那幸浩, 山本吉久: 橋梁支承用ゴムの環境劣化特性に関する基礎的研究, 土木学会論文集, No.794, pp.253-266, 2005.7
- 27) 田中享二, 宋炳昌, 小池迪夫: 建築用ゴム系材料の変動するオゾン濃度下での劣化の評価, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 428 号, pp.47-53, 1991.10
- 28) 山田美緒, 杉岡佳彦, 進博人, 天野良三, 大武義人: 水道水における EPDM の老化防止剤の溶出挙動とゴム劣化評価, 日本ゴム協会誌 Vol.81, No.2, pp.44-50, 2008.2
- 29) 中村勉, 河原成元, 大武義人, 市川憲良: 合成ゴムの水道水による劣化について EPDM パッキンの残留塩素による劣化メカニズム, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 環境工学 I, pp.587-588, 2010.7
- 30) ブリヂストン: 技術資料 積層ゴムの耐久性能について, 2009.10
- 31) 江藤守總: 機器分析の基礎, 裳華房, 1998
- 32) 梅野昌: ゴム試験法新版, 日本ゴム協会, 1980
- 33) 山田美緒, 杉岡佳彦, 進博人, 大武義人: 水道水中での加硫ゴム中の老化防止剤の分布と劣化, 日本ゴム協会誌 Vol.82, No.9, pp.389-393, 2009.9
- 34) 山田美緒, 杉岡佳彦, 進博人, 天野良三, 大武義人: 水道水における EPDM の老化防止剤の溶出挙動とゴム劣化評価, 日本ゴム協会誌, Vol.81, No.2, pp.44-50, 2008.2
- 35) <https://www.kawachem.co.jp/product/rubber/antage/>, 2017.11.6 参照
- 36) 大武義人: 高分子材料の事故原因究明と PL 法, アグネ技術センター, 1999
- 37) <http://www.susjis.info/prop/sabi.html>, 2017.11.6 参照
- 38) http://www.geocities.jp/kitchen_pride/book_set/b_1/sus.html, 2017.11.6 参照
- 39) http://nssc.nssmc.com/product/performance/rust_tolerance/, 2017.11.6 参照
- 40) <http://www.jssc.or.jp/ssba/surface/surface.html>, 2017.11.6 参照
- 41) 東野雅彦, 滑り支承の適用による免震構造の性能向上に関する研究, 東京工業大学博士(工学)学位論文, 2010.9
- 42) 沖芳郎, 東野雅彦, 浜口弘樹, 遠山幸太郎, 安部裕: 低摩擦特性のすべり支承に関する研究: (その 2) 諸特性の耐候性・耐久性試験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.699-700,

1999.7

- 43) 浜口弘樹, 東野雅彦, 嶺脇重雄, 山本雅史, 石井卓哉: すべり支承の摩擦係数の経年変化, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.645-646, 2001.7
- 44) 三山剛史, 稲井慎介, 増田圭司, 加藤貴司: 面圧を加えた滑り免震支承における摩擦係数の経年変化に関する研究 (その 2) 3 年経過時のすべり支承特性について, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.1047-1048, 2007.7
- 45) 和氣知貴, 宮崎充, 浜口弘樹, 山本雅史: 想定を上回る地震に対して安全性の高い免震構造の提案 (その 9) 屋外暴露後 1.2 年を経過したすべり機構の経年変化, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.805-806, 2013.8
- 46) 浜口弘樹, 山本雅史, 和氣知貴, 宮崎充: 想定を上回る地震に対して安全性の高い免震構造の提案 (その 10) 摩擦係数の温度依存性および繰り返し摺動依存性, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.469-470, 2014.9

4.2.1～4.2.2 項の一部は, 一般財団法人エネルギー総合工学研究所 2009 年度 (平成 21 年度) 事業「次世代軽水炉技術開発 (原子力発電設備用免震装置に関わる研究)」において, 著者が中心となってまとめた「免震装置の保守性, 維持管理の検討」報告書を再構成し, 新たな知見を加えたものである。

第5章

FSLRB 適用建物の耐震安全性

5.1 目的と実施概要

本章では、FSLRB を適用した免震建物の耐震安全性について建物振動モデルの時刻歴地震応答解析による評価を行う。

まず 5.2 節において、FSLRB を適用した建物と従来型の LRB を適用した建物の時刻歴応答解析用モデルを作成する。上部建物には最大級の耐震安全性が求められる原子力発電所建屋を用いることとし、実在の原子力発電所の構造諸元を参考に架空のタービン棟および原子炉棟の質点系モデルを構築する。両質点系モデルを共通の免震基礎（以下、共通ラフト）上に配置し、これを全て FSLRB で支持する FSLRB モデル、および全て従来型の LRB で支持する LRB モデルを作成する。

5.3 節では、時刻歴応答解析に用いる地震動として近年に日本国内で発生・観測されたものの中から長周期地震動、パルス性地震動、直下型地震動の 3 種類の異なる特徴を有する地震動を選択し、その特性概要を示す。

続いて 5.4 節において、構築した解析モデルの時刻歴地震応答解析を行う。解析には竹中工務店が所有する汎用弾塑性応答解析プログラム「Hyper-Dynamics」を用いる。得られた解析結果を基に、FSLRB 免震の利点および課題を整理する。FSLRB 免震は上部建物を FSLRB のみで支持する形式であり、上部建物と免震部材の間はすべり機構部の水平摩擦力のみで接合され、ボルトなどを介して緊結されることがない。従って、巨大地震動を受けてすべり機構部が摺動すると、免震層および個々の FSLRB に従来型の免震建物よりも大きな残留変位を生じる恐れがある。この残留変位を解消して上部建屋を原位置に復帰させることのないまま、余震など後続の地震を受けた場合の耐震安全性についての検討が必要である。また、摩擦係数のばらつきや支持荷重の違いにより個々の FSLRB の摩擦力が大きく異なると、免震層のねじれ変形を誘発することも考えられる。これらの FSLRB 免震に対する懸念点についても、時刻歴地震応答解析を用いて検討を行う。

最後に、巨大地震動を受けてすべりを生じた後の免震層、および個々の FSLRB の残留変位を解消し、原位置に復旧する方法について 5.5 節に提示した後、5.6 節において本章の検討結果をまとめる。

5.2 解析モデル

実在する原子力発電所タービン建屋 (Turbine Building, 以下 T/B) および原子炉建屋 (Reactor Building, 以下 R/B) の構造諸元を参考に、架空の建屋モデルを構築する。T/B, R/B とも 9 質点系等価曲げせん断棒 (原点指向 Tri-Linear 型) でモデル化する。両棟の最下階を共通ラフト (剛床) で接続して一体免震構造とする。地盤ばねは硬質地盤の諸元を参考に定める。免震支承は全て FSLRB とし、T/B 質量約 26 万 t, R/B 質量約 17 万 t を支持するため各々 156 基, 100 基を共通ラフト下に均等に平面配置する。以後、本解析モデルを FSLRB モデルと称することとする。モデル概要を図-5.2.1 に示す。また、上部建屋の構造諸元を表-5.2.1 および図-5.2.2 に、地盤ばねの諸元を表-5.2.2 にそれぞれ示す。

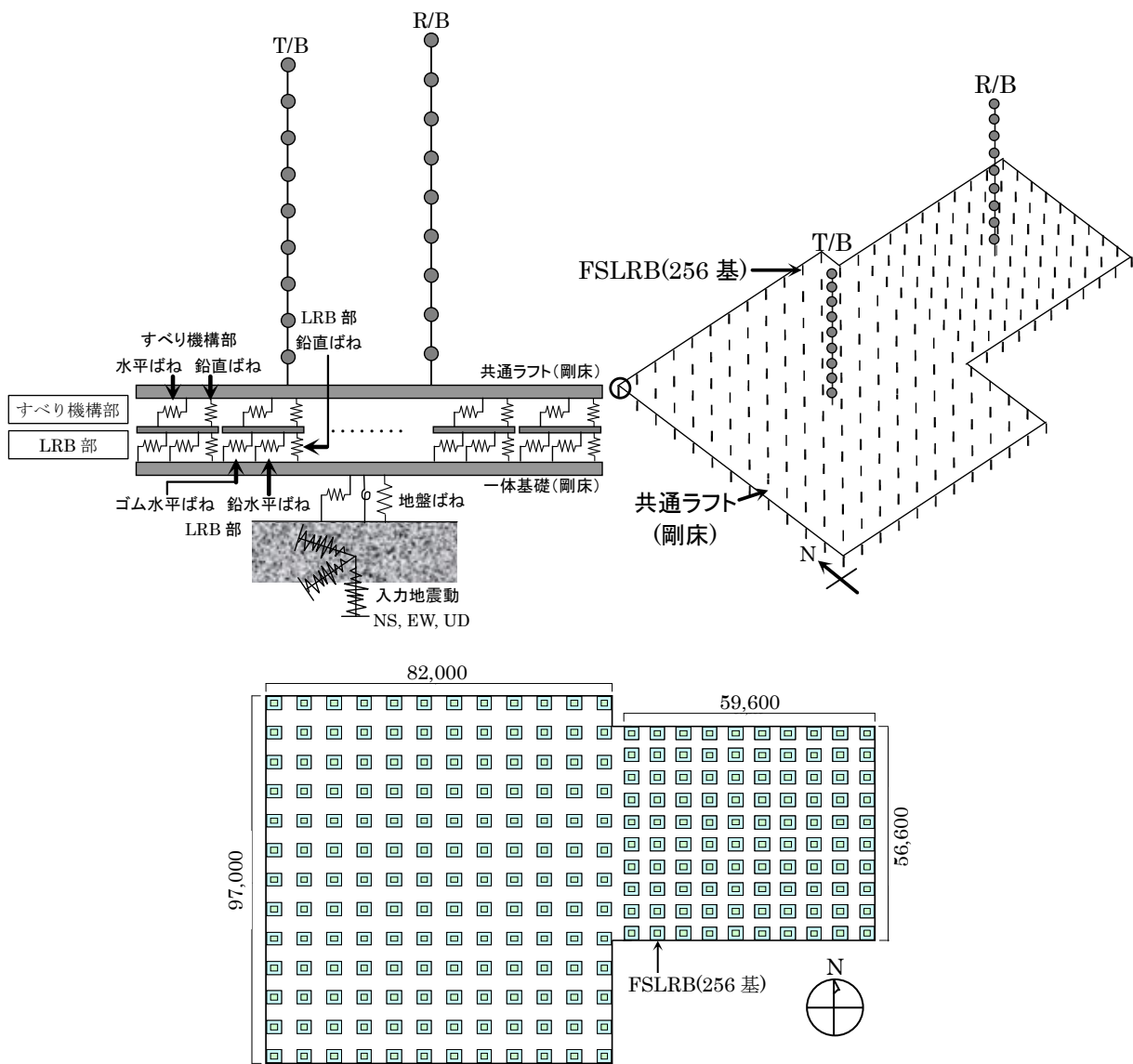


図-5.2.1 FSLRB モデル概要

表-5.2.1 上部建屋の構造諸元

T/B								
階	階高 (m)	質量 (MN・s ² /m)	NS 方向			EW 方向		
			回転慣性 (MN・m・s ²)	せん断断面積 (m ²)	断面 2 次 モーメント(m ⁴)	回転慣性 (MN・m・s ²)	せん断断面積 (m ²)	断面 2 次 モーメント(m ⁴)
R	—	5.5	3.20×10^2	—	—	2.30×10^2	—	—
9	5.7	5.5	1.15×10^2	6.70×10^0	—	2.20×10^2	4.50×10^0	—
8	7.7	16.0	1.10×10^1	8.50×10^0	—	4.95×10^2	5.85×10^0	—
7	5.1	6.5	7.00×10^3	2.95×10^2	1.50×10^5	1.45×10^2	2.00×10^2	1.70×10^4
6	5.4	29.0	7.50×10^3	3.20×10^2	1.35×10^5	2.60×10^3	2.30×10^2	3.00×10^4
5	8.1	38.0	1.15×10^4	2.90×10^2	1.55×10^5	8.45×10^3	3.25×10^2	6.15×10^4
4	7.4	37.5	1.35×10^4	4.90×10^2	2.55×10^5	1.25×10^4	4.20×10^2	1.40×10^5
3	6.0	27.0	1.45×10^4	5.70×10^2	3.10×10^5	7.90×10^3	4.65×10^2	1.55×10^5
2	4.0	50.5	3.85×10^4	5.70×10^2	3.15×10^5	5.40×10^4	5.10×10^2	1.60×10^5
1	2.8	44.5	1.50×10^4	7.95×10^3	—	2.10×10^4	7.95×10^3	—
免震層	4.0	140.0	1.10×10^5	—	—	7.85×10^4	—	—

構造減衰：全体 1 次モードに対して 5%（初期剛性比例型）

R/B								
階	階高 (m)	質量 (MN・s ² /m)	NS 方向			EW 方向		
			回転慣性 (MN・m・s ²)	せん断断面積 (m ²)	断面 2 次 モーメント(m ⁴)	回転慣性 (MN・m・s ²)	せん断断面積 (m ²)	断面 2 次 モーメント(m ⁴)
R	—	4.0	7.15×10^2	—	—	1.50×10^3	—	—
9	11.5	8.0	4.10×10^3	2.90×10^1	1.10×10^4	2.95×10^3	4.60×10^1	2.60×10^4
8	6.0	17.5	4.75×10^3	5.40×10^1	3.80×10^4	4.70×10^3	9.50×10^1	5.00×10^4
7	8.2	24.0	5.25×10^3	2.05×10^2	6.35×10^4	5.85×10^3	2.40×10^2	8.10×10^4
6	5.4	15.0	4.20×10^3	1.70×10^2	6.80×10^4	4.60×10^3	1.60×10^2	7.95×10^4
5	5.8	26.0	5.35×10^3	1.55×10^2	6.90×10^4	5.95×10^3	1.65×10^2	7.75×10^4
4	7.5	17.5	4.80×10^3	1.65×10^2	6.70×10^4	5.30×10^3	1.65×10^2	7.55×10^4
3	6.5	19.0	4.65×10^3	1.75×10^2	7.15×10^4	5.15×10^3	1.70×10^2	7.75×10^4
2	6.5	25.0	6.40×10^3	2.15×10^2	7.50×10^4	7.00×10^3	2.10×10^2	7.85×10^4
1	3.5	14.0	3.75×10^3	3.40×10^3	9.05×10^5	4.15×10^3	3.40×10^3	1.00×10^6
免震層	4.0	60.0	1.55×10^4	—	—	1.65×10^4	—	—

構造減衰：全体 1 次モードに対して 5%（初期剛性比例型）

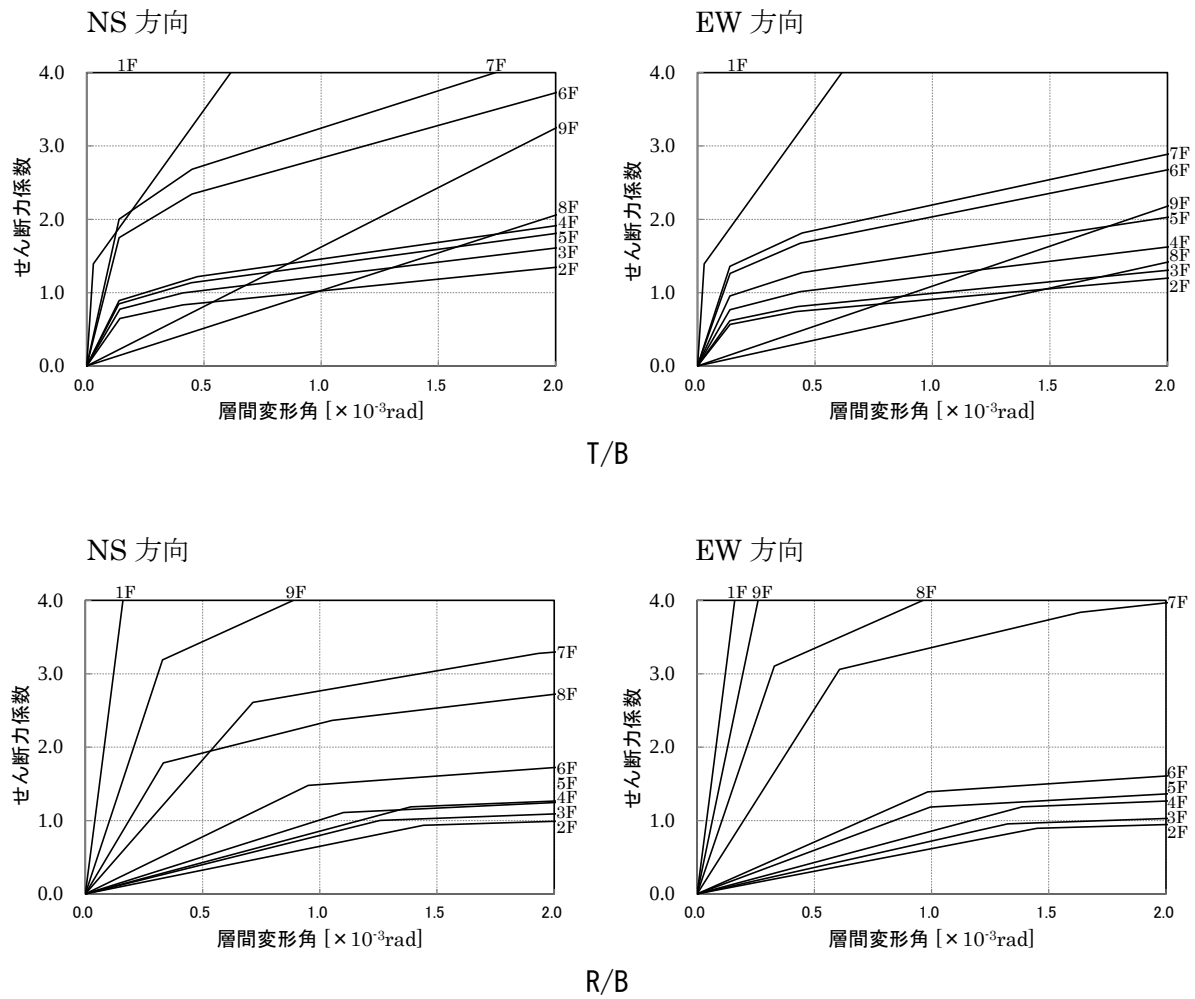


図-5.2.2 上部建屋の水平方向復元力特性

表-5.2.2 地盤ばねの諸元

	NS 方向	EW 方向	UD 方向
水平ばね(MN/m)	2.94×10^5	2.74×10^5	9.70×10^5
回転ばね(MN・m/rad)	4.80×10^8	1.37×10^8	—

地盤減衰：全体 1 次モードに対し 2%（初期剛性比例型）

FSLRB の諸元を表-5.2.3 に示す。上部建屋の全質量約 43 万 t を計 256 基の□-1,500mmFSLRB で支持することにより、すべり面の長期面圧 $\sigma_s=7.79\text{N/mm}^2$ 、LRB 鉛プラグ降伏後剛性に対する免震周期は 3.9 秒となる。図-5.2.1 左上に示す通り、FSLRB の解析モデルは水平特性をすべり機構部、ゴム部、鉛プラグ部に分離、鉛直特性をすべり機構部、LRB 部に分離し、図-5.2.3 および表-5.2.4 に示す特性を有するばねでモデル化する。

水平方向について、ゴム部は大変形時のハードニング特性¹⁾を考慮した非線形弾性ばね、鉛プラグ部およびすべり機構部は Normal Bi-Linear 型の弾塑性ばねとする。さらに、いずれの水平ばねも各々 4 本のばねからなる Multi-shear springs²⁾とし、水平 2 方向同時解析を可能とする。すべり機構部の摩擦特性については、それぞれ図-3.6.7, 3.6.10 に示した通り、動摩擦係数 μ_d 、静摩擦係数 μ_s を LRB 部の 2 次形状係数 $S_2=7.4$ の FSLRB に対する平均面圧を用いた簡易評価式 (5.2.1), (5.2.2) に則って設定する。 μ_d は時刻歴応答解析のステップ毎に変動する面圧に応じて時々刻々と値を更新し、 μ_s は長期面圧に対応する値 0.170 で一定とする。すべり機構部の摺動速度に鑑みて、 μ_d 、 μ_s ともに速度依存性は無視することとする。

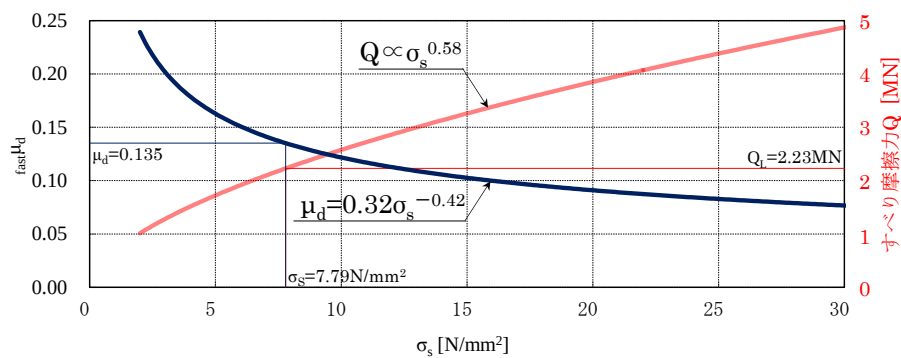
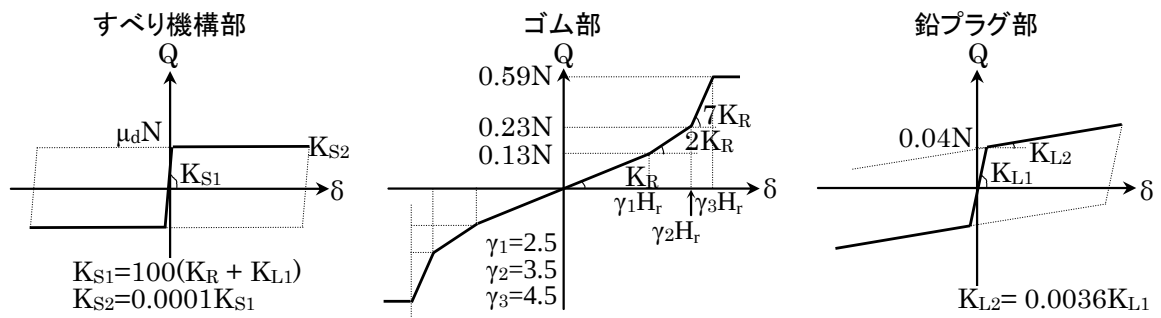
鉛直方向については、LRB 部、すべり機構部とも圧縮側と引張側の剛性が異なる非線形弾性ばねでモデル化する。

$$\mu_d = 0.32\sigma_s^{-0.42} \quad \dots(5.2.1)$$

$$\mu_s = 0.29\sigma_s^{-0.26} (= 0.29 \times 7.79^{-0.26} = 0.170) \quad \dots(5.2.2)$$

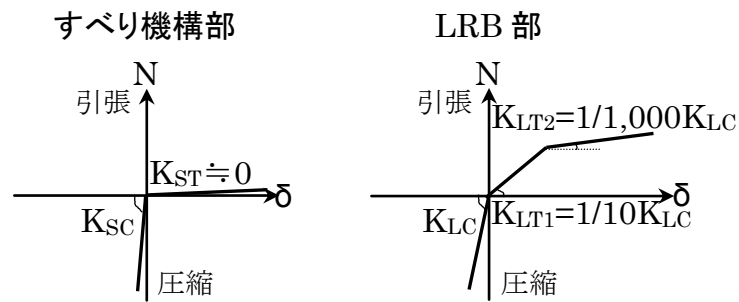
表-5.2.3 FSLRB の諸元

LRB 部	
ゴム平面寸法 (面取)	□-1,500mm×1,500mm (C100)
鉛プラグ径×本数	Φ-165mm×4
ゴム層厚×層数=総厚	7.0mm×29=203mm
中間鋼板厚	4.3mm
形状係数 S_1 / S_2	55 / 7.4
初期剛性 ($\gamma=1.0$ 相当)	56.3kN/mm
降伏後剛性 ($\gamma=1.0$ 相当)	4.33kN/mm
降伏荷重 ($\gamma=1.0$ 相当)	682kN
すべり機構部	
すべり材平面寸法×枚数	□-485mm×485mm (R20)×9
すべり材厚さ	8mm
すべり板平面寸法	□-3,500mm×3,500mm
すべり板厚さ	6mm
動摩擦係数 ($\sigma_s=7.79\text{N/mm}^2$ 時)	0.135
静摩擦係数	0.170



すべり機構部動摩擦特性の面圧依存性

水平方向



鉛直方向

図-5.2.3 FSLRB の解析モデル

表-5.2.4 FSLRB の解析モデル諸元

水平方向					
部位	初期剛性 (kN/mm)	折点荷重 1 (kN)	剛性変化率 1	折点荷重 2 (kN)	剛性変化率 2
ゴム部	$K_R : 4.14$	2,101	2.0	3,782	7.0
鉛プラグ部	$K_{L1} : 52.16$	684	0.0036	—	—
すべり機構部	$K_{S1} : 5,630$	μdN	1.0×10^{-4}	—	—

N : 鉛直荷重(kN)

鉛直方向				
部位	圧縮剛性 (kN/mm)	引張剛性 (kN/mm)	折点荷重 (kN)	剛性変化率
LRB 部	$K_{LC} : 1.71 \times 10^4$	$K_{LT} : 1.71 \times 10^3$	2,145	0.01
すべり部	$K_{SC} : 1.71 \times 10^6$	0	—	—

以上の設定により構築される FSLRB モデルについて、初期剛性に対応する主要モード固有周期を表-5.2.5 に、主要モード形を図-5.2.4 にそれぞれ示す。

また、FSLRB モデルとの応答比較を行うため、上部建屋を全て従来型の LRB で支持する建物モデルを作成する。LRB モデルは図-5.2.1 に示した FSLRB モデルにおいてすべり機構部の全自由度を拘束したものである。以後、この解析モデルを LRB モデルと称する。

表-5.2.5 主要モードの固有周期

次数	固有周期(sec.)	モード
1	1.141	免震層 Y 並進 + 免震層 R _Z ねじれ
2	1.135	免震層 X 並進
3	1.112	免震層 R _Z ねじれ
8	0.184	免震層 R _Y ロッキング

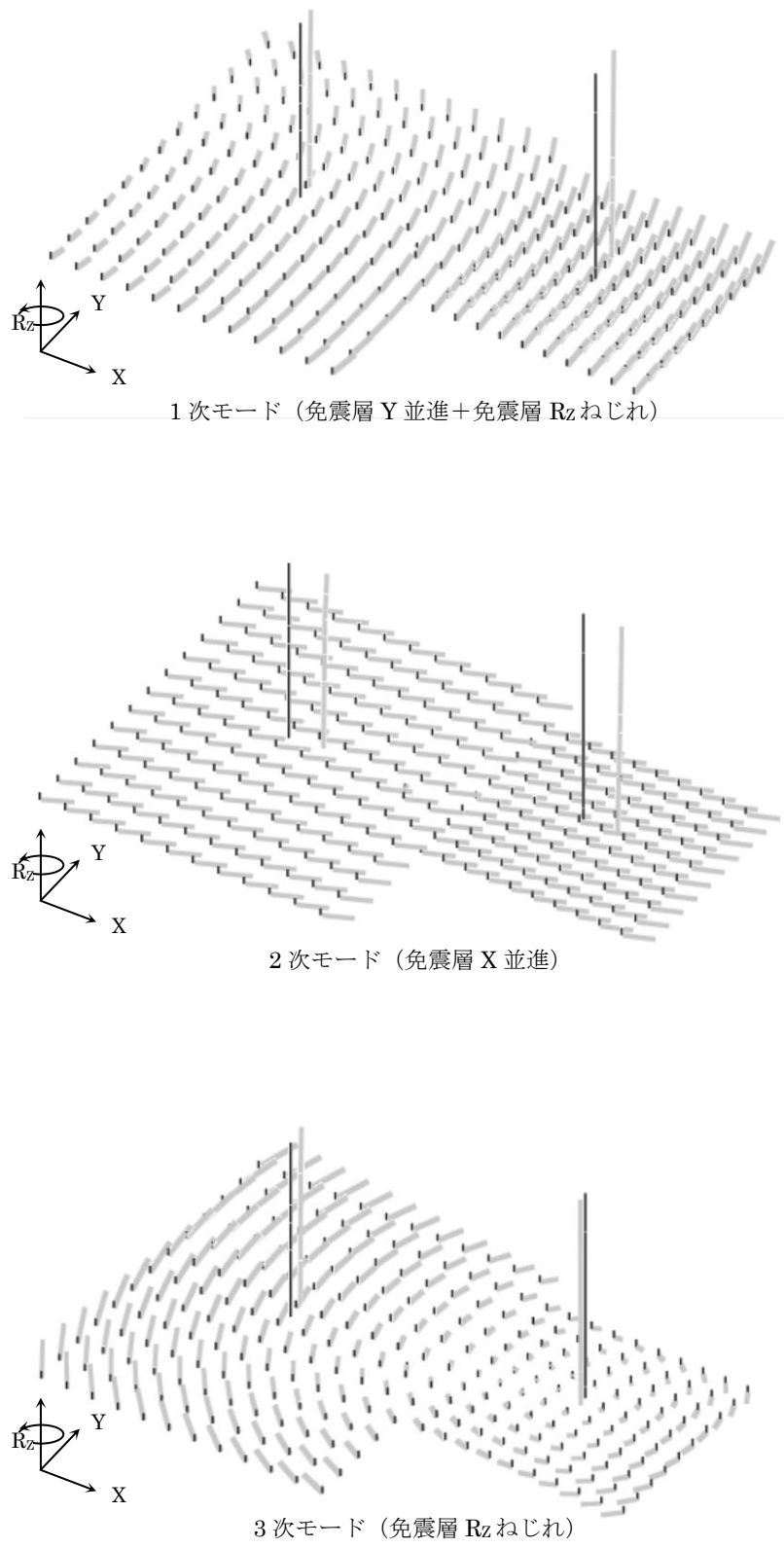


図-5.2.4 FSLRB モデルの主要モード形 (初期剛性時)

5.3 入力地震動

時刻歴応答解析に用いる入力地震動は、日本国内で近年発生・観測されたものの中から特徴的な地震動を3種類選択する。本研究においては、長周期地震動を代表するものとして2003年十勝沖地震のK-NET 苫小牧観測波（以下TOM）、パルス性地震動を代表するものとして2016年熊本地震本震のKiK-net 益城観測波（以下MAS）、および直下型地震動を代表するものとして1995年兵庫県南部地震のJMA 神戸観測波（以下KOB）を採用する。TOMは水平・上下3成分、MASおよびKOBは水平2成分を用いる^[注]。

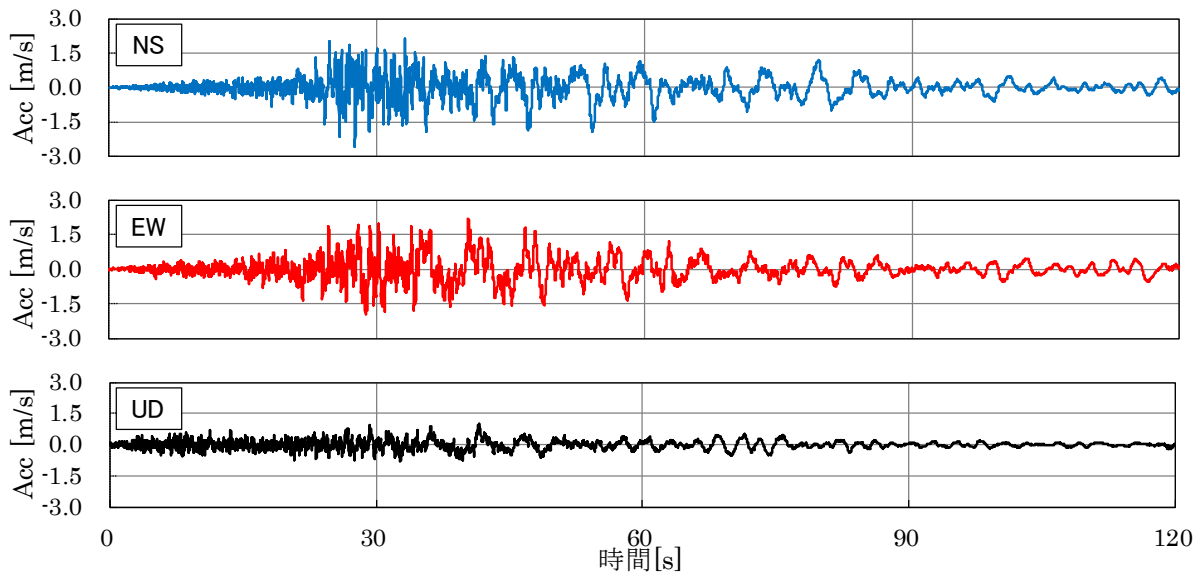
入力レベルは設計レベル（以下Lv.2）および巨大地震レベル（以下Lv.3）を設定する。Lv.2の大きさは両解析モデルの免震周期近傍において建築基準法に規定される「極めて稀に発生する地震動」³⁾に概ね適合することを念頭に、各地震動の周期4秒における速度応答値（ $h=5\%$ ）のNS、EW成分平均が1.3m/s程度となるよう原波各成分を同一倍率で拡幅する。Lv.3の大きさはLv.2の概ね1.5倍とし、同様に各地震動の速度応答値NS、EW成分平均が2.0m/s程度となるよう原波各成分を同一倍率で拡幅する。

選択した地震動の概要および拡幅倍率を表-5.3.1に示す。また、Lv.3に拡幅した各地震動の加速度時刻歴、エネルギースペクトル（ $h=10\%$ ）および速度・加速度・変位応答スペクトル（ $h=5\%$ ）を図-5.3.1～5.3.3に示す。いずれの地震波も3分以上にわたる観測データが得られているが、本解析に当たってはデータの前後をカットし、最大加速度発生時刻を含む120秒間（TOM）および60秒間（MAS、KOB）のデータを使用する。

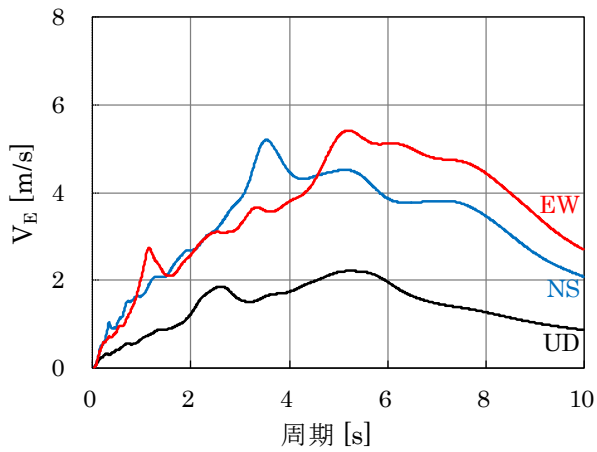
[注]：本研究に使用したFSLRBすべり機構部の解析モデルは時々刻々の面圧変動に応じてステップ毎にすべり出し荷重を更新するが、面圧0～浮き上がりには対応していない。MASおよびKOBの上下成分は加速度が大きくすべり面に浮き上がりを生じて解析エラーとなるため水平2成分のみを入力した。

表-5.3.1 入力地震動の概要

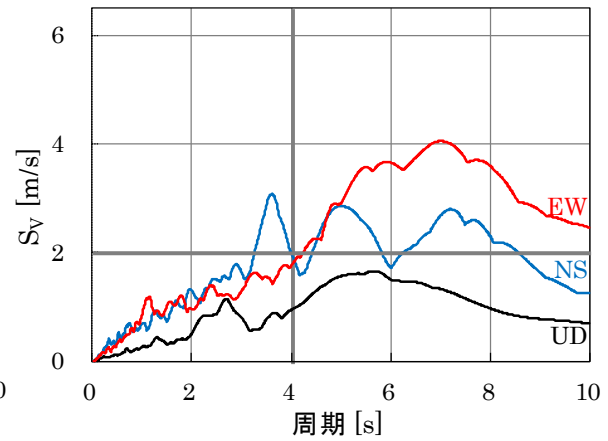
呼称	地震名称・観測点	原波の最大加速度	拡幅倍率		解析用 継続時間
			Lv.2	Lv.3	
TOM	2003年十勝沖地震（9月26日） K-NET 苫小牧	NS： 0.87m/s ²	2.0	3.0	120 秒
		EW： 0.73 m/s ²			
		UD： 0.33 m/s ²			
MAS	2016年熊本地震（4月16日） KiK-net 益城	NS： 6.52m/s ²	1.0	1.5	60 秒
		EW： 11.56m/s ²			
		(UD： 8.73m/s ²)			
KOB	1995年兵庫県南部地震（1月17日） 神戸海洋気象台	NS： 8.18m/s ²	1.4	2.1	60 秒
		EW： 6.17m/s ²			
		(UD： 3.32m/s ²)			



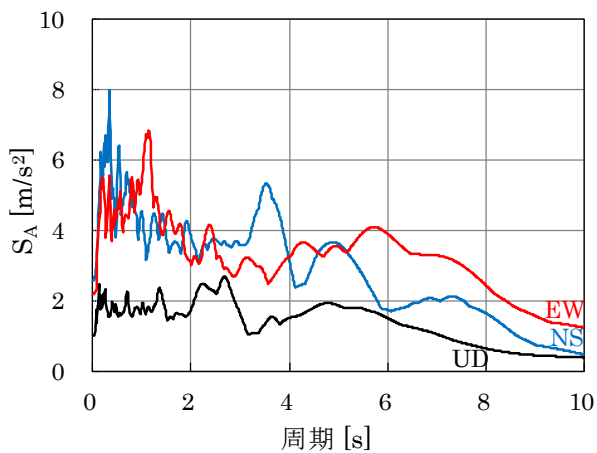
加速度時刻歴



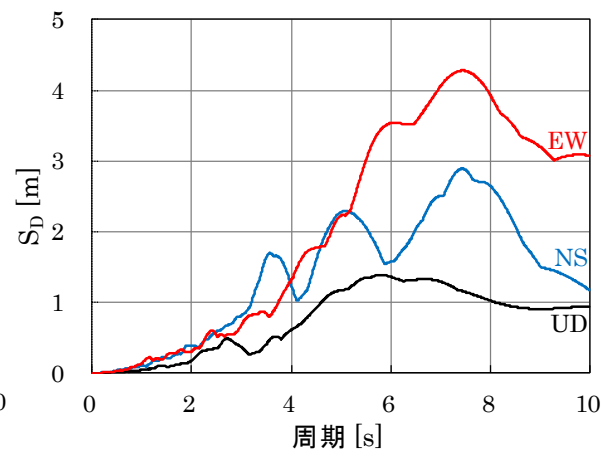
エネルギースペクトル (h=10%)



速度応答スペクトル (h=5%)

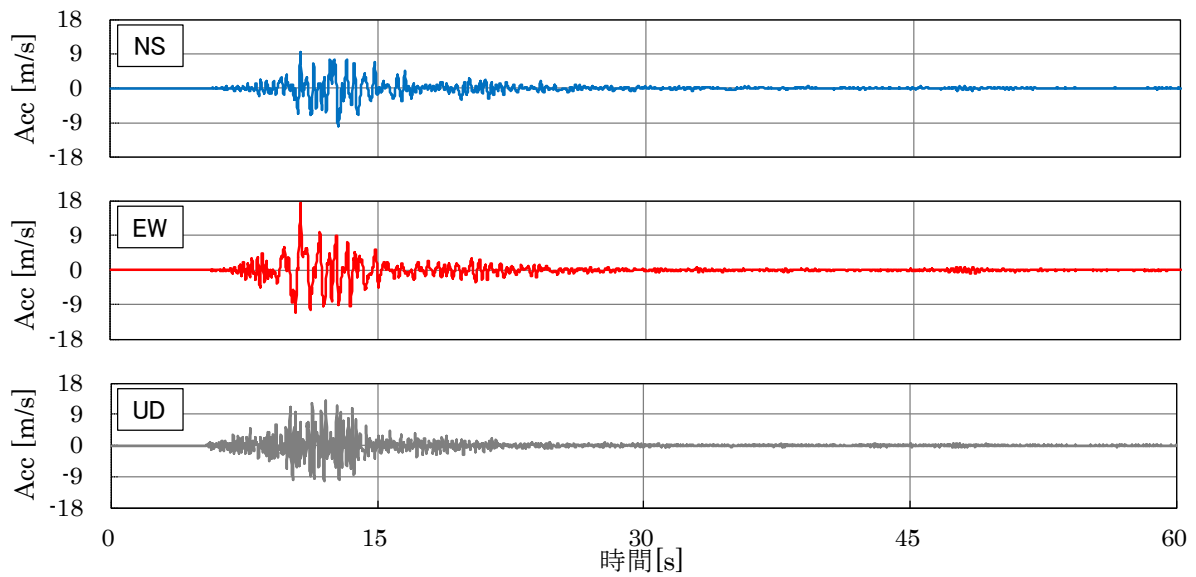


加速度応答スペクトル (h=5%)

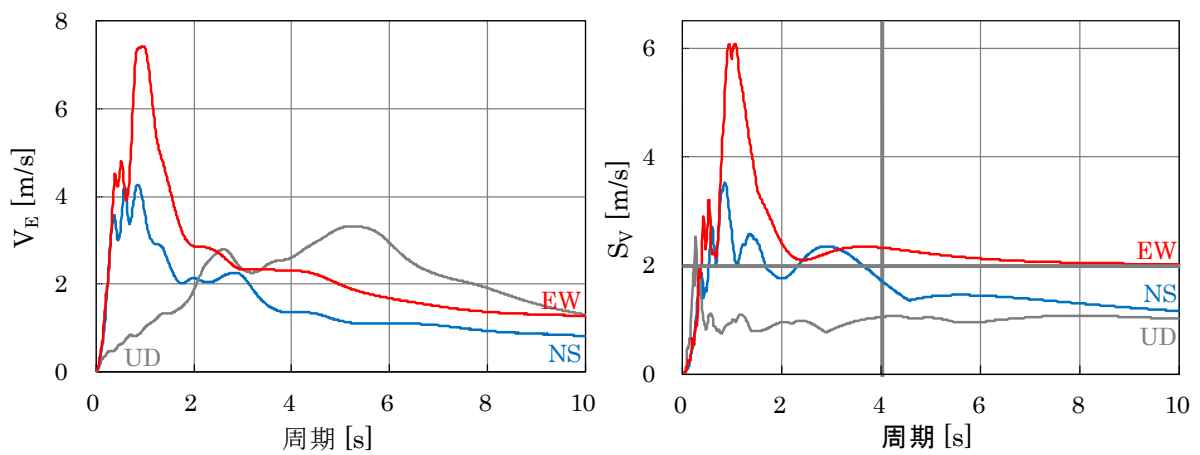


変位応答スペクトル (h=5%)

図-5.3.1 入力地震動の特性 (TOM Lv.3)

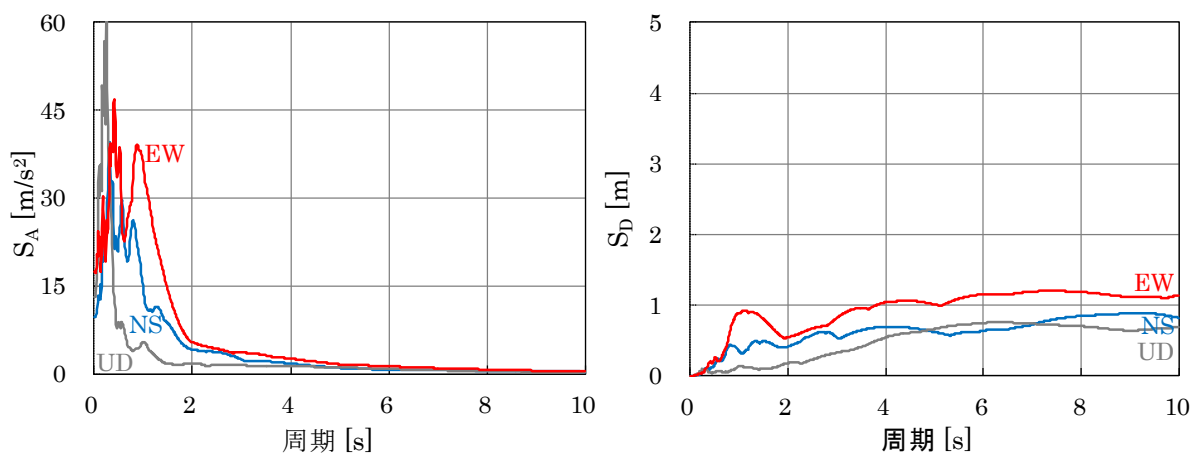


加速度時刻歴



エネルギースペクトル (h=10%)

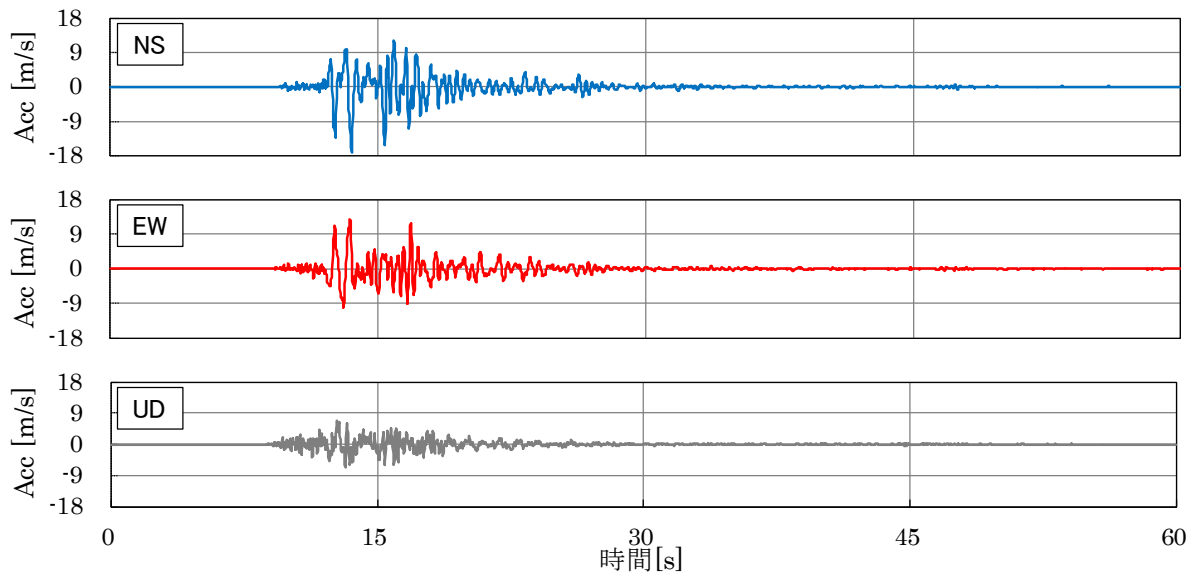
速度応答スペクトル (h=5%)



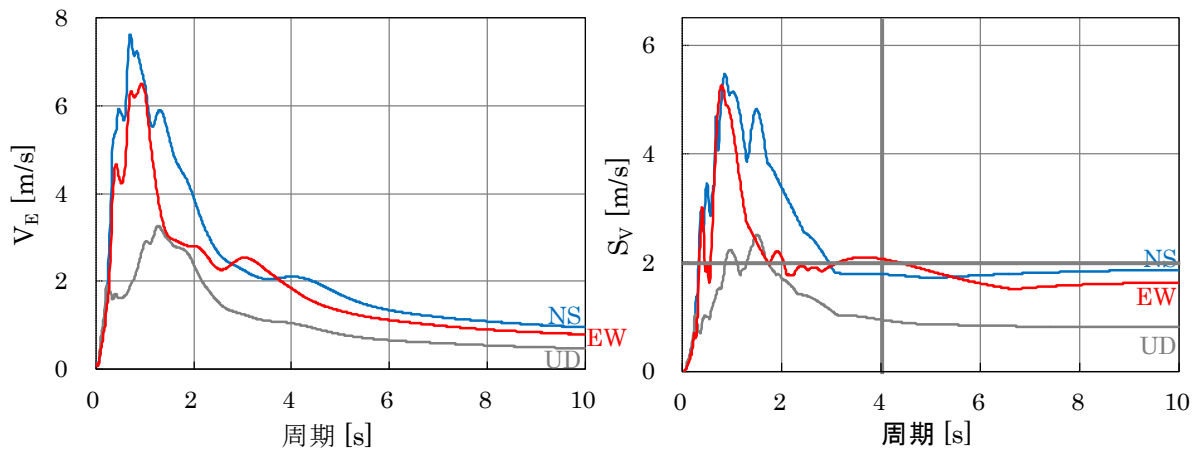
加速度応答スペクトル (h=5%)

変位応答スペクトル (h=5%)

図-5.3.2 入力地震動の特性 (MAS Lv.3)

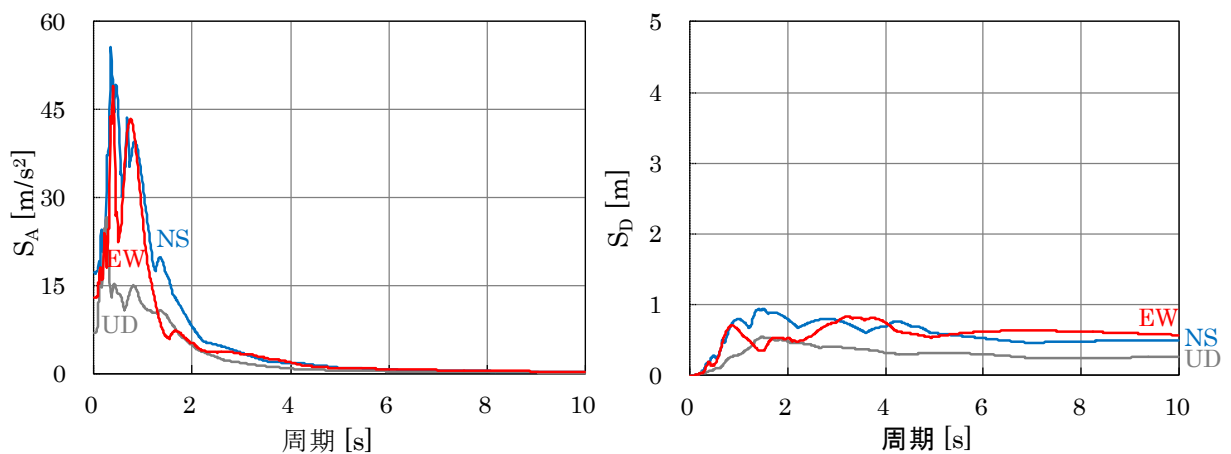


加速度時刻歴



エネルギースペクトル (h=10%)

速度応答スペクトル (h=5%)



加速度応答スペクトル (h=5%)

変位応答スペクトル (h=5%)

図-5.3.3 入力地震動の特性 (KOB Lv.3)

5.4 解析項目と解析結果

本節では、5.2 節で構築した FSLRB モデルおよび LRB モデルに対し、5.3 節で設定した地震動を入力する時刻歴応答解析の項目と結果について示し、FSLRB 免震の挙動、利点と課題を明らかにする。なお、上部建屋の T/B、R/B はどちらも頑強な壁式構造のため、いずれの解析ケースにおいても応答値に目立った違いは見られない。そこで、本節で示す上部建屋の応答は全て T/B の結果とする。また、免震部材の挙動は断りのない限り、建物北西隅角部（図-5.2.1 右上図に○で示す位置）の FSLRB、LRB を取り扱うこととする。

5.4.1 設計レベル地震動を受ける FSLRB 免震と LRB 免震の比較

TOM, MAS, KOB の各 Lv.2 地震動に対する FSLRB モデル上部建屋の最大水平応答を LRB モデルと比較して図-5.4.1～5.4.3 に示す。いずれの入力に対しても、各階の加速度、変位、層間変形角およびせん断力係数の全指標について両モデルにほとんど差が見られない。すなわち、設計レベルの地震動に対して FSLRB 免震は従来型の LRB 免震とほぼ同じ挙動を示す。

北西隅角部の免震部材の水平応答を図-5.4.4～5.4.6 に示す。FSLRB と LRB の挙動に明確な差は見られないものの、例えば KOB に対する履歴形状を見ると、特に NS 方向で FSLRB の履歴面積が大きいなど、若干の違いが現れている。このことは、設計レベル程度の地震動に対しても、FSLRB のすべり機構部が摺動する場合のあることを示している。

北西隅角部における免震層の応答値を表-5.4.1 にまとめる。各指標の最大値には網掛けを施してある。すべり機構部の最大摺動変位は最大となる KOB でも 45mm 程度に留まっていることから、両モデルの最大応答、残留変位および LRB 残留歪みにはほとんど差が現れていない。

表-5.4.1 免震層の応答値 (Lv.2)

LRBモデル								
評価指標		許容値 (例)	TOM		MAS		KOB	
			NS	EW	NS	EW	NS	EW
免震層 直上階	最大加速度 (m/s ²)	3.0	1.11	1.01	0.97	1.46	1.28	1.15
	最大変位 (mm)	500	275	252	278	394	348	328
	残留変位 (mm)	50	20.7	6.4	12.0	14.1	5.0	0.7
LRB	最大せん断歪み (%)	250	144		207		211	
	残留せん断歪み (%)	25	10.7		9.1		2.5	
FSLRBモデル								
評価指標		許容値 (例)	TOM		MAS		KOB	
			NS	EW	NS	EW	NS	EW
免震層 直上階	最大加速度 (m/s ²)	3.0	1.11	1.01	0.86	1.37	1.27	1.12
	最大変位 (mm)	500	276	253	282	391	331	326
	残留変位 (mm)	50	21.4	6.6	7.9	13.1	9.7	22.3
LRB部	最大せん断歪み (%)	250	144		208		212	
	残留せん断歪み (%)	25	11.0		8.0		20.4	
すべり機構部	最大摺動変位 (mm)	—	0.3	0.3	0.6	27.4	45.2	45.2

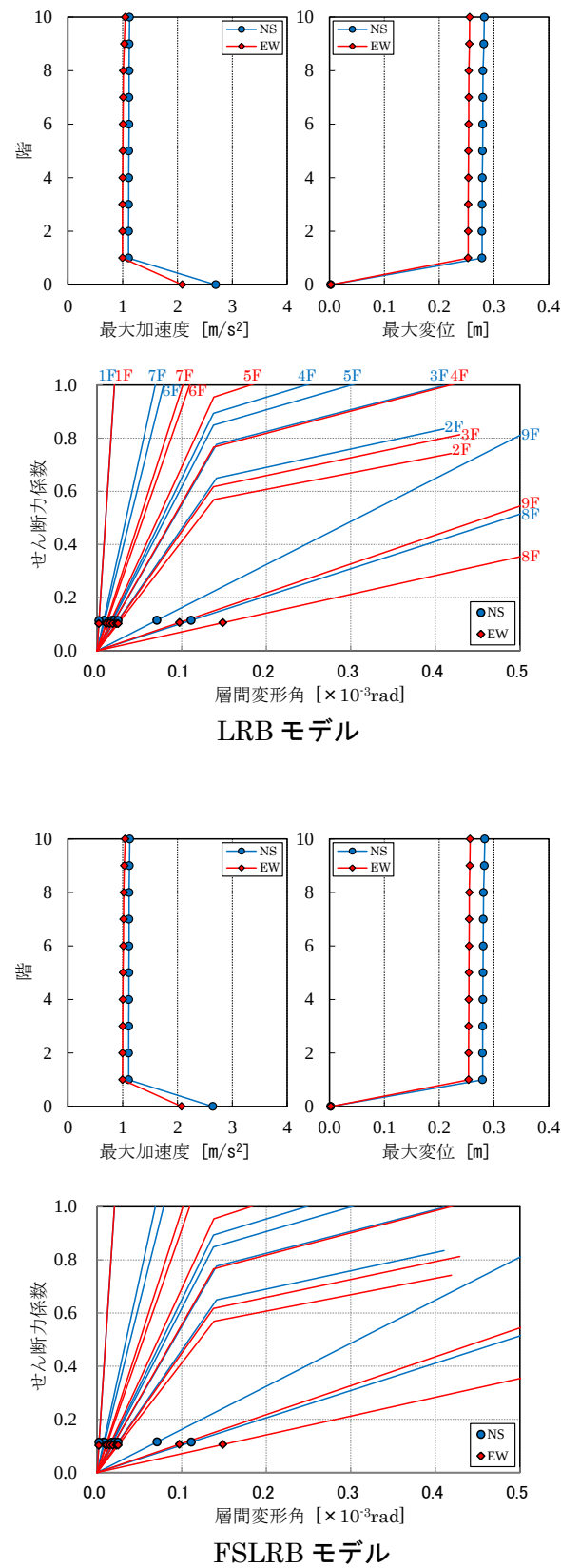


図-5.4.1 上部建屋の最大水平応答 (TOM Lv.2)

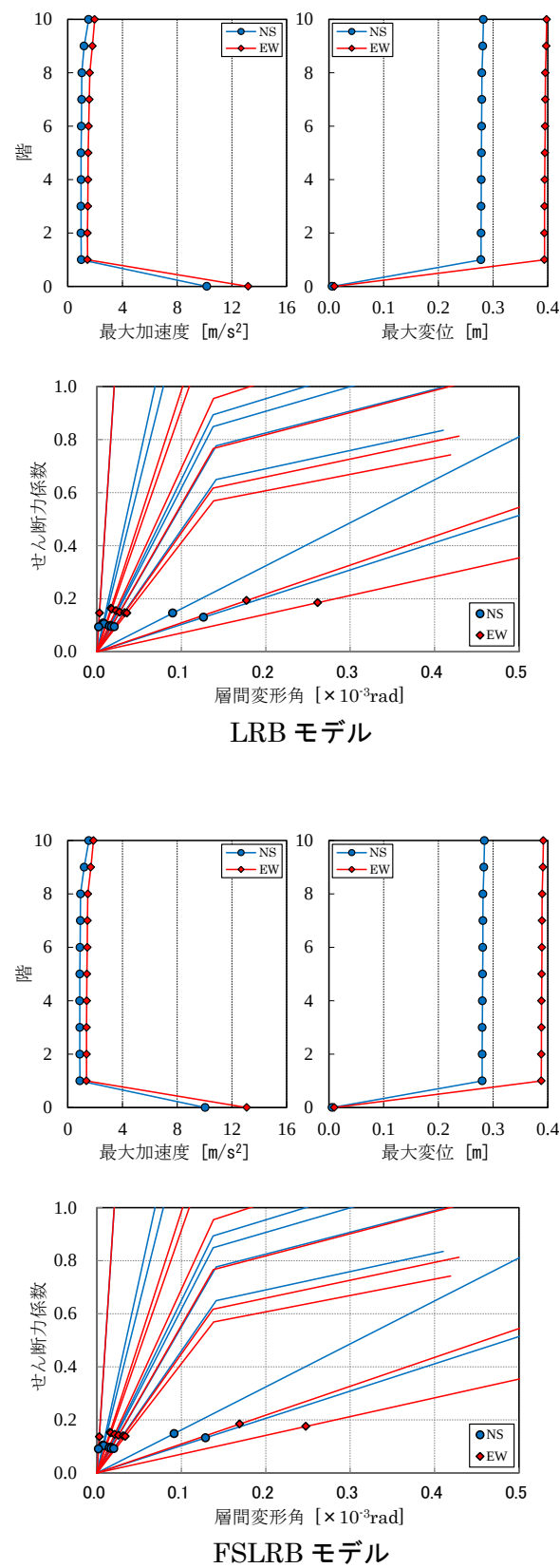


図-5.4.2 上部建屋の最大水平応答 (MAS Lv.2)

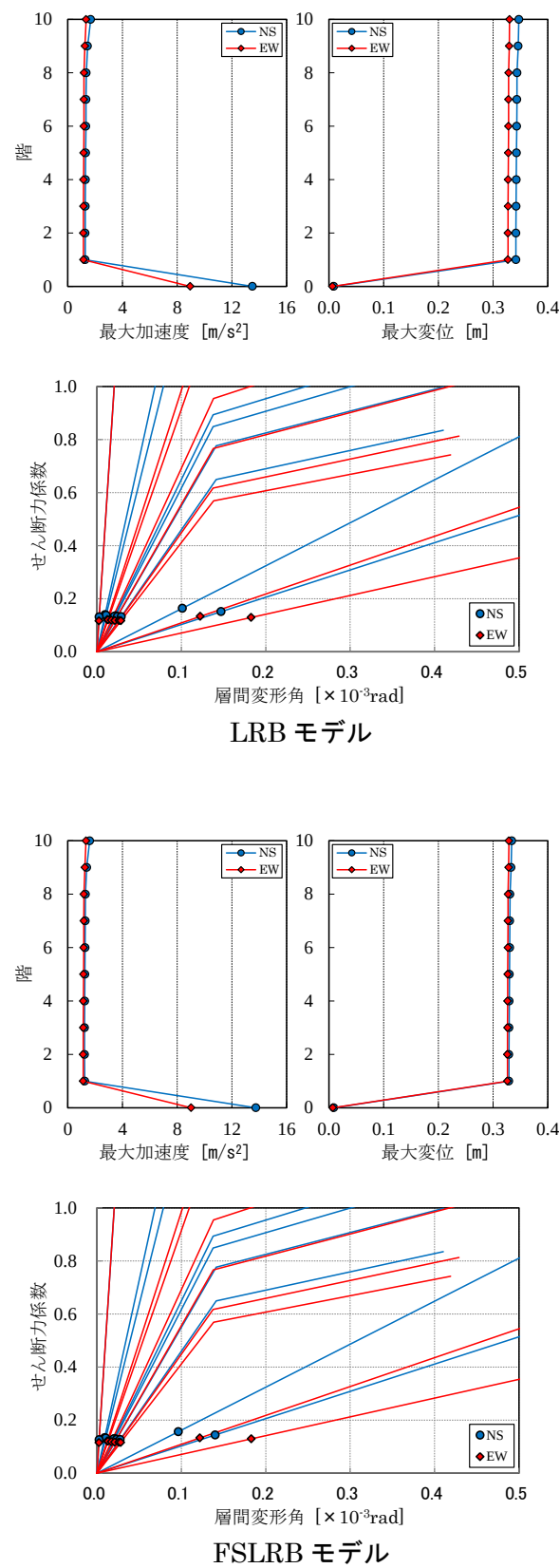
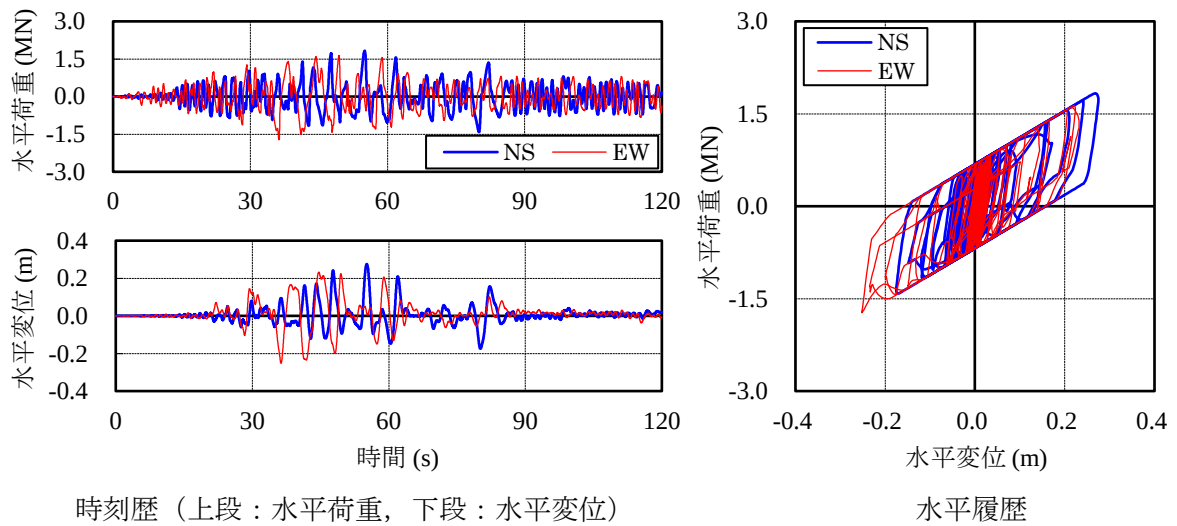
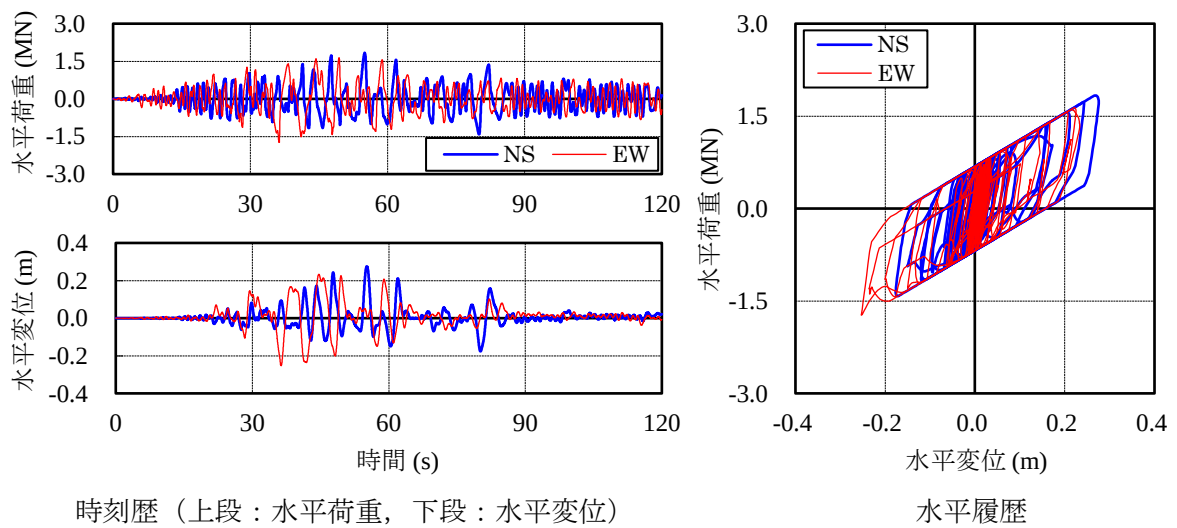


図-5.4.3 上部建屋の最大水平応答 (KOB Lv.2)

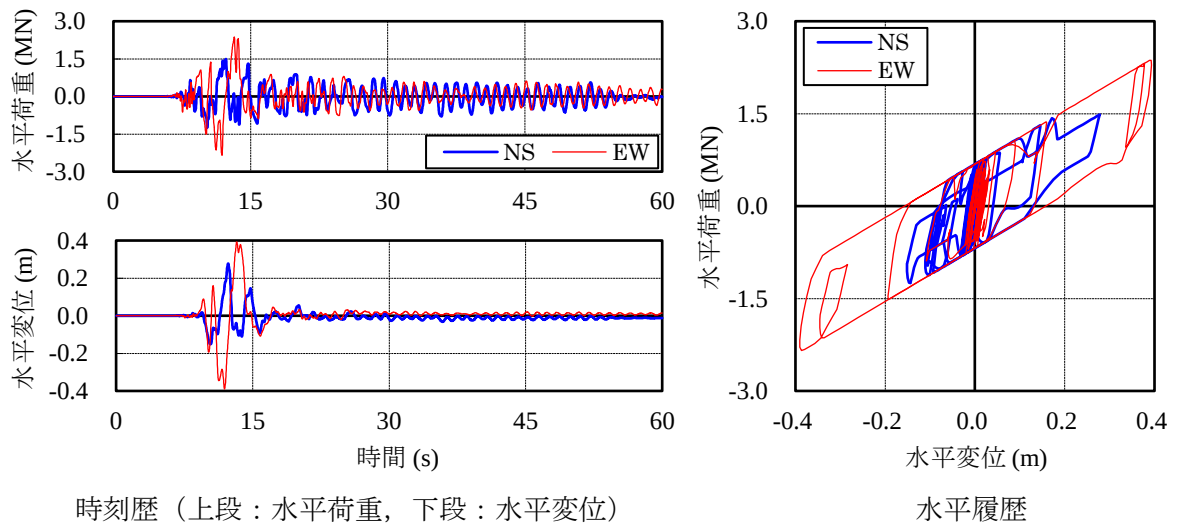


LRB モデル

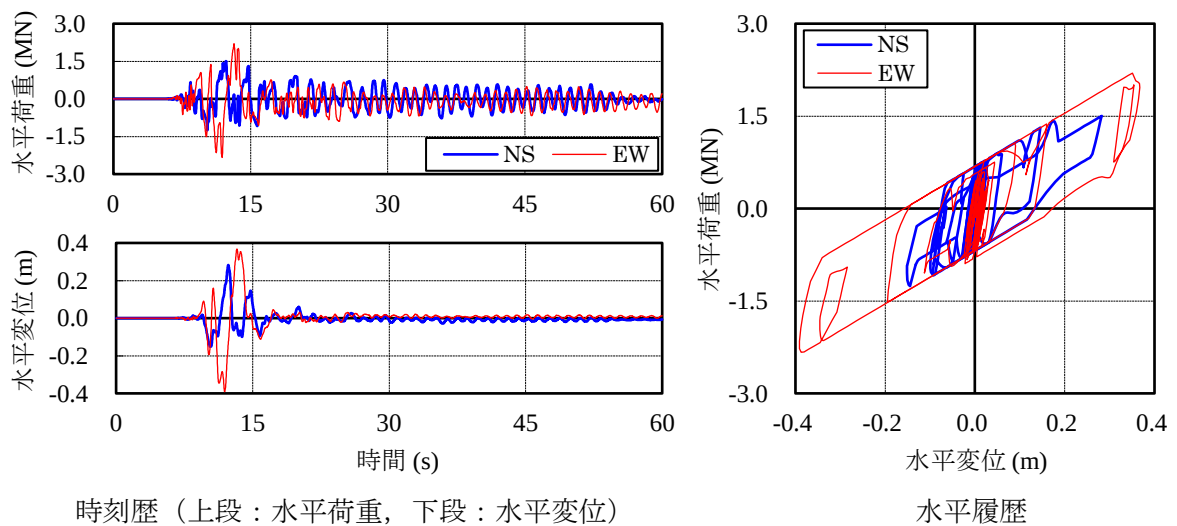


FSLRB モデル

図-5.4.4 免震部材の水平応答（TOM Lv.2）

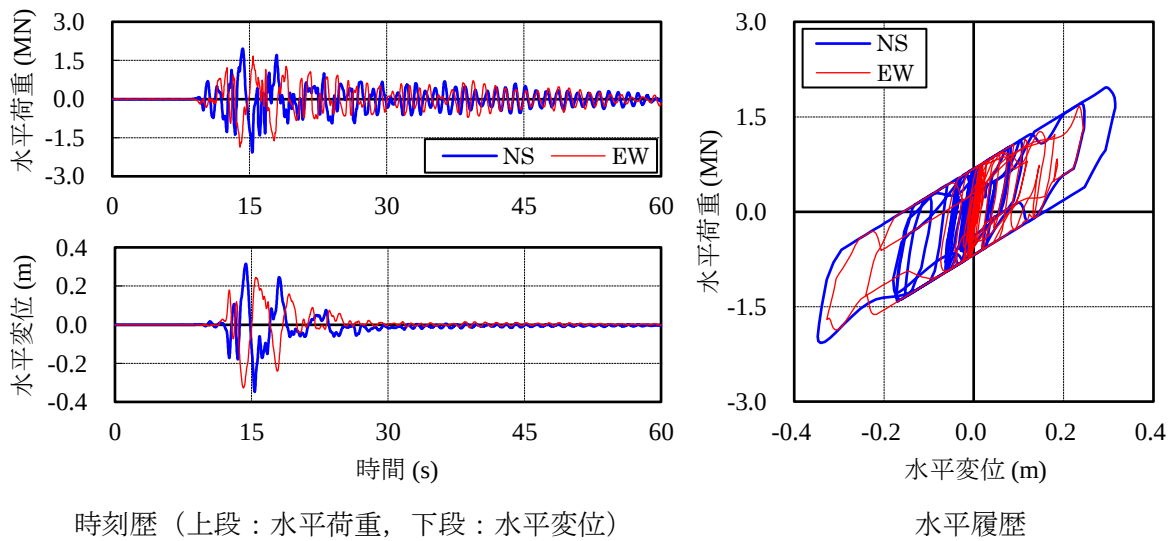


LRB モデル

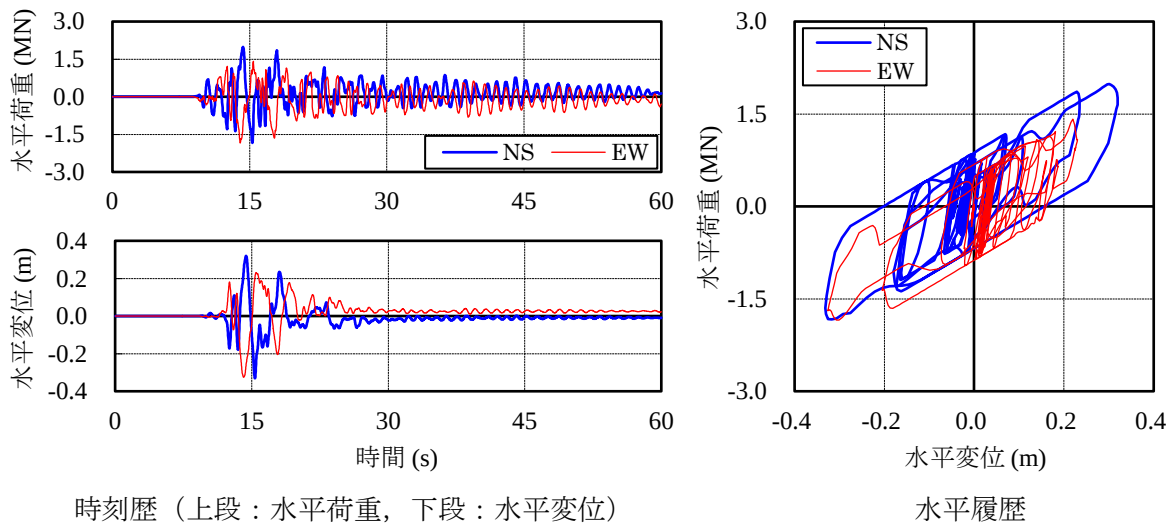


FSLRB モデル

図-5.4.5 免震部材の水平応答（MAS Lv.2）



LRB モデル



FSLRB モデル

図-5.4.6 免震部材の水平応答（KOB Lv.2）

5.4.2 巨大地震動を受ける FSLRB 免震と LRB 免震の比較

TOM, MAS, KOB の Lv.3 地震動に対する FSLRB モデル上部建屋の最大水平応答を LRB モデルと比較して図-5.4.7～5.4.9 に示す。巨大地震動を受ける両モデルの応答には顕著な差が現れる。FSLRB モデルは加速度、層せん断力とも概ね LRB モデルの 1/2 に収まっている。上部建屋の降伏耐力が高いため、両モデルとも応答は弾性範囲内に留まっているが、FSLRB モデルはすべり機構部が摺動を開始すると上部建屋に作用する地震力が頭打ちとなるため、入力レベルをさらに大きくしていけば両モデルの最大応答の差は急激に拡大していく。LRB モデルでは上部建屋の応答が過大となり、地震後の建物使用性に困難をきたす恐れがある。

北西隅角部の免震部材の水平応答を図-5.4.10～5.4.12 に、同位置における免震層の応答値を表-5.4.2 に示す。表内各指標の最大値には網掛けを施してある。LRB モデルはゴムの最大せん断歪みが 250%の線形限界を超えてハードニングを生じており、MAS および KOB ではせん断破断限界歪み 400%近くにまで達している。入力がいかに大きくなればゴムのせん断破断に至る恐れが高い。一方、FSLRB モデルのゴムせん断歪みは 250%の線形限界を僅かに超える程度である。免震層最大変位は MAS, KOB で LRB モデルとほとんど差がないことから、FSLRB モデルの優位性が明らかであるといえよう。ただし、残留変位および TOM NS 方向の最大変位は FSLRB モデルで極端に大きな値となっている。TOM NS 方向の変位応答について詳細に見てみると、すべり機構部の摺動に伴って上部建屋が北(+)側に大きくドリフトしていき、最大変位 1.16m、最大すべり量 0.70m、残留変位 0.74m となっている。FSLRB 建物は入力地震動の長周期成分に共振すると、免震層の最大・残留変位が非常に大きくなる場合のあることに注意を要する。

北西隅角部の免震部材の鉛直応答を図-5.4.13～5.4.15 に示す。LRB モデルの方が上部建屋のロッキング動に伴う転倒モーメントが大きいため、免震部材に大きな面圧変動を生じていることが分かる。

表-5.4.2 免震層の応答値 (Lv.3)

LRBモデル								
評価指標		許容値 (例)	TOM		MAS		KOB	
			NS	EW	NS	EW	NS	EW
免震層 直上階	最大加速度 (m/s ²)	—	2.95	1.86	1.71	3.87	2.89	2.49
	最大変位 (mm)	800	675	507	485	752	597	521
	残留変位 (mm)	—	13.2	27.1	14.5	3.8	0.8	1.9
LRB	最大せん断歪み (%)	400	332		373		371	
	残留せん断歪み (%)	50	14.8		7.4		1.0	

FSLRBモデル								
評価指標		許容値 (例)	TOM		MAS		KOB	
			NS	EW	NS	EW	NS	EW
免震層 直上階	最大加速度 (m/s ²)	—	1.60	1.52	1.28	1.59	1.41	1.40
	最大変位 (mm)	—	1156	557	558	754	549	516
	残留変位 (mm)	—	743	137	107	140	177	130
LRB部	最大せん断歪み (%)	400	265		272		263	
	残留せん断歪み (%)	50	32.3		15.3		32.3	
すべり機構部	最大摺動変位 (mm)	—	700	151	99	257	135	135

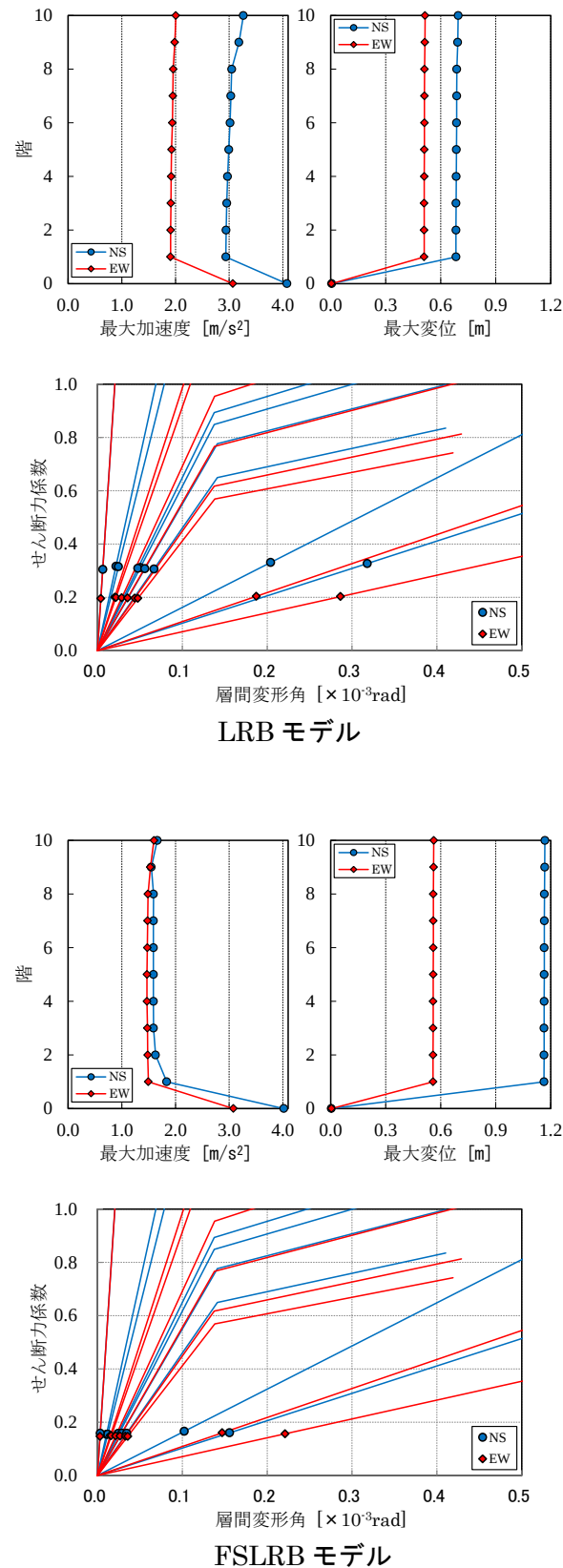


図-5.4.7 上部建屋の最大水平応答 (TOM Lv.3)

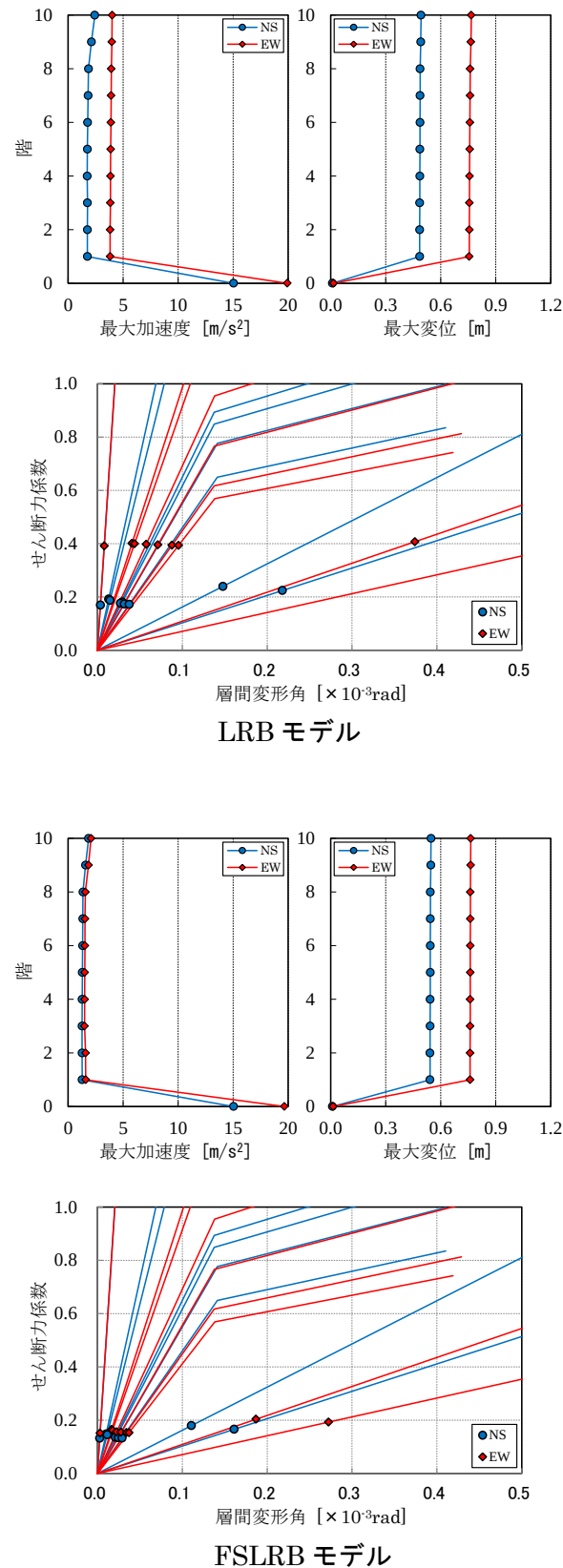


図-5.4.8 上部建屋の最大水平応答 (MAS Lv.3)

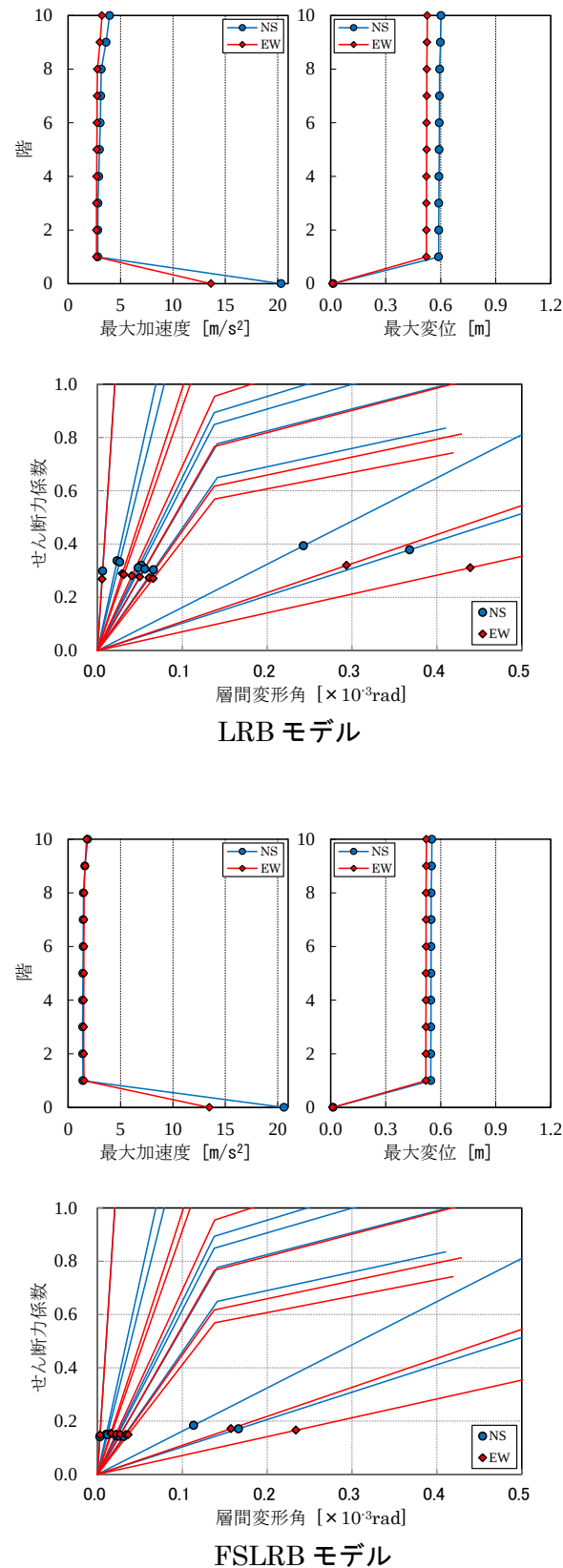
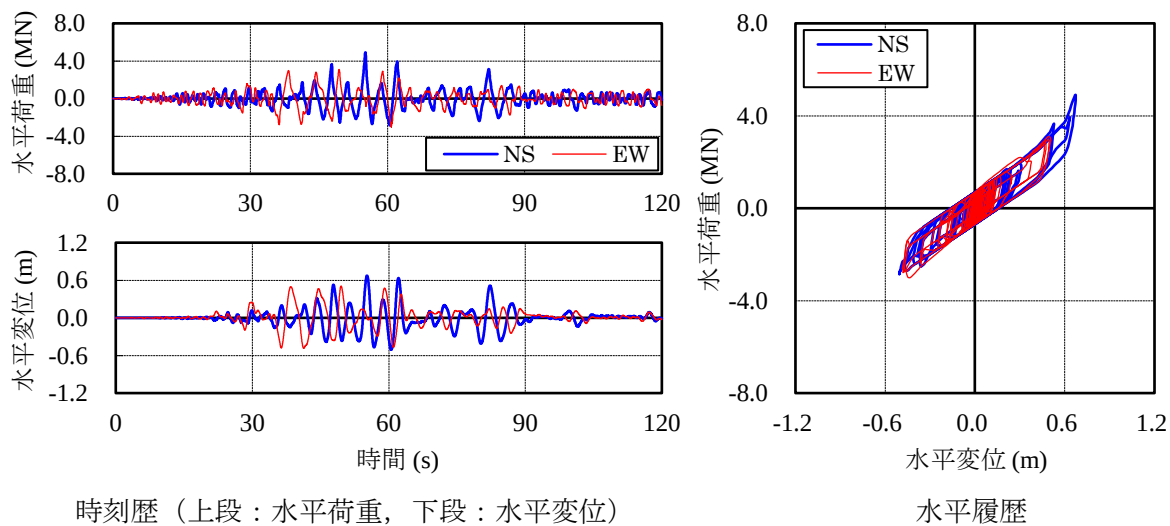
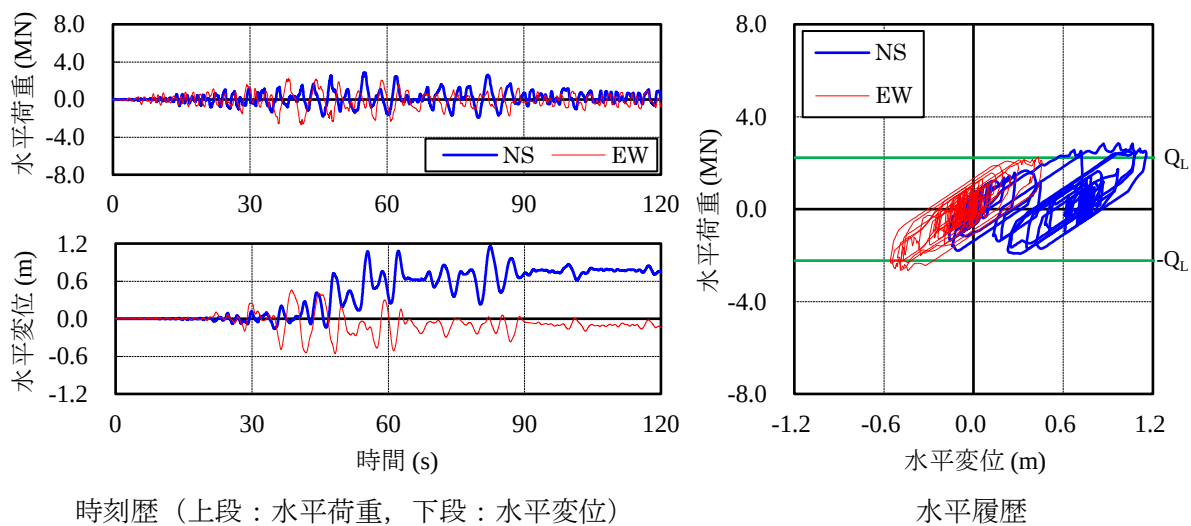


図-5.4.9 上部建屋の最大水平応答 (KOB Lv.3)

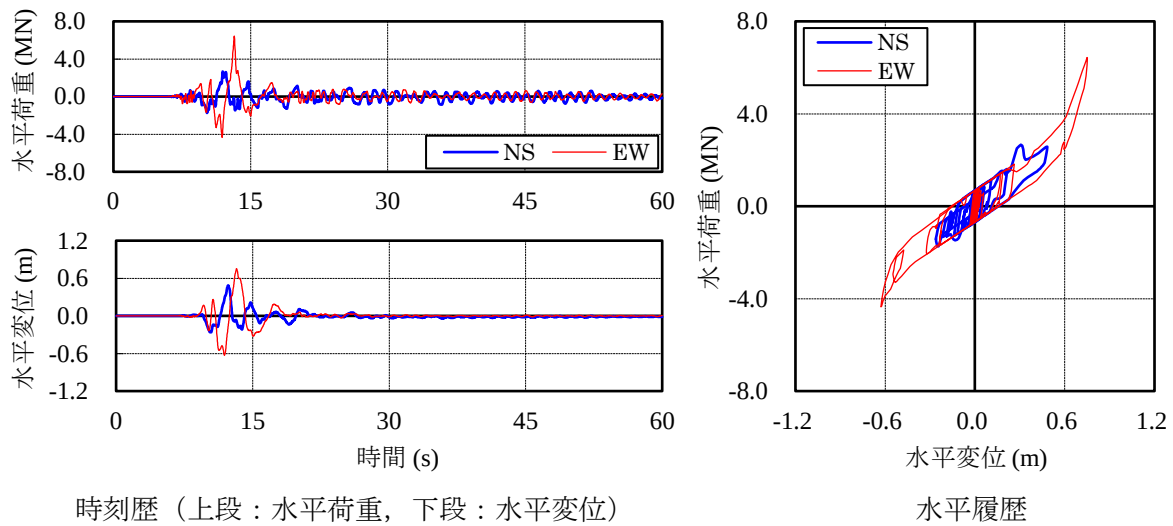


LRB モデル

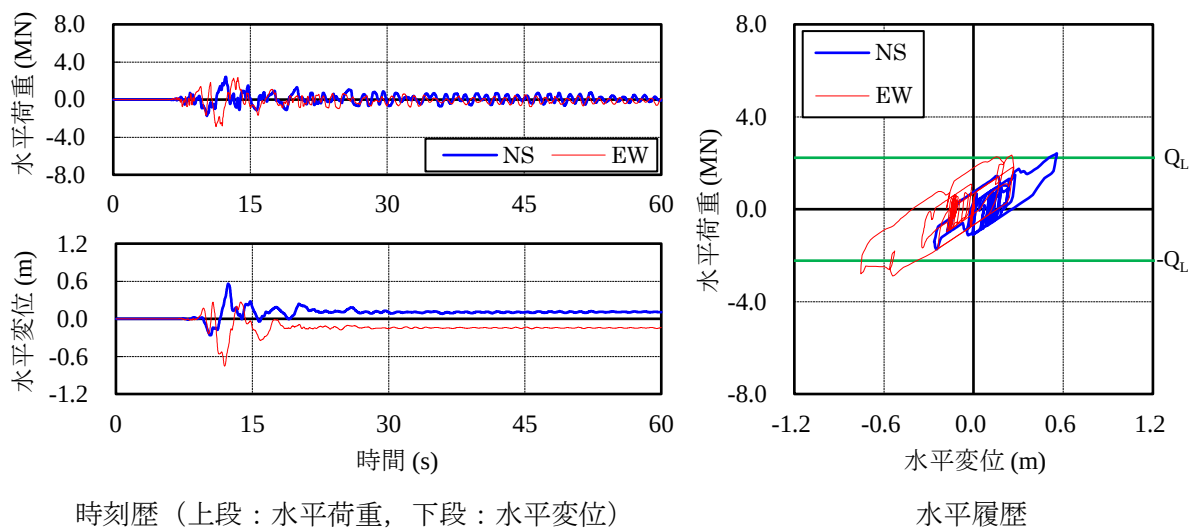


FSLRB モデル

図-5.4.10 免震部材の水平応答（TOM Lv.3）

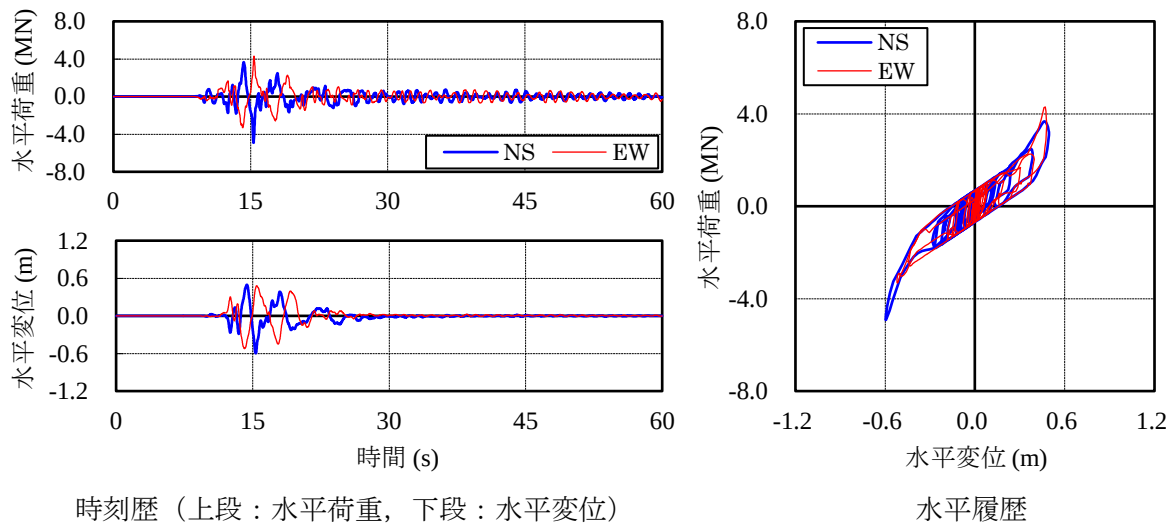


LRB モデル

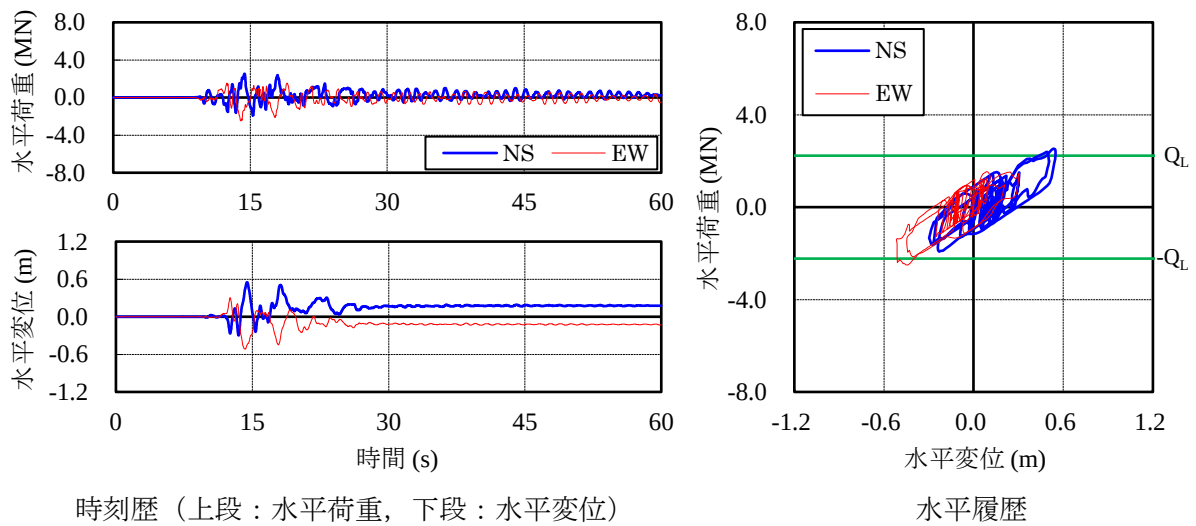


FSLRB モデル

図-5.4.11 免震部材の水平応答 (MAS Lv.3)

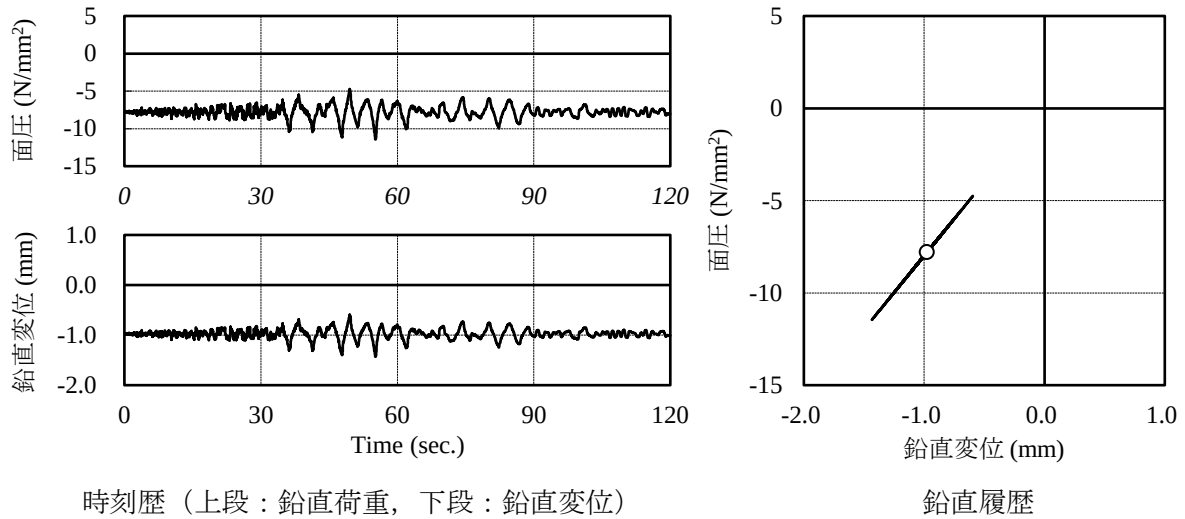


LRB モデル

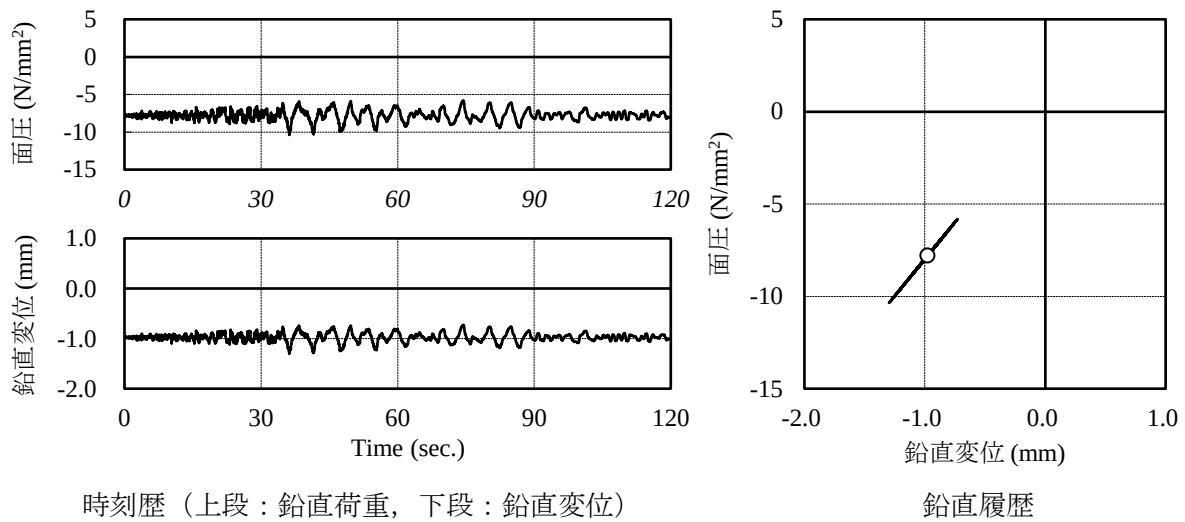


FSLRB モデル

図-5.4.12 免震部材の水平応答 (KOB Lv.3)

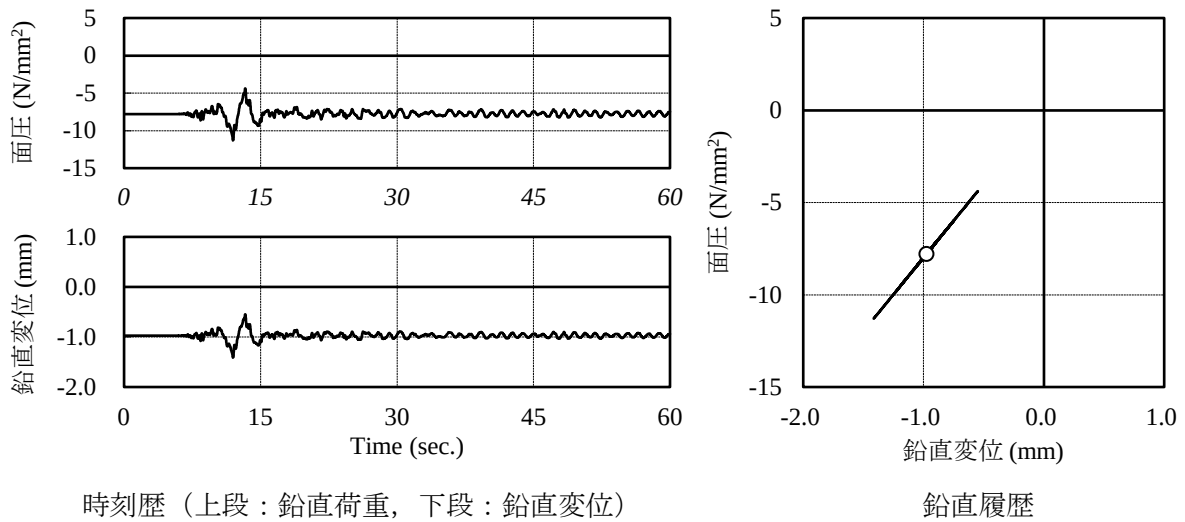


LRB モデル

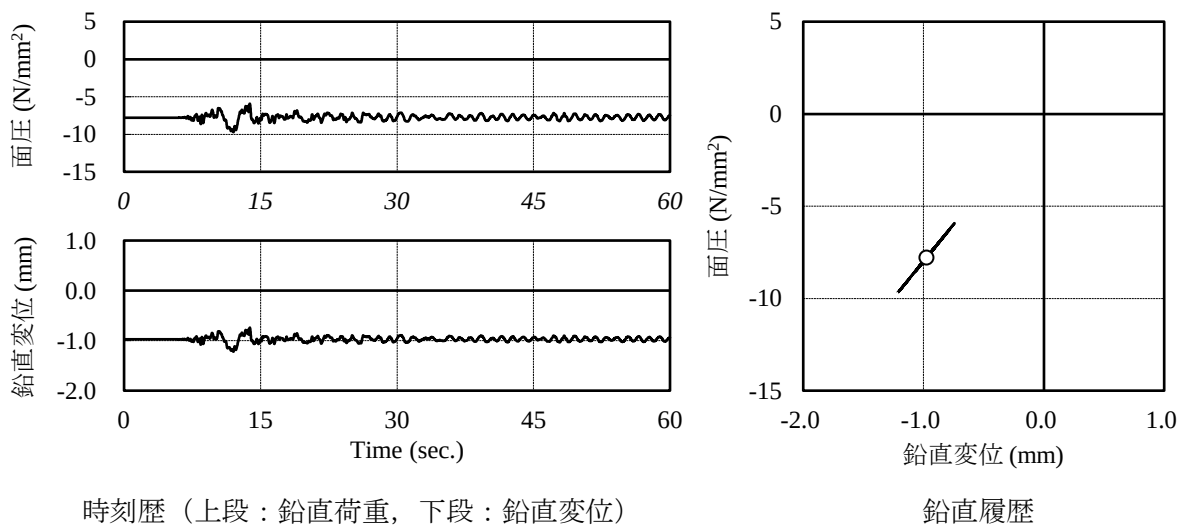


FSLRB モデル

図-5.4.13 免震部材の鉛直応答 (TOM Lv.3)

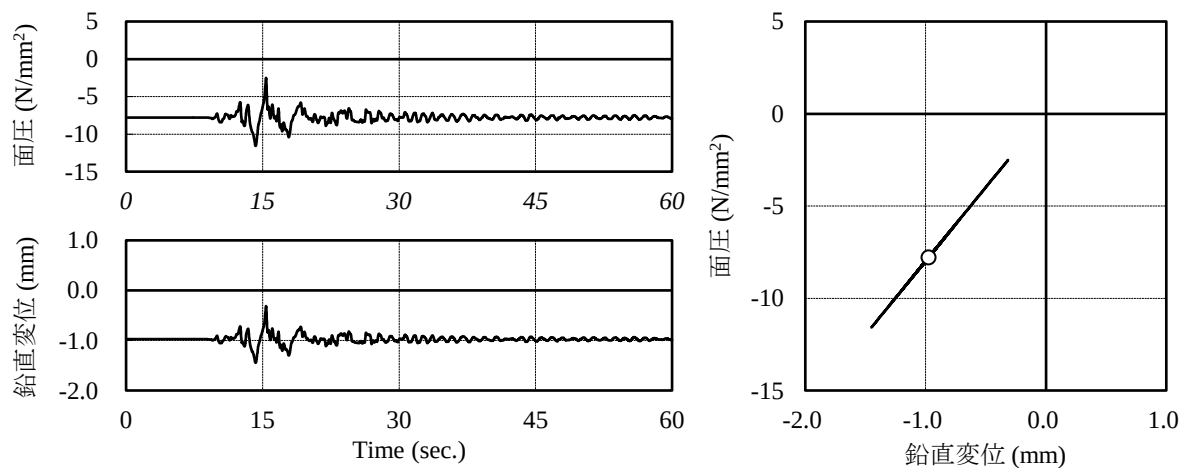


LRB モデル



FSLRB モデル

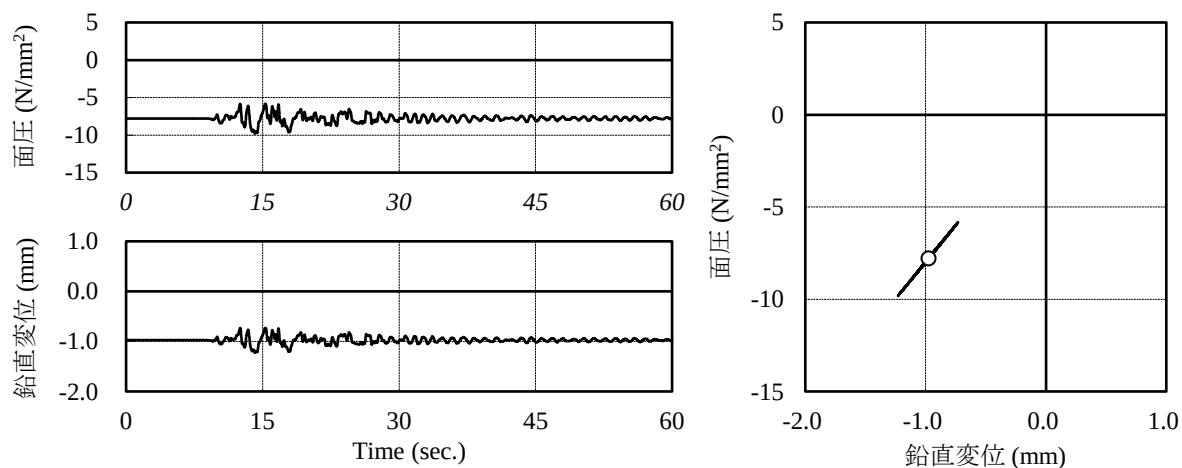
図-5.4.14 免震部材の鉛直応答 (MAS Lv.3)



時刻歴（上段：鉛直荷重，下段：鉛直変位）

鉛直履歴

LRB モデル



時刻歴（上段：鉛直荷重，下段：鉛直変位）

鉛直履歴

FSLRB モデル

図-5.4.15 免震部材の鉛直応答 (KOB Lv.3)

図-5.4.10～5.4.12 の FSLRB 水平履歴には、長期面圧 $\sigma_s=7.79\text{N/mm}^2$ に対応する摩擦力 Q_L を示してある。これらの図より、すべり機構部が常に一定の摩擦力ですべるのではなく、面圧とともに摩擦力が時々刻々と変動していることが分かる。例えば NS 方向の履歴に着目すると、北西隅角部に位置する免震部材であるから上部建屋の転倒モーメントにより北(+)方向変位時は面圧が増大して摩擦力が大きくなっている。TOM の場合は、さらに上下動による細かな変動が加わっている。同様に、南(-)方向変位時には摩擦力が小さくなる。この結果、LRB 部は徐々にゴムの水平偏心が進行し、地震終了時には各 LRB 部が概ね建物外周方向に向かって放射状に残留変位を生じることとなる。

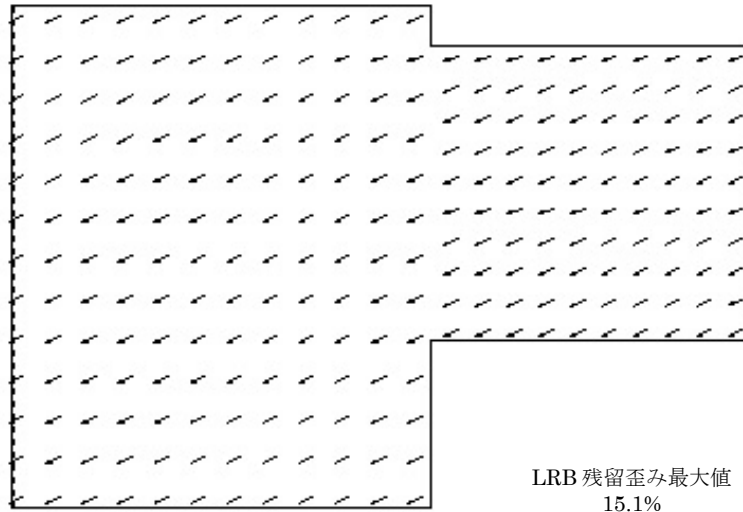
両モデルの免震層および各免震部材について、地震終了時の残留変位を図-5.4.16～5.4.18 に示す。共通ラフトの外形を示す線のうち、破線は原位置、実線は地震終了時の位置を表す。また、多数の矢印は各支承 LRB 部の下端中心から上端中心に向かう方向および変位量を表す。免震層の残留変位は 10 倍、各免震部材の残留変位は 100 倍に拡大して示してある。いずれの値も 3 波のうち最大を記録した TOM の応答結果に着目すると、LRB モデルの免震層残留変位は南に 13mm、西に 27mm と僅かであり、当然ながら各 LRB の残留変位もねじれ変形成分を除けば方向、値ともに全て免震層の残留変位と同一である。北西隅角部 LRB の残留せん断歪みは 14.8%、全 256 基の最大値は 15.1%に留まる。一方、FSLRB モデルの免震層は北に 743mm、西に 137mm と桁違いに大きな残留変位を生じている。各免震部材の LRB 部の残留変位は方向、値ともにばらばらであり、北西隅角部 LRB 部の残留せん断歪みは 32.3%、全 256 基の最大値は 42.3%、と LRB モデルの 2 倍以上となっている。ただし、ゴムの残留せん断歪みは残留変形復旧の判断目安の 1 つと考えられる 50%⁴⁾を下回っている。

以上の検討結果より、FSLRB 免震は巨大地震動の入力レベルに関わらず、上部建屋の応答加速度や応答層せん断力を頭打ちとすることができるとともに、積層ゴムのハードニングやせん断破断を回避することができるという大きな利点を有すると考えることができる。一方で、特に長周期成分が卓越する巨大地震動を受ける恐れのある場合には、従来型の免震システムに比べて大きな水平クリアランスを確保しておく必要があり、また地震後には桁違いに大きな残留変位が残る恐れのある点が課題であるといえよう。

北西隅角部

共通ラフト残留変位
南(↓)へ 13.2mm
西(←)へ 27.1mm

LRB 残留歪み
14.8%

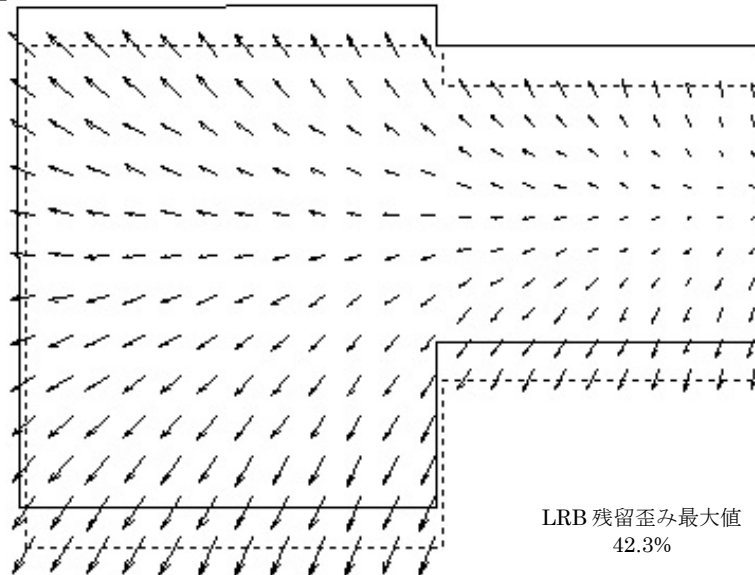


LRB モデル

北西隅角部

共通ラフト残留変位
北(↑)へ 743mm
西(←)へ 137mm

LRB 残留歪み
32.3%



FSLRB モデル

図-5.4.16 免震層および免震部材の残留変位 (TOM Lv.3)

北西隅角部

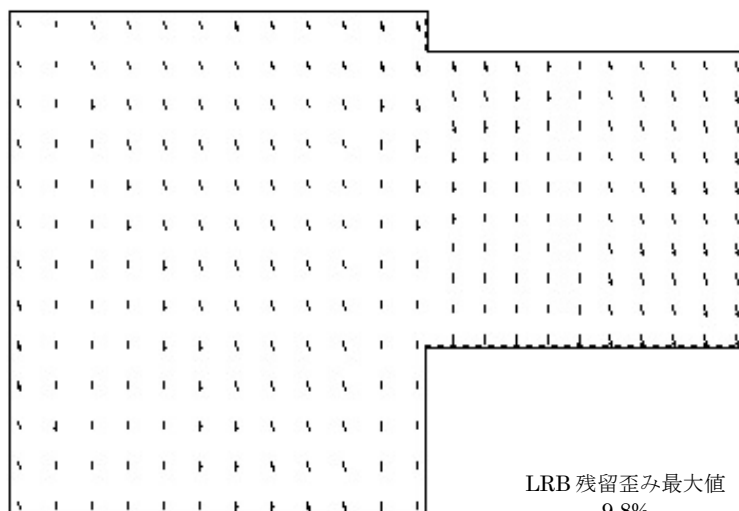
共通ラフト残留変位

南(↓)へ 14.5mm

東(→)へ 3.8mm

LRB 残留歪み

7.4%



LRB モデル

北西隅角部

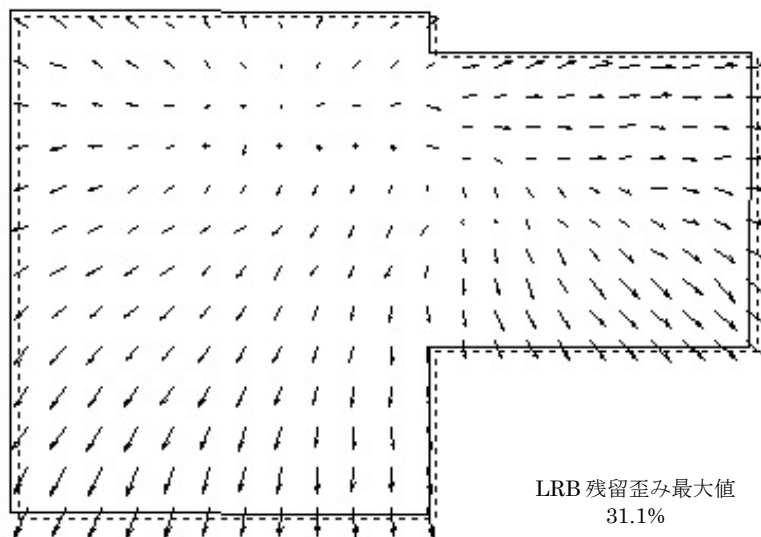
共通ラフト残留変位

北(↑)へ 107mm

西(←)へ 140mm

LRB 残留歪み

15.3%



FSLRB モデル

図-5.4.17 免震層および免震部材の残留変位 (MAS Lv.3)

北西隅角部

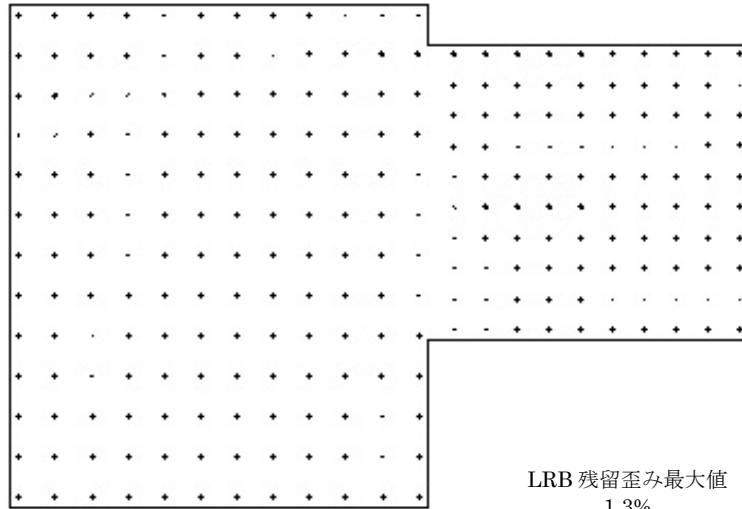
共通ラフト残留変位

南(↓)へ 0.8mm

西(←)へ 1.9mm

LRB 残留歪み

1.0%



LRB 残留歪み最大値
1.3%

LRB モデル

北西隅角部

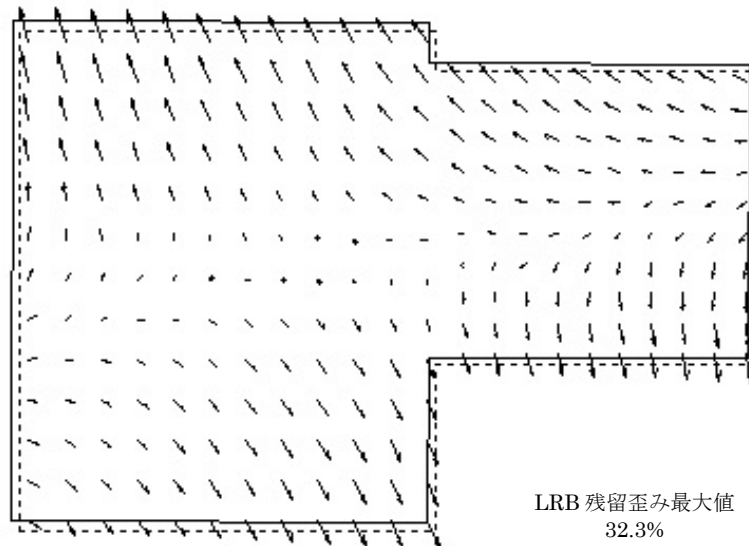
共通ラフト残留変位

北(↑)へ 177mm

西(←)へ 130mm

LRB 残留歪み

32.3%



LRB 残留歪み最大値
32.3%

FSLRB モデル

図-5.4.18 免震層および免震部材の残留変位 (KOB Lv.3)

5.4.3 残留変位を有したまま後続地震動を受ける FSLRB 免震の挙動

5.4.2 項において、FSLRB 免震は巨大地震動の特性によっては従来型の免震建物に比べて桁違いに大きな残留変位を生じる場合のあることを指摘した。従来型の免震建物では、本震で生じた残留変位を復旧する前に余震などの後続地震が発生した場合、免震層の最大変位は本震の残留変位の 1/2 程度が累加されるものの、残留変位は本震時の残留変位に累加されないとの研究結果⁵⁾が報告されている。一方、FSLRB 免震は従来型の免震建物と異なり、個々の LRB 部が異なる方向と大きさの残留変位を生じることになるため、後続地震による上部建屋および個々の FSLRB の挙動を確認しておくことが必要であると考えられる。

巨大地震動および続けて発生する地震動の規模や特性をいかに設定するかは難題である。続けざまに連続して巨大地震動を受ける確率は極度に小さいと考えられることから、本項では巨大地震動として TOM Lv.3、余震として KOB Lv.2 を選択し、両地震動を連続して FSLRB モデルに入力して時刻歴地震応答解析を行う。両地震動の選択理由は表-5.4.2、5.4.1 に示した通り、それぞれの入力レベルにおいて 3 波のうち概ね最大の応答値を示す地震動であることによる。入力地震動の加速度時刻歴を図-5.4.19 に示す。両地震動の間に 30 秒間の無振動時間を設けてデータを接続している。上下動は TOM Lv.3 のみ考慮する。

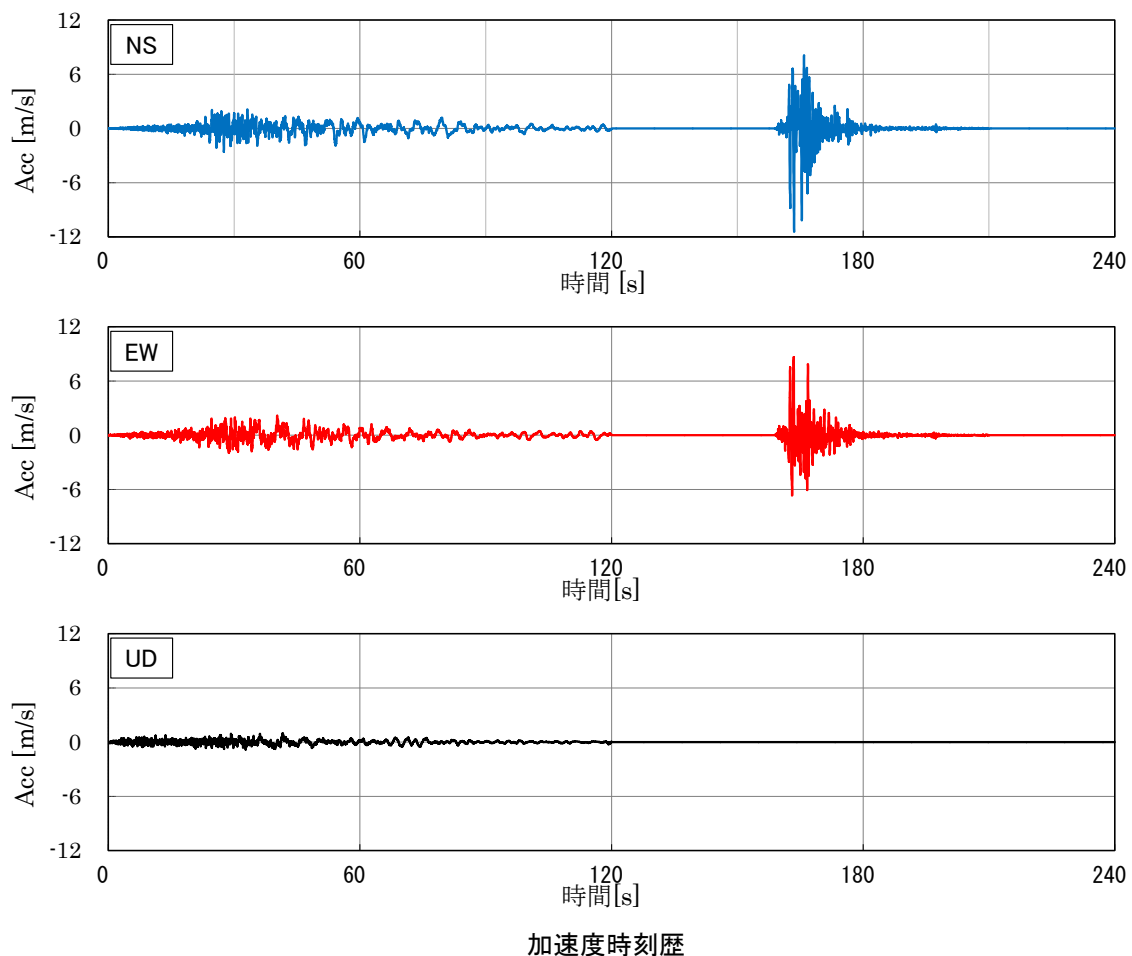


図-5.4.19 巨大地震および余震を模擬した入力地震動 (TOM Lv.3+KOB Lv.2)

TOM Lv.3 により生じた残留変位を復旧することのないまま KOB Lv.2 を受けたときの、北西隅角部における免震層の応答値を表-5.4.3 に、上部建屋の最大応答を図-5.4.20 に、それぞれ KOB Lv.2 のみを受けた場合の結果と比較して示す。免震層の最大変位は原位置からではなく、TOM Lv.3 を受けて北に 743mm、西に 137mm ずれた位置（図-5.4.16 下段）からの移動量を表す。免震層 EW 方向の最大変位に若干の違いが見られるものの、上部建屋の最大応答にはほとんど差のないことが分かる。免震層の残留変位は KOB Lv.2 を受ける前後で僅かながら変化しており、北向き 743mm→757mm と 14mm 増加、西向き 137mm→107mm と 30mm 減少している。

図-5.4.21 には北西隅角部支承の水平応答を比較して示す。当然ながら、残留変位の有無によって履歴の開始位置は異なるものの、変位時刻歴および履歴形状に明確な違いは見当たらない。ただし、すべり機構部の摺動変位時刻歴には顕著な違いが見られ、残留変位を有する場合の方が早期にすべりを開始している。この原因は次の通りであると推測する。TOM Lv.3 を受けた北西隅角部支承の LRB 部は北向きに 21.5%、西向きに 24.1%、そのベクトル和として北西方向に 32.3% の残留せん断歪みを有しており、すべり面には LRB 部の復元力に釣り合うだけの摩擦力が作用したままの状態にある。従って、後続地震として KOB Lv.2 を受けたとき、NS 方向は北向きに、EW 方向は西向きに荷重を受けると、摩擦力がすべり出し荷重に達するまでの猶予が少なくなっている。

残留変位を有したまま KOB Lv.2 を受けたときの免震層の残留変位を図-5.4.22 に示す。図-5.4.21 に示した通り、すべり機構部の最大摺動変位は数十 mm と僅かであるため、免震層の残留変位、個々の LRB 部の残留変位の方向と大きさの全てにおいて、TOM Lv.3 を受けた後の状況（図-5.4.16 下段）からほとんど変化していないことが分かる。

以上の解析結果から総合的に判断すると、FSLRB 免震が巨大地震動を受けて免震層に大きな残留変位を生じた後、続けざまに後続地震動を受ける場合であっても、すべり機構部に大きな摺動を生じることがなければ、上部建屋および免震層の挙動は残留変位のない場合と比較して大きな違いはないものと考えられる。

表-5.4.3 残留変位の有無による免震層応答値の比較

評価指標		許容値 (例)	残留変位なし		残留変位あり	
			NS	EW	NS	EW
免震層 直上階	最大加速度 (m/s ²)	3.0	1.27	1.12	1.27	1.10
	最大変位 (mm)	500	331	326	334	313
	残留変位 (mm)	—	9.7	22.3	757	107
LRB部	最大せん断歪み (%)	250	212		229	
	残留せん断歪み (%)	25	20.4		35.8	
すべり機構部	最大摺動変位 (mm)	—	45.2	45.2	15.8	15.4

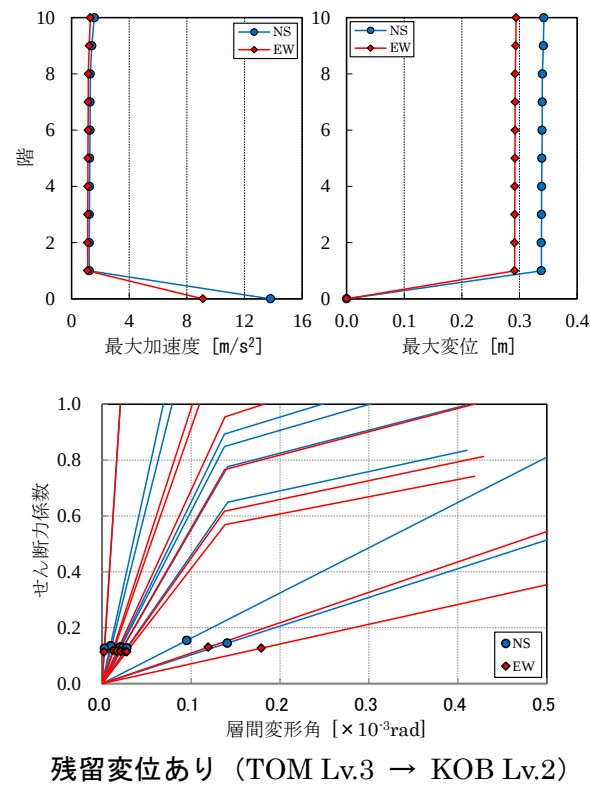
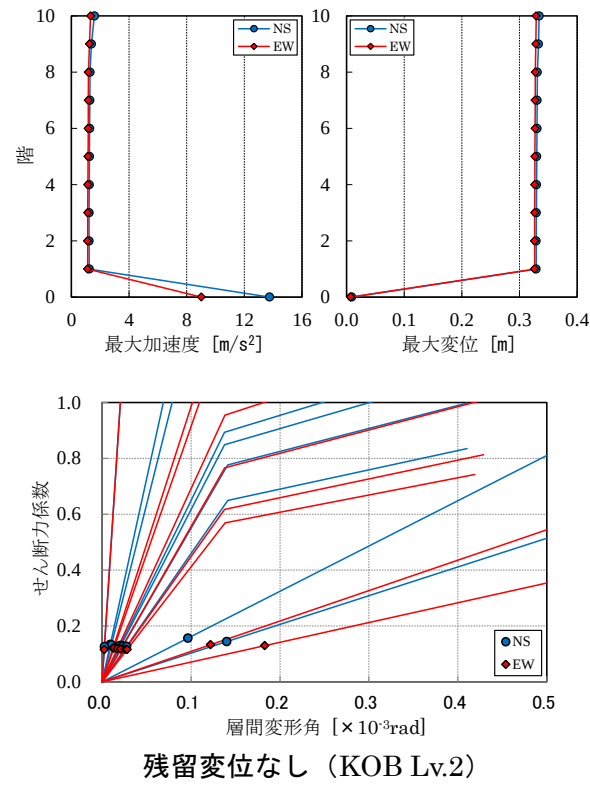


図-5.4.20 残留変位の有無による上部建屋最大応答の比較

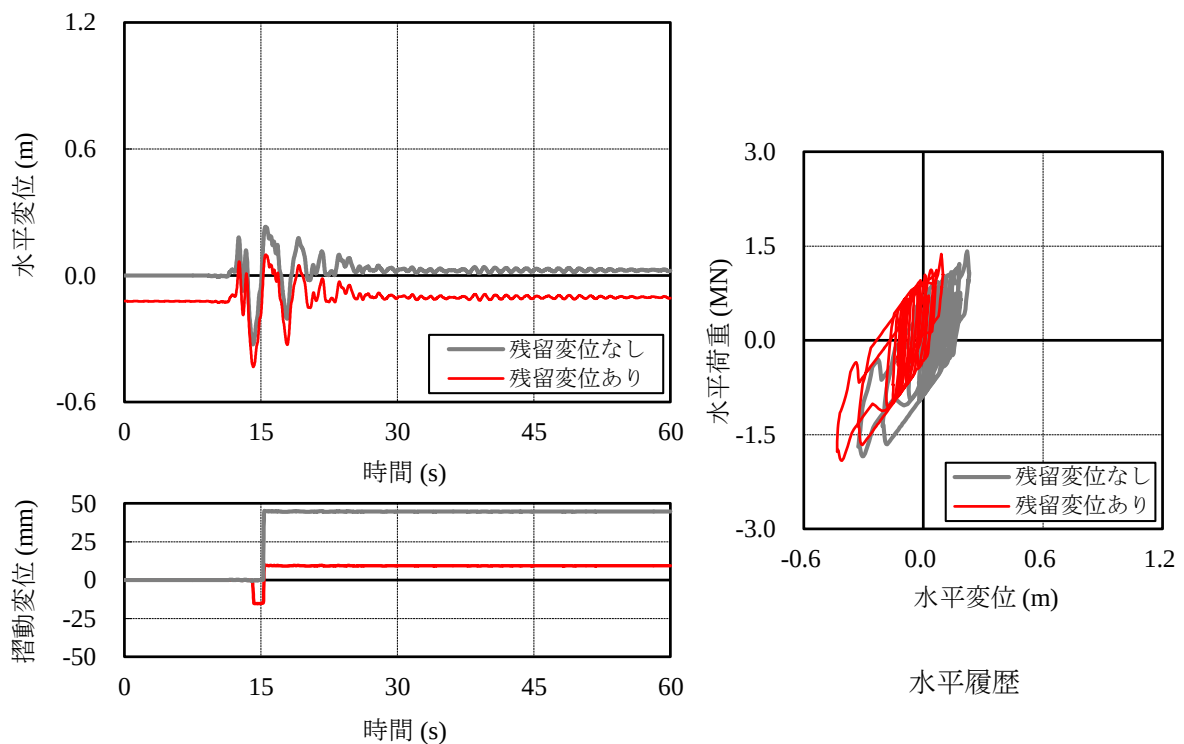
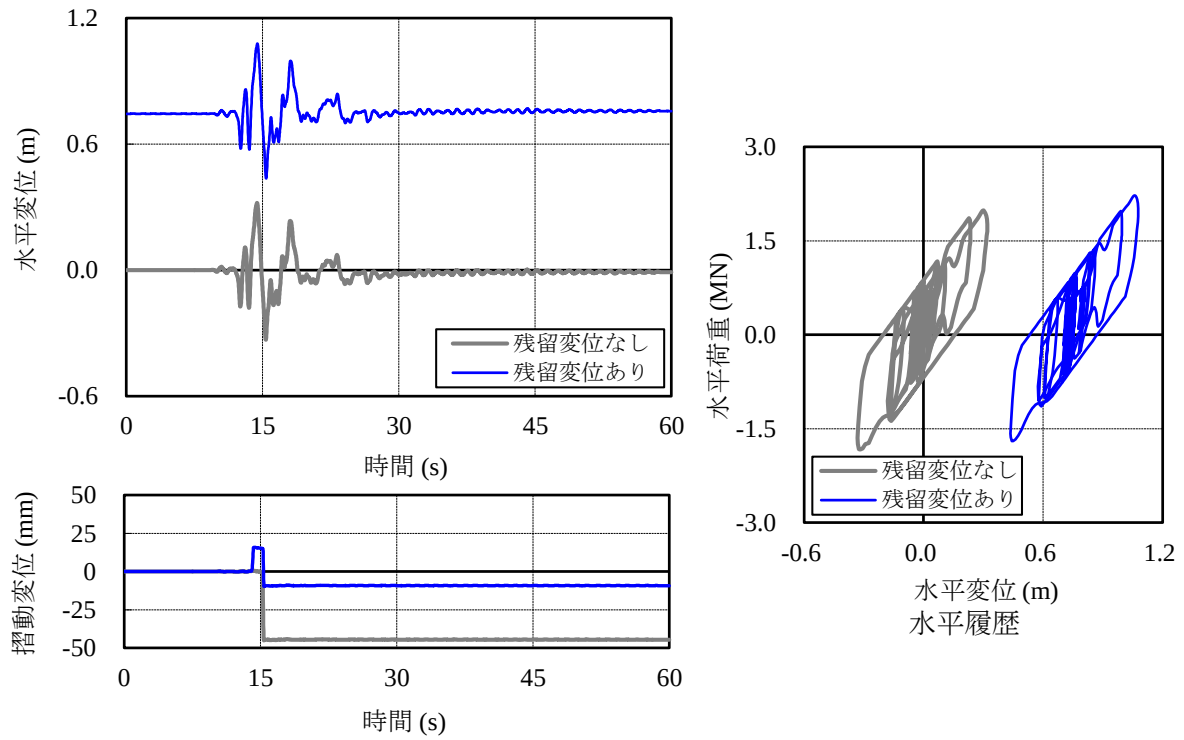
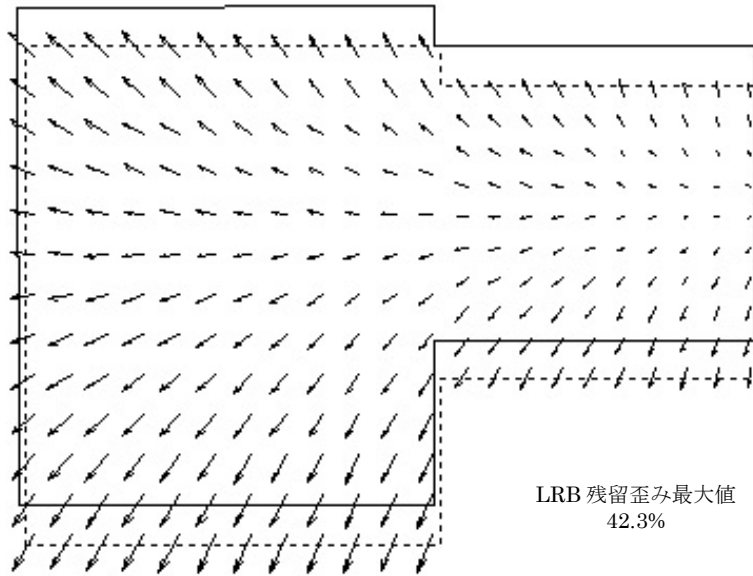


図-5.4.21 残留変位の有無による免震部材水平応答の比較

北西隅角部

共通ラフト残留変位
北(↑)へ 757mm
西(←)へ 107mm

LRB 残留歪み
35.8%



LRB 残留歪み最大値
42.3%

図-5.4.22 残留変位を有したまま後続地震動を受けたときの残留変位 (TOM Lv.3→KOB Lv.2)

5.4.4 摩擦力にばらつきを有する FSLRB 免震の挙動

前項までの検討では、FSLRB 全 256 基の摩擦係数および支持荷重を全て同一としていた。しかしながら、現実的には摩擦係数や支持荷重には必ずばらつきが存在する。個々の FSLRB の摩擦力が大きく異なる場合には、免震層の重心と摩擦力中心の偏心により、ねじれ変形を誘発することも考えられる。そこで本項では、すべり機構部の摩擦係数にばらつきを付与した検討を行い、FSLRB 免震の挙動、特にねじれ応答の評価を行う。

3.6.2 項に示した通り、FSLRB の μ_d は異なる寸法諸元 7 タイプの試験体について様々な面圧で得られた全 292 データをあわせても、1 データを除いて全て評価式 $\pm 20\%$ 内に収まっている。その確率は $291/292 \times 100 = 99.7\%$ である。すなわち、 μ_d が正規分布に従うとした場合、 $\pm 20\%$ の変動幅は概ね標準偏差の 3 倍のばらつきを考慮していることに相当する。本項では各支承の支持荷重を同一のままとする代わりに、 μ_d のばらつきをより大きく考慮して $\pm 40\%$ とする。

長期面圧 $\sigma_g = 7.79 \text{ N/mm}^2$ における μ_d は平均値 $\bar{\mu}_d = 0.135$ 、標準偏差 0.018、変動係数 $V = 0.018 / 0.135 = 0.133$ (13.3%) の正規分布に従うとして、全 256 基の FSLRB に異なる μ_d を付与する。各 FSLRB の μ_d 設定方法は次の通りである。

- 1) 0～1 間の一様分布ランダム変数 y を発生
- 2) 標準正規確率密度関数 $y = \Phi(u)$ より、標準正規分布に従う変数 $u = N(0,1)$ に変換
- 3) $\mu_d = (1 + Vu) \bar{\mu}_d$ により μ_d に変換
- 4) 1)～3)を FSLRB 全 256 基分について繰返し実施

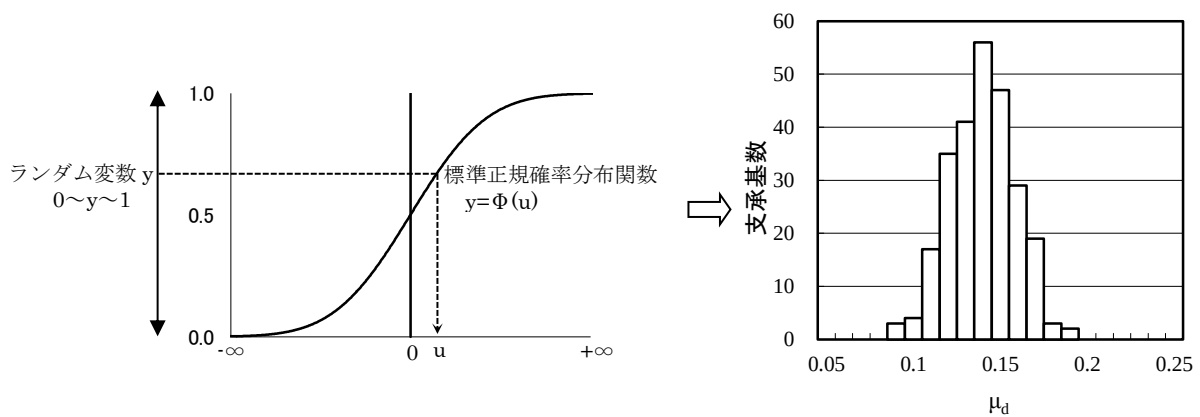


図-5.4.23 動摩擦係数のばらつき設定方法

上記手順により得られた μ_d は、最小値 0.086 ($\bar{\mu}_d - 36\%$) ~ 最大値 0.186 ($\bar{\mu}_d + 38\%$) となっている。 μ_s にも同様のばらつきを考慮する。平均値 $\bar{\mu}_s=0.170$ として、各 FSLRB にそれぞれ $\bar{\mu}_s \times \mu_d / \bar{\mu}_d$ を付与する。従って、 μ_s は最小値 0.108 ($\bar{\mu}_s - 36\%$) ~ 最大値 0.234 ($\bar{\mu}_s + 38\%$) となる。図-5.4.24 に示すように、これらのばらつきを有する FSLRB を摩擦係数の大きいものから順に南西隅角部→北西隅角部→・・・→南東隅角部→北東隅角部に配置していき、免震層のねじれを恣意的に誘発する解析モデルを作成する。南西隅角部から北東隅角部に向かって順に摩擦係数が小さくなることから、本解析モデルは北東部ほどすべりやすく、ねじれ変形の影響を大きく受けることとなる。

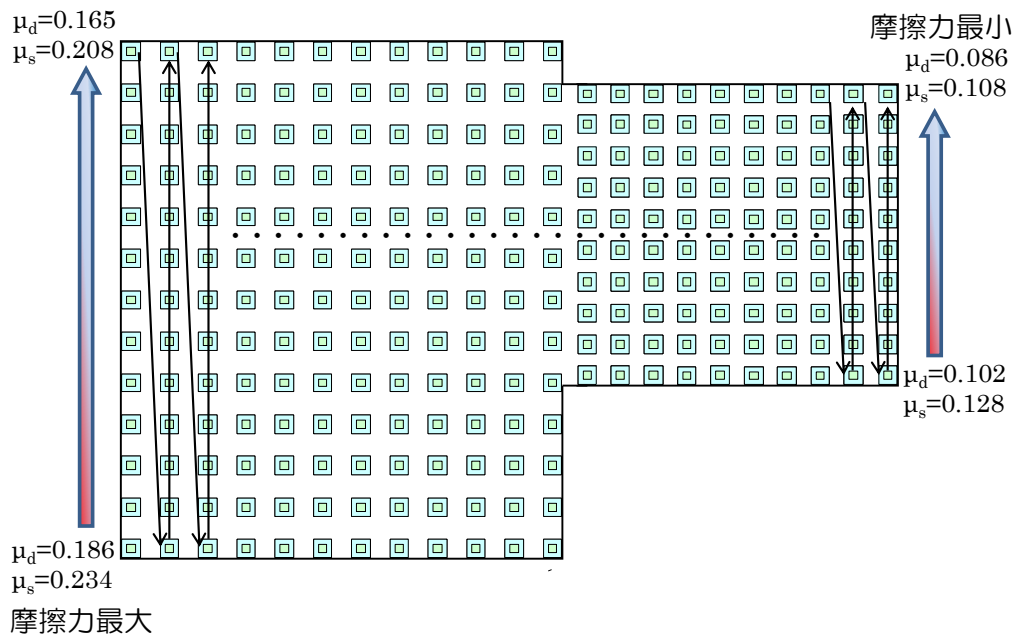


図-5.4.24 免震層捻じれ応答を恣意的に誘発する FSLRB の配置方法

TOM, MAS, KOB の Lv.3 地震動に対する上部建屋の最大応答を図-5.4.25~5.4.27 に、摩擦力のばらつきを考慮しない場合と比較して示す。免震層のねじれを恣意的に誘発するような支承配置を行っても、上部建屋の最大応答にはさほど影響が現れていない。

一方、免震層の挙動には大きな変化を生じる。摩擦係数が最小でねじれ変形が大きくなる北東隅角部における免震層の応答値を表-5.4.4 に、免震層のねじれ応答を表-5.4.5 に、いずれも摩擦力のばらつきを考慮しない場合と比較して示す。最大値を示す箇所には網掛けを施してある。長周期成分が卓越し、すべり機構部の撓動変位が大きくなる TOM では、北東隅角部支承の撓動変位や免震層の回転角が桁違いに大きくなり、摩擦力のばらつきを考慮しない場合に比べて最大回転角 20 倍、残留回転角 32 倍となっている。

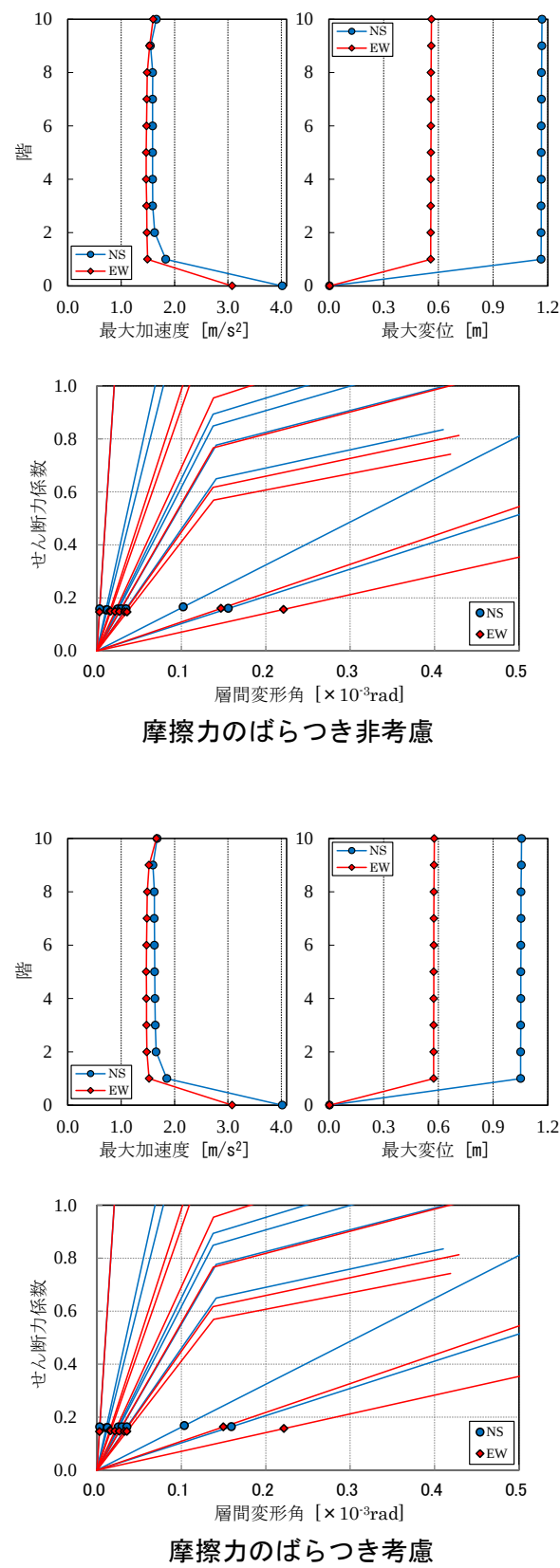


図-5.4.25 上部建屋の最大水平応答 (TOM Lv.3)

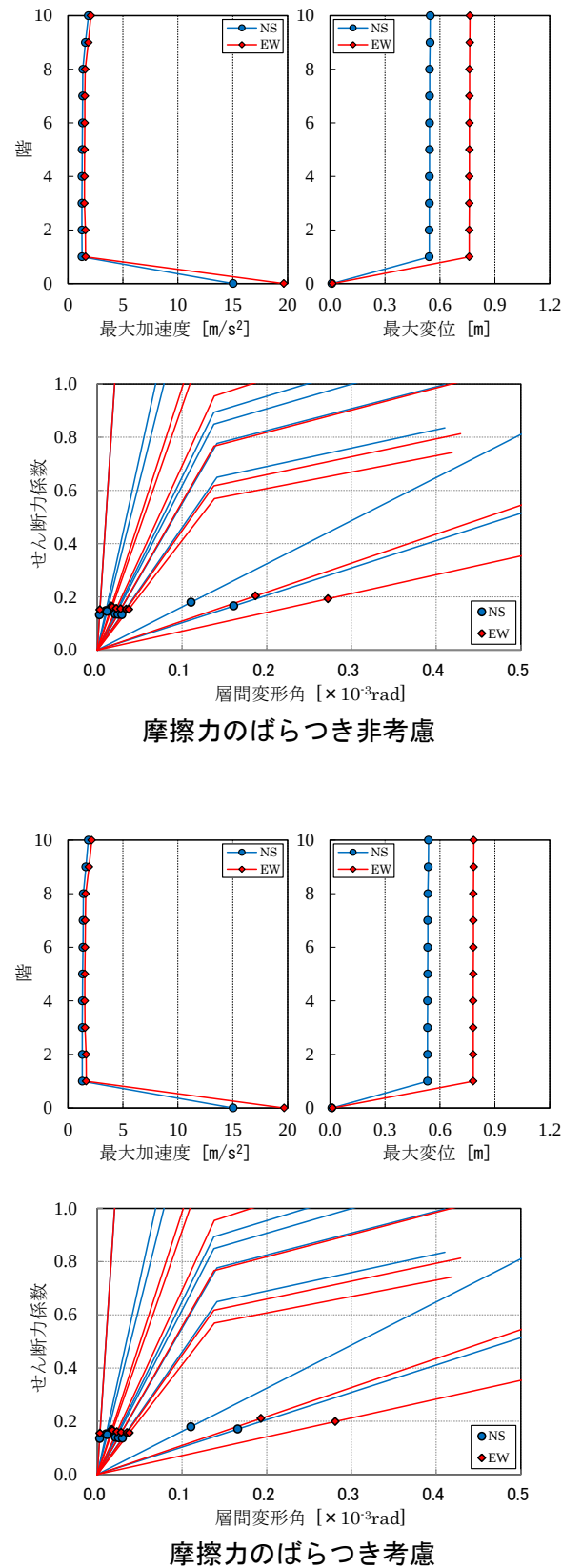


図-5.4.26 上部建屋の最大水平応答 (MAS Lv.3)

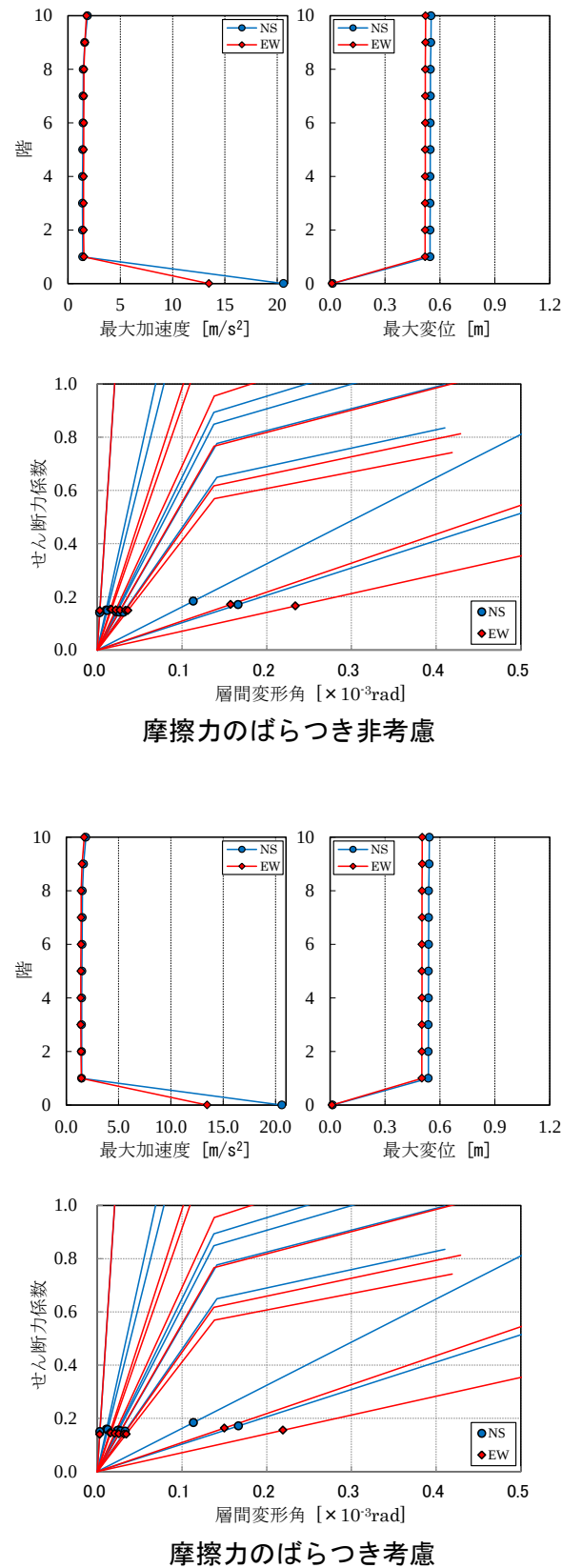


図-5.4.27 上部建屋の最大水平応答 (KOB Lv.3)

免震層の残留変位および残留回転角を図-5.4.28~5.4.30 に、摩擦力のばらつきを考慮しない場合と比較して示す。TOM に対する結果を見ると、個々の支承の LRB 部残留せん断歪みと残留摺動変位に大きな偏りが生じている。大きな残留回転角のため共通ラフト南北両端で 388mm、東西両端で 566mm もの残留変位差を生じており、地震後の建物機能（例えば建物への出入り）に支障を来しかねない状況となっている。

そもそも FSLRB を実建物に適用する場合に意図的にねじれを誘発する支承配置を行うようなことは考えられないとはいえ、以上の解析結果を踏まえると、ねじれの影響を少しでも抑えるためには各支承の摩擦力（＝摩擦係数×支持荷重）が平面的になるべく均一になるような配置計画とすることが望ましいと言えよう。

表-5.4.4 北東隅角部における免震層の応答値

摩擦力のばらつき非考慮								
評価指標		許容値 (例)	TOM		MAS		KOB	
			NS	EW	NS	EW	NS	EW
免震層 直上階	最大加速度 (m/s ²)	—	1.50	1.51	1.60	1.56	1.43	1.40
	最大変位 (mm)	—	1178	559	509	752	541	517
	残留変位 (mm)	—	760	136	72	142	112	133
LRB部	最大せん断歪み (%)	400	243		248		235	
	残留せん断歪み (%)	50	12.0		20.9		14.0	
すべり機構部	最大摺動変位 (mm)	—	738	215	79	297	166	171
摩擦力のばらつき考慮								
評価指標		許容値 (例)	TOM		MAS		KOB	
			NS	EW	NS	EW	NS	EW
免震層 直上階	最大加速度 (m/s ²)	—	1.49	1.54	1.20	1.59	1.27	1.22
	最大変位 (mm)	—	1,396	685	473	758	451	462
	残留変位 (mm)	—	1,025	316	62	161	93	128
LRB部	最大せん断歪み (%)	400	183		194		181	
	残留せん断歪み (%)	50	15.3		24.4		12.0	
すべり機構部	最大摺動変位 (mm)	—	1,089	465	135	473	195	202

表-5.4.5 免震層のねじれ応答

摩擦力のばらつき非考慮							
評価指標		TOM		MAS		KOB	
		NS	EW	NS	EW	NS	EW
最大値	回転角 (rad)	2.56×10^{-4}		-4.59×10^{-4}		-6.33×10^{-4}	
	ラフト両端変位差 (mm)	24.8	36.2	44.5	65.0	61.4	89.6
地震終了時	回転角 (rad)	1.23×10^{-4}		-2.53×10^{-4}		-4.56×10^{-4}	
	ラフト両端変位差 (mm)	11.9	17.4	24.5	35.8	44.2	64.6
摩擦力のばらつき考慮							
評価指標		TOM		MAS		KOB	
		NS	EW	NS	EW	NS	EW
最大値	回転角 (rad)	5.00×10^{-3}		-6.05×10^{-4}		-1.30×10^{-3}	
	ラフト両端変位差 (mm)	485	708	58.7	85.7	126	184
地震終了時	回転角 (rad)	4.00×10^{-3}		-2.39×10^{-4}		4.16×10^{-4}	
	ラフト両端変位差 (mm)	388	566	23.2	33.8	40.4	58.9

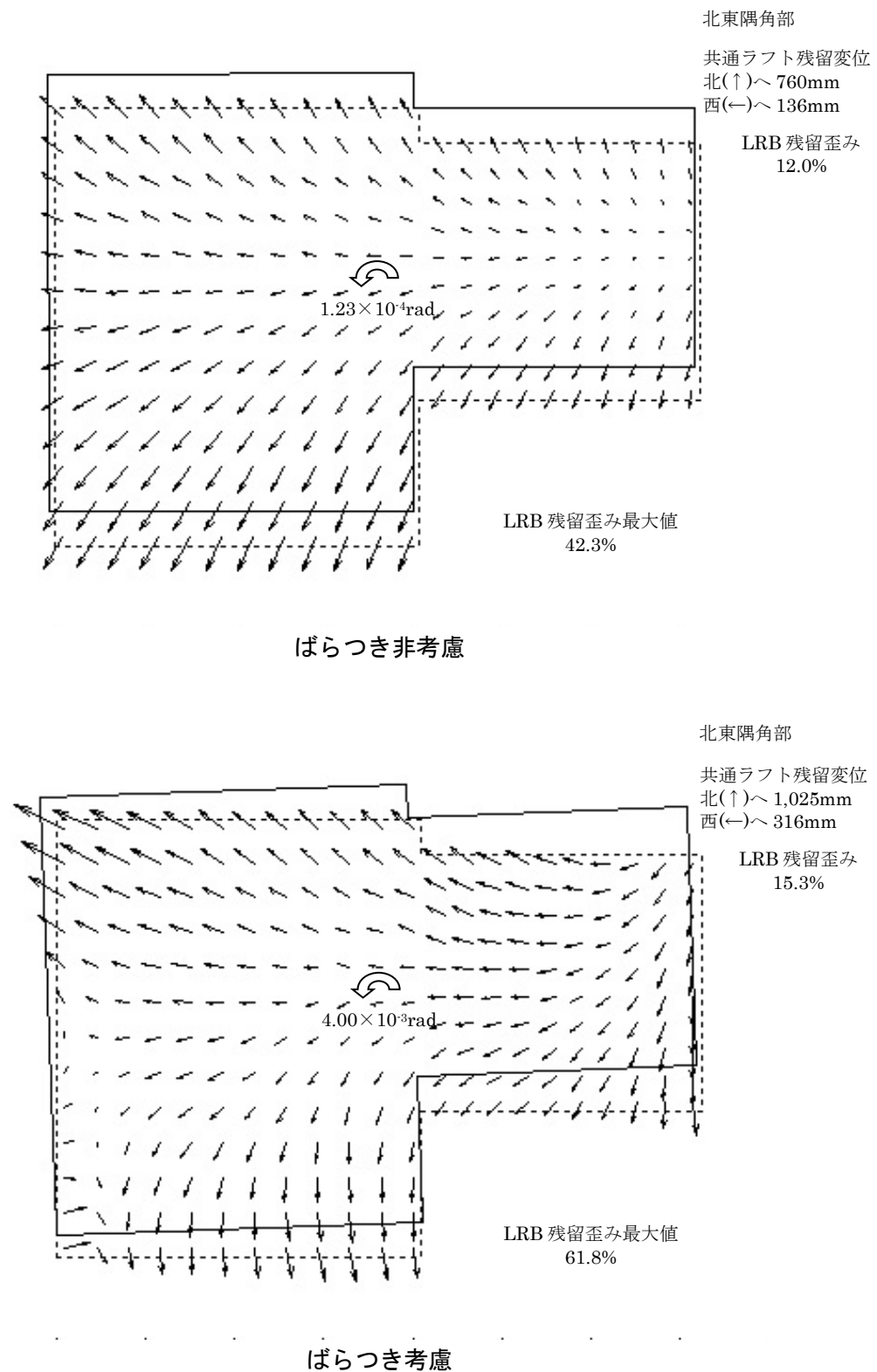


図-5.4.28 免震層の残留回転角と免震部材の残留変位 (TOM Lv.3)

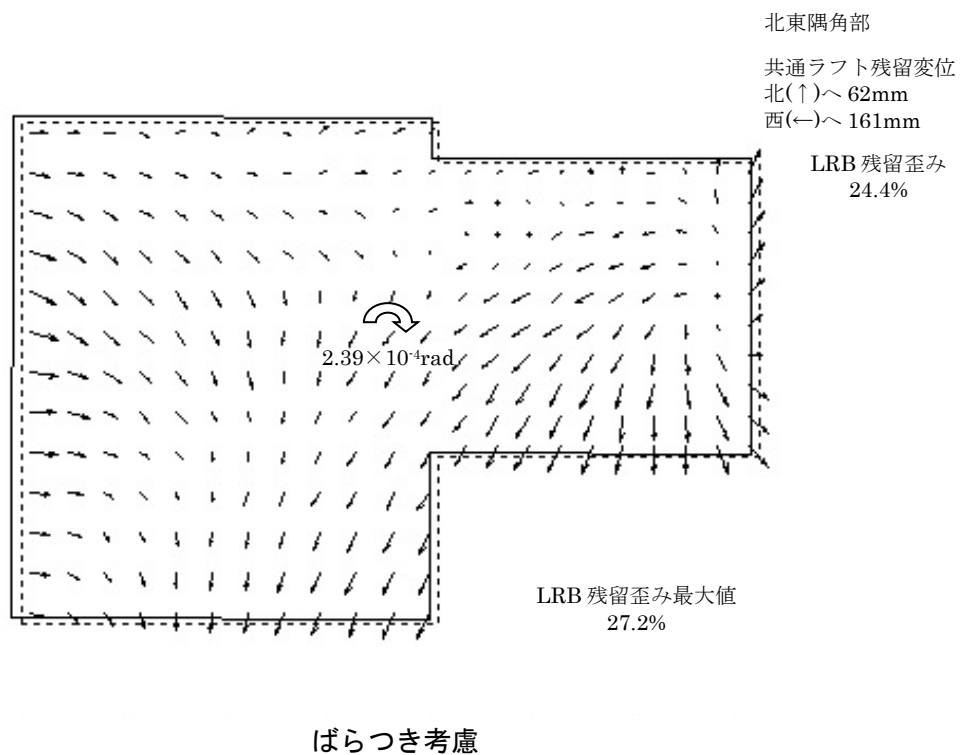
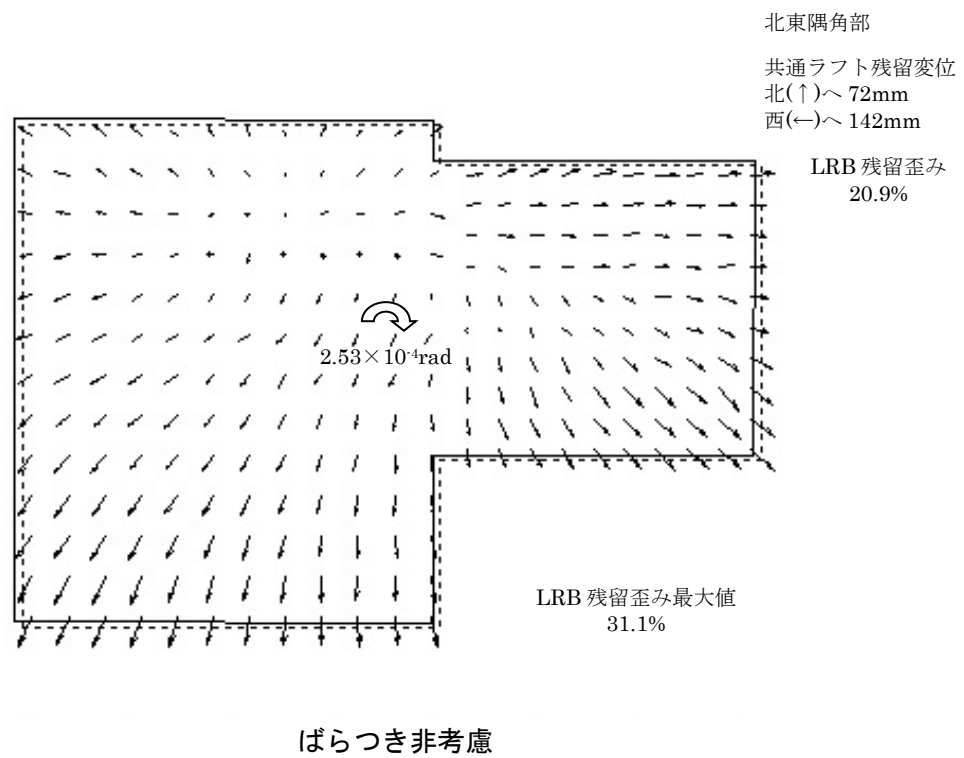


図-5.4.29 免震層の残留回転角と免震部材の残留変位 (MAS Lv.3)

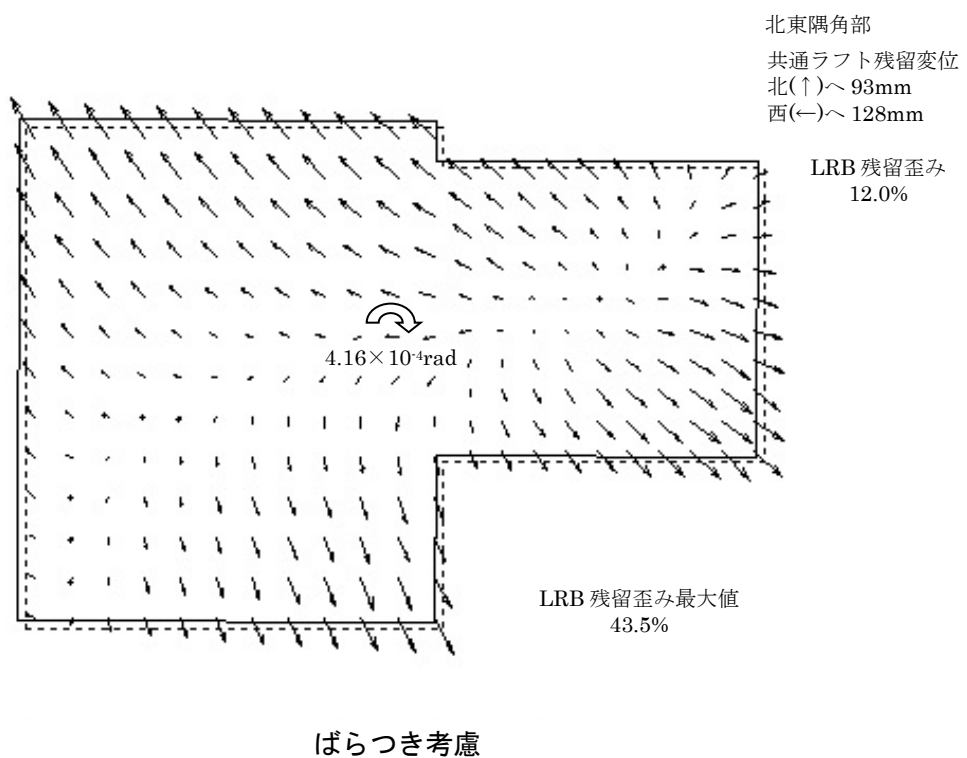
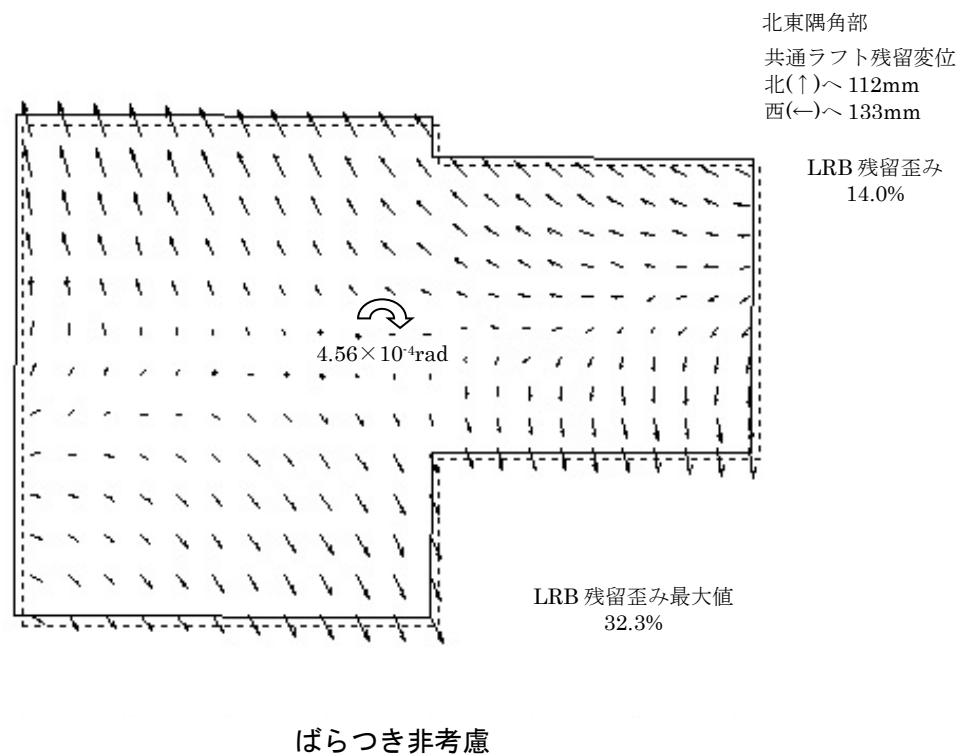


図-5.4.30 免震層の残留回転角と免震部材の残留変位 (KOB Lv.3)

5.5 残留変位の復旧方法

5.4.3 項で検討した通り、FSLRB 免震が巨大地震動を受けて免震層に大きな残留変位を残したまま余震などの後続地震を受けた場合でも、上部建屋および免震部材の挙動にとりたてて大きな問題を生じることはないことが分かっている。しかしながら、建物の美観上・機能上などの理由により、可能であるならば巨大地震動によって生じた残留変位を解消し、上部建物を原位置に復帰させる方が望ましいのは議論するまでもないことである。

本項では、FSLRB 免震に生じた残留変位を解消し、上部建屋および個々の免震部材を原位置に復旧する方法について述べる。上部建屋または地盤に反力を取り、オイルジャッキ等で各 LRB 部を 1 か所ずつ順に水平載荷してすべり発生前の初期位置に戻すことにより、最終的には全 FSLRB の残留変位を解消し、上部建屋を地震前の原位置に復帰させることができる⁶⁾。

摩擦力に過度のばらつきがないならば、各 FSLRB の LRB 部は図-5.5.1 に示す変形ステップを経て、地震終了時には概ね建物の外周部方向に向かって残留変位を生じる。本章で使用している解析モデルの場合、建屋総重量約 43 万 tf、静摩擦係数 0.170 であり、共通ラフトをオイルジャッキで押して上部建屋全体を原位置に復旧するためには、 $43 \text{ 万 tf} \times 0.170 \div 7 \text{ 万 tf}$ のジャッキ容量が必要となる。オイルジャッキ 1 台の容量はせいぜい数百 tf であるから数百台のジャッキと 7 万 tf の載荷に耐える反力ブロックが必要となり、非現実的であると言わざるを得ない。一方、本項で述べる方法によれば、1 基の FSLRB を押してすべり機構部にすべりを発生させるだけの容量を備えたジャッキがあればよい。すなわち、 $43 \text{ 万 tf} \div 256 \text{ 基} \times 0.170 = 286 \text{ tf} \Rightarrow 300 \text{ tf}$ ジャッキ 1 台で十分である。以下、単純化のため 2 基の FSLRB で支持された建物モデルを用いて、具体的な手順を示す。

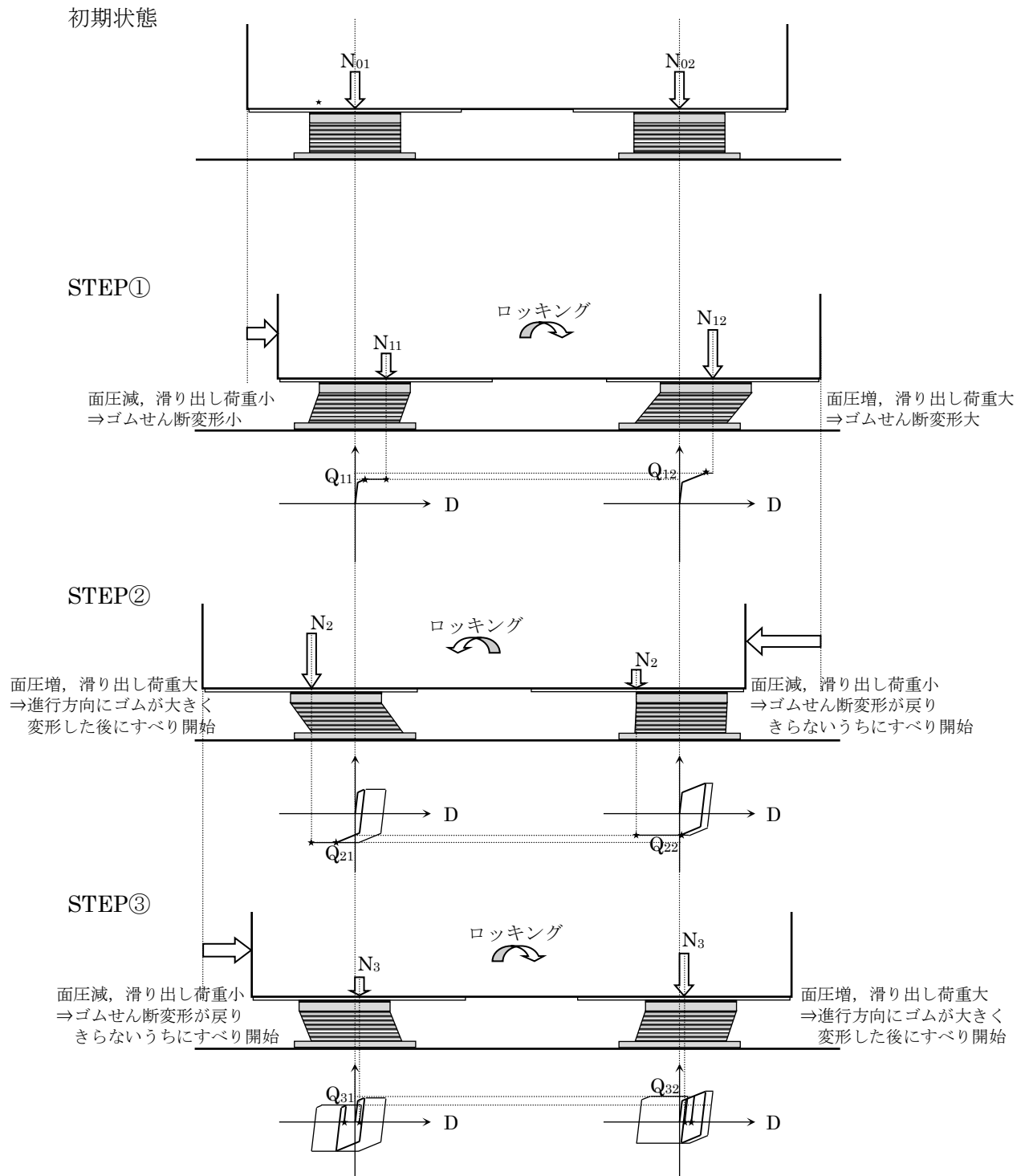


図-5.5.1 FSLRB 残留変位の発生メカニズム

地震直後

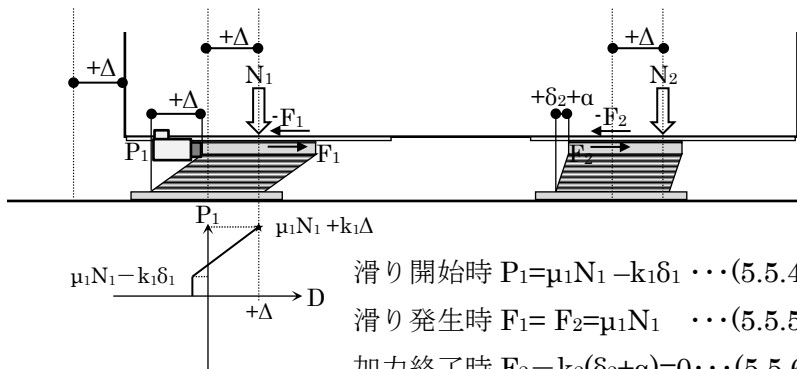


$$k_1\delta_1 - F_1 = 0 \text{ より } F_1 = k_1\delta_1 < \mu_1 N_1 \quad \cdots(5.5.1)$$

$$-k_2\delta_2 + F_2 = 0 \text{ より } F_2 = k_2\delta_2 < \mu_2 N_2 \quad \cdots(5.5.2)$$

$$F_1 - F_2 = 0 \text{ より } k_1\delta_1 = k_2\delta_2 \quad \cdots(5.5.3)$$

STEP①：建屋残留変形と逆向きのゴム 1 を変形 $+\Delta$ を目指してジャッキで押す
ジャッキで押さないゴムも僅かに $+\alpha$ 変形する



$$\text{滑り開始時 } P_1 = \mu_1 N_1 - k_1\delta_1 \quad \cdots(5.5.4)$$

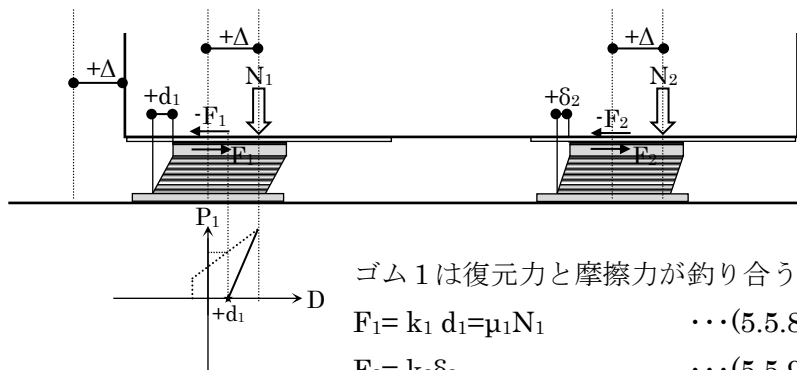
$$\text{滑り発生時 } F_1 = F_2 = \mu_1 N_1 \quad \cdots(5.5.5)$$

$$\text{加力終了時 } F_2 - k_2(\delta_2 + \alpha) = 0 \quad \cdots(5.5.6)$$

$$\text{これらの式より } \alpha = P_1/k_2 \quad \cdots(5.5.7)$$

一般にゴムは多数あるので $k_2 \gg P_{10} \therefore \alpha \doteq 0$

STEP②：ジャッキを解放する



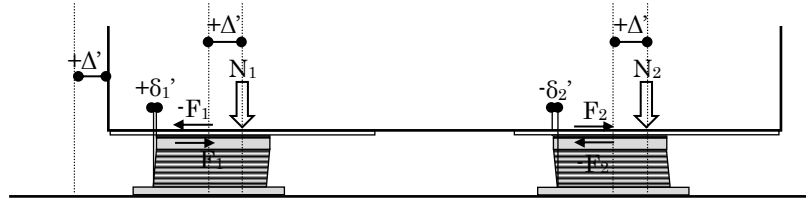
ゴム 1 は復元力と摩擦力が釣り合う変位 d_1 まで戻る

$$F_1 = k_1 d_1 = \mu_1 N_1 \quad \cdots(5.5.8)$$

$$F_2 = k_2\delta_2 \quad \cdots(5.5.9)$$

免震層の剛性 $k_1 + k_2$ ，復元力 $F_1 + F_2$ により
変位が生じる

STEP②後：建屋が復元力により D 変位して残留変形が $+\Delta \rightarrow +\Delta'$ に変化する
 ゴム 1 変位は $+d_1 \rightarrow +\delta_1'$ ， ゴム 2 変位は $+\delta_2 \rightarrow -\delta_2'$ に変化する



(5.5.8), (5.5.9)式より

$$D = \frac{k_1 d_1 + k_2 \delta_2}{k_1 + k_2} \quad \dots (5.5.10)$$

$$\Delta' = \Delta - D = \Delta - \frac{k_1 d_1 + k_2 \delta_2}{k_1 + k_2} \quad \dots (5.5.11)$$

$\delta_1' = d_1 - D$ より

$$\delta_1' = d_1 - \frac{k_1 d_1 + k_2 \delta_2}{k_1 + k_2} = \frac{k_2}{k_1 + k_2} (d_1 - \delta_2) \quad \dots (5.5.12)$$

$\delta_2' = D - \delta_2$ より

$$\delta_2' = \frac{k_1 d_1 + k_2 \delta_2}{k_1 + k_2} - \delta_2 = \frac{k_1}{k_1 + k_2} (d_1 - \delta_2) \quad \dots (5.5.13)$$

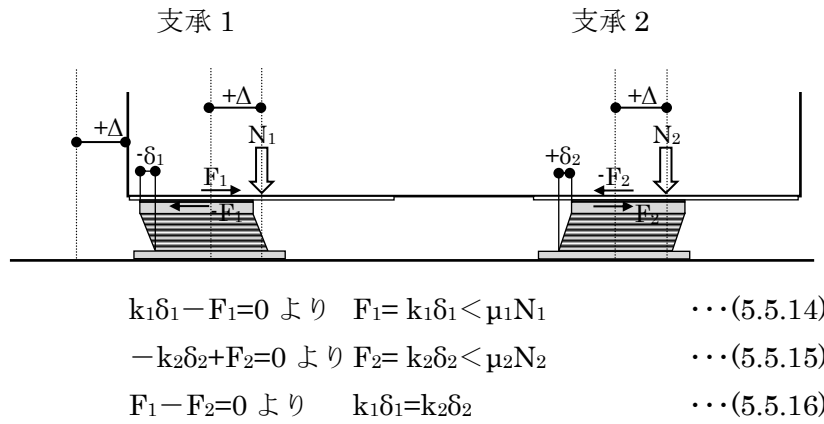
STEP③：建屋残留変形と逆向きのゴム 2 を変形 $+\Delta'$ を目指してジャッキで押す

・
・
・

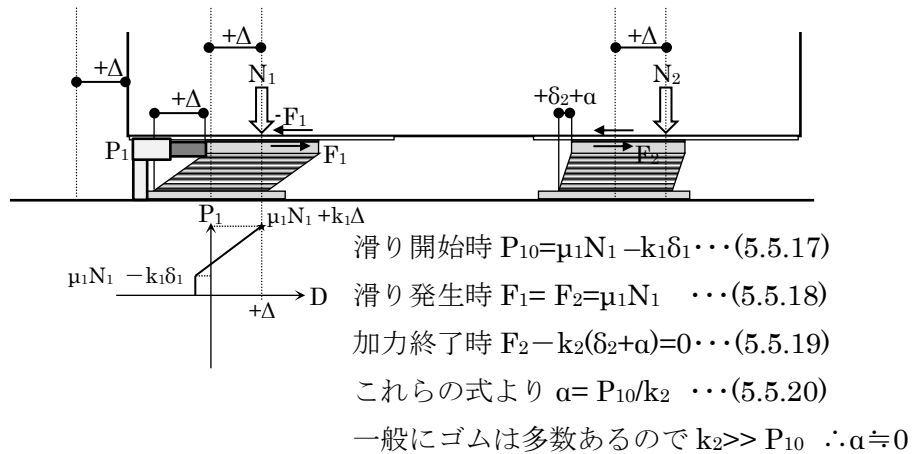
以下，STEP①～③を繰り返すことにより，上部建屋を原位置に戻すことができる。

現実的には，大きなすべり板や擁壁が邪魔となって上部建屋にジャッキ反力を取ることが困難である場合も考えられる。しかしながら，上部建屋は多数の支承で支持されており，その中の 1 基の支承をジャッキで加力したところで上部建屋はほとんど変位しないことを考慮すれば，ジャッキ反力を地盤に取る方法でも復旧可能である。

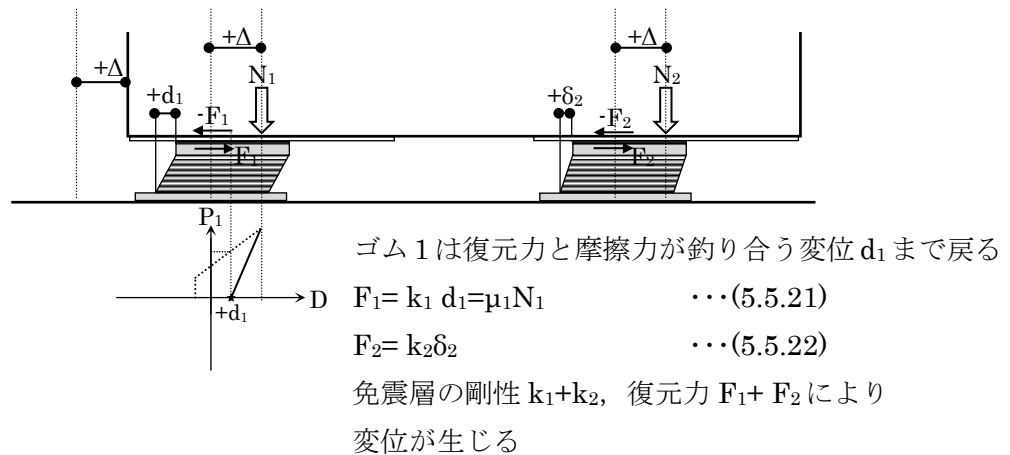
地震直後



STEP①：任意の支承をすべり板の中心方向に変形 $+\Delta$ を目指してジャッキで押す
 ジャッキで押さないゴムも僅かに $+\alpha$ 変形する

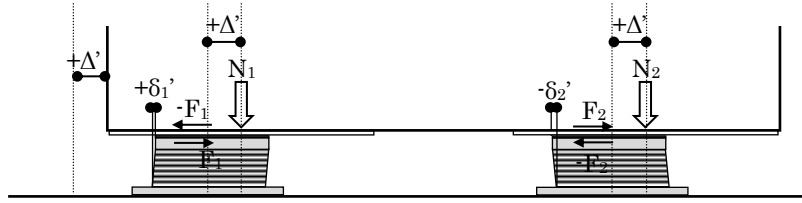


STEP②：ジャッキを解放する



STEP②後：建屋が復元力により D 変位して残留変形が $+\Delta \rightarrow +\Delta'$ に変化する

ゴム 1 変位は $+d_1 \rightarrow +\delta_1'$ ， ゴム 2 変位は $+\delta_2 \rightarrow -\delta_2'$ に変化する



式(5.2.21), (5.2.22)より

$$D = \frac{k_1 d_1 + k_2 \delta_2}{k_1 + k_2} \quad \dots(5.5.23)$$

$$\Delta' = \Delta - D = \Delta - \frac{k_1 d_1 + k_2 \delta_2}{k_1 + k_2} \quad \dots(5.5.24)$$

$\delta_1' = d_1 - D$ より

$$\delta_1' = d_1 - \frac{k_1 d_1 + k_2 \delta_2}{k_1 + k_2} = \frac{k_2}{k_1 + k_2} (d_1 - \delta_2) \quad \dots(5.5.25)$$

$\delta_2' = D - \delta_2$ より

$$\delta_2' = \frac{k_1 d_1 + k_2 \delta_2}{k_1 + k_2} - \delta_2 = \frac{k_1}{k_1 + k_2} (d_1 - \delta_2) \quad \dots(5.5.26)$$

STEP③：建屋残留変形と逆向きのゴム 2 を変形 $+\Delta'$ を目指してジャッキで押す

- ・
- ・
- ・

以下，STEP①～③を繰り返すことにより，建屋を原点に戻すことができる。

5.6 まとめ

本章では、建物振動モデルの時刻歴地震応答解析に基づき、FSLRB を適用した免震建物の耐震安全性の評価を行った。

まず 5.2 節では、FSLRB を適用した建物と従来型の LRB を適用した建物の時刻歴応答解析用モデルを作成した。上部建物には最大級の耐震安全性が求められる原子力発電所建屋を想定し、実在の原子力発電所の諸元を参考に架空のタービン棟および原子炉棟の質点系モデルを構築した。両質点系モデルを共通ラフト上に配置し、これを全て FSLRB で支持する FSLRB モデル、および全て従来型の LRB で支持する LRB モデルを作成した。

次に 5.3 節において、時刻歴応答解析に用いる地震動として日本国内で近年発生・観測されたものの中から、長周期地震動を代表するものとして 2003 年十勝沖地震における K-NET 苫小牧の観測波 (TOM)、パルス性地震動を代表するものとして 2016 年熊本地震本震における KiK-net 益城の観測波 (MAS)、および直下型地震動を代表するものとして 1995 年兵庫県南部地震における JMA 神戸の観測波 (KOB) を選択した。これらの地震動の入力レベルを設計レベル (Lv.2)、巨大地震レベル (Lv.3, Lv.2 の約 1.5 倍) に調整するため、5.2 節で作成した解析モデルの 1 次固有周期 4 秒における 5%減衰速度応答値が Lv.2 : 1.3m/s, Lv.3 : 2.0m/s 程度となるよう、各地震動の加速度時刻歴データを拡張した。

続いて 5.4 節では、5.2 節で作成した解析モデルに 5.3 節で選択・加速度振幅を調整した地震動を入力して時刻歴地震応答解析を実施し、その応答結果に基づいて FSLRB 免震の利点および課題を整理した。

まず 5.4.1 項において、設計レベルの地震動に対する FSLRB 免震と従来型の LRB 免震の応答比較を行った。この結果、FSLRB 免震は従来型の LRB 免震とほぼ同じ挙動を示すことが確認された。ただし、設計レベル程度の地震動であっても FSLRB のすべり機構部に若干の摺動が見られる場合のあることが明らかとなった。

5.4.2 項では、巨大地震動に対する FSLRB 免震と従来型の LRB 免震の応答比較を行った。両モデルの応答には顕著な差が現れた。まず上部建屋に関しては、FSLRB モデルは LRB モデルに比較して加速度、層せん断力とも概ね 1/2 以下に留まった。入力レベルをさらに大きくしていけば、両モデルの最大応答の差は急激に拡大していくと考えられる。免震部材に関して、LRB モデルではゴムのハードニングを生じており、地震動によってはせん断破断限界歪み 400%近くにまで達する結果となった。一方、FSLRB モデルのゴムせん断歪みは線形限界である 250%を僅かに超える程度であり、FSLRB モデルの優位性が明らかとなった。ただし、長周期地震動を受ける FSLRB モデルは、免震層の最大変位や残留変位が LRB モデルに対して桁違いに大きな値を示す結果となった。FSLRB 免震では、各支承のゴム部が個々に異なった方向と大きさの残留変位を生じるという特徴を有することも明らかとなった。

このような残留変位の特異さに起因して、後続地震を受ける上部建屋や個々の FSLRB の挙動に問題を生じないことを確認すべく、巨大地震動と設計レベル地震動が続けざまに発生する場合を想定した時刻歴地震応答解析を 5.4.3 項で実施した。この結果、FSLRB 免震が巨大地震動を受けて免震層に大きな残留変位を生じたまま後続の設計レベル地震動を受ける場合でも、上部建屋および免震層の挙動は残留変形のない場合と比較して大差ない挙動を示すことが分かった。

FSLRB 免震は上部建屋を全てすべり機構の上に載せる支持形式であるため、個々のすべり機構部の摩擦力が大きくばらつく場合、上部建屋に過度のねじれ応答を生じることが懸念される。そこで 5.4.4 項では、個々の FSLRB 摩擦力にばらつきを付与した解析モデルを作成し、時刻歴地震応答解析を実施した。この結果、ばらつきのない場合に比べて上部建屋の最大応答にはさほど違いが現れない一方、免震層の挙動は大きく異なる場合のあることが分かった。実務上の設計・施工において、あえて免震層のねじれを誘発するような支承配置を行うことはないと思われるものの、FSLRB 免震においては各支承の摩擦力が平面的になるべく均一になるような配置計画とすることが望ましい。

最後に 5.5 節では、FSLRB 免震に生じた残留変位を解消し、上部建屋および個々の免震部材を原位置に復旧する方法に言及した。上部建屋または地盤に反力を取り、オイルジャッキ等で個々の支承 LRB 部を 1 基ずつ順に水平載荷して摺動前の初期位置に戻すことにより、最終的には免震層および個々に異なる各 FSLRB の残留変位を全て解消し、上部建屋を地震前の原位置に復帰させることができる。

第5章の参考文献

- 1) 中澤俊幸, 吉敷祥一, 曲哲, 三好新, 和田章: 免震構造物における耐震安全性の確率論的評価に関する基礎検討, 日本建築学会構造系論文集, 第76巻, 第662号, pp.745-754, 2011.4
- 2) 和田章, 木下雅彦: MSS モデルを用いた柱降伏型の建物の立体振動解析(その1), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 I, pp.313-314, 1985.9
- 3) 建設省: 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, 平成12年建設省告示第1461号, 2000.5
- 4) 浜口弘樹, 木林長仁, 相沢寛, 菊地隆志, 鈴木重信, 芳沢利和: 残留変形を有する積層ゴムの基本特性に関する実験的検討, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.885-886, 2007.7
- 5) 小山実, 富島誠司, 佐藤啓治: 複合支承方式による免震構造の設計法開発(その8 残留変位量の検討と許容残留変位について), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.743-744, 1996.7
- 6) 濱口弘樹, 山本雅史, 久家英夫, 東野雅彦, 谷口元, 竹内満, 和田章: 構造物の移動方法及び建築物, 特許第5284915号, 2013.6.7

第6章

結論

6.1 研究の総括

本研究は、設計時の想定を上回る巨大地震に見舞われた場合でも建物の安全性や機能性を損なうことのない新たな免震支承および免震構造システムを提案し、その実用化を目標に掲げて実施したものである。以下に本研究の成果をまとめる。

第1章「序論」では、上記の研究目標を掲げるに至った経緯について概説した。日本国内においては近年、建物の設計用地震動レベルを上回る巨大地震がたびたび発生している。この事実を鑑みて、免震建物が巨大地震動を受ける場合に想定される極限事象を列挙し、設計時点でできる限り対処しておくことの重要性について言及した。主な極限事象として上部建物の擁壁への衝突、上部建物の過大応答、免震部材の損傷の3事象を挙げ、これらの事象回避や影響低減に取り組んだ既往研究の整理と分類を行った。この結果、いずれの研究成果もこれらの極限事象全てを回避することは困難であるとの考えを述べた。

第2章「新免震支承 FSLRB の提案」では、従来型の LRB にすべり機構を直列配置した新しい免震支承 FSLRB の概念と構成に言及した。設計レベルの地震動に対しては、支承の上下いずれかの端部がボルト接合、他端が摩擦接合の LRB として、従来型 LRB と変わらぬ機能を発揮する。一方、設計レベルを超える地震動に対しては、すべり機構部の摺動によってゴムのハードニングや破断、上部構造への過度の地震力伝達を防止する。まず初めに、FSLRB および LRB の縮小試験体を用いた性能比較実験を行い、FSLRB が従来型 LRB よりも高い変形性能を有することを確認した。FSLRB の特徴・利点を最大限に活用するためには、ゴムがハードニングを生じ始めるせん断歪み 250%程度で常に摺動を始める安定した摩擦力を有することが望ましい。このために必要な最適摩擦係数の定め方を提示した。また、質点系モデルの地震応答解析により、最適摩擦係数を有する FSLRB 建物が従来型の LRB 建物よりも高い耐震安全性を有することを確認した。以上の検討を踏まえ、FSLRB のすべり機構部に用いる材料の選定を行った。入手可能であった 12 種類のすべり材の中から、鏡面仕上げのステンレス鋼板と組み合わせて使用した場合に目標性能に最も近い摩擦特性を有し、かつ長期にわたって安定した摩擦特性を維持する耐候性の高い材料として、四フッ化エチレン樹脂系のすべり材を選定した。

第3章「FSLRBの免震特性」では、第2章で選定したすべり機構部を角型LRBに直列配置したFSLRB試験体を用い、動的加振実験および準静的載荷実験により免震支承としての構造性能を確認した。また、FSLRBの構造諸元の中で最も重要な指標である動・静摩擦係数の評価式を実験結果に基づいて同定した。まず、□・414mm×414mm縮小試験体($S_2=7.4$)の動的加振実験によりFSLRBの基本特性を確認した。面圧 $\sigma_s=10\text{N/mm}^2$ 程度の一定面圧下においては整形なTri-Linear形状を示すこと、動・静摩擦係数ともに概ね面圧のべき乗に比例して低下し、ごく低速度域を除いては速度によらず概ね一定の値を示すこと、約90mの長距離摺動後も安定した摩擦特性を保持すること、などを明らかとした。□・900mm×900mm実大試験体($S_2=4.6$)の準静的載荷実験では、LRB部の2次形状係数が小さいFSLRBに過大面圧を載荷すると、摺動時にすべり面の一部が浮き上がり、すべり機構部の損傷に至る恐れのあることが明らかとなった。この結果を受け、FSLRBの適正使用限界面圧を 15N/mm^2 、終局限界面圧を 20N/mm^2 と規定した。続いて、□・200mm×200mm縮小試験体($S_2=4.6, 7.4$ の2タイプ)の動的加振実験を実施した。水平2方向同時加振時の諸特性を評価し、1方向加振、2方向加振の間でFSLRBの諸特性に有意な差のないこと、適正面圧下で使用する場合、LRB部のねじれは問題とならないことを確認した。最後に、□・600mm×600mm実大試験体($S_2=5.1$)および□・900mm×900mm実大試験体($S_2=7.4$)を用い、実建物への適用を想定した実機仕様FSLRBの諸特性を確認した。将来の国土交通省免震材料認定取得を想定し、摩擦係数のばらつき、水平履歴の等方性、連続摺動に伴う動摩擦係数の変化率、支承寸法によるスケール効果、などを評価した。

さらに、上記6種類のFSLRB試験体に第2章で実施したすべり機構部の縮小試験体を加えた全7種類の試験体の実験データを統合し、FSLRBの寸法諸元によらず適用可能な汎用性の高い動・静摩擦係数の評価式を構築した。その際、既往の建築用すべり支承の摩擦係数評価に用いられてきた平均面圧に代わり、すべり面の面圧分布偏在を考慮した実効面圧の考え方を導入することにより、摩擦係数をより高精度に評価できることを示した。

第4章「FSLRBの耐候性・経年変化」では、FSLRBの免震性能を大きく左右するLRB部およびすべり機構部の特性について、耐候性・経年変化の評価を行った。LRB部については、NR系材料を用いた積層ゴム支承全般について既往の研究成果を整理し、被覆ゴムが果たす役割の重要性を示した。また、被覆ゴム材料の耐候性・経年変化に大きな影響を及ぼす外部劣化因子として、酸素および水／塩水を抽出した。次に、実際に建築用積層ゴム支承の被覆ゴムとして使用されているNR系、NR・EPDM複合材系の2種類のゴム材料に対して上記の外部劣化因子を促進付与する実験を行って物理・化学特性の変化を定量的に評価し、以下の知見を得た。

- ・被覆ゴム内には、製造工程での架橋反応に寄与しない残留硫黄が存在する。この遊離硫黄が経年の過程で後加硫を引き起こし、被覆ゴムの物理・化学特性に大きな変化をもたらす。
- ・空気中の酸素は被覆ゴム表面部の物理・化学特性に大きな影響を及ぼす。表面に近いほど大きく進行する酸化劣化、およびゴム全体で均等に進行する後加硫・内部残留酸素による酸化劣化の複合により、被覆ゴムの物理・化学特性は厚さ方向に異なる分布形を形成していく。
- ・80年相当の経年により、空気中の酸素は厚さ8～10mm程度の被覆ゴスを透過してある程度内部ゴム表層部に到達するものの、顕著な劣化を引き起こすには至らない。

- ・被覆ゴムは水／塩水に対して十分に高い耐候性を有する。
- ・以上より、LRB 部の特性に経年変化をもたらす主要因子は、内部ゴムに残留する酸素および硫黄であると判断できる。これらの因子が消費されるとともに特性は次第に安定していき、数十年から 100 年程度の経年後も、水平剛性の変化は+20%程度以内に留まるものと考えられる。

すべり機構部については、摩擦特性の経年変化を評価した既往研究が非常に少ないことから、FSLRB すべり機構部の縮小試験体について、5 年間の屋外暴露による摩擦係数の変化および 2 か月間の塩水サイクル噴霧による摩擦係数の変化を実験的に評価した。得られた知見は以下の通りである。

- ・屋外暴露により摩擦係数は徐々に増加していったが、3 年を経過した辺りから変化が緩やかとなり、以後 5 年経過時点まで初期値に対して+10%程度で安定している。
- ・塩水噴霧によってすべり面表面には大量の塩分が固着したが、摩擦係数の変化は±5%程度に留まった。

これらの実験的検討の結果、LRB 部、すべり機構部ともに、数十年の長期間にわたる高い耐候性を有し、安定した免震性能を維持することができるものと判断した。

第 5 章「FSLRB 適用建物の耐震安全性」では、建物振動モデルの時刻歴地震応答解析に基づき、FSLRB を適用した免震建物の耐震安全性を評価した。原子力発電所建屋のタービン棟および原子炉棟を共通ラフト上に構築し、これを全て FSLRB で支持する FSLRB モデル、および全て従来型の LRB で支持する LRB モデルを作成し、日本国内で観測された 3 種類の地震動を入力に用いた時刻歴応答解析を行った。まず、設計レベルの地震動に対して両モデルの挙動にほとんど差がないことを確認した。ただし、地震動によっては FSLRB すべり機構部に若干の摺動が見られる場合もある。次に、巨大地震動に対しては両モデルの応答に顕著な差が現れることを確認した。上部建屋に関しては、FSLRB 建物は加速度や層せん断力を LRB 建物に比べて大きく低減することができるという結果が得られた。免震支承についても、LRB 建物は地震動によってはゴムせん断破断の恐れが否定できない一方、FSLRB 建物は LRB 部のゴムせん断歪みを概ね線形範囲内に留めることが可能である。以上の解析結果から FSLRB 建物の優位性が明らかである。ただし、長周期地震動を受ける FSLRB 建物は、免震層の最大変位や残留変位が LRB 建物に対して桁違いに大きくなる場合がある。さらに、各 FSLRB のゴム部は個々に異なった方向と大きさの残留変位を生じるという従来型の LRB 建物にはない特徴を有する。ただし、巨大地震動を受けて生じた免震層の残留変位を解消しないまま設計レベルの後続地震動を受けても、上部建屋および免震層の挙動にはとりたてて大きな問題が生じないことを確認した。また、個々の FSLRB 摩擦力にばらつきを考慮した検討により、免震層に過度のねじれを生じさせないためには、各支承の摩擦力が平面的になるべく均一となるような配置計画が望ましいとの見解を示した。最後に、FSLRB 建物に生じた残留変位を解消し、上部建屋および個々の免震支承を原位置に復旧する方法の提案を行った。

以上の研究の結果、提案する免震支承、およびこれを用いた免震構造システムに実用化の目途を立てることができた。

6.2 FSLRB 適用上の要点

本研究の結果、提案した免震支承 FSLRB は実建物への適用が可能なレベルにまで達することができたものと判断する。そこで、本節では FSLRB を用いて実際に免震建物を設計・施工する際の要点をまとめる。

適用対象建物

FSLRB を用いる建物は、設計レベルを上回る巨大地震の際に上部建物および免震層の損傷を免れ、従来型の免震構造システムを上回る耐震安全性を発揮することが最大の利点となる。従って適用対象としては、病院・行政庁舎・警察署・消防署・学校など、巨大地震直後も建物機能を維持し災害対策拠点や避難先となる建物、原子力発電関連施設・バイオハザード関連施設など、最高度の耐震安全性が求められる建物、などが想定される。建物の構造形式や規模に制限はないが、すべり機構を有する支承であり引き抜き力に抵抗し得ないため、上下地震動や水平動に伴うロッキング動により浮き上がりを生じることのない程度に、アスペクト比が小さくマッシブな形状の建物への適用に限定すべきである。

他の免震部材との併用

FSLRB は巨大地震、特に長周期成分が卓越する地震の際、免震層の最大変位が片振幅 1m を超えることも考えられる。従って、十分な変形性能を有さない免震支承やダンパーとの併用を避け、上部建物を全て FSLRB のみで支持することが望ましい。ただし、設計上・コスト上の制約により止むを得ず他の免震部材と併用する場合は、上記の大変形に追随可能な部材を用いるか、あるいは付加ダンパーにより巨大地震時の免震層変位を低減する方策を取ることも考えられる。以上に鑑みて、弾性すべり支承、オイルダンパーなどは条件によっては併用可能と思われる。

LRB 部の寸法諸元

LRB 部には、国土交通省免震材料認定を取得済みの角型 LRB 市販製品を用いる。ただし、LRB 部せん断変形に伴う偏心モーメントによってすべり面が過度に浮き上がることを避けるため、2 次形状係数 S_2 が概ね 5 以上のものに限る。オイレス工業 LRB（認定番号：MVBR-0355，認定日：平成 19 年 7 月 23 日）を用いる場合、入手可能な LRB の外形寸法は□-600mm×600mm～□-1,600mm×1,600mm の範囲となる。

外形寸法の決定方法は概ね従来型の積層ゴム支承と同じである。FSLRB の長期面圧は 8～10N/mm² 程度を標準とする。従って、FSLRB を適用可能な長期柱軸力は概ね 3,000kN～25,000kN の範囲となる。

すべり機構部の寸法諸元

すべり材には、オイレス工業より提供される PTFE 系樹脂材料を、すべり板には鏡面仕上げ（No.8 仕上げ）の SUS304 または SUS316 ステンレス鋼板を用いる。製造上の制約により、すべり材の平面寸法は□-500mm×500mm 程度が上限であることから、同じ平面寸法のすべり板 4

枚または9枚をすべり材ホルダーに並列配置し、すべり面の総断面積が概ねLRB部ゴム断面積と等しくなるように調整する。すべり板の外形寸法は免震層最大変位により決定する。設計想定外の巨大地震動のレベルや特性をどのように設定するかによって大きく異なる値であり、慎重な検討が必要である。ただし、市場に流通するステンレス板の最大寸法や運搬性を考慮すれば、 $\square\cdot 2,000\text{mm}\times 2,000\text{mm}\sim\square\cdot 3,000\text{mm}\times 3,000\text{mm}$ 程度が現実的な寸法であると考えられる。

摩擦特性

FSLRBの全寸法諸元が定まれば、設計に用いる摩擦特性すなわち動・静摩擦係数を決定することができる。重複を厭わずに摩擦係数の評価式を以下に再掲する。ただし、実務設計上は摩擦係数の速度依存性を無視してよいと判断し、高速摺動時の評価式のみを示す。

動摩擦係数

$$\begin{aligned} \mu_d &= 0.40 \sigma_{\text{eff}}^{-0.42} \\ \text{ただし} \\ \sigma_{\text{eff}} &= \{0.2(S_2 + 1) + 0.003(7.4 - S_2)e^{0.46S_s} \cdot \sigma_s\} \sigma_s \\ 4.6 \leq S_2 \leq 7.4, \quad 3.4 \leq S_s \leq 7.5, \quad 2.5 \leq \sigma_s \leq 30 \end{aligned} \quad \left. \vphantom{\begin{aligned} \mu_d &= 0.40 \sigma_{\text{eff}}^{-0.42} \\ \sigma_{\text{eff}} &= \{0.2(S_2 + 1) + 0.003(7.4 - S_2)e^{0.46S_s} \cdot \sigma_s\} \sigma_s \end{aligned}} \right\} \cdots (6.2.1)$$

静摩擦係数

$$\begin{aligned} \mu_s &= 0.33 \sigma_{\text{eff}}^{-0.26} \\ \text{ただし} \\ \sigma_{\text{eff}} &= \{0.2(S_2 + 1) + 0.003(7.4 - S_2)e^{0.60S_s} \cdot \sigma_s\} \sigma_s \\ 4.6 \leq S_2 \leq 7.4, \quad 3.4 \leq S_s \leq 7.5, \quad 2.5 \leq \sigma_s \leq 30 \end{aligned} \quad \left. \vphantom{\begin{aligned} \mu_s &= 0.33 \sigma_{\text{eff}}^{-0.26} \\ \sigma_{\text{eff}} &= \{0.2(S_2 + 1) + 0.003(7.4 - S_2)e^{0.60S_s} \cdot \sigma_s\} \sigma_s \end{aligned}} \right\} \cdots (6.2.2)$$

- μ_d : 動摩擦係数
- μ_s : 静摩擦係数
- σ_s : 平均面圧 (FSLRB 圧縮荷重をすべり面の全面積で除した値)
- σ_{eff} : 実効面圧 (FSLRB 圧縮荷重をすべり面の実効面積で除した値 $\geq \sigma_s$)
- S_2 : LRB 部の2次形状係数
- S_s : LRB 部とすべり材の間に介在する鋼板の形状係数 ($=D/t_s$)
- D : LRB 部のゴム外形寸法
- t_s : 連結鋼板, 支圧板, すべり材ホルダーの合計厚さ

S_2 が概ね5以上のオイレス工業角型LRB (MVBR-0355) について、主要寸法諸元、長期面圧 10N/mm^2 における鉛直荷重 N_0 、静摩擦係数 μ_{s0} 、動摩擦係数 μ_{d0} 、および動摩擦摺動時のLRB部ゴムせん断歪み γ_{d0} を表-6.2.1 に示す。ただし、 S_2 、 S_s ともに評価式の適用範囲を超える場合には適用範囲の上下限值を用いている。

表-6.2.1 より、LRB部ゴムがハードニング特性を呈し始めるせん断歪み250%程度ですべり機構部を摺動させるためには、使用可能なLRB部の寸法諸元がかなり限られることが分かる。なるべく S_2 が大きいタイプの使用が望ましいが、鉛プラグ断面積が小さいタイプの使用、あるいはすべり材ホルダーの板厚を大きく取り S_s を小さくすることも選択肢となる。

圧縮限界特性

FSLRB は既往の建築用弾性すべり支承に比べて、摩擦力の面圧依存性が小さい (β が大きい) とはいえ、すべり面の一部浮き上がりやすべり材の圧壊を回避するために地震時の軸力変動を最小限に留めたいところである。地震時の短期面圧に関する規定は以下の通りである。

適正使用限界面圧 : 15N/mm^2

終局限界面圧 : 20N/mm^2

出荷試験

従来の免震支承と同様、FSLRB は製造完了時に全数出荷試験を行う。出荷試験機の性能上、試験は一定速度 15mm/s での準静的載荷試験となる。従って、設計時に用いた摩擦係数値の妥当性を確認するためには、出荷試験で得られる結果に速度補正を掛ける必要がある。長期面圧 10N/mm^2 における速度補正は下式による。

動摩擦係数

$$\text{design}\mu_d = \text{inspection}\mu_d + 0.017 \quad \cdots(6.2.3)$$

静摩擦係数

$$\text{design}\mu_s = 1.48\text{inspection}\mu_s \quad \cdots(6.2.4)$$

$\text{design}\mu_d$	: 設計に用いた動摩擦係数 (10N/mm^2)
$\text{inspection}\mu_d$	: 出荷試験で得られる動摩擦係数 (10N/mm^2)
$\text{design}\mu_s$	: 設計に用いた静摩擦係数 (10N/mm^2)
$\text{inspection}\mu_s$	: 出荷試験で得られる静摩擦係数 (10N/mm^2)

平面配置と施工精度

摩擦係数ばらつきは概ね評価式による値 $\pm 20\%$ の範囲に収まると想定している。施工段階における FSLRB 設置の際には、摺動時の不要な免震層ねじれ変形を回避するため、個々の FSLRB の動摩擦力が平面的になるべく均一となるように配置することが望ましい。

施工精度は一般的な弾性すべり支承に準じ、すべり板の傾斜角 $1/300 \sim 1/500$ 程度とする。ただし、すべり板の外形寸法が大きいことから、すべり機構部を下側、すなわちすべり板を基礎躯体側に設置する場合は、すべり板直下のコンクリート・モルタル充填に十分配慮し、空隙を生じないようにすることが重要である。

維持管理

FSLRB の耐候性は従来の免震支承と同等以上に高いものと考えられる。従って、建物竣工後の維持管理については一般的な積層ゴム支承および弾性すべり支承と同様の方法でよい。ただし、一般的な弾性すべり支承に比べてすべり板の面積が大きいことから、粉塵・油分・水分などの付着による摩擦特性の変化を避けるため、養生カバー等によるすべり面の保護を行う。

表-6.2.1 FSLRB の寸法諸元と摩擦特性 ($\sigma_s=10\text{N/mm}^2$) (1)

Hr=160mmシリーズ

Sr1 (mm)	Sr2 (mm)	D _p (mm)	N _p 本	T _r (mm)	N _r 層	H _r (mm)	S ₂	S _s	N ₀ (kN)	K _d (kN/mm)	Q _d (kN)	μ_{s0}	μ_{d0}	γ_{d0}
800	50	120	1	5.0	32	160.0	5.0	7.0	6,237	1.55	90	0.114	0.096	2.05
		130	1						6,217	1.55	106			1.97
		140	1						6,196	1.55	123			1.90
		150	1						6,173	1.56	141			1.81
		160	1						6,149	1.56	160			1.72
		85	4						6,123	1.56	181			1.62
		90	4						6,096	1.57	203			1.52
		95	4						6,066	1.57	226			1.42
		100	4						6,036	1.57	250			1.30
850	100	130	1	5.4	30	162.0	5.2	7.4	6,892	1.69	106	0.110	0.093	1.95
		140	1						6,871	1.70	123			1.88
		150	1						6,848	1.70	141			1.80
		80	4						6,824	1.70	160			1.72
		85	4						6,798	1.70	181			1.63
		90	4						6,771	1.71	203			1.54
		95	4						6,741	1.71	226			1.45
		100	4						6,711	1.71	250			1.35
		105	4						6,679	1.72	276			1.24
900	100	140	1	5.8	28	162.4	5.5	7.9	7,746	1.90	123	0.112	0.095	1.98
		150	1						7,723	1.90	141			1.91
		80	4						7,699	1.91	160			1.84
		85	4						7,673	1.91	181			1.76
		90	4						7,646	1.91	203			1.68
		95	4						7,616	1.91	226			1.59
		100	4						7,586	1.92	250			1.50
		105	4						7,554	1.92	276			1.40
		110	4						7,520	1.93	303			1.31
950	100	150	1	6.4	25	160.0	5.9	8.3	8,648	2.15	141	0.117	0.099	2.07
		80	4						8,624	2.16	160			2.00
		85	4						8,598	2.16	181			1.93
		90	4						8,571	2.16	203			1.86
		95	4						8,541	2.17	226			1.78
		100	4						8,511	2.17	250			1.70
		105	4						8,479	2.17	276			1.61
		110	4						8,445	2.18	303			1.52
		115	4						8,410	2.18	331			1.43
1000	100	150	1	7.0	23	161.0	6.2	8.7	9,623	2.38	141	0.121	0.102	2.20
		80	4						9,599	2.38	160			2.14
		85	4						9,573	2.38	181			2.08
		90	4						9,546	2.38	203			2.01
		95	4						9,516	2.39	226			1.94
		100	4						9,486	2.39	250			1.87
		105	4						9,454	2.40	276			1.79
		110	4						9,420	2.40	303			1.71
		115	4						9,385	2.40	331			1.62
		120	4						9,348	2.41	361			1.53
		125	4						9,309	2.41	391			1.44

[注] すべり材ホルダー厚さ th は支圧板厚さ tb からすべり材の飲み込み深さ 5.6mm を除いた寸法
 $S_s = S_r / (tc + tb + th)$, $th = tb - 5.6$, tc : 連結鋼板厚さ

表-6.2.1 FSLRB の寸法諸元と摩擦特性 ($\sigma_s=10\text{N/mm}^2$) (2)

Hr=160mmシリーズ

Sr1 (mm)	Sr2 (mm)	D _p (mm)	N _p 本	T _r (mm)	N _r 層	H _r (mm)	S ₂	S _s	N ₀ (kN)	K _d (kN/mm)	Q _d (kN)	μ_{s0}	μ_{d0}	γ_{d0}
1100	100	85	4	7.0	23	161.0	6.8	9.6	11,673	2.89	181	0.134	0.111	2.39
		90	4						11,646	2.89	203			2.34
		95	4						11,616	2.89	226			2.28
		100	4						11,586	2.90	250			2.22
		105	4						11,554	2.90	276			2.15
		110	4						11,520	2.90	303			2.08
		115	4						11,485	2.91	331			2.01
		120	4						11,448	2.91	361			1.93
		125	4						11,409	2.92	391			1.86
		130	4						11,369	2.92	423			1.78
		135	4						11,327	2.93	456			1.69
1200	100	90	4	7.0	23	161.0	7.5	8.3	13,946	3.44	203	0.158	0.122	2.71
		95	4						13,916	3.44	226			2.66
		100	4						13,886	3.45	250			2.61
		105	4						13,854	3.45	276			2.55
		110	4						13,820	3.46	303			2.49
		115	4						13,785	3.46	331			2.43
		120	4						13,748	3.47	361			2.37
		125	4						13,709	3.47	391			2.30
		130	4						13,669	3.47	423			2.23
		135	4						13,627	3.48	456			2.16
		140	4						13,584	3.48	491			2.09
		145	4						13,539	3.49	527			2.01
		150	4						13,493	3.50	563			1.93
1300	100	100	4	7.0	23	161.0	8.1	9.0	16,386	4.05	250	0.158	0.122	2.69
		105	4						16,354	4.05	276			2.64
		110	4						16,320	4.06	303			2.59
		115	4						16,285	4.06	331			2.54
		120	4						16,248	4.07	361			2.48
		125	4						16,209	4.07	391			2.43
		130	4						16,169	4.08	423			2.37
		135	4						16,127	4.08	456			2.31
		140	4						16,084	4.09	491			2.24
		145	4						16,039	4.09	527			2.18
		150	4						15,993	4.10	563			2.11
		155	4						15,945	4.10	602			2.04
		160	4						15,896	4.11	641			1.97

[注] すべり材ホルダー厚さ t_h は支圧板厚さ t_b からすべり材の飲み込み深さ 5.6mm を除いた寸法
 $S_s = S_{r1} / (t_c + t_b + t_h)$, $t_h = t_b - 5.6$, t_c : 連結鋼板厚さ

表-6.2.1 FSLRB の寸法諸元と摩擦特性 ($\sigma_s=10\text{N/mm}^2$) (3)

Hr=200mmシリーズ

Sr1 (mm)	Sr2 (mm)	D _p (mm)	N _p 本	T _r (mm)	N _r 層	H _r (mm)	S ₂	S _s	N ₀ (kN)	K _d (kN/mm)	Q _d (kN)	μ _{s0}	μ _{d0}	γ _{d0}
1000	100	150	1	7.0	29	203.0	4.9	8.7	9,623	1.88	141	0.106	0.089	1.88
		80	4						9,599	1.89	160			1.82
		85	4						9,573	1.89	181			1.76
		90	4						9,546	1.89	203			1.69
		95	4						9,516	1.89	226			1.63
		100	4						9,486	1.90	250			1.55
		105	4						9,454	1.90	276			1.48
		110	4						9,420	1.90	303			1.40
		115	4						9,385	1.91	331			1.31
		120	4						9,348	1.91	361			1.23
		125	4						9,309	1.91	391			1.14
1100	100	85	4	7.0	29	203.0	5.4	9.6	11,673	2.29	181	0.111	0.094	1.96
		90	4						11,646	2.29	203			1.91
		95	4						11,616	2.29	226			1.85
		100	4						11,586	2.30	250			1.79
		105	4						11,554	2.30	276			1.73
		110	4						11,520	2.30	303			1.66
		115	4						11,485	2.31	331			1.59
		120	4						11,448	2.31	361			1.52
		125	4						11,409	2.31	391			1.44
		130	4						11,369	2.32	423			1.36
		135	4						11,327	2.32	456			1.28
1200	100	90	4	7.0	29	203.0	5.9	8.3	13,946	2.73	203	0.117	0.099	2.12
		95	4						13,916	2.73	226			2.07
		100	4						13,886	2.74	250			2.02
		105	4						13,854	2.74	276			1.96
		110	4						13,820	2.74	303			1.91
		115	4						13,785	2.74	331			1.85
		120	4						13,748	2.75	361			1.79
		125	4						13,709	2.75	391			1.72
		130	4						13,669	2.76	423			1.66
		135	4						13,627	2.76	456			1.59
		140	4						13,584	2.76	491			1.52
		145	4						13,539	2.77	527			1.44
		150	4						13,493	2.77	563			1.37
1300	100	100	4	7.0	29	203.0	8.1	9.0	16,386	4.05	250	0.158	0.122	2.13
		105	4						16,354	4.05	276			2.10
		110	4						16,320	4.06	303			2.06
		115	4						16,285	4.06	331			2.01
		120	4						16,248	4.07	361			1.97
		125	4						16,209	4.07	391			1.93
		130	4						16,169	4.08	423			1.88
		135	4						16,127	4.08	456			1.83
		140	4						16,084	4.09	491			1.78
		145	4						16,039	4.09	527			1.73
		150	4						15,993	4.10	563			1.67
		155	4						15,945	4.10	602			1.62
		160	4						15,896	4.11	641			1.56

[注] すべり材ホルダー厚さ th は支圧板厚さ tb からすべり材の飲み込み深さ 5.6mm を除いた寸法
 $S_s = S_{r1} / (t_c + t_b + t_h)$, $t_h = t_b - 5.6$, t_c : 連結鋼板厚さ

表-6.2.1 FSLRB の寸法諸元と摩擦特性 ($\sigma_s=10\text{N/mm}^2$) (4)

Hr=200mmシリーズ

Sr1 (mm)	Sr2 (mm)	D _p (mm)	N _p 本	T _r (mm)	N _r 層	H _r (mm)	S ₂	S ₅	N ₀ (kN)	K _d (kN/mm)	Q _d (kN)	μ ₀	μ ₁₀	μ ₅₀
1400	100	105	4	7.0	29	203.0	6.9	9.7	19,054	3.73	276	0.137	0.112	2.47
		110	4						19,020	3.73	303			2.42
		115	4						18,985	3.74	331			2.38
		120	4						18,948	3.74	361			2.33
		125	4						18,909	3.74	391			2.28
		130	4						18,869	3.75	423			2.23
		135	4						18,827	3.75	456			2.18
		140	4						18,784	3.75	491			2.13
		145	4						18,739	3.76	527			2.07
		150	4						18,693	3.76	563			2.01
		155	4						18,645	3.77	602			1.95
		160	4						18,596	3.77	641			1.89
		165	4						18,545	3.78	682			1.83
		170	4						18,492	3.78	724			1.77
		175	4						18,438	3.79	767			1.70
1500	100	115	4	7.0	29	203.0	7.4	10.4	21,885	4.29	331	0.158	0.122	2.69
		120	4						21,848	4.29	361			2.65
		125	4						21,809	4.30	391			2.61
		130	4						21,769	4.30	423			2.57
		135	4						21,727	4.30	456			2.52
		140	4						21,684	4.31	491			2.47
		145	4						21,639	4.31	527			2.42
		150	4						21,593	4.32	563			2.37
		155	4						21,545	4.32	602			2.32
		160	4						21,496	4.32	641			2.26
		165	4						21,445	4.33	682			2.21
		170	4						21,392	4.33	724			2.15
		175	4						21,338	4.34	767			2.09
		180	4						21,282	4.35	811			2.03
		185	4						21,225	4.35	857			1.97

[注] すべり材ホルダー厚さ th は支圧板厚さ tb からすべり材の飲み込み深さ 5.6mm を除いた寸法

 $S_5 = S_{r1} / (t_c + t_b + t_h)$, $t_h = t_b - 5.6$, t_c : 連結鋼板厚さ

表-6.2.1 FSLRB の寸法諸元と摩擦特性 ($\sigma_s=10\text{N/mm}^2$) (5)

Hr=248mmシリーズ

Sr1 (mm)	Sr2 (mm)	D _p (mm)	N _p 本	T _r (mm)	N _r 層	H _r (mm)	S ₂	S _s	N ₀ (kN)	K _d (kN/mm)	Q _d (kN)	μ_{s0}	μ_{d0}	γ_{d0}
1300	100	100	4	8.0	31	248.0	5.2	9.0	16,386	2.63	250	0.109	0.092	1.93
		105	4						16,354	2.63	276			1.88
		110	4						16,320	2.63	303			1.83
		115	4						16,285	2.64	331			1.78
		120	4						16,248	2.64	361			1.73
		125	4						16,209	2.64	391			1.68
		130	4						16,169	2.65	423			1.62
		135	4						16,127	2.65	456			1.56
		140	4						16,084	2.65	491			1.50
		145	4						16,039	2.66	527			1.44
		150	4						15,993	2.66	563			1.37
		155	4						15,945	2.66	602			1.31
		160	4						15,896	2.67	641			1.24
1400	100	105	4	8.0	31	248.0	5.6	9.7	19,054	3.05	276	0.113	0.096	2.04
		110	4						19,020	3.05	303			2.00
		115	4						18,985	3.06	331			1.96
		120	4						18,948	3.06	361			1.91
		125	4						18,909	3.06	391			1.86
		130	4						18,869	3.07	423			1.82
		135	4						18,827	3.07	456			1.76
		140	4						18,784	3.07	491			1.71
		145	4						18,739	3.08	527			1.66
		150	4						18,693	3.08	563			1.60
		155	4						18,645	3.08	602			1.54
		160	4						18,596	3.09	641			1.48
		165	4						18,545	3.09	682			1.42
		170	4						18,492	3.10	724			1.36
		175	4						18,438	3.10	767			1.29
1500	100	115	4	8.0	31	248.0	6.0	10.4	21,885	3.51	331	0.118	0.100	2.13
		120	4						21,848	3.51	361			2.09
		125	4						21,809	3.52	391			2.05
		130	4						21,769	3.52	423			2.01
		135	4						21,727	3.52	456			1.96
		140	4						21,684	3.53	491			1.91
		145	4						21,639	3.53	527			1.87
		150	4						21,593	3.53	563			1.82
		155	4						21,545	3.54	602			1.77
		160	4						21,496	3.54	641			1.71
		165	4						21,445	3.54	682			1.66
		170	4						21,392	3.55	724			1.60
		175	4						21,338	3.55	767			1.55
		180	4						21,282	3.56	811			1.49
		185	4						21,225	3.56	857			1.43

[注] すべり材ホルダー厚さ th は支圧板厚さ tb からすべり材の飲み込み深さ 5.6mm を除いた寸法
 $S_s = Sr1 / (tc + tb + th)$, $th = tb - 5.6$, tc : 連結鋼板厚さ

表-6.2.1 FSLRB の寸法諸元と摩擦特性 ($\sigma_s=10\text{N/mm}^2$) (6) $S_r=5.0$ シリーズ

Sr1 (mm)	Sr2 (mm)	D _p (mm)	N _p 本	T _r (mm)	N _r 層	H _r (mm)	S ₂	S _s	N ₀ (kN)	K _d (kN/mm)	Q _d (kN)	μ _{s0}	μ _{i0}	γ _{i0}
600	50	90	1	4.4	27	118.8	5.1	5.2	3,486	1.17	51	0.138	0.114	2.50
		100	1						3,471	1.17	63			2.39
		110	1						3,455	1.17	76			2.28
		120	1						3,437	1.17	90			2.16
		130	1						3,417	1.18	106			2.02
		140	1						3,396	1.18	123			1.88
		150	1						3,373	1.18	141			1.73
650	50	100	1	4.4	30	132.0	4.9	5.7	4,096	1.23	63	0.132	0.109	2.36
		110	1						4,080	1.24	76			2.27
		120	1						4,062	1.24	90			2.16
		130	1						4,042	1.24	106			2.05
		140	1						4,021	1.25	123			1.92
		150	1						3,998	1.25	141			1.79
		80	4						3,974	1.25	160			1.66
700	50	110	1	5.0	28	140.0	5.0	6.1	4,755	1.35	76	0.126	0.105	2.24
		120	1						4,737	1.36	90			2.15
		130	1						4,717	1.36	106			2.06
		140	1						4,696	1.36	123			1.95
		150	1						4,673	1.36	141			1.84
		160	1						4,649	1.37	160			1.72
		85	4						4,623	1.37	181			1.59
750	50	120	1	5.0	30	150.0	5.0	6.6	5,462	1.45	90	0.120	0.101	2.11
		130	1						5,442	1.45	106			2.03
		140	1						5,421	1.46	123			1.94
		150	1						5,398	1.46	141			1.84
		160	1						5,374	1.46	160			1.74
		85	4						5,348	1.47	181			1.63
		90	4						5,321	1.47	203			1.51
800	50	120	1	6.0	26	156.0	5.1	7.0	6,237	1.59	90	0.115	0.097	2.07
		130	1						6,217	1.59	106			2.00
		140	1						6,196	1.59	123			1.92
		150	1						6,173	1.60	141			1.84
		160	1						6,149	1.60	160			1.75
		85	4						6,123	1.60	181			1.65
		90	4						6,096	1.61	203			1.55
		95	4						6,066	1.61	226			1.44
		100	4						6,036	1.61	250			1.33
850	100	130	1	6.0	28	168.0	5.1	7.4	6,892	1.63	106	0.108	0.091	1.91
		140	1						6,871	1.63	123			1.84
		150	1						6,848	1.64	141			1.77
		80	4						6,824	1.64	160			1.68
		85	4						6,798	1.64	181			1.60
		90	4						6,771	1.65	203			1.51
		95	4						6,741	1.65	226			1.41
		100	4						6,711	1.65	250			1.31
		105	4						6,679	1.66	276			1.20

[注] すべり材ホルダー厚さ t_h は支圧板厚さ t_b からすべり材の飲み込み深さ 5.6mm を除いた寸法
 $S_s=Sr1/(t_c+t_b+t_h)$, $t_h=t_b-5.6$, t_c : 連結鋼板厚さ

表-6.2.1 FSLRB の寸法諸元と摩擦特性 ($\sigma_s=10\text{N/mm}^2$) (7)S_r=5.0シリーズ

Sr1 (mm)	Sr2 (mm)	D _p (mm)	N _p 本	T _r (mm)	N _r 層	H _r (mm)	S ₂	S _s	N ₀ (kN)	K _d (kN/mm)	Q _d (kN)	μ _{s0}	μ _{d0}	γ _{d0}
900	100	140	1	6.0	30	180.0	5.0	7.9	7,746	1.71	123	0.107	0.090	1.87
		150	1						7,723	1.72	141			1.80
		80	4						7,699	1.72	160			1.73
		85	4						7,673	1.72	181			1.65
		90	4						7,646	1.72	203			1.57
		95	4						7,616	1.73	226			1.48
		100	4						7,586	1.73	250			1.39
		105	4						7,554	1.73	276			1.30
		110	4						7,520	1.74	303			1.20
950	100	150	1	6.0	32	192.0	4.9	8.3	8,648	1.80	141	0.106	0.090	1.84
		80	4						8,624	1.80	160			1.78
		85	4						8,598	1.80	181			1.71
		90	4						8,571	1.80	203			1.64
		95	4						8,541	1.81	226			1.56
		100	4						8,511	1.81	250			1.48
		105	4						8,479	1.81	276			1.39
		110	4						8,445	1.82	303			1.31
		115	4						8,410	1.82	331			1.21
1000	100	150	1	6.0	33	198.0	5.1	8.7	9,623	1.93	141	0.107	0.091	1.91
		80	4						9,599	1.93	160			1.85
		85	4						9,573	1.94	181			1.79
		90	4						9,546	1.94	203			1.72
		95	4						9,516	1.94	226			1.66
		100	4						9,486	1.94	250			1.58
		105	4						9,454	1.95	276			1.51
		110	4						9,420	1.95	303			1.43
		115	4						9,385	1.95	331			1.34
1100	100	120	4	7.0	32	224.0	4.9	9.6	9,348	1.96	361	0.106	0.089	1.25
		125	4						9,309	1.96	391			1.16
		85	4						11,673	2.07	181			1.86
		90	4						11,646	2.08	203			1.80
		95	4						11,616	2.08	226			1.75
		100	4						11,586	2.08	250			1.69
		105	4						11,554	2.08	276			1.62
		110	4						11,520	2.09	303			1.56
		115	4						11,485	2.09	331			1.49
		120	4						11,448	2.09	361			1.42
		125	4						11,409	2.10	391			1.34
		130	4						11,369	2.10	423			1.26
		135	4						11,327	2.10	456			1.18

[注] すべり材ホルダー厚さ th は支圧板厚さ tb からすべり材の飲み込み深さ 5.6mm を除いた寸法
 $S_s = S_{r1} / (t_c + t_b + t_h)$, $t_h = t_b - 5.6$, t_c : 連結鋼板厚さ

表-6.2.1 FSLRB の寸法諸元と摩擦特性 ($\sigma_s=10\text{N/mm}^2$) (8)**S₂=5.0シリーズ**

Sr1 (mm)	Sr2 (mm)	D _p (mm)	N _p 本	T _r (mm)	N _r 層	H _r (mm)	S ₂	S _s	N ₀ (kN)	K _d (kN/mm)	Q _d (kN)	μ _{s0}	μ _{d0}	γ _{d0}
1200	100	90	4	7.0	34	238.0	5.0	8.3	13,946	2.33	203	0.107	0.091	1.91
		95	4						13,916	2.33	226			1.86
		100	4						13,886	2.33	250			1.81
		105	4						13,854	2.34	276			1.76
		110	4						13,820	2.34	303			1.70
		115	4						13,785	2.34	331			1.65
		120	4						13,748	2.34	361			1.58
		125	4						13,709	2.35	391			1.52
		130	4						13,669	2.35	423			1.46
		135	4						13,627	2.35	456			1.39
		140	4						13,584	2.36	491			1.32
		145	4						13,539	2.36	527			1.24
		150	4						13,493	2.36	563			1.17
1300	100	100	4	7.0	37	259.0	5.0	9.0	16,386	2.52	250	0.107	0.090	1.89
		105	4						16,354	2.52	276			1.84
		110	4						16,320	2.52	303			1.79
		115	4						16,285	2.52	331			1.74
		120	4						16,248	2.53	361			1.69
		125	4						16,209	2.53	391			1.64
		130	4						16,169	2.53	423			1.58
		135	4						16,127	2.54	456			1.52
		140	4						16,084	2.54	491			1.46
		145	4						16,039	2.54	527			1.40
		150	4						15,993	2.55	563			1.34
		155	4						15,945	2.55	602			1.27
		160	4						15,896	2.55	641			1.20
1400	100	105	4	7.0	40	280.0	5.0	9.7	19,054	2.70	276	0.107	0.090	1.91
		110	4						19,020	2.71	303			1.86
		115	4						18,985	2.71	331			1.82
		120	4						18,948	2.71	361			1.78
		125	4						18,909	2.71	391			1.73
		130	4						18,869	2.72	423			1.68
		135	4						18,827	2.72	456			1.63
		140	4						18,784	2.72	491			1.58
		145	4						18,739	2.73	527			1.53
		150	4						18,693	2.73	563			1.47
		155	4						18,645	2.73	602			1.41
		160	4						18,596	2.73	641			1.35
		165	4						18,545	2.74	682			1.29
		170	4						18,492	2.74	724			1.23
		175	4						18,438	2.75	767			1.17

[注] すべり材ホルダー厚さ th は支圧板厚さ tb からすべり材の飲み込み深さ 5.6mm を除いた寸法
 $S_s = Sr1 / (tc + tb + th)$, $th = tb - 5.6$, tc : 連結鋼板厚さ

表-6.2.1 FSLRB の寸法諸元と摩擦特性 ($\sigma_s=10\text{N/mm}^2$) (9) $S_r=5.0$ シリーズ

Sr1 (mm)	Sr2 (mm)	D _p (mm)	N _p 本	T _r (mm)	N _r 層	H _r (mm)	S ₂	S _s	N ₀ (kN)	K _d (kN/mm)	Q _d (kN)	μ _{s0}	μ ₀₀	γ ₀₀
1500	100	115	4	7.0	43	301.0	5.0	10.4	21,885	2.89	331	0.107	0.090	1.88
		120	4						21,848	2.89	361			1.84
		125	4						21,809	2.90	391			1.80
		130	4						21,769	2.90	423			1.76
		135	4						21,727	2.90	456			1.72
		140	4						21,684	2.90	491			1.67
		145	4						21,639	2.91	527			1.63
		150	4						21,593	2.91	563			1.58
		155	4						21,545	2.91	602			1.53
		160	4						21,496	2.92	641			1.48
		165	4						21,445	2.92	682			1.42
		170	4						21,392	2.92	724			1.37
		175	4						21,338	2.93	767			1.31
		180	4						21,282	2.93	811			1.25
		185	4						21,225	2.93	857			1.19
1600	100	120	4	8.0	40	320.0	5.0	11.1	24,948	3.10	361	0.107	0.090	1.91
		125	4						24,909	3.10	391			1.87
		130	4						24,869	3.10	423			1.83
		135	4						24,827	3.10	456			1.80
		140	4						24,784	3.11	491			1.75
		145	4						24,739	3.11	527			1.71
		150	4						24,693	3.11	563			1.67
		155	4						24,645	3.12	602			1.63
		160	4						24,596	3.12	641			1.58
		165	4						24,545	3.12	682			1.53
		170	4						24,492	3.12	724			1.49
		175	4						24,438	3.13	767			1.44
		180	4						24,382	3.13	811			1.39
		185	4						24,325	3.13	857			1.33
		190	4						24,266	3.14	904			1.28
		195	4						24,205	3.14	952			1.22
		200	4						24,143	3.15	1,002			1.17

[注] すべり材ホルダー厚さ th は支圧板厚さ tb からすべり材の飲み込み深さ 5.6mm を除いた寸法
 $S_s=Sr1/(tc+tb+th)$, $th=tb-5.6$, tc : 連結鋼板厚さ

6.3 今後の展望

1995年兵庫県南部地震以降、日本国内において建物の設計用地震動レベルを上回る巨大地震がたびたび発生している。地震動に関する最新の知見をもってしても、建物供用期間中に当該敷地に発生する最大地震動の大きさや特性を精度よく予測することは困難である。従って、建物が巨大地震動に曝される場合の挙動に配慮し、事前にできる限りの対処をしておくことが望まれる。高い耐震安全性を誇る免震建物といえども、巨大地震に対する備えが万全であるとまで言い切ることはできない。想像したくもないことではあるが、免震建物が巨大地震動を受けて深刻な被害を生じる事態に至る可能性を完全に否定することはできない。

こうした実情に鑑みて、設計想定外の巨大地震動を受ける免震建物の耐震安全性向上は喫緊の課題である。本研究は、設計時の想定を上回る巨大地震に見舞われた場合でも免震建物に想定される主な極限事象である上部建物の擁壁への衝突、上部建物の過大応答、免震部材の損傷の全てを回避することが可能な新しい免震支承および免震構造システムを提案し、その実用化に目途を立てることができたものとする。ここで得られた成果は、免震構造技術のより一層の進歩と信頼性の向上に多少なりとも寄与することができるものであると自負している。

2018年3月現在、3.5.1項で言及した□-600mm×600mmFSLRBを実機として試適用する竹中工務店の自社新築建物プロジェクトが進行中である。2017年に詳細設計を終えて2018年春に着工、2019年夏の竣工を予定している。著者は本論文の脱稿をもって本研究にいったん区切りを付けるが、上記プロジェクトに採用されるFSLRBの施工、竣工後の維持管理については責任を持って深く関与していく所存である。また、免震層に常時地震観測システムを導入し、FSLRB建物の高い耐震安全性が実証される日まで本建物の行く末を見守っていきたいと考えている。著者は決して本プロジェクト敷地近傍での巨大地震発生を望んでいる訳ではないことをあらかじめお断りしておく。その上で、本研究の成果が実証され、その意義が真に認められるためには、FSLRBすべり機構部が実際に摺動するような事態に遭遇する必要があるとも感じている。FSLRB研究開発の当事者としては、不謹慎ながらその時がやって来るのを夢想してしまうことがある、と正直に告白しておく。

謝辞

何より第一に、北海道大学大学院工学研究院教授 菊地優博士に最大限の感謝を申し上げる。2013 年夏のことであった。予算の確保に苦しみ、継続を断念しかけていた本研究にご関心をお持ち頂き、科研費基盤研究への応募にお誘い頂いた。幸いにも 2015 年度から 3 年間に渡ってそこそこ潤沢な研究費用を確保することができ、こうして本論文に帰結させることができた。本論文の執筆に当たっては、菊地博士ならびに北海道大学大学院工学研究院教授 飯場正紀博士、同教授 蟹江俊仁博士に鋭いご指摘と暖かいご指導を頂いた。同学術研究員 石井建博士には FSLRB の時刻歴解析モデル化および実験結果の検証において多大なご助力を頂いた。

本研究による学位取得の意思を固めた 2015 年 1 月、大学・大学院修士課程時代の恩師である東京大学名誉教授 神田順博士のもとにご挨拶に伺った。私のチャレンジを大いに喜び応援して下さいのお姿に大変心強いものを感じるとともに、「これは絶対に途中で投げ出せないな」と身が引き締まる思いであった。

本研究のきっかけは 2007 年 7 月 16 日に発生した新潟県中越沖地震である。原子力発電所建屋の構造体に被害が生じたことを受け、新規建設の原発には免震構造を採用すべきとの機運が一気に盛り上がった。竹中工務店もこの流れに乗り遅れてはなるまいと、当時の上司であった常務 谷口元博士より、原発に免震構造を採用するに当たっての技術課題を整理して対策を検討するようにとの業務命令が下った。経緯は割愛するが渋々命令に従ったことが結果的には幸いし、こうして本論文に帰結させることができた。本研究に概ね目途が立った 2017 年 3 月、久しぶりにお会いした谷口常務が「濱口君、この研究まだやってたんか。」と無邪気におっしゃった時には軽いめまいに見舞われたものの、今となってはよい思い出である。

研究を開始した 2007 年 12 月から 2013 年 3 月に至るまでの 5 年あまり、東京工業大学名誉教授 和田章博士には計 22 回にも及ぶ社内勉強会にお越し頂き、ひとかたならぬご指導・ご鞭撻を頂いた。以降、現在に至るまで折に触れて研究の進捗状況をご報告する度に、暖かい励ましのお言葉を頂けたことは無上の喜びであった。

10 年にわたる研究期間において、竹中工務店の諸先輩方や同僚には様々なご指導・ご協力を頂いた。技術研究所長 東野雅彦博士、同地震工学部長 山本雅史博士は、よい意味で私を放し飼いにして自由に研究を進めさせて下さるとともに、困ったときにはいつでも快く相談に乗って下さった。同地震工学部振動制御グループのメンバー各位にとっては、本論文執筆の期限が迫っていた 2017 年の秋から 2018 年初旬は、ろくに話も聞かない指導もしないトンデモグループ長に感じられたことと思う。真摯にお詫びする次第である。同建設材料部仕上げ材料グループの長谷川完氏には、ゴムの耐久性について専門的な見地からご協力頂いた。東京本店設計部の鴨下直登氏には、後述する San Diego での実験に先遣隊として現地入りし、実験の準備から映像記録に至るまで大活躍してもらった。また、本研究に関連して出願した特許案 9 件のうち 7 件成立という高い打率を残すことができたのは、知的財産部 竹内満氏の剛腕によるところ大である。

本研究の初期段階で考案した FSLRB のアイデアを具現化すべく、2009 年 6 月にはオイレス工業株式会社殿と共同研究契約を締結させて頂いた。長田修一氏、宮崎充氏、和氣知貴氏、小南雄一郎氏には、長きに渡ってともに実験に汗を流して頂いた。特に和氣氏は最初期のすべり材料選

定から実機による最終確認実験に至る全過程において中心となって活躍して頂いた。ご本人は迷惑に思うかもしれないが、私は勝手に彼のことを最大の盟友だと思っている。

第4章で述べたゴム材料の耐候性・経年変化に関する研究においては、一般財団法人化学物質評価研究機構の大武義人博士、渡邊智子博士、仲山和海博士に全面的なご協力を頂き、高分子化学について何の知識も持ち合わせていない著者をやさしくご指導頂いた。特に大武博士の並々ならぬ包容力にはいたく感激した。ご指導を頂いた後の食事（有り体に言えば飲み会）はいつも笑いに溢れたこの上なく楽しいひと時であった。

長きにわたった本研究のハイライトは、何と言っても FSLRB 実機の水平 2 方向動的加振実験である。1 年半もの計画・準備期間を経た 2016 年 12 月、University of California, San Diego にある世界最大級の免制振部材試験機を借用して 2 週間かけて行った実験は、事前の心配をよそに何のトラブルもなく大成功に終わり、得られた結果もほぼ予測通りであった。実験は Seismic Isolation Engineering Inc. の Dr. Ian D. Aiken と Dr. Cameron J. Black の協力抜きには成し得なかった。特に Dr. Aiken には、実験治具の設計・製作、大学との試験機使用契約、実験の指揮から片付けに至るまでのあらゆる工程において惜しみない協力を頂いた。そもそも私が学位取得を決意した遠因は彼ら 2 人にある。日本国内で竹中工務店の研究員として過ごす分には、正直なところ学位を必要と覚えることはなかった。しかし 2007 年に彼らと知り合ったことを 1 つの契機として、国際シンポジウムへの参加や海外研究者との交流が増えるに従い、次第に海外では”Dr.”と”Mr.”の間に大きな隔たりがあることを痛感するようになってきた。良くも悪くも日本では所属する組織の規模や名声、海外では個人の能力や資質が重視されるのだろうか、と大仰に言えば文化人類学にまで思いを馳せたこともあった。Thank you for everything, Ian & Cameron!

冒頭にも記した通り、本研究の実施に当たって時には予算不足に悩まされ、継続をあきらめかけたこともあった。しかし足掻けば道は開けるものである。2010 年度からの 2 か年にわたって国土交通省建設技術研究開発助成制度、2015 年度から 3 か年にわたって文部科学省科学研究費助成事業に採択されたことは大変な幸運であった。大いに感謝する次第である。また、第 2 章では国立研究開発法人防災科学技術研究所の K-NET データ、第 5 章では同 K-NET、KiK-net データならびに気象庁強震観測データを使用させて頂いた。長期にわたる地道な地震観測・データ収集業務に大いなる敬意を表す。

本論文の脱稿まで無事に辿り着くことができたのは、妻 眞理子と息子 海都の支えがあつてのことである。自宅ではいつもリラックスして他愛ない話に興じることができる環境に恵まれたことで、精神のバランスを崩したり体調に異変を来したりすることなく、心身ともに健康な日々を過ごすことができ、大変感謝している。

最後にこうして本研究を振り返ってみると、10 年が驚くべき速さで過ぎ去ったことを実感せずにはいられない。ここにお名前を記すことができた方々は勿論のこと、本研究に支えとご理解を頂いた全ての方々に改めて感謝の意を表す。

2018 年 3 月 濱口 弘樹