

水平二方向変形と繰返し変形を考慮した鉛プラグ挿入型積層ゴムの解析手法

小槻 祥江 北村 佳久 内山 学 福喜多 輝 磯田 和彦
(技術研究所) (設計本部) (技術研究所) (技術研究所) (技術研究所)

An Analytical Model for Lead Rubber Bearings under Bi-directional and Multi-cyclic Deformation

Sachie Kotsuki, Yoshihisa Kitamura, Manabu Uchiyama, Akira Fukukita and Kazuhiko Isoda

本研究は、減衰機能を持つ免震装置のひとつである鉛プラグ挿入型積層ゴム(LRB)を対象に、長周期長時間地震動を受ける免震建物の応答評価に有効な解析モデルの構築を目的とする。提案モデルは、水平二方向変形、大変形、繰返し変形といった過酷な応力状態の挙動を評価可能である。本論文では、解析モデルの構成を示し、LRB試験体の水平二方向繰返し加力実験結果と提案モデルによる解析結果との比較からモデルの妥当性を確認する。続いて、提案モデルを用いた地震応答解析結果から、水平二方向変形と繰返しによる特性変動が免震建物応答に与える影響を考察する。

In this study, an analytical model is developed for the lead rubber bearing (LRB), a type of seismic isolation device with a damping function. The proposed model is able to analyze the behavior of LRBs under severe stress conditions, including bi-directional, large, or multi-cyclic deformations, making it useful for the response analysis of seismically isolated buildings during long-period, long-duration earthquakes. The constitution of the proposed model is described and its validity confirmed by comparing model outputs with the results of horizontal bi-directional loading tests on LRBs. Seismic response analysis is also conducted to examine the influence of bi-directional and repetitive LRB deformation on the behavior of seismically isolated buildings.

1. はじめに

海溝型の巨大地震によって生じる長周期長時間地震動は、免震建物に長時間にわたり振幅の大きい揺れをもたらす。この時免震部材は、繰返し変形と大きな入力エネルギーという過酷な状態を強いられる。このような過酷な状態下での免震建物の安全性を検証するため、免震部材に対する大変形の繰返し加力による性能検証や、繰返し変形に起因する特性変動の把握、その特性変動の設計への反映方法の検討が行われている¹⁾。

本研究は、減衰機能を持つ免震部材のひとつであり、繰返し変形時の特性変動が比較的大きな鉛プラグ挿入型積層ゴムを対象に、水平二方向変形、大変形、繰返し変形といった過酷な応力状態においても復元力特性を適切に評価できる解析モデルの構築を目的とする。著者らは文献²⁾において、鉛プラグ挿入型積層ゴムの復元力を、主に天然ゴムによる弾性成分と、鉛プラグによる減衰成分に

分離して、その発現方向を考慮したベクトル和として評価することで水平二方向変形時の荷重変形関係を模擬できることを確認している。本論では、繰返し変形による鉛プラグの発熱に起因する特性変動を考慮し、長周期長時間地震動を受ける免震建物の応答評価に有用な解析モデルを構築する。

免震建物の地震応答解析において、減衰機能を有する免震部材の繰返し変形による特性変動を考慮する手法として、現在は簡易法と詳細法として二つの手法が提案されている。簡易法は、繰返し依存性を考慮しない地震応答解析結果から算出される履歴吸収エネルギー量をもとに、解析開始時から免震部材の特性値を一定値に低減させて解析を行う³⁾。簡易法は繰返しの影響による免震層の応答変位の増大を評価することを主な目的に用いられている。詳細法は、鉛プラグ挿入型積層ゴムを対象に提案されており、時刻歴応答解析と熱伝導解析を併用する手法である^{4)~6)}。詳細法は、履歴エネルギーから鉛プラグ部に発生する熱を算出

して熱伝導解析を行いながら、鉛部の温度によって鉛プラグの降伏荷重を時々刻々と変動させて時刻歴応答解析を行う。繰返しの影響による時々刻々の特性変動を評価できるため、詳細な建物応答を把握するのに有効である。

本研究で構築する解析モデルは、繰返し変形による鉛プラグ挿入型積層ゴムの特性変動を時々刻々と評価する形で導入することで、詳細法と同等に建物応答を評価できるモデルとする。一方で、履歴吸収エネルギーによる鉛プラグ温度の変化とそれによる特性変化を、実験結果から定めた評価式を用いた簡易評価とすることで、従来の時刻歴応答解析への組み込みが容易で、設計業務においても扱いやすい解析モデルとする。また、提案する解析モデルを用いて1質点モデルの地震応答解析を行い、繰返しによる特性変化の考慮・非考慮による応答の違い、および水平一方向単独入力と水平二方向同時入力の応答差異について考察する。

2. 水平二方向と繰返し変形を考慮した解析モデル

2.1 水平二方向モデル

本論では、文献②で示す水平二方向モデルに繰返し変形による特性変動を取り入れる。水平二方向モデルにおいて、鉛プラグ挿入型積層ゴム(以下、LRB)に作用する復元力ベクトル $\mathbf{F}$ は、弾性成分ベクトル $\mathbf{F}_e$ と、減衰成分ベクトル $\mathbf{F}_d$ に分離される。

$$\mathbf{F} = \mathbf{F}_e + \mathbf{F}_d \quad (1)$$

LRBの相対変位ベクトル $\boldsymbol{\delta}$ は、そのX方向成分を d_x 、Y方向成分を d_y として、(2)式で表される。

$$\boldsymbol{\delta} = \{d_x, d_y\}^T \quad (2)$$

弾性成分ベクトル $\mathbf{F}_e$ は、その絶対値が原点からの距離の関数となり、常に原点と現位置を結ぶ軸上に発現するベクトルである。よって、弾性成分ベクトルは絶対値を Q_e として、以下で表される。

$$\mathbf{F}_e = Q_e \cdot \mathbf{e}_u \quad (3)$$

$$\mathbf{e}_u = \begin{Bmatrix} e_{ux} \\ e_{uy} \end{Bmatrix} = \frac{\boldsymbol{\delta}}{|\boldsymbol{\delta}|} \quad (4)$$

LRBの減衰成分は主に鉛プラグによる減衰力であり、与えられた変形の数値方向逆向きに発現する力である。LRBの相対速度ベクトル $\mathbf{v}$ は、そのX方向成分を v_x 、Y方向成分を v_y として、(5)式のように表される。

$$\mathbf{v} = \{v_x, v_y\}^T \quad (5)$$

よって、減衰成分ベクトル $\mathbf{F}_d$ は、その絶対値を Q_d として、以下で表される。

$$\mathbf{F}_d = Q_d \cdot \mathbf{e}_v \quad (6)$$

$$\mathbf{e}_v = \begin{Bmatrix} e_{vx} \\ e_{vy} \end{Bmatrix} = \frac{\mathbf{v}}{|\mathbf{v}|} \quad (7)$$

以上のように、弾性成分と減衰成分の発現方向を考慮したベクトル和として、LRBの水平二方向変形時の荷重変形関係を評価する。

2.2 弾性成分

LRBの弾性成分は、主に天然ゴムによる弾性復元力である。水平一方向の復元力特性としては、一定の変形領域までは線形特性であるが、大変形時にはハードニングを示す非線形特性となることが知られている。文献⑦において天然ゴム系積層ゴムの水平一方向の荷重変形関係を模擬するモデルとして(8)式が提案されている。水平一方向の非線形弾性特性が、水平二方向変形時にも適用できると仮定し、弾性成分の絶対値 Q_e の式として(8)式を用いる。

$$Q_e = K_e \cdot \delta_m \left\{ (1-p) \frac{|\boldsymbol{\delta}|}{\delta_m} + p \left(\frac{|\boldsymbol{\delta}|}{\delta_m} \right)^n \right\} \quad (8)$$

ここで、 K_e はLRBの弾性剛性、 δ_m は最大経験変位、 p はハードニングを規定するパラメータ、 n は定数($n=8$)である。弾性剛性 K_e とパラメータ p は、(9)式で表されるLRBのせん断ひずみ γ の関数として評価する。

$$\gamma = \frac{|\boldsymbol{\delta}|}{h_r} \quad (9)$$

ここで、 h_r はゴム層の総厚である。本論では、(8)式におけるLRBの弾性剛性 K_e として、LRBの現行の設計式⑧における降伏後剛性 K_d の式を適用する。せん断ひずみ依存性の修正係数 C_{Kd} を用いて、 K_d は以下のように表されている。

$$K_e = K_d = C_{Kd} \cdot K_{d0} \quad (10)$$

$$K_{d0} = \frac{G_r \cdot A_r}{h_r} + \frac{\alpha \cdot A_p}{h_r} \quad (11)$$

$$C_{Kd} = \begin{cases} 0.779 \cdot \gamma^{-0.43} & (\gamma < 0.25) \\ \gamma^{-0.25} & (0.25 \leq \gamma < 1.0) \\ \gamma^{-0.12} & (1.0 \leq \gamma < 2.0) \\ 0.103415(\gamma - 2.0)^2 + 0.92019 & (2.0 \leq \gamma) \end{cases} \quad (12)$$

ここで、 G_r はゴムのせん断弾性係数、 A_r はゴム断面積、 α は鉛プラグの見かけのせん断弾性係数、 A_p は鉛プラグ断面積である。 C_{Kd} を算出する(12)

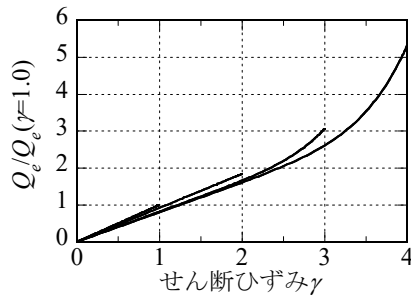


図-1 弾性成分 Q_e のせん断ひずみ-荷重関係

式において、 $\gamma < 2.0$ の範囲は現行の設計式⁸⁾、 $\gamma \geq 2.0$ の範囲は大変形時のハードニングを考慮した改定式である。また、パラメータ p は(13)式で表される。

$$p = \begin{cases} 0 & (\gamma \leq 2.0) \\ -0.40074 + 0.20037\gamma & (2.0 < \gamma) \end{cases} \quad (13)$$

パラメータ p はハードニングを規定し、ハードニングが生じないせん断ひずみ 2.0 以下では 0 とし、せん断ひずみが 2.0 を超えると値が大きくなり、徐々にハードニングが強くなる。図-1 に、(8)式で表される弾性成分のせん断ひずみ γ と荷重の関係を示す($\gamma=1.0, 2.0, 3.0, 4.0$ の場合)。荷重は、 $\gamma=1.0$ の時を 1 として基準化している。 $\gamma=2.0$ までは弾性剛性 K_e による線形弾性特性、 $\gamma > 2.0$ の範囲ではハードニング挙動を示す非線形弾性特性である。

2.3 減衰成分

LRB の降伏荷重はせん断ひずみ依存性を有し、設計式⁸⁾では C_{qd} という修正係数で評価されている。また、履歴吸収エネルギーによる鉛プラグの発熱が降伏荷重の低下を引き起こすため、長周期長時間地震動のような入力エネルギーの大きな地震動に対する応答を検討するためには、この発熱に起因する降伏荷重の変動を考慮する必要がある。上記のような特性変動を減衰成分の絶対値 Q_d に反映する。減衰成分の絶対値の基準値を Q_{d0} として、 Q_d を(14)式のように表す。

$$Q_d = C_{qd} \cdot C_{tp} \cdot C_v \cdot Q_{d0} \quad (14)$$

ここで、 C_{qd} はせん断ひずみ依存性の修正係数、 C_{tp} は鉛プラグ温度による修正係数、 C_v は速度による修正係数である。基準降伏荷重 Q_{d0} は、鉛の降伏せん断応力度 $\sigma_{pb}(=8.33\text{N/mm}^2)$ ⁸⁾ と鉛プラグ断面積 A_p から(15)式で算出する。

$$Q_{d0} = \sigma_{pb} \cdot A_p \quad (15)$$

せん断ひずみ依存性の修正係数 C_{qd} は、設計式⁸⁾に示されている(16)式を適用する。

$$C_{qd} = \begin{cases} 2.036 \cdot \gamma^{0.41} & (\gamma \leq 0.1) \\ 1.106 \cdot \gamma^{0.145} & (0.1 < \gamma < 0.5) \\ 1.0 & (0.5 \leq \gamma) \end{cases} \quad (16)$$

C_{tp} 、 C_v は、本解析モデル特有の修正係数であり、以下に詳細を示す。

(1) 鉛プラグ温度による修正係数 C_{tp}

著者らは、直径 800mm、鉛径 160mm の LRB(LRB800)による水平一方向の繰返し加力実験⁹⁾を実施し、その実験結果から鉛プラグの温度と降伏せん断応力度の関係を表す実験式を提案している¹⁰⁾。この実験式を、鉛プラグ温度 T_{pb} による修正係数 C_{tp} として適用する。 C_{tp} は(17)式で表される。

$$C_{tp} = \begin{cases} 6.899T_{pb}^{-0.4960} & (T_{pb} \leq 100) \\ 1.146e^{-0.00879T_{pb}} + 0.2269 & (100 < T_{pb} < 327.5) \\ 0 & (327.5 \leq T_{pb}) \end{cases} \quad (17)$$

図-2 に、(17)式で表される鉛プラグ温度と C_{tp} の関係を示す。図-2 中には、LRB800 の水平一方向繰返し加振実験結果⁹⁾から抽出した鉛プラグ温度と C_{tp} の関係も合わせて示す。ここでの鉛プラグ温度は、鉛プラグの高さ方向の中央位置(3章の図-5における Pb1、Pb2、Pb3 に一致する位置)である。実験結果の C_{tp} は荷重変形関係から抽出した降伏荷重 Q_d を基準降伏荷重 Q_{d0} で除して求めている。実験結果の C_{tp} は、鉛プラグの温度上昇とともに低下しているのが確認できる。ただし、加振振幅が小さいほど同じ温度での C_{tp} が小さいというようにばらつきが見られる。(17)式は、実験結果の下限をおおよそトレースするように作成した。また、鉛の融点である 327.5℃以上では C_{tp} をゼロとしている。設計式⁸⁾における鉛プラグの基準降伏応力度 $\sigma_{pb}=8.33\text{N/mm}^2$ は基準温度 15℃における値として定められているが、これは 15℃を初期温度として実施する基本性能試験の 3 サイクル目

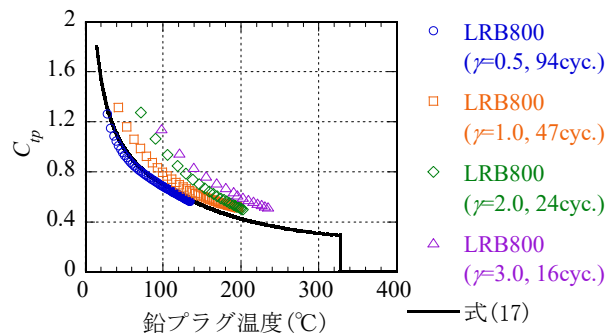


図-2 鉛プラグ温度と C_{tp} の関係

の値である。加振3サイクル目には鉛プラグの温度は既に初期温度よりも上昇していることから、(17)式は $T_{pb}=15^{\circ}\text{C}$ では $C_{tp}=1.8$ となり、約 50°C で $C_{tp}=1.0$ となる式としている。

解析における鉛プラグ温度 T_{pb} は、履歴吸収エネルギーより、鉛プラグから各部へ移動する損失エネルギーを差し引いた有効エネルギーが鉛プラグの温度上昇に寄与するとして算出する。解析時の時間刻み Δt 秒間の履歴吸収エネルギー ΔE_{get} は、X方向とY方向の履歴ループ面積増分の和として算出する。前ステップ($n-1$ ステップ)のLRB荷重のX方向成分 $_{n-1}F_x$ 、Y方向成分 $_{n-1}F_y$ 、現ステップ(n ステップ)のLRB荷重のX方向成分 $_nF_x$ 、Y方向成分 $_nF_y$ 、 Δt 秒間の増分変位のX方向成分 Δd_x 、Y方向成分 Δd_y とし、 ΔE_{get} は(18)式で求める。

$$\Delta E_{get} = \frac{1}{2} \{ (_{n-1}F_x + _nF_x) \cdot \Delta d_x + (_{n-1}F_y + _nF_y) \cdot \Delta d_y \} \quad (18)$$

Δt 秒間の損失エネルギー ΔE_{loss} は、実験時の加振終了後の温度低下を基に提案する算定式¹⁰⁾によって求める。図-3に、LRB800の加振終了後の鉛プラグの温度低下を示す。グラフは加振終了時の温度によって時間をシフトして示しており、加振終了後の温度低下は、各ケースともほぼ一致した低下傾向を示している。経過時間を $t(\text{sec})$ として、図-3の温度低下傾向を(19)式により回帰する。

$$T_{pb} = \begin{cases} 500e^{-0.0046t} + 31.130 & (T_{pb} \geq 32) \\ -0.004t + 37.525 & (T_{pb} < 32) \end{cases} \quad (19)$$

図-3中に、(19)式で表される回帰式を示す。ただし、本解析モデルは外気温を 15°C と仮定し、 T_{pb} の下限値を 15°C と設定する。(19)式を用いて、解析時の時間刻み Δt 秒間の損失エネルギー ΔE_{loss} を(20)式で算出する。

$$\Delta E_{loss} = \begin{cases} C_{pb}(T_{pb} - 31.13)(1 - e^{-0.0046\Delta t}) & (T_{pb} \geq 32) \\ C_{pb}0.004\Delta t & (T_{pb} < 32) \end{cases} \quad (20)$$

ここで、 C_{pb} は鉛の熱容量である。(20)式は、LRB800の実験結果を基に作成した実験式である。文献¹¹⁾において、縮尺試験体での熱伝導方程式は縮尺率の二乗が時間縮尺に比例し、この相似則を考慮して加振条件をそろえた実験において、実大試験体と縮尺試験体がおおよそ一致した特性を示している。よって、(20)式を他サイズのLRBへ適用する場合、寸法の縮尺率の二乗が時間の縮尺に比例するとした相似則を適用し、寸法の縮尺率の二乗としてゴム断面積の値を用いて(21)のように縮尺した時間刻み Δt を用いる。

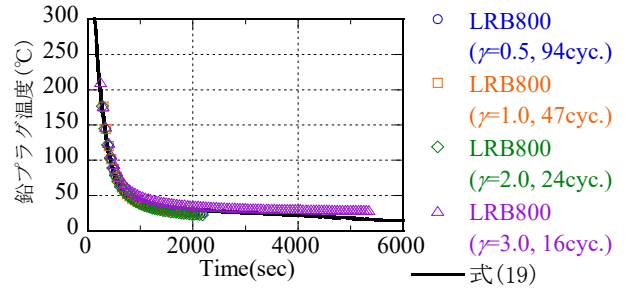


図-3 加振終了後の鉛プラグの温度低下

$$\Delta t = \Delta t_{org} \cdot \frac{A_{r800}}{A_r} \quad (21)$$

ここで、 Δt_{org} は元の時間刻み、 A_{r800} はLRB800のゴム断面積、 A_r は解析対象のLRBのゴム断面積である。(22)式のように、履歴吸収エネルギー ΔE_{get} と損失エネルギー ΔE_{loss} の差として有効エネルギー ΔE_{eff} を算出し、 ΔE_{eff} による温度増分を前ステップ温度 $_{n-1}T_{pb}$ に足して、現ステップの鉛プラグ温度 $_nT_{pb}$ を求める。この $_nT_{pb}$ を用いて(17)式から C_{tp} を算出する。

$$\Delta E_{eff} = \Delta E_{get} - \Delta E_{loss} \quad (22)$$

$$_nT_{pb} = _{n-1}T_{pb} + \frac{\Delta E_{eff}}{C_{pb}} \quad (23)$$

(2) 速度による修正係数 C_v

LRBは実験結果より、降伏荷重の速度依存性が小さいことが明らかにされ、静的な実験結果に基づく履歴特性のモデル化の妥当性が示されている¹²⁾。しかし、本解析モデルの減衰成分ベクトルは、速度ベクトルでベクトルの方向を定めるため、速度方向の反転等、速度ベクトルの急激な方向変化により、減衰成分ベクトルの値に急変が生じて解析的に不安定となる。よって、製品検査等における基本性能試験が行われる速度(1.5cm/s程度)よりもさらに小さい速度範囲で速度依存性を適用することで、解析の安定性を確保する。3章に示す直径500mmのLRB試験体の加振実験における基本性能試験の3ループ目のループから、速度とその時の減衰成分の力を抽出し、それを基準降伏荷

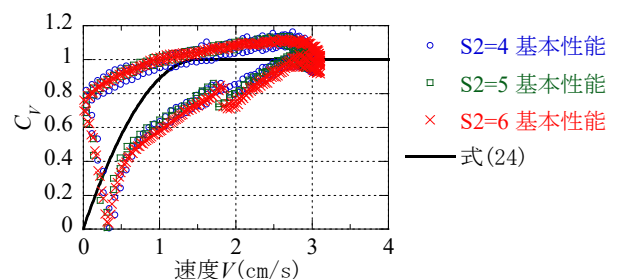


図-4 速度と C_v の関係

重 Q_{d0} で除した値を速度の修正係数 C_V として適用する。図-4 に、実験結果から求めた速度と C_V の関係を示す。実験結果は、載荷方向と除荷方向で異なる値を示しているが、両者の中間程度を近似する式を作成し、これを速度の修正係数として用いる。速度を $V(\text{cm/s})$ として、 C_V は(24)式とする。

$$C_V = \begin{cases} -\frac{(V-1.5)^2}{2.25} + 1.0 & (V \leq 1.5) \\ 1.0 & (V > 1.5) \end{cases} \quad (24)$$

3. 実験結果と解析結果の比較

3.1 水平二方向繰返し加力実験概要

LRB の水平二方向・繰返し変形時の復元力特性把握を目的に、直径 500mm、鉛径 100mm の LRB 試験体による水平二方向繰返し加力実験を実施した。この実験については、文献^{2),13)}にて報告している。試験体は二次形状係数($S2=\text{ゴム直径}/\text{ゴム層厚}$)が 4、5、6 の LRB が各 1 体ずつの計 3 体である。一次形状係数($S1=\text{受圧面積}/\text{自由表面積}$)は 3 体とも同じである。表-1 に試験体の諸元を示す。計測項目は、水平荷重・変位、鉛直荷重・変位、および試験体各部の温度である。図-5 に、試験体の温度計測点を示す。鉛プラグ温度の計測点として、プラグ頂部および高さ方向の中央部に熱電対を設置した。しかし、高さ方向中央部(Pb1、Pb2、Pb3)については、水平二方向加力時に熱電対の抜け出しや断線が生じ、安定した温度計測が実施できなかった。加力実施においては、前ケースの加力で上昇した鉛温度が、鉛頂部(図-5 中 PbTop)で 25℃以下に低下してから次の加力を実施するよう鉛温度を管理した。実験時の周辺気温は 11～18℃であった。表-2 に、本論で解析結果との比較に用いる加力ケースを示す。加力ケースは一定面圧下での正弦波による繰返し水平加力である。水平二方向の加力パターンとして、楕円(単軸：長軸=1:2)、真円(単軸：長軸=1:1)、8 の字(単軸：長軸=1:2)加力を設定し、各ケースで連続 20 サイクルの繰返し加力を実施した。ただし、 $S2=4$ 試験体の楕円 2 は 18 サイクル、8 の字は 17 サイクルまでの加力となっている。楕円多数のケースは試験機の最大能力までの連続加力として、X 方向 100mm、Y 方向 50mm の楕円で連続 62 サイクルの繰返し加力を実施した。図-6 に、楕円、真円、8 の字の最大変位で基準化した変位オービット図を示す。

表-1 LRB 試験体諸元

試験体	ゴム直径 (mm)	鉛プラグ直径 (mm)	ゴム層総厚	S1	S2
S2=4	500	100	3.0mm×40 =120mm	41.7	4
S2=5	500	100	3.0mm×33 =99mm	41.7	5
S2=6	500	100	3.0mm×28 =84mm	41.7	6

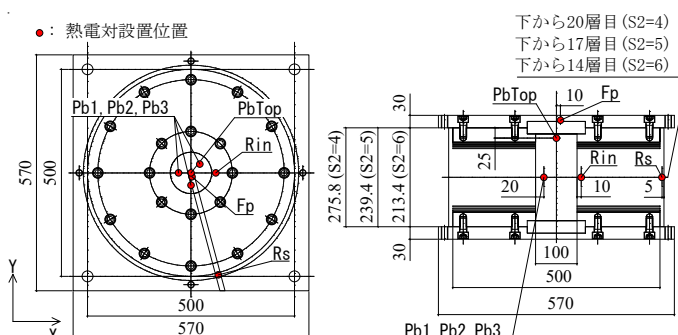


図-5 LRB 試験体の温度計測点

表-2 加力ケース

加力ケース	加力方向とせん断ひずみ (%)	加力周期 (sec)	繰返しサイクル数	試験体
基本性能	X100	準静的	4	S2=4 S2=5 S2=6
1 方向	X200	4.0	20	S2=5 S2=6
楕円 2	X200 Y100	4.0 4.0	20	S2=4 S2=5 S2=6
楕円 3	X250 Y125	4.0 4.0	20	S2=6
真円 2	X100 Y100	4.0 4.0	20	S2=4 S2=5 S2=6
真円 3	X150 Y150	4.0 4.0	20	S2=6
8 の字	X100 Y50	4.0 2.0	20	S2=4 S2=5 S2=6
楕円多数	X100mm Y50mm	4.0 4.0	62	S2=4 S2=6

※面圧：S2=4 は 10N/mm²、S2=5 と S2=6 は 15N/mm²

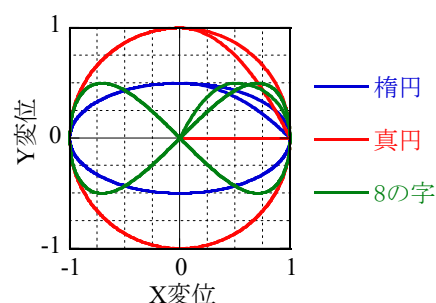


図-6 加力パターンの変位オービット

3.2 実験結果と解析結果の比較

弾性剛性 K_e (=降伏後剛性 K_d)の基準値 K_{d0} は、ゴムおよび鉛のせん断弾性係数と断面積から、(11)式によって算出する。設計式⁸⁾における基準値、 $G_r=0.392\text{N/mm}^2$ 、 $\alpha=0.588\text{N/mm}^2$ を用いると、弾性剛性の値は、S2=4 試験体で 0.65kN/mm 、S2=5 試験体で 0.79kN/mm 、S2=6 試験体で 0.93kN/mm である。減衰成分の絶対値の基準値 Q_{d0} は、鉛の基準降伏応力度 8.33N/mm^2 と鉛の断面積から、S2=4、S2=5、S2=6 試験体とも 65.4kN である。図-7に、基本性能試験の実験結果と解析結果を比較して示す。解析結果は、鉛温度による降伏荷重の低下を無視した($C_p=1.0$ で一定)基準値による荷重変形関係であり、実験結果の3ループ目の履歴ループとよく一致しており、本試験体は設計値通りの基本性能を有していることが確認できる。

図-8～図-10に、S2=6 試験体の実験結果と解析結果の荷重変形関係を比較して例示する。解析結果は、鉛温度による降伏荷重の低下を考慮した解析結果である。本論で用いる実験結果は、加力開始時温度を 25°C 以下に管理しているため、解析では鉛の初期温度の影響を無視して、全て初期温度 15°C (周辺温度と同一)と仮定して解析を実施する。図-8は S2=6 試験体の楕円3加力(X250%、Y125%、20サイクル)、図-9は S2=6 試験体の真円3加力(X150%、Y150%、20サイクル)、図-10は S2=6 試験体の8の字加力(X100%、Y50%、20サイクル)の実験と解析の荷重変形関係の比較である。図-8に示す楕円加力の実験結果の履歴ループは、X方向は楕円形に近いループ形状を示し、Y方向はひし形の履歴ループ形状を示している。図-9に示す真円加力の実験結果の履歴ループは、XY方向とも同様の紡錘形の履歴ループ形状を示している。図-10に示す8の字加力の実験結果の履歴ループは、X方向は荷重切片でループが細くなる形状を示し、Y方向は荷重の正側と負側の値が一致しない非対称のループ形状を示している。図-8～図-10のように、水平二方向加力による実験結果の履歴ループは、加力パターンの違いによって各々異なる形状を示す。これは減衰成分ベクトルが速度方向に発現するベクトルであるため、加力時の発現方向の変化によって、X、Y方向への寄与率が変化するためである。さらに、各々の履歴ループは繰返し加力によってしだいにループが細くなっている。これは、繰返し変形によって生じる鉛プラグの発熱に起因する降伏荷重の低下である。

図-8～図-10に示す提案モデルによる解析結果の荷重変形関係は、楕円、真円、8の字と水平二方向の異なる加力パターンによって生じる上記のような特徴的な履歴ループ形状と、繰返し加力によってしだいにループ形状が細くなっていく状態を再現できている。このことから、提案モデルがLRBの水平二方向変形と、繰返し変形によって鉛プラグに生じる特性変化を同時に考慮可能であることが確認できる。

図-11に、鉛プラグ温度による修正係数 C_p について、実験結果から抽出した値と解析結果の値を比較して示す。加力ケースとして、真円2、8の字、楕円多数のケースを比較する。実験結果の C_p は、実験結果の履歴ループから求められる降伏荷重を、基準降伏荷重で除した値として求める。X成分、Y成分の履歴ループから各々正側と負側の切片荷重(変位ゼロ時の荷重)を抽出し、その平均値をX成分、Y成分の各々の切片荷重値とする。ただし、1ループ目においては正側で正しく切片荷重を抽出できないため、1ループ目の値は除外する。楕円加力、真円加力の場合は、X成分とY成分の切片荷重の平均値を履歴ループの降伏荷重とする。8の字加力の場合は、X成分の変位ゼロ時には速度ベクトルが 45° 方向となり、Y成分では変位ゼロ時の速度ベクトルは 45° または 90° となるため、X成分の切片荷重の $\sqrt{2}$ 倍を履歴ループの降伏荷重とする。

図-11の実験結果の C_p において、加力パターンごとに見ると試験体の二次形状係数に関わらずほぼ同様の低下傾向を示している。本研究で用いた三体の試験体は、鉛プラグ断面積が等しいため基準降伏荷重が等しい。よって、同ケースの加力における吸収エネルギーの差は、変位オービットの軌跡長さの差である。各ケースはせん断ひずみでそろえているので、変位オービットの軌跡長さの比は、ゴム層厚の比となる。ゴム層厚が最も小さいS2=6試験体を基準とすると、三体の試験体のゴム層厚比はS2=4:S2=5:S2=6が1.43:1.19:1.00である。三体の試験体の熱容量の比は、S2=6を基準とすると、S2=4:S2=5:S2=6が1.34:1.14:1.00である。鉛高さ比がゴム層厚比と同じでないため、全く同じ比率にはならないが、ゴム層厚比とほぼ同様の比率である。このため、三体の試験体の C_p の低下傾向がほぼ同じであるのは妥当な結果である。解析結果の C_p は、実験結果よりも大きな低下幅を示しているが、その低下傾向は十分に追跡できている。図-11(c)に示す楕円

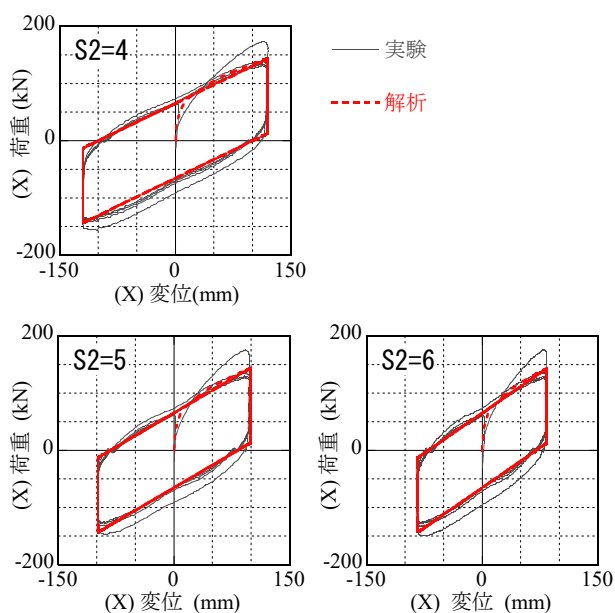


図-7 基本性能試験の荷重変形関係
(X100%, 4 サイクル)

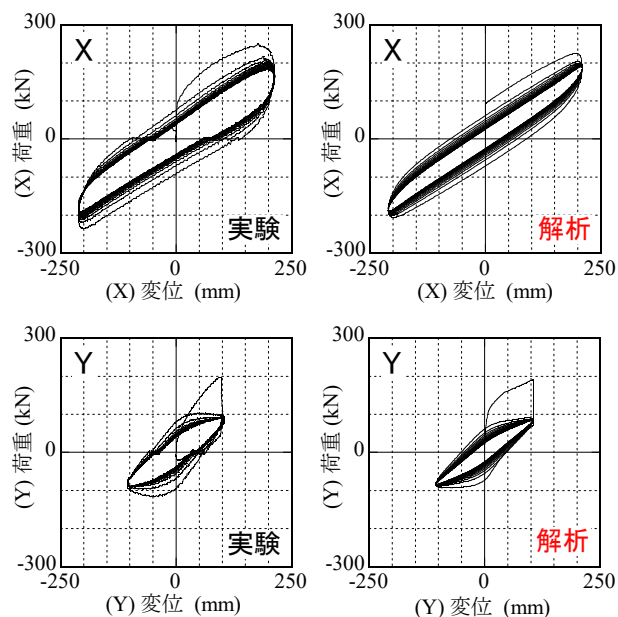


図-8 S2=6 試験体の楕円 3 加力の荷重変形関係
(X250%, Y125%, 20 サイクル)

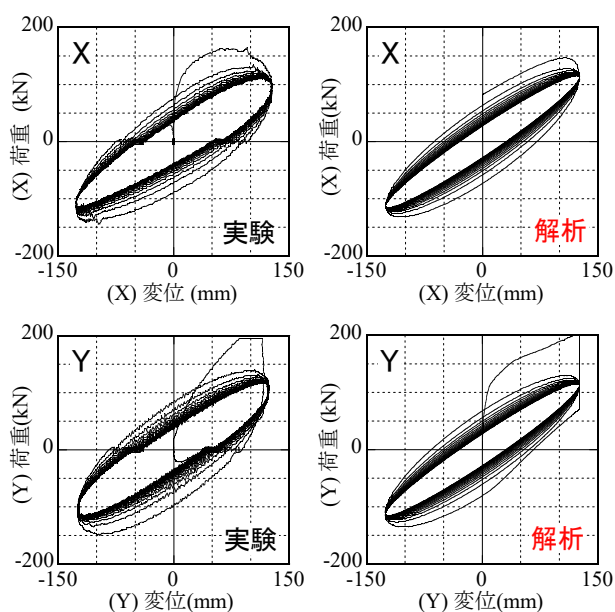


図-9 S2=6 試験体の真円 3 加力の荷重変形関係
(X150%, Y150%, 20 サイクル)

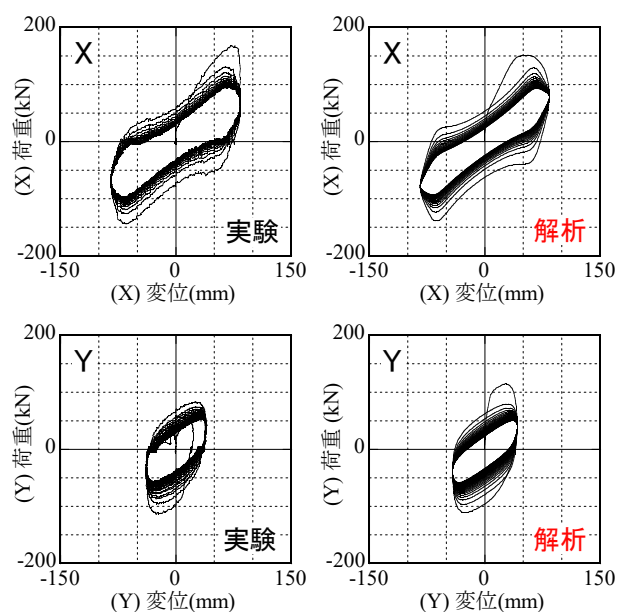


図-10 S2=6 試験体 8 の字加力の荷重変形関係
(X100%, Y50%, 20 サイクル)

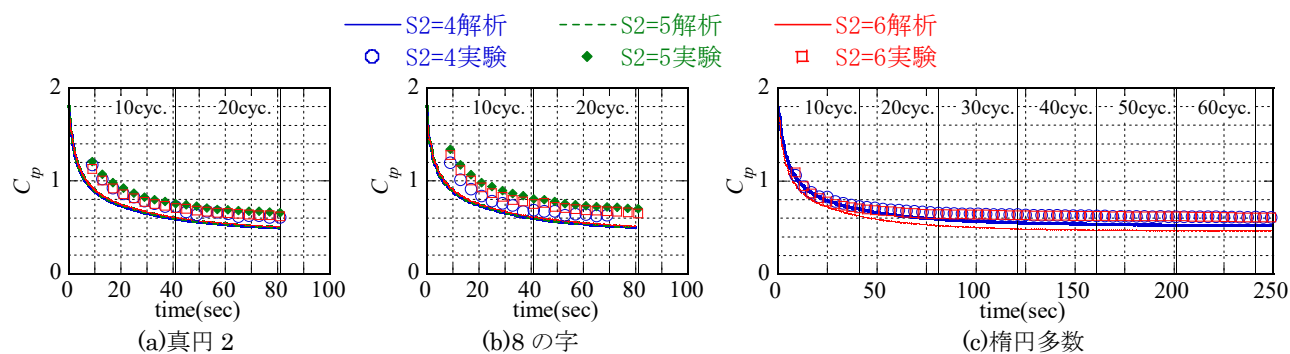


図-11 実験と解析の C_p 比較

多数の結果では、実験結果の C_p は、最初の 10 サイクル程度で大きく値が低下した後、0.6 程度の値に収束してそれ以上の低下が見られない。解析結果においても同様の傾向を再現しており、0.5 程度の値に収束した後は C_p が大きく低下しない。

以上より、本解析モデルは LRB500 試験体の水平二方向繰返し加力実験の結果に対し、繰返し変形による鉛プラグ温度の上昇によって降伏荷重が時々刻々と変化する傾向を十分に追跡できている。繰返しによる降伏荷重低下をやや過大評価する傾向があるが、これは免震層の応答変位の増大に対しては安全側の評価となり、設計業務において十分に使用できる解析モデルである。

4. 提案モデルを用いた免震建物の時刻歴応答解析

繰返しによる鉛プラグの降伏荷重低下が免震建物の応答に与える影響を検討するため、上部構造を剛体とした 1 質点モデルによる地震応答解析を実施する。解析モデルは、RC 造 10 階建て程度の基礎免震をイメージした建物モデルとする。免震層は LRB のみで構成され、鉛の降伏せん断力係数 $\alpha=0.03$ と $\alpha=0.04$ の 2 種類のモデルを用いる。表-3 に、建物モデルの諸元を示す。入力地震動は、3~4 秒に大きなエネルギーを持つ地震動として、名古屋三の丸地区を対象とした予測波である三の丸波¹⁴⁾、2003 年十勝沖地震の北海道帯広における K-NET 観測波(2003HKD095)、2011 年東北地方太平洋沖地震の宮城県古川における K-NET 観測波(2011MYG006)の 3 波を用いる。表-4 に入力地震動の諸元を、図-12 に入力地震動の擬似速度応答スペクトルを示す。図-12 より、三の丸波と 2003HKD095 は 3 秒付近にピークが見られ、2011MYG006 のピークは 1~2 秒だが 2 秒以上の周期帯においてもエネルギーを維持している。入力は水平二方向同時入力 で建物モデルの X 方向に EW 成分、Y 方向に NS 成分を入力する。LRB の解析モデルは 2 章に示すモデルとし、鉛プラグの繰返しによる降伏荷重低下を考慮するケースと、考慮しないケースでその応答値を比較する。また、地震動の EW 成分と NS 成分を一方ずつ単独で入力するケースも実施し、二方向同時入力のケースと結果を比較する。

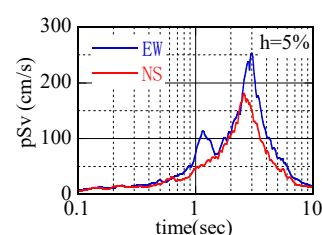
図-13 に、加速度と免震層変位について、降伏荷重低下を考慮した応答値の、非考慮の応答値に対する比率を示す。免震層変位については、降伏荷重低下を考慮することで基本的には増大する傾向であり、最大で非考慮の応答変位に対し約 2 倍になっている。

表-3 建物モデル諸元

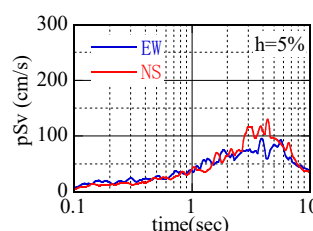
モデル名	$\alpha=0.03$	$\alpha=0.04$
上部構造重量 (kN)	46000	46000
ゴム直径 (鉛プラグ直径) (mm)	700 (130)	700 (150)
ゴム層総厚 (mm)	198	198
ゴムのせん断弾性係数 (N/mm ²)	0.390	0.390
積層ゴム面圧 (N/mm ²)	10.3	10.4
LRB 基数	12	12
$\gamma=1.0$ の等価周期 (sec)	3.41	3.19
$\gamma=2.0$ の等価周期 (sec)	3.95	3.77
鉛プラグの降伏せん断力係数 (α)	0.03	0.04

表-4 入力地震動概要

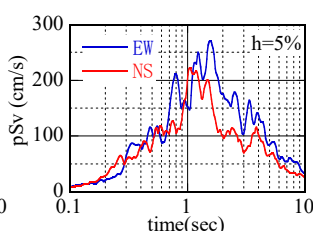
入力地震動		最大加速度 (m/sec)	継続時間 (sec)
三の丸波	EW	1.859	327.68
	NS	1.658	327.68
2003HKD095	EW	1.926	299.00
	NS	1.515	299.00
2011MYG006	EW	5.715	300.00
	NS	4.441	300.00



(a) 三の丸波



(b) 2003HKD095



(c) 2011MYG006

図-12 入力地震動の擬似速度応答スペクトル

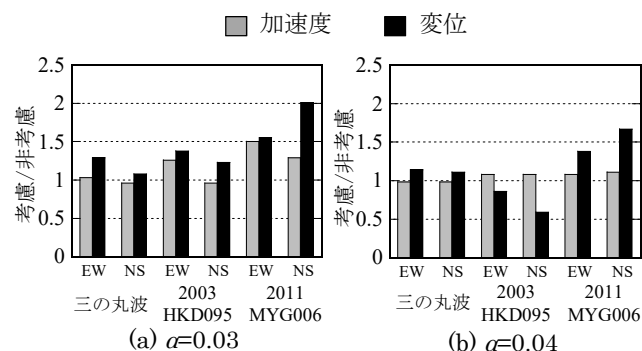


図-13 繰返しによる特性変化を考慮した最大応答値の非考慮の最大応答値に対する比

鉛量が少ない $\alpha=0.03$ モデルの方が繰返しの影響による変位の増大比率が大きい。 $\alpha=0.04$ モデルの2003HKD095 入力の場合については、繰返しの影響を考慮したケースの方が免震層変位は小さい。これは、提案モデルにより降伏荷重低下を考慮する場合、解析開始時の降伏荷重が考慮しない場合よりも大きいため、鉛プラグの温度上昇が小さく降伏荷重の低下が小さい場合は、非考慮の場合よりも変位が抑制されるためである。加速度については考慮と非考慮で顕著な差は見られない。 $\alpha=0.03$ モデルの2011MYG006 入力の場合のみ EW 成分で加速度が1.5倍と大きく増大している。これは免震層変位が637mmとせん断ひずみで300%を超える大変形となり、ハードニングが生じているためである。ただし、本論は1質点モデルでの検討であるため、加速度については上部構造を考慮した多質点モデルでも影響を検討する必要がある。

図-14に、 $\alpha=0.04$ モデルの免震層変位と鉛プラグ温度の時刻歴を示す。免震層変位は、三の丸波、2003HKD095 入力の場合は EW 成分、2011MYG006 入力の場合は NS 成分を示している。三の丸波、2011MYG006 入力の場合は、鉛プラグ温度が100℃を超えるあたりから繰返し考慮のケースの変位が非考慮のケースに比べて増大し、この変位が増大している時間に最大応答変位が生じている。2003HKD095 入力の場合は、鉛プラグの温度がほとんど上昇していない40秒あたりで非考慮のケースにおける最大応答変位が生じており、この時繰返し考慮のケースでは降伏荷重が非考慮のケースよりも大きいため変位が抑制されている。その後も鉛温度は50℃程度までしか上昇しておらず、繰返し考慮と非考慮で同等の変位を示している。

続いて、水平二方向同時入力と一方向単独入力の応答値を比較する。図-15に、 $\alpha=0.03$ モデルにおける水平二方向同時入力と一方向単独入力の場合の免震層の荷重変形関係を比較して示す。三の丸波、2003HKD095 入力の場合は EW 成分、2011MYG006 入力の場合は NS 成分の荷重変形関係を示している。各荷重変形関係は、繰返し考慮と非考慮の結果を重ねて示している。水平二方向同時入力のケースでは、どの入力地震動においても繰返し考慮の方が降伏荷重の低下によって変位が増大している。水平一方向単独入力のケースでは、2011MYG006 入力の場合は、繰返し考慮により変位が増加しているが、三の丸波では非考慮と同程度、2003HKD095 では繰返し考慮の方が変位は小さい。鉛の温度上昇には直交方向の入力も寄与す

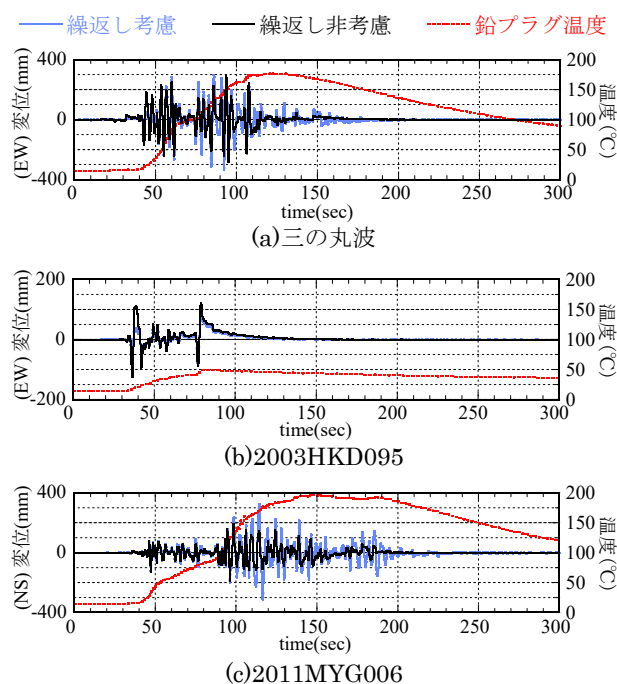


図-14 変位と鉛プラグ温度の時刻歴 ($\alpha=0.04$)

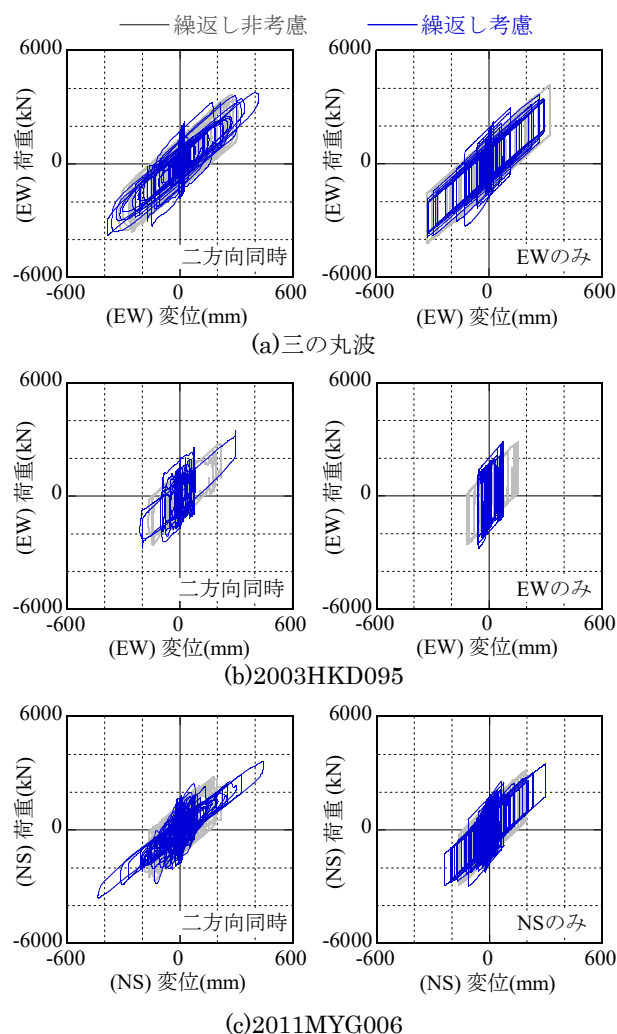


図-15 免震層の荷重変形関係 ($\alpha=0.03$)
1方向入力と2方向同時入力の比較

るため、水平一方向単独入力では入力エネルギーの評価が過小になっていると考えられる。

以上より、長周期長時間地震動のように入力エネルギーの大きい地震動を対象に免震建物の応答評価を行う場合には、免震部材の繰返しによる特性変化を考慮する必要がある。この時、水平一方向単独入力では免震層への入力エネルギーの直交方向からの寄与分が考慮されず、熱劣化特性を過小評価する可能性があるため、水平二方向同時入力によって検討を行うことが望ましい。

5. まとめ

本研究では、LRBを対象に長周期長時間地震動による免震建物の応答評価に有効な解析モデルの構築を目的として、水平二方向変形、大変形、繰返し変形による特性変動を考慮可能な解析モデルを提案した。提案モデルの妥当性を検証するため、直径500mm、鉛径100mmのLRB試験体による水平二方向繰返し加力実験のシミュレーション解析を実施し、提案モデルが水平二方向変形時の履歴ループ形状と繰返しによる鉛プラグの降伏荷重低下を再現可能であることを確認した。解析結果は実験結果に対し、降伏荷重の低下をやや過大に評価する傾向があるが、設計検討に十分に使用できるモデルである。

続いて、鉛プラグの繰返し特性が免震建物応答に及ぼす影響を検討するため、提案モデルを用いた地震応答解析を実施した。免震建物モデルは、上部構造を剛体とみなした1質点モデルで、免震層はLRBのみで構成される。三種類の地震動について水平二方向同時入力を実施し、繰返し特性を考慮した場合としない場合の応答値を比較した。解析結果より、繰返しを考慮することで免震層変位は増大する傾向であり、繰返し非考慮の結果に対して最大で約2.0倍の増大が見られた。応答加速度は、繰返し考慮と非考慮でほぼ同等であったが、免震層変位が増大し強いハードニングが生じるひずみ領域に入ると加速度の増加が見られた。また、鉛プラグの特性変化には直交方向の入力によるエネルギーも寄与するので、水平一方向単独入力は、繰返しによる降伏荷重低下を過小評価する可能性がある。以上より、入力エネルギーが大きく、免震部材の繰返しによる特性変動が懸念される場合の免震建物応答評価には、繰返しによる特性変動を考慮した水平二方向同時入力による検討が必要と考えられる。LRBに対しては、本研究で提案するモデルは有効な解析手法の一つとなる。

謝辞

本研究では、防災科学技術研究所のK-NET強震記録を用いました。ここに記して感謝致します。

<参考文献>

- 1) 長島一郎, 日比野浩, 高岡栄治, 近藤明洋, 猿田正明, 半澤徹也, 嶺脇重雄, 曾根孝行, 飯場正紀: 長周期地震動に対する減衰材の安全性能検証方法に関する検討, ビルディングレター, 第587号, pp.2-13, 2014.11.
- 2) 小槻祥江, 北村佳久, 福喜多輝, 磯田和彦: 鉛プラグ入り積層ゴムの水平二方向変形時の特性に関する基礎的検討, 日本建築学会構造系論文集, 第79巻 第695号, pp.57-66, 2014.1.
- 3) 飯場正紀, 長島一郎, 日比野浩, 竹中康雄, 近藤明洋, 中西啓二, 猿田正明, 山本雅史, 嶺脇重雄, 小豆畑達哉, 井上波彦: 免震部材の多数回繰返し特性と免震建築物の地震応答性状への影響に関する研究, 国立研究開発法人建築研究所 建築研究資料, No.170号, 2016.4.
- 4) 本間友規, 竹中康雄, 近藤明洋, 高岡栄治, 引田真規子, 北村春幸, 仲村崇仁: 大振幅繰返し変形を受ける積層ゴム支承の熱・力学連成挙動に関する研究 (その9 熱伝導解析による実験結果のシミュレーション), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.397-398, 2008.9.
- 5) 近藤明洋, 竹中康雄, 高岡栄治, 引田真規子, 北村春幸, 宮崎充: 大振幅繰返し変形を受ける積層ゴム支承の熱・力学連成挙動に関する研究 (その10 鉛入り積層ゴムにおける鉛温度～降伏応力関係の提案), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.399-400, 2008.9.
- 6) 竹中康雄, 近藤明洋, 北村春幸, 本間友規: 大振幅繰返し変形を受ける積層ゴム支承の熱・力学連成挙動に関する研究 (その11 LRBの温度上昇を考慮した地震応答解析), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.401-402, 2008.9.
- 7) 西村拓也, 山本祥江, 黒澤到, 菊地優, 甲斐芳郎, 仲村崇仁: 天然ゴム系積層ゴムの水平鉛直同時加力時の大変形挙動特性に関する研究, 日本建築学会構造工学論文集, Vol.55B, pp.517-525, 2009.3.
- 8) オイレス工業株式会社: LRB技術資料, 2000.6.
- 9) 金子修平, 西村拓也, 山本祥江, 仲村崇仁: 多数回繰返し変形による特性変動を考慮した鉛プラグ入り積層ゴムの復元力モデルの構築 その1: 鉛プラグ入り積層ゴムの多数回繰返し加振実験, 日本建築学会学術講演梗概集, pp.385-386, 2012.9.
- 10) 北村佳久, 山本祥江, 西村拓也, 福喜多輝: 多数回繰返し変形による特性変動を考慮した鉛プラグ入り積層ゴムの復元力モデルの構築 その2: 繰返しによる特性変動を考慮した復元力モデル, 日本建築学会学術講演梗概集, pp.387-388, 2012.9.
- 11) 竹中康雄, 近藤明洋, 高岡栄治, 引田真規子, 北村春幸, 仲村崇仁: 積層ゴムの熱・力学的連成挙動に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, 第74巻 第646号, pp.2245-2253, 2009.12.
- 12) 大島靖樹, 松田泰治, 石田勝彦: 鉛入り積層ゴムの力学特性におよぼす載荷速度の影響について, 日本建築学会構造工学論文集, Vol.40B, pp.167-175, 1994.3.
- 13) 金子修平, 山本祥江, 仲村崇仁, 長弘健太, 北村佳久, 福喜多輝: 多数回繰返し変形による特性変動を考慮した鉛プラグ入り積層ゴムの復元力モデルの構築 その3: 水平2方向多数回繰返し加振実験, 日本建築学会学術講演梗概集, pp.361-362, 2013.8.
- 14) 宮腰淳一, 中田猛, 福和伸夫, 柴田明彦, 白瀬陽一, 斉藤賢二: 名古屋市三の丸地区における耐震改修用の基盤地震動の作成, 日本地震工学会大会 2004 梗概集, pp.394-395, 2005.