

(別紙 2)

建設技術研究開発費補助金総合研究報告書

1. 研究課題名 限界耐力設計法に対応した免震構造の開発
2. 研究期間 平 24 年度～平成 26 年度
3. 代表者及び研究代表者、共同研究者

代表者	西村 功	東京都市大学 工学部 建築学科・教授
研究代表者	西村 功	東京都市大学 工学部 建築学科・教授
共同研究者	豊嶋 学	東急建設株式会社 技術研究所 振動技術 G・グループリーダー
共同研究者	鈴木 敏志	東急建設株式会社 技術研究所 振動技術 G・研究員

4. 補助金交付総額 23,140,000 円

5. 研究・技術開発の目的

被災地での復興に当たっては、より耐震性の高い建築構造が求められている。もしも、現在市販されている部材の 2 倍以上の変形性能を有し、かつ低価格の積層ゴム支承が実現すれば、限界耐力設計法を用いた免震構造の設計は容易となり、現行法の範囲内で、確認申請による免震構造建築を設計することが可能となる。この結果、被災地の設計事務所や建設会社へ、免震構造技術の普及促進を図ることができる。結果として、被災地における復興の際、より耐震性の高い免震構造への移行が進み、学校建築や公共建物の高耐震化が実現する。

本研究開発では、現行法（限界耐力設計法）を満足する高性能な積層ゴム支承（同じ固有周期で 2 倍の変形性能を達成する）部材を開発し、その後、免震構造用部材としての国土交通大臣の部材認定を取得する。確認申請による構造設計図書の提出のみで免震構造建築の設計を行える技術を完成させ、被災地の復興に貢献することを目的とする。

6. 研究・技術開発の内容と成果

目次

1.1 はじめに	3
1.2 開発概要と工程	5
1.3 積層ゴム支承の形状検討	8
1.3.1 目標性能の設定	8
1.3.2 形状の解析検討	15
1.4 静的載荷実験	22
1.4.1 試験の概要	22
1.4.2 加力装置	23
1.4.3 実験方法	26
1.4.4 実験結果および考察	28
1.4.4.1 鉛直載荷実験	28
1.4.4.2 無軸力下の水平載荷実験	31
1.4.4.3 軸力下の水平載荷実験	35
1.4.4.4 破断実験	45
1.4.5 実験結果と数値解析予想の比較	52
1.5 改良形状の検討	57
1.5.1 検討方針	57
1.5.2 形状の解析検討	57
1.6 まとめ	62
謝辞	62
参考文献	63

1.1 はじめに

【研究目的と社会的背景】

我が国の免震構造は、積層ゴム支承の開発と製品化によって、実用的な建設技術となった。また、1995 年兵庫県南部地震（M7.2）を契機に、その有効性が実建物で初めて確認され、それ以降、免震建物の適用実績は、様々な規模・用途の建物に拡大してきている。さらに、2000 年には免震告示（平成 12 年建設省告示第 2009 号）が公布・施行され、併せて免震部材が建築材料に指定された（平成 12 年建設省告示第 1446 号）。これにより、それまで免震建物の建設には大臣認定が必要とされていたものが、一定の条件を満たせば一般の建築確認申請によって建設可能となった。このように、免震建物の安全性については一定の効果が認められ、普及に向けた取り組みが積極的に行われている。

免震告示では、応答スペクトルを用いた計算手法に根拠を置く「限界耐力計算法」による構造計算の方法が定められており、免震建物に作用する入力地震動には、表層地盤の振動特性が含まれる。表層地盤が軟弱な場合や工学的基盤までの深さが大きい場合には、長周期の成分を多く含む入力地震動となり、免震層には、より大きな応答変位に対して安定した性能を発揮することが求められることになる。また近年では、長周期・長時間地震動に対する免震構造および免震部材の安全性について、議論が活発になされている。本開発では、以上のような社会的背景を踏まえ、より安全性の高い免震構造用積層ゴム支承の実用化を目的としている。

【研究の学術的背景】

本開発では、中低層 RC 建物の免震構造を限界耐力計算法で設計可能とすることを目的として、現在一般的に使用されている積層ゴム支承に比べて、より安全性の高い免震構造用積層ゴム支承の実用化を目指している。東急建設株式会社では、これまで東京都市大学西村功研究室と共同で、積層ゴム支承の座屈安定性に関する実験研究を継続して行ってきた。また、これまでの研究成果として、「外径が小さく細長い形状をした積層ゴム支承でも、直径を超えるような大変形に対して鉛直荷重を安定して支持することができる。」^{1) ~9)} という、従来の常識を覆す現象を確認している（写真 1. 1）。また、この研究成果を用いて、木造住宅のような小型軽量の構造物に適用可能な免震構造用積層ゴム支承を開発^{10) ~15)} し、実用化に至っている（写真 1. 2）。本開発は、より安全性の高い免震構造用積層ゴム支承の実用化を目的として、小型の積層ゴム支承で確認された座屈安定現象を大型の積層ゴム支承に適用することを試みたものである。

【研究開発体制】

本開発は、平成 24 年度から 3 年間の計画で、国土交通省より研究助成（平成 24 年度国土交通省建設技術助成制度、政策課題解決型技術開発公募（一般タイプ））を受けた技術開発である。開発体制は、東京都市大学工学部建築学科西村功教授が研究代表者となり、共同研究者として東急建設株式会社技術研究所が参画している。また、部材開発におけるプロトタイプ積層ゴム支承の製造業者としてオイレス工業株式会社が参加している。

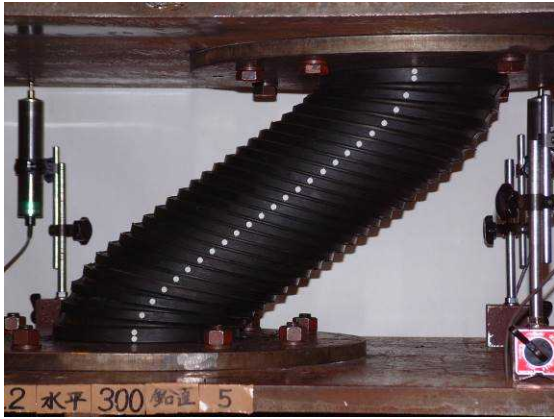


写真 1.1 小型の積層ゴム支承における座屈安定性



写真 1.2 軽量構造物に適用可能な免震構造用積層ゴム支承の実用化

1.2 開発概要と工程

【計画】

本開発は、技術開発プロセスと技術移転プロセスの2つのプロセスから構成されている。また、この2つのプロセスは、3つの達成すべき研究開発目標を持っている。

■技術開発プロセス

限界耐力設計法に対応した免震構造を実現するための技術課題を設定し、この数値目標を満足する積層ゴム支承を実現する。期間は2年とし、平成24年度は下記の研究目標1を達成し、平成25年度は研究目標2の達成を目指す。この技術開発プロセスを通じて「プロトタイプ積層ゴム支承」を開発する。

□研究目標1：限界耐力設計法（告示免震）に対応した積層ゴム支承の要求性能の検討と必要性能を満足するプロトタイプ積層ゴム支承の試設計

□研究目標2：プロトタイプ積層ゴム支承の性能確認実験

規模の小さい建築物の免震構造を設計する場合は、免震評定を受けるような手続き（時刻歴応答計算による構造計算が必要）は設計期間の増大や設計コストの増加などの問題があり、できれば限界耐力設計法（告示免震）による免震構造の設計を行う方が適している（建築確認申請のみで建築が可能）。しかし、現在市販されている積層ゴム支承を用いて限界耐力設計法を用いようとする、積層ゴム支承に必要な変形能力が極めて大きくなるので、直径の大きな積層ゴム部材を用いなければならない、コストアップになる。また、固有周期はどうしても短周期となるので加速度応答の低減効果が低くなる。本研究課題では、現行法の要求性能を満足するとともに、積層ゴム支承の小型化を実現し、大きな変形能力のある小型の積層ゴム支承を開発することを目標とする。

■技術移転プロセス

技術ツールの完成後は、このツールをどのように活用して、実建物の免震構造へ普及させていくかが課題となる。技術開発プロセスの途中段階から技術移転を目的として、設計事務所ならびに製造業者を交えた告示免震対応の技術交流会を組織する。部材製造業者には、東京都市大学の持つ基本特許を許諾契約し、免震構造部材としての大臣認定の取得を目指す。また、設計事務所に対してはプロトタイプ積層ゴム支承を用いた限界耐力設計法による免震構造の設計手法について技術指導を行う。特に被災地における免震構造の採用を積極的に支援していく。この技術移転プロセスを通じて「限界耐力設計法による高度免震構造」を実現する。

□開発目標3：プロトタイプ積層ゴム支承の大臣評定取得とこれを用いた免震建築の実施設計実現

この研究開発項目は、技術移転プロセスの開発目標である。実用化を意識した研究を行うためには、喫緊の課題解決に向かって、持てる技術を効率よく組み合わせ、情報を共有しながら課題を解決するプロセスの確立が必要である。現在、東京都市大学が所有する基本特許「座屈安定性の高い積層ゴム支承」を有効に活用することで、免震構造部材の製造業者にプロトタイプ積層ゴム支承の製造を促す。さらに、この開発部材を用いた低価格で設計の容易な中低層建築構造に適した免震構造の設計方法（限界耐力設計法に基づく）を設計事務所あるいは建設会社に指導し普及を図る。現行の限界耐力設計法に基づいて第2種地盤の設計用スペクトルを用いて設計を行うと、20%程度の減衰定数を仮定するならば、入力地震動のレベルは速度レベルにして、100cm/sec程度になると考えられる。これは、超高層建物の設計用入力地震動のレベルに比較すれば、約2倍の地震荷重に相当する。もしも、告示式に示された限界耐力設計法に基づいて免震構造の設計を適切に行ったならば、免震構造評定を受けた免震構造建物よりも実質的には2倍程度の余裕度を有する高度免震構造を実現することになる。図1. 1にはコスト管理、設計品質管理、ならびに事業化へのプロセスの概要を示す。大学を中心として技術情報のフォーラムを形成し、ビジョンの共有を行う。

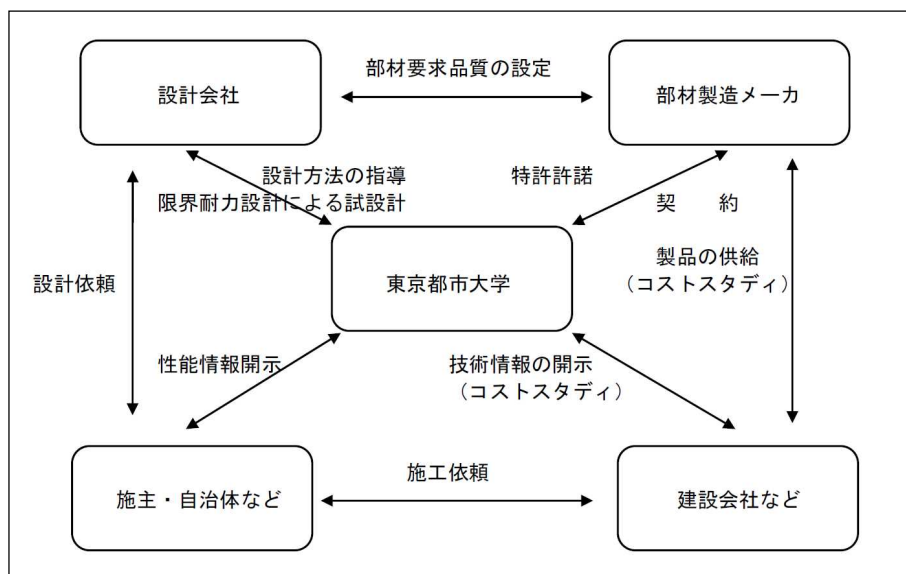


図 1.1 高度免震構造のコスト管理と製品管理・事業化計画

研究開発の全体概要と工程（計画時）を図 1. 2 に示す。

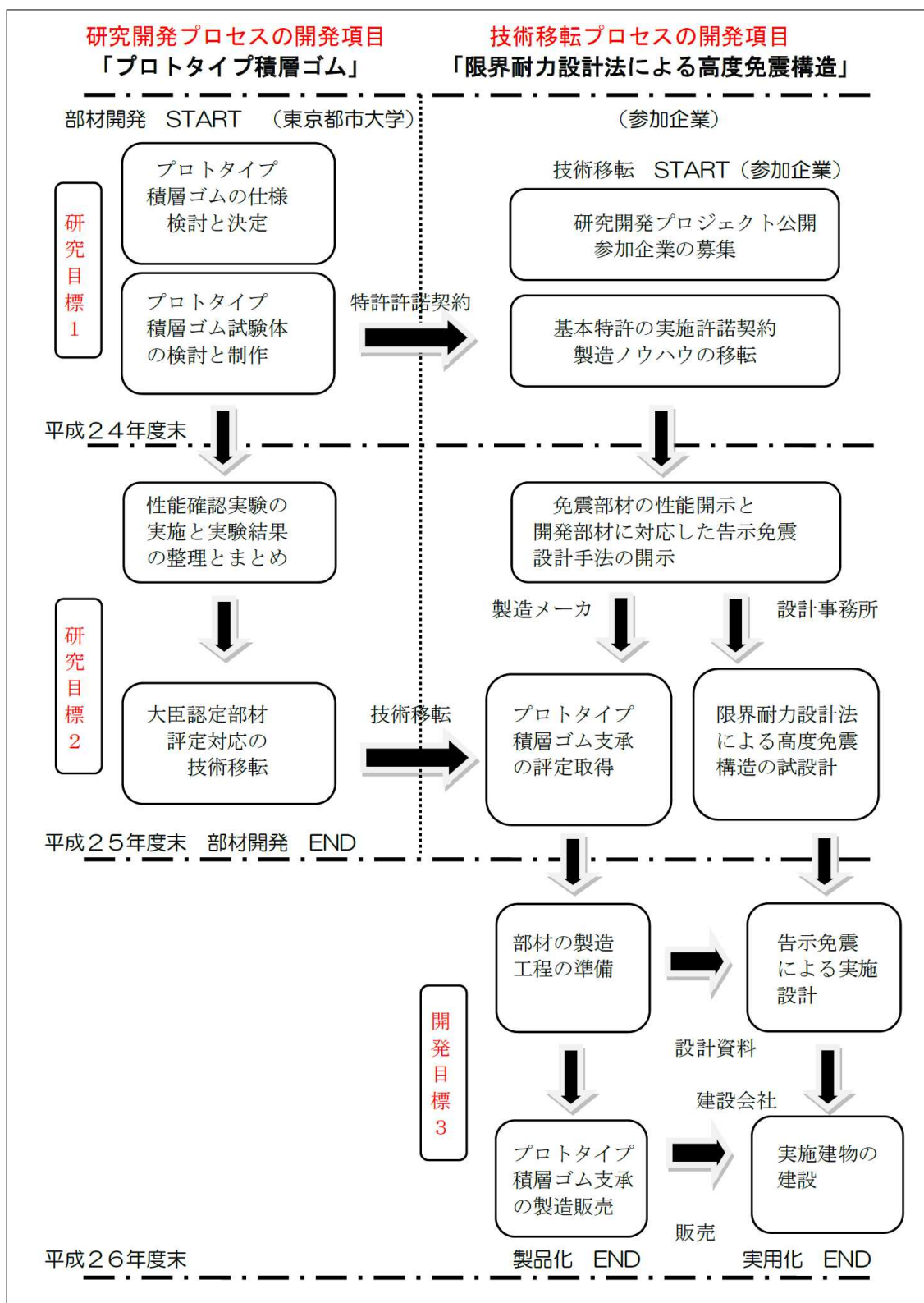


図 1. 2 研究開発の概要と工程（計画時）

1.3 積層ゴム支承の形状検討

1.3.1 目標性能の設定

積層ゴム支承の形状検討に先立ち、積層ゴム支承の性能について数値目標を定めた。具体的には、適用対象とする建物（建物の規模・用途・地盤種別・地震時の応答性状など）を決定し、告示免震による設計検討から積層ゴム支承の必要性能について確認した。

■既製品のラインナップについての調査

開発する積層ゴム支承の数値目標設定に先立ち、既製品のラインナップについて調査を行った。既製品には無い性能（支持荷重、周期、水平変形性能）とすることで、市場性も踏まえた開発目標とすることを目指した。表 1. 1 は支持荷重が 50～250ton 程度までの代表的な製品の性能をまとめたものである。一般的な積層ゴム支承は基準面圧が 5～15N/mm² 程度であり、また、水平変形性能（使用範囲）は、ゴム材料の総高さと支承の外径によって決定される。つまり、水平変形性能を高くする場合には、外径を大きくする必要がある、必然的に支持荷重も大きくなることになる（大型で支持荷重が高い製品はラインナップが揃っている）。反対に、支持荷重を小さくしたい場合には、外径が小さくなり、水平変形性能を犠牲にする結果となる（支持荷重が 100ton より小さいものは標準品に無い）。

以上を踏まえて、本開発では、50～250ton 程度の支持荷重で、既製品に比べて外径が小さく、かつ水平変形性能が高い積層ゴム支承の開発を目標とした。

表 1. 1 既製品のラインナップ（免震部材標準リスト 2009（JSSI）より）

	弾性系	メーカー	外径 (mm)	支持荷重 (ton)	水平限界 (cm)	使用範囲 (cm)	周期 (sec)
50tonクラス		標準品無し					
100tonクラス	NRB	標準品無し					
	HDR	東洋ゴム工業(株)	600	115	60	48	3.6
		横浜ゴム(株)	500	104	43	34.4	3.7
	LRB	標準品無し					
100ton～ 150tonクラス	NRB	東洋ゴム工業(株)	600	144	60	48	3.2
	HDR	東洋ゴム工業(株)	600	127	60	48	4.2
		(株)ブリヂストン	600	144	54	43.2	4.1
		横浜ゴム(株)	600	144	60	48	4.1
	LRB	ニッタ(株)	600	154	57	45.6	3.3
		(株)ブリヂストン	600	164	50	40	3.4
150ton～ 200tonクラス	NRB	オイレ工業(株)	600	171	49	39.2	3.5
		倉敷化工(株)	500	200	39	31.2	3.7
		昭和電線デバイステクノロジー(株)	500	180	45	36	3.7
		東洋ゴム工業(株)	600	216	60	48	3.7
		(株)ブリヂストン	600	173	45	36	3.5
		(株)免制振デバイス	482.6	181	48	38.4	3.2
		横浜ゴム(株)	600	208	47	37.6	4.0
	HDR	東洋ゴム工業(株)	700	216	70	56	4.3
		(株)ブリヂストン	650	193	65	52	4.3
		横浜ゴム(株)	600	199	60	48	4.3
	LRB	オイレ工業(株)	650	198	65	52	3.5
		ニッタ(株)	650	198	65	52	3.5
		(株)ブリヂストン	650	234	65	52	3.7
200ton～ 250tonクラス	NRB・HDR・LRB	メーカーによる差はあまり無い	650	200ton～ 250ton	65	52	4秒前後
			700		70	56	

NRB:天然ゴム系積層ゴム支承 HDR:高減衰積層ゴム支承 LRB:鉛プラグ挿入型積層ゴム支承

■建物の規模・用途

開発ターゲットとなる建物規模・用途については、これまでに下記が挙げられた。

- ・学校建築や公共建築（助成金応募時，中低層 RC 造建物，被災地復興への貢献）
- ・低層事務所系（S 造）や精密機械工場などの低層生産施設（S 造）
- ・大型建物の支持荷重が小さい箇所への部分使用
- ・中低層 RC 建物（50～200ton 程度，支持荷重について既製品との差別化を考慮）

ここでは，積層ゴム支承 1 個あたりの支持荷重をどの程度に設定するかが検討項目となった。最終的には，前述の内容も踏まえて，中低層鉄筋コンクリート造建物程度の規模を開発ターゲットに設定し，積層ゴム支承の支持荷重を 200ton/支承とした。

■地震時の応答性状（限界耐力計算法（告示免震）による構造計算）

前述した通り、本開発では支承 1 個あたりの支持荷重を 200ton に設定した。次に、告示免震による応答計算の結果から、開発する積層ゴム支承の目標性能を決定した。以下に、告示免震による応答計算の概略を述べる。

□地震力 - 水平変位の応答スペクトル

告示免震では、免震建物の上部構造を剛体として 1 質点系に置換し、入力地震動の応答スペクトルを用いて、免震層の塑性化に応じた等価線形ばねと等価減衰から最大応答を求める（等価線形化法による応答スペクトル解析）。ここで、免震層に作用する地震力 Q （加速度応答スペクトル S_a と質量 M の積）は、設計限界固有周期 T_s に応じて、式 (1.1) ～ (1.3) で与えられている¹⁶⁾。

$$Q=(3.2+30T_s) \cdot M \cdot F_h \cdot Z \cdot G_s \quad (T_s < 0.16) \quad (1.1)$$

$$Q=8M \cdot F_h \cdot Z \cdot G_s \quad (0.16 \leq T_s < 0.64) \quad (1.2)$$

$$Q=5.12M \cdot F_h \cdot Z \cdot G_s / T_s \quad (0.64 \leq T_s) \quad (1.3)$$

M : 上部構造の総質量(ton)

F_h : 加速度の低減率（下式 (1.4) 参照）

Z : 地震地域係数(=1.0 とする。)

T_s : 設計限界固有周期(sec)

本開発で検討対象とする地盤条件については、地盤種別を第 2 種地盤、地盤増幅係数 G_s の算定に簡略法 ($G_s=2.025$) を用いた場合とした。地盤増幅係数 G_s の算定を簡略法とした場合の各地盤種別における減衰 5%の地表面加速度応答スペクトル $S_o \cdot Z \cdot G_s$ （ここで、式 (1.1)～(1.3) について、 $Q=S_a \cdot M=S_o \cdot Z \cdot G_s \cdot F_h \cdot M$ の関係がある。 S_o は解放工学的基盤における大地震動時の標準地震動（減衰定数 5%）は図 1. 3 に示す通りとなる。告示免震の適用対象となる地盤は、第 1 種地盤または液状化の恐れのない第 2 種地盤までとされており、本開発では、告示免震の適用範囲内で最大となる入力地震動へ対応可能とすることを目標とした。上部構造の総質量 M は、ここでは積層ゴム支承 1 個あたりの支持荷重とし、前述の通り 200ton に設定した。減衰については、ダンパーを付加する場合（天然ゴム系積層ゴム支承＋減衰装置）や、積層ゴム支承に高減衰ゴム材料を用いる場合（高減衰積層ゴム支承のみ）などを想定しており、過去の実験研究等^{17) 18)}も踏まえて、履歴系ダンパーの等価粘性減衰定数 heq を 0.237 として検討を行った。従って、加速度の低減率 F_h は 0.518 となる（式 (1.4)）。これに、横軸を水平変位（擬似変位 $S_d=S_a/\omega^2$ ）として表すと図 1. 4 に示す地震力 - 水平変位の応答スペクトルとなる。免震層の水平特性として、設計限界固有周期 T_s を設定すれば、図 1. 4 に示す応答スペクトルと免震層の水平特性の交点から応答値（免震層の基準変位 δ および地震力 Q ）が求まる。

$$F_h=(1+10 \cdot 0.05)/(1+10 \cdot (hd+hv)) \quad \text{ただし、} F_h \geq 0.4 \quad (1.4)$$

hd : 履歴系ダンパーの等価粘性減衰定数 (=0.8・ heq)

hv : 流体系ダンパーの等価粘性減衰定数

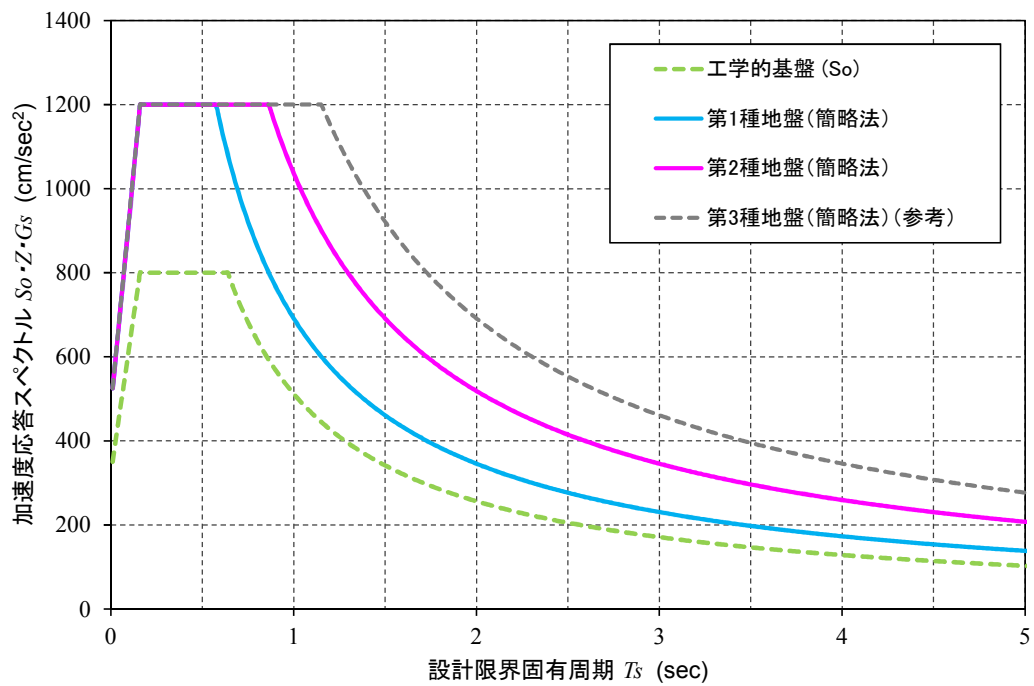


図 1.3 地表面の加速度応答スペクトル ($h=5\%$)

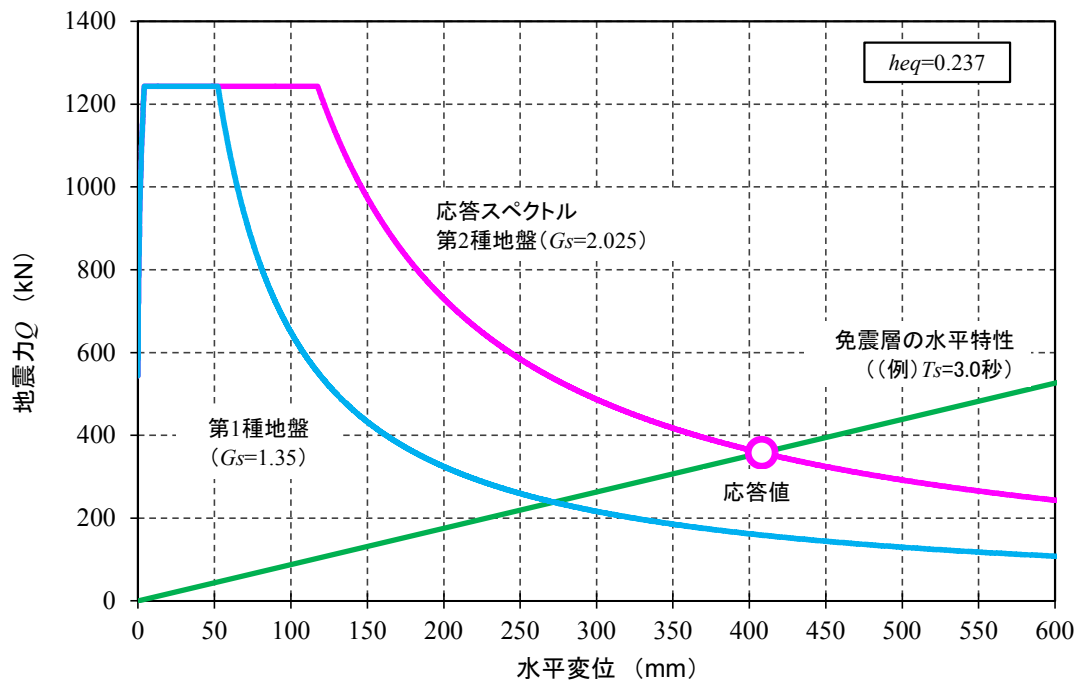


図 1.4 地震力 - 水平変位の応答スペクトル

□応答値のパラメータスタディ

図 1. 5 は、設計限界固有周期 T_s （ここでは、天然ゴム系の積層ゴム支承とし、検討では $T_s = T_{eq}$ （等価固有周期） $= T_t$ （接線周期）と考える。）、等価粘性減衰定数 heq および地盤増幅係数 G_s の 3 つをパラメータとして計算した免震層の応答値（免震層の応答変位 δr および最下層部の層せん断力係数 $Cr0$ ）についてまとめている。ここで、設計限界固有周期 T_s は、2.5 秒（告示免震による周期の制限は、接線周期 $T_t \geq 2.5$ 秒）から 3.5 秒までとした。等価粘性減衰定数 heq は、前述の地震力 - 水平変位の応答スペクトルを求める際に設定した 0.237 と、減衰を告示免震で定められている上限値（= 加速度低減率の下限値 $F_h \geq 0.4$ ）まで増やした 0.344 の 2 つとした。地盤増幅係数 G_s は、精算法で G_s を算定した場合の下限値である 1.23 と、簡略法で G_s を算定した場合の 1.35（第 1 種地盤）から 2.025（第 2 種地盤）までとした。

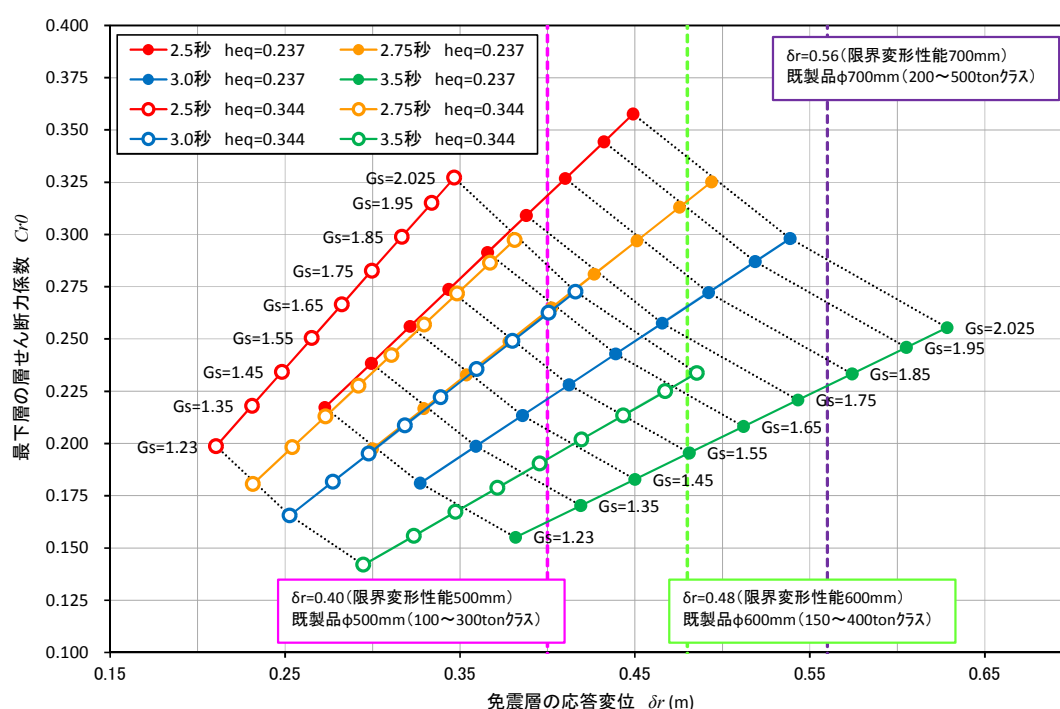


図 1. 5 応答値のパラメータスタディ

□検討項目

図 1. 4 および図 1. 5 に示す応答計算結果を基に、プロトタイプ積層ゴム支承の目標性能に関する下記の項目について検討した。

① 免震層の周期について（接線周期 $T_t \geq 2.5$ 秒）

- ・ 支承の性能ばらつき（製品、温度、経年）を考慮して、接線周期 $T_t \geq 2.5$ 秒を満足する必要がある。
- ・ 天然ゴム系の場合で剛性+側の変動は 20%程度なので、ばらつきを考慮しない時の接線周期を $T_t=2.75$ 秒程度としておけば、ばらつきを考慮しても接線周期 $T_t \geq 2.5$ 秒を満足できると考えられる。

② 減衰性能について（天然ゴム系+減衰装置（弾塑性系・流体系）、高減衰ゴム系、鉛プラグ挿入型）

- ・ $T_t=3.0$ 秒、 $h_{eq}=0.237$ の時、 $G_s=1.55$ 以上では応答速度 V_r が既製品オイルダンパーの限界速度（最大で 1.5m/sec ）を超える。ダンパー量を上限値まで増やすと限界速度の範囲内となる。
- ・ 弾塑性系のダンパーや、高減衰ゴム系、鉛プラグ挿入型とすれば、限界速度による制限は関係しない。

③ 入力層せん断力係数について

- ・ $T_t=2.5$ 秒、 $h_{eq}=0.237$ 、 $G_s=2.025$ の時、最下層の層せん断力 $Cr0$ は 0.358 となる。
- ・ $Cr0$ については、上部構造のコスト増も考えると 0.25 程度以下を目標としたい。
- ・ 検討は $G_s=2.025$ としているが、実際の設計では精算法による G_s の低減も可能と考えられる。

④ 表層地盤における増幅率 G_s について

- ・ 第 2 種地盤で簡略法による G_s の算定を採用する場合、 $G_s=2.025$ となる。
- ・ 本開発で対象としている建物規模であれば、ボーリング調査や弾性波速度検層（PS 検層）程度の地盤調査は実施可能と考えられるので、精算法による G_s の算定を採用できる可能性もある。

⑤ 限界変形性能について（例） $G_s=2.025$ 、 $h_{eq}=0.237$ （ $h_v=0.1896$ ）の時）

- ・ 接線周期 $T_t=2.5$ 秒の応答変位 δr は約 450mm → 限界変形性能（水平基準変形 δu ）= 563mm 以上
- ・ 接線周期 $T_t=3.0$ 秒の応答変位 δr は約 540mm → 限界変形性能（水平基準変形 δu ）= 675mm 以上
- ・ 接線周期 $T_t=3.5$ 秒の応答変位 δr は約 630mm → 限界変形性能（水平基準変形 δu ）= 788mm 以上
- ・ 周期および減衰定数を設定すると、応答変位 δr から必要となる限界変形性能（水平基準変形 δu ）が求まる。また、そこから積層ゴム支承の圧縮限界強度領域の目標範囲を設定できる。

■プロトタイプ積層ゴム支承の目標性能

ここまでの検討結果を踏まえて、プロトタイプ積層ゴム支承の目標性能を以下の通りに決定した。

- 1) 積層ゴム支承 1 個あたりの支持荷重 1960kN (200ton)
- 2) 設計限界固有周期 T_s 3.0 秒
- 3) 設計限界変位 $m\delta d$ (使用範囲) 560mm 以上

設計限界変位 $m\delta d$ については、図 1. 4 に示す応答値で約 410mm となっているが、実際の建物を設計する場合には、これに免震層のねじれや積層ゴム支承の性能ばらつき（製品のばらつき、温度の影響、経年変化など）の影響を考慮する必要がある。図 1. 5 に示す免震層の応答変位 δr は約 540mm（免震層のねじれ等による割り増し 1.1 倍および支承の性能ばらつきに関する係数 1.2 倍を考慮）であり、目標設定に際しては、これらの算定結果を踏まえて、設計限界変位 $m\delta d$ (使用範囲) を 560mm 以上に設定した。また、 $heq=0.237$ とした場合の最下層の層せん断力係数 $Cr0$ は約 0.30（支承の性能ばらつきに関する係数 1.3 倍を考慮）となる。積層ゴム支承の使用範囲を決定する圧縮限界強度¹⁶⁾については、上記の値を満足するものとして、図 1. 6 に示す通りに目標範囲を設定した。

なお、本検討では、告示免震で第 2 種地盤（地盤増幅係数 G_s は簡略法による）の入力地震動に対応できる性能を目標として設定したが、開発する積層ゴム支承は、第 2 種地盤よりも入力地震動が小さくなる第 1 種地盤の場合や地盤増幅係数 G_s の算定に精算法（地盤調査が必要）を用いる場合、また、時刻歴応答計算による構造計算方法の場合にも、適用することは可能となる。

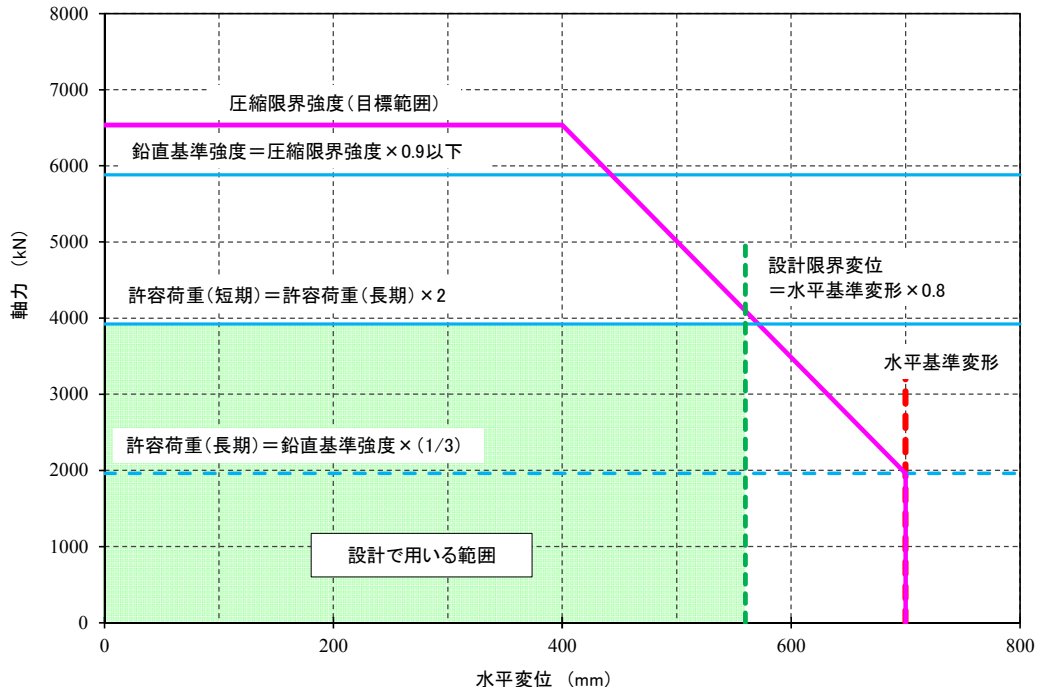


図 1.6 圧縮限界強度領域の目標範囲（支持荷重 200ton）

1.3.2 形状の解析検討（A・B試験体）

■検討形状

前述の目標性能を踏まえ、積層ゴム支承の形状について後述する解析的な検討を行い、プロトタイプ積層ゴム支承の形状を図 1. 7 および表 1. 2 に示す通りに決定した。2 つの形状（以下、A 試験体・B 試験体と記す）は、文献 1 および文献 2 に示される「大きな水平変形領域でも座屈荷重の低下を抑制できる条件」を考慮したものである。2 つの形状を比較すると、水平断面および総高さ h は等しく、鋼板厚 t_s およびゴム厚 t_r が異なる形状となっている。従って、ゴム総高さ hr （A 試験体 $hr=12.30\text{mm}\times 20\text{枚}=246\text{mm}$ 、B 試験体 $hr=10.28\text{mm}\times 29\text{枚}=298\text{mm}$ ）や内部鋼板 t_s の面外剛性が異なり、これらによる違いは、積層ゴム支承の圧縮限界強度に影響するものと考えられる。

検討したプロトタイプ積層ゴム支承は、市販されている積層ゴム支承と比較すると、背が高く細長い形状をしており、内部鋼板が厚いものとなっている。従来、積層ゴム支承の座屈安定性は、二次形状係数 S_2 （=ゴム直径/ゴム総高さ）で表され、その値が 3 以下では不安定になるとされているが^{16) 19)}、計画した A・B 試験体の二次形状係数 S_2 は、それぞれ 2.44 および 2.01 である。また、使用するゴム材料は、天然ゴム系の素材であり、ゴム材料のせん断弾性係数 G は、一般的な建築用の積層ゴム支承に使用されているもの（0.3～0.6N/mm² 程度）と比べると硬いもの（設計値 1.2N/mm²）を採用している。面圧は、支持荷重 1960kN とした場合 7.0N/mm² であり、一般的な積層ゴム支承（5.0～15.0N/mm² 程度）とほぼ同等である。

【補足説明：形状に関する検討項目】

□製造上の寸法制限

製造業者によって製作可能な積層ゴム支承の寸法に制限がある（主に支承の総高さ）。今回は、高さ 600mm 以下（上下のエンドプレートを含む）として検討を行った。

□幾何学的非線形の影響

文献 1 には、「大きな水平変形領域でも座屈荷重の低下を抑制できる条件」として下記の安定条件式が示されている。

$$\text{安定条件式} \quad N_H < \frac{5}{3} K_S$$

N_H : Haringx の線形理論による座屈荷重
 K_S : セン断剛性

また、文献 1 に示される幾何学的非線形を考慮した曲げ - セン断座屈モデルでは、1) Haringx の意味での平面保持の仮定が成り立つこと、2) 材料は線形であること、が前提条件となっている。従って、形状を検討する際には、軸力下の大変形時においても積層鋼板が変形しないことや、圧縮に強く引張に弱い特性を持つゴム材料に過大な引張応力が加わらないこと、などについて注意が必要となる。

□座屈荷重

積層ゴム支承の形状とゴム材料のセン断弾性係数 G の値を用いて、Haringx の線形理論により評価する。また、幾何学的非線形を考慮した曲げ - セン断座屈モデルを用いた数値解析により、水平変形の増大に対する座屈荷重の推移を確認する。水平変形の増大に対して座屈荷重が安定して推移し、かつ、支持荷重に対してある程度高い座屈荷重となるように積層ゴム支承の形状を検討する。

□水平剛性

積層ゴム支承の形状とゴム材料のセン断弾性係数 G の値を用いて、Haringx の線形理論により評価する。また、幾何学的非線形を考慮した曲げ - セン断座屈モデルを用いた数値解析により、水平変形の増大に対する水平剛性の推移を確認する。これらの数値解析検討を踏まえて、水平変形の増大に対して安定した水平特性となるような積層ゴム支承の形状を検討する。また、ゴム材料のセン断弾性係数 G の値については、ひずみ依存性や振動数依存性の影響を考慮する必要がある。

□圧縮限界強度（水平変形性能①）

積層ゴム支承の水平変形性能は、ゴム層の総高さに依存する。ゴム材料のセン断ひずみ量は、一般的に 350～400%程度以上といわれているので、限界変形性能 700mm 以上を目標とした場合、ゴム層の総高さは、200mm 程度以上にする必要がある。

□圧縮限界強度（水平変形性能②）

過去の実験研究^{17) 18)}の結果から、軸力下における水平変形性能には、断面係数 Z が関係すると考えられる。具体的には、大変形時における積層ゴム支承端部の引張応力（せん断力および曲げモーメントによる）で、水平変形性能の限界値が決まる場合がある。従って、前述の座屈荷重や水平剛性も考慮し、できるだけ断面係数 Z が大きくなるように断面形状を検討する必要がある。

$$\text{中空円断面の断面係数} \quad Z = \frac{(R_o^4 - R_i^4) \cdot \pi}{4\pi}$$

R_o : 外径（半径）

R_i : 内径（半径）

□圧縮限界強度（鉛直荷重の限界値）

検討している形状は、積層鋼板が一般的な既製品の積層ゴム支承に比べて厚く、ゴム材料は圧縮力に対する強度が非常に高いという特性を持つため、圧壊等の問題は無いと考えられる。ここでは、座屈荷重が圧縮限界強度以上となるように検討する。

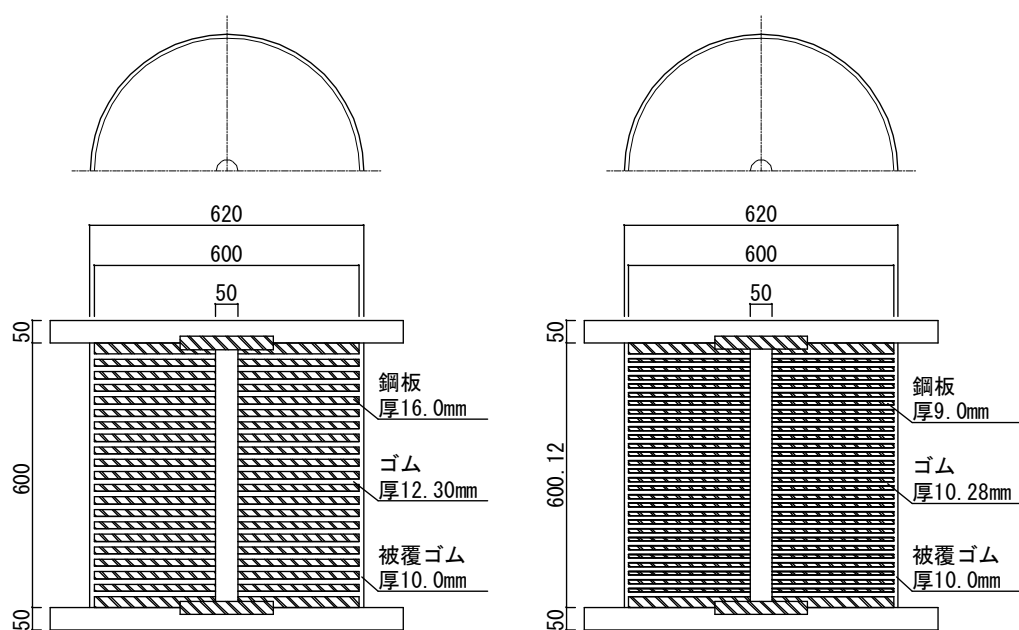


図 1.7 積層ゴム形状（左：A 試験体，右：B 試験体）

表 1.2 積層ゴム寸法

積層ゴム支承の形状		A試験体	B試験体
外径(半径)	R_o (mm)	300	
内径(半径)	R_i (mm)	25	
ゴム単層厚	t_r (mm)	12.30	10.28
ゴム層数	n_r (枚)	20	29
ゴム総高さ	h_r (mm)	246	298
内部鋼板単層厚	t_s (mm)	16	9
内部鋼板層数	n_s (枚)	19	28
内部鋼板総高さ	h_s (mm)	304	252
高さ	$h_r + h_s$ (mm)	550	
断面積	A (mm ²)	280780	
断面係数	Z (mm ³)	2.12×10^7	
断面二次モーメント	I (mm ⁴)	6.36×10^9	
一次形状係数	SI	11.18	13.38
二次形状係数	$S2$	2.44	2.01

■幾何学的非線形を考慮した数値解析予想

ゴム材料のせん断弾性係数 G を 1.2N/mm^2 とした場合、試験体の物理定数は表 1. 3 に示す通りとなる（各定数の算定方法は文献 20～文献 23 を参照）。表 1. 3 を基に、文献 1 および文献 2 に示される方法で、幾何学的非線形を考慮した曲げ - せん断座屈モデルによる数値解析を行った結果を図 1. 8～図 1. 11 に示す。2 つの形状の座屈性能および水平特性は、ほぼ同等であり、大変形領域においても安定した挙動を示すことが予想されている。鉛直荷重 $N=1960\text{kN}$ における水平方向の荷重 - 変形関係（図 1. 10）を見ると、水平変形の増大に対して若干の剛性低下が確認できる。しかしながら、試験体の直径（ $\phi 600\text{mm}$ ）を超える大変形に対しても、荷重 - 変形関係が負勾配とはならず、安定した性状を示している。開発する積層ゴム支承の設計限界変位（使用範囲）は 560mm 以上が目標であり、解析的には、目標性能を十分に満足できるものと予想される。また、大変形時における積層ゴム支承の沈み込み量を解析すると、2 つの形状ともに、水平変形 560mm (=設計限界変位) で約 20mm 、水平変形 700mm (=水平基準変形) でも約 30mm 程度となる（図 1. 11）。

表 1. 3 積層ゴム支承の物理定数（設計値）

物理定数		A試験体	B試験体
せん断弾性係数	G (N/mm^2)	1.20	
曲げ剛性ヤング率	E_b (N/mm^2)	252	338
有効せん断弾性係数	G_e (N/mm^2)	2.40	1.98
有効曲げ剛性ヤング率	E_e (N/mm^2)	564	623
せん断剛性 $=G_e A$	K_S (kN)	673	555
曲げ剛性 $=E_e I$	K_B ($\text{kN}\cdot\text{mm}^2$)	3.59×10^9	3.96×10^9
Haringxの線形座屈荷重	N_H (kN)	8541	8201

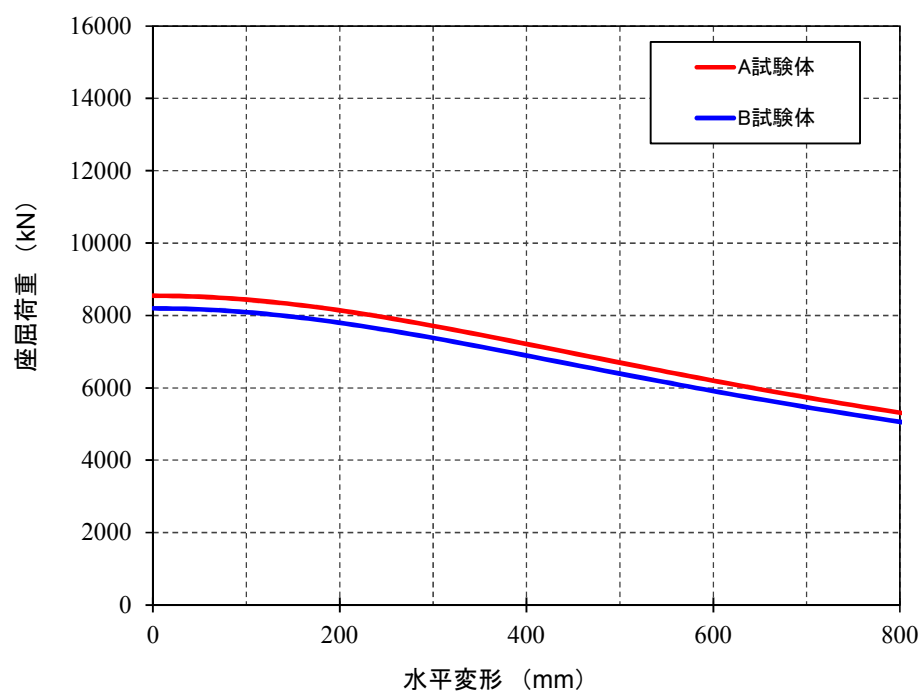


図 1.8 水平変形量 $\delta_H(k)$ の増大による座屈荷重 $N_{cr}(k)$ の推移 ($G=1.2\text{N/mm}^2$)

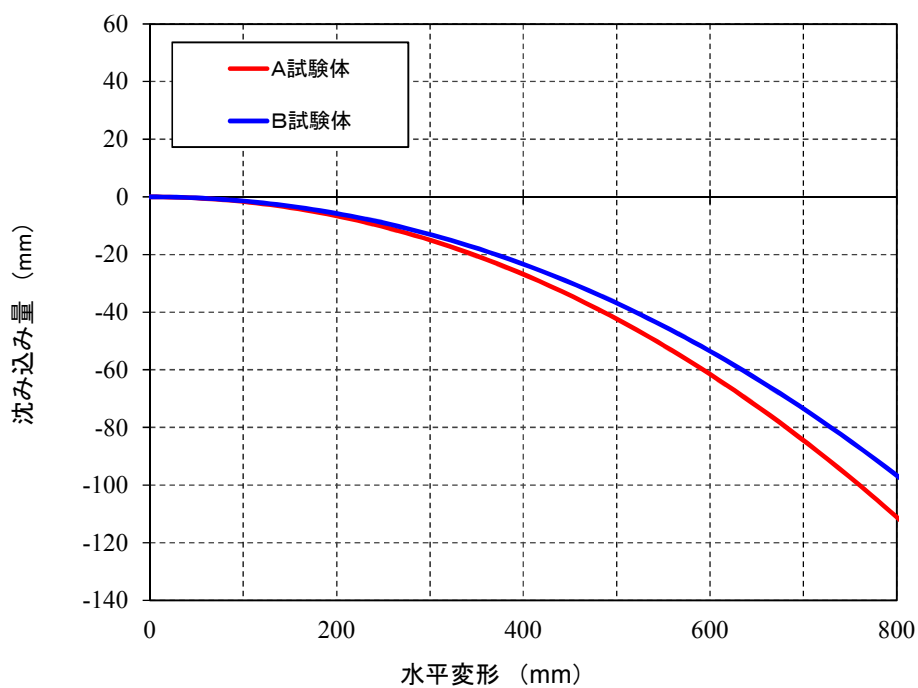


図 1.9 水平変形量 $\delta_H(k)$ の増大による積層ゴム支承の沈み込み量 ($G=1.2\text{N/mm}^2$, $N=N_{cr}(k)$)

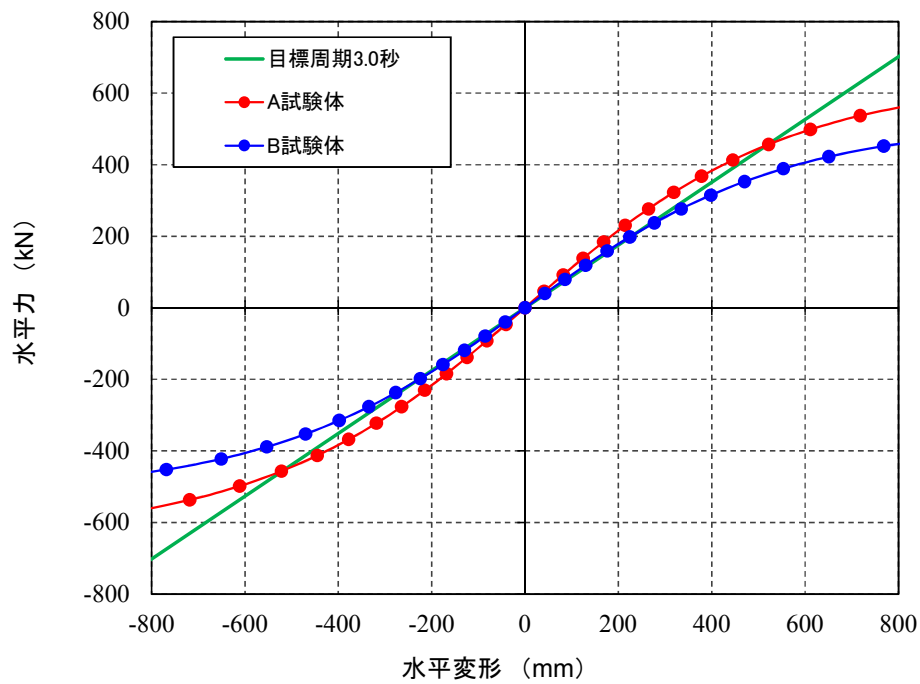


図 1.10 水平力 $Q(k)$ - 水平変形 $\delta_H(k)$ 関係 ($G=1.2\text{N/mm}^2$, $N=1960\text{kN}$)

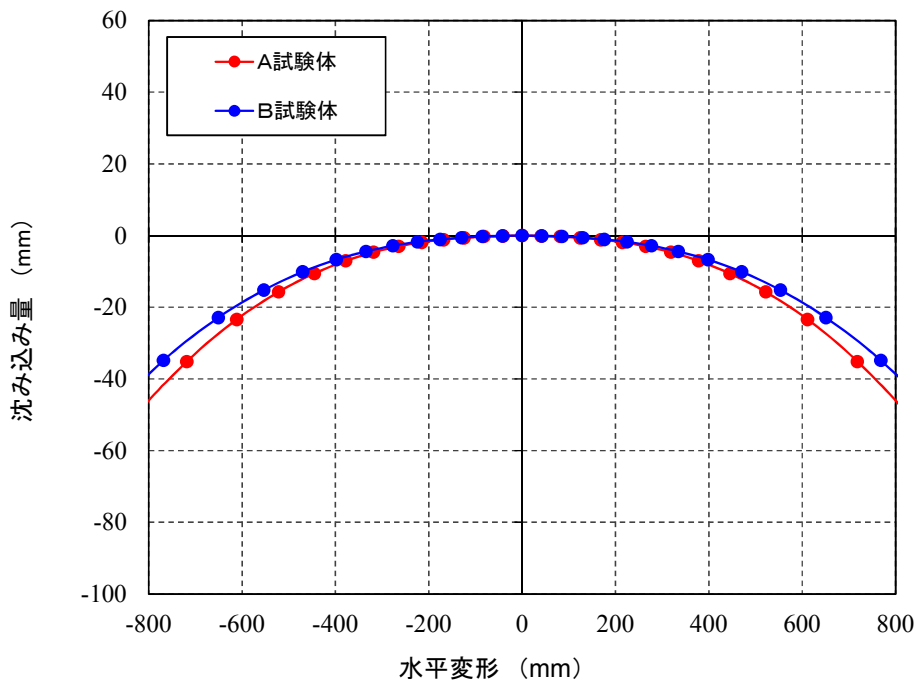


図 1.11 水平変形量 $\delta_H(k)$ の増大による積層ゴム支承の沈み込み量 ($G=1.2\text{N/mm}^2$, $N=1960\text{kN}$)

1.4 静的載荷実験

1.4.1 試験の概要

A・B試験体（図 1. 7）を実大で各 3 体（試験体名を A1・A2・A3, B1・B2・B3 とする）製作し、二軸圧縮せん断試験機を用いた静的載荷実験により、各種の性能確認を行った。実験項目は、以下に示す 4 つである。また、試験体全 6 体の実験計画は、表 1. 4 に示す通りである。本実験では、前述の目標性能を確認することを主な目的として、実験のパラメータとなる鉛直荷重および水平変形の各値を決定している。

1) 鉛直載荷実験

支持荷重前後 ($N=1960\text{kN}\pm 30\%$ 程度) における積層ゴム支承の鉛直剛性 K_V を求める。また、鉛直剛性 K_V を精度良く評価できる理論式と実験から得られた鉛直剛性 K_V の値を基にゴム材料のせん断弾性係数 G の値を求める。

2) 無軸力下の水平載荷実験

軸力が作用していない場合における水平剛性 K_H を求める。また、実験から得られた水平剛性 K_H を基に曲げ剛性ヤング率 E_b およびゴム材料のせん断弾性係数 G の値を求める。上記 1) の結果と併せて、ゴム材料のせん断弾性係数 G の値について評価する。実験は水平変形量をパラメータとして行い、ひずみ依存性の影響についても確認する。

3) 軸力下の水平載荷実験

軸力下における水平方向の荷重 - 変形関係を計測する。ここでは、鉛直荷重と水平変形量をパラメータとした実験を行い、それぞれが積層ゴム支承の安定性に与える影響について確認する。また、Haringx の線形理論から求めた水平剛性の解析値および幾何学的非線形を考慮した曲げ - せん断座屈モデルによる荷重 - 変形関係の数値解析予想と実験結果の比較を行う。

4) 水平方向の破断実験

無軸力下および軸力下における積層ゴム支承の限界変形性能を確認する。また、実験結果を基に圧縮限界強度領域を求め、積層ゴム支承の設計使用範囲を確認する。

表 1. 4 実験計画（加力試験一覧）

実験名	鉛直荷重 (kN)	水平変形 (mm)	試験体
鉛直載荷実験	0~1960	0 (固定)	A1・B1
	1568~1960		
無軸力下の水平載荷実験	0	$\pm 125 \cdot \pm 250 \cdot$ $\pm 375 \cdot \pm 500$	
軸力下の水平載荷実験	490・980・ 1470・1960	$\pm 125 \cdot \pm 250 \cdot$ $\pm 375 \cdot \pm 500$	
破断実験	0	破断まで (試験機ストローク最大 900mm)	A2・B2
	1960		A3・B3

1.4.2 加力装置

実験は油圧ジャッキを用いた静的載荷実験である。加力装置と試験体のセットアップを図 1. 12 および写真 1. 3 に示す。加力には、鉛直方向油圧ジャッキ 2 台および水平方向油圧ジャッキ 1 台の計 3 台の油圧ジャッキを用いる。また、油圧ジャッキの制御は手動の油圧ポンプによって行う。試験体は、水平方向にスライドする鋼製支承上にセットし、鉛直方向にスライドする加力ヘッドは、油圧ジャッキを介して試験体を反力フレームの中に収めている。水平方向および鉛直方向のスライド支承は、リニアガイドレールを介して反力フレームに取り付けられており、これによりスライド支承は摩擦の影響をほとんど受けずに動かすことができる。主な計測項目は、試験体に作用する鉛直荷重、水平反力、試験体の水平変形量、鉛直沈み込み量である。試験体に作用する鉛直および水平方向の荷重は、各油圧ジャッキに直列に取り付けたロードセルによって計測する。鉛直変位は、試験体の左右に取り付けた高感度変位計（巻込型変位計（フレーム手前側 2 箇所）および接触型変位計（フレーム奥側 2 箇所）の計 4 箇所）により計測し、水平変位は、水平方向の油圧ジャッキに平行に取り付けた巻込型変位計により計測する。使用した実験器具のセット状況を写真 1. 4 に示す。また、実験実施に際しては、加力時の試験体の変形状態をデジタルカメラで記録する。

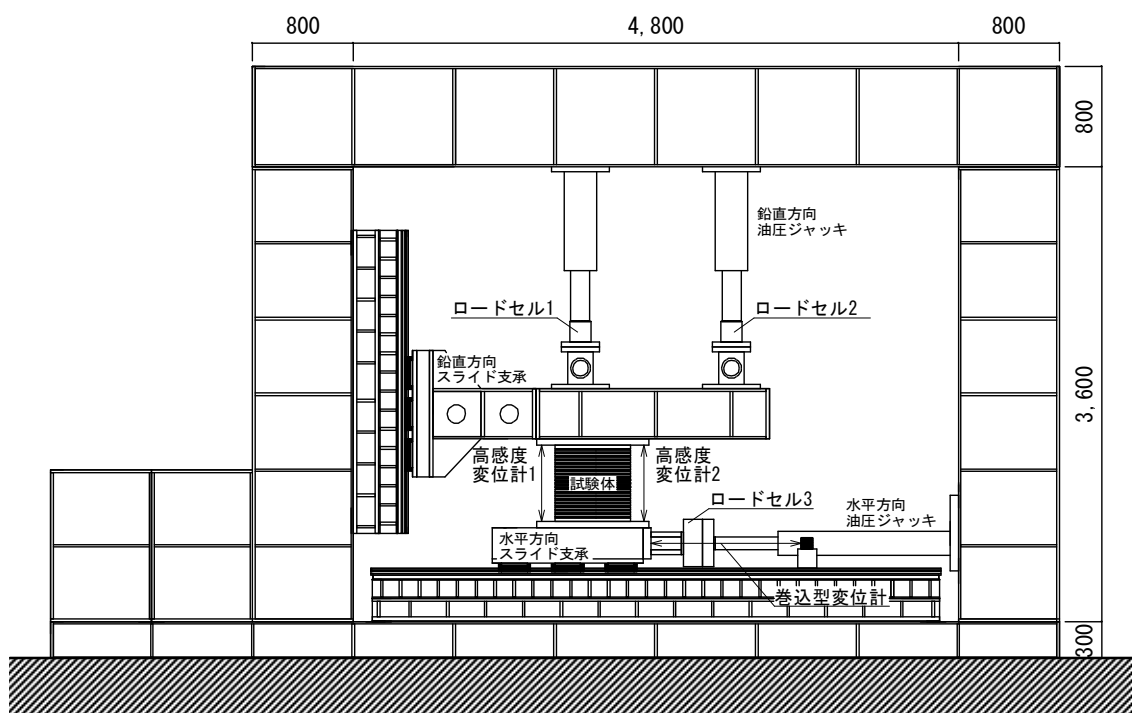
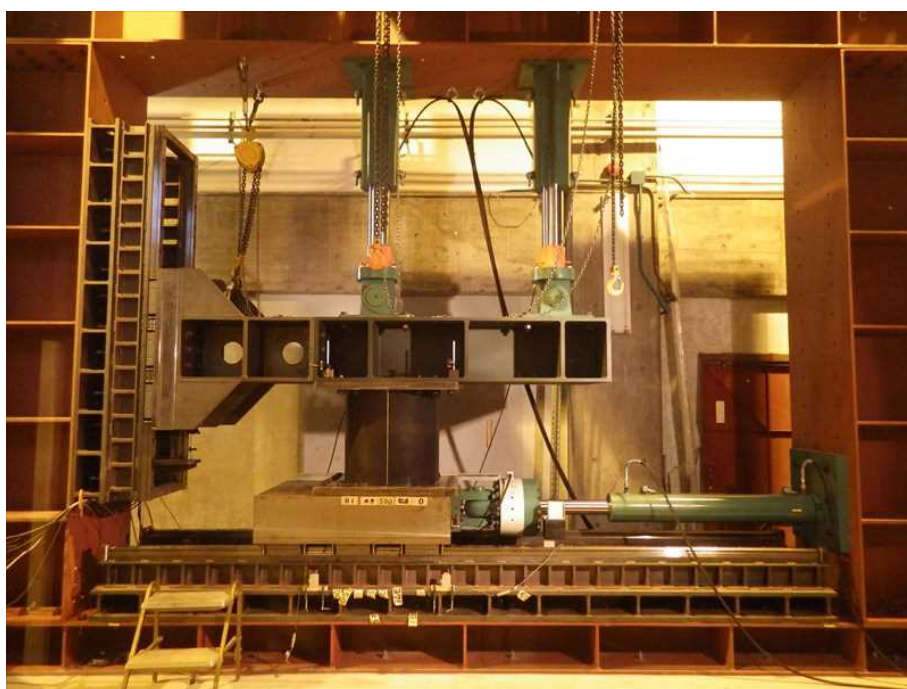
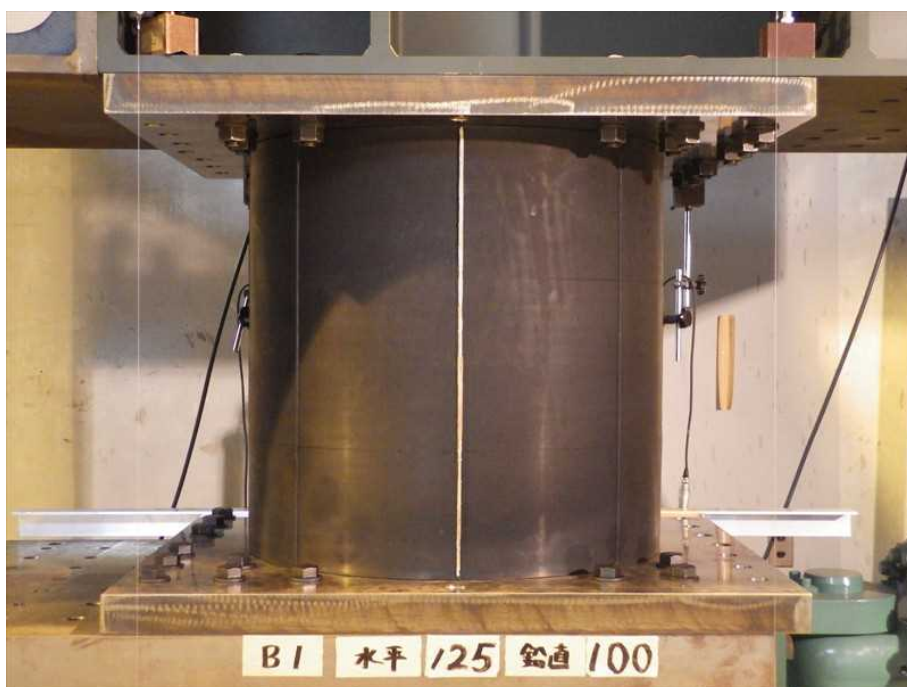


図 1. 12 2 軸加力装置と試験体のセットアップ



(全景)



(試験体セット状況)

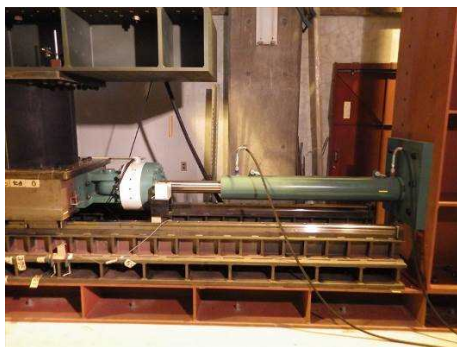
写真 1.3 加力装置セットアップ



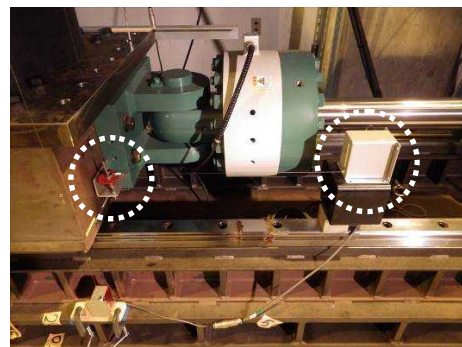
鉛直方向油圧ジャッキ+ロードセル



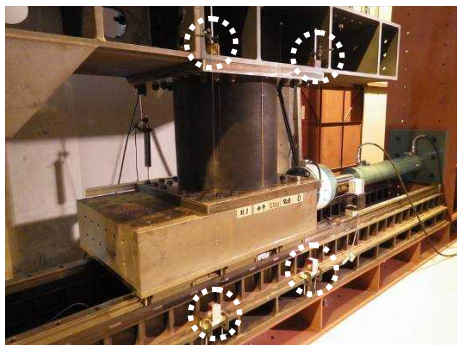
手動油圧ポンプ



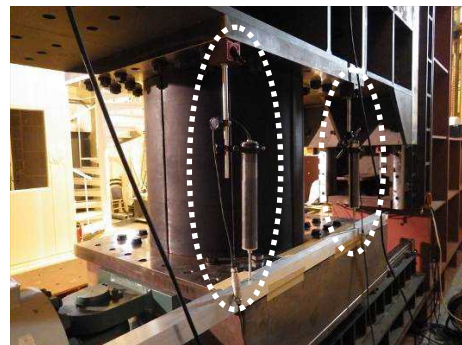
水平方向油圧ジャッキ+ロードセル



水平方向巻込型変位計



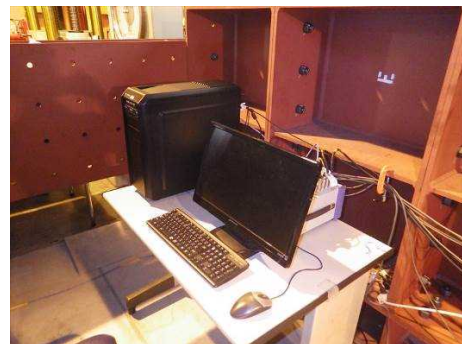
鉛直方向巻込型変位計



鉛直方向接触型変位計



データロガー（共和電業製：UCAM-550A）



計測器セットアップ

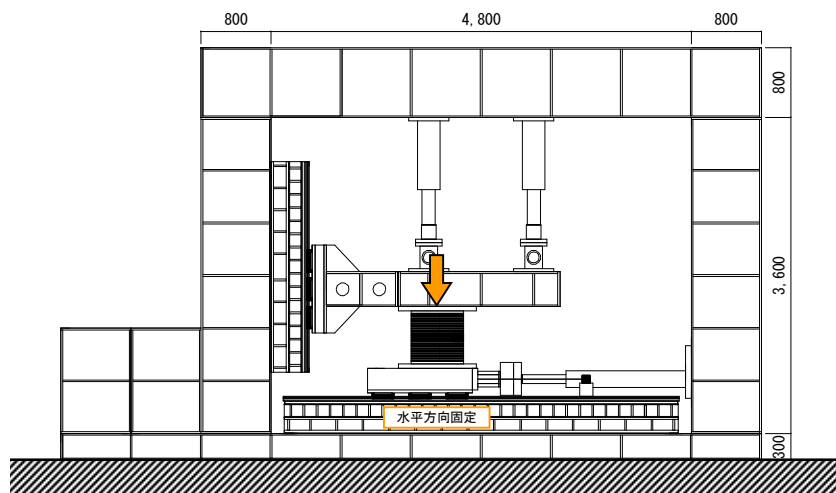
写真 1.4 実験器具

1.4.3 実験方法

前述した各実験（表 1. 4）の载荷方法は、以下の通りである。

1) 鉛直载荷実験

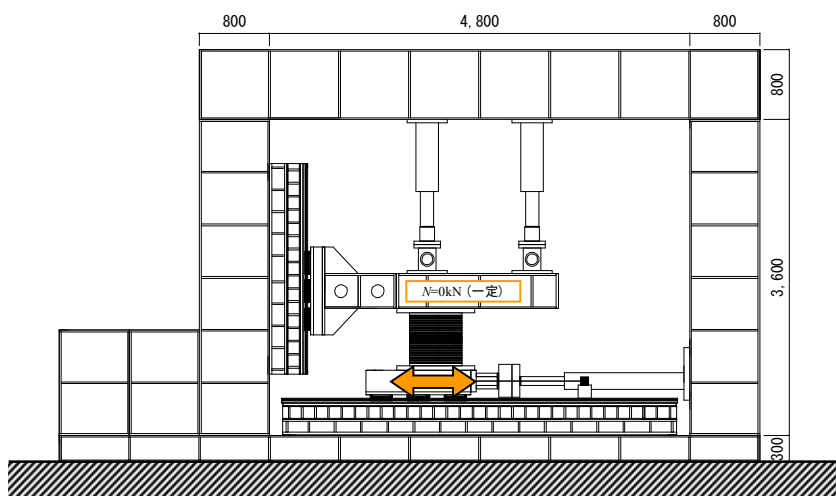
水平方向のスライド支承を固定し、変位制御とした鉛直方向の油圧ジャッキにより試験体に鉛直荷重を加え、鉛直方向の荷重 - 変形関係を計測する。ここで、鉛直荷重 N はロードセル 1・2 の合力とし、鉛直変位 δ_V は試験体の左右に取り付けた高感度変位計 1・2 (図 1. 12) の平均値とする（ここでは、接触型変位計の値を採用する）。加力は表 1. 4 に示す 2 パターンとし、各加力 3 サイクルずつ行う。



鉛直载荷実験セットアップ
(水平方向油圧ジャッキの位置：片押し（ストローク±500mm）)

2) 無軸力下の水平载荷実験

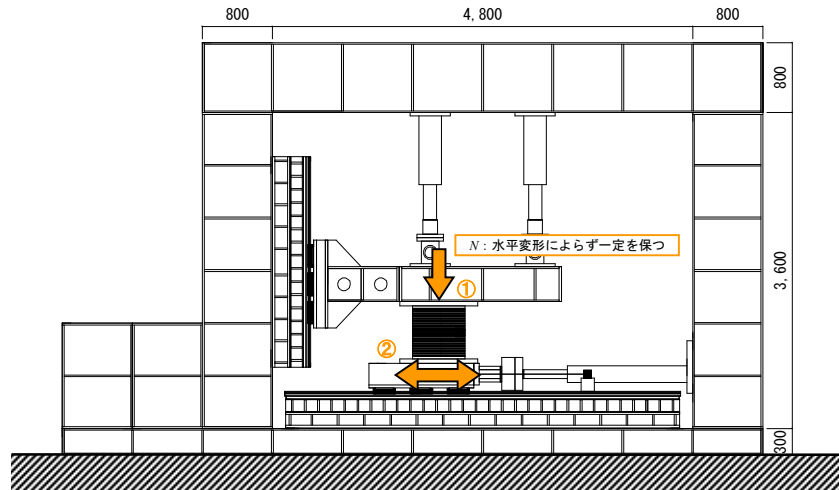
鉛直方向の油圧ジャッキを荷重制御として水平変形量に関係無く軸力ゼロを保つように制御し、変位制御とした水平方向の油圧ジャッキによって強制変位を加え、水平方向の荷重 - 変形関係を計測する（計測は、水平変位 10mm 毎に行う）。ここで、水平反力 Q はロードセル 3 で計測し、水平変位 δ_H は巻込型変位計で計測する（図 1. 12）。加力は表 1. 4 に示す水平変形までの正負交番繰り返し载荷を各 2 サイクル行う。



無軸力下の水平载荷実験セットアップ
(水平方向油圧ジャッキの位置：両押し（ストローク±500mm）)

3) 軸力下の水平載荷実験

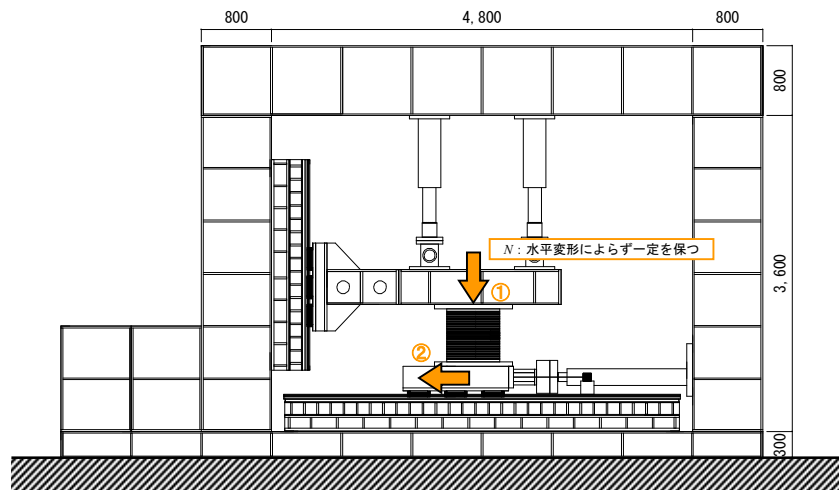
鉛直方向の油圧ジャッキを荷重制御として、表 1. 4 に示す一定の鉛直荷重を試験体に加え、前述の無軸力下の水平載荷実験と同様に、水平方向の荷重 - 変形関係を計測する（計測は、水平変位 10mm 毎に行う）。



軸力下の水平載荷実験セットアップ
(水平方向油圧ジャッキの位置：両押し（ストローク±500mm）)

4) 水平方向の破断実験

鉛直方向の油圧ジャッキを荷重制御として、表 1. 4 に示す一定の鉛直荷重を試験体に加える。鉛直荷重を一定に保った状態で、変位制御とした水平方向の油圧ジャッキによって強制変位を加え、水平変位 10mm 毎に水平反力 Q （ロードセル 3）および水平変位 δ_H （巻込型変位計）を計測しながら徐々に変形を増大させる。試験体が破断または損傷するまで加力を行い、水平方向の限界変形性能を確認する。



水平方向の破断実験セットアップ
(水平方向油圧ジャッキの位置：片押し（ストローク+900mm）)

1.4.4 実験結果および考察

1.4.4.1 鉛直載荷実験

■実験結果

鉛直載荷実験により計測された鉛直荷重 N - 鉛直変位 δ_V 関係および鉛直荷重 N が載荷された時の積層ゴム支承の変形状態を図 1. 13～図 1. 16 に示す（なお，図 1. 13 および図 1. 15 の鉛直荷重 N - 鉛直変位 δ_V 関係については，3 サイクル加力した内の安定した履歴が得られた 2～3 サイクル目について示す）。また，実験結果を基に算定した鉛直剛性 K_V の値を表 1. 5 に示す。ここで，鉛直剛性 K_V の値は，鉛直荷重 $N=1568\sim1960\text{kN}$ の加力から得られた荷重 - 変形関係（図 1. 14 および図 1. 16）を線形近似して得られた直線の傾きとした。

積層ゴム支承の鉛直剛性 K_V は，ゴム材料のせん断弾性係数 G の値を用いて精度良く評価できる理論式^{20) 21)} が提案されており，ここでは，鉛直剛性 K_V の実験結果から理論式を用いてゴム材料のせん断弾性 G の値を算定した（表 1. 5）。本試験体は，ゴム材料のせん断弾性係数 G を 1.2N/mm^2 として計画しているが，図 1. 17 および図 1. 18 に示す通り，鉛直剛性 K_V は設計値（ $G=1.2\text{N/mm}^2$ ）よりも高い値となった。ここで，後述する水平方向の実験（「1.4.4.2 無軸力下の水平載荷実験」，「1.4.4.3 軸力下の水平載荷実験」）を見ると，ゴム材料のせん断弾性係数 G の値は，ほぼ設計値に近い値が得られている。従って，水平方向の実験結果も踏まえて総合的に判断すると，鉛直剛性が予想よりも高い値であったと推察される。この原因については，今後の検討課題となる。

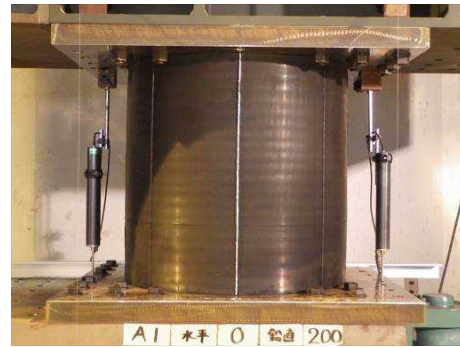
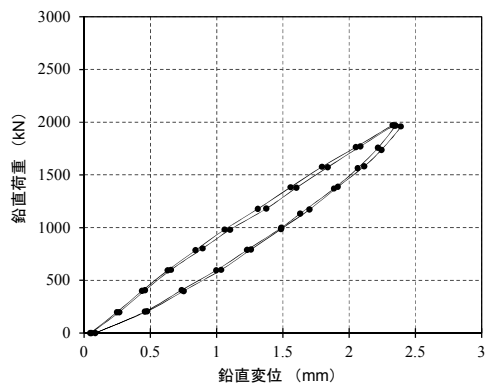


図 1.13 A1 鉛直載荷実験結果 ($N=0\text{kN}\sim1960\text{kN}$)

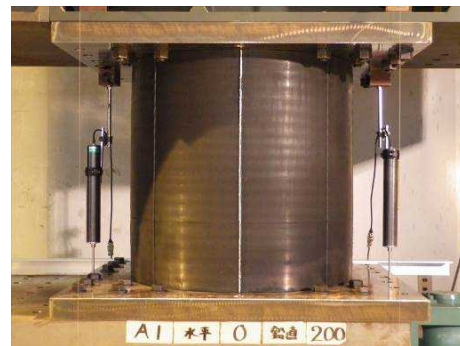
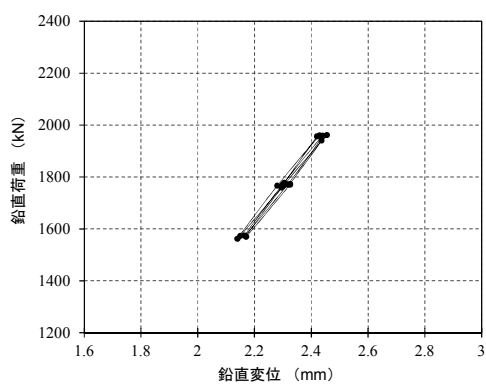


図 1.14 A1 鉛直載荷実験結果 ($N=1568\text{kN}\sim1960\text{kN}$)

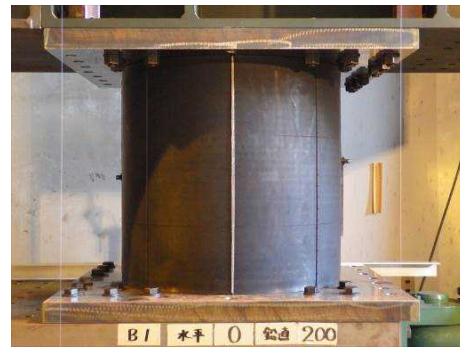
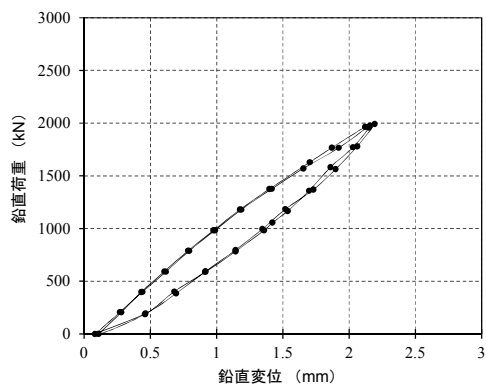


図 1.15 B1 鉛直載荷実験結果 ($N=0\text{kN}\sim1960\text{kN}$)

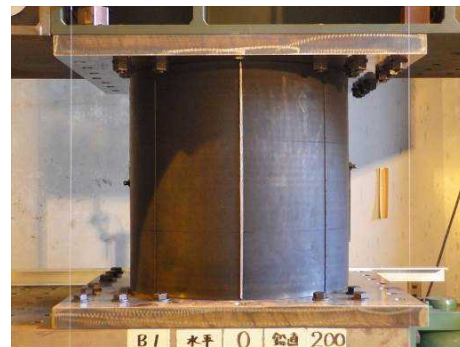
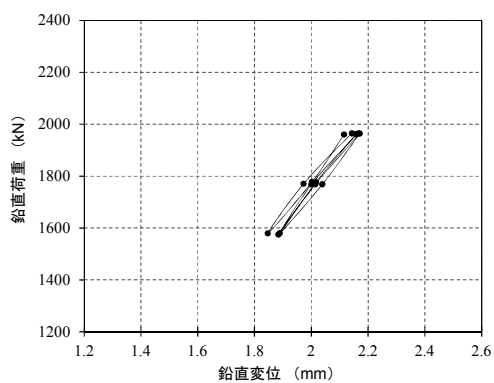


図 1.16 B1 鉛直載荷実験結果 ($N=1568\text{kN}\sim1960\text{kN}$)

表 1.5 鉛直剛性 K_V の実験値とせん断弾性係数 G

試験体	鉛直剛性 K_V (kN/mm)	鉛直剛性ヤング率 E_c (N/mm ²)	せん断弾性係数 G (N/mm ²)
A1	1359	1191	6.43
B1	1323	1405	6.80

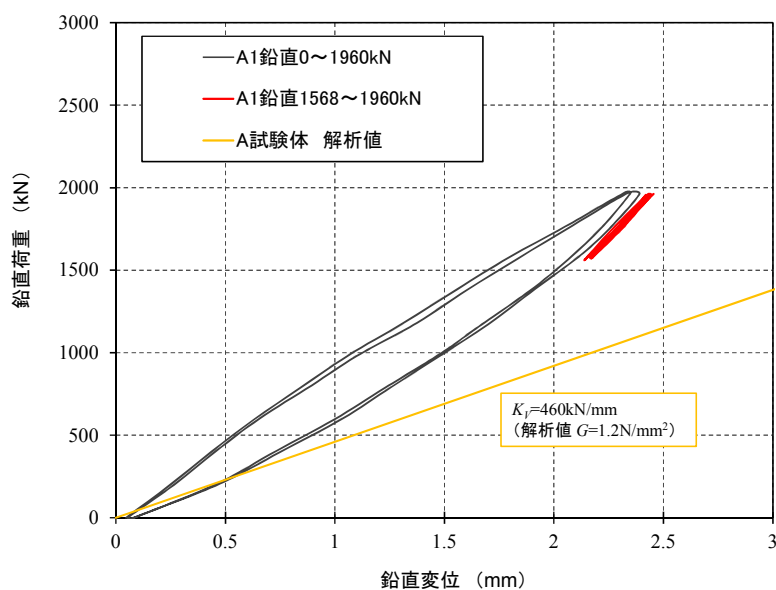


図 1.17 A1 鉛直載荷実験結果と解析予想 ($G=1.2\text{N/mm}^2$) の比較

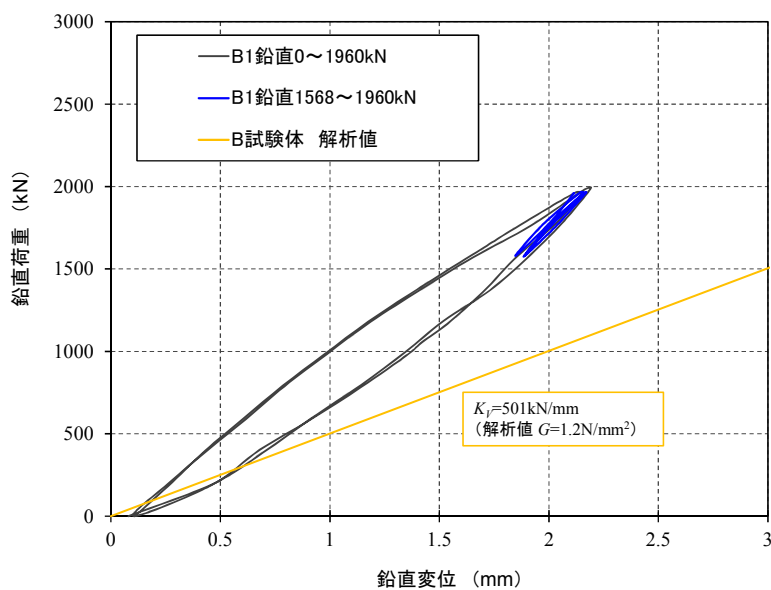


図 1.18 B1 鉛直載荷実験結果と解析予想 ($G=1.2\text{N/mm}^2$) の比較

1. 4. 4. 2 無軸力下の水平載荷実験

■実験結果

無軸力下の水平載荷実験により計測された水平方向の荷重 Q - 変形 δ_H 関係および最大変形時の積層ゴム支承の変形状態を図 1. 19～図 1. 26 に示す。また、実験結果を基に算定した水平剛性 K_H の値を表 1. 6 に示す。ここで、水平剛性 K_H の値は、ハードニングの影響が少ない $\pm 375\text{mm}$ までの実験結果を用いて、安定履歴となる 2 サイクル目の荷重 - 変形関係 (図 1. 27) を線形近似して得られた直線の傾きとした。

一方、軸力が作用していない時の水平剛性 K_H は、下式を用いて算定できる。式中の κ は部材断面の中空孔の大小がせん断剛性に与える影響を示しており、初等材料力学の教科書^{例えば 24)} に記載されている通り、本試験体の場合は 1. 12 となる。曲げ剛性ヤング率 E_b は、ゴム材料のせん断弾性係数 G の値を用いて解析的に求めることが可能な値である²²⁾。従って、下式の右辺は積層ゴム支承の形状とゴム材料のせん断弾性係数 G に拠るものであることがわかる。ここでは、実験から得られた水平剛性 K_H の値を用いて、ゴム材料のせん断弾性係数 G および曲げ剛性ヤング率 E_b を算定した。算定結果を表 1. 6 に示す。無軸力下における水平剛性 K_H は、水平変形 δ_H の増大に対して低下するひずみ依存性があり、また、水平変形 $\pm 375\text{mm}$ 以上の実験結果には、ハードニングの影響が確認された。実験結果を基に算定したゴム材料のせん断弾性係数 G は、A1・B1 とともにゴムのせん断ひずみ 100% で、ほぼ設計値通りの値であると推定できた (図 1. 28)。

$$K_H = \frac{1}{\frac{h}{G_e A} + \frac{h^3}{12 E_e I}}$$

$$\text{where } G_e = \frac{Gh}{\kappa h_r} \quad E_e = \frac{E_b h}{h_r}$$

なお、A1 は水平変位 $\pm 500\text{mm}$ の試験で破断した (水平変位 $+439\text{mm}$ (1 サイクル目)) (図 1. 22)。これについては、後述する「1. 4. 4. 4 破断実験」で考察を行う。

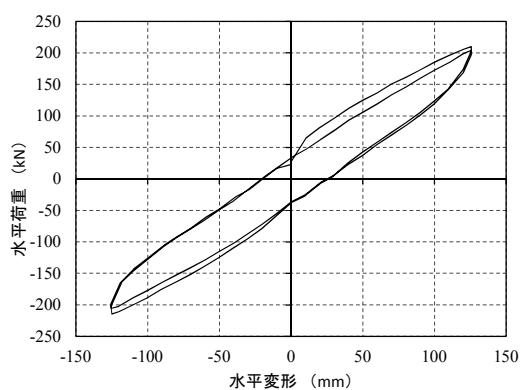


図 1.19 A1 無軸力下の水平載荷実験結果 ($\delta_H=\pm 125\text{mm}$)

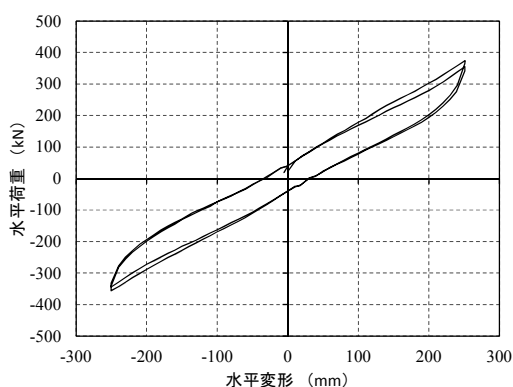


図 1.20 A1 無軸力下の水平載荷実験結果 ($\delta_H=\pm 250\text{mm}$)

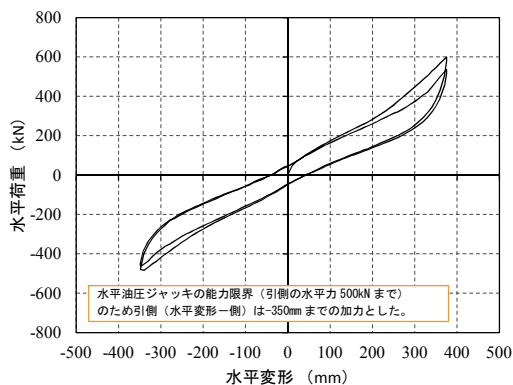


図 1.21 A1 無軸力下の水平載荷実験結果 ($\delta_H=\pm 375\text{mm}$)

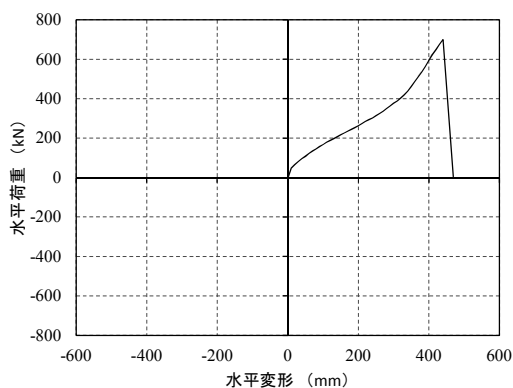


図 1.22 A1 無軸力下の水平載荷実験結果 ($\delta_H=\pm 500\text{mm}$) ※439mm で破断

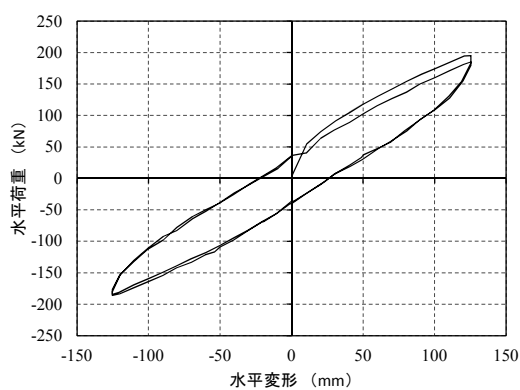


図 1.23 B1 無軸力下の水平載荷実験結果 ($\delta_H = \pm 125\text{mm}$)

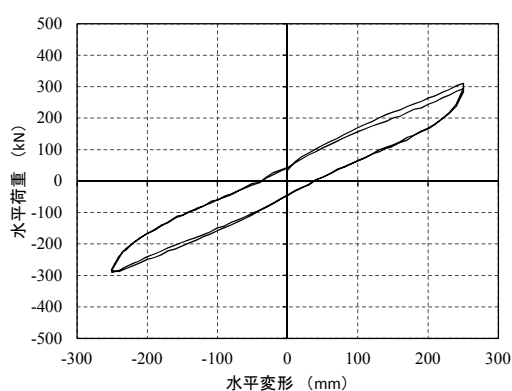


図 1.24 B1 無軸力下の水平載荷実験結果 ($\delta_H = \pm 250\text{mm}$)

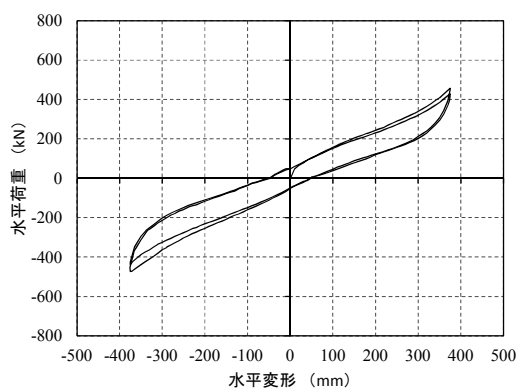


図 1.25 B1 無軸力下の水平載荷実験結果 ($\delta_H = \pm 375\text{mm}$)

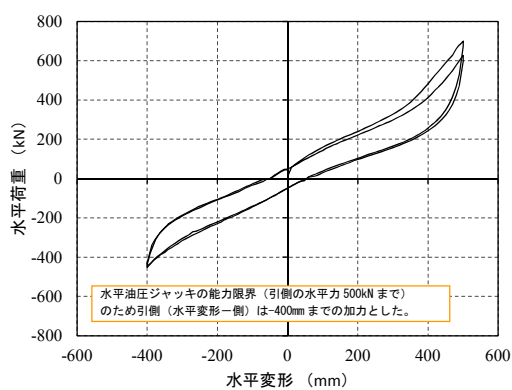
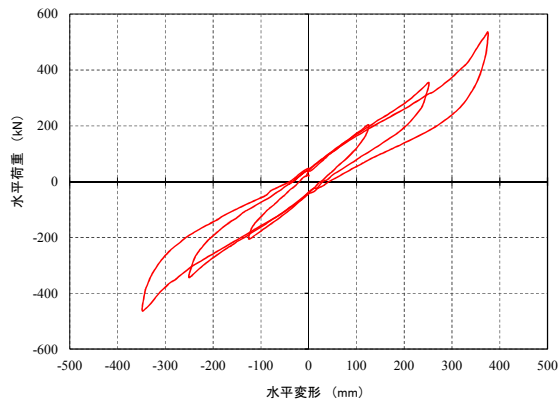


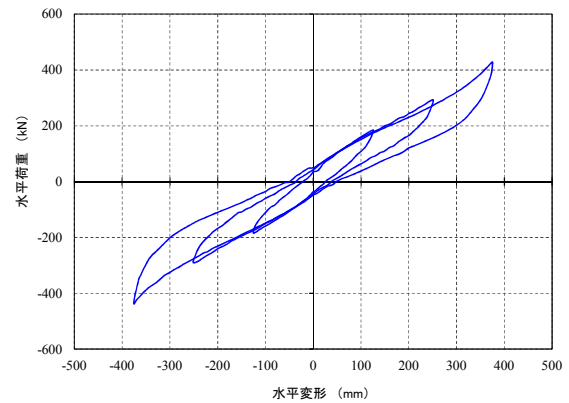
図 1.26 B1 無軸力下の水平載荷実験結果 ($\delta_H = \pm 500\text{mm}$)

表 1.6 無軸力下の水平剛性 K_H の実験値とせん断弾性係数 G

試験体	水平変形 δ_H (mm)	せん断ひずみ γ (%)	水平剛性 K_H (N/mm)	曲げ剛性ヤング率 E_b (N/mm ²)	せん断弾性係数 G (N/mm ²)
A1	±125	51	1527	305	1.51
	±250	102	1219	252	1.20
	±375	152	1100	231	1.08
B1	±125	42	1376	431	1.64
	±250	84	1056	351	1.26
	±375	126	945	321	1.13



(試験体 A1)



(試験体 B1)

図 1.27 無軸力下の水平載荷実験結果まとめ

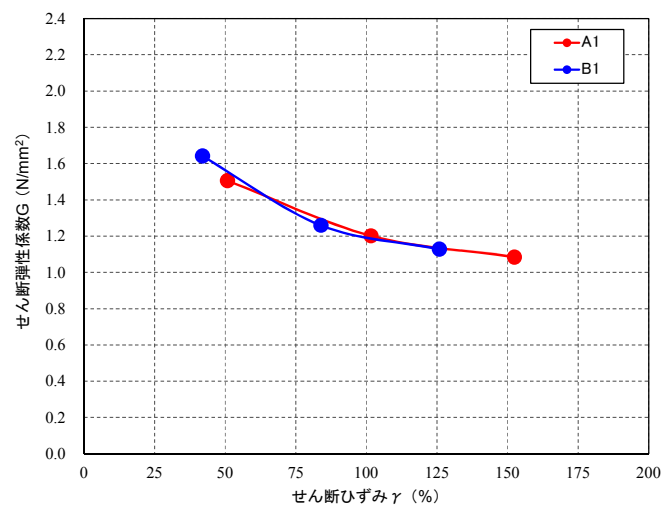


図 1.28 せん断弾性係数 G のひずみ依存性

1.4.4.3 軸力下の水平載荷実験

■実験結果

軸力下の水平載荷実験により計測された水平方向の荷重 Q - 変形 δ_H 関係および最大変形時の積層ゴム支承の変形状態を図 1. 29～図 1. 55 に示す。また、実験結果を基に算定した水平剛性 K_H の値を表 1. 7 および表 1. 8 に示す。ここで、水平剛性 K_H の値は、前述の無軸力下の水平載荷実験と同様に $\pm 375\text{mm}$ までの実験結果を用いて、2 サイクル目の荷重 - 変形関係（図 1. 56 および図 1. 57）を線形近似して得られた直線の傾きとした。

積層ゴム支承の水平剛性 K_H は軸力の増大により低下することが一般的に知られており、その値は Haringx の線形理論により下式で計算される。従って、前述の無軸力下の水平載荷実験により得られたゴム材料のせん断弾性係数 G とゴム材料のせん断弾性係数 G を基に解析的に求めた曲げ剛性ヤング率 E_b の値を用いれば、下式により鉛直軸力 N と水平剛性 K_H の関係を解析することができる。軸力下の水平載荷実験により得られた水平剛性 K_H の実験値と Haringx の線形理論による解析値を併せて図 1. 58 に示す（図中には、無軸力下の水平載荷実験より得られた水平剛性 K_H の実験値（表 1. 6）も併せて示している。）。ここで、ゴム材料のせん断弾性係数 G の値は、大変形時の値として $G=1.1\text{N/mm}^2$ を採用した（図 1. 28）。この時の各試験体の物理定数は、表 1. 9 に示す通りとなる。

$$K_H = \frac{N^2}{2kE_e I \tan\left(\frac{kh}{2}\right) - hN}$$

$$\text{ここで、} k = \sqrt{\frac{N}{E_e I} \left(1 + \frac{N}{G_e A}\right)}$$

水平剛性 K_H の実験値は、水平変形 δ_H の増大に対して低下していることがわかる（図 1. 58）。また、水平変形 δ_H の小さい範囲の方が、水平剛性 K_H の低下の割合が大きいことがわかる。鉛直荷重 N の増大による水平剛性 K_H の変動について見ると、低下の割合は Haringx の線形理論による低下の割合にほぼ等しい。また、鉛直荷重 $N=1960\text{kN}$ で水平変形 375mm 時の水平剛性 K_H から周期 T を算定すると、A1 で約 2.9 秒、B1 で約 3.2 秒となり、ほぼ目標通りの周期であることが確認できた。

なお、B1 は水平変位 $\pm 500\text{mm}$ 鉛直荷重 1470kN の試験で破断した（水平変位 $+500\text{mm}$ （1 サイクル目））（図 1. 55）。これについては、後述する「1.4.4.4 破断実験」で考察を行う。

また、実験結果と数値解析予想との比較（水平方向の荷重 - 変形関係および水平変形の増大による積層ゴム支承の沈み込み量）については、後述する「1.4.5 実験結果と数値解析予想の比較」で述べる。

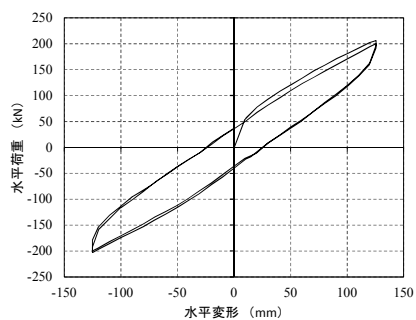


図 1. 29 A1 軸力下の水平載荷実験結果 ($\delta_H=\pm 125\text{mm}$, $N=490\text{kN}$)

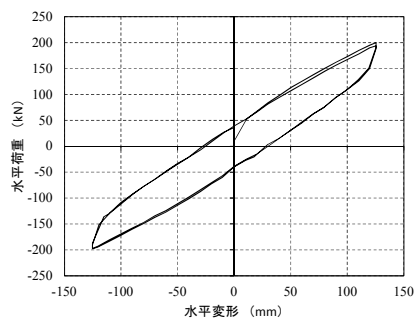


図 1. 30 A1 軸力下の水平載荷実験結果 ($\delta_H=\pm 125\text{mm}$, $N=980\text{kN}$)

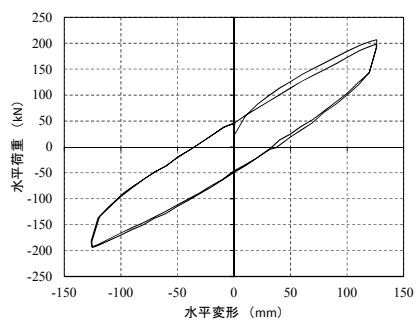


図 1. 31 A1 軸力下の水平載荷実験結果 ($\delta_H=\pm 125\text{mm}$, $N=1470\text{kN}$)

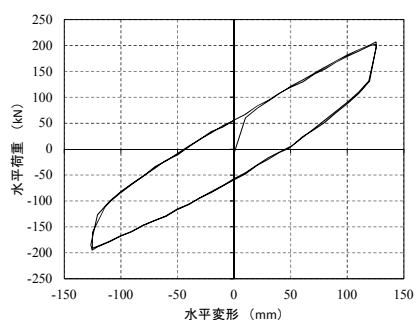


図 1. 32 A1 軸力下の水平載荷実験結果 ($\delta_H=\pm 125\text{mm}$, $N=1960\text{kN}$)

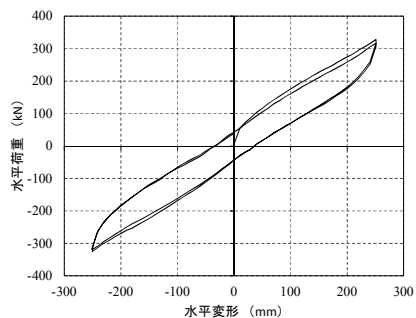


図 1. 33 A1 軸力下の水平載荷実験結果 ($\delta_H=\pm 250\text{mm}$, $N=490\text{kN}$)

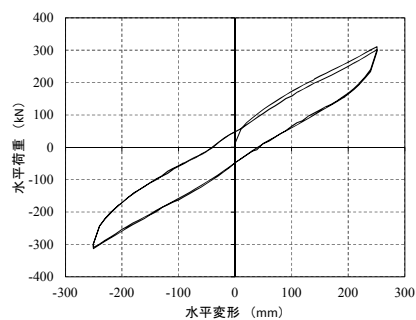


図 1.34 A1 軸力下の水平載荷実験結果 ($\delta_H=\pm 250\text{mm}$, $N=980\text{kN}$)

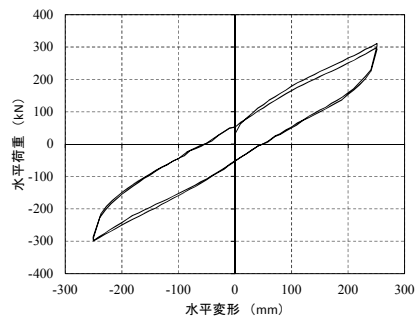


図 1.35 A1 軸力下の水平載荷実験結果 ($\delta_H=\pm 250\text{mm}$, $N=1470\text{kN}$)

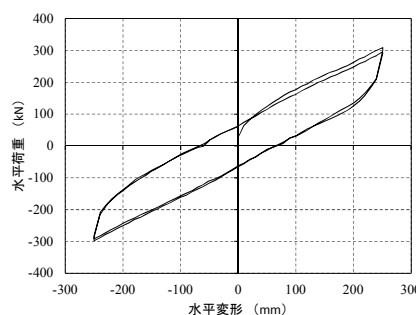


図 1.36 A1 軸力下の水平載荷実験結果 ($\delta_H=\pm 250\text{mm}$, $N=1960\text{kN}$)

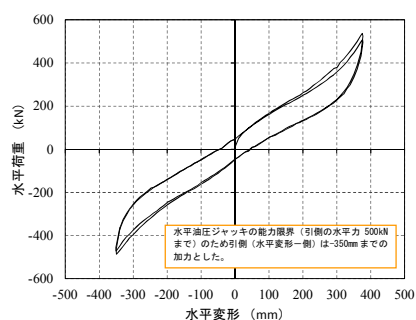


図 1.37 A1 軸力下の水平載荷実験結果 ($\delta_H=\pm 375\text{mm}$, $N=490\text{kN}$)

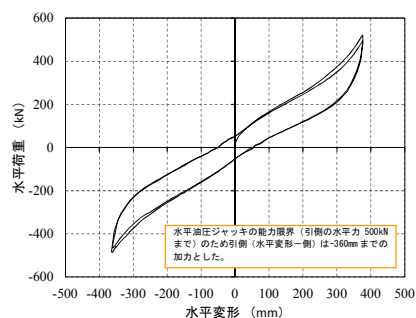


図 1.38 A1 軸力下の水平載荷実験結果 ($\delta_H=\pm 375\text{mm}$, $N=980\text{kN}$)

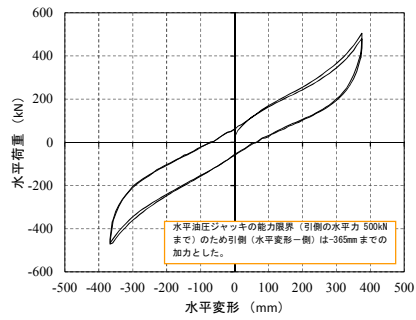


図 1. 39 A1 軸力下の水平載荷実験結果 ($\delta_H=\pm 375\text{mm}$, $N=1470\text{kN}$)

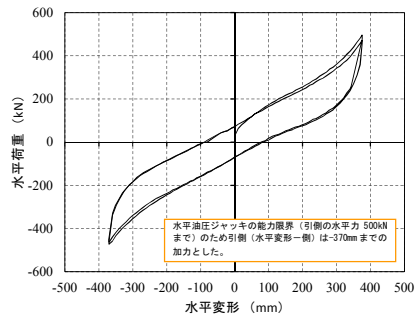


図 1. 40 A1 軸力下の水平載荷実験結果 ($\delta_H=\pm 375\text{mm}$, $N=1960\text{kN}$)

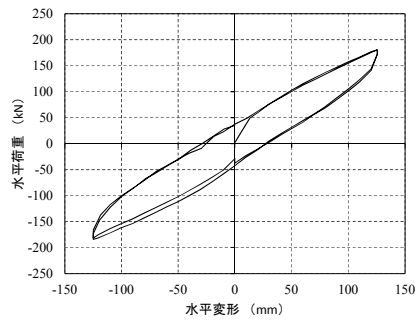


図 1. 41 B1 軸力下の水平載荷実験結果 ($\delta_H=\pm 125\text{mm}$, $N=490\text{kN}$)

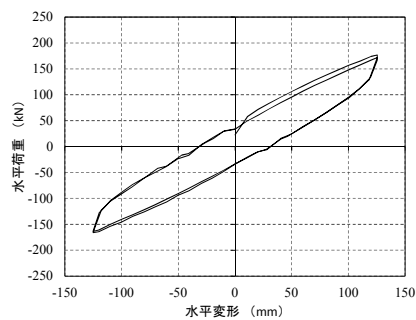


図 1. 42 B1 軸力下の水平載荷実験結果 ($\delta_H=\pm 125\text{mm}$, $N=980\text{kN}$)

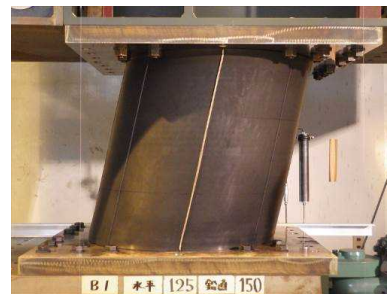
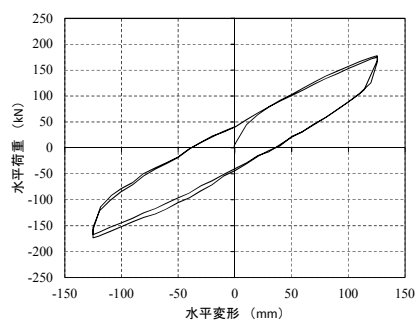


図 1. 43 B1 軸力下の水平載荷実験結果 ($\delta_H=\pm 125\text{mm}$, $N=1470\text{kN}$)

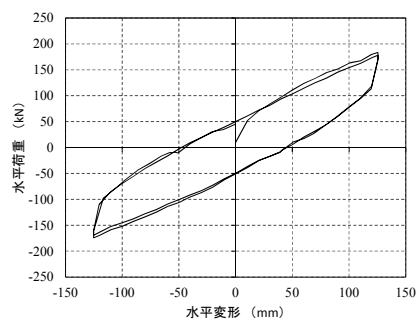


図 1. 44 B1 軸力下の水平載荷実験結果 ($\delta_H=\pm 125\text{mm}$, $N=1960\text{kN}$)

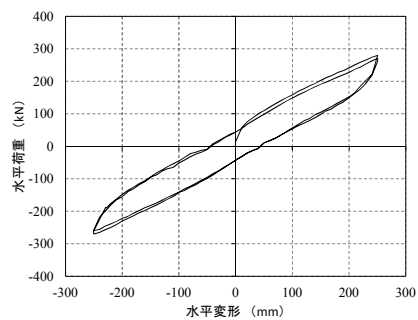


図 1. 45 B1 軸力下の水平載荷実験結果 ($\delta_H=\pm 250\text{mm}$, $N=490\text{kN}$)

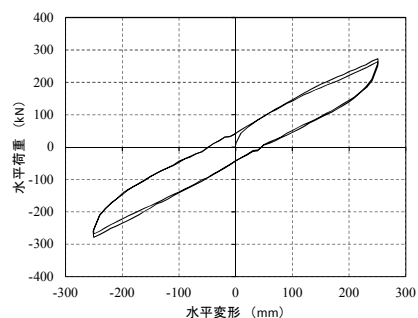


図 1. 46 B1 軸力下の水平載荷実験結果 ($\delta_H=\pm 250\text{mm}$, $N=980\text{kN}$)

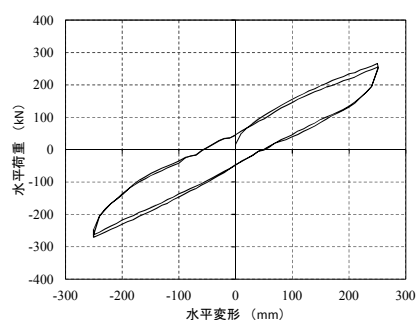


図 1. 47 B1 軸力下の水平載荷実験結果 ($\delta_H=\pm 250\text{mm}$, $N=1470\text{kN}$)

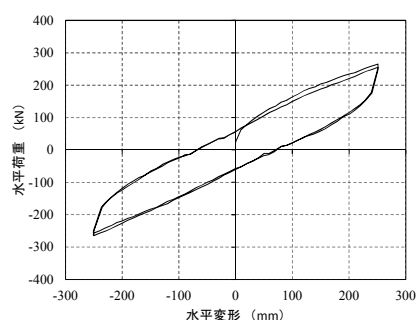


図 1. 48 B1 軸力下の水平載荷実験結果 ($\delta_H=\pm 250\text{mm}$, $N=1960\text{kN}$)

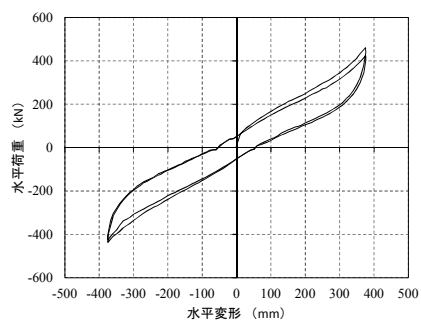


図 1. 49 B1 軸力下の水平載荷実験結果 ($\delta_H=\pm 375\text{mm}$, $N=490\text{kN}$)

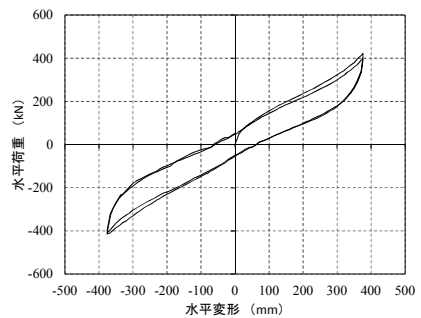


図 1. 50 B1 軸力下の水平載荷実験結果 ($\delta_H=\pm 375\text{mm}$, $N=980\text{kN}$)

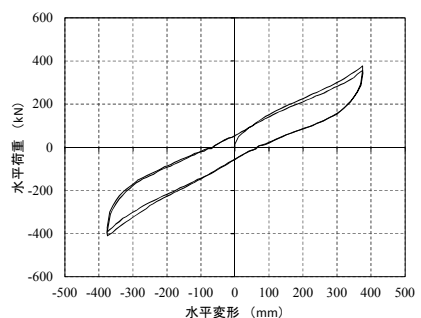


図 1. 51 B1 軸力下の水平載荷実験結果 ($\delta_H=\pm 375\text{mm}$, $N=1470\text{kN}$)

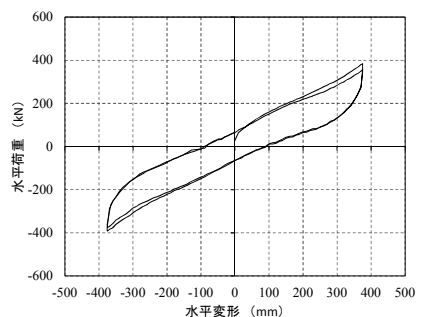


図 1. 52 B1 軸力下の水平載荷実験結果 ($\delta_H=\pm 375\text{mm}$, $N=1960\text{kN}$)

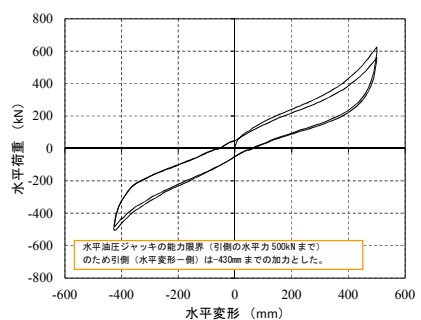


図 1. 53 B1 軸力下の水平載荷実験結果 ($\delta_H=\pm 500\text{mm}$, $N=490\text{kN}$)

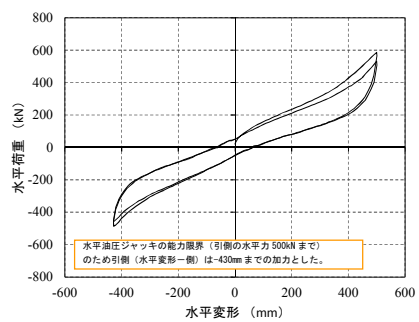


図 1.54 B1 軸力下の水平載荷実験結果 ($\delta_H=\pm 500\text{mm}$, $N=980\text{kN}$)

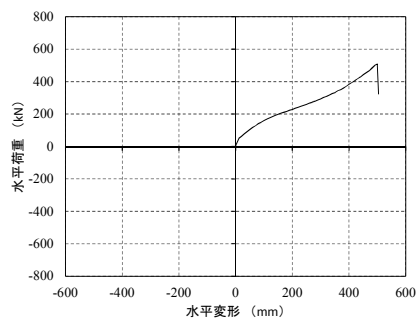
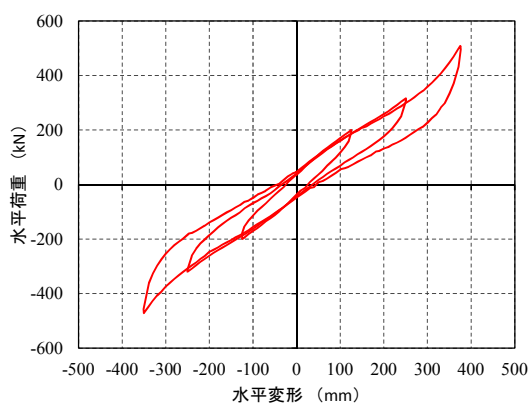


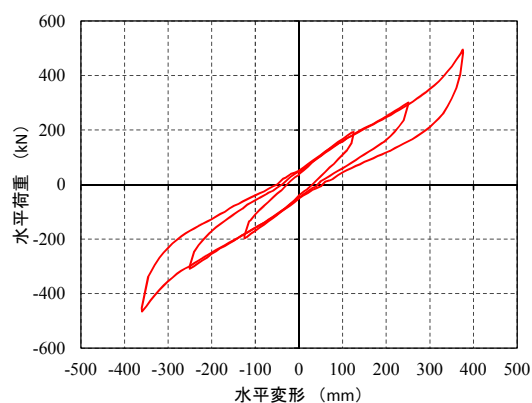
図 1.55 B1 軸力下の水平載荷実験結果 ($\delta_H=\pm 500\text{mm}$, $N=1470\text{kN}$) ※500mm で破断

表 1.7 軸力下の水平剛性 K_H の実験値 (試験体 A1)

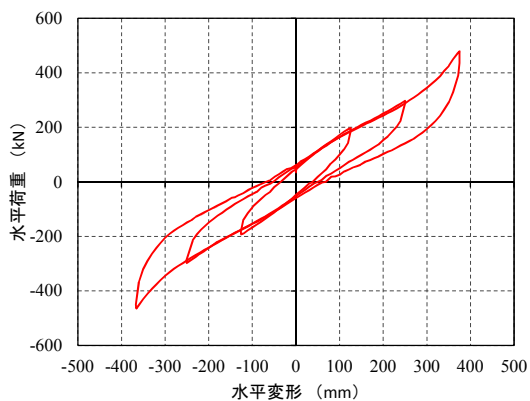
試験体	水平変形 δ_H (mm)	水平剛性 K_H (N/mm)			
		$N=490\text{kN}$	$N=980\text{kN}$	$N=1470\text{kN}$	$N=1960\text{kN}$
A1	± 125	1463	1425	1384	1335
	± 250	1141	1085	1033	984
	± 375	1058	1015	976	913



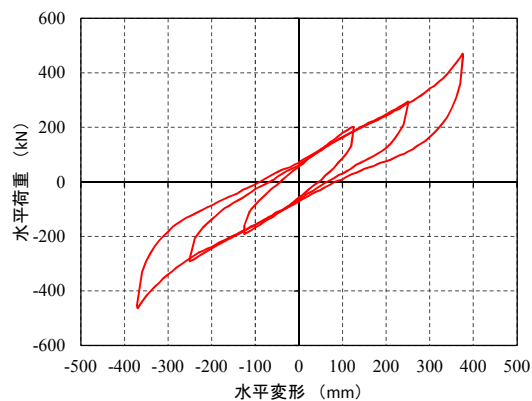
($N=490\text{kN}$)



($N=980\text{kN}$)



($N=1470\text{kN}$)

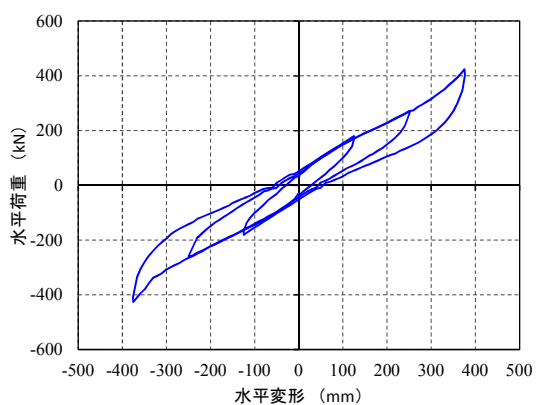


($N=1960\text{kN}$)

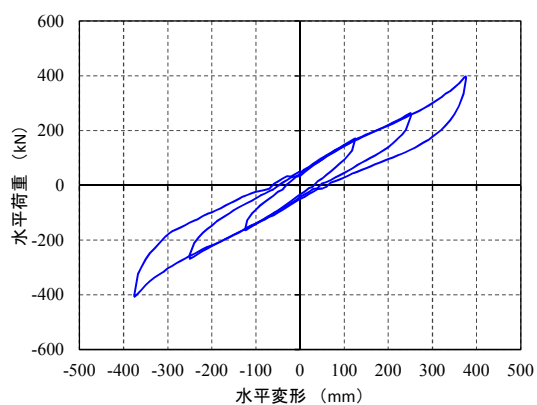
図 1.56 荷重 - 変形関係の比較 (試験体 A1)

表 1.8 軸力下の水平剛性 K_H の実験値 (試験体 B1)

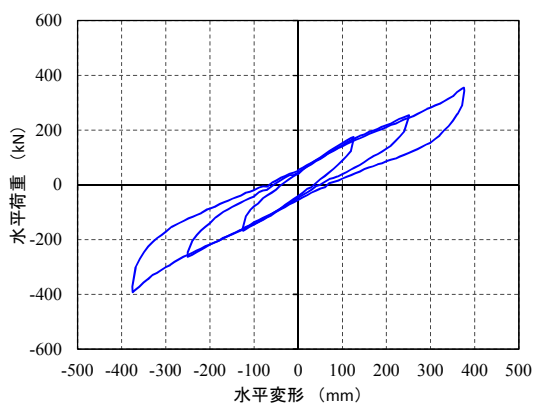
試験体	水平変形 δ_H (mm)	水平剛性 K_H (N/mm)			
		$N=490\text{kN}$	$N=980\text{kN}$	$N=1470\text{kN}$	$N=1960\text{kN}$
B1	± 125	1313	1205	1201	1134
	± 250	962	940	913	867
	± 375	896	857	806	762



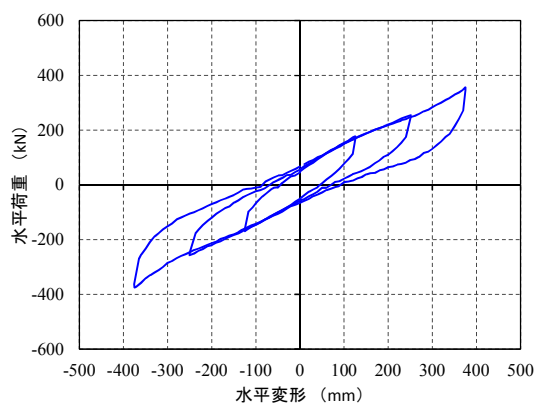
($N=490\text{kN}$)



($N=980\text{kN}$)

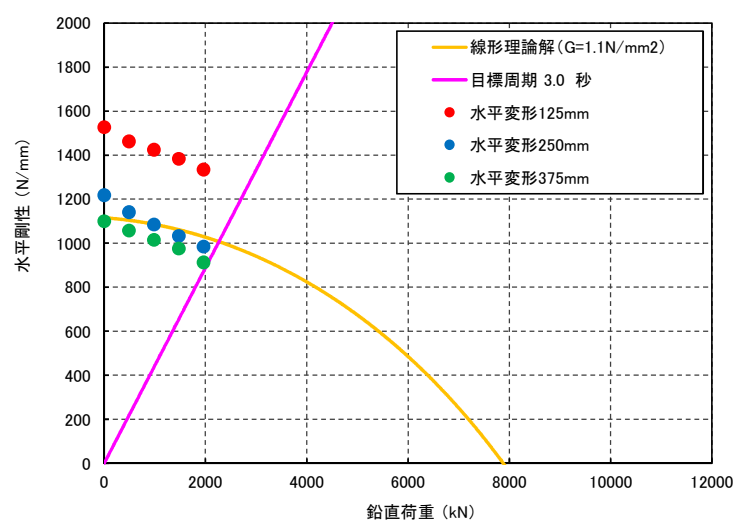


($N=1470\text{kN}$)

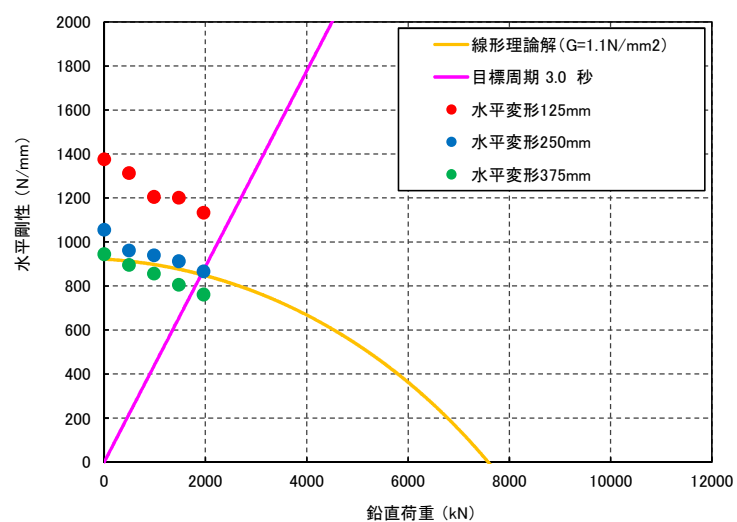


($N=1960\text{kN}$)

図 1.57 荷重 - 変形関係の比較 (試験体 B1)



(試験体 A1)



(試験体 B1)

図 1.58 鉛直荷重の増大による水平剛性の低下 (Haringx の線形理論解+実験結果)
(※図中 “—目標周期 3.0 秒” は、周期が 3.0 秒となる時の鉛直荷重 N と水平剛性 K_H の関係を示す。)

表 1.9 積層ゴム支承の物理定数 (実験値)

物理定数		A試験体	B試験体
せん断弾性係数	G (N/mm ²)	1.10	
曲げ剛性ヤング率	E_b (N/mm ²)	234	315
有効せん断弾性係数	G_e (N/mm ²)	2.20	1.81
有効曲げ剛性ヤング率	E_e (N/mm ²)	523	581
せん断剛性 $=G_e A$	K_S (kN)	617	509
曲げ剛性 $=E_e I$	K_B (kN・mm ²)	3.33×10^9	3.69×10^9
Haringxの線形座屈荷重	N_H (kN)	7881	7583

1.4.4.4 破断実験

前述の「1.4.4.2 無軸力下の水平載荷実験」および「1.4.4.3 軸力下の水平載荷実験」で示した通り、本試験体は、計画時に予定していた加力（表 1. 4）の途中で破断という結果が得られた（試験体 A1：水平変位 439mm - 鉛直荷重 0kN（図 1. 22）、試験体 B1：水平変位 500mm - 鉛直荷重 1470kN（図 1. 55））。そこで、残り 4 体の試験体（A2・A3・B2・B3）については、計画時の予定を変更して、オイレス工業の試験機（3MN・2 軸高速試験機（水平 1MN，鉛直 3MN））にて破断実験を実施し、限界変形性能について詳細な検討を行うこととした。加力内容は、表 1. 10 に示す通りである。

表 1. 10 破断実験一覧（オイレス工業で実施）

実験名	鉛直荷重 (kN)	水平変形 (mm) ※計測値	試験体
破断実験	500	392.5	A2
	2000	432.7	A3
	3000	503.6	B2
	2500	546.7	B3

■実験結果

前述の「1.4.4.2 無軸力下の水平載荷実験」および「1.4.4.3 軸力下の水平載荷実験」で積層ゴム支承が破断した際の実験結果(試験体 A1:無軸力の水平載荷実験($\delta_H=439\text{mm}$, $N=0\text{kN}$), 試験体 B1:軸力の水平載荷実験($\delta_H=500\text{mm}$, $N=1470\text{kN}$))と、上記の破断実験(表 1. 10)で計測された実験結果を併せて図 1. 59 および図 1. 60 に示す。また、試験体 A1 および B2 の破断時の状態を写真 1. 5 および写真 1. 6 に示す。

荷重 Q - 変形 δ_H 関係を見ると、A 試験体は、水平変形 200mm (γ =約 81%) 程度以上の範囲でハードニングの影響が確認できる。また、水平変形約 $390\sim 430\text{mm}$ (γ =約 160~170%) で破断または破断手前という結果が得られた。B 試験体は、水平変形 250mm (γ =約 84%) 程度以上の範囲でハードニングの影響が確認できる。また、水平変形約 $500\sim 550\text{mm}$ (γ =約 170~185%) で破断または破断手前という結果が得られた。各履歴曲線について、水平変形の大きい範囲では、無軸力下の実験であった A1 の水平荷重 Q が、鉛直荷重 N の載荷されている A2・A3 に比べて小さい値となっている。また、B1 の水平荷重 Q が、鉛直荷重 N の大きい B2・B3 に比べて小さい値となっている。これらについては、試験機の違い(鉛直荷重 N の制御精度や載荷速度など)や、破断実験の前までに行った実験(経験ひずみ)の影響などが考えられる。ハードニングは、ゴム材料のひずみ硬化により、せん断弾性係数 G が大きくなる材料非線形の影響と考えられるが、今回のゴム材料では、比較的小さいせん断ひずみの領域(一般的には、 $\gamma=200\sim 300\%$ 程度以上)から、影響が現れている。

破断状況(写真 1. 5 および写真 1. 6)を見ると、A1 と B1 では破断のモードが異なり、A1 では、最下層のゴム層でせん断破壊による破断が起こり、一方、B1 では、最下層のゴム層で部材端部の曲げモーメントに起因するゴムの引張破壊による破断が起こったものと推測される。また、実験後の破断面を観察すると、A1・B1 ともにゴム - 鋼板間での破断であったと推察できた。積層ゴム支承は、ゴム - 鋼板間の接着強度を高くして、破断はゴム母材で起こるように製作することを性能目標とすることが一般的であるが、本試験体は、ゴム - 鋼板間での接着強度が不足していた可能性がある。

■プロトタイプ積層ゴム支承の座屈安定性

ここまでの実験結果について、圧縮限界強度領域の目標範囲と実験結果を併せて図 1. 61 および図 1. 62 にまとめる。また、各試験体の最大変形時(破断または破断手前)における各値を表 1. 11 にまとめて示す。さらに、免震構造設計指針¹⁹⁾(以下、指針と記す)に示される積層ゴム支承の安定限界変形と実験結果の比較について、図 1. 63 および図 1. 64 に示す。

圧縮限界強度領域について見ると、A・B 試験体ともに目標を達成することはできなかった。水平方向の荷重 Q - 変形 δ_H 関係(図 1. 59 および図 1. 60)を見ると、多少のばらつきはあるが、試験体ごとにほぼ同程度の水平荷重 Q および水平変形 δ_H で破断(または破断手前)となっており、鉛直荷重 N が A 試験体で最大 2000kN ~最小 0kN 、また B 試験体で最大 3000kN ~最小 1470kN と大きな差があるのに対して、限界変位には顕著な差は見られなかった。せん断ひずみ γ で見ると、約 160~185%で 15%程度のばらつきの範囲に収まっている(表 1. 11)。ゴム材料の破断せん断ひずみは一般的に 400%程度といわれており、本試験体の場合は、それよりも小さい範囲で破断に至ったことになる。この原因について、以下に考察する。

水平方向の荷重 Q - 変形 δ_H 関係について見ると、A 試験体については 3 体とも、ほぼ同程度のせん断力 Q で破断となっており、特に、A1 は鉛直荷重 0kN の実験であったことから、A 試験体の 3 体は、せん断ひずみ量を除けば、せん断力 Q が破断に至る主要因になっていると考えられる。実験結果を基に破断時のせん断応力 τ (水平力 Q を断面積 A で除した値)を算定すると表 1. 11 に示す通りとなり、本試験体のゴム - 鋼板間の破断せん断応力は、 2.5N/mm^2 程度であったと推定できる。この値は一般的な積層ゴム支承の接着強度^{25) 26)}(せん断接着試験片の試験結果で 5N/mm^2 程度以上)と比較すると半分程度の値であり、破断も

ゴム母材ではなくゴム - 鋼板間の接着面で起きていると推察できることから、今回の試験体は、せん断力 Q に起因するゴム - 鋼板間の接着強度で、破断に至ったものと考えられる。B 試験体についても、A 試験体と同様に鉛直荷重 N の大小による顕著な差はなく、3 体ともほぼ同程度のせん断力 Q で破断となっている。しかし、せん断応力 τ について見ると約 $1.8 \sim 2.0 \text{ N/mm}^2$ となっており、A 試験体と比べると、さらに小さい値での破断となった(表 1. 11)。ここで、B1 の実験結果について見ると、鉛直荷重 N が大きい実験であり、部材端部に大きな曲げモーメント M_o (下式) が作用していることがわかる (表 1. 11)。また、破断面を見るとゴム - 鋼板間で剥がれている領域と、剥がれていない領域の 2 つに分かれている (写真 1. 6)。これは、曲げモーメント M_o に起因するゴムの引張応力 σ_t (下式) が大きい領域でゴム - 鋼板間が剥がれたものと推測され、B1 の破断モードは A1 の破断モードとは異なり、ここでは、曲げモーメント M_o に起因する引張応力 σ_t が破断に至る主要因になっていると考えられる。

$$\sigma_t = \frac{M_o}{Z} - \frac{N}{A} \quad \text{where} \quad M_o = \frac{1}{2} N \delta_H + \frac{1}{2} h Q$$

また、A 試験体に比べて内部積層鋼板の厚さが薄い B 試験体は、大変形時に積層鋼板の塑性変形が確認されており、破断変位や荷重 Q - 変形 δ_H 関係の実験結果に影響を与えたものと考えられる。なお、B1 は引張応力 σ_t が他の 2 体 (B2・B3) と比べると小さい値となっているが、破断実験の前に行った無軸力下および軸力下の水平載荷実験の際に多少の軽微な損傷があった可能性がある。

最後に、指針に記載されている安定限界変形と実験結果を比較し、A・B 試験体の座屈安定性について考察した。図 1. 63 および図 1. 64 を見ると、A3 および B1・B2・B3 の実験で安定限界変位を超える結果が得られている。また、水平方向の荷重 Q - 変形 δ_H 関係を見ると、全ての試験体で大変形時においても負勾配とはならないことがわかる (図 1. 59 および図 1. 60)。例えば、文献 25 に示される既往の実験研究 ($S2=3.0 \sim 5.1$ の積層ゴム支承を用いた限界性能試験) では、 $S2$ が大きいほど安定限界変形に対して安全側の結果が得られており、反対に $S2$ が小さい ($S2 < 3.5$) 場合には、推定式近傍の結果となることが示されている。また、限界時は、水平方向の荷重 - 変形関係が負勾配となるモードで決定されている。今回実験を実施した A・B 試験体の二次形状係数 $S2$ は、それぞれ 2.44 および 2.01 と小さく (表 1. 2)、一般的な積層ゴム支承と比べて細長い形状をしているが、安定限界変形を超える大きな水平変形に対しても安定した水平特性を示すこと、また、限界時が座屈ではなく部材強度による破断で決められているといった点が、既往の研究結果とは大きく異なっている。前述した通り、ハードニングが比較的小さいせん断ひずみで起こったことについては、今後の検討課題の 1 つとなるが、ゴム - 鋼板間の接着強度を向上させて破断変位が伸びた場合には、数値解析で予想されるような、積層ゴム支承の直径を超える大変形に対しても安定した性状を示すことが期待される。

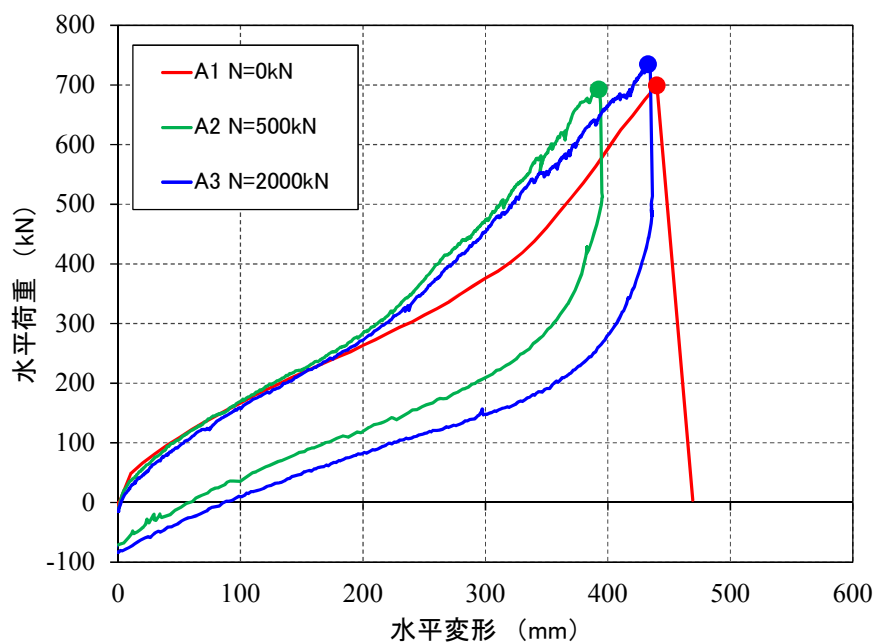


图 1.59 破断实验结果 (A 试验体)

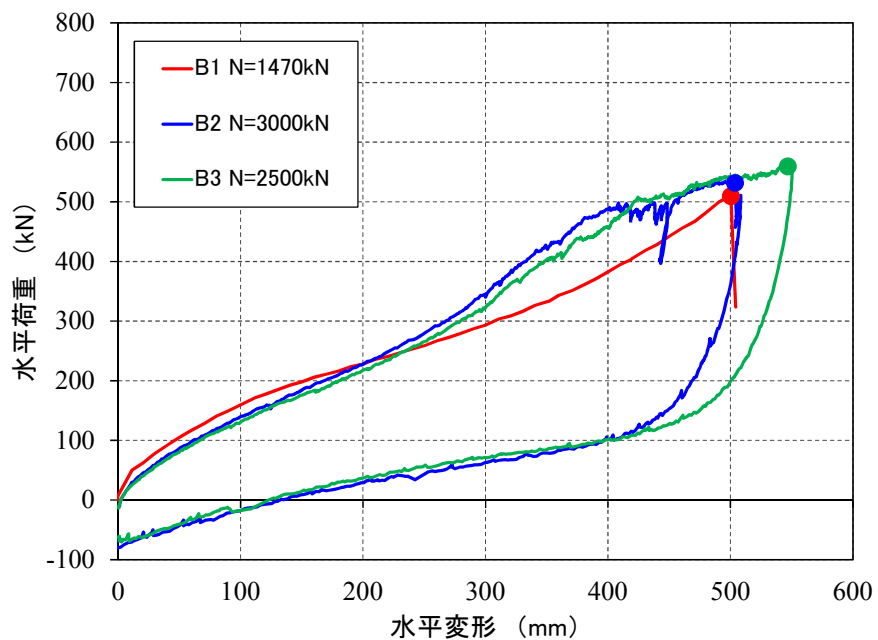


图 1.60 破断实验结果 (B 试验体)



写真 1.5 破断時 (A1 無軸力下の水平載荷実験結果 ($\delta_H=439\text{mm}$, $N=0\text{kN}$))
(写真①～④は、映像のコマ送り画像)

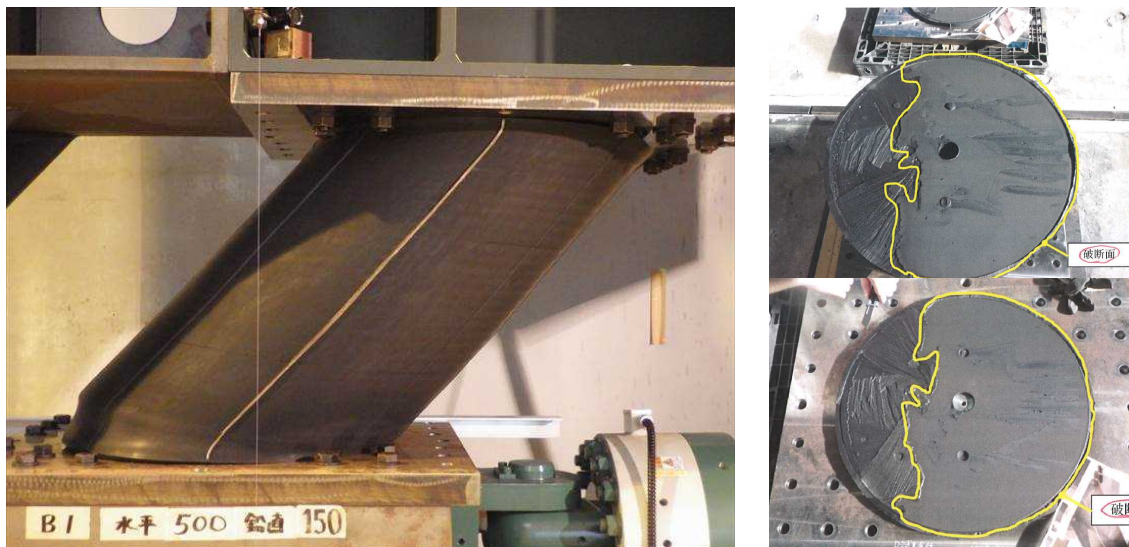


写真 1.6 破断時 (B1 軸力下の水平載荷実験結果 ($\delta_H=500\text{mm}$, $N=1470\text{kN}$))

表 1.11 破断時の状態

試験体	モード	鉛直荷重 N (kN)	面圧 σ (N/mm ²)	水平変形 δ_H (mm)	せん断ひずみ γ (%)	水平荷重 Q (kN)	曲げモーメント M (kN・mm)	引張応力 σ_t (N/mm ²)	せん断応力 τ (N/mm ²)
A1	破断	9.4	0.03	439.8	178.8	699.4	194417	9.13	2.49
A2	破断手前	499	1.78	392.5	159.6	692.6	288409	11.82	2.47
A3	破断手前	2002	7.13	432.7	175.9	734.8	635151	22.82	2.62
B1	破断	1468	5.23	500.2	167.9	509.5	507349	18.70	1.81
B2	破断手前	2997	10.67	503.6	169.0	531.7	900859	31.81	1.89
B3	破断手前	2499	8.90	546.7	183.5	559.5	836926	30.57	1.99

※曲げモーメント M ・引張応力 σ_t ・せん断応力 τ は、計測結果を基に算定した積層ゴム支承端部の値を示す。

※曲げモーメント M の算定に際して、鉛直変形 δ_v の影響は小さいので無視した。

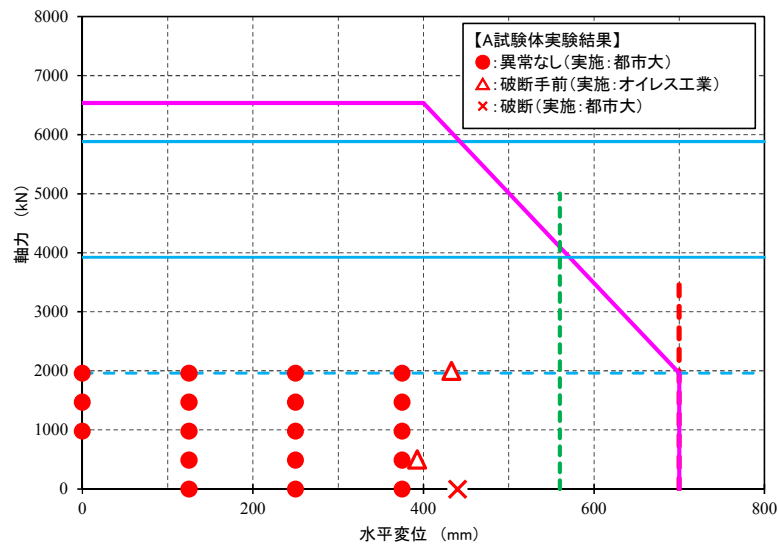


図 1.61 圧縮限界強度領域の目標範囲と実験結果の比較（A 試験体）

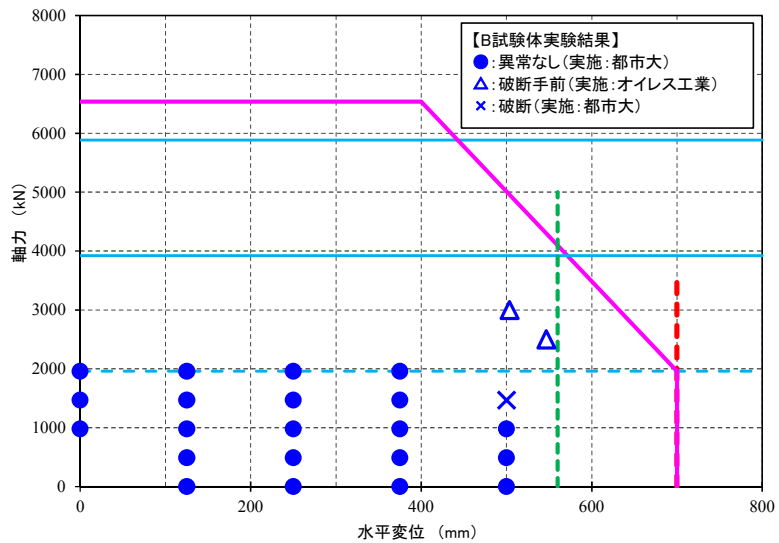


図 1.62 圧縮限界強度領域の目標範囲と実験結果の比較（B 試験体）

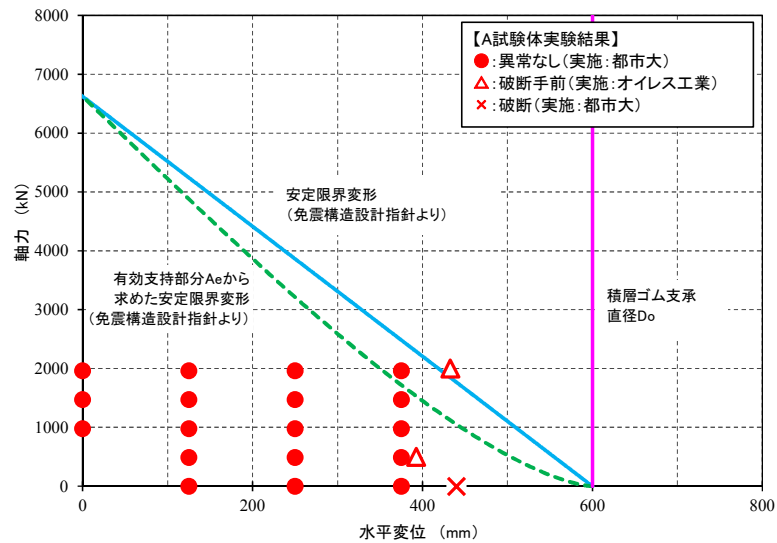


図 1. 63 免震構造設計指針¹⁹⁾ による安定限界変形と実験結果の比較 (A 試験体)

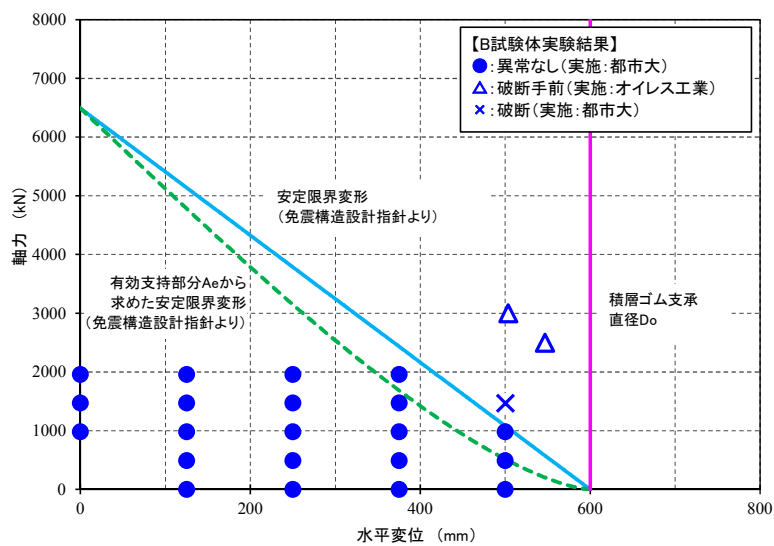


図 1. 64 免震構造設計指針¹⁹⁾ による安定限界変形と実験結果の比較 (B 試験体)

1.4.5 実験結果と数値解析予想の比較

■概要

前述の「1.3.2 形状の解析検討」で示した通り、積層ゴム支承の特性（ここでは、水平方向の荷重 - 変形関係および鉛直方向の沈み込み量を対象とする）は、幾何学的非線形を考慮した曲げ - せん断モデルにより解析的に求めることができる。ここでは、実験結果と解析値の比較を行い、幾何学的非線形を考慮した曲げ - せん断モデルの大型積層ゴム支承への適用について、その妥当性を検証した。具体的には、軸力下の水平載荷実験の内、鉛直荷重 1960kN で水平変形 $\pm 375\text{mm}$ の実験結果（試験体 A1 および B1）と、無軸力下の水平載荷実験より得られたゴム材料のせん断弾性係数 G の値を用いて算定した A・B 試験体の数値解析結果との比較を行った。

■数値解析

数値解析にあたっては、解析対象とする積層ゴム支承のせん断剛性 K_S および曲げ剛性 K_B を評価する必要がある。せん断剛性 K_S および曲げ剛性 K_B はゴム材料のせん断弾性係数 G を基に精度良く評価することが可能であり（算定方法は、文献 22 および文献 23 を参照）、ここでは、無軸力下の水平載荷実験により得られたせん断弾性係数 G の値を用いた。表 1. 6 および図 1. 28 に示す試験体 A1 および B1 の実験結果を見ると、両者のせん断弾性係数 G はほぼ等しい値となっており、また、せん断ひずみ依存性のあることが確認できる。ここでは、水平変形 $\pm 375\text{mm}$ の実験結果を参考に、ゴム材料のせん断弾性係数 G を 1.1N/mm^2 として検討した。この時の積層ゴム支承の各物理定数は表 1. 12 に示す通りとなる。表 1. 12 に示す物理定数を基に、文献 2 に示す方法で積層ゴム支承の水平方向の荷重 Q - 変形 δ_H 関係および水平変形時の沈み込み量 δ_V を算定した。算定結果を図 1. 65 および図 1. 66 に示す。

■実験結果

次に、解析値との比較に際しては、実験結果から材料非線形の影響を取り除いて評価する必要がある（文献 3）。実験結果について材料非線形の影響を考察すると、本試験体には天然ゴム系の材料を用いているが、水平方向の履歴特性は高減衰ゴム材料のように大きな履歴面積を持つ結果が得られている（図 1. 56 および図 1. 57）。また、繰返し回数依存性¹⁶⁾（図 1. 29～図 1. 55）やせん断ひずみ依存性（表 1. 7 および表 1. 8）の影響も確認できる。図 1. 67 および図 1. 68 には、これらの影響を除いた形で実験結果を示す（図中：実線）。具体的には、繰返し回数依存性の影響を考慮して、安定履歴と考えられる 2 サイクル目の実験結果のみを評価対象とした。また、履歴面積によるエネルギー吸収の影響を除くため、正負交番載荷における加力時（試験体の変形が増大する方向に推移している時）の実験データのみとし、さらに、実験値の水平荷重 Q から切片荷重 Q_y （水平変形ゼロ時における水平荷重 Q ）の値を差し引いたものとした。鉛直方向の沈み込み量 δ_V については、試験体の左右に取り付けた高感度変位計 1・2 の平均値を実験結果として採用し、沈み込み量 δ_V - 水平変形 δ_H 関係として図 1. 67 および図 1. 68 に示している（図中：実線）。なお、ここでは水平変形ゼロで鉛直荷重 $N (=1960\text{kN})$ を作用させた後の試験体高さを沈み込み量ゼロとしている。

■考察

実験結果と数値解析予想を比較すると、A・B 試験体ともに、水平方向の荷重 - 変形関係については、実験結果にハードニングの影響が現れる手前までは、良い一致を示している(図 1. 67 および図 1. 68 (荷重 - 変形関係))。また、水平変形の増大にともなう鉛直方向の沈み込み量についても、実験結果に加力の正負で多少の違い(左右非対称の加力装置であり、鉛直方向スライド支承の回転などが少なからず影響を与えているものと考えられる。)があるが、数値解析予想は、実験結果の傾向を良く表現できている(図 1. 67 および図 1. 68 (沈み込み量))。

以上のように、幾何学的非線形を考慮したモデルは、大型積層ゴム支承である A・B 試験体の特性を精度良く評価できていると言える。また、数値解析では、さらに水平変形が増大すると、水平剛性の低下することが予想されるが、破断実験の結果(図 1. 59 および図 1. 60)を見ると、実験結果にはハードニングの影響による水平剛性の増大が確認できる。数値解析予想では、材料の線形性を仮定し、幾何学的非線形の影響のみを考慮している。従って、実験結果と数値解析予想の差が、実験結果に含まれる材料非線形の影響であると推察することができる。

表 1.12 積層ゴム支承の物理定数（実験値）

物理定数		A試験体	B試験体
せん断弾性係数	G (N/mm ²)	1.10	
曲げ剛性ヤング率	E_b (N/mm ²)	234	315
有効せん断弾性係数	G_e (N/mm ²)	2.20	1.81
有効曲げ剛性ヤング率	E_e (N/mm ²)	523	581
せん断剛性 $=G_e A$	K_S (kN)	617	509
曲げ剛性 $=E_e I$	K_B (kN・mm ²)	3.33×10^9	3.69×10^9
Haringxの線形座屈荷重	N_H (kN)	7881	7583

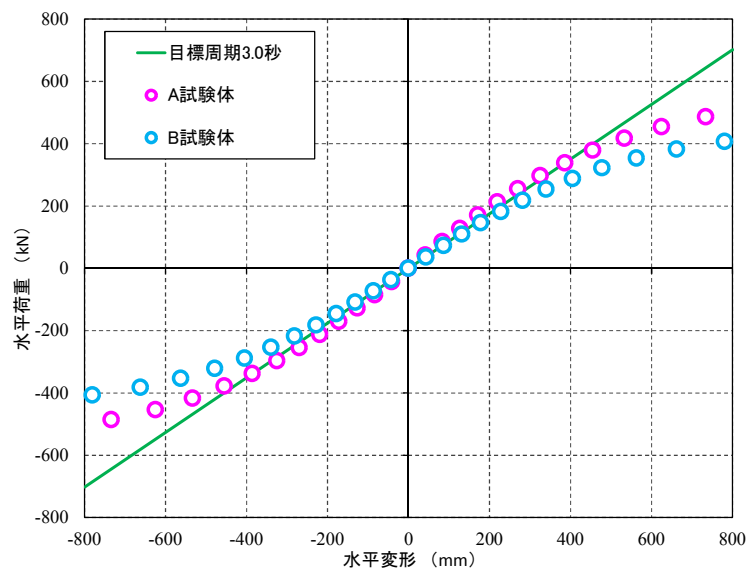


図 1.65 水平荷重 Q - 水平変形 δ_H の解析値 ($G=1.1\text{N/mm}^2$, $N=1960\text{kN}$)

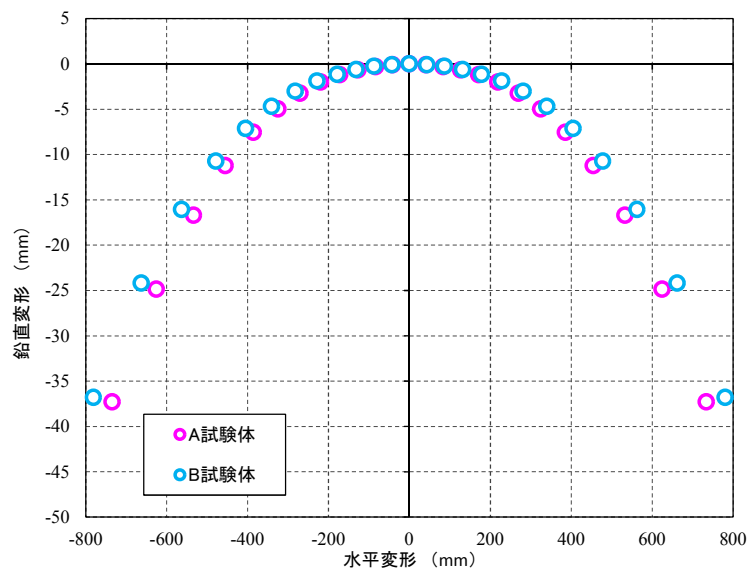


図 1.66 沈み込み量 δ_V の解析値 ($G=1.1\text{N/mm}^2$, $N=1960\text{kN}$)

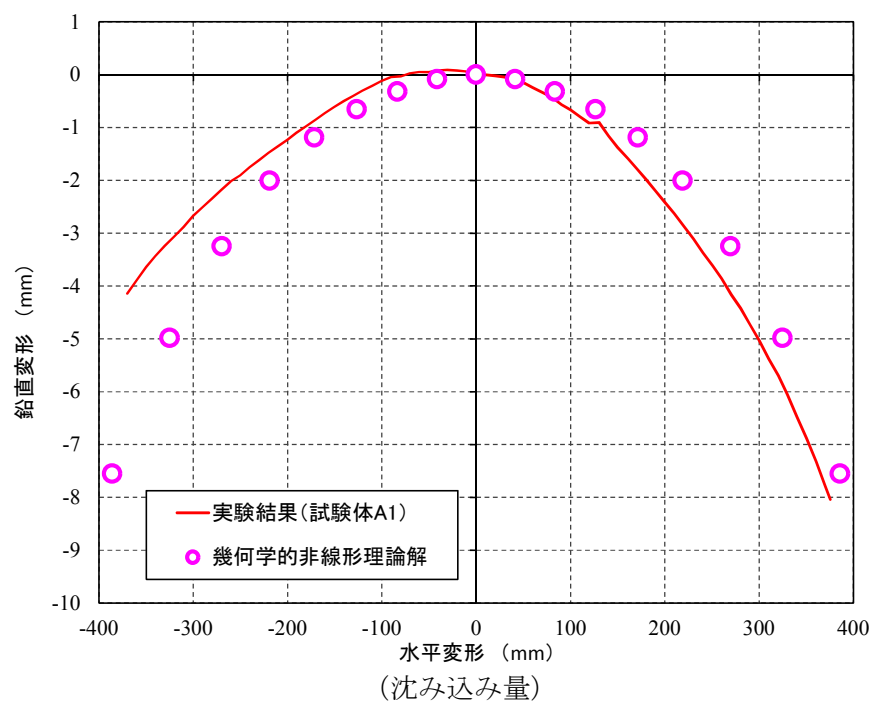
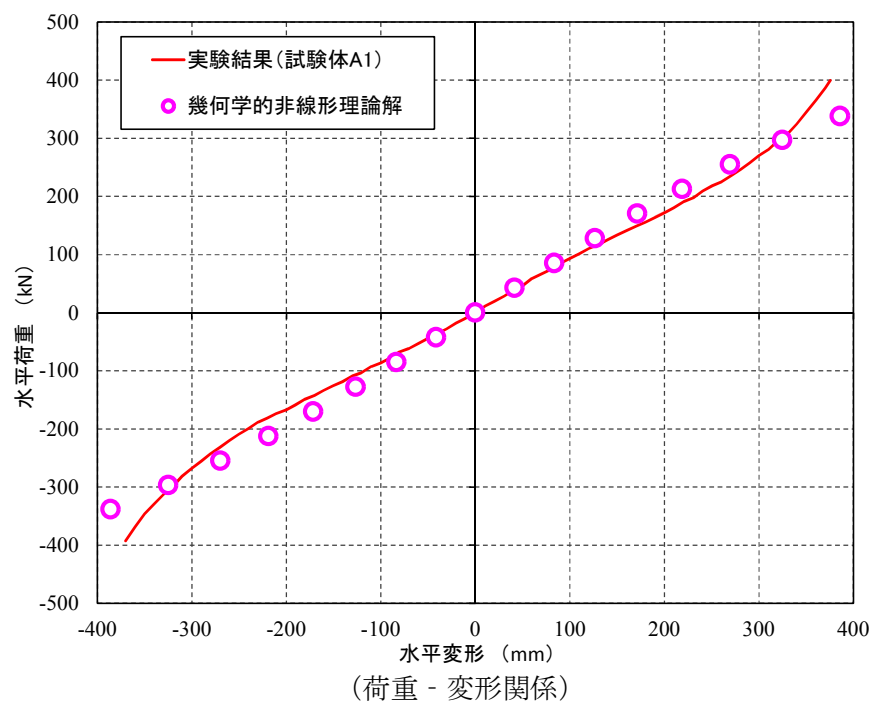


図 1.67 実験結果と解析値の比較 (試験体 A1)

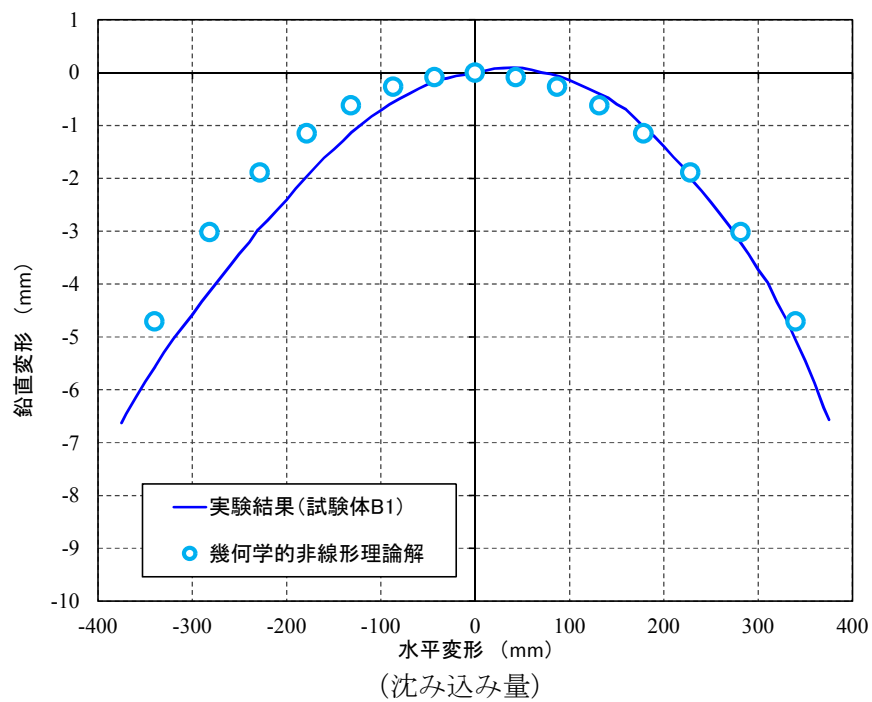
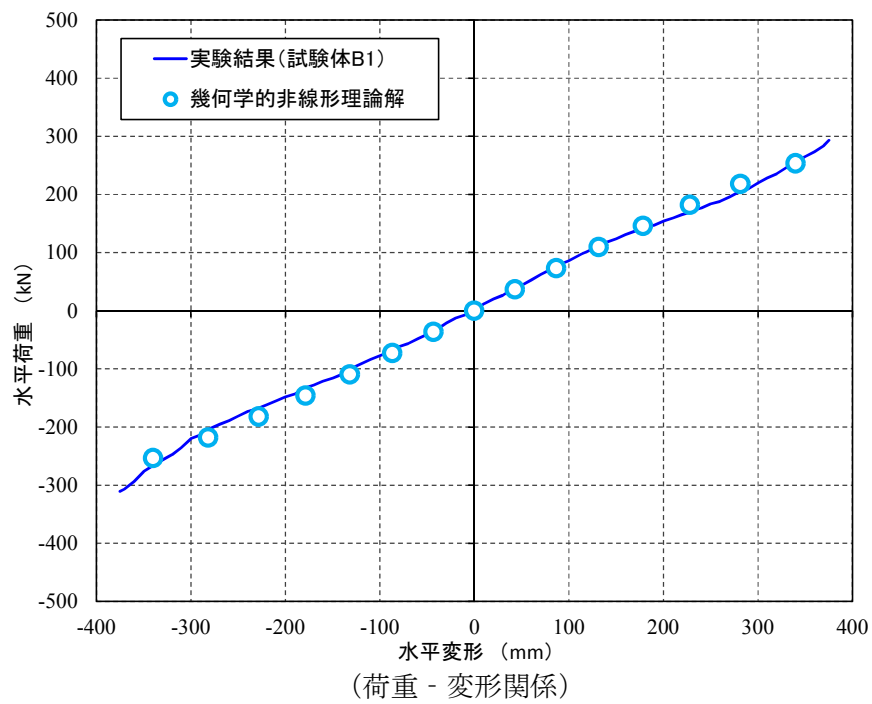


図 1.68 実験結果と解析値の比較 (試験体 B1)

1.5 改良形状の検討

前述した通り、プロトタイプ積層ゴム支承は、「1.3.1 目標性能の設定」に示した目標性能を満足するには至らなかった（図 1. 61 および図 1. 62）。そこで、目標性能（特に、設計限界固有周期および設計限界変位）を達成することを目的として、積層ゴム支承の形状について検討を行った。

プロトタイプ積層ゴム支承（図 1. 7 および表 1. 2）を用いた実験から、積層ゴム支承の終局耐力には、1) ゴム母材の材料強度だけでなく、2) ゴム - 鋼板間の接着強度（引張応力、せん断応力）、3) 積層鋼板の面外剛性、が複合して影響を与えているという知見が得られた。従って、さらに大きな水平変形能力を持つ積層ゴム支承を実現するためには、上記を考慮した形状の検討が必要になると考えられる。

1.5.1 検討方針

1) ゴム - 鋼板間の接着強度について（製造メーカーのコメントを参考）

- ・ 中空孔のサイズを大きくする。または、中空孔の数を増やすなどして、加硫接着時の温度管理をしやすくする。（接着強度を確保するためには、加硫接着時の温度管理が重要となる。しかし、プロトタイプ積層ゴム支承は、ゴムおよび鋼板が一般的な積層ゴム支承に比べて厚く、また高さ方向も長い形状のため、均一な温度管理が難しい形状となっている。）
- ・ ゴム材料のせん断弾性係数 G の値を低くする（ G の値が低いゴム材料の方が、加硫接着時の温度管理がしやすく、接着強度が出しやすい）。

2) 内部積層鋼板の面外剛性

- ・ 大変形時に塑性変形しない程度の厚みが最低限必要になる（ここまでの実験研究の結果から、鋼板厚は 16mm 程度以上が必要と考えられる）。

3) 大変形時のせん断応力を低減させる

- ・ 中空孔を大きくすることで、大変形時のせん断力を小さくする。
- ・ ゴム材料のせん断弾性係数 G の値を低くする。

1.5.2 形状の解析検討

上記の検討方針 1) ～3) を踏まえて、図 1. 69 および表 1. 13 に示す 2 つの形状について検討を行った。ここでは、図 1. 7 および表 1. 2 に示すプロトタイプ積層ゴム支承のうち、内部積層鋼板が厚い A 試験体（ $t_s=16\text{mm}$ ）を基本として、C 試験体：中空孔のサイズを大きくする（ $R_i=50\text{mm} \rightarrow R_i=125\text{mm}$ ）、D 試験体：ゴム材料のせん断弾性係数 G の値を低くする（ $G=1.2\text{N/mm}^2 \rightarrow G=0.8\text{N/mm}^2$ ）の 2 つの形状とした。

C・D 試験体の場合、周期を目標の 3.0 秒として考えると、支持荷重 N は 1960kN よりも小さくなる。この場合、大変形時の積層ゴム支承端部に加わる曲げモーメントが小さくなり、引張応力の面からみると、安全側の評価が得られることになる。

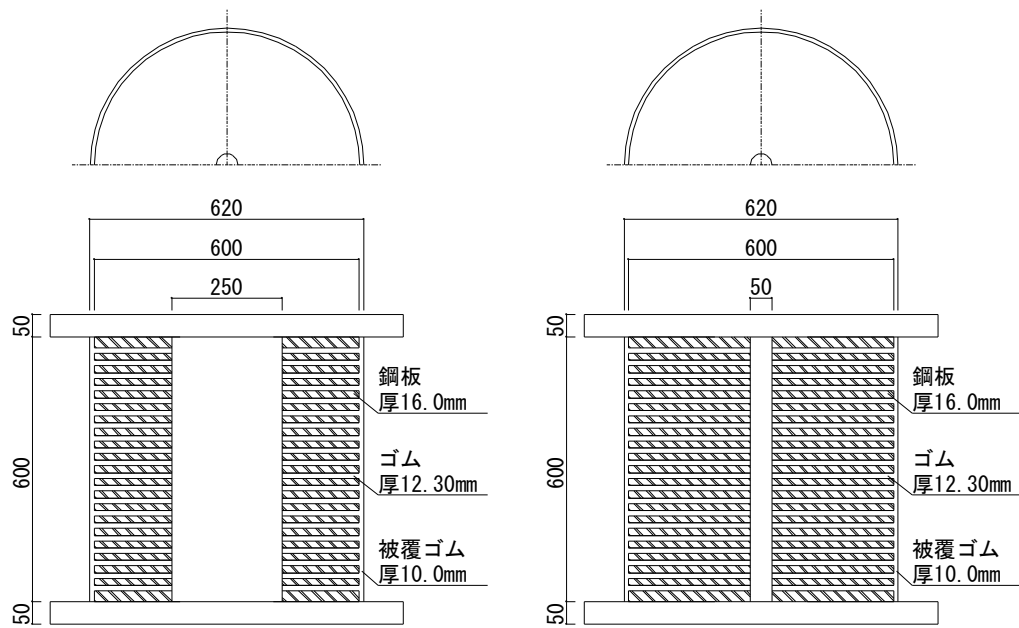


図 1. 69 積層ゴム形状 (左 : C 試験体 ($G=1.2\text{N/mm}^2$), 右 : D 試験体 ($G=0.8\text{N/mm}^2$))

表 1. 13 積層ゴム寸法

積層ゴム支承の形状		C試験体	D試験体
外径(半径)	R_o (mm)	300	
内径(半径)	R_i (mm)	125	25
ゴム単層厚	t_r (mm)	12.30	
ゴム層数	n_r (枚)	20	
ゴム総高さ	h_r (mm)	246	
内部鋼板単層厚	t_s (mm)	16	
内部鋼板層数	n_s (枚)	19	
内部鋼板総高さ	h_s (mm)	304	
高さ	h_r+h_s (mm)	550	
断面積	A (mm^2)	233656	280780
断面係数	Z (mm^3)	2.06×10^7	2.12×10^7
断面二次モーメント	I (mm^4)	6.17×10^9	6.36×10^9
一次形状係数	SI	7.11	11.18
二次形状係数	$S2$	2.44	2.44

■幾何学的非線形を考慮した数値解析予想

検討した C・D 試験体について、ゴム材料のせん断弾性係数 G の値をそれぞれ 1.2N/mm^2 および 0.8N/mm^2 とした場合の物理定数は、表 1. 14 に示す通りとなる（各定数の算定方法は、文献 20～文献 23 を参照）。

表 1. 14 を基に、文献 1 および文献 2 に示される方法で、幾何学的非線形を考慮した曲げ - せん断座屈モデルによる数値解析を行った結果を図 1. 70～図 1. 73 に示す。2 つの形状の座屈性能および水平特性は、ほぼ同等であり、大変形領域においても安定した挙動を示すことが予想されている。水平方向の荷重 - 変形関係（図 1. 72）を見ると、目標としている周期 3.0 秒となる時の鉛直荷重は、 1470kN 程度と予想される。また、水平剛性は水平変形の増大に対して若干低下するという結果が得られているが、試験体の直径（ $\phi 600\text{mm}$ ）を超える大変形に対しても、荷重 - 変形関係が負勾配とはならず、安定した性状を示している。開発する積層ゴム支承の設計限界変位（使用範囲）は 560mm 以上が目標であり、目標性能を十分に満足できるものと解析的には予想される。大変形時における積層ゴム支承の沈み込み量を解析すると、水平変形 560mm (=設計限界変位) で約 20mm 、水平変形 700mm (=水平基準変形) でも約 40mm 程度となる（図 1. 73）。

A・B 試験体の数値解析予想（図 1. 8～図 1. 11）と比較すると、C・D 試験体の座屈荷重 $N_{cr}(k)$ は、A・B 試験体に対して 75%程度の値になっている。周期を 3.0 秒として考えると鉛直荷重は 1470kN と小さい値になり、また水平力についても 75%程度の値になると予想される。水平力が小さく、また鉛直荷重が小さくなることは、前述した破断時のせん断応力および引張応力からみると、安全側（水平変形性能が向上する側）の評価になると考えられる。

表 1. 14 積層ゴム支承の物理定数（設計値）

物理定数		C試験体	D試験体
せん断弾性係数	G (N/mm^2)	1.20	0.80
曲げ剛性ヤング率	E_b (N/mm^2)	154	177
有効せん断弾性係数	G_e (N/mm^2)	2.13	1.60
有効曲げ剛性ヤング率	E_e (N/mm^2)	344	396
せん断剛性 $=G_e A$	K_S (kN)	498	448
曲げ剛性 $=E_e I$	K_B ($\text{kN}\cdot\text{mm}^2$)	2.12×10^9	2.52×10^9
Haringxの線形座屈荷重	N_H (kN)	5628	5849

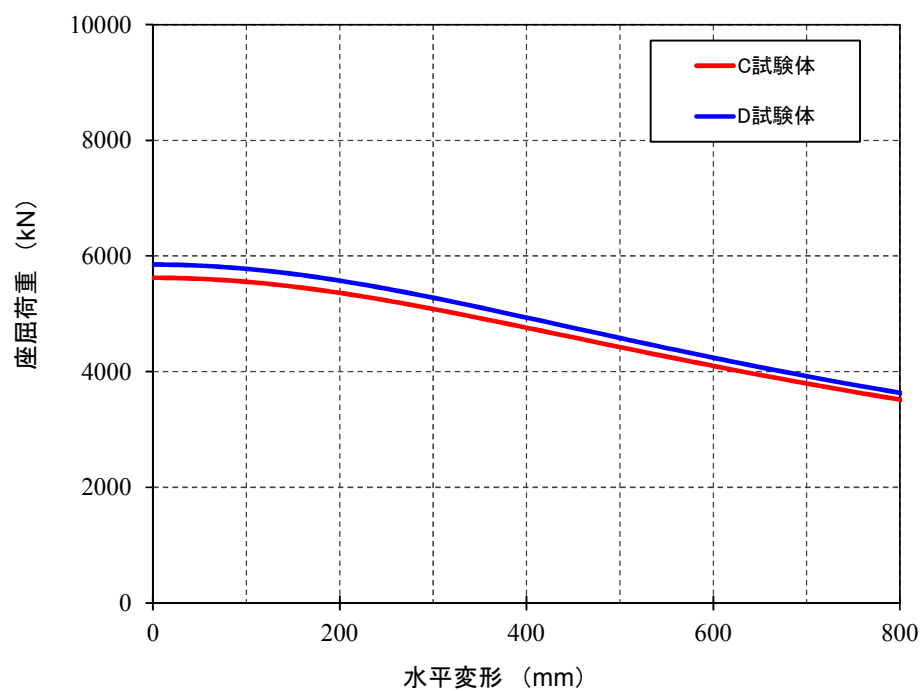


図 1.70 水平変形量 $\delta_H(k)$ の増大による座屈荷重 $N_{cr}(k)$ の推移

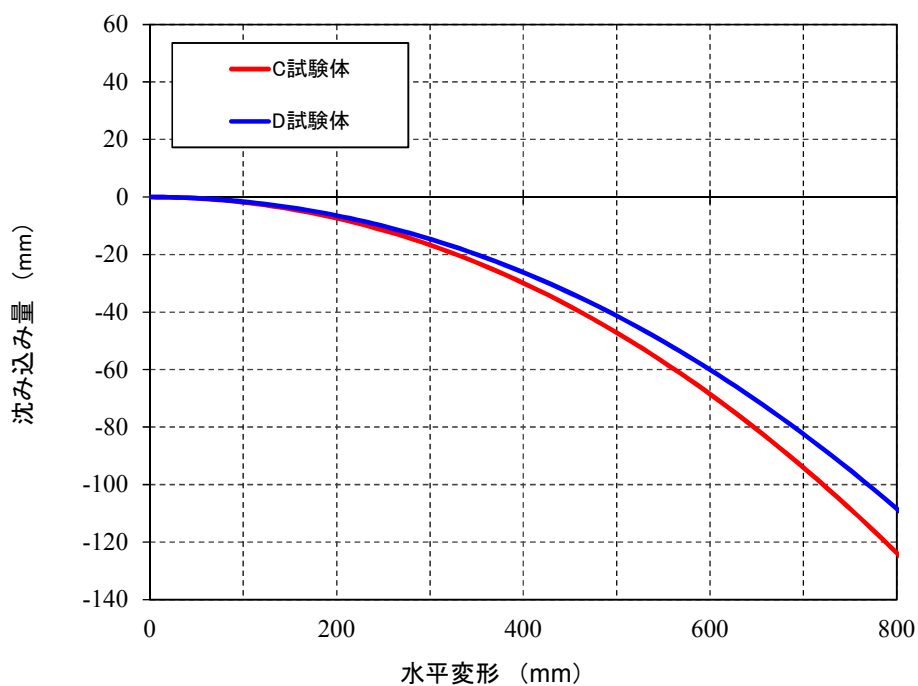


図 1.71 水平変形量 $\delta_H(k)$ の増大による積層ゴム支承の沈み込み量

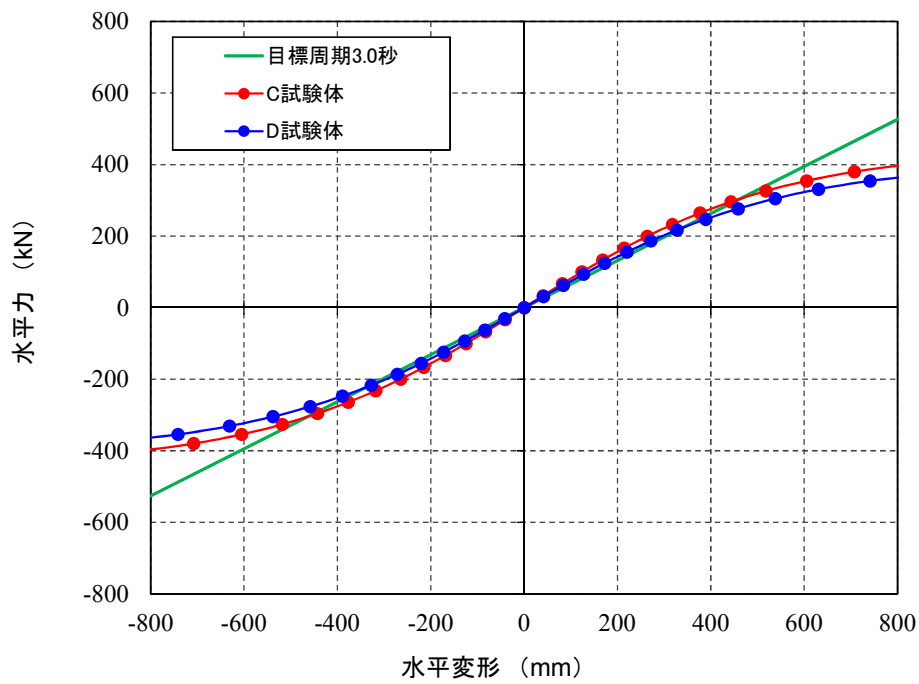


図 1. 72 水平力 $Q(k)$ - 水平変形 $\delta_H(k)$ 関係 ($N=1470\text{kN}$)

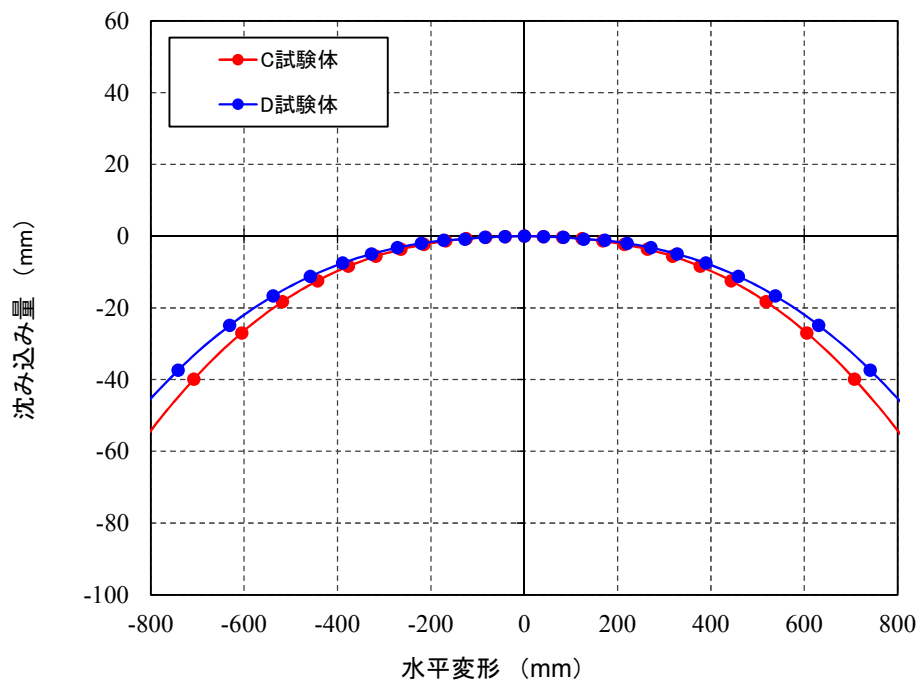


図 1. 73 水平変形量 $\delta_H(k)$ の増大による積層ゴム支承の沈み込み量 ($N=1470\text{kN}$)

1.6 まとめ

従来は誰も試すことのなかった細長い形状で、せん断弾性係数の大きいゴム材料を用い、積層ゴム支承の性能向上をどのように実現すべきかについて実験的なアプローチを試みた。目標性能を達成するまでには、若干の改良を行う必要があるが、当初の予定通り、直径に対して大きな水平変形量を与えても座屈することなく鉛直荷重を支持することが出来る積層ゴム支承を作ることになった。これにより、小型の積層ゴム支承のみで確認されてきた座屈安定現象が、大型の積層ゴム支承でも再現できることを証明した。

また、積層ゴム支承の終局耐力には、1) ゴム母材の材料強度だけでなく、2) ゴム - 鋼板間の接着強度、3) 積層鋼板の面外剛性、が複合して影響を与えているものと考えられる。従って、さらに大きな変形能力を実現するためには、上記を考慮した形状の検討が必要になる。今後は、さらに高性能な部材を開発し、限界耐力設計法に対応した積層ゴム支承の部材の大臣認定を取得することにより、免震構造のさらなる普及発展に貢献することを目指している。

なお、「1.5 改良形状の検討」で検討したC・D試験体については、今後、試験体を製作し、実験による性能確認を行う予定である(2015年3月以降)。また、目標性能を満足する積層ゴム支承が実現できた際には、「1.2 開発概要と工程」に示した開発目標である『開発部材を用いた免震建築の実施設計実現』に向けた取り組みにも注力する。

謝 辞

研究テーマ推進委員会委員「秋山宏(東京大学名誉教授)、塩原等(東京大学大学院教授)、西山功(建築研究所理事)、深澤義和(日本免震構造協会副会長)、有山伸司(JR 東日本取締役)、沼上清(東急建設技術研究所所長)」の各氏には、本研究課題の推進に当たり貴重なご助言ならびにご支援を賜りました。本研究で使用した積層ゴム試験体は、オイレス工業株式会社のご協力により製作致しました。また、実施した破断実験の一部は、同社足利事業場保有の試験機を使用して行われました。ここに記して深甚の謝意を表します。

参考文献

- 1) 西村功：積層ゴム支承の座屈荷重に与える幾何学的非線形の影響，日本建築学会構造系論文集，No. 599，79-86，2006 年 1 月
- 2) 西村功：幾何学的非線形を考慮した曲げ-せん断部材の座屈後挙動，日本建築学会構造系論文集，No. 593，65-72，2005 年 7 月
- 3) 鈴木敏志，西村功：高減衰積層ゴム支承の安定性に関する実験的研究，日本建築学会構造系論文集，Vol. 75，No. 650，799-806，2010 年 4 月
- 4) 鈴木敏志，西村功：積層ゴム支承の座屈安定性に関する実験的研究，日本建築学会構造系論文集，Vol. 75，No. 636，289-296，2009 年 2 月
- 5) Isao Nishimura, Satoshi Suzuki: The Effect of Geometrical Nonlinearity on the Buckling Behavior of Laminated Rubber Bearings, Proc. of 5th World Conference on Structure Control and Monitoring, No.231, June, 2010
- 6) Satoshi Suzuki, Isao Nishimura: The Experimental Study on the Nonlinear Buckling Stability of Laminated Rubber Bearings, Proc. of 5th World Conference on Structure Control and Monitoring, No.232, June, 2010
- 7) Isao Nishimura: The superbly stable laminated rubber bearings for base isolation of light weight structures, Proc. of 14th European Conference on Earthquake Engineering, August, 2010
- 8) Isao Nishimura: The eigenvalue problem associated with the nonlinear buckling of a shear bending column, Proc. of SPIE, Vol.7981-201, San Diego, March, 2011
- 9) Isao Nishimura, Satoshi Suzuki: Base isolation of lightweight structure by laminated rubber bearings, Proc. of SEWC, Como, April, 2011
- 10) 西村功，鈴木敏志：積層ゴム支承を用いた戸建免震構造の研究開発(その 1 研究開発の概要)，日本建築学会年次大会梗概集，構造 II，pp. 443-444，2008
- 11) 西村功，佐々木頼孝：積層ゴム支承を用いた戸建免震構造の研究開発(その 2 高減衰免震積層ゴムの特性)，日本建築学会年次大会梗概集，構造 II，pp. 445-446，2008
- 12) 豊嶋学，西村功，杉野潔，竹田史朗：積層ゴム支承を用いた戸建免震構造の研究開発(その 3 振動台を用いた性能確認実験)，日本建築学会年次大会梗概集，構造 II，pp. 447-448，2008
- 13) 内田健一郎，西村功，根本誠之，竹中宏明：積層ゴム支承を用いた戸建免震構造の研究開発(その 4 施工計画と概要)，日本建築学会年次大会梗概集，構造 II，pp. 449-450，2008
- 14) 西村功，鈴木敏志，松浦祐一：木造家屋を対象とした免震構造用積層ゴム支承の実験的研究，日本建築学会年次大会梗概集，構造 II，pp. 319-320，2010
- 15) 鈴木敏志，根本誠之，豊嶋学，内田健一郎，竹中宏明，竹田史朗：積層ゴム支承を用いた戸建免震住宅の研究開発，東急建設研究所報，No. 34，pp. 5-10，2009 年 3 月
- 16) (独) 建築研究所，(社) 日本免震構造協会，(社) 建築研究振興協会 “改正建築基準法の免震関係規定の技術的背景 - 免震建築物の構造関係規定と免震部材の品質 -”，(株) ぎょうせい，2001
- 17) 鈴木敏志，豊嶋学，三輪晋也，竹田史朗，竹中宏明：軽量構造物を対象とした免震構造用高減衰積層ゴム支承の開発，東急建設研究所報，No. 36，pp. 35-40，2011 年 2 月
- 18) 鈴木敏志，豊嶋学，三輪晋也，竹田史朗，竹中宏明：軽量構造物を対象とした免震構造用高減衰積層ゴム支承の開発 (その 2)，東急建設研究所報，No. 37，pp. 55-60，2012 年 2 月
- 19) (社) 日本建築学会，“免震構造設計指針 第 3 版”，(社) 日本建築学会，2001
- 20) 西村功，山田俊一，坂本光雄，近藤明洋，小堀銅二：中空断面を有する積層ゴム支承の鉛直剛性に関する解析的研究，日本建築学会構造系論文集，No. 505，61-68，1998 年 3 月
- 21) 西村功，山田俊一，坂本光雄，近藤明洋，小堀銅二：中空断面を有する積層ゴム支承の鉛直剛性に関する実験的研究，日本建築学会構造系論文集，No. 519，143-150，1999 年 5 月
- 22) 西村功：中空断面を有する積層ゴム支承の曲げ剛性に関する解析的研究，日本建築学会構造系論文集，No. 558，149-156，2002 年 8 月
- 23) 西村功，小木亜希子，今泉幸成：中空断面を有する積層ゴム支承の座屈荷重に関する実験的研究，日本建築学会構造系論文集，No. 586，79-86，2004 年 12 月
- 24) 水原旭，甲野繁夫，井田平，栗原憲吉，“構造計算便覧”，産業図書株式会社，1959
- 25) 村松佳考，井上清考，加藤隆一，神谷尚幸，坂口達，佐々木頼孝，鈴木重信，世良信次，宮崎充，北村春幸：建築免震用積層ゴムの限界性能試験結果，日本建築学会技術報告集，第 20 号，67-70，2004 年 12 月
- 26) 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 年 6 月

7. 研究成果の刊行に関する一覧表

刊行書籍又は雑誌名（雑誌のときは雑誌名、巻号数、論文名）	刊行年月日	刊行書店名	執筆者氏名
限界耐力設計法に対応した免震構造の開発（その 1 開発研究の概要）	2014 年 9 月	日本建築学会大会 学術講演梗概集	西村功，沼上清，豊嶋学，鈴木敏志
限界耐力設計法に対応した免震構造の開発（その 2 プロトタイプ積層ゴム支承の形状）	2014 年 9 月	日本建築学会大会 学術講演梗概集	鈴木敏志，豊嶋学，西村功
限界耐力設計法に対応した免震構造の開発（その 3 積層ゴム支承の基本特性試験）	2014 年 9 月	日本建築学会大会 学術講演梗概集	管野洸太，西村功，鈴木敏志
中低層 RC 建物を対象とした免震構造用積層ゴム支承の開発 - プロトタイプ積層ゴム支承を用いた静的載荷実験 -，東急建設研究所報，No. 40	2015 年 2 月	東急建設株式会社	鈴木敏志，豊嶋学
限界耐力設計法に対応した免震構造の開発（その 4 積層ゴム支承の基本特性試験(2)）	2015 年 9 月 （掲載予定・投稿済）	日本建築学会大会 学術講演梗概集	滝口祥平，西村功，管野洸太，鈴木敏志
限界耐力設計法に対応した免震構造の開発（その 5 積層ゴム支承の限界変形性能確認試験）	2015 年 9 月 （掲載予定・投稿済）	日本建築学会大会 学術講演梗概集	管野洸太，西村功，滝口祥平，鈴木敏志
限界耐力設計法に対応した免震構造の開発（その 6 実験結果と数値解析予想の比較および開発 PJ の総括）	2015 年 9 月 （掲載予定・投稿済）	日本建築学会大会 学術講演梗概集	西村功，沼上清，豊嶋学，鈴木敏志

8. 研究成果による知的財産権の出願・取得状況

なし

9. 成果の実用化の見通し

3 年間の研究により、限界耐力計算による構造計算のみで、免震構造を設計することのできる免震構造用積層ゴム支承がほぼ完成した。今後は、国土交通大臣の認定を取得すれば、市販できる部品としてメーカーは積層ゴム支承を製造販売することが出来るようになる。今後、建築設計事務所あるいは構造設計事務所への展開を図ることが重要である。

10. その他

なし