鉛プラグ入り積層ゴム支承の減衰材分散配置による熱力学特性の改善効果

IMPROVED THERMO-DYNAMIC BEHAVIOR OF LEAD-RUBBER ISOLATION BEARINGS
DUE TO DISTRIBUTED LEAD-CORE CONFIGURATIONS和氣 知貴^{*1}, 石井 建^{*2}, 菊地 優^{*3}

Tomotaka WAKE, Ken ISHII and Masaru KIKUCHI

To clarify the effectiveness of the distributed lead-core configurations of LRB, real-scale dynamic loading experiments and heat-mechanics interaction analysis were carried out. Experiments and analyses revealed that the energy absorption performance tends to decline as the diameter of the lead core becomes larger, and that the multi-core LRB effectively restrains such decline in performance. In order to analyze a multi-core LRB, it is necessary to use a three-dimensional model, but this study reveals that analysis by CFS or FDM with a two-dimensional model is sufficiently accurate and is more conveniently.

Keywords : Lead-rubber isolation bearings, Multi-core, Real-scale dynamic and cyclic loading test,

Heat-mechanics interaction behavior analysis, Three-dimensional heat conduction analysis, Constant Flux Solution

鉛プラグ入り積層ゴム, マルチプラグ, 実大動的繰返し加力実験, 熱力学連成挙動解析, 三次元熱伝導解析, 定熱流束解析

1. 序論

鉛プラグ入り積層ゴム支承（以下 LRB）は減衰材である鉛プラグを複数本に分散配置することによって、鉛プラグの総せん断面積を変えずに、鉛プラグの表面積を大きくすることが可能である。言い換えると、鉛プラグのせん断抵抗力を変えずに、鉛プラグから周囲への放熱特性を改善することができる。LRB は平面形状が四角と丸の型があり、角型 LRB は一部の鉛径が小さい場合を除いて鉛プラグが 4 本に分散配置されており、丸型 LRB は鉛プラグ 1 本の構成となっている。以下本論では、鉛プラグが分散配置された支承をマルチプラグ LRB と呼び、鉛プラグが 1 本の支承をシングルプラグ LRB と呼ぶこととする。

LRB は長周期、長時間地震動などにより大きな変形を繰り返し受けると、鉛プラグが発熱し、エネルギー吸収性能が低下することが確認されている。この現象を予測する方法として、鉛プラグ温度と LRB の降伏応力度の関係式を用いた熱・力学連成挙動解析が有効であることが示されている。鉛プラグ温度と LRB の降伏応力度の関係は、LRB のエネルギー吸収性能評価に大きな影響を与える重要な関係であり、計測技術の進歩とともにこれまでにいくつかの関係式^{1), 2), 3), 4)}が提案されている。著者らもまた、実験結果に基づき、ひずみ速度依存性を考慮した、鉛プラグ温度が -25°C から 300°C までの広範囲における LRB の降伏応力度の関係式を提案している⁵⁾。

鉛プラグの発熱と積層ゴム体への熱伝導を考慮する手法については丸型 LRB に対して差分法⁶⁾を用いる方法（FDM 解法）と、定熱流束解析手法^{2), 7)}を用いる方法（CFS 解法）とが提案されている。FDM

解法は、複雑な形状の LRB に対しても実現象に近い評価が得られるが、解析対象に合わせて詳細なモデルを作成する必要がある。一方、CFS 解法は熱伝導モデルを単純化することで、より簡易に FDM 解法と同等の評価が得られるが、角型 LRB のような複雑な形状についての適用性は検討されていない。

鉛プラグの分散配置による改善効果に関する既往の研究では、マルチプラグ LRB とシングルプラグ LRB に対して実施された、長周期長時間地震動を想定した実大動的実験⁷⁾から、設計上の降伏荷重特性を変えずに、エネルギー吸収に伴う鉛プラグの温度上昇量が抑えられ、累積エネルギー吸収量が增大することが河内山らにより実験的に示されている。近藤らは、シングルプラグ LRB と、実験のため特別に鉛プラグを 3 本に分散配置した丸型のマルチプラグ LRB に対して熱伝導を考慮した熱・力学連成解析⁸⁾を行い、縮小試験体による動的繰返し加力実験で得られたエネルギー吸収量の違いを FDM 解法により解析的に表現できることを示している。これまでの研究により、鉛プラグの分散配置による理解が進んできたが、実大の積層ゴムにおける改善効果についての定量的な評価はなされておらず、以下については十分に把握されていない。

- 1) LRB の鉛プラグの分散配置、鉛プラグ径、およびゴム層総厚さによる形状の違いがエネルギー吸収性能に与える影響
- 2) 実大マルチプラグ LRB に対する熱力学連成挙動解析の適用性
本研究では、上記 1) に関して、鉛プラグ径、およびゴム層総厚さを変化させた実大サイズのマルチプラグ LRB、シングルプラグ LRB に対して動的繰返し加力実験を行い、エネルギー吸収性能と形状の

^{*1} オイレス工業(株)免制震事業部開発部 修士(工学)

^{*2} 北海道大学大学院工学研究院 助教・博士(工学)

^{*3} 北海道大学大学院工学研究院 教授・博士(工学)

Development Dept., Damping and Isolation Division, Oiles Corporation, M.Eng.

Assist. Prof., Faculty of Engineering, Hokkaido University, Dr.Eng.

Prof., Faculty of Engineering, Hokkaido University, Dr.Eng.

関係を確認する。また、上記 2) に関して、実験と解析の両面から熱力学連成挙動解析手法のマルチプラグ LRB への適用方法について示す。さらに、著者らの提案する LRB 降伏荷重評価式のマルチプラグ LRB への適用性について検証し、鉛プラグの分散配置がエネルギー吸収性能に与える影響を定量的に評価する手法を提案する。

2. 実験計画

鉛プラグの分散配置によるエネルギー吸収性能の改善効果を確認するため、実大サイズのマルチプラグ LRB, シングルプラグ LRB に対して動的繰り返し加力実験を行う。

2.1 試験体

試験体は鉛プラグ径、二次形状係数(積層ゴム外形寸法とゴム層総厚さの比)を変化させた図 1、表 1 に示す形状のマルチプラグ LRB, シングルプラグ LRB である。試験体 S1 と R1, S2 と R2, S3 と R3, S4 と R4 は、それぞれ設計上の基本特性がほぼ同じになるように試験体外形寸法、鉛プラグ径を設定しており、鉛プラグ径、および分散配置による影響を確認するための試験体である。試験体 S4, R4 は、

試験体 S3, R3 と同じ平面形状だが、ゴム層総厚さを 200mm としており、二次形状係数が異なる試験体である。試験体 S5 は通常の製品では無い極めて太い鉛プラグ径を有しているが、鉛プラグ径による性能変化を確認することを目的として設定した試験体である。試験体 S6 は試験体 S3 を 4 分割したものと同形状としており、マルチプラグ LRB への CFS 解法適用を検討するための試験体である。試験体内部温度を確認するため、図 1 に黒丸(●)で示す位置に熱電対を設置した。マルチプラグ LRB では鉛プラグ中心部(Ch.1)と鉛プラグ間中心のゴム部(Ch.2)、シングルプラグ LRB では鉛プラグ中心部(Ch.1)に熱電対を設置した。試験体 S6 については、鉛プラグ中心部(Ch.1)の他、マルチプラグ LRB の鉛プラグ間中心の内部ゴム部を想定したゴム層の端部(Ch.2)、および鉛プラグ間中心の内部鋼板温度を想定した内部鋼板の端部(Ch.3)に熱電対を設置した。

2.2 試験機

実験は動的に繰り返し加力が可能であり、加力テーブルの摩擦を含まない水平力の計測が可能な二軸ロードセルを有する 3MN 二軸試験機を用いて実施した。

Fig.1 Tested actual-size lead-rubber isolation bearings. (Black makers indicate the positions of thermocouple sensors.)

Table 1 Basic geometrical parameters of lead-rubber isolation bearings.

Parameters	Unit	S1	S2	S3	S4	S5	S6	R1	R2	R3	R4
Rubber shape	mm	Square 800	Square 800	Square 800	Square 800	Square 800	Square 400	Round 900	Round 900	Round 900	Round 900
Rubber shear modulus	N/mm ²	0.392	0.392	0.392	0.392	0.392	0.392	0.392	0.392	0.392	0.392
Rubber thickness × layers	mm	5.0×32	5.0×32	5.0×32	5.0×40	5.0×32	5.0×32	5.0×32	5.0×32	5.0×32	5.0×40
Shim plate thickness × plates	mm	4.3×31	4.3×31	4.3×31	4.3×39	4.3×31	4.3×31	4.3×31	4.3×31	4.3×31	4.3×39
End plate thickness × plates	mm	40×2	40×2	40×2	40×2	40×2	40×2	40×2	40×2	40×2	40×2
Lead core diameter	mm	80	90	100	100	140	100	160	180	200	200
Number of lead core	—	4	4	4	4	4	1	1	1	1	1
Design value of yielding force	kN	160.3	202.9	250.4	250.4	490.9	62.6	160.3	202.9	250.4	250.4
Aspect ratio (S2)	—	5.0	5.0	5.0	4.0	5.0	2.5	5.6	5.6	5.6	4.5

2.3 実験条件

実験は表 2 に示す条件とし、せん断ひずみは 100%, 200% の 2 水準とし正弦波による加力を行った。加力速度は出荷検査時の加力速度に相当する約 15mm/s と周期 8s, 4s, 2s の 4 水準、圧縮面圧は試験機能力の制約から 5MPa とした。繰り返し回数は 15mm/s と周期 8s の条件では繰り返し加力による鉛プラグ温度上昇が見込めないことから 4 サイクルとした。周期 4s の条件は累積変形距離が 50m を超えるように、周期 2s の条件は試験機能力により回数を設定した。ゴム層総厚さが 200mm の試験体 S4, R4 は括弧内に示す条件とした。

3. 形状の違いがエネルギー吸収性能に与える影響

鉛プラグ本数、鉛プラグ径、ゴム層総厚さを変えた試験体形状の違いによる履歴特性、エネルギー吸収性能、鉛プラグ温度上昇量の違いを確認する。本章では地震時の挙動を想定したせん断ひずみ 200%、周期 4s、40 サイクルの動的繰り返し実験結果について示す。

3.1 鉛プラグ分散配置による影響

試験体 S3, R3 の水平力-水平変位関係、および加力サイクルごとのエネルギー吸収量の推移、鉛プラグ中心部の温度変化を図 2 に示す。マルチプラグ LRB、シングルプラグ LRB ともに加力初期の水平力-水平変位関係はほぼ同じ形状を示した。加力回数の増加とともに両者とも最大水平力の低下がみられるが、マルチプラグ LRB はシングルプラグ LRB に比べて最大水平力の低下が少なく、最終サイクルにおける履歴面積が大きくなっている。加力サイクルごとのエネルギー吸収量の変化は、加力開始から 5 サイクル程度までは両者ともに同程度だが、それ以降のサイクルでは、マルチプラグ LRB はシングルプラグ LRB に比べてエネルギー吸収量の低下が小さい。鉛プラグ中心温度は加力開始直後から差が見られ、マルチプラグ LRB における加力終了時における温度上昇量はシングルプラグ LRB に比べて 70°C 程度低い結果となった。

3.2 鉛プラグ径による影響

ゴム層総厚さが 160mm である試験体 S1~S3, S5, R1~R3 に対して実施した動的繰り返し加力実験結果について、3 サイクル目の降伏応力度を基準とした加力回数 5, 10, 20, 39.5 サイクル目の変化率と鉛プラグ径との関係を図 3 に示す。鉛プラグ径 80mm~140mm はマルチプラグ LRB の結果で、鉛プラグ径 160~200mm はシングルプラグ LRB の結果であり、試験体の鉛プラグ総せん断面積は試験体 S1 と R1, S2 と R2, S3 と R3 で同じである。降伏応力度は加力回数が増えるほど低下し、その低下率は試験体の鉛プラグ総せん断面積ではなく、鉛プラグ径と非常に相関を示し、鉛プラグ本数によらず鉛径が太くなるほど大きくなった。マルチプラグ LRB は試験体の鉛プラグ総せん断面積を変えずに鉛プラグ径を小さくすることができるため、鉛プラグの分散配置がエネルギー吸収量の低下を抑制する効果があることがよくわかる。最終サイクルにおける低下率は、マルチプラグ LRB は同じ鉛プラグ総せん断面積を有するシングルプラグ LRB に比べて 17% 程度の改善が確認された。

3.3 二次形状係数による影響

試験体 S3, R3 と同じ平面形状で二次形状係数が異なる試験体 S4, R4 の動的繰り返し加力実験結果を図 4 に示す。試験体 S4, R4 はゴム層総厚さが試験体 S3, R3 に比べて厚いためせん断変形量が大きく、試験体 S3, R3 と比べると加力サイクル当たりのエネルギー吸

Table 2 Dynamic test conditions in 3MN testing apparatus.

Pressure	Shear strain γ	Period T (Sin wave)	Number of cycles	Cumulative travel distance
N/mm ²	%	s	Cycles	m
5	100	66.7	4	2.6 (3.2)
		8	4	2.6 (3.2)
		4	80	51.2 (64)
		2	60	38.4 (48)
	200	125	4	5.1 (6.4)
		8	4	5.1 (6.4)
		4	40	51.2 (64)
		2	20 (16)	25.6 (25.6)

Conditions of S4, R4 specimens are described in parentheses.

Fig.2 Comparison of experimental results of specimens S3 and R3.

Fig.3 Relationship between yielding force degradation rate and lead core diameter obtained from experiments.

収量は大きくなるが、鉛プラグ単位体積あたりのエネルギー吸収量の変化はほぼ一致した。鉛プラグ中心温度の変化は、シングルプラグ LRB では 300°C 近くまで上昇したが、マルチプラグ LRB では 200°C 程度に留まった。この結果は図 4 に合わせて示した試験体 S3, R3 の鉛プラグ中心部の温度変化とほぼ同じである。二次形状係数によるエネルギー吸収性能の違いを確認するため、図 5 に降伏応力度

の 3 サイクル目からの変化率を加力回数ごとに示す。マルチプラグ LRB 同士、シングルプラグ LRB 同士で比べると、二次形状係数が変わっても降伏応力度の低下率に顕著な違いは見られなかった。

Fig.4 Comparison of experimental results of specimens S4 and R4.

Fig.5 Relationship between yielding force degradation rate and total thickness of rubber layer obtained from experiments.

4. 熱力学連成挙動解析における鉛プラグからの放熱の考慮方法

LRB が繰り返し加力を受けるとエネルギー吸収に伴い鉛プラグが発熱し、鉛プラグのエネルギー吸収性能が低下する。鉛プラグに生じた熱は時間の経過とともに積層ゴム体へ移動するため、繰り返し加力によるエネルギー吸収性能の変化を解析的に表現するためには、エネルギー吸収による鉛プラグの温度上昇とそれに伴うエネルギー吸収性能の低下、および鉛プラグから積層ゴム体への放熱を考慮した熱力学連成挙動解析が必要となる。本章では鉛プラグから積層ゴム体への放熱を考慮する方法として提案されている、差分法 (FDM 解法) と定熱流束解析手法 (CFS 解法) について説明し、マルチプラグ LRB への適用性について検討する。

4.1 FDM 解法のマルチプラグ LRB への適用

FDM 解法により鉛プラグからの熱の移動を考慮する際、外形が丸型のシングルプラグ LRB の場合、鉛プラグが中心に配置されているため、二次元軸対称モデルを適用できる。一方、マルチプラグ LRB は外形が角型であるため三次元モデルとする必要がある。積層ゴム体の形状を三次元モデルで表現することにより複雑な形状のマルチプラグ LRB の解析を精度よく行うことができる。図 6 にマルチプラ

グ LRB の三次元熱伝導解析モデルの概念図を示す。対称性を考慮し高さ方向に半分、平面形状の中心角を 45 度で切り取った範囲で熱伝導解析モデルを作成し、要素としてフランジプレート、連結鋼板、ゴム層、内部鋼板をそれぞれモデル化した。FDM 解法では、解析ステップごとに隣接する要素間の熱伝導方程式を全要素にわたり解くことによりモデル各部の温度が算出される。

4.2 CFS 解法のマルチプラグ LRB への適用

CFS 解法は、加力中における鉛プラグ温度を簡易に計算するための手法であり、積層ゴム体のモデル、鉛プラグからの熱の移動を単純化し、鉛プラグからの放熱について図 7 に示すように二通りの経路を仮定する。経路 (a) は、鉛プラグ上下端から鋼板への経路であり、単位時間あたりの放熱量は、半無限に広がる鋼材の表面に円形の熱源が接触している状態を仮定して計算する。経路 (b) は、鉛プラグ側面から内部鋼板への経路であり、単位時間あたりの放熱量は、無限の直径を有する中空鋼管の内径部に熱源が接触している状態を仮定して計算している。放熱経路を上記のように仮定することで、鋼材内の熱拡散方程式を理論モデルに合致するように、一つの熱伝導方程式が得られ、これを解くことにより鉛プラグ温度が算出される。

シングルプラグ LRB は上記の仮定に基づき鉛プラグ温度を算出できる。マルチプラグ LRB に対しては鉛プラグ間の熱的相互作用が十分に小さいと仮定し、分散配置されたそれぞれの鉛プラグに対して CFS 解法を適用することで、鉛プラグ温度を算出することができる。

マルチプラグ LRB の場合、半無限に広がる鋼材に熱源が接触しているという仮定は隣接する鉛プラグによる影響を無視したものとなっており、適用するには鉛プラグ間の熱的相互作用が十分に小さい

Fig.6 Outline drawing of three-dimensional heat conduction model (a) plan (b) cross section (c) projection

Fig.7 Conceptual diagram of Constant Flux Solution.

ことを確認する必要がある。マルチプラグ LRB に対して CFS 解法が適用できると、三次元モデルを用意する必要がなくなり、計算量も少なくなり大幅な効率化を図ることができる。マルチプラグ LRB における鉛プラグ間の熱的相互作用については 5 章で説明する。

4.3 熱力学連成挙動解析手法

LRB の熱力学連成挙動解析手法について説明する。解析を行うには LRB 降伏荷重と試験体温度の関係が必要であり、本論では著者らの提案する参考文献 5 に示されている式(1)~(3)を用いた。

$$Q_{LRB} = Q_{Lead} + Q_{RB} = \tau_{Pb} \cdot A_{Pb} + \tau_{RB} \cdot A_{RB} \quad (1)$$

$$\begin{aligned} \tau_{RB}(T_{RBs}, \gamma, V_{\dot{\gamma}}) &= 1.1853 \cdot f_{RB}(T_{RBs}) \cdot (2.8 + 7.4\gamma + 2.7V_{\dot{\gamma}}^{0.5}) \cdot 10^{-3} \\ f_{RB}(T_{RBs}) &= 1.405 \cdot \exp(-0.05 \cdot V_{\dot{\gamma}}^{0.07} \cdot T_{RBs}) \\ &\quad (-30 \leq T_{RBs} < 0) \\ f_{RB}(T_{RBs}) &= \exp(-0.017 \cdot (T_{RBs} - 20)) \\ &\quad (0 \leq T_{RBs} \leq 40) \end{aligned} \quad (2)$$

$$\tau_{Pb}(T_{Pb}, V_{\dot{\gamma}}) = 3.5 + 10.69V_{\dot{\gamma}}^{0.156} \cdot \exp\{-0.0148V_{\dot{\gamma}}^{-0.08} \cdot T_{Pb}\} \quad (3)$$

式(1)~(3)において、 Q_{LRB} (N)は LRB 降伏荷重、 Q_{Lead} (N)は鉛プラグ降伏荷重、 Q_{RB} (N)は RB 切片荷重、 τ_{Pb} (N/mm²)は鉛プラグ降伏応力度、 A_{Pb} (mm²)は鉛プラグせん断面積、 τ_{RB} (N/mm²)は RB せん断応力度、 A_{RB} (mm²)は RB せん断面積である。 $f_{RB}(T_{RBs})$ は試験体初期温度 T_{RBs} による RB せん断応力度の依存性を表す係数であり、 T_{Pb} (°C)は鉛プラグ温度、 γ (-)は積層ゴムせん断ひずみ、 $V_{\dot{\gamma}}$ (-/s)はせん断ひずみ速度である。鉛プラグ降伏応力度は式(3)から鉛プラグ温度とせん断ひずみ速度から計算することができ図 8 に示す関係となる。本式では、LRB の降伏荷重を鉛プラグ降伏荷重と RB 切片荷重に分離しているため、鉛プラグ径だけでなくゴムせん断面積の変化についても考慮することが可能である。図 9 に熱力学連成挙動解析の解析フローを示す。まず、(a) 式(3)を用いて鉛プラグ温度とせん断ひずみ速度から、そのステップの鉛プラグ降伏応力度を計算し、(b) LRB 降伏荷重を式(1)、(2)を用いて計算する。(c) 変位増分と荷重増分より計算される履歴吸収エネルギーから、式(2)を用いて算出されるゴムによるエネルギー吸収量を差し引き、鉛プラグが吸収したエネルギーを算出する。(d) CFS 解法、FDM 解法のどちらかを用いて鉛プラグ温度を算出し、次の解析ステップ(a)に進む。

5. 鉛プラグ間の熱的相互作用の確認実験

繰り返し加力に伴う降伏応力度の低下は、図 3 の結果から試験体の鉛プラグ総せん断面積ではなく、分割された鉛プラグ 1 本の直径と高い相関があることが確認された。これは、マルチプラグ LRB において、繰り返し加力中に鉛プラグ間の熱的相互作用がほとんど生じていないことを示唆している。本章では、実験から得られた繰り返し加力時におけるマルチプラグ LRB の鉛プラグ間中央部の温度変化と FDM 解法による解析結果から鉛プラグ間の熱的相互作用が十分に小さいことを示す。また、マルチプラグ LRB を鉛プラグ本数で分割した試験体に対して実験を行い、鉛プラグ間の熱的相互作用が十分に小さいことを実験的に確認する。

5.1 マルチプラグ LRB の鉛プラグ間の熱的相互作用

試験体 S3 に対して実施したせん断ひずみ 200%、周期 4s、40 サイクル繰り返し加力実験から得られた水平力・水平変位関係を図 10 に、鉛プラグ中央部の温度変化(ch.1)と、鉛プラグ間中央に位置するゴムの温度変化(ch.2)を図 11 に示す。なお、図 10,11 には LRB の結

Fig.8 Relationship between yielding stress and temperature of lead core using for analysis.

Fig.9 Flowchart of heat-mechanics interaction analysis.

Fig.10 Force-displacement relationships of LRB and RB (S3).

Fig.11 Experimental results and analysis results of temperature change inside specimen in RB and LRB (S3).

果と、鉛プラグ挿入前の RB における結果を合わせて示している。RB は繰り返し加力を行っても履歴面積に大きな変化は見られず、積層ゴム内部のゴム温度上昇は 10°C 程度であった。LRB は繰り返し加力により履歴面積が減少し、鉛プラグ温度が 216.6°C まで上昇したが、鉛プラグ間中央部のゴム温度上昇量は 5°C 程度であった。RB と LRB に対して実施した実験の結果、鉛プラグ間中央部のゴム温度に顕著な違いは見られなかった。RB の方が鉛プラグ間中央部のゴム温度上昇量は 5°C 程度大きい値を示したが、これは、鉛プラグ挿入前の RB では LRB に比べて一次形状係数が小さくなるため、ゴムの非線形性が大きくなることが要因として考えられる。図 11 に FDM 解析から得られた鉛プラグ間中央部のゴム温度、内部鋼板および連結鋼板内部温度の変化を示す。鉛プラグ間中央部の温度上昇量は内部ゴム、内部鋼板、連結鋼板内部ともに 0.5°C 以下であり、ほとんど上昇しない結果となった。S3 試験体による繰り返し加力実験と FDM による解析検討から、鉛プラグ間中央部の温度上昇量は鉛プラグ中心部の温度上昇量に比べて十分に小さいことが確認できる。

5.2 分割試験体とマルチプラグ LRB との比較

マルチプラグ LRB の鉛プラグ間の熱的相互作用をさらに詳しく確認するために、図 12 に示すように試験体 S3 (LRB $\square$ 800) を 4 分割したものと同形状の試験体 S6 (LRB $\square$ 400 試験体) に対して実験を行い、両者の結果を比較する。試験体 S6 の水平力の結果を 4 倍したときに、試験体 S3 の結果と一致すれば、試験体 S3 における鉛プラグ間の熱的相互作用が水平力にほとんど影響を与えていないと判断できる。一方、試験体 S3 の結果の方が水平力の低下が大きければ、鉛プラグ間で熱的相互作用が生じており、鉛プラグ温度の変化が隣接する鉛プラグの影響を受けていることとなる。

試験体 S6 は試験体 S3 に対して二次形状係数が小さく座屈しやすい形状のため、同じせん断変形量を与えた場合、鉛直アクチュエーターの制御が荷重制御の状態では、鉛直方向の沈み込み量が大きくなりすぎ、試験体の変形状態が同じにならない。そのため、試験体 S6 の実験では、試験体の変形状態を試験体 S3 と合わせるため、鉛直アクチュエーターの制御を変位制御とし、試験体 S3 の実験で得られた鉛直変位の時刻歴波形を用いて加力した。

図 13 に試験体 S6 に対して実施したせん断ひずみ 200%、周期 4s、40 サイクル繰り返し加力実験から得られた水平力-水平変位関係を示す。図 13 には比較のため試験体 S3 の結果を縦軸を 4 倍にして示している。水平力-水平変位関係は試験体 S6 と S3 でほぼ同じ履歴形状を示した。試験体 S6、S3 の内部温度変化を図 14 に示す。鉛プラグの最大温度は試験体 S6 で 217.0°C 、試験体 S3 で 216.6°C となりほぼ同じ結果となった。また、試験体 S6 における内部鋼板端部における繰返し加力終了時の温度上昇量は 3°C 程度であった。試験体 S6 の内部鋼板端部温度は、試験体 S3 における鉛プラグ間中央部の内部鋼板温度を想定して計測したものであり、図 11 に示した試験体 S3 の FDM 解析結果と同様に、鉛プラグ中心部の温度上昇量に比べて十分に小さい値であった。内部鋼板端部温度は加力終了後 20 分経過時に最大温度となり、その温度上昇量は 12°C 程度であった。試験体 S6 の鉛プラグ温度は加力終了後 20 分経過時には 33°C に低下した。試験体 S6、S3 の加力サイクル当たりのエネルギー吸収量を比較して図 15 に示す。加力サイクル当たりのエネルギー吸収量は加力開始から加力終了までの全サイクルにおいて両者でほぼ同じ変化を示した。

Fig.12 Diagram showing the relationship between the specimens S6 and S3.

Fig.13 Comparison of experimental results of specimens S6 and S3 in force-displacement relationship.

Fig.14 Comparison of experimental results of specimens S6 and S3 in temperature change inside the specimens.

Fig.15 Comparison of experimental results of specimens S6 and S3 in dissipated energy per cycle.

鉛プラグ中心温度、および分割を考慮した水平力-水平変位関係、加力サイクル当たりのエネルギー吸収量の変化が試験体 S6 と S3 とではほぼ一致し、また、鉛プラグ間中央部の温度上昇量が鉛プラグの温度上昇量に比べて十分に小さいことから、鉛プラグ間の熱的相互作用はほとんど生じていないことを確認した。

以上から、本研究で検討した範囲では、マルチプラグ LRB においてもシングルプラグ LRB と同じ熱伝導方程式を用いた CFS 解法が適用可能と判断できる。すなわち、CFS 解法におけるマルチプラグ LRB の熱伝導解析は、図 12 に示した試験体 S3 と試験体 S6 の関係のように、高さ方向は同じとし、平面を鉛プラグ本数で分割した形状のモデルに対して実施すれば良いこととなる。鉛プラグ間距離による影響については付録に示す。

5.3 マルチプラグ LRB への二次元 FDM 熱解析モデルの適用

鉛プラグ間の熱的相互作用がほとんど生じていないことから、マルチプラグ LRB を鉛プラグ本数で分割し、さらに等価な丸型シングルプラグ LRB に置換することにより、マルチプラグ LRB の繰り返し加力によるエネルギー吸収性能の変化を二次元 FDM 熱解析モデルを用いて表現することの検討を行う。図 12 に示した、試験体 S3 を分割した試験体 S6 に対して、さらに図 16 に示すように鉛プラグせん断面積、ゴムせん断面積が等価になるように丸型シングルプラグ LRB (モデル R6) に置換する。

せん断ひずみ 200%、周期 4s、40 サイクル繰り返し加力における、試験体 S3 に対して実施した三次元 FDM 熱解析モデルによる解析結果と、モデル R6 に対して実施した二次元 FDM 熱解析モデルによる解析結果を比較して図 17 に示す。水平力-水平変位関係の履歴形状、加力サイクルごとのエネルギー吸収量の変化、鉛プラグ中心温度 (Ch.1) の時刻歴推移は両者でほぼ一致した。また、試験体 S3 の鉛プラグ間中心位置に相当する、モデル R6 の中心から 200mm の位置における内部ゴム (Ch.2)、内部鋼板 (Ch.3)、連結鋼板 (Ch.4) の温度は、試験体 S3 の鉛プラグ間中心位置のそれぞれの温度とほぼ一致した。このことから、モデル R6 において、試験体 S3 の鉛プラグ間中心位置に相当する試験体内部温度の上昇量が鉛プラグ中心温度の上昇量に対して十分に小さいことを確認することで、試験体 S3 の解析を行わなくてもモデル R6 の解析から鉛プラグ間の熱的相互作用がほとんど生じていないことを確認できる。

以上から、マルチプラグ LRB の熱力学連成挙動解析は本来なら三次元熱伝導解析モデルを用いる必要があるが、等価なシングルプラグ LRB に置換することにより二次元モデルが適用可能となり、より簡便に熱力学連成挙動解析を行うことが可能となる。

6. 実大マルチプラグ LRB に対する CFS 解法の適用性の検証

本章では、マルチプラグ LRB に対して CFS 解法を適用し、実験結果、および三次元モデルによる FDM 解法の結果と比較することにより、マルチプラグ LRB に対する CFS 解法の適用性を検証する。

6.1 CFS 解法と FDM 解法による解析結果の比較

試験体 S3 に対して実施した、せん断ひずみ 200%、周期 4s、40 サイクルの動的繰り返し実験について、CFS 解法、FDM 解法による解析結果を実験結果と比較して図 18、19 に示す。マルチプラグ LRB における CFS 解法では、図 12 に示したように、試験体の 4 分割モデルに対して解析を実施し、解析から得られた水平力を 4 倍することで解

The temperature confirmation locations by the analysis.
Ch.1: Lead core, Ch.2: Rubber, Ch.3: Shim plate, Ch.4: End plate

Fig.16 Diagram showing the relationship between the specimen S3, S6 and model R6.

Fig.17 Comparison of analysis results of R6 and S3.

Fig.18 Comparisons of CFS analysis and FDM analysis to experimental results of test specimen S3.

Fig.19 Comparisons of CFS analysis and FDM analysis to experimental results of test specimen S3.

析結果を得ている。水平力-水平変位関係は CFS 解法と FDM 解法とではほぼ一致し、実験結果とほぼ同じ履歴形状を示した。加力サイクルごとのエネルギー吸収量の変化は、両解法ともに実験結果とよく整合しており、加力初期に低下が大きく、後半では低下しにくくなる傾向をよく表現できている。CFS 解法、FDM 解法ともに鉛プラグ中心温度の最大到達温度が実験結果よりも高くなっているが、LRB 降伏応力度と鉛プラグ中心温度の関係については実験結果とよく整合している。

6.2 鉛プラグ径の異なる場合の CFS 解法の適用性

せん断ひずみ 200%、周期 4s の動的繰り返し実験について、ゴム層総厚さが同じ(160mm)で、鉛プラグ径を変化させた試験体 S1, S5 の解析結果を実験結果と比較して図 20 に示す。水平力-水平変位関係の解析結果は、実験結果とほぼ同じ履歴形状を示した。実験から得られた加力サイクルごとのエネルギー吸収量は、鉛プラグ径が太くなると加力初期はエネルギー吸収量が大きくなるが、繰り返し加力による低下量も大きくなっている。解析結果は実験結果とよく整合しており、鉛プラグ径が異なる場合においても繰り返し加力に伴うエネルギー吸収量の変化をよく表現できている。

Fig.20 Comparisons of analysis results with experimental results in cases when the lead core diameter is small or large.

6.3 ゴム層総厚さ異なる場合の CFS 解法の適用性

ゴム層総厚さが 200mm の試験体 S4 に対して実施したせん断ひずみ 200%、周期 4s の動的繰り返し実験について、解析結果を実験結

果と比較して図 21 に示す。ゴム層総厚さが厚くなると、変形量が大きくなるため加力サイクル当たりのエネルギー吸収量は S3 試験体の結果と比べて大きくなっている。解析結果はゴム層総厚さが異なる場合においても、実験結果をよく表現できている。

Fig.21 Comparisons of analysis results with experimental results in cases when the total rubber layer thickness is large.

6.4 加力周期が異なる場合の CFS 解法の適用性

試験体 S3 に対して実施したせん断ひずみ 200%、加力周期 125s, および 2s の解析結果を実験結果と比較して図 22 に示す。周期 4s の結果は図 18, 19 に示している。加力周期が長い場合、水平力-水平変位関係は加力サイクルが増えても大きな変化は見られず、エネルギー吸収量の変化も小さい。加力周期が短くなると加力初期のエネルギー吸収量が大きくなり、加力サイクルが増えるに従いエネルギー吸収量は低下している。解析結果は、CFS 解法、FDM 解法ともに、実験で確認された上記の現象をよく表現できている。

Fig.22 Comparison of analysis results with experimental results in cases when the vibration period is long or short.

6.5 セン断ひずみ量異なる場合のCFS 解法の適用性

試験体 S3 に対して実施した、せん断ひずみ 100%、加力周期 66.7s, 8s, 4s, 2s の解析結果を実験結果と比較して図 23 に示す。せん断ひずみ 100%の実験結果は、200%の結果に比べると、加力サイクル当たりのエネルギー吸収量が小さくなる。せん断ひずみ 100%においても、200%の結果と同様に加力周期が長いとエネルギー吸収量はほとんど変化せず、加力周期が短くなると加力初期のエネルギー吸収量が大きくなり、加力サイクルが増えるに従いエネルギー吸収量は低下している。解析結果は、せん断ひずみ 100%の実験結果に対して、CFS 解法、FDM 解法ともに、実験で確認された上記の現象をよく表現できている。

7. 結論

LRB の鉛プラグの分散配置がエネルギー吸収性能に与える効果について把握するため、実大サイズのマルチプラグ LRB、シングルプラグ LRB に対して動的繰り返し加力実験を実施した。また、分割試験体に対する実験、および解析検討から、マルチプラグ LRB への熱力学連成挙動解析の適用方法について検討し、以下の結論を得た。

- [1] 動的繰り返し加力実験を行うと、鉛プラグ温度は鉛プラグ径が太いほど温度上昇量は増大し、その結果エネルギー吸収性能は低下しやすくなる。マルチプラグ LRB はシングルプラグ LRB に対して鉛プラグのせん断抵抗面積を変えずに鉛プラグ径を小さくできるため、繰り返し加力に伴うエネルギー吸収性能の低下を抑制する効果がある。本論におけるせん断ひずみ 200%、周期 4s、40 サイクルの動的繰り返し実験では、鉛プラグ中心温度の上昇量は 70°C 程度抑制され、エネルギー吸収量の低下率は 17%程度の改善が見られた。
- [2] 三次元モデルを用いた FDM 解法(差分法)による、著者らの提案する LRB 降伏荷重評価式を組み込んだ熱力学連成挙動解析はマルチプラグ LRB の実験結果を精度よく表現できる。

[3] マルチプラグ LRB と分割試験体の実験、および三次元モデルを用いた FDM 解法による解析結果から、隣接する鉛プラグ間の熱的相互作用が十分に小さいことを確認した。その結果、マルチプラグ LRB に対して CFS 解法(定熱流束解析手法)が適用可能である。

[4] CFS 解法による、著者らの提案する LRB 降伏荷重評価式を組み込んだ熱力学連成挙動解析はマルチプラグ LRB の実験結果を精度よく表現できる。

[5] マルチプラグ LRB に対する二次元モデルを用いた FDM 解法による熱力学連成挙動解析手法について示した。マルチプラグ LRB を等価丸型モデルに置換して解析を行うことにより、二次元モデルによる解析においても、三次元モデルを用いた場合と同等の精度の結果を得られる。

[6] マルチプラグ LRB において、鉛プラグ間の熱的相互作用が十分に小さく、分割試験体と元の試験体の結果がほぼ一致することを実験的に確認した。このことから、試験機能力により動的繰り返し加力が困難な大きさの試験体に対しては、試験体を分割して実験を行うことにより、エネルギー吸収性能の変化を実験的に確認できる。

[7] ゴム層総厚さを変えた試験体に対する繰り返し加力実験の結果、加力サイクルごとの降伏応力度に違いは見られなかった。FDM 解法、CFS 解法による解析結果においても顕著な違いは見られなかったことから、積層ゴム外形とゴム層総厚さの比が 4~5.6 程度の、今回実験で確認した範囲であればエネルギー吸収性能に顕著な違いはない。

以上より、鉛プラグの分散配置は繰り返し加力を受ける LRB のエネルギー吸収性能の低下を抑制する効果があり、解析的に精度よく表現できることを示した。

角型マルチプラグ LRB は本来なら三次元熱伝導解析モデルによる熱・力学連成解析が必要であり、解析時間も長くなる。しかし、本研究における一連の検討により、1/4 に分割したモデルによる CFS 解法が適用可能であり、さらに等価丸型シングルプラグに置換し

Fig.23 Comparison of analysis results with experimental results in cases when the vibration period is long or short at 100% shear strain test.

た二次元 FDM 熱解析モデルが適用できることが明らかになった。これにより、繰り返し加力を受ける角型マルチプラグ LRB の熱・力学連成解析の大幅な効率化、簡略化が可能となる。

参考文献

- 1) Kondo, A. et al.: Heat-Mechanics Interaction Behavior of Laminated Rubber Bearings under Large and Cyclic Lateral Deformation (Part 10: Proposal of Relationship between Temperature and Shear Stress of Lead Plug), Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Structures-II, pp.399-400, 2008.9 (in Japanese)
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・力学的連成挙動に関する研究 (その 10), 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-II, pp.399-400, 2008.9
- 2) Ioannis V. Kalpakidis and Michael C. Constantinou: Effects of Heating on the Behavior of Lead-Rubber Bearings. I: Theory, JOURNAL OF STRUCTURAL ENGINEERING, pp.1440-1449, 2009.12
- 3) Kitamura, Y. et al.: A Hysteresis Model for Lead Rubber Bearings including Multi-Cyclic Characteristics Part 2: Hysteresis Model, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Structures-II, pp.387-388, 2012.9 (in Japanese)
北村佳久, 山本洋江, 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, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-II, pp.387-388, 2012.9
- 4) Muramatsu, A. et al.: Cyclic Loading Experiment on Lead Rubber Bearing with Large Diameter Lead Plug, AIJ Journal of Technology and Design, Vol.22, No.52, pp.987-992, 2016.10 (in Japanese)
村松晃次, 日比野浩, 猪野晋, 栗栖藍子, 小室務, 仲村崇仁, 和氣知貴: 大径鉛プラグ入り積層ゴム支承の繰返し載荷試験, 日本建築学会技術報告集, 第 22 巻 第 52 号, pp.987-992, 2016.10
- 5) Wake T. et al.: A New Evaluation Method for Yielding Force of Lead Rubber Bearings under Cyclic Loading, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.83, No.750, pp.1105-1115, 2018.8 (in Japanese)
和氣知貴, 菊地優, 石井建, 黒嶋洋平, 仲村崇仁: 繰返し加力を受ける鉛プラグ入り積層ゴム支承の降伏荷重評価法に関する研究, 日本建築学会構造系論文集 第 83 巻 第 750 号, pp.1105-1115, 2018.8
- 6) Wake T. et al.: Heat-Mechanics Interaction Analysis of Lead-Rubber Bearings using the Constant Flux Solution, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Structures-II, pp.1015-1016, 2018.9 (in Japanese)
和氣知貴, 菊地優, 石井建: 定熱流束解析手法を用いた鉛プラグ入り積層ゴム支承の熱力学連成挙動解析, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-II, pp.1015-1016, 2018.9
- 7) Osamu, K. et al.: Behavior of real scale Lead Rubber Bearing shaking test under the real scale earthquake response, 13th Asia Pacific Vibration Conference 22-25, 2009.11
- 8) Kondo, A. et al.: Study on Multi-cyclic Modeling of Devices and Response Evaluation for Seismic Isolation against Long Period Earthquake Motions Part1: Lead-Plugged Rubber Bearing, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Structures-II, pp.375-376, 2012.9(in Japanese)
近藤明洋, 竹中康雄, 高山峯夫, 古橋剛, 菊地優, 飯場正紀: 長周期地震動に対する免震部材のモデル化と免震建築物の応答評価その 1: 鉛プラグ入り積層ゴムの地震応答解析, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-II, pp.375-376, 2012.9

付録 鉛プラグ間の熱的相互作用と鉛プラグ間距離に関する考察

マルチプラグ LRB における鉛プラグ間の熱的相互作用に与える鉛プラグ表面間距離の影響を確認するため、鉛プラグ間距離を意図的に短くした試験体 S1' を製作し、せん断ひずみ 200%, 周期 4s の繰返し加力実験を実施した。試験体 S1' は外形、鉛プラグ径は試験体 S1 と

同じだが、鉛プラグ間距離を試験体 S1 の半分の 200mm としており、鉛プラグ表面間距離は 120mm である。試験体 S1' の概要と水平力-水平変位関係の実験結果を図 a1 に示し、エネルギー吸収量、内部温度の変化を試験体 S1 と比較して図 a2 に示す。水平力-水平変位関係の実験結果は試験体 S1' と S1 (図 20) とでほぼ一致している。試験体 S1' の鉛プラグ間中央ゴム温度は試験体 S1 に比べて 20°C 程度上昇が大きい結果となったが、加力サイクルごとのエネルギー吸収量にはほとんど影響が見られない。次に、市場に流通している外形 800mm のマルチプラグ LRB において鉛径が最も太い試験体 S3 に対する FDM 解析から得られた、高さ方向中央における鉛プラグ間温度分布を加力サイクルごとに図 a3 に示す。加力終了時における温度上昇は鉛プラグ中心部で大きく、半径方向に小さくなり、鉛プラグ表面から 60mm の位置では約 13°C, 100mm の位置では約 2°C, 鉛プラグ間中央の 150mm の位置ではほとんど生じなかった。市場に流通しているマルチプラグ LRB のうち、鉛プラグ表面間距離は最も短い場合でも 245mm あり、実用上鉛プラグ間距離の影響を考慮する必要は無い。

Fig.a1 A test specimen (S1') to confirm the influence of gathered lead-core configurations and experimental result.

Fig.a2 Comparisons of the experimental results of S1' and S1.

Fig.a3 Change of temperature distribution between lead cores with each cycle obtained from FDM analysis.

IMPROVED THERMO-DYNAMIC BEHAVIOR OF LEAD-RUBBER ISOLATION BEARINGS DUE TO DISTRIBUTED LEAD-CORE CONFIGURATIONS

Tomotaka WAKE^{*1}, *Ken ISHII*^{*2} and *Masaru KIKUCHI*^{*3}

^{*1} Development Dept., Damping and Isolation Division, Oiles Corporation, M.Eng.

^{*2} Assist. Prof., Faculty of Engineering, Hokkaido University, Dr.Eng.

^{*3} Prof., Faculty of Engineering, Hokkaido University, Dr.Eng.

It has been shown that if a lead-rubber isolation bearing (LRB) repeatedly undergoes large deformation due to long periodic characteristics and a long-period earthquake accompanied by strong ground vibration, the lead core generates heat and the energy absorption performance of the LRB decreases.

There are two types of LRB: a single-core LRB with one lead core and a multi-core LRB with two or more lead cores distributed. The multi-core LRB can increase the surface area of the lead core without changing the total shear area of the lead core as compared with the single-core LRB. In other words, the heat dissipation characteristics of the lead core can be improved without changing its basic shear resistance.

To clarify the effectiveness of the distributed lead-core configurations of LRB on energy absorption during an earthquake, dynamic and cyclic loading experiments were conducted on actual-size multi-core LRB and single-core LRB of various shapes (Fig. 1).

The results of experiments showed that the energy absorption performance tends to decrease with larger diameter of the lead core, and that the multi-core LRB effectively restrains such decline of performance (Figs. 2, 3). It was also confirmed that the total thickness of the rubber layer has little influence on the energy absorption (Fig. 4, 5).

To conduct a heat-mechanics interaction analysis of the multi-core LRB, it is usually necessary to use a three-dimensional model, but this method requires much effort for creating a model and the computation time is long. Therefore, in this research, we propose a simple analysis method for multi-core LRB and show that the thermal interaction between lead cores is small. We confirmed the thermal interaction between the lead cores of the multi-core LRB by cyclic loading tests and also conducted an experiment on a specimen divided by the number of lead cores. (Fig. 12).

As a result, the rise in temperature inside the specimen located at the center between the lead cores of the multi-core LRB was slight, and the results of the experiments on the divided test specimens matched those of the specimen before being divided (Fig. 13 to 15). Since thermal interaction between lead cores hardly occurs in the multi-core LRB, it is considered that the Constant Flux Solution (CFS), which calculates by simplifying the heat dissipation path from the lead core, can be applied to heat-mechanics interaction analysis of the multi-core LRB. Furthermore, by replacing the divided specimen with an equivalent round model, the two-dimensional Finite Difference Method (FDM) model can be applied to the multi-core LRB (Figs. 16, 17).

From the above, CFS analysis and FDM analysis using the evaluation formulae (Equations (1) - (3)) proposed by the authors for the yield stress of the lead core were performed on the multi-core LRB. As a result, we confirmed that both analytical methods accurately predict the experimental results of the multi-core LRB (Figs. 18 to 23).

Based on the above, we clarified that the reduction of energy absorption due to repeated deformation of the LRB for a long time can be improved by the distributed lead-core configurations.

(2019年1月30日原稿受理, 2019年6月12日採用決定)