発電用原子炉施設を対象とした多軸鉛プラグ入り積層ゴムの 有限要素解析に基づく力学特性評価*

松田 昭博^{*1}, 大本 正人^{*2}, 平田 和太^{*3}

Estimation of Mechanical Characteristics of Rubber Bearings with Multi Lead Plugs for Nuclear Power Plants Based on Finite Element Method

Akihiro MATSUDA^{*4}, Masato OMOTO and Kazuta HIRATA

^{**} Central Research Institute of Electric Power Industry,
1646 Abiko, Abiko-shi, Chiba, 270-1194 Japan

This paper shows estimation of mechanical characteristics of rubber bearings with multi lead plugs using finite element analysis. The rubber bearings were the prototypes designed for isolation system for the nuclear power plants. It was required to support vertical stress from 5.0 to 7.5 MPa and keep larger volume of lead than regulated by JEAG guideline for larger damping from the stand point of efficient costs. The effect of number of lead plugs on mechanical characteristics, stress configuration and yielding of steel plates were investigated and compared with a bearings have a lead plug that volume was permitted by JEAG guidelines.

Key Words: Isolation System, JEAG Guideline, Nuclear Power Plant, Finite Element Method, Rubber Bearing, Multi Lead Plug

1 はじめに

重要構造物を巨大地震から保護することを目的として、ゴムシートと鋼板を重ね合わせて接着する積層ゴムを用いた免震構造が実用化され、現在では一般建築や橋梁に多数適用されている。

さらに、この免震構造を発電用原子炉施設、特に高速増殖炉(FBR)へ適用するための検討がなされてきており、これまでに多くの技術的課題が解決されてきた⁽¹⁾。その結果、発電用原子炉に対して免震構造を適用する際の設計指針「原子力発電所免震構造設計技術指針」(以後 JEAG4614 指針と略)が日本電気協会によって取りまとめられている⁽²⁾。本指針は積層ゴムを用いて建屋全体を水平方向に免震する発電用原子炉施設を対象としている。

また、次世代加圧水型炉に対しても、耐震性の向上と設計の規格化を目的として、免震構造の適用性が検討されており、積層ゴム一個あたりの支持荷重を面圧で 4.9 から 7.35MPa (50~75kgf/cm²) と向上させ、免震構造の水平方向の振動周期を 2~2.5 秒程度と設定することで、免震構造を導入した

としても、建設全体のコストを低減することができると考えられている⁽³⁾⁽⁴⁾。

この要求を満たすことが可能な免震構造としては、天然ゴム系積層ゴムと外付けの減衰装置を併用する構造、鉛プラグ入り積層ゴムを用いる構造、高減衰ゴムを用いる構造をあげることができる。

しかし、高減衰積層ゴムは免震特性の設定が難しいこと、天然ゴム系積層ゴムは併用する外付けダンパーによる物量とコスト両面の増加が懸念されることなどの理由から、鉛入り積層ゴムの適用が有望視されている。

ただし、JEAG4614 指針が取りまとめた際に用いられた実証データは、積層ゴム一個あたりの支持荷重を、面圧で 2.45MPa(25kgf/cm²) 近傍とした、比較的低い面圧下の力学試験を中心に実施された結果から得られており、その指針の中で、積層ゴムに封入する鉛プラグに対して、その直径 D_P と高さ H_P を用いて以下のような制限を設けている⁽²⁾。

$$1.25 < H_P/D_P < 4.5 \quad (1)$$

そして、先に述べた設計要求を満たすように鉛プラグを設計すると、鉛プラグの高さ H_P と直径 D_P の比 H_P/D_P が 0.5 程度の、これまでに実用化されたものよりも大量の鉛プラグを封入する必要がある⁽⁴⁾。

* 原稿受付 2005 年 11 月 30 日。

^{*1} 正員、電力中央研究所地球工学研究所(〒270-1194 我孫子市我孫子 1646)。

^{*2} (株)関西電力高浜発電所(〒919-2362 福井県大飯郡高浜町田ノ浦 1)。

^{*3} 電力中央研究所地球工学研究所。

E-mail: amatsuda@criepi.denken.or.jp

これは、面圧で 2.45MPa(25kgf/cm²) 程度と想定していた積層ゴムの支持荷重を、4.9 から 7.35MPa(50 ~ 75kgf/cm²) 程度へと増加させたため、積層ゴム 1 体当たりの鉛プラグの量が増し、太径化したためである。

ここで、鉛プラグを積層ゴムに封入する場合、積層ゴムの中心に太径化したプラグを封入する方法と、鉛プラグを分割して複数個封入する方法が考えられるが、鉛プラグの分割方法、太径化したプラグの要素内での力学的挙動についてはほとんど解明されていない。そのため、JEAG4614 指針を超える太い鉛プラグを有する積層ゴムおよび多軸化した鉛プラグを有する積層ゴムの力学特性を評価することは、発電用原子炉施設を対象とした免震設計合理化と耐震安全性確保の観点で極めて重要である。

本研究は、発電用原子炉施設に対して免震構造を導入することを想定して設計された鉛入り積層ゴムに対して有限要素解析を用いた数値シミュレーションを適用し、力学特性を予測するとともに、積層ゴム内部の鉛プラグの配置および分割方法について検討した。

2 数値シミュレーションのための材料モデルと解析条件

本研究で数値シミュレーションの対象とする鉛プラグ入り積層ゴムは、薄いゴムシートと内部鋼板を交互に重ね合わせて接着し、鉛プラグを内部に埋め込んだものである。そのため、この鉛プラグ入り積層ゴムに対して有限要素解析を適用する場合には、ゴムシート、内部鋼板、鉛プラグの材料モデルがそれぞれ必要となる。以下に本研究で用いる材料モデルを示す。

なお、本研究では、JEAG4614 指針を超える太い鉛プラグを有する積層ゴムの太径鉛プラグ入り積層ゴムと、分割した鉛プラグを有する積層ゴムの多軸鉛プラグ入り積層ゴムと呼ぶ。

2.1 ゴムの材料モデル ゴムシートの挙動をあらわす構成式として、非線形の弾性構成式である超弾性構成式を用いた。超弾性体は弾性ポテンシャルを変形で偏微分することで共役な応力が得られる。ここでは弾性ポテンシャル W を以下のように平均成分 U° と偏差成分 $\bar{W}$ に分離する。

Table 1: Parameters for eq.(3) and eq.(4)

n	C_{1n}	C_{2n}	D_n
1	2.05×10^{-1}	1.35×10^{-2}	3.435×10^{-3}
2	1.32×10^{-2}	-1.61×10^{-3}	3.421×10^{-7}
3	2.35×10^{-4}	6.32×10^{-5}	-8.886×10^{-11}
4	1.71×10^{-1}	-6.87×10^{-2}	7.443×10^{-14}
5	-2.12	-6.44	

Table 2: Parameters for numerical model of lead

Young's modulus	E	16,000MPa
Poisson's ratio	ν	0.41
Yielding condition		Mises condition
Hardening condition		Isotropic
		$\bar{\sigma} = \sigma_y^0 + A \cdot \{1.0 - \exp(-B \cdot \bar{\epsilon}^p)\}$ ($A=11.8\text{MPa}$, $B=4.84$)
Initial yielding stress	σ_y^0	4.3MPa

$$W = \bar{W} + U^\circ \quad (2)$$

偏差成分の構成式として、弾性ポテンシャル $\bar{W}$ を、右 Cauchy-Green 変形テンソル C の第 1 不変量 I_1 と第 2 不変量 I_2 から体積成分を除去した不変量 $\bar{I}_1$ と $\bar{I}_2$ で偏微分した次式を用いた⁽⁵⁾。

$$\begin{aligned} \frac{\partial \bar{W}}{\partial \bar{I}_i} = & C_{i1} + C_{i2} \cdot (\bar{I}_i - 3.0) + C_{i3} \cdot (\bar{I}_i - 3.0)^2 \\ & + C_{i4} \cdot \exp\{C_{i5} \cdot (\bar{I}_i - 3.0)\} \end{aligned} \quad (3)$$

ここで、 C_{i1} , C_{i2} , C_{i3} , C_{i4} , C_{i5} は材料定数である、また、 $i = 1, 2$ とし、和はとらないものとする。また、体積変形を示す弾性ポテンシャルの平均成分 U° に、体積剛性が体積ひずみによってハードニングする以下の式を適用した。なお、材料定数は実験に基づいて決定している⁽⁶⁾。

$$U^\circ = \sum_{A=1}^4 \frac{1}{D_A} (J)^{2A} \quad (4)$$

式 (3) と式 (4) の材料定数を表 1 に示す。

2.2 鉛プラグの材料モデル 鉛の材料数値モデルは、大変形域の繰り返し変形特性を再現することを目的として、引張り変形試験とせん断繰り返し変形試験の結果から数値モデルを作成した。本モデルの同定方法については、前報に詳しく記述している⁽⁶⁾。

まず、図 1 に示す引張り試験の結果から、ヤング係数 $E = 16,000\text{MPa}$ 、初期降伏荷重 $\sigma_y^0 = 4.3\text{MPa}$

とした。また、ポアソン比 ν は引張りひずみと直交する横ひずみの関係から0.41とした。

次に、繰り返しせん断試験の結果から、履歴1サイクルでのせん断ひずみの最大値と最小値を求め、相当塑性ひずみ $\bar{\varepsilon}^p$ を図2に示すとおり計算した。そして、そこでのせん断応力から相当塑性応力 $\bar{\sigma}$ を求め、以下の硬化関数で同定した。

$$\bar{\sigma} = \sigma_y^0 + A \cdot \{1.0 - \exp(-B \cdot \bar{\varepsilon}^p)\} \quad (5)$$

同定した硬化関数を図2に試験結果とともに示す。ここまでで定めた弾性材料定数、降伏関数、硬化則を組み合わせて求めたせん断特性を図3に試験結果と共に示す。また、本モデルのパラメータを表2に示す。

作成した数値モデルを用いてせん断繰り返し変形におけるせん断応力とせん断ひずみの関係を図3に示す。提案した数値モデルが、せん断変形を繰り返し与えられた場合のせん断応力とひずみの関係をよく表現していることがわかる。ただし、除荷時の剛性が試験結果と比較して高くなるため、数値モデルの方が履歴面積を大きく評価することが予測できる。

2.3 内部鋼板の材料モデル 内部鋼板は、Misesの降伏条件を用いた弾塑性構成式によってモデル化した。弾性率 E は210GPaとし、ポアソン比 ν を0.3とした。さらに、塑性硬化関数は鉛材料と同様に式(5)を用い、初期降伏応力 σ_y^0 を200MPa、降伏後の等方ひずみ硬化率 $A = 6 \times 10^3 \text{ MPa}$ 、 $B = 0$ とした。

2.4 解析モデルの検証 ここまでに示してきた数値モデルを検証するため、実際に製作した2種類の形状を有する鉛プラグ入り積層ゴムLR-FおよびLR-Iに対して行った力学試験の数値シミュレーションを行い、数値モデルの検証を行う。鉛プラグ入り積層ゴムLR-FおよびLR-Iは中心に一本の鉛プラグを封入したもので、LR-Fは、直径514mm、ゴム層厚2.8mm、ゴム層数25層、内部鋼板厚1.6mm、鉛プラグ直径63.0mm、鉛プラグ高さ119mmである。また、LR-Iは直径500mm、ゴム層厚3.6mm、ゴム層数23層、内部鋼板厚2.5mm、鉛プラグ直径125.0mm、鉛プラグ高さ153mmである。なお、 H_P/D_P はLR-Fが1.89、LR-Iが1.22となり、LR-Iの方がLR-Fと比較して太い鉛プラグを有していることになる。力学試験と数値解析では、これらの積層ゴムに対して上下面を拘束し、水平方向に総ゴム厚さの200%の

Fig. 1: Relationship between tensile stress and strain of uniaxial loading test

Fig. 2: Relationships between equivalent stress and equivalent plastic strain

Fig. 3: Comparison of numerical model with loading test results

Fig. 4: Relationships between horizontal load and horizontal displacement of numerical simulations and loading tests

水平変位を与え、水平方向の荷重を計測した結果を図4へ示す。その結果から、ここで提案している数値モデルを使用した有限要素解析によって、鉛プラグ入り積層ゴムの履歴形状が高い精度で予測できることが分かる。ただし、鉛プラグが太いLR-Iについては、力学試験によって得られた履歴面積が、数値シミュレーションによって得られたものよりも若干小さく、鉛プラグの直径が大きくなることによって、ゴムと内部鋼板の積層部と鉛プラグの間にすべりが発生していると考えられる。

3 大容量鉛プラグ入り積層ゴムの成立性検討

ここでは、発電用原子炉施設に免震構造を導入することを想定して設計した鉛プラグ入り積層ゴムに対して、有限要素解析を用いた数値シミュレーションを実施し、力学特性の予測および鉛プラグの分割方法について検討した。

なお、数値シミュレーションコードとして、汎用有限要素解析コードABAQUSを用いた⁽⁷⁾。

3.1 鉛プラグ入り積層ゴムの概要 数値シミュレーションによって検討を行った積層ゴムの諸元を表3に示す。

LR-1は、鉛プラグを分割せず中心に封入した、鉛プラグを太径化した鉛プラグ入り積層ゴムである。本研究において検討する、多軸化された鉛プラグ入り積層ゴムの形状は、積層ゴム部分はLR-1と同一の形状とし、LR-2, LR-4, LR-6は、LR-1の鉛プラ

Fig. 5: Position of lead plugs

グを均等にそれぞれ2, 4, 6分割して再配置した要素である。LR-2とLR-4における鉛プラグの配置を図5に示す。LR-4とLR-6については、積層ゴムと中心を一致させた半径400mmの円周上に鉛プラグを均等の間隔で配置した。

さらに、分割した鉛プラグを配置する場所の影響を評価するため、4分割したモデル(LR-4)に対して、鉛プラグを内よりに配置したモデル(LR-4N)と、外よりに配置したモデル(LR-4W)を作成した。LR-4NとLR-4Wは4本の鉛プラグを、積層ゴムの中心からそれぞれ216mmと533mmの円周上に配置した。

最後に、JEAG4614 指針の規定内で設計可能な、最も太い直径の鉛プラグを有する積層ゴムのモデルをLR-Jとした。ここで、 $H_p = 207\text{mm}$ とすると、式(1)から鉛プラグの直径 D_p は $45\text{mm} < D_p < 166\text{mm}$ となるため、その直径を166mmとした。

なお、表の1次形状係数 S_{f1} はゴムシート一層の載荷面積 A と自由面積(周面積)の比で以下のようにあらわされる⁽⁸⁾。

$$S_{f1} = \frac{D_R}{4t_R} \quad (6)$$

ここで、 D_R は積層ゴムの外径を、 t_R はゴム一層の厚さをあらわす。また、2次形状係数 S_{f2} は、積層ゴムの直径に対するゴム総厚さの比として以下のようにあらわされる⁽¹⁾。

$$S_{f2} = \frac{D_R}{n \cdot t_R} \quad (7)$$

ここで、 n はゴム層数である。

3.2 有限要素解析における境界条件 有限要素解析を行う際の境界条件として、鉛プラグを2分割したモデル(LR-2)以外は、その半分をモデル

化した。LR-2については全てをモデル化し、変形を与える方向の影響についても評価した。

要素分割は8節点要素を用いて実施した。作成した有限要素モデルに対して、せん断変形解析およびせん断・鉛直変形解析を実施し、積層ゴムの力学特性および内部の応力状態などを評価した。

その境界条件は、せん断変形解析、せん断・鉛直変形解析ともに、積層ゴムの下面の変位を完全に拘束する。また、上面については、下面と水平に保ったまま、一定の鉛直荷重を与えつつ、水平方向に変位を加えた。

せん断変形解析においては、鉛直荷重を0MPaに保ちながら、せん断ひずみ $\pm 200\%$ に相当する水平変位を繰り返し加えた。

ここで、解析で加えたせん断ひずみは、鉛プラグ入り積層ゴムの線形限界が240から250%と予想されていることから、そこに原子力での利用に対する安全率(1.5)を考慮し200%とした⁽⁹⁾。

また、せん断・鉛直変形解析では、せん断ひずみ200%に相当する水平変位を与えた後に、設計支持面圧の2倍である15MPaの鉛直荷重を与えた。

3.3 有限要素解析による力学特性の予測

全ての鉛を太径化して中心部に封入したLR-1と、プラグを四等分して図5(b)に示すように封入したLR-4を対象として、面圧0MPaで、水平方向に $\pm 200\%$ の変位を2回繰り返し与えた数値解析から得られる水平方向の荷重-変位関係を図6(a)に、水平変形によって生じる鉛直変位を図6(b)にそれぞれ示す。

(a) Relation between horizontal load and horizontal displacement

(b) Relation between vertical load and horizontal displacement

Fig. 6: Mechanical properties of rubber bearings with multi lead plugs

Table 3: Specification of rubber bearings for numerical simulation

Model		LR-1	LR-2	LR-4	LR-6
Diameter of rubber bearing	D_R (mm)	1600	1600	1600	1600
Number of lead plug	n_P (mm)	1	2	4	6
Diameter of lead plug	D_P (mm)	429.0	303.0	215.0	175.0
Height	H_P (mm)	187	187	187	187
Thickness of rubber sheet	t_R (mm)	9.0	9.0	9.0	9.0
Number of rubber sheet	n	13	13	13	13
Thickness of a steel plate	t_s (mm)	5.8	5.8	5.8	5.8
Aspect ratio	H_P/D_P	0.48	0.68	0.96	1.18
S_{f1}	-	44.4	44.4	44.4	44.4
S_{f2}	-	13.6	13.6	13.6	13.6

図6(a)の水平特性から、200%のせん断変形を受ける場合、鉛プラグによる塑性荷重が200tf(1,960kN)程度で最大の荷重が400tf(3,920kN)程度となることと、鉛を太径化した要素と4分割した要素では、水平方向の力学特性に大きな差異が生じないことが予想できる。また、図6(b)に示したせん断ひずみと鉛直変位の関係が、8の字型の履歴となっている。これは、鉛材料の塑性変形によって発生しており、実際の試験結果とも整合している⁽¹⁰⁾。

なお、面圧0MPaの場合、水平変位による鉛直方向の変位量は、太径化、多軸化のどちらでも0.3mm程度となることが予想される。

以上の検討によって、鉛プラグ入り積層ゴムの力学特性に及ぼす、鉛プラグの分割数と分割位置の影響は極めて小さいことがわかった。

Table 4: Maximum value of stress and plastic strain

	Maximum stress	Maximum plastic strain in steel plate
LR-1	95MPa	0.036%
LR-2	86MPa	0.070%
LR-4	72MPa	No yeilding
LR-6	62MPa	0.001%
LR-J	65MPa	No yeilding

3.4 鉛プラグの分割数の評価 これまでの解析的検討によって、積層ゴムの幾何形状と鉛プラグの容量が同一であれば、鉛プラグの分割数や封入位置によって、その力学特性は大きく変化しないことが予測された。

次に、積層ゴム内部の応力状態に注目する。鉛プラグを封入しない天然ゴム系積層ゴムに水平方向のせん断変形を加えると、内部鋼板に挟まれたゴム層はほぼ均一にせん断変形すると考えられる。一方、鉛プラグ入り積層ゴムに同様の変形を加える場合、鉛プラグと積層ゴムの剛性の違いから、鉛プラグが変形に伴う荷重を発生し、内部鋼板およびゴムに対して応力場を変化させ、鉛プラグを封入しない天然ゴム系積層ゴムの場合よりも小さいひずみ量で破断にいたることが懸念される。

積層ゴム内部の応力低減の観点からは、鉛プラグの直径を太くするほど積層ゴム内部の応力変化は大きくなる傾向があることが予測できることから、鉛プラグを細くし、多軸化することが望まれる。しかし、一方で鉛プラグを多軸化すると、鉛プラグを封入する内部孔を多数開けることになり、内部鋼板の剛性低下による塑性化が、大きな変形やゴムの剥離の原因となる可能性がある。

そこで、太径化した鉛プラグ入り積層ゴムおよび多軸化した鉛プラグ入り積層ゴムに対して、鉛直面圧とせん断変形を与えた数値シミュレーションから得られる積層ゴム内部の応力場と内部鋼板の変形を比較することで、最適な分割方法と封入位置を評価した。

まず、太径化および多軸化した鉛プラグ入り積層ゴムに対して、200%のせん断変形と15MPaの鉛直面圧を与え、その変形と鉛直方向の応力分布を求めた結果を図7に示す。プラグを2分割したLR-2に対しては、せん断変形を鉛プラグの並ぶ方向とそれと直交する方向から与えた。

解析結果から、せん断変形を生じる積層ゴムには、

Fig. 7: Vertical stress configuration of numerical simulation (Shear strain:200%, Vertical stress:15MPa)

鉛プラグの変形に伴う応力がプラグ近傍に発生しており、その応力は鉛プラグの分割数を増やすことで小さくなる傾向を示すことがわかる。さらに、鉛プラグ近傍を除いた積層ゴムにおける応力の分布は大きく変化しておらず、鉛プラグを封入することが積

Fig. 8: Deformation of steel 6th plate (Shear strain:200%, Vertical stress:15MPa, Deformation scale:× 100)

層ゴムの応力場に与える影響は積層ゴム全体ではなく、鉛プラグ近傍にとどまることがわかる。また、JEAG4616 指針内の鉛プラグ入り積層ゴム LR-J の結果と比較すると、鉛プラグを 4 本から 6 本に分割すると、鉛プラグ付近の応力変動がほぼ等しくなる

ことがわかる。

次に、図 7 に示した解析結果において、内部鋼板に発生しているひずみの最大値は、全ての解析結果において、全 12 層中 6 層目と 7 層目に対称に発生している。そこで、図 8 に、6 層目の内部鋼板の変形を変位を 100 倍に強調して示す。また、積層ゴム内部に発生した最大応力と鋼板の塑性ひずみを表 4 に示す。内部の最大応力は鉛を分割することで低減され、4 分割から 6 分割することで、JEAG4616 指針内の積層ゴム (LR-J) と同程度となることがわかった。

同様に、内部鋼板の塑性ひずみも、鉛プラグの分割数を増やすことで低減されることがわかる。しかし、6 分割とした解析ケースでは、鋼板の塑性化が発生している。これは、図 8 の 4 分割と 6 分割した内部鋼板の変形からも確認できるが、鉛プラグの分割数を増やすことは積層ゴム内部の応力変動を低減できるものの、内部鋼板に多くの穴を空けることになり、構造的な強度が低減するためである。しかし、その塑性ひずみは LR-1 と LR-2 などと比較して十分に小さく、鉛プラグの配置をさらに検討することで、成立性が十分に確保できると考えられる。

ここで検討している鉛プラグ入り積層ゴムに関して、積層ゴム内部の応力変動を JEAG4616 指針内の要素と同程度へ低減し、せん断ひずみ 200%程度でも内部鋼板の塑性化が発生しないためには、鉛プラグを 4 分割して封入すればよいことが分かった。また、6 分割する場合でも、内部鋼板の塑性ひずみは極めて小さく抑えられていることから、十分に成立性を確保できるものと考えられる。

Table 5: Stress and plastic strain in cases of LR-4N and LR-4W

	Maximum stress	Maximum plastic stain in steel plate
LR-4	72MPa	No yielding
LR-4N	96MPa	0.055%
LR-4W	74MPa	No yielding

3.5 鉛プラグの配置の影響 ここでは、積層ゴム内部の応力および内部鋼板の塑性化に対する鉛プラグの配置の影響について検討する。数値シミュレーションは、鉛プラグを 4 分割した要素 LR-4 に対して、鉛プラグをより内側に配置した LR-4N と、より外側に配置した LR-4W を用いて、前節と同様の境界条件で実施した。

Fig. 9: Effect of lead plug's position on vertical stress configuration (Shear strain:200%, Vertical stress:15MPa)

200%のせん断変形と15MPaの鉛直荷重を加えた際の鉛直方向の応力分布を図9に示す。LR-4Nの応力分布図から、鉛プラグをより近づけて配置すると、鉛プラグによって発生している積層ゴム内部の応力が相互に重なり合っ、その変動がより大きくなっていることがわかる。一方、鉛プラグをより外側に配置する場合でも、鉛プラグを封入する内部孔と外周の間に生じる幅の小さい部位で内部鋼板の応力と変形が大きくなることが予想される。

表5に数値解析における最大の応力値と塑性ひずみを示す。鉛プラグをより内側に配置したLR-4Nに、内部応力の上昇と、LR-4では見られなかった内部鋼板の塑性化が確認される。これは、鉛プラグの位置を相互に近づけたことによって、それぞれの鉛プラグによって発生する積層ゴム内部の応力の連成と、鉛プラグを封入するための内孔が近接することで、内部鋼板の構造的な剛性が低下したことが原因と考えられる。鉛プラグをより外側へ配置したLR-4Wに関しては、内部鋼板の変形と最大応力値の増加が認められたが、内側に配置するよりも内部応力と鋼板の変形に対する影響は小さかった。これは、鉛プラグ間の連成挙動が発生しないためだと考えられる。

以上の結果から、LR-4Nのように鉛プラグ相互の距離が極端に短くなると鉛プラグの連成挙動を生むことになり、相互の鉛プラグと外周部からの距離を調整することで、内部の応力状態が改善でき、鋼板の塑性化を低減することができることがわかった。

4 結論

次世代加圧水型炉に免震構造を導入することを想定して設計され、鉛プラグの直径と高さの比 H_P/D_P が0.5程度となる、JEAG4614指針の規制を超える形状の鉛プラグを有する積層ゴムに対して、有限要素解析を用いた数値シミュレーションを適用し、以下の結論を得た。

まず、水平方向の力学特性におよぼす、鉛プラグを太径化および多軸化することの影響は極めて小さいことがわかった。

また、太径化すると積層ゴム内部の応力変動が大きくなり、ゴムの破断や内部鋼板の塑性化を励起するため、分割した鉛プラグを均等に封入することで、積層ゴム内部の応力を低下させることが可能であることがわかった。

なお、本検討で用いた鉛プラグ入り積層ゴムの形状では、鉛プラグを4から6分割して、積層ゴムの直径の半分の円周上に均等に配置することで、JEAG4616指針の規制の範囲で設計した鉛入り積層ゴムと内部応力を同程度へと低減できることを示した。

今後は、異なるゴム等を使用する際などにも適用可能な手法となるよう、解析および材料データの蓄積を行い、解析手法の一般化を行う。

文献

- [1] K. Hirata et al. Study on design method for seismically isolated FBR plants. *CRIEPI Abiko Research Laboratory Report*, No. U34, 1998.
- [2] Japan electric association. Technical guidelines on seismic base isolation system for structural safety and design of nuclear power plants. *JEAG 4614*, 2000.
- [3] T. Tanaka. The development of seismic-isolated APWR plants. *Transactions of SMiRT 16*, No. Paper 1166, 2001.8.
- [4] T. Tanaka, M. Omoto, K. Tanaka, and Kazutada Ikemi. Evaluation of LRB application to seismic isolated APWR. *Transactions of 11th International Conference on Nuclear Engineering*, No. ICONE11-36569, 2003.4.
- [5] W. Seki, Y. Fukahori, Y. Iseda, and T. Matsunaga. A large-deformation finite-element

- analysis for multilayer elastomeric bearings. *Transaction of a Meeting of the Rubber Division, American chemical Society*, pp. 856-870, 1987.
- [6] A. Matsuda et al. Simulation on the laminated rubber bearing tests using large deformation finite element method. *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, No. Vol. 65, Number 635, pp. 1451-1458, 1999.
- [7] *ABAQUS Theory manual Version 5.8*. Hibbitt, Karlsson & Sorensen, 1997.
- [8] I. D. Aiken, J. M. Kelly, and F. F. Tajirian. Mechanics of low shape factor elastomeric seismic isolation bearings. *Earthquake engineering research center UCB/EERC-89/13*, 1989.
- [9] S. Yabana and K. Yasui et al. Study on linear limits of rubber bearings(part 1, part 2). *Summaries of technical papers of annual meeting, Architectural Institute of Japan*, 21348, 21389, pp. 691-694, 1996.
- [10] H. Takahashi et al. *Japan Atomic Energy Research Institute, JAERI-Tech 2001-064*, 2001.
-