繰返し加力による発熱を考慮した鉛プラグ入り積層ゴムの応答性状(その2) :
熱・力学連成解析における放熱影響のモデル化BEHAVIOR OF LEAD RUBBER BEARING BY HEAT ACCOMPANY MULTI-CYCLIC LOADING
(PART 2): MODELING OF HEAT RADIATION EFFECT FOR ANALYSIS
OF HEATING INTERACTION BEHAVIOR湯川 正貴^{*1}, 稲葉 学^{*1}, 竹内 義高^{*1},
古橋 剛^{*2}, 森 隆浩^{*3}, 内藤 伸幸^{*4}Masaki YUKAWA, Satoru INABA, Yoshitaka TAKEUCHI,
Takeshi FURUHASHI, Takahiro MORI and Nobuyuki NAITO

An analysis method of Lead Rubber Bearing (LRB) considering the lead plug behavior during a seismic response has been studied in the authors' past studies, yet there is some extent of inaccuracy. Authors assumed that the inaccuracy is mainly caused by an improper modeling of a contact condition between the laminated rubber and the lead plug in LRB. To confirm the assumption, thermal property evaluation tests of the rubber materials used for LRB was conducted and the test results are used for FEM analyses of LRB considering a more precise contact condition between the laminated rubber and the lead plug.

Keywords : Lead Rubber Bearing, Analysis Method of Heating interaction Behavior, Multi-cyclic Loading Test, Thermal Property Evaluation Test, Contact Analysis

鉛プラグ入り積層ゴム, 熱・力学連成解析, 繰返し加力試験, 熱物性値評価試験, 接触解析

1. はじめに

繰返し加力を受ける鉛プラグ入り積層ゴム(以下、LRB と称する)は、エネルギー吸収に伴う鉛プラグの発熱によって減衰性能が低下する現象が報告されており、これまで、様々な装置仕様や加力条件を用いた実験の検討^{1),2)}や近藤らによって提案された熱・力学連成を考慮した手法³⁾に基づく数値解析の検討^{4),5)}が行われている。一方、LRB メーカーから熱・力学連成解析を必要としない簡易評価法が提案されている^{6),7)}が、本手法は吸収エネルギー量から減衰性能の低下を評価しており、放熱特性については装置径による影響が考慮されているものの、継続時間による温度変化を考慮できないため、減衰性能の低下を安全側に評価しており、免震層の応答変位を過大評価する可能性がある。

著者らも前報⁸⁾にて、φ500mm の LRB を対象とした繰返し加力試験を実施し、鉛プラグの発熱と力学特性の変化について考察した。また、有限要素法(以下、FEM と称する)を用いた熱・力学連成解析プログラムを開発するとともに、装置内部の温度分布から熱エネルギーを評価し、鉛プラグの吸収エネルギーとの比較から、動的加力(正弦波、観測位相波)時における試験結果を適切に再現できる解析モデルを構築している。しかし、前報に示した解析モデルは、加力終了後及び放熱影響が顕著な静的加力時における装置内部の温

度分布を十分に再現しておらず、放熱影響のモデル化に課題が残った。放熱影響を適切にモデル化できない場合、長時間地震動による多数回の繰返し加力など放熱影響が比較的大きい場合において、減衰性能の低下を過小評価する可能性が考えられる。

前報に示した解析モデルで放熱影響が適切に評価できない原因について、著者らは次の二点が関係していると予想した。一点目は、免震装置内部ゴムの熱物性値の設定に関する問題である。前報の解析では、文献⁹⁾に記載されている硬質天然ゴムの物性値を使用した、試験体で使用しているゴム種の物性値と乖離している可能性が考えられる。二点目は、鉛プラグと内部ゴム及び中間鋼板(以下、積層部と称する)における接触状態を完全接触としてモデル化している点である。文献^{1),2)}など既往の応力解析や熱・力学連成解析では一般に節点共有としてモデル化されており、水平加力を受ける鉛プラグー積層部境界(以下、鉛プラグ境界部と称する)の接触状態に関する議論はほとんど行われていない。

そこで、本報では、放熱影響を適切に再現することで、減衰性能の低下をより精緻に評価できる熱・力学連成解析を実施するため、内部ゴムの熱物性値評価試験を実施し、解析に用いる物性値の妥当性を確認するとともに、繰返し加力試験で得られた装置内部の温度分布に対応した熱物性値の温度依存性を確認する。次に、繰返し加

^{*1} 大林組原子力本部 工修

^{*2} 日本大学理工学部建築学科 教授・博士(工学)

^{*3} ブリヂストン免震開発部 博士(理学)

^{*4} アーク情報システム数理解析部 博士(工学)

Obayashi Corporation, Nuclear Facilities Division, M.Eng.

Prof., College of Science and Technology, Nihon University, Dr.Eng.

Bridgestone Corporation, Seismic Isolation and Vibration Control Products Development Dept., Dr.Sci.

Ark Information Systems INC., Mathematical Analysis Division, Dr.Eng.

力試験で使用した LRB を対象に接触解析を実施し、せん断ひずみ 100%のサイクル加力時における鉛プラグ境界部の接触状態を確認する。更に、接触状態のせん断ひずみ依存性を考慮した非線形熱伝導解析プログラムを開発し、熱・力学連成を考慮した繰返し加力試験の再現解析を行う。

2. 熱物性評価試験

2.1 試験方法

熱・力学連成解析モデルに使用する熱物性値を確認するため、前報と同種 (G4) の内部ゴムを使用した熱物性値評価試験を実施する。なお、試験で使用するゴムシートを用いた材料試験結果から、せん断弾性係数が前報設計値 (0.392N/mm²) と同程度であることを確認している (Table1)。測定対象の熱物性値は、熱伝導解析モデルの入力値である熱伝導率、比熱容量、及び密度の 3 種類とし、試験方法¹⁰⁾を Table2 に、熱伝導率の測定に使用する試験片を Fig.1 に示す。

熱物性値の温度依存性が熱・力学連成解析に与える影響を確認するため、熱伝導率及び比熱容量の測定温度は、30℃、50℃及び 80℃の 3 水準とした。測定温度は、鉛プラグ中心温度が 300℃付近まで上昇した前報 Test2-5 (最大せん断ひずみ 250%、面圧 1.0N/mm²～11.0N/mm² 水平上下同時入力の正弦波繰返し加力 (面圧は圧縮側を負とする)、最大水平加力速度 74.6cm/s) (以下、Test○-○は前報試験ケースを示す) における内部ゴム内周部の最大温度が 50℃程度であったことから、50℃を中間値として設定した。なお、密度の測定には水中置換法を用いており、測定温度は 22℃のみである。

Table1 Result of shear modulus test of rubber

	Test Piece			Ave.
	1	2	3	
Shear modulus (N/mm ²)	0.415	0.400	0.410	0.408

Table2 Measuring method of thermal property value

Measurement item	Measuring method
Thermal conductivity	Heat flow meter apparatus
Specific heat capacity	Differential Scanning Calorimeter
Density	Underwater substitution method

Fig.1 Test piece of thermal conductivity

2.2 試験結果

熱物性評価試験結果を Table3 に示す。また、Table3 には前報の熱・力学連成解析で使用した物性値を併記している。各試験とも 3 枚の試験片を用いて測定を行い、測定結果の平均値で熱物性値を算出している。熱伝導率は測定温度に係らず殆ど同じとなっており、温度依存性は確認できない。一方、比熱容量は、30℃から 80℃の温度上昇により 14%程度増加している。なお、内部ゴムの線膨張率は約 $77 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ ¹¹⁾であり、免震装置の熱環境 (メーカーが設定する温

度ばらつき¹²⁾と前報試験結果から、0℃～50℃程度を想定) において殆ど体積変化が生じないことから、密度の温度依存性は殆ど無いと考えられる。そこで、30℃及び 80℃の比熱容量を入力した解析モデルを作成して、Test1-3 (最大せん断ひずみ 100%の正弦波繰返し加力、最大加力速度 20.5cm/s) の加力条件を用いた熱・力学連成解析を実施し、鉛プラグ中央部の温度変化と累積吸収エネルギー量を比較した (Fig.2)。解析モデルは、後述の Fig.17 及び Fig.18 と同じである。比較結果から、温度分布、累積吸収エネルギー量ともに概ね一致しており、熱・力学連成解析を行う上で、比熱容量の温度依存性を考慮する必要がないことが分かった。上記の結果から、内部ゴムの熱物性値は温度依存性を考慮する必要が無いため、本報では測定温度 30℃の試験結果を用いて熱・力学連成解析を実施することとする。

Table3 Result of thermal property test of rubber

	Test temp. (°C)	Test Piece			Ave.	Pre-report
		1	2	3		
Thermal conductivity (W/(m·K))	30	0.208	0.206	0.208	0.207	0.15
	50	0.205	0.202	0.204	0.204	
	80	0.201	0.198	0.200	0.200	
Specific heat capacity (J/(g·K))	30	1.63	1.66	1.67	1.65	1.90
	50	1.75	1.79	1.81	1.78	
	80	1.85	1.89	1.91	1.88	
Density(t/m ³)	—	1.09	1.09	1.09	1.09	1.04

Fig.2 Comparison of thermal property 30℃ and 80℃

次に、中間鋼板の熱物性値をレーザーフラッシュ法から算出する。試験結果は 25mm×25mm の試験片 2 枚の平均値として算出する。文献 9)から、免震装置の熱環境において温度依存性が殆ど無い (熱伝導率と比熱で 3%程度) と考えられるため、測定温度は内部ゴムでの採用値である 30℃とした。試験結果を Table4 に示す。Table4 には前報の熱・力学連成解析で使用した物性値を併記している。

ここで、Table3 および Table4 より、試験結果と文献 9)から引用した前報物性値で差異が見られる。熱物性値の差異が解析結果に与える影響を確認するため、本報の熱物性値を用いた解析結果と前報に示す解析結果との比較を行う。鉛プラグ中央部の温度変化を Fig.3 に、累積吸収エネルギー量を Fig.4 に示す。なお、加力条件は Test1-1 (最大せん断ひずみ 100%の正弦波繰返し加力、最大加力速度 1.5cm/s) 及び Test1-3 とし、鉛プラグや断熱材の熱物性値は前報と同じとする。

Fig.3 より、前報と比較して本報の解析結果では、鉛プラグ中央部の温度をやや低めに評価している。これは、鋼板の熱伝導率が 24%小さく評価されるが、内部ゴムの熱伝導率が 38%大きく評価されていることから、積層部への放熱量が増加したことが原因であると考えられる。また、加力後の温度低下については、どちらの解析結果

も試験結果を適切に再現できていない。一方、Fig.4 では、熱物性値を変更しても解析結果の累積吸収エネルギー量は殆ど同じになることが確認できる。また、試験結果を適切に再現できていることから、熱物性値の差異が力学特性に与える影響は僅少であると考えられる。そこで、本報の熱・力学連成解析では、免震装置に使用されている材料から算出した試験結果の熱物性値を採用することとする。

上記の熱物性値評価試験結果から、内部ゴムの熱物性値を明らかにしたもの、放熱影響を適切に再現することはできなかった。しかし、内部ゴムの熱物性値は温度依存性を考慮する必要がなく、また、LRB の力学特性は熱物性値の変化による感度が低いことが分かった。よって、放熱影響が小さい場合、内部ゴムの熱物性値を実測により評価せずに熱・力学連成解析を実施している既往研究についても、妥当な評価結果が得られているものと考えられる。

Table4 Result of thermal property test of inner steel plate

	Test temp. (°C)	Test Piece		Ave.	Pre-report
		1	2		
Thermal conductivity (W/(m・K))	30	65.3	64.3	64.8	80.3
Specific heat capacity (J/(g・K))	30	0.451	0.467	0.459	0.442
Density(t/m ³)	30	7.87	7.87	7.87	7.85

Fig.3 Time history of temperature at center of lead plug

Fig.4 Time history of cumulative absorbed energy

2.3 繰返し加力による熱物性値の変化

熱物性値評価試験結果から、熱・力学連成解析において熱物性値の温度依存性を考慮する必要が無いことを示した。ここでは、LRB の熱物性値が繰返し加力により変化するか確認するため、入力条件が異なる繰返し加力を受けた LRB の放熱特性を比較する。

同じ試験体を対象に実施した Test1-1～Test1-11(基本特性試験及び熱電対が破損した Test1-10 を除く。)における繰返し加力終了直後の温度変化を抽出し、各試験ケースにおける加力終了直後の温度が Test1-7 (最大せん断ひずみ 150%の正弦波繰返し加力、最大加力速度 20.5cm/s) の温度と一致する時間からプロットを開始することで、各試験ケースの温度変化を比較した結果を Fig.5 に示す。

Fig.5 から、熱電対の拔出し量による若干の差異は見られるものの、各試験ケースの温度変化は殆ど一致しており、繰返し加力による熱物性値の変化は確認できない。また、放熱特性が一致していることから、加力終了後における鉛プラグと内部ゴムの境界部は、加力条件に依らず同じ接触状態になるものと考えられる。

Fig.5 Temperature transition after the end of cyclic-loading test

3. 鉛プラグの接触解析

3.1 解析モデル

LRB の放熱影響を再現する際、鉛プラグで発生した熱の逸散経路である鉛プラグ境界部の接触状態を確認することは非常に重要である。しかし、加力中の鉛プラグ境界部を直接観察することは困難であるため、ここでは前報試験体 (φ500) の上下連結鋼板間を対象とした非線形 FEM モデルを作成し、直接拘束法を用いた接触解析を実施する。FEM モデルは、対称性を考慮した 1/2 モデルとし、鉛プラグ、内部ゴム及び中間鋼板をモデル化する。なお、鉛プラグ境界部のゴム膜と装置外周部の被覆ゴムは、アスペクト比が大きく、解析精度が低下することから、本解析では積層部と一体化して変形するものとしてモデル化していない。境界条件は、モデル下面に変位拘束、モデル上面に水平・上下 2 自由度のタイニングを設定した。鉛プラグと積層部の接触面における摩擦係数は、熱・力学連成解析において試験結果の再現性が高い接触状態が得られる 0.5 を採用した。高さ方向のメッシュ分割は、中間鋼板を 1 分割、せん断変形量が多い内部ゴムを 2 分割とし、鉛プラグは積層部から更に 2 分割している。また、本解析では、内部ゴムより鉛プラグの方が柔軟に変形すると仮定し、積層部をマスター、鉛プラグをスレーブとして設定した。解析モデルに使用する物性値¹³⁾を Table5 に、解析モデルの外観を Fig.6 に示す。

Table5 Physical property value for contact analysis

Physical property	Lead plug	Inner steel
Young's modulus (N/mm ²)	1000	205000
Poisson's ratio	0.499	0.3
Yield stress (N/mm ²)	15	—

Fig.6 FEM model for contact analysis

ゴム材料は式(1)に示す超弾性モデル¹⁴⁾を使用し、ゴムの材料定数は設計値の履歴曲線に合わせて調整 ($\alpha = 0.2\text{N/mm}^2$ 、 $\kappa = 1440\text{N/mm}^2$) している。鉛プラグは完全弾塑性モデルを使用し、鉛プラグの材料非線形性を考慮する。なお、鉛プラグの塑性判定には Mises 降伏条件を用いる。

$$W = \alpha(\bar{I}_1 - 3) + \frac{9}{2}\kappa(I_3^{1/6} - 1)^2 \quad (1)$$

W : ひずみエネルギー密度関数、 $\bar{I}_1$: 偏差ひずみの第1不変量
 I_3 : ひずみの第3不変量、 α : セン断弾性率に比例する材料定数
 κ : 体積弾性率を表す材料定数

3.2 解析結果

本解析では、前報の試験条件に合わせて、 -5N/mm^2 の一定面圧下で、セン断ひずみ100%のサイクル加力を実施した。FEMモデルを用いた解析結果と設計値及び試験結果の履歴曲線を Fig.7 で比較する。なお、試験結果は、試験体1の標準特性試験結果から3サイクル目の履歴を抽出して作成している。Fig.7 (a)より、3/4サイクル(負加力)を超えた時点で不安定となり、以降の履歴曲線が得られていないが、解析結果が得られた3/4サイクル以前の履歴曲線は、設計値及び試験結果の履歴曲線と概ね一致している。また、Fig.7 (b)より、面圧-鉛直ひずみ関係は設計値を概ね再現できている。よって、本解析モデルの妥当性を確認することができる。

Fig.7 Comparison of hysteresis curve

(1) 接触状態

セン断ひずみ量に応じた鉛プラグ境界部の接触状態を確認するため、セン断ひずみ0%~100%における鉛プラグ境界部の切断断面を Fig.8 に、セン断ひずみ100%時における加力45°方向及び加力直交方向の断面図を Fig.9 に、セン断ひずみと鉛プラグの接触面積比の相関関係を Fig.10 に示す。接触面積比は、接触状態にある鉛プラグの節点数を鉛プラグ外周部の総節点数で除して算出している。Fig.10 より、正加力時は処女載荷となるため加力開始時点で接触面積比が1.0となっており、加力時と除荷時のひずみ依存性が異なる。一方、負加力時は加力時と除荷時のいずれもセン断ひずみの増加に伴い接触面積比が低下する傾向が確認できる。本報では繰り返し加力時の接触状態としては負加力時の接触面積比を用いる方が妥当であると判断し、2/4サイクル以降の接触状態に着目した検討を行う。

Fig.8 より、原点付近(セン断ひずみ0%)であっても非接触部が発生することが確認できる。また、非接触部は主として、セン断変形角が不連続となる内部ゴムと中間鋼板の境界部で発生する傾向が見られる。また、Fig.9 より、非接触部は加力方向以外にも発生して

おり、加力直交方向では主として内部ゴムと中間鋼板の境界部で発生する傾向は加力方向と同じであるものの、非接触部の発生位置や形状が異なることが確認できる。しかし、加力45°方向では加力方向と概ね同様の接触状態となっていることから、加力方向の接触状態が支配的であると考えられる。次に、Fig.10 より、セン断ひずみが0%~50%程度まで接触面積比は概ね一定となるが、50%を超えると接触面積比が低下し、最大変形時には0.6程度になることが確認できる。なお、Fig.8 (a)で示した通り、原点付近(セン断ひずみ0%)でも非接触部が発生しており、接触面積比は0.8程度であった。接触面積比が低下するセン断ひずみ50%~100%時の断面図(Fig.8(c)~(e))を確認すると、非接触部は主としてセン断変形角が不連続となる内部ゴムと中間鋼板の境界部で発生しており、セン断ひずみの増大に伴い接触面積の減少傾向が確認できる。また、接触面積比が一定となるセン断ひずみ0%~50%時の断面図(Fig.8(a)~(c))においても、セン断ひずみ50%~100%時と同じく内部ゴムと中間鋼板の境界部に非接触部が発生している。これは、セン断ひずみが大きい範囲で生じた非接触部の影響により、同じ箇所で残留ひずみ生じたことが原因と考える。一方、セン断ひずみ0%~50%時において、ひずみの増大に伴う接触面積の低下が顕著では無いことが確認できる。以上の検討結果より、加力方向の接触状態からセン断ひずみ-鉛プラグの接触面積比の相関関係を推定できると考えられる。そこで、熱・力学連成解析において接触状態をモデル化する際は、加力方向の接触状態を対象として検討を行い、補正値を乗じることで円周方向の接触状態を考慮することとした。本モデル化手法の詳細は4.1節にて示す。

(2) 力学特性

これまで、天然ゴム系積層ゴム(以下、RBと称する)などの中空部が小さい免震装置では、中空部を跨いだ圧縮ストラットを形成するため大変形時の性状が比較的安定するが、中空部が大きい場合は水平剛性の低下が大きく、鉛直沈み込み量も増加し、変形能力や水平履歴特性の安定性に影響を与えることが指摘されている¹⁵⁾。LRBでは中空部に鉛プラグを挿入することで上記に示す応答履歴の不安定化を防止できる可能性は指摘されているが、既往研究では鉛プラグ境界部を節点共有としてモデル化することが殆ど¹³⁾であり、鉛プラグの非線形性を考慮した接触解析によって装置内部の応力分布やプラグへの応力伝達を確認した例は見当たらない。そこで、本報では、3.1節で作成したFEMモデル(Model-LRB)から、積層部のみを抽出したモデル(Model-Plug Remove)を作成し、接触解析の妥当性とLRB内部の応力分布を確認する。最大変形時(セン断ひずみ100%、3/4サイクル)におけるModel-LRBとModel-Plug RemoveのMises応力コンターを Fig.11 に示す。なお、形状は変形量を示している。

Fig.11 に示すModel-Plug Removeでは、中空部を挟んで細い2つの圧縮ストラットが形成されており、セン断ひずみの増大に伴い装置全体が一体化して荷重を負担できなくなることが予想されることから、これまでの知見と整合した解析結果が得られている。なお、本試験体は太径プラグを使用しているため、装置内部における応力分布のばらつきが特に大きく示されている。一方、鉛プラグを挿入したModel-LRBでは、鉛プラグと積層部を跨いだ圧縮ストラットが形成されており、接触解析の妥当性を確認するとともに、各部が

接触することでプラグ内に応力伝達が生じて荷重を負担できることが分かった。しかし、鉛プラグは完全弾塑性モデルであり、降伏後は一定荷重しか支持できないことから、積層部の応力負担が大きいたことが確認できる。また、鉛プラグ境界部の接触状態が一定でないため、積層部の応力分布が不均一となっており、これらの影響からRBと比較して大変形時の応答性状が悪化するものと考えられる。

次に、鉛プラグのせん断応力度分布と変形形状から、水平加力を受ける鉛プラグの発熱特性を確認するため、Model-LRBの鉛プラグ部におけるせん断応力コンター図をFig.12に示す。Fig.12から、鉛プラグのせん断応力度は高さ方向に概ね均一であり、中間鋼板による拘束は殆ど見られず、プラグ全体が塑性化していることが確認できる。また、プラグの変形形状は、一様なせん断変形形状にはならないものの、非接触域が生じることで内部ゴムと中間鋼板の変形を完全に追従せず、各部における変形量の差が僅少となるものと考え

えられる。よって、熱・力学連成解析において、鉛プラグの発熱範囲は上下連結鋼板間全体とし、発熱量は当該範囲に対して均一に与えて解析を行うことが適当と考えられる。なお、本考察は前報の熱エネルギーから評価した発熱特性と一致する。

上記より、本解析結果から、LRB内部の応力分布を明らかにすることで、鉛プラグの発熱特性について考察した。なお、本知見は限られた解析条件に関するものであり、更なる検討が必要である。

4. 鉛プラグの接触状態を考慮した熱・力学連成解析

3章で示した接触解析結果から、せん断ひずみ量に応じて接触状態が変化することを確認した。ここでは、鉛プラグの接触状態を熱・力学連成解析に適用するための手法を示すとともに、繰り返し加力試験の再現解析結果から本手法の妥当性を確認する。

Fig.8 Analysis result of contact condition and mises stress contour at upper lead plug in loading direction (At 2/4 to 3/4 cycle)

Fig.9 Analysis result of contact condition and mises stress contour at upper lead plug in loading orthogonal direction and 45 degrees of loading direction (At 3/4 cycle)

Fig.10 Contact area ratio relationship with shear strain

Fig.11 Analysis result of Mises stress contour (At 3/4 cycle)

Fig.12 Analysis result of shear stress contour of lead plug (At 3/4 cycle)

4.1 接触状態のモデル化手法

本報では、非接触部は空気層相当の熱伝導抵抗を有しており、接触部と比較して熱伝導抵抗が非常に大きいと考え、Fig.10 に示す近似折れ線の接触面積比を装置の半径方向における伝導伝熱の比率に置換することで接触状態を模擬した解析モデルの作成を試みた。そこで、せん断ひずみ量に応じた伝導伝熱の比率を積層部の熱伝導率に乗じることで、接触状態を考慮した等価な熱伝導率を算出している。

しかし、接触面積比は接触している節点数から評価しているのに対して、内部ゴムと中間鋼板は総節点数が異なっているため、Fig.10 に示す比率のまま各部の熱伝導率に乗じることは適当でない。ここで、Fig.8 で示した加力方向の断面図から、代表的な非接触状態を Fig.13 に示す 2 種類に設定した。Fig.13 は、いずれも内部ゴムと中間鋼板の境界面に非接触範囲を設定し、内部ゴム及び中間鋼板の共有節点のみ非接触となる場合 (Type A) と内部ゴム及び中間鋼板ともに 2 節点以上が非接触となる場合 (Type B) で分類している。なお、内部ゴムのみ共有節点以外も非接触となる場合については、ゴムの熱伝導率が鋼板と比較して僅少であり、放熱作用が顕著な中間鋼板の接触状態が Type A に近いことから、本検討では Type A に分類している。

次に、Fig.10 に示す接触面積比とせん断ひずみの関係から、せん断ひずみに関わらず接触面積比が一定となる範囲 (接触状態 A) とせん断ひずみに応じて接触面積比が低下する範囲 (接触状態 B) の 2 種類に分類できることに着目し、Fig.8 にて各接触状態における非接触分類を確認したところ、接触状態 A では Type A、接触状態 B では Type B が支配的になることが確認できる。接触状態 A と接触状態 B の境界は、両方の非接触分類を含んだ断面を有し、かつ、接触面積比の低下開始点付近であるせん断ひずみ 50% とする (Fig.10)。なお、最下端の内部ゴム節点は全体の 2.5% と僅少であるため、接触状態 A、B ともに内部ゴムと中間鋼板が 1 対で存在するものとして検討を行う。

Fig.13 Classification of contact type

上記の検討から、ひずみ量に応じた接触状態を定義した。次に、接触状態を踏まえた熱物性値の設定方法について示す。

接触状態 A では、内部ゴムと中間鋼板の共有節点のみ非接触となる (Type A) ことから、Fig.13 にて各部が接触している面積比に円周方向の補正値 ε_A を乗じて係数 α を算出する (Fig.14(a))。接触状態 A はせん断ひずみに依らず一定値であるため、熱伝導率に係数 α を乗じて接触状態をモデル化する。

接触状態 B では、せん断ひずみに応じて接触面積が異なるため、せん断ひずみ $\gamma=100\%$ の接触状態を仮定し、各ひずみレベルの接触面積比 ξ_γ との比率から接触状態をモデル化する。まず、せん断

ひずみ 100% の接触状態は、内部ゴムと中間鋼板の共有節点と内部ゴム及び中間鋼板位置の各 1 節点が非接触となる (Type B) ことから、各材料において接触している節点の支配面積比に円周方向の補正値 ε_B を乗じて係数 β を算出する (Fig.14(b))。次に、せん断ひずみ 100% 時の接触面積比 ξ_{100} と各ひずみレベルの接触面積比 ξ_γ との比率 ($\beta \times \xi_\gamma / \xi_{100}$) を熱伝導率に乗じることで、ひずみ依存性を考慮した接触状態をモデル化する。ここで、接触状態 B ではせん断ひずみが大きいため、Fig.8 にて鉛プラグと内部ゴムの節点同士が接触しないケースが見られることから、係数 β を算出する際、節点の支配面積比を使用している。なお、内部ゴムは α 、 β と同じ係数であり、鉛プラグの変形に追従して同様な接触状態が維持されることが考えられるため、せん断ひずみに関わらず一定値とした。上記の手法で算出した係数 α 、 β の一覧表を Table6 に、係数 α 、 β の算出方法を Fig.14 に、各材料の熱伝導率に乗じる係数のせん断ひずみ依存性を Fig.15 に示す。また、本節で示した鉛プラグの接触状態を熱・力学連成解析に適用するため

Table6 Correction factor of contact area ratio

	Laminated rubber sheet	Inner steel plate	contact area ratio
α	0.75	0.50	0.83
β	0.75	0.30	0.60

Fig.14 Calculation method of correction factors

Fig.15 Correction factor of thermal conductivity relationship with shear strain at rubber sheet and steel plate

Fig.16 Flowchart for applying contact condition of lead plug to analysis of heating interaction behavior

4.2 接触状態を考慮した再現解析

前報を含む既往研究において、力学モデルは非線形解析、熱伝導解析は線形解析が使用されている。ここでは、4.1 節で示した接触状態を考慮するため、せん断ひずみに応じて熱伝導率を変化 (Fig.15) させる非線形熱伝導解析プログラムを開発した。本プログラムでは、増分法を用いて非線形解を算出している¹⁶⁾。非線形熱伝導方程式を式(2)に示す。

$$[K^*]_i \{\Delta T\}_i^{t+dt} = \{F\}^{t+dt} + \frac{1}{dt} [M] \{T\}^t - \{E\}_i^t - \frac{1}{dt} [M] \{T\}^{t-dt} \quad (2)$$

$$[K^*]_i = \frac{1}{dt} [M] + [K_Y]_i^t \quad (3)$$

t : 解析時間、 $\{T\}$: 節点温度

$\{\Delta T\}$: 各積分ステップの節点温度増分

$\{F\}$: 温度荷重、 $[M]$: 比熱容量マトリクス

$[K_Y]$: せん断ひずみ依存型熱伝導係数マトリクス

$\{E\}_i^t$: 内部発熱、境界条件によるベクトル及び熱伝導係数の非線形性による残差力

次に、本プログラムを用いて、Test1-1 (静的加力) 及び Test1-3 (動的加力) を対象とした熱・力学連成解析を実施する。応答解析用モデルを Fig.17 に、熱伝導解析用モデルを Fig.18 に、温度-降伏応力度関係式を Fig.19 に示す。Test1-1 では、温度-降伏応力度関係式は試験結果の近似直線である式(4)を使用し、装置内部の初期温度は試験結果に併せて 17℃に、外気温を 18℃に設定した。また、Test1-3 では、温度-降伏応力度関係式は前報にて試験結果と良く一致していることを確認している既往の提案式³⁾ (式(5))を使用し、装置内部の初期温度及び外気温は試験結果に併せて 20℃に設定した。熱物性値は 2 章に示す試験結果を使用し、装置内部の温度評価地点は熱電対の抜き出し量 (抜け出し量は前報 Fig.4 に示す) に併せて節点温度の評価位置を変更している。

$$\sigma_Y(T) = -0.0593 \times T + 9.78 \quad (4)$$

$$\sigma_Y(T) = \sigma_0 \{1 - (T/T_L)^{\alpha_T}\}, \quad \alpha_T = 0.4 + 0.25(T/T_L) \quad (5)$$

$\sigma_Y(T)$: 熱影響を受けた降伏応力度、 σ_0 : 15.0(N/mm²)

T_L : 327.5(℃)、 T : 鉛プラグの温度(℃)

Fig.17 Analysis model of kinematic

Fig.18 Analysis model of heating

Fig.19 Relations between temperature and yield stress of lead plug

(a) 静的加力時の解析結果

Test1-1 の装置内温度変化を Fig.20 に、履歴曲線を Fig.21 に、累積吸収エネルギー量を Fig.22 に示す。また、各図中には前報と同様に鉛プラグ境界部を完全接触とした場合の解析結果を併記しており、本報において課題としている加力終了後及び放熱影響が顕著な静的加力時において、装置内部の温度分布を再現できていないことが確認できる。

Fig.20 より、鉛プラグ内部（鉛プラグ中央部、鉛プラグ外周部）における接触状態を考慮した解析結果（以下、本解析結果と称する）と試験結果の温度変化を比較すると、加力初期では鉛プラグ中央部にて本解析結果の方がやや温度が低く評価されているものの、加力継続時間中（約 840 秒）における殆どの時刻で本解析結果は試験結果を適切に再現できていることが確認できる。加力初期において温度が低く評価されたのは、低温域にて温度－降伏応力度関係式が試験結果を若干下回っており、吸収エネルギー量が小さいことが原因と考えられる。また、加力終了後においても、鉛プラグ内部の解析結果は、試験結果の温度変化を良く再現できていることが確認できる。なお、鉛プラグ外周部の本解析結果は、試験結果よりも若干（継続時間 960 秒において約 2℃）差異が見られるが、メッシュ分割の関係上、解析結果の評価位置が熱電対設置位置よりも中心部寄りになっていることが原因と考えられる。次に、積層ゴム内部（ゴム内周部、ゴム中央部）における本解析結果と試験結果の温度変化を比較すると、ゴム内周部において本解析結果の評価位置が熱電対設置位置よりも中心部寄りになっているため、最高温度で約 5℃程度の差異が見られるものの、温度変化の傾向は概ね再現できている。また、装置上部（鉛プラグ頂部、フランジ部）における本解析結果と試験結果の温度変化の比較においても、最高温度で約 2℃程度の差異が見られるが、温度変化の傾向は一致していることから、いずれも試験結果を概ね再現できるものと考えられる。

Fig.21 に示す履歴曲線では、積層ゴムを線形、鉛プラグを完全弾塑性としてモデル化しており、Mullins 効果や鉛プラグにおける降伏荷重の速度依存性は再現できていないものの、解析結果の履歴特性は試験結果を概ね良く再現できている。Fig.22 に示す累積吸収エネルギー量では、やや本解析結果が試験結果を上回っているものの、差異は最大 4%程度と僅少であることから、力学特性を適切に再現できているものと考えられる。また、完全接触とした解析結果と試験結果の差異は最大で 9%程度であり、接触状態を考慮することで力学特性の精度向上が期待できる。

よって、限られた解析条件に関する知見であるが、本解析手法により、放熱影響が顕著な静的加力時においても接触状態を模擬

した放熱特性を精緻にモデル化することで、免震装置の内部温度変化や力学特性を適切に再現できることが分かった。

(b)動的加力時の解析結果

Test1-3 の装置内温度変化を Fig.23 に、履歴曲線を Fig.24 に、累積吸収エネルギー量を Fig.25 に示す。

Fig.23 より、加力継続時間中の温度変化は、本解析結果及び完全接触時の解析結果のいずれも試験結果を適切に再現できていることが確認できる。一方、加力終了後の温度変化では、完全接触時の解析結果が本試験結果と一致していないのに対して、Fig.10 に示す接触解析結果からせん断ひずみ 0%時での非接触範囲を考慮した本解析結果では、試験結果を良好に再現できることが分かった。また、Fig.24 に示す履歴特性及び Fig.25 に示す累積吸収エネルギー量についても、試験結果と概ね一致することを確認した。Fig.25 から、接触状態を考慮した解析結果と試験結果の差異は最大で 2%程度に対して、完全接触とした解析結果は 4%程度であり、接触状態を考慮することで力学特性の精度向上が期待できる。ここで、Fig.22 および Fig.25 にて、解析結果の累積吸収エネルギー量が試験結果よりも 2～4%程度大きく評価されている。本報では、静的加力時と動的加力時で異なる温度－降伏応力度関係式を使用しているものの、鉛プラグにおける降伏荷重の速度依存性を完全に再現できていないため、変位最大点付近（応答速度 0m/s 付近）において、解析結果のせん断力が試験結果よりも大きく評価されることが原因と考えられる。

よって、限られた解析条件に関する知見であるが、鉛プラグ境界部の接触状態を再現した本解析手法を用いることで、動的加力時における免震装置の内部温度変化や力学特性、及び、加力終了後の放熱特性を適切に再現できることを確認した。また、本解析手法は、鉛プラグの温度－降伏応力度関係を適切に設定することで、静的加力時と動的加力時のいずれにも適用できることから、接触状態は鉛プラグの速度依存性に影響を受けないものと考えられる。接触状態に影響を与える要因として、面圧、寸法効果およびクリープ等が挙げられるが、前報繰り返し加力試験において、これらをパラメータとしておらず、本報にて影響検討を実施できていないため、今後の検討課題としたい。

Fig.20 Time history of temperature (Test1-1)

Fig.21 Comparison of hysteresis curve (Test1-1)

Fig.22 Comparison of cumulative absorbed energy (Test1-1)

(a) Lead center

(b) Lead Outside

(c) Rubber inside

(d) Rubber center

(e) Lead top

(f) Flange

Fig.23 Time history of temperature (Test1-3)

Fig.24 Comparison of hysteresis curve (Test1-3)

Fig.25 Comparison of cumulative absorbed energy (Test1-3)

5. まとめ

本報では、放熱影響を適切に再現することで、減衰性能の低下をより精緻に評価できる熱・力学連成解析手法の構築を目的として、熱物性値評価試験により免震装置に使用している積層ゴムの熱物性値を明らかにするとともに、接触解析から評価した鉛プラグ境界部の接触状態を模擬した熱・力学連成解析を実施した。その結果から得られた知見を以下に示す。

1) 免震装置に使用する積層ゴムを用いて熱物性値評価試験を実施し、熱・力学連成解析に使用する熱物性値を取得した。取得した熱物性値は前報で使用した物性値から 20～40%程度の差異が見られたため、熱・力学連成解析を実施し、静的加力時や加力終了後の温度変化を確認したものの、試験結果を適切に再現することはできず、熱物性値を把握しただけでは放熱影響をモデル化することが困難であることが分かった。しかし、熱物性値に係らず LRB の累積吸収エネルギー量が殆ど同じとなることから、力学特性は熱物性値による感度が低く、熱物性値評価試験を実施して

いない既往報告についても応答解析結果が妥当であることを明らかにした。

- 2) 熱物性値評価試験から熱伝導率と比熱の温度依存性を評価した。評価結果から、熱伝導率は試験温度に関わらず殆ど同じ値となったが、比熱は 30℃～80℃の範囲で約 14%の差異が見られた。そこで、試験温度 30℃と 80℃の比熱を使用して熱・力学連成解析を実施したところ、装置の内部温度分布や力学特性が殆ど同じになることを確認した。よって、熱・力学連成解析を実施する際、熱物性値の温度依存性を考慮する必要がないことが分かった。
- 3) 異なる加力条件で実施した繰返し加力試験結果から、加力終了後の温度変化が概ね同じになることを確認した。よって、繰返し加力によって LRB の温度物性値が変化しないことが分かった。また、放熱状態が同じであることから、加力終了後の鉛プラグ境界部は、加力条件に関わらず同じ接触状態になると考えられる。
- 4) 鉛プラグの接触解析結果から、せん断ひずみに依存して鉛プラグの接触面積比が変化することが分かった。接触面積比は、せん断

ひずみ 0%時においても 0.8 程度であり完全接触しておらず、せん断ひずみが 50%まで殆ど一定となり、せん断ひずみが 50%を超過するとせん断ひずみの増加に応じて接触面積比は低下し、せん断ひずみ 100%時に 0.6 程度となることを確認した。また、なお、装置形状や面圧などが限られた範囲の知見であり、今後更なるパラメータスタディが必要である。

- 5) 接触解析から得られた LRB の Mises 応力分布より、中空部に鉛プラグを挿入することで、鉛プラグと積層ゴムを跨いだ圧縮ストラットが形成されており、接触面で応力伝達が確認できることから、接触解析の妥当性を確認するとともに、水平剛性の低下や鉛直沈み込み量の増大による変形能力や水平履歴特性の不安定化を抑制する効果が期待できる。しかし、非接触部等の影響から、装置内部の応力度分布は不均一であり、抑制効果は限定的であると考えられる。
- 6) 接触解析から得られた鉛プラグのせん断応力度分布では、全断面で概ね一様に降伏状態となっており、中間鋼板によって拘束されることなくせん断力を伝達することを確認した。また、鉛プラグの変形形状は、内部ゴムと中間鋼板におけるせん断変形量の差異によって不連続となるが、内部ゴムと中間鋼板境界部の非接触域にて緩和されるものと考えられる。よって、鉛プラグの発熱範囲を上下連結鋼板間全体とし、発熱量は当該範囲へ均一に与えるものとした前報モデル化方針の妥当性を確認した。
- 7) 接触解析で得られた鉛プラグ境界部の接触状態を熱・力学連成解析に反映させるため、せん断ひずみに応じて熱伝導率を低減させる手法を提案した。更に、非線形熱伝導解析を使用した熱・力学連成解析プログラムを開発し、本モデルを適用した再現解析を実施した。解析結果から、加力速度に依存せず装置内部の温度分布を精度良く再現しており、また、加力終了後の放熱特性も試験結果と殆ど一致している。よって、本手法を用いることで、LRB の放熱影響を適切に評価した熱・力学連成解析が実施できることを確認した。更に、累積吸収エネルギー量の再現性が向上しており、より精度の高い応答評価を行うことが可能となった。

参考文献

- 1) Matsumura, A., Hibino, H., Ino, S., Kurisu, A., Komuro, T., Nakamura, T., and Wake, T.: 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
- 2) Wake, T., Kikuchi, M., Ishii K. : Strength Degradation in Lead-Rubber Bearings during a Long-duration Earthquake, NZSEE Conference, O4B.2, 2017.4
- 3) Kondo, A., Takenaka, Y., Takaoka, E., Hikita, M., Hyodo, Y., Kitamura, H.: RESPONSE ANALYSIS METHOD CONSIDERING HEAT-MECHANICS INTERACTION BEHAVIOR OF LEAD RUBBER BEARINGS, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.83, No.753, pp.1595-1605, 2018.11
近藤明洋, 竹中康雄, 高岡栄治, 引田真規子, 兵頭陽, 北村春幸: 鉛入り積層ゴムの熱・力学連成挙動を考慮した応答解析法, 日本建築学会構造系論文集, 第 83 巻, 第 753 号, pp.1595-1605, 2018.11
- 4) Kuroshima, Y., Ishii, K., Kikuchi, M., Iiba, M., Shirai, K.: SEISMIC RESPONSE ANALYSIS OF ISOLATED BUILDINGS IN CONSIDERATION OF THE THERMAL AND MECHANICAL COUPLING BEHAVIOR, Journal of Structural Engineering, Vol.63B, pp.231-239, 2017.3
黒嶋洋平, 石井建, 菊地優, 飯場正紀, 白井和貴: 鉛プラグ入り積層ゴムの

- 熱・力学連成挙動を考慮した免震建物の地震応答解析, 構造工学論文集, Vol.63B, pp.231-239, 2017.3
- 5) Nakayama, T., Kondo, A., Furukawa, S., Shimamoto, R., Yamamoto, T., Baba, T., Hirai, H., Asakura, S.: Development of seismic isolated light-water reactor plant in the next generation (Part13: Seismic response analysis for isolated LWR plant considering the heat-mechanics interaction of LRB), Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, B-2, Structure II, pp.1019-1020, 2011.8
 - 6) Bridgestone: Variation of characteristic of seismic isolation for long-period earthquake (Lead Rubber bearing), The building Center of Japan, legal conformity appraisals, BCJ evaluations -IB0012-01, 2017.5
ブリヂストン: 長周期地震動に対する免震材料の性能変化(ブリヂストン鉛プラグ挿入型積層ゴム支承), 日本建築センター, 評定書, BCJ 評定-IB0012-01, 2017.5
 - 7) Takeuchi, S., Nakashima, Y., Yamashita, T., Ito, S., Inubushi, T., Shirayama, A.: RESPONSE PROPERTIES OF BASE-ISOLATED BUILDING CONSIDERING MULTI-CYCLIC CHARACTERISTICS OF ISOLATION DEVICES UNDER NANKAI TROUGH EARTHQUAKES - Study on isolation devices arrangement using simplified method -, AIJ Journal of Technology and Design, Vol.25, No.59, pp.97-102, 2019.2
竹内貞光, 中島陽, 山下忠道, 伊藤真二, 犬伏徹志, 白山敦子: 南海トラフ地震における免震部材の繰返し特性変化を考慮した免震建屋の応答性状-簡易法を用いた免震部材の組み合わせによる検討-, 日本建築学会技術報告集, 第 25 巻, 第 59 号, pp.97-102, 2019.2
 - 8) Yukawa, M., Inaba, M., Takeuchi, Y., Furuhashi, T., Nakamura, T., Naito, N.: BEHAVIOR OF LEAD RUBBER BEARING BY HEAT ACCOMPANY MULTI-CYCLIC LOADING - A consideration of analysis method of heating iteration behavior by thermal energy evaluation -, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.83, No.745, pp.385-395, 2018.3
湯川正貴, 稲葉学, 竹内義高, 古橋剛, 仲村崇仁, 内藤伸幸: 繰返し加力による発熱を考慮した鉛プラグ入り積層ゴムの応答性状-熱エネルギー評価に基づく熱・力学連成解析手法の一考察-, 日本建築学会構造系論文集, 第 83 巻, 第 745 号, pp.385-395, 2018.3
 - 9) The Japan Society of Mechanical Engineers: Dennetsu handobukku (Heat transfer handbook), Maruzen, 1997.11
日本機械学会: 伝熱ハンドブック, 丸善, 1997.11
 - 10) Hatta, I.: Recent heat measurement, AGNE Gijutsu Center Inc., 2007.7
八田一郎: 最新熱測定, アグネ技術センター, 2007.7
 - 11) National Astronomical Observatory of Japan: Chronological Scientific Tables 2015, Maruzen, 2014.11
国立天文台: 理科年表 平成 27 年, 丸善, 2014.11
 - 12) Bridgestone: Product specification list of seismic isolation, 2018.3
ブリヂストン: 建築免震用積層ゴム製品仕様一覧, 2018.3
 - 13) Mori, T., Nakagawa, S., Shimamoto, R., Murota, N., Kondo, A., Nakayama, T.: Mechanical characteristics of two-tiered laminated rubber bearings for actualizing large deformation capacity. Part 7 Horizontal and tensile deformation analysis based on FEM model., Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, B-2, Structure II, pp.503-504, 2011.7
森隆浩, 中川進一郎, 島本龍, 室田伸夫, 近藤明洋, 中山尚之: 高い変形能力を有する 2 段組積層ゴムの力学挙動 (その 7 FEM モデルによる水平変形・引張変形解析), 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-2, 構造 II, pp.503-504, 2011.7
 - 14) MSC.Marc: Theory and User Information, MSC Software, 2011.7
 - 15) THE SOCIETY OF RUBBER SCIENCE AND TECHNOLOGY JAPAN, The Japan Society of Seismic Isolation: Handbook of seismic isolation device for architecture, Daioh Co., 2017.6
日本ゴム協会, 日本免震構造協会: 建築免震用積層ゴム支承ハンドブック, 大応, 2017.6
 - 16) Yagawa, G.: Introduction to the finite element method of flow and heat conduction, BAIFUKAN Co., 1983.5
矢川元基: 流れと熱伝導の有限要素法入門, 培風館, 1983.5

BEHAVIOR OF LEAD RUBBER BEARING BY HEAT ACCOMPANY MULTI-CYCLIC LOADING (PART 2): MODELING OF HEAT RADIATION EFFECT FOR ANALYSIS OF HEATING INTERACTION BEHAVIOR

*Masaki YUKAWA^{*1}, Satoru INABA^{*1}, Yoshitaka TAKEUCHI^{*1},
Takeshi FURUHASHI^{*2}, Takahiro MORI^{*3} and Nobuyuki NAITO^{*4}*

^{*1} Obayashi Corporation, Nuclear Facilities Division, M.Eng.

^{*2} Prof., College of Science and Technology, Nihon University, Dr.Eng.

^{*3} Bridgestone Corporation, Seismic Isolation and Vibration Control Products Development Dept., Dr.Sci.

^{*4} Ark Information Systems INC., Mathematical Analysis Division, Dr.Eng.

As to this report, the thermal property value of the laminated rubber used for the seismic isolation system was clarified by the thermal property test for the construction of the method of the analysis of heating interaction behavior that allowed the decline in the damping performance to be evaluated more elaboratively through the adequate reproduction of the heat loss phenomena, and the analysis of heating interaction behavior which simulated the contact condition at the lead plug boundary evaluated by the contact analysis was also implemented. Findings from the results of the said test and analysis were as follows.

- 1) The thermal property test was implemented by means of the laminated rubber used for the seismic isolation system to obtain the thermal property value for the analysis of heating interaction behavior. However, the obtained thermal property value showed about 20 to 40 percent of the difference from the property value used for the previous report and nevertheless the analysis of heating interaction behavior was implemented to confirm the thermal change in the static loading and after the loading, the adequate reproduction of the test result was failed. This showed it was difficult to model the heat loss phenomena only by the measurement of the thermal property value. The cumulative absorbed energy of LRB was however almost the same regardless of the thermal property value, and it was obvious that the thermal property value did not have the impact on the mechanical characteristics so much.
- 2) The result of the contact analysis of the lead plug showed that the contact area ratio of the lead plug changed depending on the shear strain. The contact area ratio was about 0.8 even if the shear strain was zero percent and not in complete contact, and almost fixed to 50 percent. In case where the shear strain exceeded 50 percent, the contact area ratio showed decrease as the shear strain increased, and it was confirmed that the ratio was about 0.6 when the shear strain was 100 percent. The strain dependency of the contact area ratio in unloading was confirmed it showed the same tendency in loading. These were found in the limited range of the shape of device, the surface pressure.
- 3) The method to reduce the thermal conductivity in response to the shear strain was proposed to bring the contact condition of the lead plug and the laminated rubber obtained by the contact analysis to the analysis of heat iteration behavior. In addition, the program for the analysis of heat iteration behavior that used the non-linear thermal conductivity analysis was developed to implement the reproduction analysis to which this model was applied. The result of the analysis accurately reproduced the internal temperature distribution of the equipment without dependence on the loading velocity, and the heat loss characteristics after the loading almost conformed with the test result.

(2019年8月7日原稿受理, 2019年12月18日採用決定)