破断試験による大型鉛プラグ入り積層ゴムの終局特性評価

ULTIMATE PROPERTIES OF LARGE-SCALE LEAD RUBBER BEARING USING FULL-SCALE BREAK TEST

小杉 慎司^{*1}, 今岡 哲男^{*2}, 金澤 健司^{*3}, 平木 隆文^{*4}, 永田 聖二^{*5},
中山 尚之^{*6}, 佐藤 邦彦^{*7}, 神保 雅一^{*8}, 梅木 芳人^{*9}

*Shinji KOSUGI, Tetsuo IMAOKA, Kenji KANAZAWA,
Takafumi HIRAKI, Seiji NAGATA, Takashi NAKAYAMA,
Kunihiko SATO, Masakazu JIMBO and Yoshito UMEKI*

Application of a seismic base-isolation system using lead rubber bearings (LRBs) has been developed for the purpose of enhancing the seismic safety of nuclear power plants (NPPs). To grasp the mechanical properties of the seismic isolator over the design limit, the break tests for a 1600-mm diameter LRB have been conducted using full-scale specimens in order to avoid the difficulties considering size effect. As a result, linearity limit state and break limit state of the full-scale LRBs were found to be well-evaluated as expected; i.e., the breaking shear strain under axial compression shall exceed the commercial reference value of 400%. Further, statistical models of linearity limit and break limit of LRBs are evaluated on the basis of the real-sized break tests. By using these statistical models of limit state of the LRBs, a residual risk for seismic base-isolated NPPs against earthquake events beyond design basis can be investigated more accurately.

Keywords: *Seismic isolation, Lead rubber bearing, Ultimate property, Breakage, Full-scale test*

免震, 鉛プラグ入り積層ゴム, 終局特性, 破断, 実大実験

1. はじめに

免震構造では地震時の応答を長周期化し減衰させることで構造物に作用する地震力の低減が可能となる。この免震構造を原子力発電所施設へ適用することで建屋および建屋内に設置された機器類の耐震安全性の向上、或いはプラント設計標準化が期待できる。このため、原子力発電所施設を対象とした建屋水平免震構造の研究開発⁵⁾が活発に行われており、免震構造に係る民間規格⁶⁾が既に整備されている。その一方で、2006年に改訂された耐震設計審査指針⁷⁾では、設計想定を超える地震動の生起およびそれに起因する施設の損傷や放射性物質拡散の可能性が残余のリスクとして明記されており、その評価が要求さるようになった。しかしながら、国内では免震構造が適用された原子力発電施設がないため、免震構造を対象とした残余のリスクの評価方法は未だ確立されていない。以上の背景の下で、2009年から「原子力施設の免震技術の開発」と題して、①免震建屋

挙動評価手法の開発、②免震要素の力学特性把握、③残余のリスク評価の手法確立を目的とした研究開発が経済産業省補助事業「発電用原子炉等安全対策高度化技術開発」の一環として電力共同研究で実施された^{8),9)}。本論文は②に関して、軽水炉型原子炉建屋の免震装置として試設計されたゴム径 1600mm (以下、φ1600 と称す) の鉛プラグ入り積層ゴムの対象とした破断試験について報告する。

原子力施設を対象とした積層ゴムの設計では、水平方向もしくは軸引張方向の荷重履歴曲線において剛性が急変する変位あるいは応力を線形限界 (せん断ひずみ 250%程度, 引張応力 1.0MPa 程度) とし、これに安全率を考慮して設計応答レベルが規定されている⁶⁾。残余のリスク評価では、線形限界を超える領域における水平方向のハードニング挙動や軸引張方向のソフトニング挙動、破断といった積層ゴムの終局挙動の把握が重要となる。積層ゴムの終局特性を得るための積層ゴム単体の載荷試験や振動台を用いた加振試験がこれ

本論文の一部は文献1)~4)で発表している。

- *1 日立 GE ニュークリア・エナジー(株) 工修
- *2 日立 GE ニュークリア・エナジー(株) 主任技師
- *3 (一財)電力中央研究所 上席研究員・博士(工学)
- *4 (一財)電力中央研究所 主任研究員・工修
- *5 (一財)電力中央研究所 主任研究員・博士(工学)
- *6 鹿島建設(株) 担当部長・工修
- *7 三菱重工業(株) 技監・主幹技師
- *8 (株)東芝 主幹・工修
- *9 中部電力(株) 課長・工修

Staff Engineer, Hitachi-GE Nuclear Energy, Ltd., M.Eng.
Senior Engineer, Hitachi-GE Nuclear Energy, Ltd.
Senior Research Engineer, Central Research Institute of Electric Power Industry, Dr.Eng.
Research Engineer, Central Research Institute of Electric Power Industry, M.Eng.
Research Engineer, Central Research Institute of Electric Power Industry, Dr.Eng.
Senior Manager, Kajima Corporation, M.Eng.
Deputy Chief Engineer, Mitsubishi Heavy Industries, Ltd.
Chief Specialist, Toshiba Corporation, M.Eng.
Senior Manager, Chubu Electric Power Co., Inc., M.Eng.

までにも数多く実施されている^{5), 10)~16)}。既往研究により、漸増交番荷重による破断より単調荷重の場合に破断ひずみが小さくなる傾向があることや^{10), 15)}、免震構造システムの動的挙動に対する破断限界が積層ゴム単体の静的荷重試験により評価できること¹⁶⁾が明らかとなっている。しかしながら、破断試験が実施されているのはφ800以下の積層ゴムが多く、試験装置の荷重性能の制約によって最大でもφ1200の積層ゴムに限られている。松村らによる研究¹⁴⁾では、大径の積層ゴムほど引張破断時の軸ひずみが低下することが指摘されており、積層ゴムの破断特性に対するスケール効果が無視できないことから、φ1600の積層ゴムについても実大の試験体を用いて破断特性を評価することが望ましい。また、残余のリスク評価においては、免震構造を含む地震時の建屋応答を確率統計的に評価することになるが、その評価に必要となる積層ゴムの破断限界を個々の積層ゴムの性能のばらつきを考慮して定めた事例はない。

そこで、φ1600の鉛プラグ入り積層ゴム(Lead Rubber Bearing, 以下、LRBと称す)の終局特性を把握することを目的として、破断試験装置を新たに設計・製作した上で、実大試験体を用いた静的単調荷重による破断試験を実施した。本論文では、破断試験により得られたデータを分析してφ1600 LRBの基本特性や線形限界、破断特性を評価する。さらに、免震構造設計技術指針¹⁷⁾の考え方を踏襲して、残余のリスク評価で参照される免震装置単体の健全性評価における線形限界および破断限界を試験結果に基づいて設定する。

2. 試験概要

2.1. 試験体

試験体として用いたLRBの仕様および外形をTable 1, Fig. 1に示す。このLRBは軽水炉型原子炉建屋向けの免震装置として、地震応答解析に基づき設計している¹⁸⁾。地震応答解析では最大加速度800cm/s²、最大応答速度200cm/sの水平方向の入力地震動に対して、免震建屋基礎部で応答加速度300cm/s²以下かつ、応答変位40cm以下の応答目標、主要機器の固有周期帯を外すことなどの条件を考慮してLRBの周期や降伏震度等の仕様を設定した。本研究では、このLRB約300基で原子炉建屋を支持する免震システムを想定した。

Table 1の仕様のうち、ゴム径のφ1600は2010年の設計時に国内で製造可能な最大径¹⁹⁾であり、これは、座屈しにくい構造として二次形状係数 S_2 を5以上に設定することと、許容される免震変位を大きくするためにゴム総厚を大きくすることに配慮した。その他の仕様として、ゴム種はG4(せん断弾性係数約0.4N/mm²)で、ゴム層は26層で総厚260mmとし、水平周期は3.41s、支持荷重を9000kNとした。一般建築で用いられる積層ゴムと異なる点として、降伏震度0.121を満足するために鉛プラグを太径化し、鉛プラグ縦横比は従来設計の下限値1.25²⁰⁾を下回る1.097とした点が挙げられる。また、支持面圧は-4.8MPa(引張を正值、圧縮を負値で表す)と設定しており、一般建築の積層ゴムで用いられている-15MPa¹⁹⁾よりも低い。

Fig. 1に示す試験体は、ゴムと中間鋼板からなる積層ゴム部をTable 1に示した仕様に合致するように製作し、フランジやボルト等の固定部を積層ゴム部に先行して破壊しないように強度を上げて設計した。a)に示すφ1600で鉛プラグが中央に1本配置されたタイ

Table 1 Design specifications of full-scale LRB

Rubber diameter	1,600 mm
Bearing load	9,000 kN
Axial stress	-4.8 MPa
Rubber type	G4
Horizontal period T_2	3.41 s
Inner rubber	10.0 mm × 26 layers
Inner steel plate	6.8 mm × 25 layers
Primary shape factor S_1	40.0
Secondary shape factor S_2	6.2
Vertical frequency	16.3 Hz
Yield seismic intensity B	0.121
Lead plug diameter	392 mm×1 ^{*1} (196 mm×4 ^{*2})
Aspect ratio of lead plug	1.097 ^{*1} (2.190 ^{*2})

*1: Full-scale type, Product B type, *2: Multi-plug type

*1: Abbreviation of specimen referred in Fig. 2

Fig. 1 Specimen of lead rubber bearing

プの積層ゴムを実大試験体と称して複数の荷重条件で試験を行った。b)の縮小試験体は、実大試験体の寸法を1/2にした縮小試験体であり、実大試験体では試験が困難となる高圧縮面圧下での試験に用いた。また、c)のマルチプラグ試験体は、前述の太径鉛プラグ1本を配置する形式に対して鉛プラグを4本に分割して配置することで鉛プラグの縦横比を改善したものである。さらに、d)の製品B試験体は、製造方法による影響を確認するためのもので、実大試験体と同じ仕様で製造メーカーが異なる試験体である。

2.2. 試験条件

試験として、LRBの設計レベルの力学特性を取得する基本特性試験と、線形限界を超えた領域における終局挙動を把握する破断試験の2種類を実施する。基本特性試験では、設計レベルの振幅における交番荷重を行い、二次剛性、降伏荷重特性値、圧縮剛性といった基本特性を評価する。一方、破断試験では試験体が破断するまでの静的単調荷重を行い、線形限界および破断特性を評価する。破断試験の詳細な内容について以下に述べる。

破断試験の荷重条件をFig. 2に示す。破断試験では水平方向及び鉛直方向の複合的な地震荷重の作用を考慮して、一定面圧下でのせん断破断試験と、水平方向へオフセットさせた状態で軸方向に引っ張ることで破断に至らしめるオフセット引張破断試験の2種類の試

あったため、摩擦力は補正しないこととした。破断時には、急激な荷重低下を検知し、その時の位置を保持する変位制御に切替えることで、急激な荷重変動に対する制御の安定性を確保した。

試験装置の制御のための荷重と変位の計測には、Fig. 3 に示す各ジャッキに設置したロードセルと磁歪式変位計を用いる。LRB の力学特性評価にはジャッキのロードセルによる荷重と Fig. 4 に示す水平・鉛直スライドテーブル間を計測するレーザー変位計による相対変位を用いた。レーザー変位計は水平方向に 2 点、鉛直方向に 4 点設置しており、各方向の平均値によって力学特性を評価した。

また、試験体の固定状態は、一部の固定ボルトのボルトゲージによる軸ひずみや、接触式変位計によるテーブル・フランジ間の変位を計測した。ハードニング領域でフランジのすべりが発生したケースでは、水平変位からフランジのすべり量を引いて終局特性を評価した。試験は温度管理されていない実験棟で行っており、試験前に環境温度と試験体のゴム表面温度を計測した。

3. 試験結果

3.1. 基本特性の評価

基本特性試験では、面圧・5MPa を印加した状態でせん断ひずみ振幅 100% (変位 260mm) の繰返し载荷を行う水平交番载荷と、面圧・5MPa を中央値として $\pm 30\%$ の変動面圧を与える鉛直交番载荷を行った。それぞれ繰返し载荷は 4 ループ分を行い、履歴が安定する 3 ループ目の履歴曲線から、JIS K 6410-2²⁰⁾に基づき基本特性として二次剛性、降伏荷重特性値、圧縮剛性を算定した。

基本特性試験で得られた履歴曲線の一例を Fig. 5 に示す。Fig. 5 より水平方向と鉛直方向共に 3 ループ目で安定した履歴が描かれていることが確認できる。

$\phi 1600$ 試験体の基本特性値を Fig. 6 に示す。二次剛性は温度、降伏荷重特性値は温度や速度に影響を受けるため、図中には温度と速度の補正前後の基本特性値と設計値および試験時のゴム表面温度を併記している。補正方法および設計値はゴムメーカによる評価式²²⁾に基づいており、(1)～(3)に示す補正係数を考慮することで、二次剛性が温度 20℃、降伏荷重特性値が温度 20℃、速度がせん断ひずみ 100%で周波数 0.33Hz 相当に換算される。

$$\alpha_{Kr}=1.052-2.955 \times 10^{-3} t+1.895 \times 10^{-5} t^2 \quad \dots\dots(1)$$

$$\alpha_{Qd}=1.192-1.017 \times 10^{-2} t+2.722 \times 10^{-5} t^2 \quad \dots\dots(2)$$

$$\beta_{Qd}=1/(0.0829 \times \log_{10}(f)+1.049) \quad \dots\dots(3)$$

ここで、 α_{Kr} : 二次剛性の温度補正係数、 α_{Qd} : 降伏荷重特性値の温度補正係数、 t : 温度[℃]、 β_{Qd} : 降伏荷重特性値の速度補正係数、 f : 加振周波数[Hz]を示す。

Fig. 6 の補正前の基本特性値のうち、b)に示す降伏荷重特性値は表面温度と逆の傾向になっており、降伏荷重特性値が温度に依存することが分かる。また、a),b)に示す補正後の基本特性値は試験体によらず概ね同等であり、試験体は製造ばらつきが小さく、均一に製造されているといえる。補正後の基本特性値と設計値を比較すると、a)の二次剛性では概ね同等であるが、b)の補正後の降伏荷重特性値と c)の圧縮剛性は設計値の 80%程度になっている。このうち、b)の降伏荷重特性値については、基本特性試験の水平载荷速度 2.5mm/s が一般的な载荷速度より低く、補正式の適用範囲外となっている可能性がある。c)の圧縮剛性が設計値より低くなったのは、载荷条件

Fig. 5 Hysteresis curve in basic property tests (1-F1)

a) Secondary stiffness K_d b) Yield load property value Q_d

c) Compressive stiffness K_v

Fig. 6 Evaluation result of basic properties

の面圧・5MPa が一般建築で用いられる面圧・15MPa よりも低いことに起因していると考えられる。

3.2. せん断破断試験の結果

(1) 試験の実施状況

せん断破断試験の载荷手順を面圧・5MPa せん断破断試験時の荷重及び変位の計測結果と併せて Fig. 7 に示す。せん断破断試験では、まず過程①で目標面圧までの鉛直荷重を与え、面圧を保持した状態で過程②のせん断ひずみ振幅 100%相当の水平交番 2 ループを行う。その後、過程③で水平変位を単調に増加させて破断させる。ここで、水平交番载荷は、線形限界の評価にあたって初期静止状態からのせん断変形開始時に、鉛プラグの塑性変形の影響により履歴曲線の直線性が失われることを避けるための処置である。水平交番のせん断ひずみ振幅 100%は線形限界ひずみの半分以下の振幅であり、線形限界以上の履歴曲線に繰返し载荷による影響はないと考えられる。

Fig. 7 の载荷結果のうち、d)の水平変位は 100s 以降の水平交番や 1000s 以降の単調载荷において载荷目標の変位に即して変動していた。c)の水平荷重から、1000s 以降で荷重勾配が増大しておりハードニングが発生していること、1500s 付近で荷重が急激に低下して LRB が破断したことが分かる。また、a)の鉛直荷重は、水平交番時に水平変位の変動に伴って若干増減するものの、ハードニング開始後も概ね目標値に追従しており、終局状態における水平荷重変化に対して鉛直荷重が保たれているといえる。以上より、せん断破断試験において目標とした载荷が実現できていることが確認された。

(2) せん断破断試験における履歴曲線の評価

すべてのせん断破断試験における水平方向の荷重-変位関係を Fig. 8, 破断点における応力およびひずみ値と試験体の表面温度を Table 3 の a) に示す。なお、破断点は履歴曲線における最大応力発生時点として評価した。せん断応力は水平荷重を鉛プラグを含むゴムの断面で除して、せん断ひずみは水平変位をゴム総厚で除して、軸応力は鉛直荷重をゴム部の断面で除して、軸ひずみは鉛直変位をゴム総厚で除して算定した。

Fig. 8 の a) に示す実大試験体の各面圧の履歴曲線は、線形範囲で良く一致しており、変位が約 700mm 以上（線形限界となるせん断ひずみ 270% 相当）の、ハードニングから破断までの領域でも概ね一致している。同一試験条件である面圧・5MPa のせん断破断試験 3 ケース（1-F1~1-F3）の履歴曲線および破断点はよく一致しており、基本特性のばらつきが小さい LRB では終局特性のばらつきも小さくなることが確認された。圧縮面圧下の破断時せん断ひずみは 439.4~465.9% であり、一般的な積層ゴムにおいて目安とされる破断時のせん断ひずみ 400% を上回っていた。引張面圧下となる面圧 1MPa のせん断破断試験（6-F）の破断時せん断ひずみは 394.1% で圧縮面圧下の結果よりやや小さかった。

Fig. 8 の b) に示す縮小試験体では、最大面圧である・30MPa の履歴曲線で負の勾配等の挙動をとっておらず、この面圧で座屈するこ

となく破断に至ったことが確認された。Fig. 8 の c) に示すマルチプラグ試験体の 2 つの履歴曲線は、線形範囲で概ね一致したが、ハードニングから破断までの領域では 0° 配置（1-M1）の剛性が高くなっていた。これに関して、Table 3 に示す試験体表面温度を 0° 配置と 45° 配置（1-M2）とで比較すると、0° 配置が 20℃ 程度低い温度条件となっていることから、温度も影響しているものと考えられる。また、Table 3 の a) よりマルチプラグ試験体の破断時のせん断ひずみは 437.0% と 454.1% で実大試験体と同程度であった。Fig. 8 の c) に示す製品 B 試験体の履歴曲線を実大試験体と比較すると、ハードニング領域までの履歴はよく一致しており、破断時のせん断ひずみは 412.1% でやや小さかったが、400% 以上は確保されていた。

3.3. 引張破断試験の結果

(1) 試験の実施状況

引張破断試験の载荷手順をオフセット 100% 引張破断試験の荷重及び変位の計測結果と併せて Fig. 9 に示す。引張破断試験では、まず過程①で面圧・5MPa 相当の鉛直荷重・9450kN を与え、過程②でその鉛直荷重を保持して目標オフセットせん断ひずみ 100% 相当の水平変位 260mm まで水平変形を与えた。その後、過程③で水平方

Fig. 7 Time history of shear break test in axial stress -5MPa (1-F1)

Fig. 8 Horizontal hysteresis curve

Table 3 Break test results
a) shear break test

No	Test abbr. *1	Test condition		Breakage propriety value				Break surface	
		Initial axial stress [MPa]	Surface temp. [°C]	Shear stress [MPa]	Shear strain [%]	Axial stress [MPa]	Axial strain [%]	layer	Area
1	1-F1	-5	24.4	4.1	448.5	-4.4	-3.5	1	Entire
2	1-F2	-5	19.9	3.8	439.4	-5.0	-4.7	1	Entire
3	1-F3	-5	20.1	4.5	465.9	-5.0	-4.4	1	Entire
4	2-F	-8	15.4	4.9	447.5	-7.5	-4.9	26	Entire
5	1-H	-5	8.0	6.3	458.2	-3.0	-2.9	25	Part
9	3-H	-15	8.3	8.2	473.0	-13.4	-8.1	12	Part
7	4-H	-30	10.8	7.5	500.5	-27.1	-18.9	6	Part
8	5-F	0	19.1	5.1	466.4	0.3	0.5	6	Entire
9	6-F	1	7.9	3.4	394.1	1.1	9.3	1	Entire
10	1-M1	-5	8.0	4.6	437.0	-4.8	-3.6	1	Part
11	1-M2	-5	28.8	3.5	454.1	-4.9	-4.0	1	Part
12	1-B	-5	10.4	3.3	412.1	-5.1	-2.1	26	Part

b) Tensile break test

No	Test abbr. *1	Test condition		Breakage propriety value				Break surface	
		Offset shear strain [%]	Surface temp. [°C]	Shear stress [MPa]	Shear strain [%]	Axial stress [MPa]	Axial strain [%]	layer	Area
13	7-F	0	19.8	0.0	-0.5	3.4	291.6	26	Entire
14	8-F	100	14.4	0.6	110.5	3.4	255.1	5	Entire
15	9-F1	200	11.1	0.7	200.8	1.9	63.3	26	Entire
16	9-F2	200	25.0	0.8	207.6	2.1	141.1	1	Entire
17	10-F1	300	10.3	1.5	298.2	1.8	22.3	1	Entire
18	10-F2	300	24.5	1.4	304.8	1.6	37.4	1	Entire
19	11-F1	400	8.6	2.9	387.8	2.1	12.4	2	Entire
20	11-F2	400	26.7	2.0	385.9	1.4	18.7	26	Entire
21	10-M	300	22.9	1.4	305.9	1.7	52.4	1	Part
22	10-B	300	10.2	1.4	304.7	1.7	41.8	26	Entire

*1:F: Full-scale type, H: Half-scale type, M: Multi-plug type, B: Product B type

向のオフセットを保持した状態で鉛直変位を単調に増加させて破断させた。

Fig. 9 に示す載荷結果のうち、a)の鉛直荷重から、100s で載荷目標の鉛直荷重に到達したことが確認される。d)の水平変位は 200s 付近で目標変位量 260mm に到達しており b)の鉛直変位から、200s 以降で単調に増加し、480s 付近で破断していることが確認される。a)の鉛直荷重では、200s 以降の過程③の鉛直単調載荷によって荷重方向が圧縮から引張に替わっていることと、引張荷重領域に入ったあとに荷重増分が小さくなりソフトニングを生じている様子が確認された。この荷重変動下において鉛直変位は線形に増加しており正常に載荷できたことが確認される。以上より、オフセット引張破断試験で目標に沿った載荷が実施されたことが確認された。

(2) 引張破断試験における履歴曲線の評価

引張破断試験における鉛直方向の荷重-変位関係を Fig. 10、破断点の応力およびひずみ値と試験体の表面温度を Table 3 の b)に示す。Fig. 10 の a),b)が実大試験体を対象とした試験の結果であり、a)にオフセット 0,100,200%の引張破断試験を示す。ここで、a)のオフセット 100%の引張破断試験 (8-F) では、鉛直変位 42mm までの載荷後に一端加力を停止し、除荷した上で 2 回目の載荷で破断させた。また、b)のオフセット 400%の引張破断試験 2 体目 (11-F2) では、鉛直変位 10mm 付近で試験装置の故障により一時加力を中断した。そのため、

Fig. 9 Time history of tensile break test in shear strain 100% (8-F)

Fig. 10 Vertical hysteresis curve

これらの試験ケースでは履歴曲線が乱れている。

Fig. 10 の a),b)によれば、引張破断では鉛直荷重 2000kN (軸応力約 1.0MPa)を超えたあたりで剛性が低下するソフトニングを生じている。a)のオフセット 0%,100%の引張破断試験 (7-F, 8-F) では軸ひずみ 150%以上で剛性が増加するハードニングが発生した後破断に至った。a),b)のオフセット 200%以上の引張破断ではソフトニング後に軸ひずみ 150%以下で破断しており、オフセット量の増大に伴い破断時の軸ひずみが低下する傾向が確認された。なお、後述する破断時における変形状態においても、オフセット 200%を境として差異が確認されている。Table 3 の b)より、実大試験体の破断時の軸応力は 1.4~3.4MPa であった。この数値は線形限界の目安値 1.0MPa^{19),22)}に対して十分に余裕があるといえる。また、Fig. 10 の a),b)のオフセット 200,300,400%の同一載荷条件同士の履歴曲線を比較すると、ソフトニングが始まる降伏点の応力が小さいケースで破断時の軸ひずみが大きくなっていることが確認された。さらに、試験体の表面温度が高いケースで破断時の軸ひずみが大きくなる傾向が認められる。このことは、破断特性や線形限界が温度の影響を受けている可能性を示唆している。

Fig. 10 の c)に示すマルチプラグ試験体と製品 B 試験体の結果は、実大試験体と同様に鉛直荷重 2000kN を超えたあたりでソフトニングを生じ、破断時の軸ひずみは 52.4%と 41.8%で Fig. 10 の b)に示す実大試験体よりやや大きい程度であった。

3. 4. 線形限界の評価

(1) 線形限界ひずみ

せん断変形時の線形限界点は Fig. 11 の a)に示すように、ハードニング開始点で定義される²¹⁾。本論文では、線形限界を履歴曲線のせん断ひずみ 100~200%間で最小二乗法により得られる直線の傾きを 1.2 倍した直線と、履歴曲線との交点として求め、その交点のひずみ量を水平線形限界ひずみとして評価した。

算定結果として、軸応力-線形限界ひずみ関係を Fig. 12 の a)に示す。実大試験体の線形限界ひずみは 274~305%の範囲に分布し、圧縮面圧下では面圧によらず概ね一定となっている。縮小試験体の線形限界ひずみも実大試験体と同等であるが、面圧-30MPa ではやや大きな値となっていた。マルチプラグ試験体では、Fig. 8 の c)に示した履歴曲線で確認したように、鉛プラグ配置方向によって差があり、45°配置の方が線形限界ひずみが大きかった。また、製品 B 試験体は実大試験体と同等であった。

(2) 引張線形限界応力度

引張変形時の線形限界点は Fig. 11 の b)に示すソフトニングの開

a) Horizontal direction
b) Vertical direction
Fig. 11 Evaluation method of linearity limit

a) Horizontal direction
b) Vertical direction
Fig. 12 linearity limit

始点の応力で定義される。引張線形限界応力度は、原点とゴム部材のせん断弾性係数約 0.4N/mm^2 に相当する応力度を結ぶ直線を軸ひずみ方向へ 1%分シフトした直線と履歴曲線との交点における応力として評価する²⁰⁾。なお、オフセットを与えた引張破断試験ではせん断変形に伴って沈み込みを生じ、引張载荷時の履歴曲線が原点を通過しなくなるので、原点を通るように軸ひずみをシフトしてから上記の算定方法を適用した。

算定結果として、引張線形限界応力度・オフセットせん断ひずみ関係を Fig. 12 の b) に示す。実大試験体の引張線形限界応力度は $0.93\sim 1.48\text{MPa}$ であり、オフセット 200%で最小となった。引張線形限界応力度はオフセット量によって傾向が変化しており、水平方向で変形が線形範囲となるオフセット 200%以下では、引張線形限界応力度はオフセットの増大により減少する傾向を示しており、オフセット 300%以上の範囲では増加傾向に転じていた。この増加傾向は水平方向のハードニング特性と対応するものと考えられ、オフセットを与えた引張線形限界応力度が水平剛性の影響を含んだ特性として評価されていること示唆している。また、Fig. 12 の b) によれば、マルチプラグ試験体、製品 B 試験体の引張線形限界応力度は実大試験体の結果の範囲に収まっている。このことは、これら 3 種類の LRB の引張方向の線形限界を同等と扱えることを示している。

3.5. 破断特性の評価

破断特性の評価結果として、破断時の軸応力・せん断ひずみ関係、および軸ひずみ・せん断ひずみ関係を Fig. 13 に示す。

Fig. 13 の a) に示す軸応力・せん断ひずみ関係から、圧縮面圧下では実大試験体と縮小試験体の破断時のせん断ひずみが面圧によらず概ね一定となるように分布していることが確認された。さらに、圧縮面圧下では、マルチプラグ試験体の破断時のせん断ひずみは実大試験体の結果と重なっており、製品 B 試験体では実大試験体よりやや小さい結果となった。一方、引張面圧下では、実大試験体の破断時の軸応力がオフセット量の増大に伴って減少している傾向が確認

a) Axial stress-shear strain plane
b) Axial strain-offset shear strain plane
Fig. 13 Breakage point

された。また、マルチプラグ試験体、製品 B 試験体の破断時軸応力が実大試験体の結果と同等であることが確認された。

Fig. 13 の a) には、本研究で先行試験¹⁵⁾として実施した、本論文の試験体に近い形状の $\phi 800$ 試験体を対象とした静的単調荷重による破断試験の結果 2 点を併記している。この結果や本論文の縮小試験体の結果との比較から、本研究で取得した $\phi 1600$ の実大試験体の破断特性が $\phi 800$ と大きく変わらないことが確認された。このことは、 $\phi 1600$ の LRB においても、1/2 スケールの試験体による破断特性の代替評価¹⁹⁾が適用可能であることを示唆している。

一方、Fig. 13 の b) に示す破断時の軸ひずみ・せん断ひずみ関係上の実大試験体の試験値の分布から、オフセット量の増大に伴い破断時軸ひずみが減少するという従来から知られた傾向¹²⁾が確認された。詳細には、オフセット 200%を境としてオフセットに対する破断時軸ひずみの減少傾向が変化しており、オフセット 200%以上の範囲で破断時の軸ひずみが小さくなる傾向が確認された。この傾向変化については、次節にて詳述する。また、マルチプラグ試験体、製品 B 試験体のオフセット 300%引張破断試験の破断時軸ひずみは実大試験体よりわずかに大きい程度で、同等性能であるといえる。

3.6. 破断時における積層ゴムの変形形状

(1) せん断破断試験

せん断破断時の試験体の変形形状の一例として、面圧・ 5MPa せん断破断試験の様子を Fig. 14 に示す。試験体には、変形状態を把握しやすくするために積層ゴム部を高さ方向に 4 分割する白線のメッシュを描いている。a) に载荷前の試験体を示す。b) は破断直前の変形状態を示しており、試験体下部に位置する水平スライドテーブルが左側に移動し、積層ゴム部が一様にせん断変形している様子が確認できる。破断開始点の位置は水平荷重方向中心軸の最下層のゴム

Fig. 14 Deformation of LRB on shear break test in axial stress -5MPa(1-F1)

層の端部であった。破断時にはゴム層が破断開始点側から切り離されて、ゴム層が全面に渡って破断した後、破断面上層の積層ゴム部が右側に滑動して c) に示す状態となった。c) 中の試験体右側の白煙は、試験後にゴムが焼けた匂いがしていたことから、破断後の滑動時に破断面同士が擦れ合い、その摩擦熱によってゴムが気化することで発生したものと考えられる。d) に上側の破断面を示す。破断面は破断開始点を含めて全面がゴム部材であったことから、ゴムと中間鋼板の接着不良等ではなくゴム材料の変形性能が限界に達したことで損傷（破断）に至ったことが確認された。

すべての試験条件について破断開始点の位置を Fig. 15、詳細な破断ゴム層の高さと、破断範囲を Table 3 の a) に示す。破断範囲として、Fig. 14 に示した破断がゴム層全面に進展しゴム層が分離する全面破断と、破断が全面に進展せず一部のゴム層が分離しない状態が残る部分破断が確認された。いずれの試験ケースにおいても破断面の破断開始点付近はゴム材料であったため、損傷形態がゴムの破断であることが確認された。

せん断破断では、ほとんどのケースで Fig. 14 の b) に示した破断開始点位置と同じ部位である平面図上で水平荷重方向軸中心付近でかつ、立断面図上でせん断変形が鋭角となる端部のゴム層で破断に至っていた。例外は、引張面圧下となる面圧 1MPa のせん断破断試験（6-F）で、このケースでは他のケースと逆向きの軸力が作用しており、破断開始点の位置は平面図上でゴム最上面と最下面が重複する範囲（有効受圧範囲と称す）であることを確認した。

(2) 引張破断試験

引張破断時の試験体の変形形状として破断時の軸ひずみの差が大きかったオフセット 100% と 200% の引張破断試験の様子を Fig. 16、Fig. 17 に示す。Fig. 16 はオフセット 200% の引張破断試験の変形

Fig. 15 Distribution of break initiation point

Fig. 16 Deformation of LRB on tensile break test in offset shear strain 200%(9-F1)

形状であり、a) の破断直前には、積層ゴム部のメッシュが不均一に変形して最上層のゴム層の左側端部が軸方向に大きく伸びており、そこから破断に至った。b) は破断の瞬間であり、せん断および引張で積層ゴム部に蓄えられた復元力により図中左から右へと破断面が離れながら破断が進展している様子が確認される。c) に示す上側の破断面は、全面がゴム材料であり、破断開始点側でボイドが確認され、逆側はせん断破断時の破断面と似た表面性状であった。オフセット引張試験では、せん断および引張の複合的な荷重による曲げモーメントが作用することで、積層ゴム部が面外曲げ変形して、Fig. 16 の a) でのメッシュが不均一となる変形の局所化を生じている。

一方、Fig. 17 に示すオフセット 100% の引張破断試験では、a) のオフセット後の軸ひずみ約 100% 時には、Fig. 16 の a) に示したオフセット 200% 引張破断試験時と同様に端部ゴム層で軸方向の変形が大きい不均一な変形形状となっている。しかし、その後の b) の破断直前には、各ゴム層が均等に伸長して破断に至っており、オフセット 200% を境として破断時の変形形状も異なっていた。

Fig. 15、Table 3 の b) によれば、引張破断試験における破断開始点位置は、有効受圧範囲の上下端のゴム層近傍に分布している。この位置は積層ゴム部の面外曲げ変形によって軸変形しやすい位置である。なお、7-F は純引張破断試験であり、水平方向へのオフセットがないことで、破断開始点位置が水平荷重軸上ではなかったと考えられる。また、前項(1)で述べたせん断破断試験のうち引張面圧下で試験した 6-F も有効受圧範囲の端部ゴム層が破断開始点となっており、軸力の作用方向によって破断開始点が特徴付けられる。

3.5 節の Fig. 13 の b) で確認されたオフセット量の増加に伴う破断時軸ひずみの減少傾向は、せん断力および引張軸力によって積層ゴム部に曲げモーメントが作用し、面外曲げ変形を生じることで破断開始点位置の軸変形が増大することで発生していると考えられる。さらに、鉛プラグ孔が引張軸力を伝達しないことが、オフセット量

の増大に伴う端部ゴム層付近での軸方向への変形集中を助長していると考えられる。

4. 破断限界および線形限界の検討

4.1. 設定方法

原子力発電所施設の残余のリスク評価で参照される構造要素の現実的耐力²³⁾として、試験結果に基づいて積層ゴムの健全性評価における線形限界と破断限界を設定した。

線形限界と破断限界は、免震構造設計技術指針¹⁷⁾の考え方を踏襲して、実大試験体の試験結果から、軸応力-せん断ひずみ関係上で設定した。さらに、引張破断では線形限界以降の破断までの領域で軸応力と比較して軸ひずみの変化が大きいため、軸ひずみ-せん断ひずみ関係上での破断限界を検討した。また、試験結果にはばらつきが含まれるため、確率統計量で表現することとし、以下の(4)~(6)式による回帰式とその標準偏差を求めた。

軸応力-せん断ひずみ関係；

$$\gamma = a \quad (\sigma \leq d, \text{ 圧縮面圧}) \quad \cdots \cdots (4)$$

$$\sigma = b\gamma + c \quad (\sigma > d, \text{ 引張面圧}) \quad \cdots \cdots (5)$$

軸ひずみ-せん断ひずみ関係；

$$\frac{\gamma}{a} + \frac{\varepsilon}{e} = 1 \quad (\varepsilon \geq 0) \quad \cdots \cdots (6)$$

ここで、 γ : せん断ひずみ、 σ : 軸応力、 ε : 軸ひずみ、 $a \sim e$: 回帰係数であり、 a, c, e は確率変数、 b, d は確定変数とした。

まず、軸応力-せん断ひずみ関係の回帰係数の推定では、前節で考察した破断状態がせん断破断と引張破断の2種類に区分されることを考慮して、圧縮面圧と引張面圧で分けた2直線を設定した。圧縮面圧下では実大試験体のせん断破断試験のデータ5点から(4)式によりせん断ひずみ一定の直線、引張面圧下では実大試験体の引張破断試験のデータ8点から(5)式によりせん断ひずみを変数として軸応力を示す直線を定義した。(4)式と(5)式の境界となる軸応力が係数 d となる。線形限界については圧縮面圧下で破断限界と同じデータ5点、引張面圧下ではオフセット300%以下のデータ6点から、破断限界と同じ式によって求めた。

一方、引張破断試験時の軸ひずみ-せん断ひずみ関係では、(6)式による直線を設定した。(6)式では軸応力-せん断ひずみ関係上の破断限界との連続性を考慮して、軸ひずみ0%におけるせん断ひずみに(4)式と同じ回帰係数 a を用いた。また採用する試験データは、実大試験体のオフセット300%以上の引張破断試験のデータ4点とした。これは、試験で確認されたオフセット200%を境とした破断時軸ひずみの減少傾向変化と、地震応答解析¹³⁾により評価上重要であることが確認されたオフセット量の大きい領域での引張面圧の評価精度を良くすることに配慮して設定したものである。

4.2. 評価結果

(1)軸応力-せん断ひずみ関係

軸応力-せん断ひずみ関係上の線形限界および破断限界の評価結果をFig. 18, Table 4に示す。Fig. 18中には、実大試験体の結果と比較するために縮小試験体による破断点を併せて示している。

Fig. 18より、いずれの試験結果も回帰式の標準偏差に概ね包絡されていることから、(4),(5)式による回帰式は試験結果を適切に表現

Fig. 18 Break limit and linearity limit in axial stress - shear strain plane

Fig. 19 Break limit in axial strain - shear strain plane

Criteria	Regression coefficient				
	a [%]	b [MPa/%]	c [MPa]	d [MPa]	e [%]
Linearity limit	297.6 (3.6) *1	-1.02E-3	1.32 (0.109)	1.02	-
Ultimate limit	453.5 (10.8)	-4.97E-03	3.37 (0.374)	1.12	91.9 (10.6)

*1 : Figures in parentheses are indicate the standard deviation.

しているといえる。縮小試験体による高面圧下のせん断破断試験の結果は回帰式の標準偏差より大きいひずみ側に位置しており、この領域では回帰式が保守的な評価結果となっている。また、係数 d は線形限界で1.02MPaであり、一般的な積層ゴムの引張線形限界応力度の1.0MPa^{19),22)}と同等であり、既往の知見と整合している。

(2)軸ひずみ-せん断ひずみ関係

軸ひずみ-せん断ひずみ関係上の破断限界の評価結果をFig. 19, Table 4に示す。Fig. 19よりオフセット300%以上の試験結果は回帰式の標準偏差範囲にあることが分かる。一方、オフセット200%以下では、回帰線は試験結果の軸ひずみを大きく下回っている。ただし、地震動条件や建屋応答においてオフセット200%以下の範囲で(6)式から求まる軸ひずみを超える鉛直挙動をとる可能性は極めて低いと考えられるため、評価上は問題にならないと思われる。

なお、オフセット200%を境とした破断時軸ひずみの傾向変化に関しては、解析等による分析を踏まえて破断限界の評価へ反映していくことが期待される。

5. まとめ

本論文では、免震構造を適用した原子力発電施設の残余のリスク評価で必要となる免震要素単体の終局特性を把握することを目的として、原子力発電施設向けに設計したφ1600の鉛プラグ入り積層ゴムを対象に実機スケールの試験体を用い、積層ゴム部の損傷に着目した静的単調載荷による破断試験を実施した。試験結果に基づいて破断事象を詳細に分析するとともに、積層ゴムの健全性評価における線形限界と破断限界を設定した。得られた知見を以下に示す。

- (1) φ1600の鉛プラグ入り積層ゴムの破断限界として、圧縮面圧下におけるせん断破断試験での破断時せん断ひずみは439.4～466.4%で一般的な積層ゴムで目安とされる400%以上を確保できること、引張破断試験での破断時軸応力は1.4～3.4MPaとなることを確認した。これらの結果は、既往試験や本研究でのφ800の試験結果と整合しており、φ1600までの積層ゴムで、1/2スケールによる代替試験の結果が準用できることを示唆している。
- (2) 実大試験体のオフセットを与えた引張破断試験では、従来から知られているオフセット量の増大に伴う破断時軸ひずみの減少傾向が確認され、特にオフセット200%以上の範囲で軸ひずみの減少量が増加していた。引張破断時の積層ゴムの変形状態から、オフセットに伴う破断時軸ひずみの減少傾向は、せん断力および引張軸力によって積層ゴム部に曲げモーメントが作用し、面外曲げ変形を生じることで破断開始点位置の軸変形が促進されることで発生していることを確認した。
- (3) 鉛プラグを分散して配置したマルチプラグ試験体および実大試験体と同一仕様で製造方法が異なる製品B試験体についての面圧5MPaのせん断破断試験とオフセットせん断ひずみ300%の引張破断試験の結果から、これらが実大試験体と同等の線形限界、破断性能を有していることを確認した。
- (4) 積層ゴムの健全性評価に用いる線形限界および破断限界を試験データに基づいて設定した。破断限界は、軸応力-せん断ひずみ関係上で圧縮面圧と引張面圧の2つの領域に分けて試験結果の回帰式として求めた。実規模試験に基づく線形限界および破断限界を残余のリスク評価に反映することで、より信頼性の高い評価が可能となる。

上記(2)で述べた引張破断におけるオフセット量の増大に伴う破断時軸ひずみの減少傾向の変化に関して、そのメカニズム分析のためのFEM解析を実施している。また、破断後の積層ゴムの残存性能評価に関する試験や、破断後の積層ゴムから切り出したゴムの材料試験等も実施している。これらの研究結果については稿を改めて報告する。

謝辞

本論文は経済産業省補助事業「発電用原子炉等安全対策高度化技術開発」の一環として実施された、日本原子力発電株式会社、北海道電力株式会社、東北電力株式会社、東京電力株式会社、中部電力株式会社、北陸電力株式会社、関西電力株式会社、中国電力株式会社、四国電力株式会社、九州電力株式会社、電源開発株式会社、株式会社東芝、日立GEニュークリア・エナジー株式会社、三菱重工業株式会社、財団法人エネルギー総合工学研究所が参加する電力共通研究「免震シス

テムの評価手法開発」における研究内容の一部をまとめたものである。首都大学東京 西川孝夫名誉教授、東京大学 藤田隆史名誉教授、東京大学 久保哲夫名誉教授、東京大学 笠原直人教授、電力中央研究所 矢花修一博士にご指導頂いた。ここに記して謝意を表す。

参考文献

- 1) 小杉慎司, 平田和太ほか: 次世代軽水炉の免震技術の開発 その17, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造II, pp.1257-1258, 2012.9.
- 2) 栗原圭祐, 金澤健司ほか: 原子力施設の免震技術の開発 その4~8, その13~16, その18, その25~27, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造II, pp.1135-1144, 2014.9, pp.1143-1150, 2015.9, pp.1153-1154, 2015.9, pp.1343-1348, 2016.9.
- 3) S. Kosugi, et al.: Development of an Evaluation Method for Seismic Isolation Systems of Nuclear Power Facilities, Part 7-9, Proc. of ASME 2014PVP, PVP2014-29009, -29006, -29001, 2014.7
- 4) T. Imaoka, et al.: Development of Evaluation Method for Seismic Isolation Systems of Nuclear Power Facilities, -Break Test of Full Scale Lead Rubber Bearings for Nuclear Facilities, Part 2-3, 4, Trans. of the 21th SMiRT, Manchester, 2015, 8.
- 5) 例えば, 平田和太, 矢花修一ほか: 高速増殖炉免震設計法に関する研究, (一財)電力中央研究所総合報告 U34, 1998.10.
- 6) 原子力発電所免震構造技術指針 (JEAG4614-2000), (一財)日本電気協会, 2000.7.
- 7) 原子力安全委員会: 発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針の改定, 2006.9.19
- 8) 山本知史, 古川茂ほか: 次世代軽水炉の免震技術の開発その1, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-2, pp.1131-1132, 2010.9.
- 9) T.Kubo, et al.: A Seismic Design of Nuclear Reactor Building Structures Applying Seismic Isolation system in a High Seismicity Region -A Feasibility Case Study in Japan-, Nuclear Engineering and Technology, vol.46 Issue5, pp.581-594, 2014.10.
- 10) 松田泰治, 岡陽一ほか: FBR 免震システム確認試験 大型免震要素試験その2, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B 構造 I, pp.757-758, 1990.10.
- 11) K. Ishida, et al.: Failure tests of laminated rubber bearings, 11th SMiRT K25/5, pp.241-246, 1991.
- 12) 高山峯夫: 免震構造用天然ゴム径積層ゴムアイソレータの限界性能, 日本建築学会技術報告集, 第1号, pp.160-165, 1995.2.
- 13) 瓜生満, 中山一彦ほか: 高面圧下における積層ゴムアイソレータの実大実験 その5, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-2 構造II, pp.705-706, 1996.9.
- 14) 松村佳孝, 西川一郎ほか: 大サイズ天然ゴム系積層ゴムアイソレータの引張特性, 日本建築学会技術報告集, 第12号, pp.53-56, 2001.1.
- 15) 神保雅一ほか: 次世代軽水炉の免震技術の開発 その7, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-2, 構造II, p.p.1143-1144, 2010.9.
- 16) 金澤健司, 矢花修一ほか: 積層ゴム破断時における免震構造システムの地震応答, 日本建築学会構造系論文集, 第77巻 第679号, pp.1383-1392, 2012.9.
- 17) 原子力発電所免震構造技術指針 (JEAG4614-2013), (一財)日本電気協会, 2013.5.
- 18) H.Asano, et al.: Development of Evaluation Method for Seismic Isolation Systems of Nuclear Power Facilities, Part 10 Proc. of ASME 2014PVP, PVP2014-29040, 2014.7
- 19) 免震部材標準品リスト 2009, 日本免震構造協会, p.323, 2009.10.30.
- 20) 建築免震用積層ゴム支保-第2部: 試験方法 JIS K 6410-2:2011, 日本規格協会, 2011.8.22.
- 21) 原子力発電所免震構造技術指針 (JEAG4614-2013), (一財)日本電気協会, 参8-16, 2013.5.
- 22) 株式会社ブリヂストン: 鉛プラグ挿入型積層ゴム支保 技術資料 (認定番号: MVBR-0447), 2013.2.
- 23) 原子力学会: 原子力発電所の地震を起因とした確率論的安全評価実施基準 2007, 2007.9.

ULTIMATE PROPERTIES OF LARGE-SCALE LEAD RUBBER BEARING USING FULL-SCALE BREAK TEST

*Shinji KOSUGI^{*1}, Tetsuo IMAOKA^{*2}, Kenji KANAZAWA^{*3},
Takafumi HIRAKI^{*4}, Seiji NAGATA^{*5}, Takashi NAKAYAMA^{*6},
Kunihiko SATO^{*7}, Masakazu JIMBO^{*8} and Yoshito UMEKI^{*9}*

^{*1} Staff Engineer, Hitachi-GE Nuclear Energy, Ltd., M.Eng.

^{*2} Senior Engineer, Hitachi-GE Nuclear Energy, Ltd.

^{*3} Senior Research Engineer, Central Research Institute of Electric Power Industry, Dr.Eng.

^{*4} Research Engineer, Central Research Institute of Electric Power Industry, M.Eng.

^{*5} Research Engineer, Central Research Institute of Electric Power Industry, Dr.Eng.

^{*6} Senior Manager, Kajima Corporation, M.Eng.

^{*7} Deputy Chief Engineer, Mitsubishi Heavy Industries, Ltd.

^{*8} Chief Specialist, Toshiba Corporation, M.Eng.

^{*9} Senior Manager, Chubu Electric Power Co., Inc., M.Eng.

Application of a seismic base-isolation system to nuclear power plants (NPPs) facilities using a 1600-mm diameter lead rubber bearings (LRBs) has been considered for the purpose of enhancing seismic safety. Obtaining the mechanical properties of the LRBs is important, especially over the design limit, so that the seismic safety margin of the seismic base-isolated structure can be estimated against seismic events beyond design basis. Recent studies reveal that the scaled effect appears on the ultimate properties of the rubber bearings at the axial tensile break. However, the ultimate properties of such a large scale LRBs have not been confirmed. Therefore, in this study, to evaluate the realistic mechanical properties of the full-scale LRBs design for nuclear facilities, break tests are conducted on real-size LRBs in order to avoid the difficulties considering size effect. This paper presents twenty-two break test results of the full-scale and half-scale LRBs, mainly focusing on two points: one is the mechanical properties of the 1600-mm diameter LRBs such as its basic properties, linearity limit properties, and ultimate properties and the other is the statistical model of the linearity limit and the break limit of the seismic isolator on the basis of the break test, which is applied to investigate the residual risk of seismically isolated NPPs.

The break limit states of the full-scale LRBs are well-evaluated as expected; i.e., the breaking shear strains under the compressive stress exceed the commercial reference value of 400%. These results are consistent with the test results of the 800-mm diameter LRBs in this study and the previous test, it was suggest that the ultimate properties of the LRBs up to 1600-mm in diameter can be evaluated by the alternative 1/2 scale test.

As a result from the break test at various loading conditions for the full-scale LRBs, the breaking shear strain in the shear break under the axial compression was found to be substantially constant regardless of the axial stress value. On the tensile break test, decreasing trend of the breaking axial strain with the horizontal offset amount increased has been confirmed. In detail, the decreasing trend of the breaking axial strain changes at the offset shear strain of 200%, the breaking axial strain of the large offset range is relatively smaller. From the deformed state of the LRBs on the tensile breaking, it was confirmed that axial deformation of the vicinity of the break initiation point located the upper and lower ends of the rubber layer is promoted by a bending moment caused by increasing horizontal offset amount and the axial tensile loading.

A statistical model of the linearity limit and the break limit of the seismic isolator were evaluated on the basis of the break test of the full-scale LRBs. In accordance with the concept of the Japanese design guidelines for the seismically isolated NPPs, the regression formulas of the break limit were defined in the axial stress-shear strain plane, or the tensile strain-shear strain plane. Further, the regression formulas of the linearity limit were defined in the axial stress-shear strain plane. By using of these statistical model of limit state of the LRBs, a residual risk for seismic base-isolated NPPs against seismic events beyond design basis can be investigate more accurately.

(2016年7月1日原稿受理, 2016年11月10日採用決定)