



Title	熱力学特性を改善した鉛プラグ入り積層ゴム免震支承の開発
Author(s)	和氣, 知貴
Citation	北海道大学. 博士(工学) 甲第13797号
Issue Date	2019-09-25
DOI	10.14943/doctoral.k13797
Doc URL	http://hdl.handle.net/2115/75884
Type	theses (doctoral)
File Information	Tomotoka_Wake.pdf



[Instructions for use](#)

熱力学特性を改善した鉛プラグ入り積層ゴム免震支承の開発

Development of Lead-Rubber Isolation Bearings
with Improved Thermo-Dynamic Behavior

2019年9月

北海道大学大学院工学院 建築都市空間デザイン専攻
構造制御学研究室

和氣 知貴

論文要旨

2003年十勝沖地震、2011年東北地方太平洋沖地震において長周期長時間地震動が観測され、免震層の固有周期に近い長周期成分を持つ地震動が長時間にわたり免震建物に入力される事象が現実には起きることがわかってきた。このとき、免震装置は大きな変形を多数回繰返し受けることが考えられる。主要な免震装置の一つである鉛プラグ入り積層ゴム支承 (Lead-Rubber Bearings: 以下 LRB と称する) では、減衰材である鉛プラグがエネルギーを吸収することにより発熱し鉛プラグの温度上昇によりエネルギー吸収性能が低下することが懸念され、長周期長時間地震動への対応が求められるようになった。LRB のエネルギー吸収性能の低下を予測する手法としては、鉛プラグの温度と降伏応力度を関係づけた LRB の降伏荷重評価式を用いた熱力学連成挙動解析が有効である。一般的に降伏荷重評価式は、鉛プラグ温度が上昇すると LRB の降伏荷重が低下する関係にある。このことは、逆の見方をすると、繰返し変形を受ける LRB の鉛プラグの温度上昇を抑制することができれば、エネルギー吸収性能の低下を抑えられることを意味する。

本論文は、鉛プラグの温度上昇を抑制することにより、エネルギー吸収性能の低下を抑えた高耐久 LRB を実現するための具体策とその効果を解明したものであり、全5章で構成される。

第1章「序論」では、本研究の背景と目的について述べ、長周期長時間地震動により多数回繰返し変形を受ける LRB の熱力学的挙動に関する既往の研究について分析し、課題を抽出した。また、課題を解決するための検討項目について整理し、それらの具体的な研究手法について説明した。

第2章「高耐久 LRB の開発」では、エネルギー吸収性能の低下を抑えた高耐久 LRB として、LRB の内部鋼板の熱容量を大きくした高熱容量 LRB、および鉛プラグを分散配置したマルチプラグ LRB を新たに考案して製作し、加力実験を実施した。実験により、これら2種類の高耐久 LRB はエネルギー吸収性能の低下を抑制する効果があることを検証した。この効果を解析的に評価するために、従来の積層ゴム中央に鉛プラグを配置したシングルプラグ LRB に対しては二次元軸対称の有限差分法モデルを、本研究で提案したマルチプラグ LRB に対しては三次元有限差分法モデルを用いた熱力学連成挙動解析を実施した。有限差分法 (Finite Differential Method) により鉛プラグの発熱と周囲への放熱を考慮した熱力学連成挙動解析 (以下 FDM 解法と称する) の結果は実験結果をよく表現できていることから、解析的にも高耐久 LRB はエネルギー吸収性能の低下を抑制する効果があることを確認した。また、地震応答解析から高耐久 LRB は鉛プラグ温度上昇を抑制し、長周期長時間地震動に対する免震建物の応答特性を改善する効果があることを確認した。

第3章「LRBの降伏荷重評価式の提案」では、エネルギー吸収性能を算出する際に用いるLRBの降伏荷重評価式を新たに提案した。既往の降伏荷重評価式は、積層ゴム(Rubber Bearings: 以下RBと称する)の非線形性の影響、高温時および低温時における降伏荷重と鉛プラグ温度の関係、加力速度の影響について十分に考慮されていない。加力条件によりLRBのエネルギー吸収性能を過小評価することが考えられたため、精度の高い降伏荷重評価式を新たに提案した。提案するLRBの降伏荷重評価式では、LRBの降伏荷重を鉛プラグの降伏荷重とRBの切片荷重の和であると定義し、鉛プラグの降伏荷重とRBの切片荷重をそれぞれ独立に評価することによりLRBの降伏荷重評価式を構築した。評価式の妥当性検証にあたり、FDM解法に比べてより簡便にLRBの熱力学連成挙動解析が行える定熱流束解析手法(Constant Flux Solution: 以下CFS解法と称する)を新たに導入した。実験結果とFDM解法およびCFS解法による解析結果の三者を比較することにより、降伏荷重評価式の妥当性とCFS解法の適用性を検証した。

第4章「鉛プラグの分散配置による熱力学特性の改善効果」では、鉛プラグ径などの形状をパラメータとした実大サイズのシングルプラグLRB、マルチプラグLRBに対して繰り返し加力実験を行い、形状の違いがエネルギー吸収性能に与える影響について検討した。実験結果からマルチプラグLRBはシングルプラグLRBに比べて鉛プラグ温度の上昇を抑制し、エネルギー吸収性能の低下を抑える効果があり、鉛プラグの分散配置により高耐久化できることを検証した。複雑な形状であるマルチプラグLRBの熱力学連成挙動解析は、試験体内部温度の評価に三次元有限差分法モデルを用いる必要がある。そのことが高耐久LRBの普及の障害となっている。そこで、マルチプラグLRBの設計法を簡易にするために、CFS解法および二次元有限差分法モデルを用いた簡易評価法を提案した。有限差分法は、積層ゴムや周囲の構造などを忠実にモデル化することにより、マルチプラグLRBなどの複雑な形状のLRBにも対応できる。一方、CFS解法は熱の移動経路、拡散状態を仮定しているため、マルチプラグLRBへ適用するためには鉛プラグ間の熱的相互作用がないことを確認する必要がある。実大サイズのマルチプラグLRBに対する実験、鉛プラグ本数で分割した形状の分割試験体に対する実験、鉛プラグ間距離を意図的に短くした試験体に対する実験、および三次元有限差分法を用いた熱力学連成挙動解析結果から、繰り返し加力時において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。鉛プラグ間の熱的相互作用がほとんど生じていないため、マルチプラグLRBは鉛プラグ本数で分割した形状と等価な形状のシングルプラグLRBとして解析的に扱うことが可能であるとの着想から、マルチプラグLRBの熱力学連成挙動解析においてCFS解法、および二次元軸対称モデルを用いた有限差分法の適用可能性を検証した。

第5章「結論」では、本論の成果をまとめた。

謝辞

本論文は筆者が北海道大学大学院工学院建築都市空間デザイン専攻博士後期課程に在学中の研究成果をまとめたものである。同専攻教授の菊地優先生には指導教員として、本研究の遂行にあたり、研究計画から実験実施、評価、論文構成にわたり終始ご指導を戴きました。また本研究の主査としても多くのご指導を戴きました。ここに深く感謝の意を表します。また、同大学の大学院工学研究院建築構造性能学研究室特任教授の飯場正紀先生、構造システム研究室教授の蟹江俊仁先生には、副査として細部にわたるご指導を戴きました。ここに深く感謝の意を表します。第2章にて論じた高熱容量 LRB の研究は、科学研究費（基盤研究(A), No.15H02274, 研究代表者：菊地優）のもとで実施された成果になります。研究遂行に際し、研究分担者の飯場正紀先生、白井和貴先生（北海道大学大学院工学院構造制御学研究室）、山本雅史博士（株式会社竹中工務店技術研究所）、濱口弘樹博士（同左）には貴重な助言を戴きました。ここに深く感謝の意を表します。

本研究の対象である鉛プラグ入り積層ゴム免震支承は免震構造物を構築する際の主要な免震装置として国内外において30年以上にわたる実績があり、筆者もオイレス工業株式会社に入社以来19年間にわたり、鉛プラグ入り積層ゴム免震支承の研究開発、用途開発に従事してきました。長周期長時間地震動に対応した免震装置が社会的に求められる中、北海道大学菊地優教授の指導を受ける機会に恵まれ、鉛プラグ入り積層ゴム支承の長周期長時間地震時を含む、地震時の特性変化予測の研究を行うことが出来ました。本研究を通じて、免震構造のさらなる発展、安全性の向上に少しでも寄与できたことは大変幸せなことであり、在学中はとて有意味な時間を過ごせたと感じております。

本研究の実施にあたっては多くの方々のご支援、ご協力を戴きました。

北海道大学大学院工学研究院建築構造性能学研究室助教の石井建先生には、本研究の全般にわたるご指導、ご助言を戴くとともに、特に本研究の根幹である熱力学連成挙動解析について多大なるご協力を戴きました。ここに深く感謝の意を表します。

株式会社竹中工務店技術研究所の濱口弘樹博士は、筆者が免震に従事して以来、免震装置の研究開発を通じて長年お世話になってきましたが、今回の大学院博士後期課程においても同期入学となり、ますます多くの貴重な経験をさせて頂きました。本研究においては、第2章にて論じた実大マルチプラグ LRB の動的加力実験の実施に関して、多大なるご助言とご協力を戴きました。ここに深く感謝の意を表します。

実大マルチプラグ LRB の実験実施にあたっては、カリフォルニア大学サンディエゴ校教授の Gianmario Benzoni 博士、および、Seismic Isolation Engineering Inc. 社長の Ian D. Aiken 博士にご協力を戴きました。ここに深く感謝の意を表します。

本研究では、数多くの大型試験体の製作、長期間にわたる試験、海外の試験機による実大試験体を用いた動的加力実験など、研究を遂行するにあたり多くの課題がありましたが、オ

イレス工業株式会社開発部部長の河内山修博士には、本研究の計画推進、実現にあたり多くのご尽力を戴きました。また、同社の多くの方々のさまざまな協力を得て、論文としてまとめることができました。ここに深く感謝の意を表します。

最後に、学問、探究心の尊さを教えてくれた両親と、私を明るく励まし続けてくれた家族に心から感謝します。

2019年9月 和氣 知貴

関連発表論文

[論文]

- (1) 和氣知貴, 菊地優, 石井建, 黒嶋洋平, 仲村崇仁:「繰り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 卷 第 750 号, pp.1105-1115, 2018 年 8 月
- (2) 和氣知貴, 菊地優, 石井建:「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」, 日本建築学会構造系論文集 第 84 卷 第 763 号, pp.1187-1197, 2019 年 9 月

[発表]

- (1) 和氣知貴, 菊地優, 石井建, 経沢一平, 飯場正紀, 白井和貴:「高耐久 LRB の開発 (その 1 高熱容量 LRB 縮小試験体の加力試験)」, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.343-344, 2016 年 8 月
- (2) 経沢一平, 和氣知貴, 菊地優, 石井建, 飯場正紀, 白井和貴:「高耐久 LRB の開発 (その 2 高熱容量 LRB の熱・力学挙動連成解析)」, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.345-346, 2016 年 8 月
- (3) Tomotaka Wake, Masaru Kikuchi, Ken Ishii: “Strength Degradation in Lead-Rubber Bearings during a Long-duration Earthquake”, NZSEE Conference, O4B.2, 2017.4
- (4) 和氣知貴, 菊地優, 石井建, 黒嶋洋平, 飯場正紀, 白井和貴:「高耐久 LRB の開発 (その 3 角形 LRB□900 の動的加力実験)」, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.905-906, 2017 年 8 月
- (5) 黒嶋洋平, 和氣知貴, 菊地優, 石井建, 飯場正紀, 白井和貴:「高耐久 LRB の開発 (その 4 熱・力学的連成挙動を考慮したシミュレーション解析)」, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.907-908, 2017 年 8 月
- (6) 黒嶋洋平, 和氣知貴, 菊地優, 石井建, 飯場正紀, 白井和貴:「高耐久 LRB の開発 (その 5 マルチプラグ LRB による熱・力学的連成挙動を考慮した免震建物の地震応答解析)」, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.1013-1014, 2018 年 9 月
- (7) 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, 構造 II, pp.1015-1016, 2018 年 9 月

-
- (8) Tomotaka Wake, Masaru Kikuchi, Ken Ishii : “New Evaluation Formulae for Shear Strength of Lead-Rubber Bearings to Predict Hysteretic Damping Performance”, 16WCSI, 2019.7
- (9) 和氣知貴, 菊地優, 石井建, 長弘健太 : 「LRB の降伏荷重評価法に関する研究」, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, 2019 年 9 月 (投稿中)
- (10) 長弘健太, 和氣知貴, 菊地優, 石井建 : 「LRB の減衰材分散配置による熱力学特性改善効果 (その 1 加力試験による検証)」, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, 2019 年 9 月 (投稿中)
- (11) 滝沢勇武, 和氣知貴, 菊地優, 石井建 : 「LRB の減衰材分散配置による熱力学特性改善効果 (その 2 熱・力学連成挙動解析による検証)」, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, 2019 年 9 月 (投稿中)

目 次

論文要旨.....	i
謝辞.....	iii
関連発表論文.....	v
目次.....	vii
第 1 章 序論.....	1
1.1 研究の背景と目的.....	1
1.2 既往の研究.....	2
1.3 研究の方法.....	8
第 1 章の参考文献.....	10
第 2 章 高耐久 LRB の開発.....	13
2.1 高耐久 LRB の概要.....	13
2.2 高耐久 LRB の実験.....	17
2.3 高耐久 LRB の評価.....	44
2.4 まとめ.....	74
第 2 章の参考文献.....	75
第 3 章 LRB の降伏荷重評価式の提案.....	77
3.1 積層ゴムの非線形性と鉛プラグ降伏応力度の評価方法.....	77
3.2 実験計画.....	79
3.3 RB 実験結果と RB せん断応力度の評価式.....	86
3.4 LRB 実験結果と鉛プラグ降伏応力度の評価式.....	95
3.5 既往の評価式との比較.....	109
3.6 評価式の妥当性検証.....	111
3.7 まとめ.....	128
第 3 章の参考文献.....	129

第 4 章 減衰材の分散配置による熱力学特性の改善効果.....	131
4.1 実験計画.....	131
4.2 実験結果.....	138
4.3 マルチプラグ LRB の熱力学特性の簡易評価法.....	142
4.4 解析結果.....	157
4.5 まとめ.....	165
第 4 章の参考文献.....	167
第 5 章 結論.....	169

第1章 序論

1.1 研究の背景と目的

2003年十勝沖地震、2011年東北地方太平洋沖地震において長周期長時間地震動が観測され、免震層の固有周期に近い長周期成分を持つ地震動が長時間にわたり免震建物に入力される事象が現実には起きることがわかってきた^{1,2,3)}。このとき、免震装置は大きな変形を繰り返し受けることが考えられ、鉛プラグ入り積層ゴム支承(以下 LRB と称する)の場合、減衰材である鉛プラグがエネルギーを吸収することにより発熱し、鉛プラグの温度上昇により降伏荷重が低下することが報告されている⁴⁾。

LRB の降伏荷重が低下すると免震装置が変形しやすくなるため、降伏荷重が低下した状態で免震構造物に大きな地震動が入力されると、上部構造物の応答により免震装置に過大な変形が生じることが考えられ、対応が求められるようになった⁵⁾。

LRB の降伏荷重の低下を予測する手法として、鉛プラグ温度と LRB の降伏応力度を関係づけた降伏荷重評価式を用いた熱力学連成挙動解析^{6,7)}が有効であることが示されている。降伏荷重評価式は鉛プラグ温度が上昇すると LRB の降伏荷重が低下する関係にあり、LRB の繰り返し加力実験結果をもとに作られている。このことは、逆の見方をすると、繰り返し変形を受ける LRB の鉛プラグの温度上昇を抑制することができれば、降伏荷重の低下を抑制できることを意味している。

本研究では、地震時における鉛プラグの温度上昇を抑制することにより、降伏荷重の低下を抑制できる LRB を、LRB の形状を変えることにより高耐久 LRB として具現化し、実験により効果を確認する。高耐久 LRB の具現化の手法としては、LRB の内部鋼板の板厚を厚くした高熱容量 LRB と、鉛プラグを分散配置したマルチプラグ LRB の二つの手法について考案して検討する。また、既往の降伏荷重評価式に関して課題を整理し、実験的な検証を行い、より精度の高い新たな降伏荷重評価式を提案する。さらに、形状の違いが熱力学特性に与える効果について解明することを目的とする。

1.2 既往の研究

LRB は、図 1.1~1.2 に示すように、外形が丸型で鉛プラグが 1 本のシングルプラグ LRB と角型で鉛プラグが 4 本のマルチプラグ LRB の二種類がある⁸⁾。両者とも、減衰材一体型の免震支承であり、鉛プラグの総せん断面積，ゴム層のせん断面積が同じ場合，降伏荷重，剛性などの水平力-水平変位関係（図 1.3）から計算される基本特性は同じとして扱われる。

LRB は地震によりせん断変形を受けると、鉛プラグが塑性変形することによりエネルギーを吸収し、免震構造物の揺れを抑える働きをする。吸収したエネルギーは鉛プラグの熱エネルギーに変換され、鉛プラグで生じた熱は、時間をかけて鉛プラグ外周部にある鋼材やゴム層に放熱される。大きな地震であっても継続時間が短ければ鉛プラグの温度上昇は大きくなりたいため問題とならないが、長周期長時間地震動のように大きな揺れが長時間にわたり免震建物に作用すると、鉛プラグの温度上昇が大きくなることが想定される。この現象を把握するため、LRB の動的繰り返し加力実験が行われ様々な研究が行われてきている。

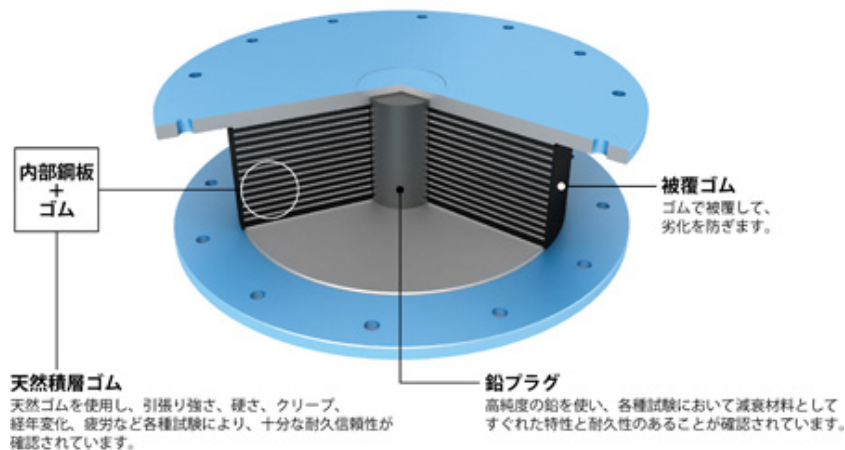


図 1.1 丸型シングルプラグ LRB⁸⁾

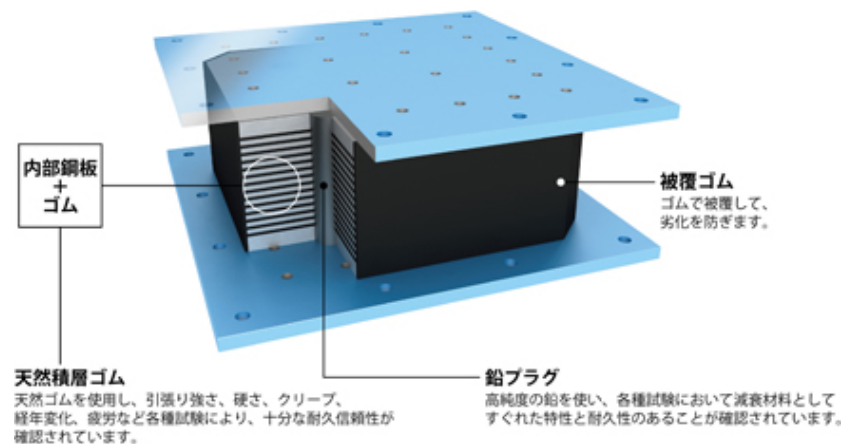


図 1.2 角型マルチプラグ LRB⁸⁾

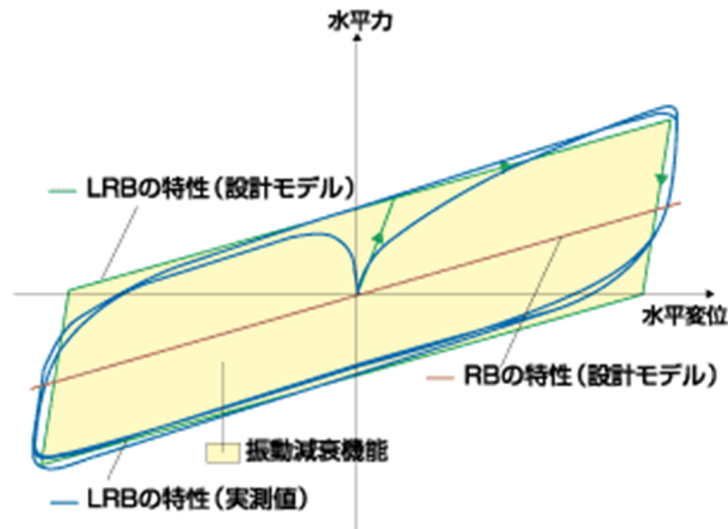


図 1.3 LRB の水平力- 水平変位関係⁸⁾

動的繰り返し加力実験は 1998 年から報告がある。報告文書の中に参考として実施したとの記載があるが、直径 500mm の LRB に対してせん断ひずみ 150%、周期 4s、30 サイクルの動的繰り返し加力実験⁹⁾が行われており、鉛プラグ温度の上昇に伴い、降伏荷重が低下する現象が実験により確認されている。

2003 年に十勝沖地震が発生したことを受け、長周期成分を含む継続時間の長い地震動に対する鉛プラグ温度上昇の影響や、限界特性を把握するため、2004 年には直径 250mm の LRB に対してせん断ひずみ 250%、周期 3.3s、50 サイクルの動的繰り返し加力実験¹⁰⁾が行われている。この実験から、降伏荷重は鉛プラグ温度上昇により低下するが、二次剛性の変化は少なく、切断試験体の内部状況にも顕著な損傷は見られなかったとされている。また、履歴吸収エネルギーがすべて鉛プラグの温度上昇に消費されたと仮定すると計算が合わず、鉛プラグから外周部への放熱を考慮することの必要性について指摘している。

2005 年、2006 年には、大規模な海溝型地震により厚い堆積地盤上で長周期成分が卓越する継続時間の長い地震動が発生する可能性があり、構造物の固有周期との関係によっては免震装置に大振幅が多数回繰り返される可能性があることが日本建築学会、東海地震等巨大災害への対応特別調査委員会から報告^{1,2)}された。

2006 年には、「免震建物長寿命化に向けた免震装置の熱力学連成挙動解明と損傷評価設計法の開発」が科学研究費助成事業の基盤研究(B)に採択され、竹中・近藤らにより、2006 年から 2009 年にかけて、直径 1000mm の LRB を含む動的繰り返し加力実験⁴⁾、および、実験に基づく鉛プラグ温度と LRB 降伏応力の評価式⁶⁾が作成され、この関係を力学的に考慮するため、熱伝導解析に有限差分法 (Finite differential method, 以下 FDM) を適用した熱力学連成挙動の解析的評価⁷⁾が行われた。図 1.4 に実験に用いられた試験体と内部温度計測位置、および作成された鉛プラグ温度と LRB 降伏応力の関係を示す。

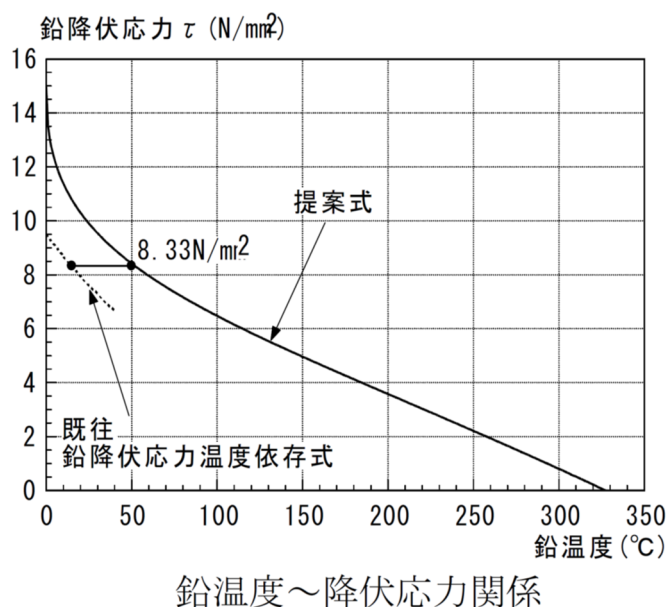
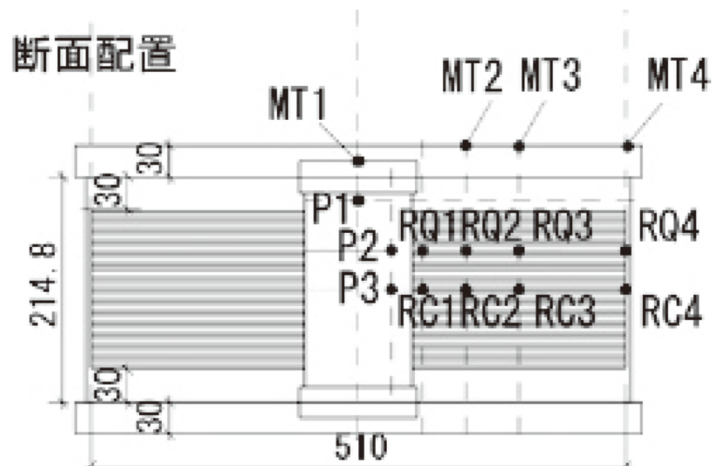


図 1.4 試験体内部温度計測位置と鉛プラグ温度と LRB 降伏応力の関係^{4,6)}

上記に示したこれまでの研究はすべて丸型シングルプラグ LRB を対象とした研究であるが、2009 年には実大サイズの角型マルチプラグ LRB に対して長周期長時間地震動を想定した動的繰り返し加力実¹¹⁾が行われ、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増大することが河内山らにより実験的に示されている。

この頃米国では、鉛試験片に対し、環境温度を変化させた引張試験を実施し、引張強さと環境温度の関係を利用した鉛プラグ温度と LRB 降伏応力の評価式が作成されている。また、加力中の鉛プラグ温度を評価する熱伝導解析手法として定熱流束解析手法 (Constant Flux Solution, 以下 CFS)^{12,13,14)}を用いた熱力学連成挙動解析が行われている。

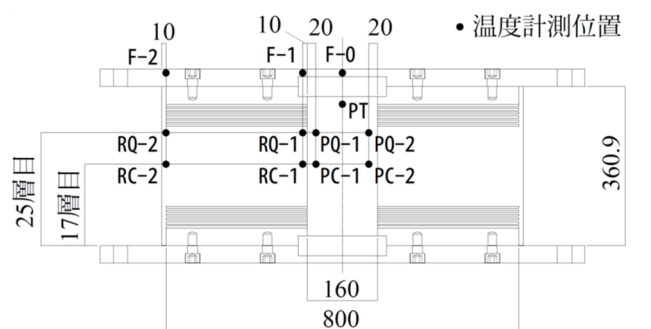
2009年から、国土交通省建築基準整備促進事業による研究が始まり、2009年に「12 免震建築物の基準の整備に資する検討」、2010年に「27-3 長周期地震動に対する免震建築物の安全性検証方法に関する検討」が採択された。2011年に、鉛プラグを3本有する縮小体の丸型LRBに対して繰り返し加力実験が行われ、熱力学連成挙動の解析的評価¹⁵⁾が行われた。また、2012年には、国立研究開発法人防災科学技術研究所、兵庫県耐震工学研究センターの実大三次元震動破壊実験施設（E-ディフェンス）にて、直径1000mmの丸型LRBに対して動的繰り返し加力実験、地震応答波実験が実施された¹⁶⁾。さらに、2013年に、国土交通省建築基準整備促進事業「S11 長周期地震動に対する減衰材の安全性検証方法に関する検討」が採択され、試験体直径の違いによるスケール効果を解析的に表現できることが確認された¹⁷⁾。

2011年3月には、東北地方太平洋沖地震が発生し、長周期長時間地震動により、都心の高層建築物が数分間にわたり大きく揺れる現象が実際に確認された。幸いにも免震建築物に大きな被害はなく、病院や庁舎などでは建物としての機能が維持され、災害復旧の拠点としての活動に大きく貢献した。

2009年から2013年にかけて行われた国土交通省建築基準整備促進事業では、解析評価に用いた鉛プラグ温度とLRB降伏応力度の評価式は、竹中・近藤らによって作成された参考文献6に示される評価式が用いられてきたが、2012年には、上記の研究とは別に実験が行われ、新たな鉛プラグ温度とLRB降伏応力の評価式¹⁸⁾が報告されている。図1.5に試験体内部温度計測位置と鉛プラグ温度とLRB降伏応力の関係を示す。参考文献6の評価式は、鉛プラグ温度が150°Cまでの実験結果に基づき、より高温側の評価は外挿により作成されているが、報告された参考文献18の評価式は235°Cまでの実験結果に基づき作成されており、高温側で評価式に違いが生じる結果となっている。

2015年にはさらに別の実験が行われ、新たな鉛プラグ温度とLRB降伏応力の評価式¹⁹⁾が報告されている。図1.6に試験体内部温度計測位置と鉛プラグ温度とLRB降伏応力の関係を示す。

参考文献18までの研究では、鉛プラグ温度とLRB降伏応力度の評価式の作成に用いられた鉛プラグ温度は、熱電対の鉛プラグへの設置に関する技術的課題や、試験体の変形による熱電対の損傷を避けるため、鉛プラグ中心の温度ではなく、鉛プラグ端部（表面近傍）の温度となっている。2015年には、これらの課題を解決し、熱電対を鉛プラグ中央に設置した動的繰り返し加力実験が行われ、鉛プラグ温度が10°Cから270°Cまでの範囲で、鉛プラグ中心温度とLRB降伏応力の評価式が報告された。この実験では、鉛プラグ端部の温度も実験で確認しており、鉛プラグ端部温度を用いて作成した評価式は試験体サイズが変わると発熱量と放熱量のバランスが異なるため評価式も変わってしまうが、鉛プラグ中心温度を用いて作成した評価式では安定した評価式が得られたと報告されている。



- ・ ゴム層厚：5mm×32層=160mm
- ・ 内部鋼板厚：3.9mm×31層
- ・ 1次形状係数：40
- ・ 2次形状係数：5.0

試験体形状および温度計測位置

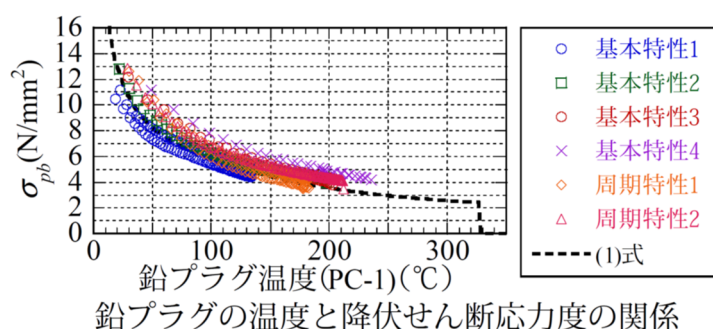
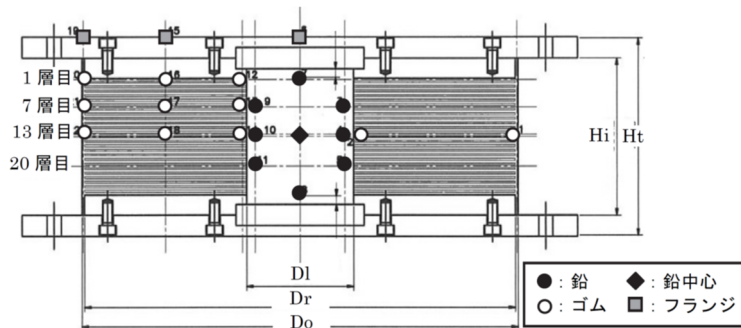
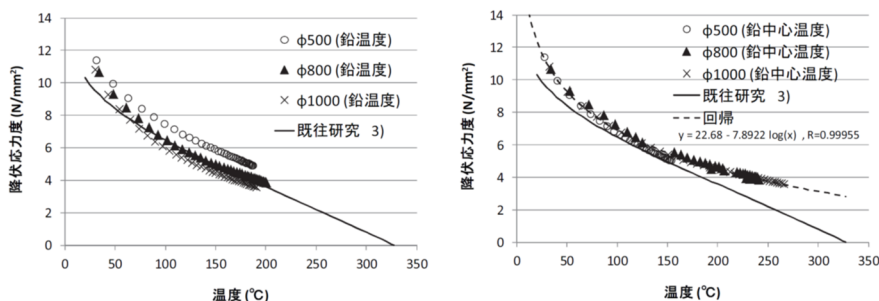


図 1.5 試験体内部温度計測位置と鉛プラグ温度と LRB 降伏応力の関係¹⁸⁾



試験体図 (熱電対配置図)



(a) 鉛表面近傍 (13層目) 温度

(b) 鉛中心温度

鉛プラグ温度-降伏応力関係 (実験: $\gamma=100\%$, $T=3.5s$)

図 1.6 試験体内部温度計測位置と鉛プラグ温度と LRB 降伏応力の関係¹⁹⁾

LRB の繰り返し変形に伴う鉛プラグの発熱と、降伏荷重の関係について理解が進み、2016年6月に国土交通省からプレスリリース「超高層建築物等における南海トラフ沿いの巨大地震による長周期地震動対策について（技術的助言）」⁵⁾が発表され、超高層建築物、免震建築物の長周期地震動対策が強化されることとなった。

以上のように、鉛プラグの温度上昇と降伏荷重の低下現象、および、その解析的評価手法について、理解が進んできたが、以下について十分に把握されていないのが現状である。

- 1) LRB の高熱容量化、鉛プラグの分散配置に着目した降伏荷重低下現象の抑制
- 2) 降伏荷重に与える積層ゴムの非線形性の影響
- 3) 高温時、および低温時における降伏荷重と鉛プラグ温度の関係
- 4) 降伏荷重に与える加力速度の影響
- 5) 鉛プラグの分散配置や鉛プラグ径などの形状の違いが降伏荷重に与える影響
- 6) 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評価

1)に関する既往の研究は、筆者の知る限り見当たらない。

2)に関しては、鉛プラグ挿入前の積層ゴム（以下 RB と称する）は試験体の形状や加力条件による影響を受けて非線形性を生じることが知られている²⁰⁾。この非線形性によって生じる切片荷重は鉛プラグの降伏荷重に比べて非常に小さいため、一般的には考慮されていない。しかし、LRB が繰り返し加力を受けると、エネルギー吸収により鉛プラグが発熱し、降伏荷重が低下するため、LRB の降伏荷重に与える RB の切片荷重の影響が相対的に大きくなっていく。本研究では、RB の切片荷重を考慮する必要があると考える。

3)に関しては、高温側では 270°C 以上、低温側では 10°C 以下の範囲で鉛プラグ温度と降伏荷重の関係が実験的に得られていないため、確認する必要がある。

4)に関しては、加力速度により降伏荷重が変化することは既往の研究⁹⁾でも指摘されていたが、加力速度が変わると鉛プラグの温度上昇も変わるため、評価が難しく、これまでに定量的な評価が十分になされていない。

5), 6)に関しては、系統立てた研究はこれまでにない。

本研究では、上記 1)~6)に示した課題について実験による確認を行い、鉛プラグ入り積層ゴム支承の形状の違いが熱力学特性に与える効果について解明する。

1.3 研究の方法

1.2 節の課題 1) で示した LRB の高熱容量化，鉛プラグの分散配置に着目した降伏荷重低下現象の抑制については，第 2 章「高耐久 LRB の開発」にて検討する．第 2 章では，標準形状の LRB(Type1)と内部鋼板厚さを 2 倍にした高熱容量 LRB(Type2)，内部に極厚鋼板を配置した高熱容量 LRB(Type3)に対して実験を行い，形状の違いが繰り返し加力によるエネルギー吸収性能の低下に与える影響について確認する．既往の鉛プラグ温度と降伏荷重の評価式⁹⁾を用い，熱伝導解析に FDM を適用した熱力学連成挙動解析を行い，実験結果と比較することにより，実験で確認されたエネルギー吸収性能の違いが，試験体の形状の違いによるものであることを確認する．

さらに，鉛プラグが分散配置された実大サイズの角型マルチプラグ LRB に対して動的繰り返し加力実験を行う．角型 LRB の複雑な形状に対応するため，3次元にモデルを拡張した FDM を適用した熱力学連成挙動解析結果と実験結果を比較し，解析結果が実験結果を再現できることを確認することにより角型マルチプラグ LRB に対して行った解析手法の妥当性を示す．その上で，丸型シングルプラグ LRB，または角型マルチプラグ LRB を配置した免震建物モデルに対して地震応答解析を行い，鉛プラグの分散配置による効果を確認する．

課題 2~4 に示した，降伏荷重に与える積層ゴムの非線形性の影響，高温時，および低温時における降伏荷重と鉛プラグ温度の関係，降伏荷重に与える加力速度の影響については，第 3 章「LRB の降伏荷重評価式の提案」にて検討する．第 3 章では，まず RB の非線形性により生じる RB 切片荷重について，加力速度，加力ひずみ，加力温度を変えた繰り返し加力実験を行い，RB せん断応力度の評価式を作成する．続いて RB 試験後の試験体に鉛を挿入し，同じ条件で LRB の実験を行う．LRB の実験から得られた降伏荷重から，RB の実験で得られた切片荷重を差し引くことにより，鉛プラグ単体の降伏荷重の実験結果が得られる．鉛プラグ単体の降伏荷重の実験結果を鉛プラグ面積で除算することにより鉛プラグ降伏応力度が得られ，加力速度，加力ひずみ，鉛プラグ温度で整理することにより，鉛プラグ降伏応力度の評価式を得る．

さらに，得られた評価式の妥当性を検証するため，様々な条件の実験結果に対して熱伝導解析に FDM を適用した熱力学連成挙動解析を行う．また，より簡便な熱伝導解析の手法として定熱流束解析手法（以下 CFS）を組み込んだ熱力学連成挙動解析を行い，既往の評価式の比較を通じて適用性を確認する．

課題 5, 6 に示した，鉛プラグの分散配置や鉛プラグ径などの形状の違いが降伏荷重に与える影響，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評価については第 4 章「減衰材の分散配置による熱力学特性の改善効果」で検討する．第 4 章では，鉛プラグ径，およびゴム層総厚さをパラメータとした実大サイズの丸型シングルプラグ LRB，角型マルチプラグ LRB に対して繰り返し加力実験を行い，形状の違いが降伏荷重に与える影響

について確認する。さらに、マルチプラグ LRB の熱力学連成挙動解析における熱伝導解析手法において、CFS、および 2 次元 FDM を適用した簡易評価法を開発し、実験結果、および 3 次元 FDM を適用した熱力学連成挙動解析結果と比較することにより簡易評価法の適用性について確認する。

第 1 章の参考文献

- 1) 東海地震等巨大災害への対応特別調査委員会報告：巨大地震時に予測される長周期地震動とその耐震問題，日本建築学会，2005 年 9 月
- 2) 東海地震等巨大災害への対応特別調査委員会報告：巨大地震による長周期地震動の予測と既存建築物の耐震性と今後の課題，日本建築学会，2006 年 9 月
- 3) 免震・制震技術の現状と将来展望－大振幅地震動を見据えて－，日本建築学会，構造委員会 振動運営委員会，2017 年 9 月
- 4) 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，2245-2253，2009 年 12 月
- 5) 国土交通省住宅局建築指導課：超高層建築物等における南海トラフ沿いの巨大地震による長周期地震動対策について（技術的助言），国土交通省プレスリリース，国住指第 1111 号，2016 年 6 月
- 6) 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 年 9 月
- 7) 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・力学的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 年 11 月
- 8) オイレス工業ホームページ，<http://www.oiles.co.jp>，2019 年 4 月
- 9) 人見泰義，加治木茂明，荒井芳和：鉛プラグ入り積層ゴムの速度依存性と繰返し依存性，日本建築学会大会学術講演梗概集，B-II， pp.543-544，1998 年 9 月
- 10) 西澤崇雄，山本裕，川口澄夫，金子修平：鉛プラグ入り積層ゴムの繰返し加振実験報告，日本建築学会大会学術講演梗概集，B-II， pp.445-446，2004 年 8 月
- 11) 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
- 12) Constantinou MC, Whittaker AS, Kalpakidis Y, Fenz DM, Warn GP: Performance of seismic isolation hardware under service and seismic loading, Multidisciplinary center for Earthquake Engineering Research, Buffalo, NY, Technical report No. MCEER-07-0012, 2007.8
- 13) Kalpakidis IV and Constantinou MC: Effects of Heating on the Behavior of Lead-Rubber Bearings. I: Theory, ASCE Journal of Structural Engineering, pp1440-1449, 2009.12
- 14) Lee D and Constantinou MC: Further results on the heating of single and multi-core lead-rubber bearings and dampers, Bulletin of Earthquake Engineering, pp999-1016, 2016

-
- 15) 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 年 9 月
 - 16) 矢口友貴, 近藤明洋, 高岡栄治, 竹中康雄, 高山峯夫, 飯場正紀: 大型振動台を用いた長周期地震動に対する実大免震部材の加力実験 その 13: 鉛プラグ入り積層ゴムのシミュレーション解析, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-II, pp.465-466, 2014 年 9 月
 - 17) 国立研究開発法人建築研究所: 免震部材の多数回繰返し特性と免震建物の地震応答性状への影響に関する研究, 建築研究資料, ISSN 0286-4630, No.170, 2016 年 4 月
 - 18) 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, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-II, pp.387-388, 2012 年 9 月
 - 19) 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: 太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, Vol.22, No.52, pp.987-992, 2016 年 10 月
 - 20) 柳勝幸, 高山峯夫, 西川一郎, 高山圭一, 永井正弘: 天然ゴム系積層ゴムの性能に関する実験的研究-その 6 中心孔が性能に及ぼす影響について-, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-II, pp.535-536, 1998.9



第2章 高耐久 LRB の開発

2.1 高耐久 LRB の概要

長周期長時間地震動などにより LRB が多数回の繰り返し変形を受けると、吸収したエネルギーにより鉛プラグが発熱し、鉛プラグの温度上昇が要因となり降伏荷重が低下し、LRB のエネルギー吸収性能が低下することが確認されている。降伏荷重は鉛プラグ温度の上昇に伴い低下することが分かっており、このことは、逆の見方をすると、繰り返し変形を受ける LRB の鉛プラグの温度上昇を抑制することができれば、降伏荷重の低下を抑制できることを意味している。

高耐久 LRB は上記の発想から生み出されたものであり、LRB の一層の性能向上を図るため、形状を変えることにより鉛プラグの温度上昇を抑制し、降伏荷重の低下を抑制することを試みた LRB である。

高耐久 LRB の具現化の手法としては、LRB の内部鋼板の板厚を厚くした高熱容量 LRB と、鉛プラグを分散配置したマルチプラグ LRB の二つの手法について考案し、検討した。

2.1.1 高熱容量 LRB

高熱容量 LRB は、試験体の熱容量の増大と鉛プラグ部で発生する熱の放熱性向上を意図して、内部構成を変更した LRB である。試験体概要を図 2.1 に、試験体諸元を表 2.1 に示す。図中の黒丸 (●) は内部温度確認のための熱電対を設置した位置を示している。Type1 試験体を標準とし Type2 は Type1 に比べて内部鋼板の厚さを 2 倍としており、Type3 は、Type1 と同じ厚さの内部鋼板を用いるが、Type2 と熱容量を合わせるために高さ方向中央部に極厚鋼板を挿入している。このような内部構成の変更により、Type2,3 の熱容量は Type1 に比べて鉛プラグ部で約 1.35 倍、鋼材部で約 1.43 倍となっている。ゴム部の熱容量は変わらないため、全体として熱容量の増大は約 1.3 倍となっている。

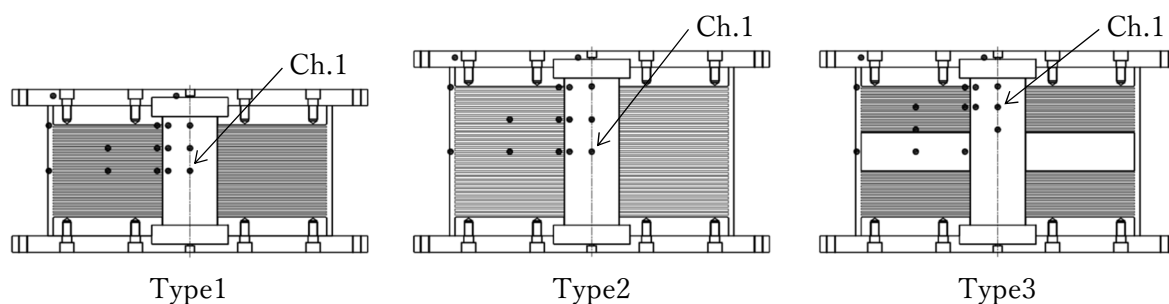


図 2.1 高熱容量 LRB 試験体概要

表 2.1 試験体諸元

項目	Type 1	Type 2	Type 3
ゴム材料	G0.4	G0.4	G0.4
外径 (mm)	$\phi 500$	$\phi 500$	$\phi 500$
鉛プラグ径 (mm)	$\phi 100$	$\phi 100$	$\phi 100$
ゴム層厚 (mm)×層数	3×33	3×33	3×32 1.5×2
中間鋼板厚さ (mm)×枚数	2.2×32	4.4×32	2.2×32
厚鋼板厚さ (mm)×枚数	-	-	70.4×1
連結鋼板厚さ (mm)×枚数	35×2	35×2	35×2
フランジ厚さ (mm)×枚数	30×2	30×2	30×2
試験体総高さ (mm)	299.4	369.8	369.8
二次剛性 K_d (kN/mm)	0.782	-	-
降伏荷重 Q_d (kN)	62.6	-	-
鉛直剛性 K_v (kN/mm)	2661	-	-

2.1.2 マルチプラグ LRB

マルチプラグ LRB は、鉛プラグを複数本有する LRB であるが、ゴム一層の厚さ、ゴム積層数、ゴムせん断面積、鉛プラグの総せん断面積を合わせて設計することにより、剛性や降伏荷重を表す基本特性をシングルプラグ LRB にほぼ合わせることができる。鉛プラグの総せん断面積を変えずに鉛プラグ本数を増やすことにより、シングルプラグ LRB に比べて 1 本あたりの鉛プラグの直径が小さくなり、鉛プラグの総表面積が大きくなる。鉛プラグの総体積はかわらず、総表面積が大きくなることから、鉛プラグで生じた熱の放熱性が改善されることが期待できる。図 2.2 に本研究で実験に用いたマルチプラグ LRB と、参考として、ほぼ同じ基本特性を有するシングルプラグ LRB の概要図を示し、マルチプラグ LRB とシングルプラグ LRB の内部構成、特性値を比較した表を表 2.2 に示す。市場に流通しているマルチプラグ LRB は外形が角型であり、シングルプラグ LRB は外形が丸型となっており、本研究においてもプラグ本数と外形の関係を維持した形状としている。

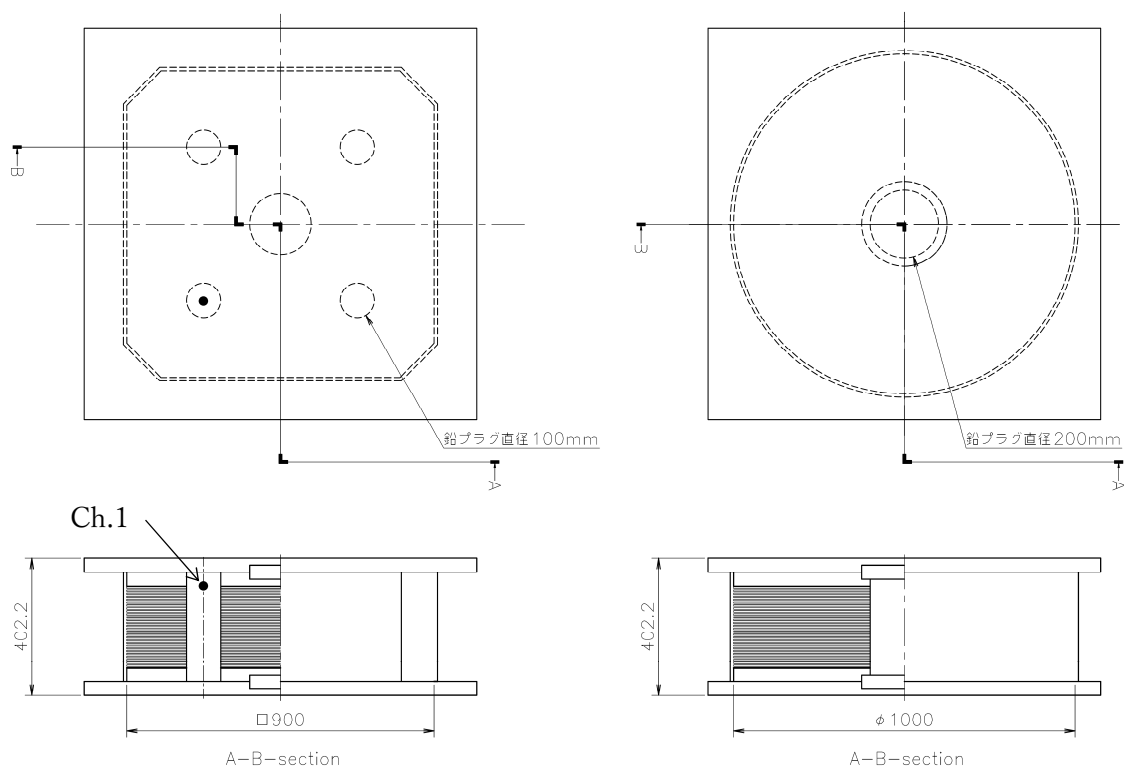


図 2.2 マルチプラグ LRB(左)とシングルプラグ LRB (右) の概要図

表 2.2 マルチプラグ LRB とシングルプラグ LRB の内部構成, 特性値比較

項目	マルチプラグ LRB LRB□900	シングルプラグ LRB LRBφ1000	φ1000 に対する □900 の変化率
ゴム材料	G0.4	G0.4	1.00
外形 1 (mm)	920×920	1020	0.90
鉛プラグ 径 (mm)×本数	φ100×4	φ200×1	0.50
ゴムせん断面積 (mm ²)	758584	753982	1.01
鉛プラグせん断面積 (mm ²)	31416	31416	1.00
ゴム層厚 (mm)×層数	4.2×29	4.2×29	1.00
中間鋼板厚さ (mm)×枚数	4.3×28	4.3×28	1.00
連結鋼板厚さ (mm)×枚数	40×2	40×2	1.00
フランジ厚さ (mm)×枚数	40×2	40×2	1.00
試験体総高さ (mm)	402.2	402.2	1.00
一次形状係数 S1 (－)	55.9	59.5	0.94
二次形状係数 S2 (－)	7.39	8.21	0.90
鉛プラグ高さ(mm)	242.2	242.2	1.00
鉛プラグ体積 (mm ³)	7608937	7608937	1.00
鉛プラグ表面積 (mm ²)	555685	215011	2.58
二次剛性 Kd (kN/mm)	2.558	2.544	1.01
降伏荷重 Qd (kN)	250.4	250.4	1.00
鉛直剛性 Kv (kN/mm)	10119	10309	0.98

2.2 高耐久 LRB の実験

内部鋼板の板厚を厚くした高熱容量 LRB, および鉛プラグを分散配置したマルチプラグ LRB に対して動的繰り返し加力実験を行い, 試験体の形状が熱力学特性に与える効果について実験的に確認する.

2.2.1 高熱容量 LRB の実験

2.2.1.1 実験計画

試験体は, 図 2.1 に示した Type1 の LRB (標準), および Type2, 3 の高熱容量 LRB であり, 図中黒丸 (●) の位置に試験体内部温度を計測するために熱電対を設置している. 試験体諸元は表 2.1 に示している. 実験は, 水平二方向加力を含む, 基本特性試験, 動的繰り返し加力試験, 地震応答波加力試験を表 2.3 に示す条件で, 水平二方向加力が可能なオイレス工業(株)足利事業場にある 0.5MN 三軸試験機を用いた. 試験機能力の制約から鉛直方向の圧縮面圧は 2.5MPa とし, 通常の 15MPa に比べ低く設定した. 試験では, LRB の実使用条件を模擬し, 試験体から試験機への熱の移動を抑制するため, 試験体フランジ上下面に断熱材を配置した. 地震応答波は, 国土交通省基準整備促進事業#27-3 にて検討された水平二方向入力地震動による応答結果を用い, 試験条件 5 の地震応答波 6 回繰り返し加力試験においては, インターバルを 30 秒として加力した. 試験体全景を写真 2.1~2.3 に, 試験機全景を写真 2.4 に, 試験機の載荷能力を表 2.4 に, 断熱材の諸元を表 2.5 に示す.

表 2.3 高熱容量 LRB 加力条件

ケース名	面圧 (MPa)	主軸/副軸ひずみ	加振波形	繰り返し回数
1.基本特性	2.5	γ 100% / γ 0%	Sin 波 0.0125Hz	4
2. γ 200% 一方向繰り返し	2.5	γ 200% / γ 0%	Sin 波 0.25Hz	35
3.基本特性	2.5	γ 100% / γ 0%	Sin 波 0.0125Hz	4
4.地震波一方向	2.5	γ 109% / γ 0%	地震応答波	1
5.地震波二方向	2.5	γ 109% / γ 70%	地震応答波	6
6.基本特性	2.5	γ 100% / γ 0%	Sin 波 0.0125Hz	4
7.二方向楕円	2.5	γ 200% / γ 100%	楕円 0.25Hz	60
8.基本特性	2.5	γ 100% / γ 0%	Sin 波 0.0125Hz	4

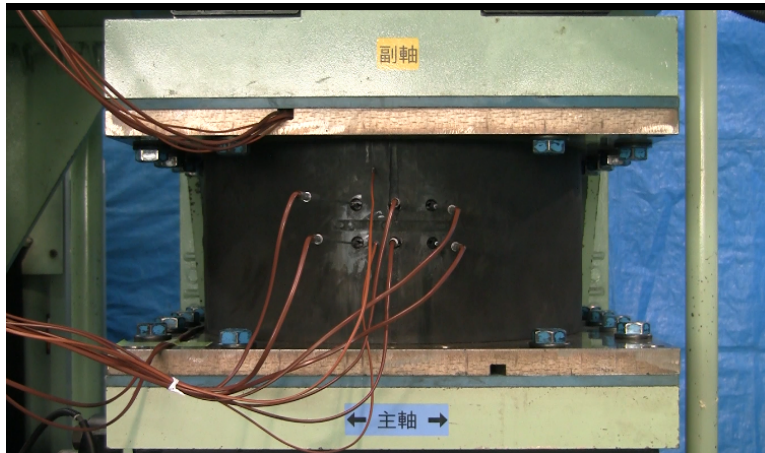


写真 2.1 Type-1 試験体

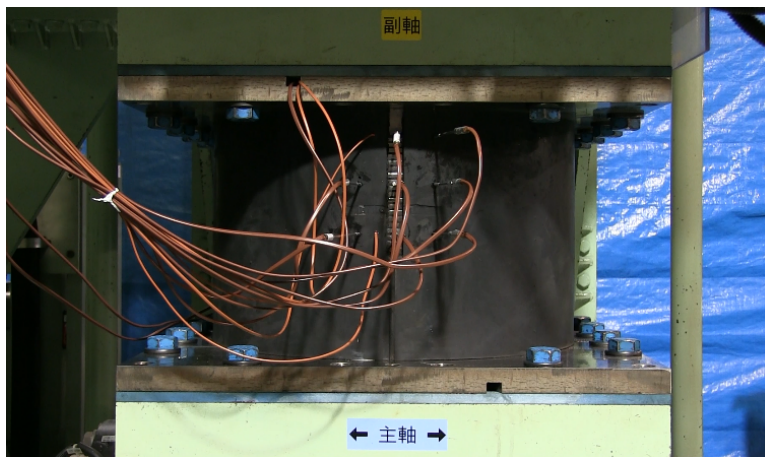


写真 2.2 Type-2 試験体

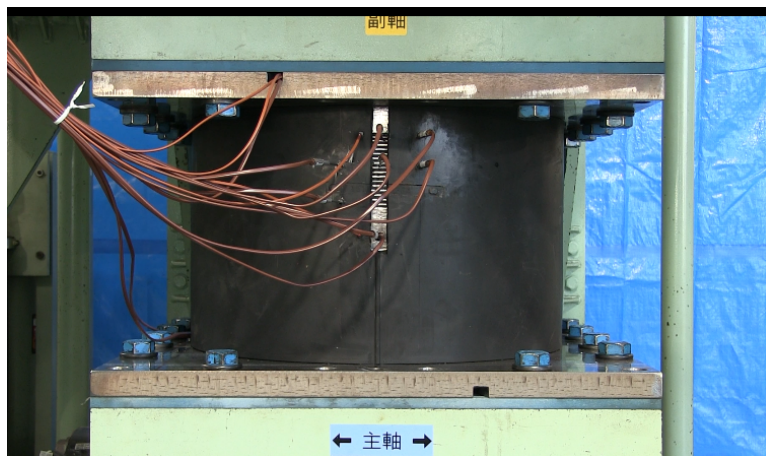


写真 2.3 Type-3 試験体



写真 2.4 0.5MN 三軸試験機

表 2.4 0.5MN 三軸試験機の载荷能力

鉛直载荷能力	500kN (圧縮)
水平主軸载荷能力	200 kN
水平主軸ストローク	±250 mm
水平副軸载荷能力	100 kN
水平副軸ストローク	±250 mm

表 2.5 断熱材諸元

板厚	mm	12.7
圧縮強度 (at24°C)	MPa	338.3
熱伝導率	W/m · K	0.275
比熱 (at20°C)	J/(kg · K)	931
最高使用温度	°C	285

2.2.1.2 実験結果

試験条件 1 の基本特性試験結果を二次剛性 K_d , 降伏荷重 Q_d の対設計値と合わせて図 2.3 に示す。いずれの試験体もきれいなバイリニア形状の水平力-水平変位関係を描いており、試験体内部構成の違いにより、基本特性に顕著な違いが無いことを確認した。試験体内部温度上昇は、Type1 でやや大きめの結果となったが、その差は 4°C 程度と小さい値であった。

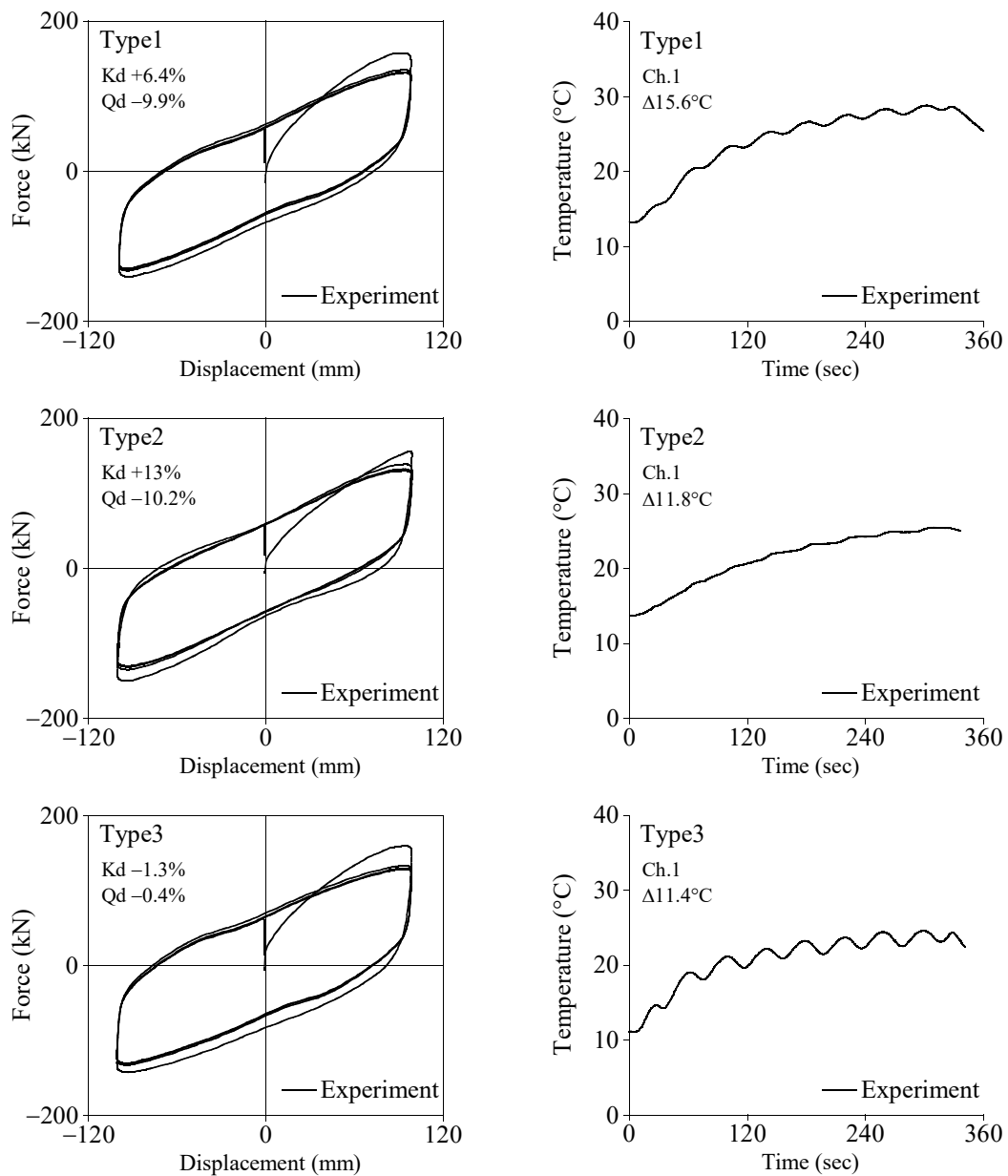


図 2.3 γ 100%基本特性試験における水平力-水平変位関係と鉛プラグ中心温度の変化 (試験条件 1)

試験条件2の一方方向繰り返し加力試験における各試験体の水平力-水平変位関係、および、鉛プラグ中心位置(Ch.1)の温度計測結果を図2.4に、最大変形時における変形状況を写真2.5に示す。水平力-水平変位関係は、いずれの試験体においても繰り返し加力が進むにつれ、降伏荷重の低下とともに履歴面積が小さくなっている様子がわかる。Type2の履歴形状において、水平変位0付近に凹みが見られるが、全体として履歴形状に大きな変化は見られない。また、最終サイクルにおける履歴面積はType2,3ではType1よりも若干大きくなっている。鉛プラグ中心部の温度は、Type1では加力中に熱電対の移動が生じ途中から把握できていない。Type2では最大200°C、Type3では最大217°Cまで温度が上昇した。

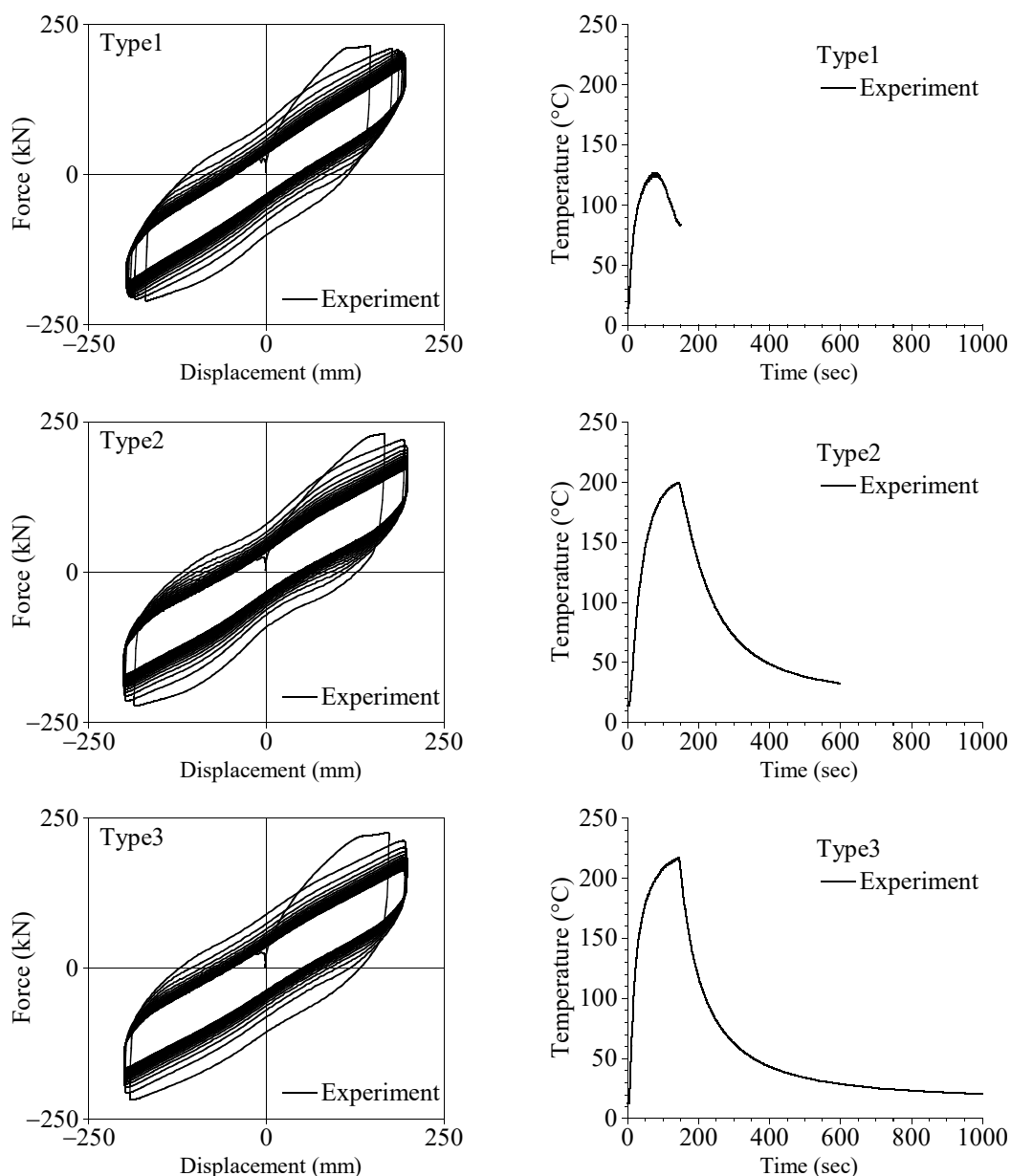
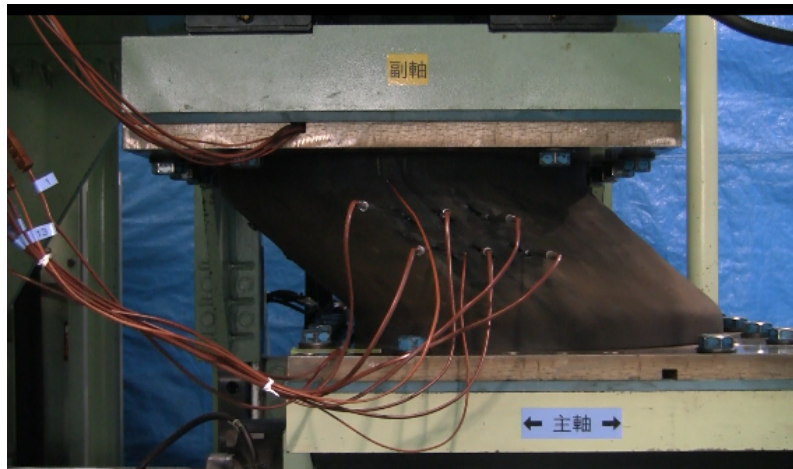
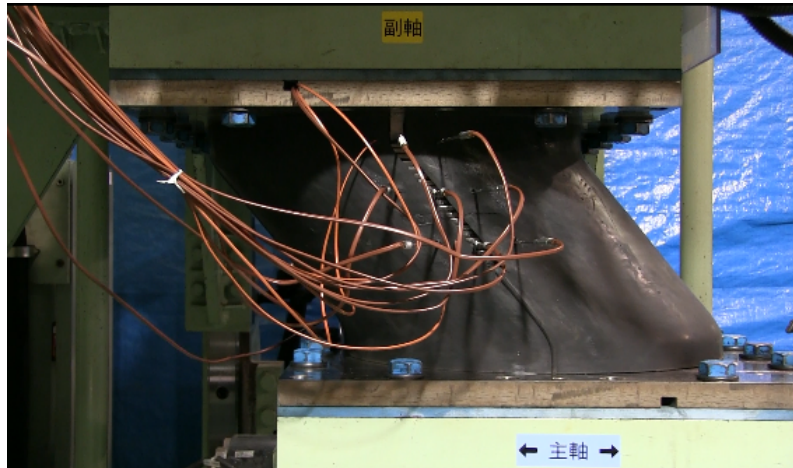


図2.4 γ 200%試験における水平力-水平変位関係と鉛プラグ中心温度の変化 (試験条件2)

Type1



Type2



Type3

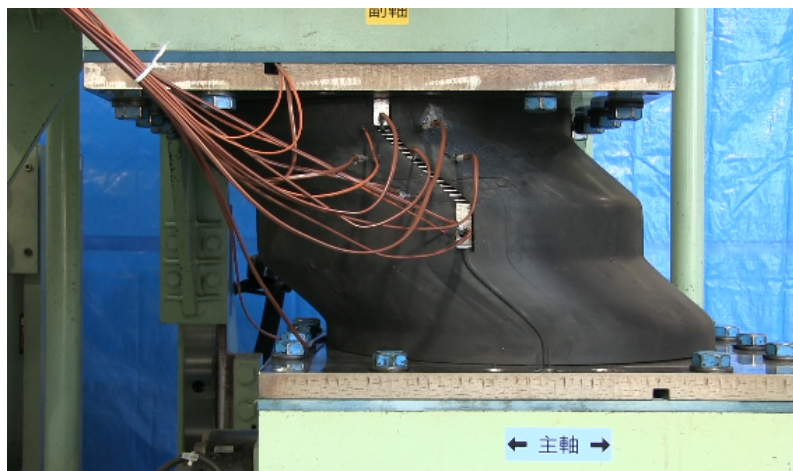


写真 2.5 γ 200%変形時の各試験体の状況

エネルギー吸収性能の変化を詳しく見るため、図 2.5 に水平力-水平変位関係から算出される各試験体の累積エネルギー吸収量の時刻歴を示す。累積エネルギー吸収量は、Type1 と比べて Type2 では 8.3%、Type3 では 7.1%増加し、試験体形状の違いによるエネルギー吸収性能の改善効果が確認された。Type 2 と Type3 とではエネルギー吸収性能に大きな違いはなかった。

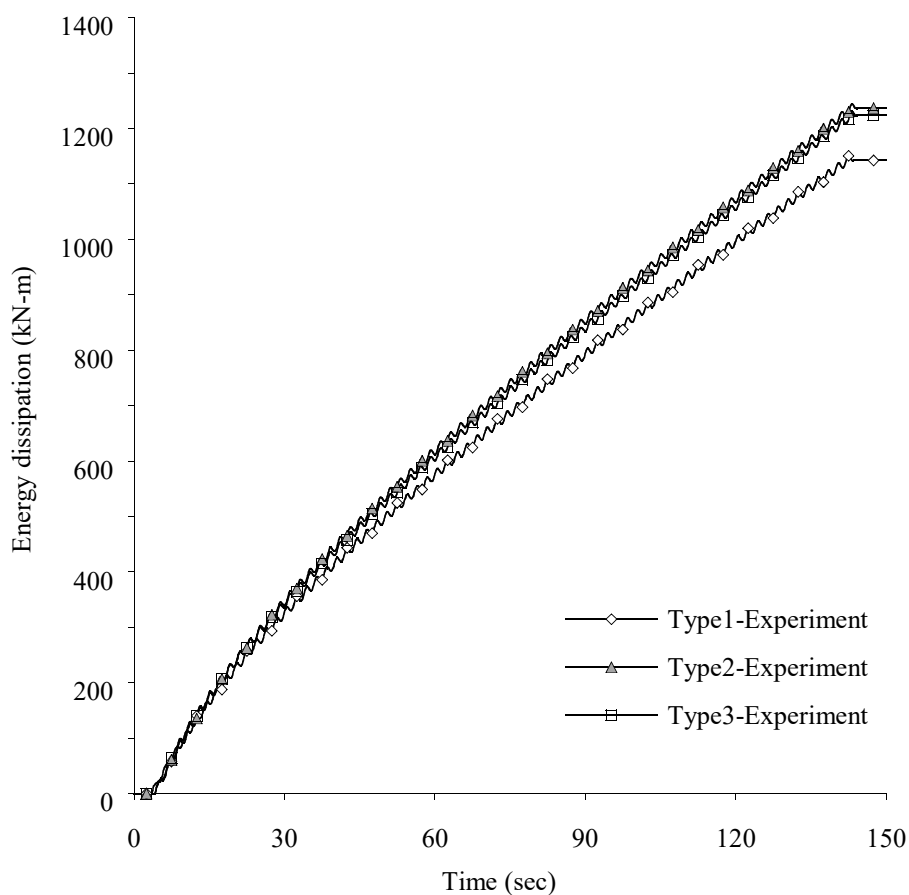


図 2.5 γ 200%試験における各試験体の累積エネルギー吸収量の変化 (試験条件 2)

試験条件 5 の地震応答波 6 回繰り返し加力試験から得られた水平力-水平変位関係を主軸方向と幅軸方向に分けて図 2.6 に、主軸方向と幅軸方向を合わせた累積エネルギー吸収量の変化を図 2.7 に、鉛プラグ中心位置 (Ch.1) の温度計測結果を図 2.8 示す。水平力-水平変位関係を Type ごとに見ると、Type2, Type3 は Type1 に比べて明らかに履歴面積が大きい結果となった。地震応答波 1 回分の継続時間は約 160 秒であり、1 回目終了時の累積エネルギー吸収量は、Type1 に比べて Type2 で+3.6%、Type3 で+12.4%増加した。6 回目終了時の累積エネルギー吸収量は、Type1 に比べて Type2 で+8.3%、Type3 で+15.4%増加し、加力継続時間が長くなるとエネルギー吸収性能の低下を抑制する効果が大きくなる結果が得られた。

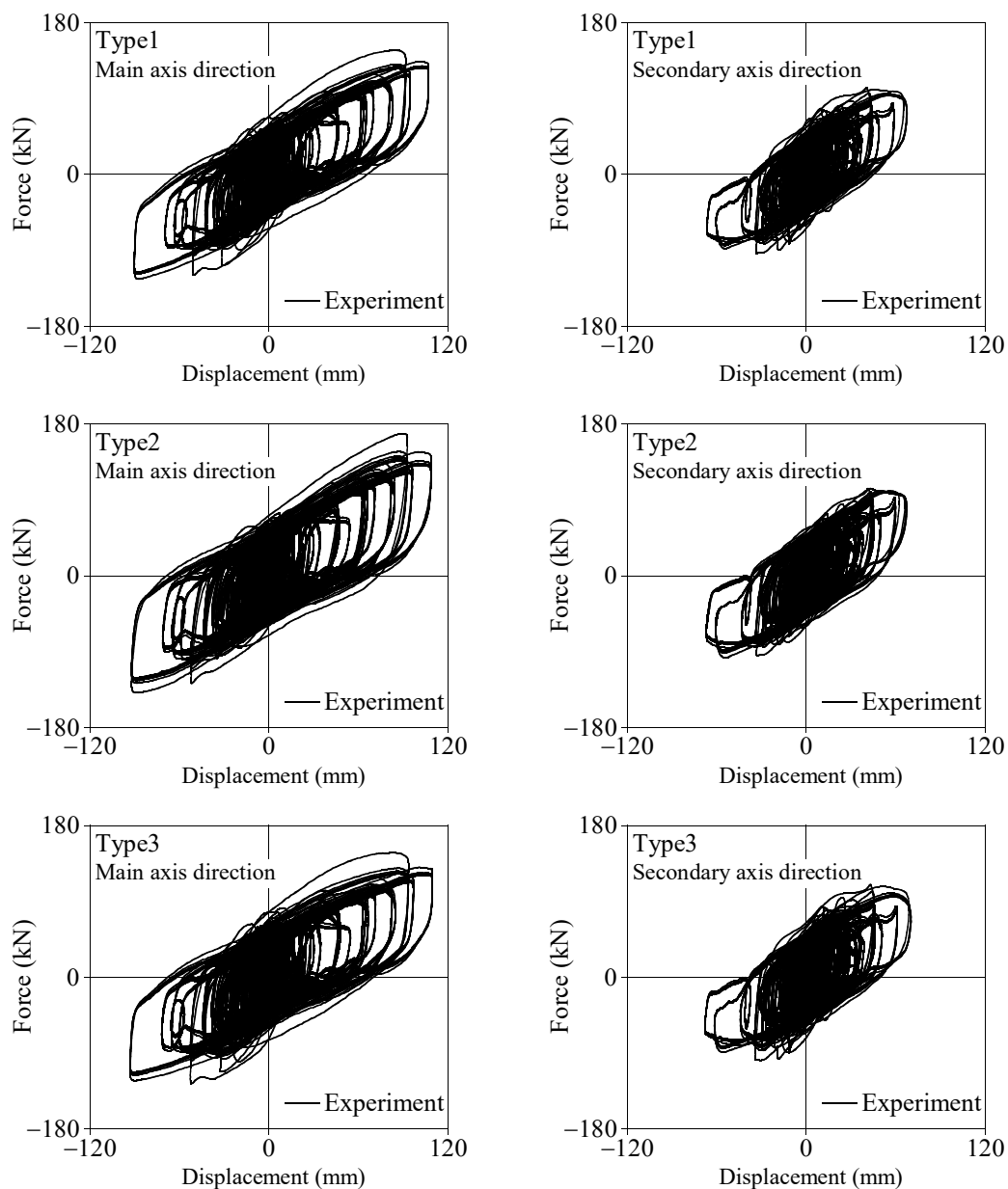


図 2.6 水平二方向地震応答波 6 回繰り返し加力試験における、主軸(Main axis direction)、幅軸(Secondary axis direction)の水平力-水平変位関係 (試験条件 5)

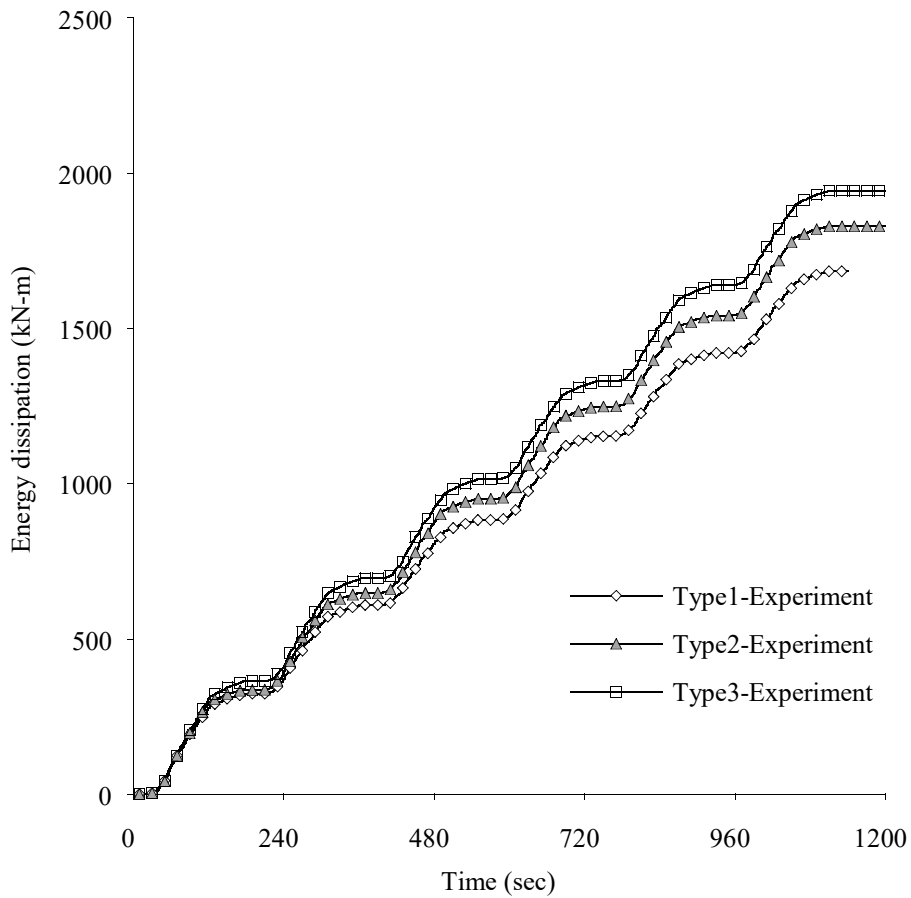


図 2.7 水平二方向地震応答波 6 回繰り返し加力試験における、
累積エネルギー吸収量の変化（試験条件 5）

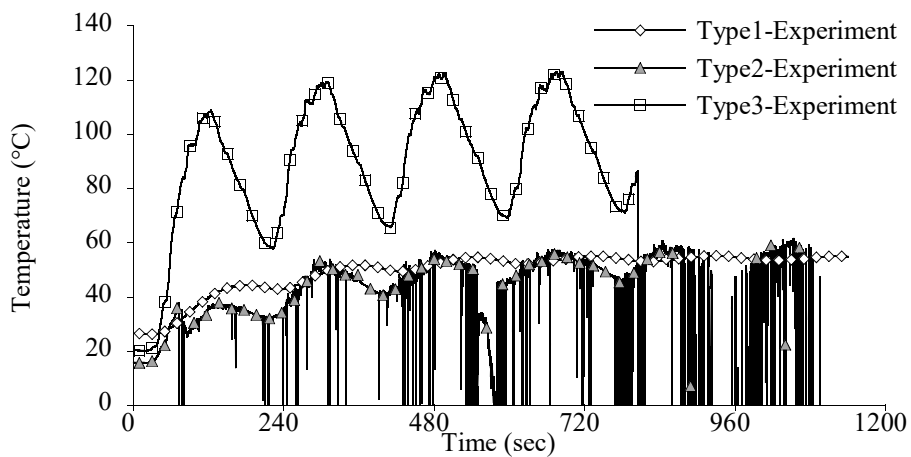


図 2.8 水平二方向地震応答波 6 回繰り返し加力試験における、
鉛プラグ中心位置（Ch.1）の温度変化（試験条件 5）

鉛プラグ中心位置の温度に関しては、加力中における熱電対設置位置の移動や熱電対の破損が生じ、傾向が掴めるデータが得られなかった。

試験条件 7 の水平二方向楕円波 60 サイクル繰り返し加力試験から得られた水平力-水平変位関係を主軸方向と幅軸方向に分けて図 2.9 に、主軸方向と幅軸方向を合わせた累積エネルギー吸収量の変化を図 2.10 に、鉛プラグ中心位置 (Ch.1) の温度計測結果を図 2.11 示す。水平力-水平変位関係を Type ごとに見ると、Type2, Type3 は Type1 に比べて地震応答波加力試験結果と同様に明らかに履歴面積が大きい結果となった。繰り返し加力終了時の累積エネルギー吸収量は、Type1 に比べて Type2 で+19.2%, Type3 で+17.2%増加した。以上から、形状の変更による試験体熱容量の増加は、エネルギー吸収性能の低下を抑制する効果があることが確認された。

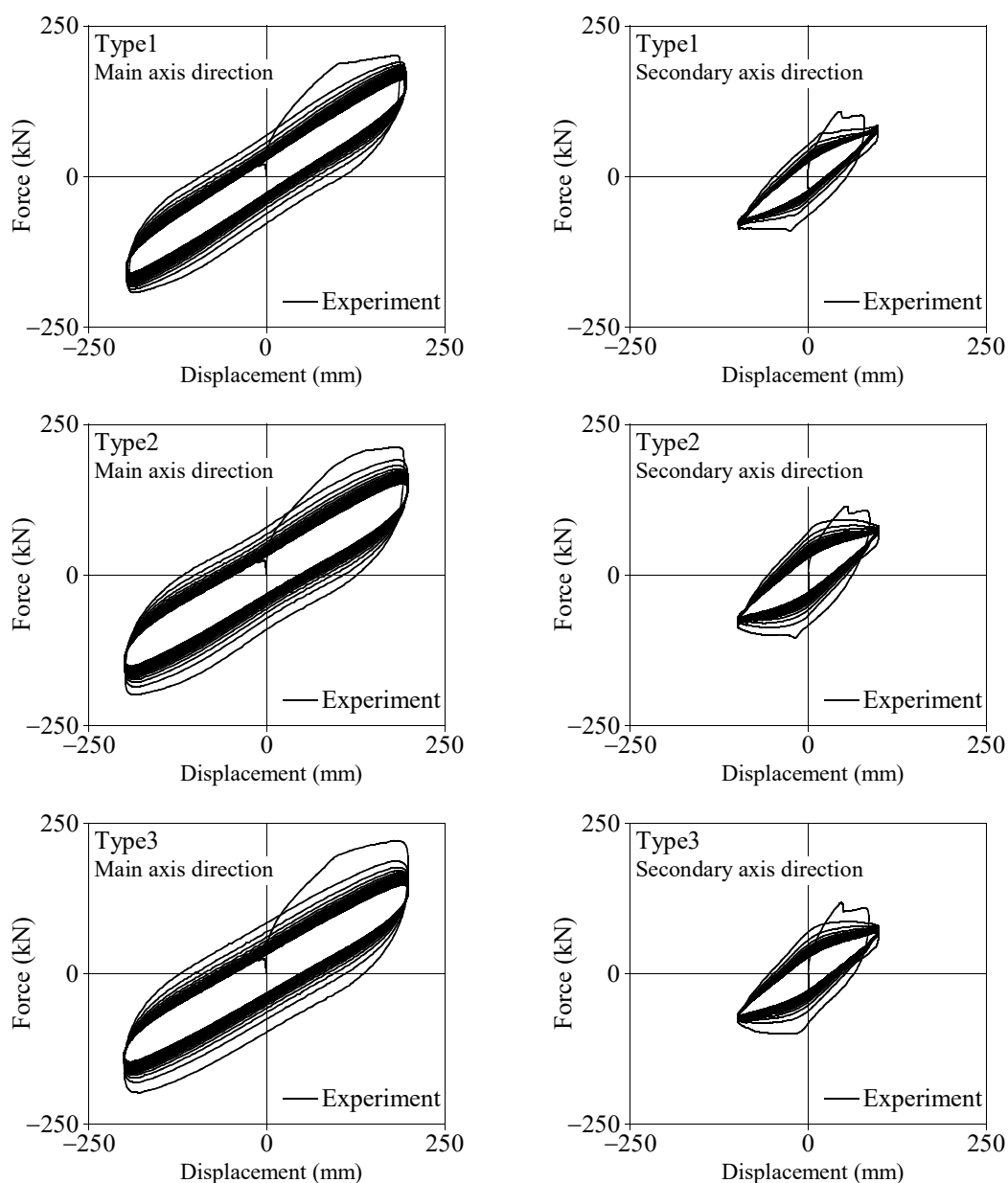


図 2.9 水平二方向楕円波 60 サイクル繰り返し加力試験における、主軸(Main axis direction), 幅軸(Secondary axis direction)の水平力-水平変位関係 (試験条件 7)

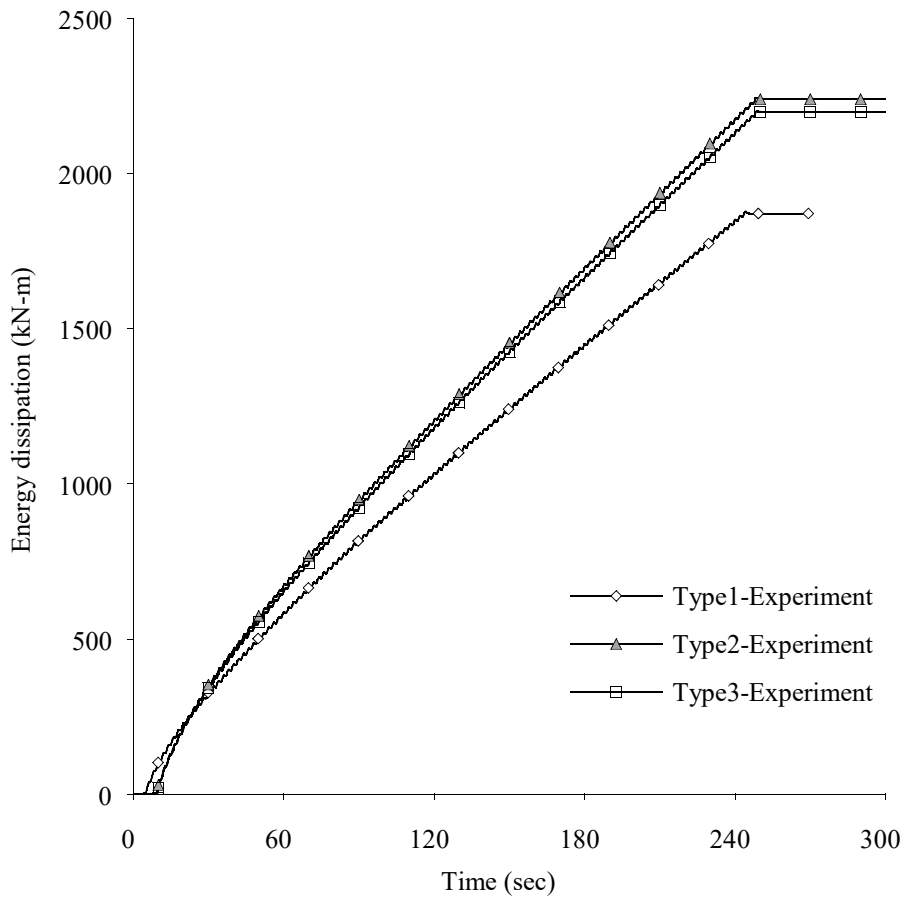


図 2.10 水平二方向楕円波 60 サイクル繰り返し加力試験における、累積エネルギー吸収量の変化（試験条件 7）

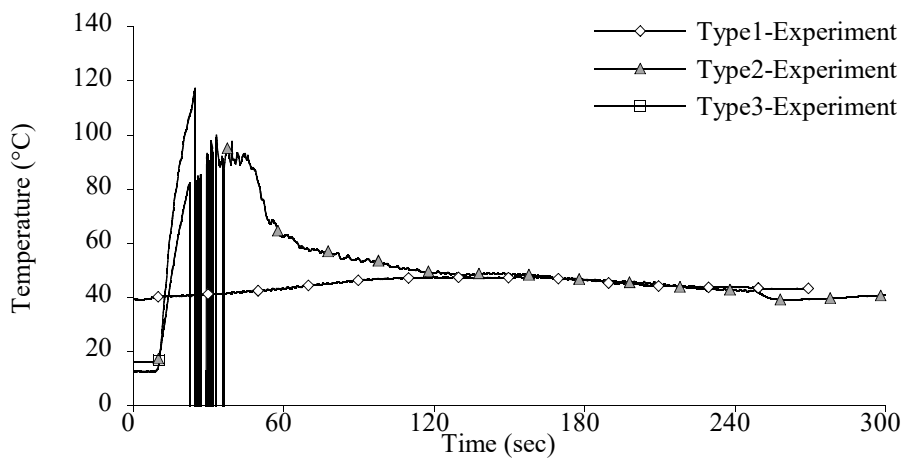


図 2.11 水平二方向楕円波 60 サイクル繰り返し加力試験における、鉛プラグ中心位置（Ch.1）の温度変化（試験条件 7）

鉛プラグ中心位置の温度に関しては、加力中における熱電対設置位置の移動や熱電対の破損が生じ、傾向が掴めるデータが得られなかった。

試験条件 8 の基本特性試験結果を二次剛性 K_d , 降伏荷重 Q_d の対設計値と合わせて図 2.12 に示す。図には、比較のため、試験条件 1 の結果も合わせて示している。試験条件 1 から試験条件 7 までの累積変形量は約 144mm であり、そのうち、地震応答波を含む水平二方向加力の累積変形量は約 106mm である。降伏後剛性、降伏荷重の特性値変化は $\pm 3\%$ 以内に収まっており、試験体形状を変更しても十分な耐久性を有していることを確認した。

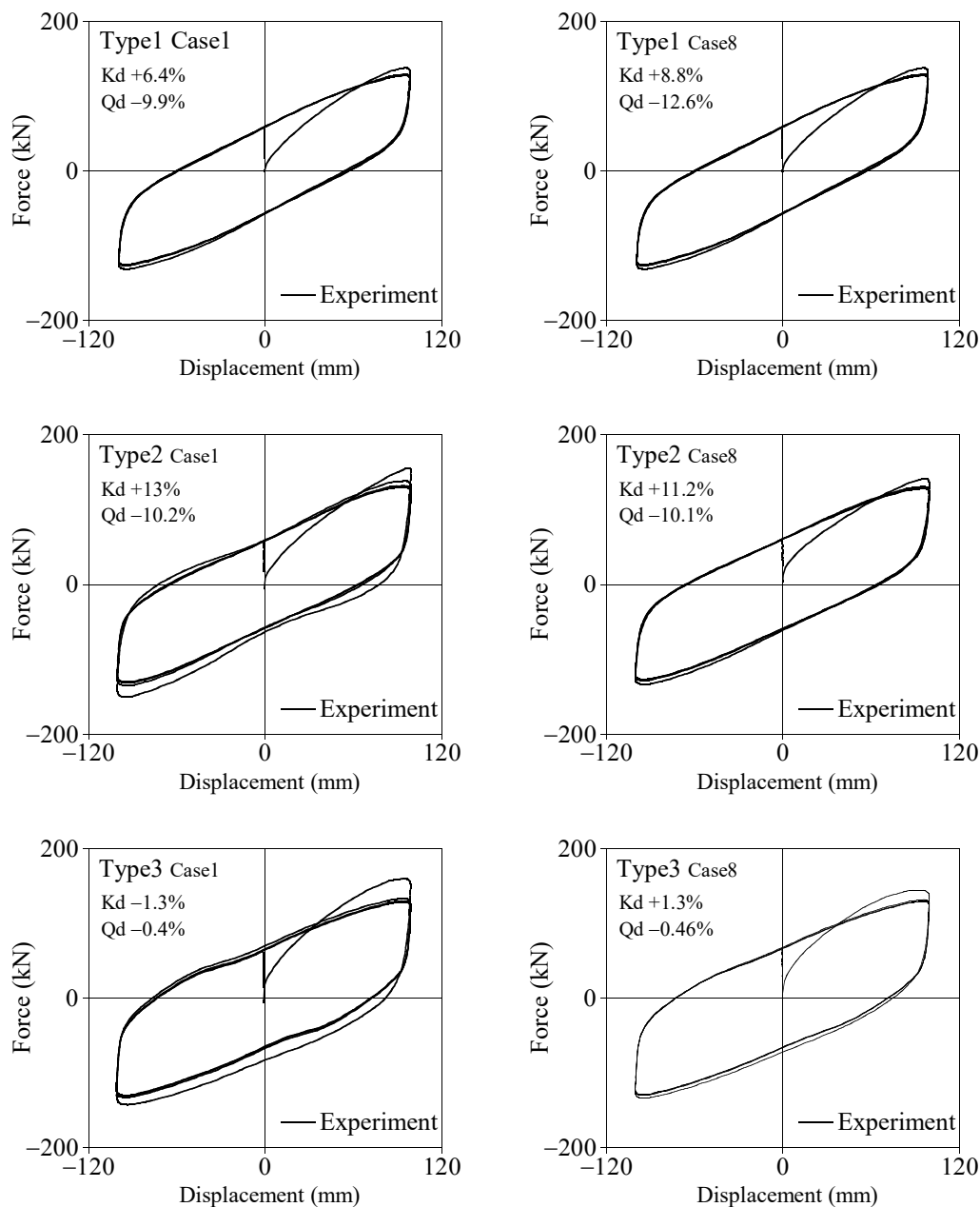


図 2.12 繰返し加力前後での基本特性試験の水平力-水平変位関係 (試験条件 1, 8)

2.2.2 マルチプラグ LRB の実験

2.2.2.1 実験計画

試験体は、図 2.2 に示した実大サイズの角型マルチプラグ LRB (LRB□900) であり、図中黒丸 (●) の位置に試験体内部温度を計測するために熱電対を設置している。試験体諸元は表 2.2 に示している。実大サイズの LRB に対して動的に水平二方向加力を行うため、実験にはカリフォルニア大学サンディエゴ校にある試験設備 SRMD (The Caltrans Seismic Response Modification Device Test Facility) を用いた。試験条件は水平二方向加力を含む、動的繰り返し加力試験、地震応答波加力試験を表 2.6 に示す条件で実施した。試験条件 3, 4, 5 の動的加力試験における繰り返し回数は、試験機能力の制約により決めている。試験条件 8, 9 の試験は一般的に出荷時検査で行われている加力速度(15mm/s)での試験であり、オイレス工業(株)が所有する 40MN 二軸試験機を用いた。試験機が変わったため、試験条件 8, 9 では試験体内部温度の計測が行われていない。地震応答波は 2003 年十勝沖地震における釧路観測波から計算される応答波形を、最大せん断ひずみが 250%となるように拡幅した波である(図 2.13)。試験開始時の試験体温度を安定させるため、インターバル間隔を十分に設けて実験を行った。SRMD への試験体取付状況を写真 2.6 に、試験体、および 40MN 二軸試験機への試験体取付状況を写真 2.7 に、試験機諸元を表 2.7~2.8 に示す。

表 2.6 マルチプラグ LRB 加力条件

試験ケース	面圧 (MPa)	主軸 / 副軸ひずみ	加力波形	回数	試験機
1. γ 100%周期	15	γ 100% / γ 0%	Sin 波 16s	4	SRMD
2. γ 100%周期	15	γ 100% / γ 0%	Sin 波 4s	4	SRMD
3. γ 200%周期	15	γ 200% / γ 0%	Sin 波 16s	8	SRMD
4. γ 200%周期	15	γ 200% / γ 0%	Sin 波 4s	8	SRMD
5. 二方向楕円	15	γ 200% / γ 100%	楕円 4s	7	SRMD
6. 地震応答波	15	γ 199% / γ 177.6%	地震応答波	1	SRMD
7. 特性変化確認	15	γ 100% / γ 0%	Sin 波 4s	4	SRMD
8. γ 100%周期	15	γ 100% / γ 0%	Sin 波 51s	4	40MN 二軸
9. γ 200%周期	15	γ 200% / γ 0%	Sin 波 102s	8	40MN 二軸

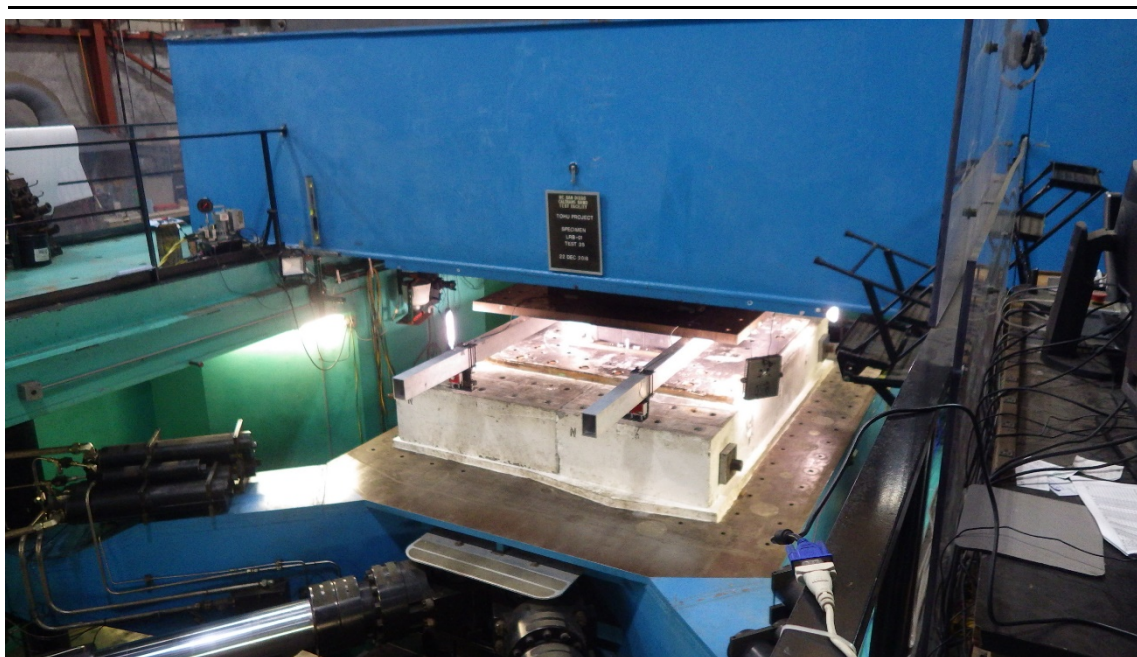


写真 2.6 SRMD へのマルチプラグ LRB 試験体取付状況



写真 2.7 マルチプラグ LRB 試験体, および 40MN 二軸試験機への試験体取付状況

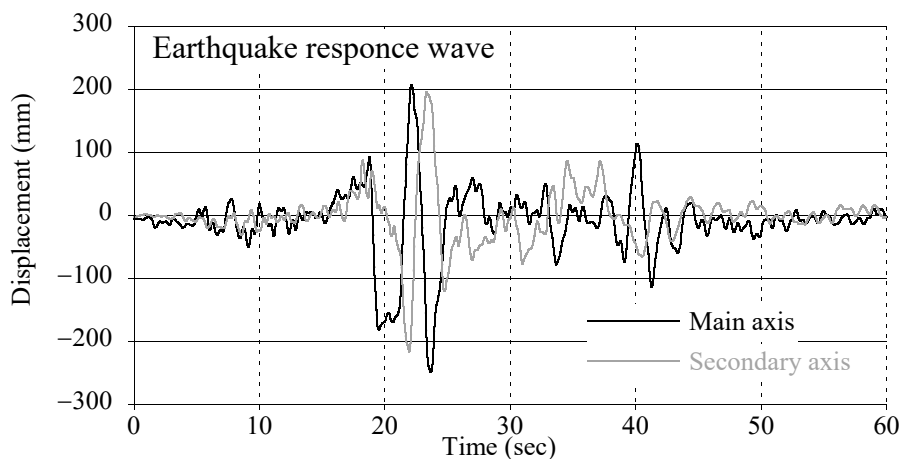


図 2.13 二方向地震応答波形
(試験条件 6)

表 2.7 SRMD 载荷能力

鉛直载荷能力	53.4MN (圧縮)
水平主軸载荷能力	8.9MN
水平主軸ストローク	±1,220mm
水平主軸速度	1,780 mm/s
水平副軸载荷能力	4.45MN
水平副軸ストローク	±610 mm
水平副軸速度	762 mm/s

表 2.8 40MN 二軸試験機の载荷能力

鉛直载荷能力	40MN (圧縮)
水平载荷能力	10MN
水平ストローク	±800 mm

2.2.2.2 実験結果

せん断ひずみ 100%において加力周期を 3 水準に変えて実施した試験ケース 8, 1, 2 の水平力-水平変位関係を図 2.14 に、加力サイクルごとのエネルギー吸収量の変化を図 2.15 に、累積エネルギー吸収量, および鉛プラグ頂部温度の時間軸, および累積変形量に対する変化を図 2.16, 図 2.17 に示す.

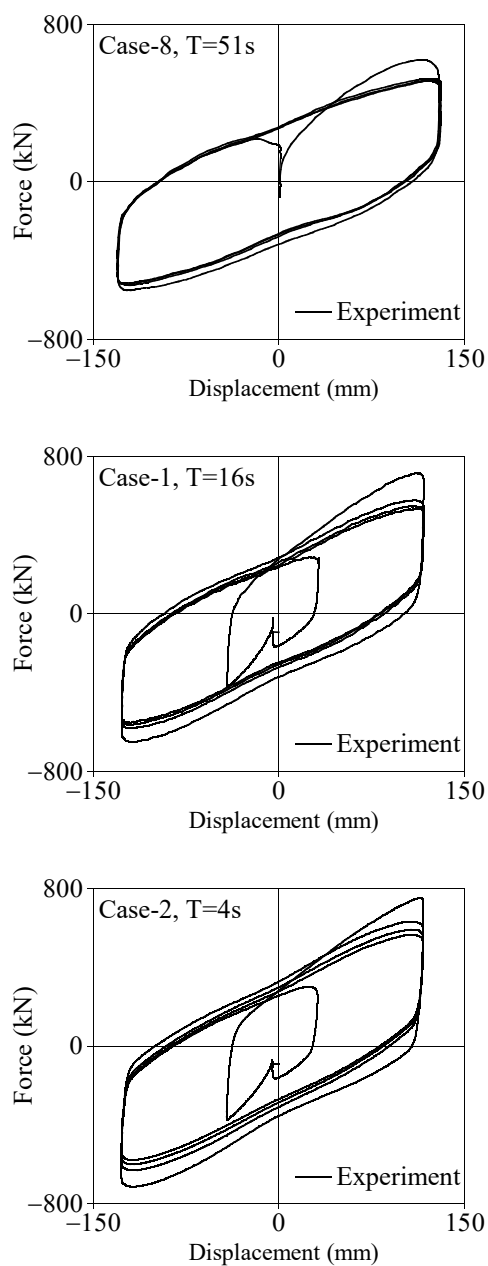


図 2.14 γ 100%, T=51s, 16s, 4s の水平力-水平変位関係 (試験条件 1, 2, 8)

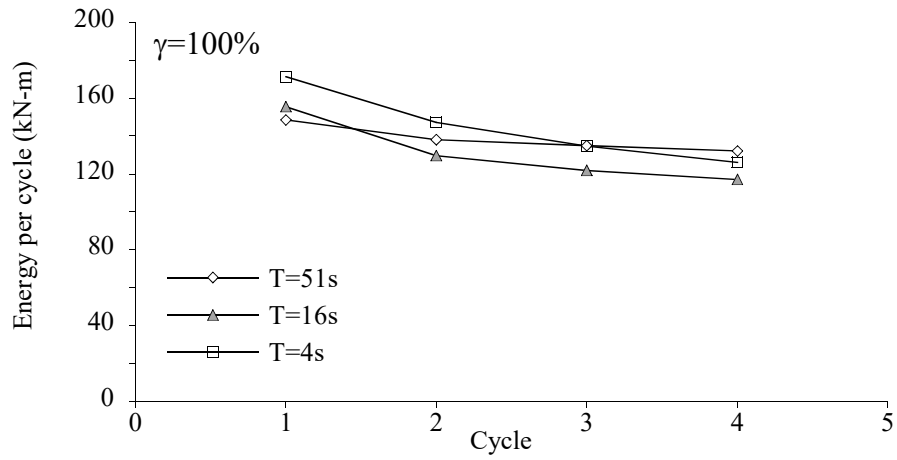


図 2.15 γ 100%, $T=51s, 16s, 4s$ の加力サイクルごとのエネルギー吸収量の変化 (試験条件 1, 2, 8)

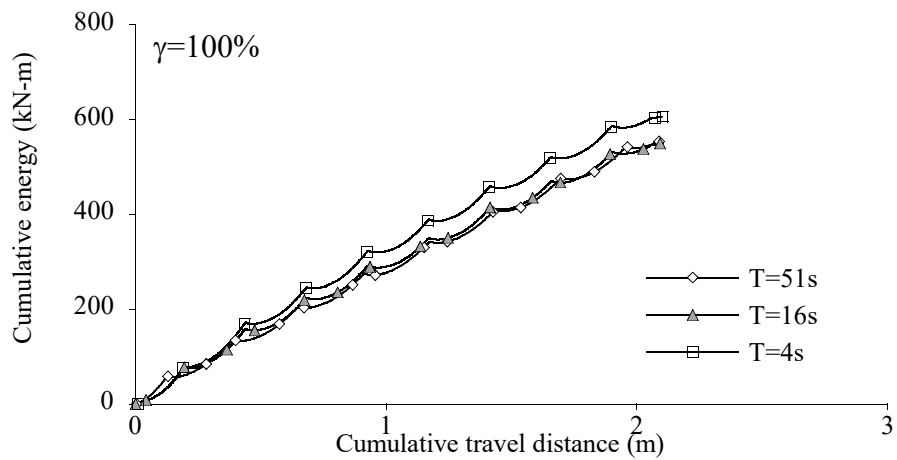
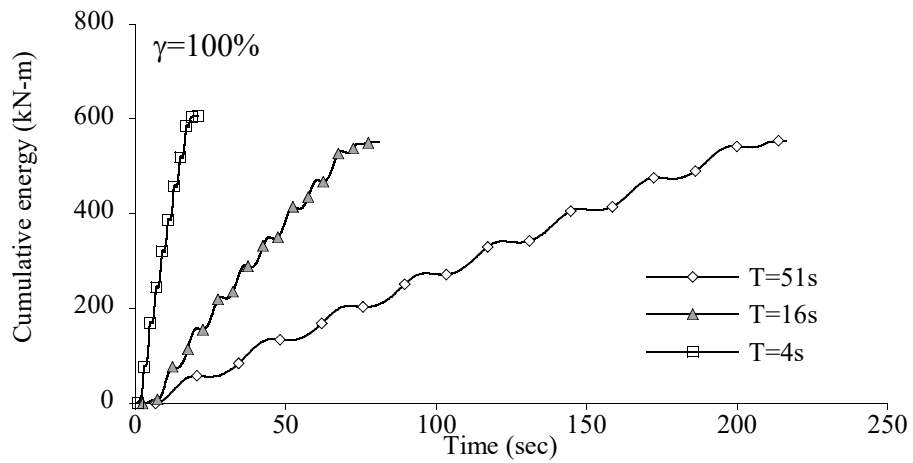


図 2.16 γ 100%, $T=51s, 16s, 4s$ の累積エネルギー吸収量の変化 (試験条件 1, 2, 8)

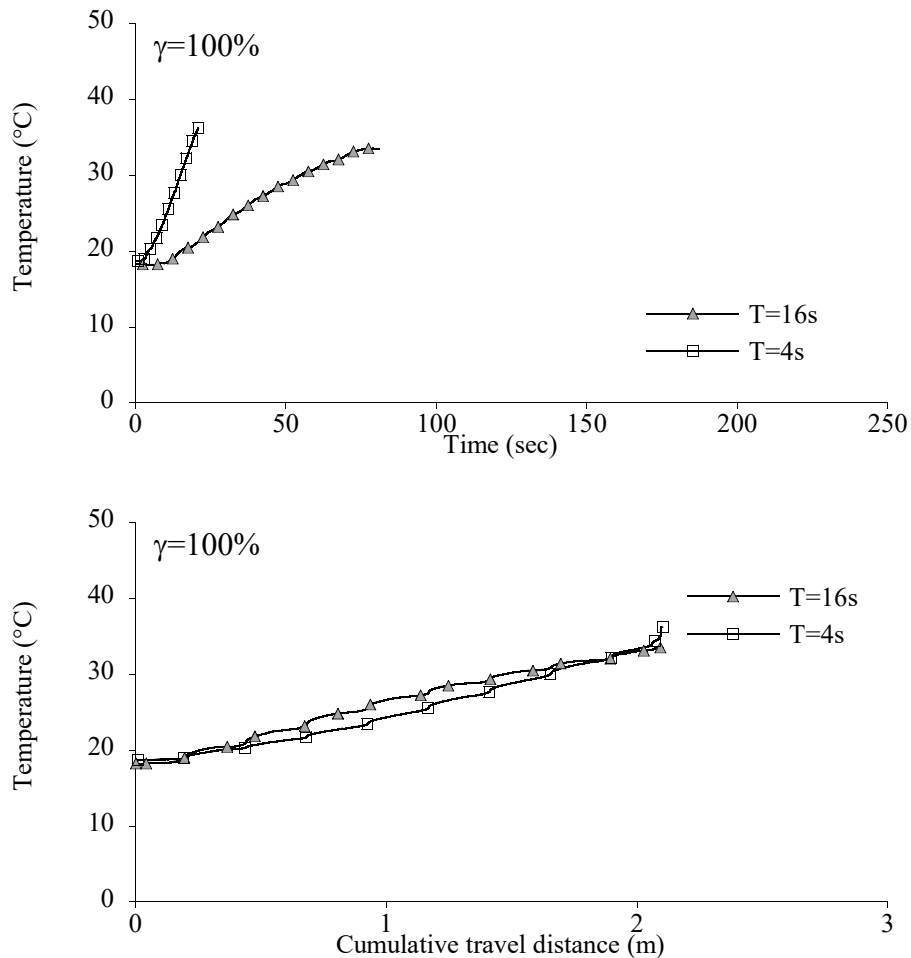


図 2.17 γ 100%, $T=51s, 16s, 4s$ の鉛プラグ頂部温度の変化
(試験条件 1, 2, 8)

図 2.14 に示した水平力-水平変位関係から、加力周期が短いほど 1 サイクル目の降伏荷重が大きくなるが、繰り返し加力に伴う降伏荷重の低下も大きくなっている。この傾向は図 2.15 に示した加力サイクルごとのエネルギー吸収量の変化からよくわかり、周期 4s では、1 サイクル目の降伏荷重が大きい、サイクルが進むと降伏荷重は低下し、周期 51s では 1 サイクル目の降伏荷重は小さいが、サイクルが進んでも低下が少ないため、4 サイクル目では周期 4s の降伏荷重地は周期 51s のものよりも小さくなっている。

図 2.16、図 2.17 に示した累積エネルギー吸収量の変化、鉛プラグ頂部温度の変化は、横軸を時間軸と累積変形量の 2 種類で示している。4 サイクルの加力は周期 4s の試験は 16s、周期 16s の試験は 64s、周期 51s の試験は 204s を要するため、周期が長い試験ほど加力中に鉛プラグで生じた熱が周囲に移動する時間がとれるため、鉛プラグ温度は上昇しにくいと考えられる。しかし、横軸を累積変形量でみると、累積エネルギー吸収量は周期 4s の結果が最も大きく、周期 16s、51s の結果はほぼ同じとなり、鉛プラグ頂部温度は周期 4s と 16s でほぼ同じとなっている。

せん断ひずみ 200%において加力周期を 3 水準に変えて実施した試験ケース 9, 3, 4 の水平力-水平変位関係を図 2.18 に、加力サイクルごとのエネルギー吸収量の変化を図 2.19 に、累積エネルギー吸収量の変化を図 2.20 に、鉛プラグ頂部温度の変化を図 2.21 に示す。

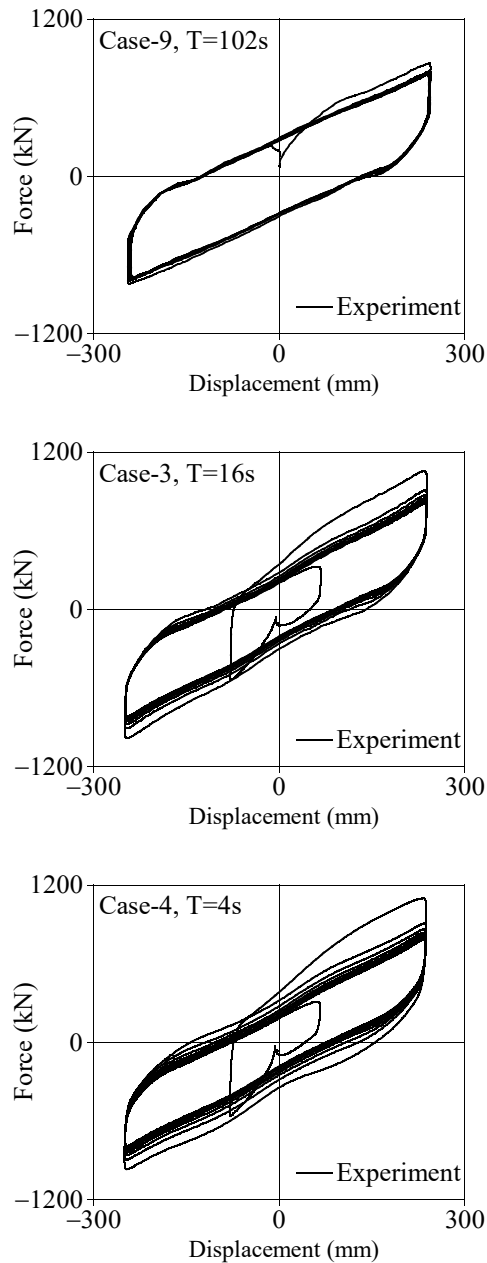


図 2.18 γ 200%, T=102s, 16s, 4s の水平力-水平変位関係 (試験条件 9, 3, 4)

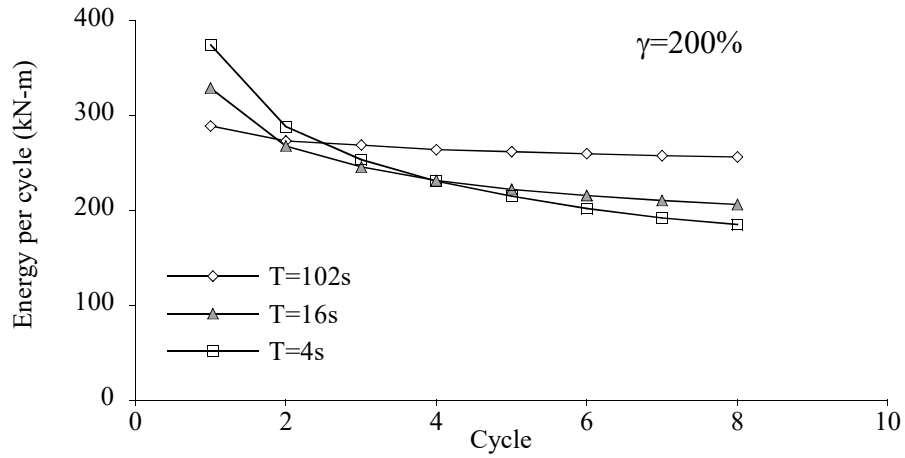


図 2.19 γ 200%, T=102s, 16s, 4s の加力サイクルごとのエネルギー吸収量の変化 (試験条件 3, 4, 9)

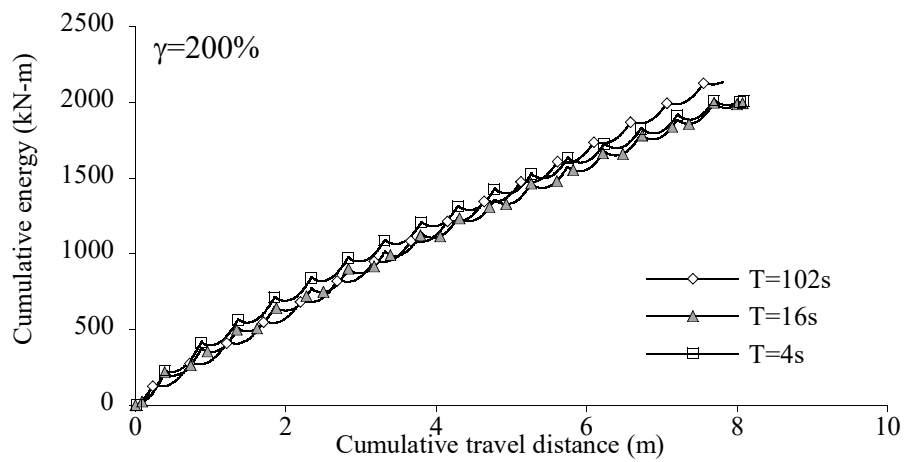
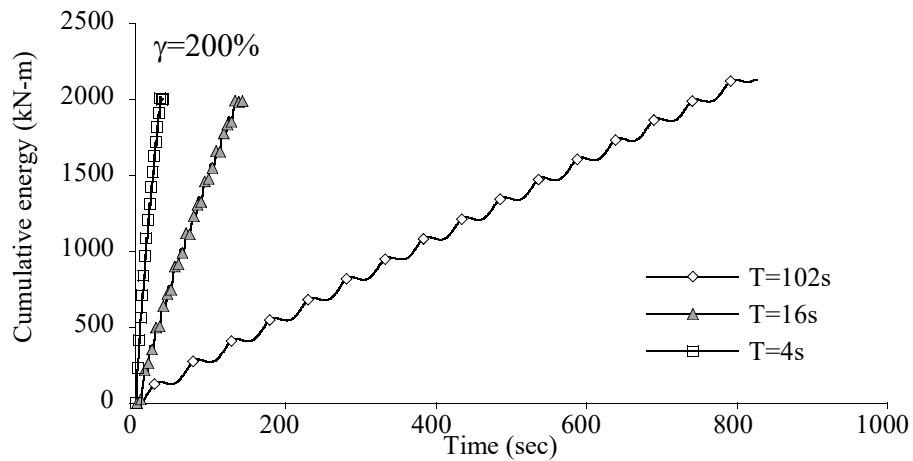


図 2.20 γ 200%, T=102s, 16s, 4s のサイクルごとのエネルギー吸収量の変化 (試験条件 3, 4, 9)

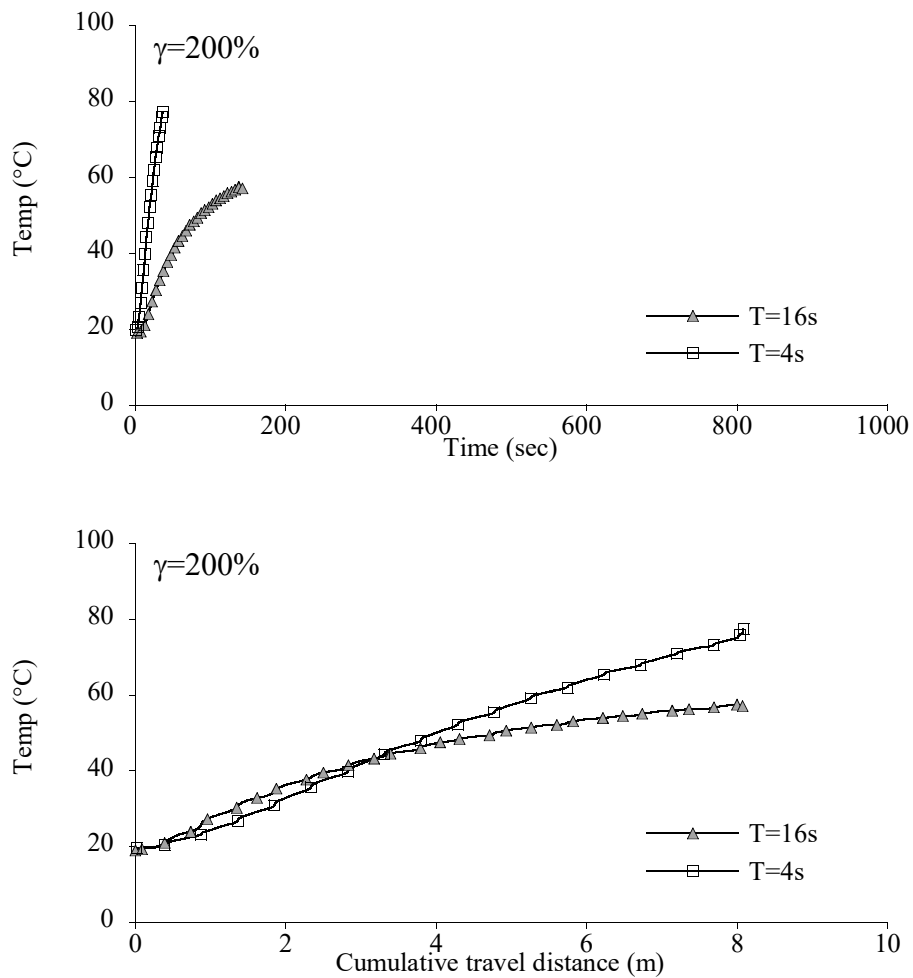


図 2.21 γ 200%, T=102s, 16s, 4s の鉛プラグ頂部温度の変化
(試験条件 3, 4, 9)

100%試験における結果と同様に、周期が短いと 1 サイクル目の降伏荷重が増加し、サイクルが進むと周期が長い結果に比べて降伏荷重はより大きく低下するが、図 2.18、図 2.19 から 200%試験ではその変化の程度が大きくなっていることが確認できる。図 2.20 に示した累積エネルギー吸収量は、累積変形量が 5m あたりまでは周期 4s の結果が大きいが、4m 以降では周期 102 秒の結果が大きくなった。図 2.21 に示した鉛プラグ頂部温度は周期 4s の結果が時間や累積変形量に対して直線的に変化しているのに対し、周期 16s の結果は加力中盤あたりから温度の上昇が緩やかになっている。加力サイクルは試験機能力の制約から 8 サイクルまでとなっており、実験で確認された範囲では累積エネルギー吸収量の加力周期による変化は小さいが、より多くの変形が与えられた場合は差が広がると考えられる。

鉛プラグで生じた熱が外周部に移動するためには、鉛プラグ温度と鉛プラグ外周部に温度差が必要であり、初期の数サイクルでは鉛プラグの温度上昇が小さいため、加力周期の違いによる放熱量の違いが表れにくいためと考えられる。せん断ひずみ 100%の結果で放熱の効果が見られなかったのも同じ理由であると考えられる。

主軸せん断ひずみ 200%，幅軸せん断ひずみ 100%，周期 4s で実施した水平二方向楕円加力の水平力-水平変位関係を図 2.22 に，累積エネルギー吸収量の変化，鉛プラグ頂部温度の変化を Case4 の 200%一方向加力試験結果（Case4）と比較して図 2.23，図 2.24 に示す。

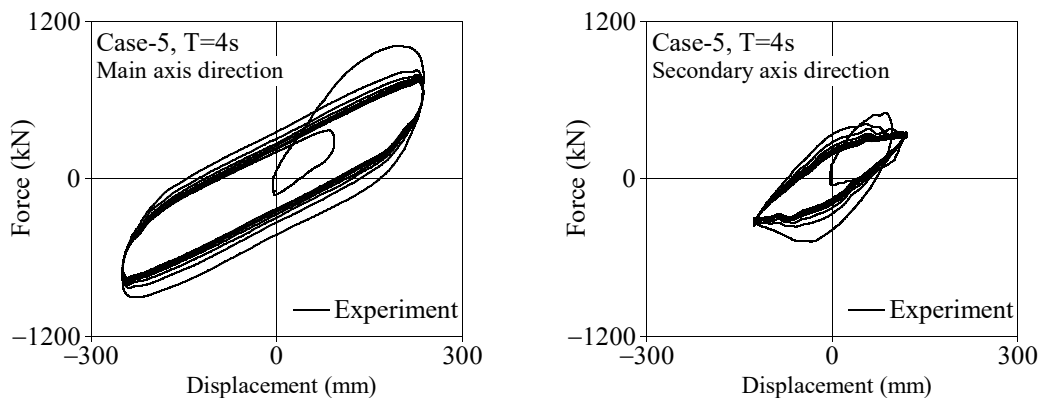


図 2.22 二方向楕円加力の水平力-水平変位関係（試験条件 5）

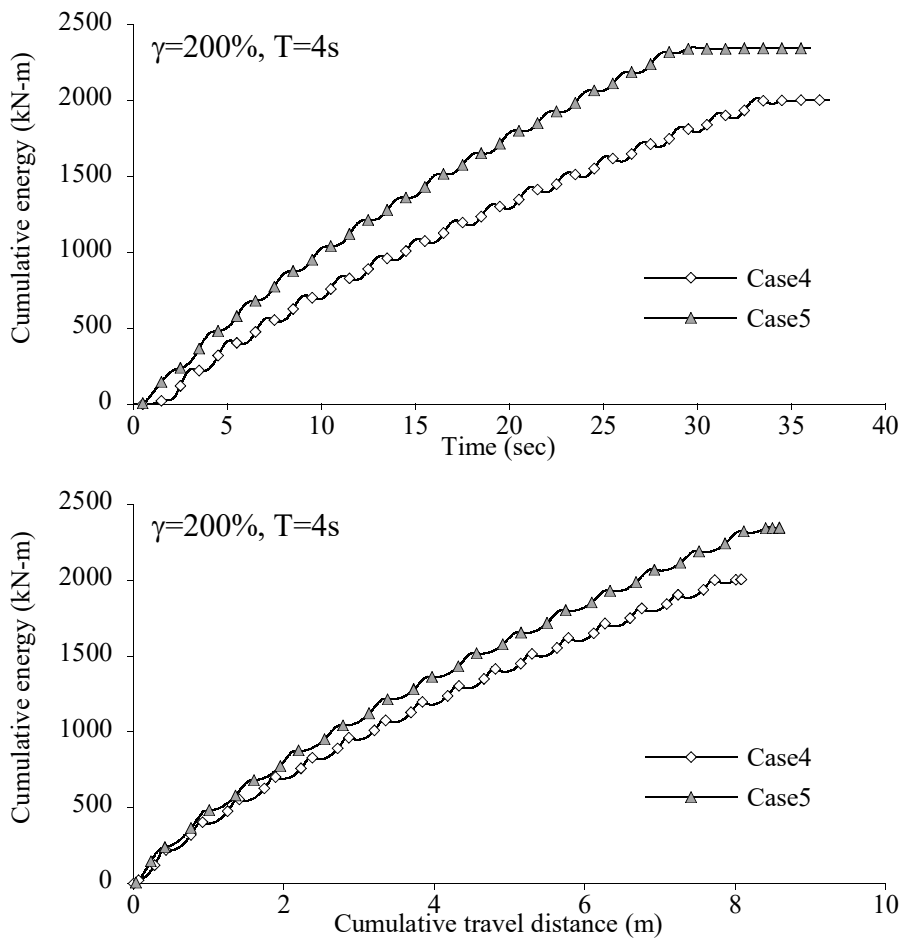


図 2.23 二方向楕円加力と一方向加力の累積エネルギー吸収量の比較（試験条件 4, 5）

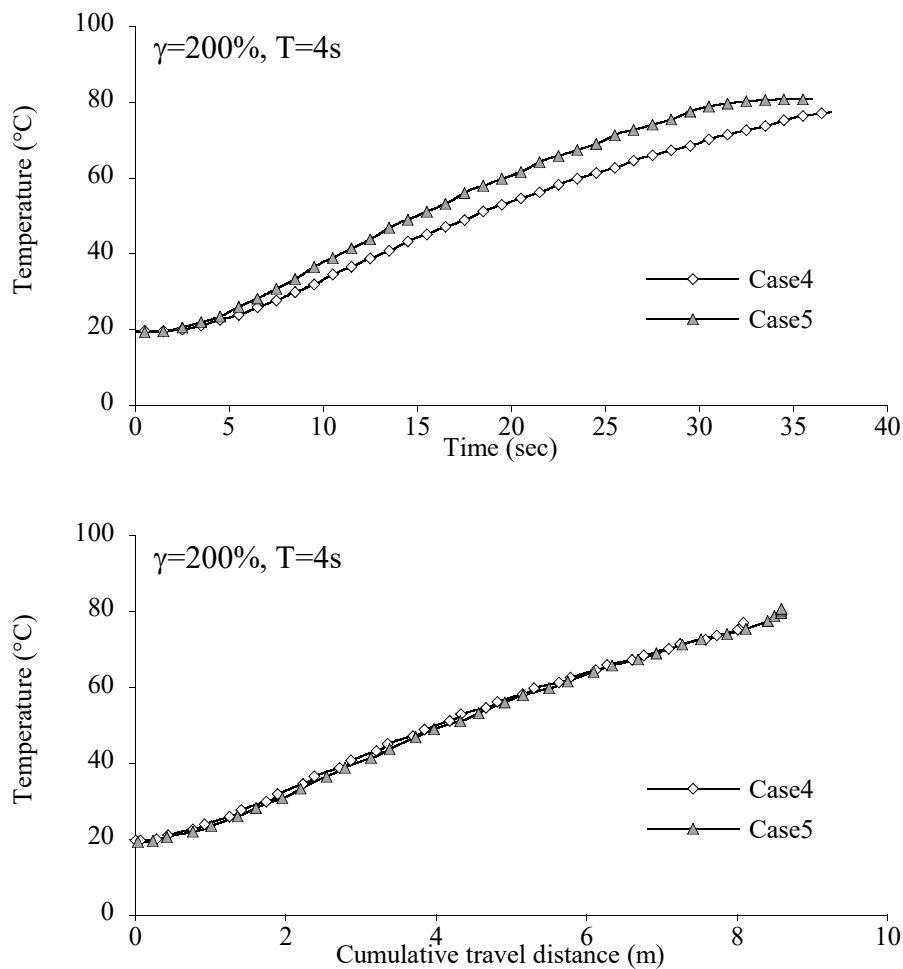


図 2.24 二方向楕円加力と一方向加力の鉛プラグ頂部温度の比較
(試験条件 4, 5)

水平二方向楕円加力試験における水平力-水平変位関係は図 2.22 に示すように、一方向加力試験結果に比べ、主軸方向では角に丸みを帯び、幅軸方向は紡錘形の特徴的な関係を示した。図 2.23 に示した累積エネルギー吸収量は、加力周期が同じであり、時間当たりの変形量が楕円加力の方が大きくなるため、時間軸で見ると楕円加力の方が増加が速くなっている。累積変形量を横軸にした場合においても、累積エネルギー吸収量は楕円加力の方が 15% ほど大きな値を示した。図 2.24 に示した鉛プラグ頂部の温度は、時間軸で見ると変形速度の速い楕円加力の方が温度上昇が速いが、累積変形量を横軸にした場合、一方向加力と楕円加力ではほぼ一致した。

最大せん断ひずみが 250%に拡幅した地震応答波加力試験の水平力-水平変位関係を
 図 2.25 に、累積エネルギー吸収量の変化を図 2.26 に、鉛プラグ頂部温度の変化を図 2.27 に
 示す。

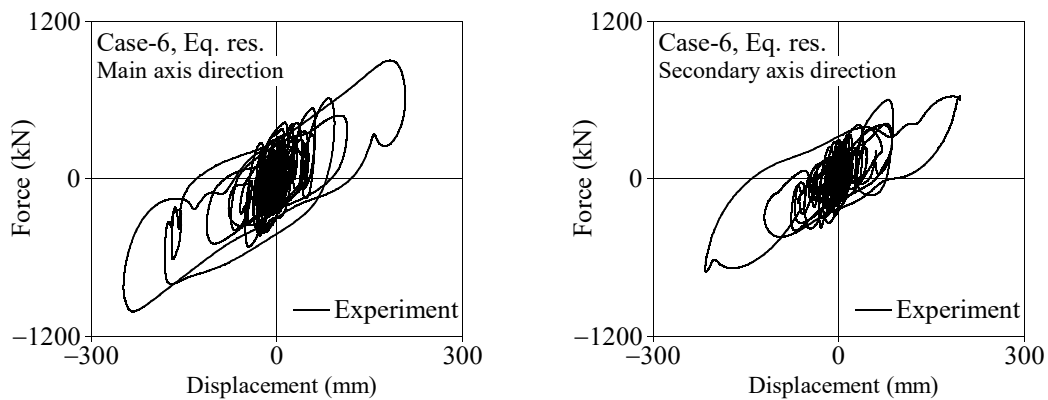


図 2.25 二方向地震応答波加力の水平力-水平変位関係 (試験条件 6)

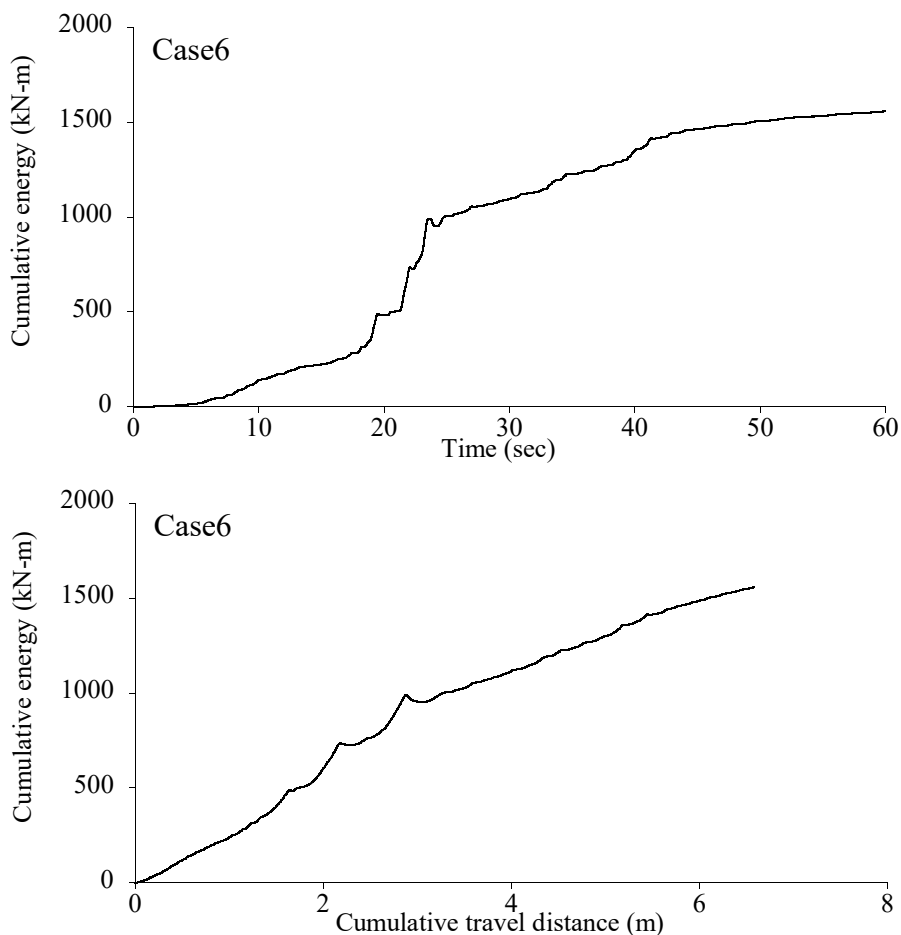


図 2.26 地震応答波の累積エネルギー吸収量の推移
 (試験条件 6)

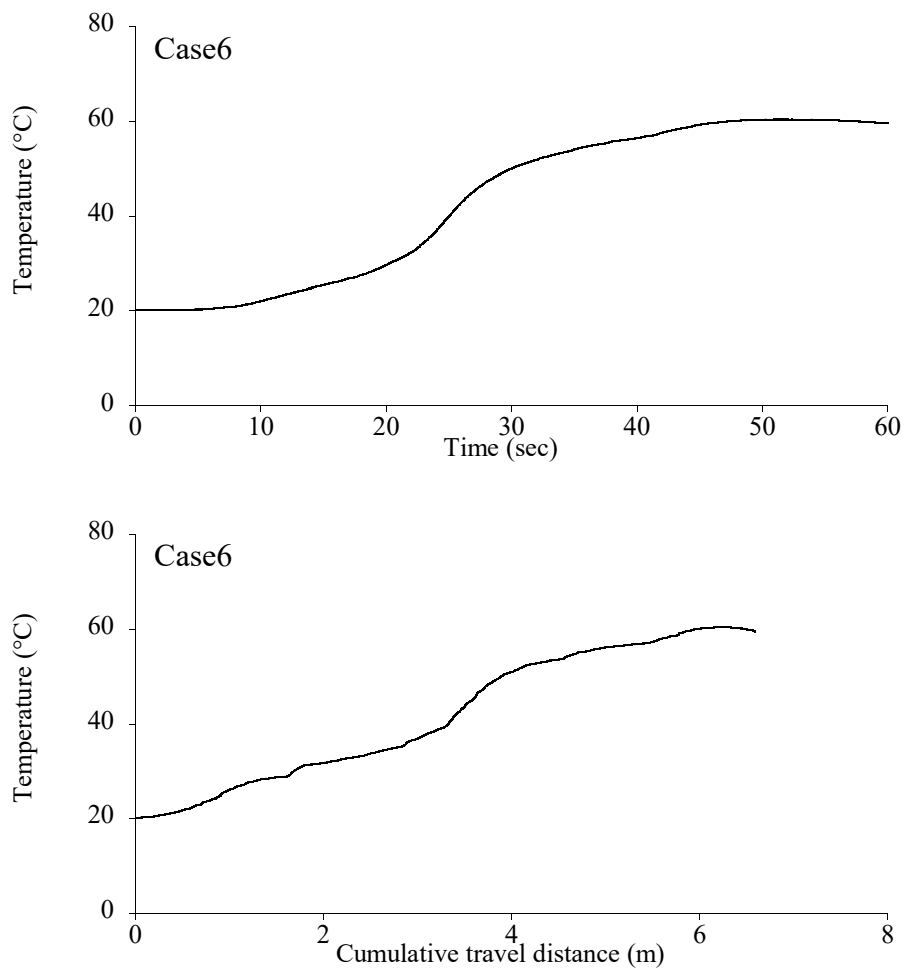


図 2.27 地震応答波の鉛プラグ頂部温度の推移
(試験条件 6)

水平力-水平変位関係は主軸，幅軸ともに丸みを帯びた履歴形状となった．累積エネルギー吸収量は 1560kNm であり，鉛プラグ頂部の温度上昇量は 40°C 程度であった．

繰返し加力前後（Case2, Case7）におけるの水平力-水平変位関係を図 2.28 に、累積エネルギー吸収量の変化を図 2.29 に、鉛プラグ頂部温度の変化を図 2.30 に示す。

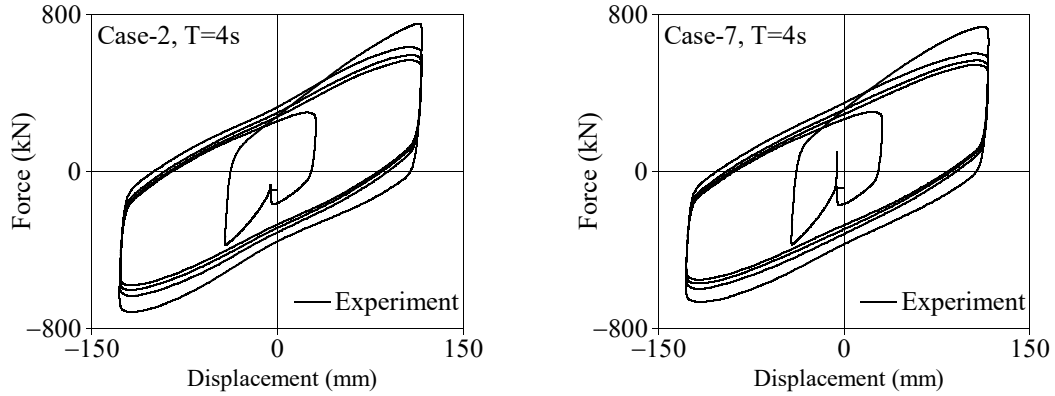


図 2.28 繰返し加力前後での基本特性試験の水平力-水平変位関係
(試験条件 2, 7)

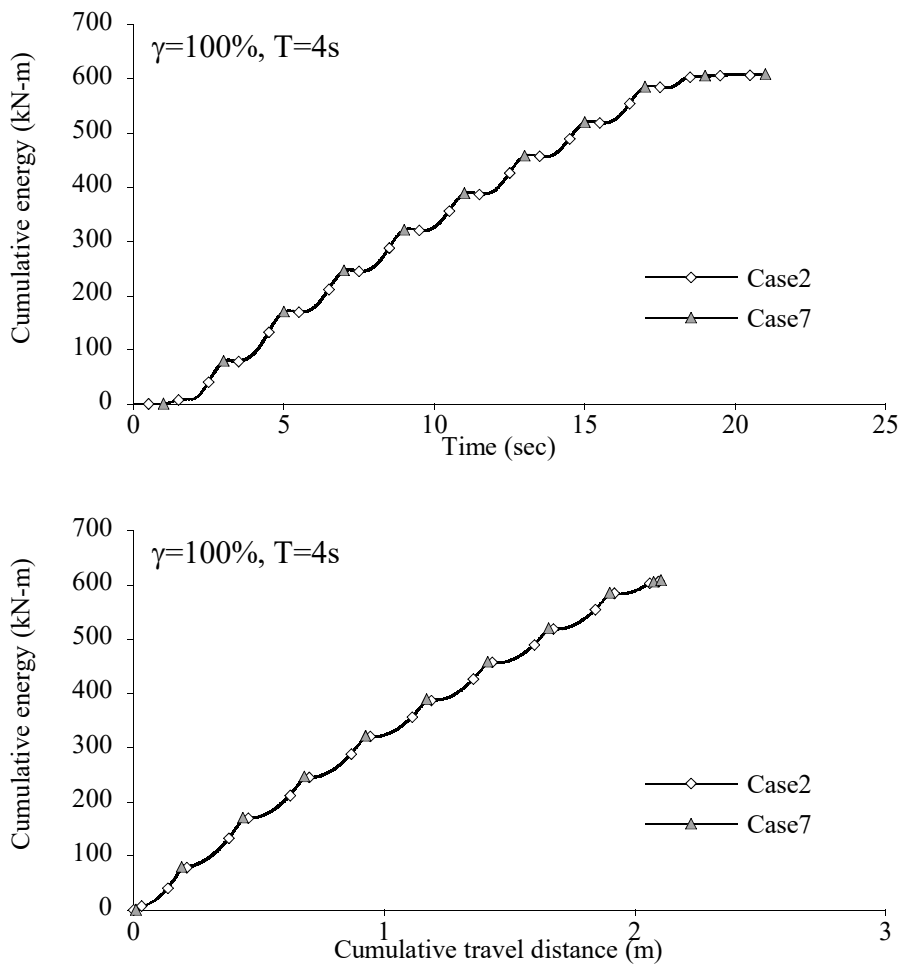


図 2.29 繰返し加力前後での基本特性試験の累積エネルギー吸収量の比較
(試験条件 2, 7)

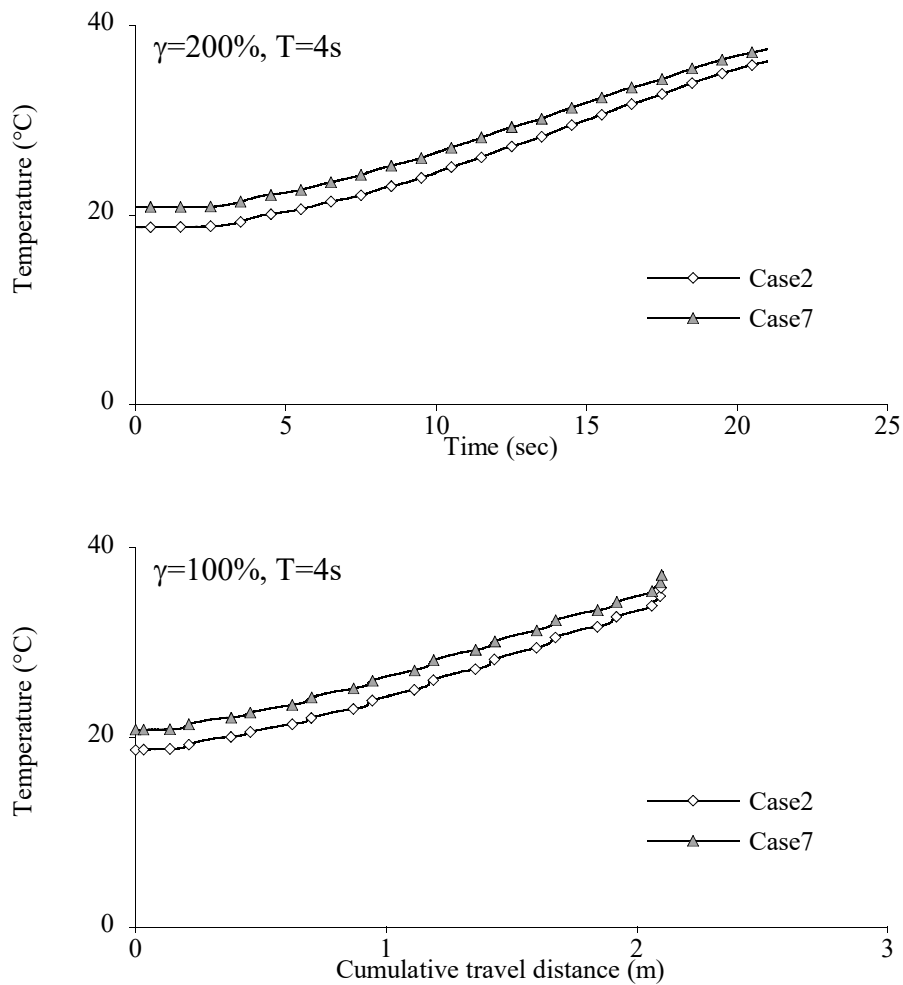


図 2.30 繰返し加力前後での基本特性試験の鉛プラグ頂部温度の比較
(試験条件 2, 7)

最大せん断ひずみ 250%の地震応答波を含む繰返し加力試験の前後において、水平力-水平変位関係は同じ履歴形状を示した。累積エネルギー吸収量も一致し、エネルギー吸収性能に変化が生じていないことを確認した。鉛プラグ頂部温度も同じ変化を示し、一連の実験において熱電対の損傷や、温度計測位置の移動がないことを確認した。

2.3 高耐久 LRB の評価

免震建物が地震を受けると、上部構造の応答により LRB がせん断変形を受ける。この時、LRB に挿入されている鉛プラグは、鉛プラグのせん断抵抗力と LRB のせん断変形量に応じたエネルギーを吸収し、上部構造の揺れを抑える働きをする。鉛プラグで吸収したエネルギーは鉛プラグの温度上昇として消費され、鉛プラグで生じた熱エネルギーは、時間とともに鉛プラグ外周部に移動する。鉛プラグのせん断抵抗力は鉛プラグ温度により変化するため、LRB のせん断変形によるエネルギー吸収量は時々刻々と変化する事となる。

この現象を評価するための手法が熱力学連成挙動解析である。解析を行うためには、LRB の降伏荷重と鉛プラグ温度の関係、および時々刻々の鉛プラグ温度を把握する必要があり、本節では熱力学連成挙動解析について説明し、解析結果と実験結果との比較を行う。

2.3.1 解析モデル

2.3.1.1 熱力学連成挙動解析

LRB はせん断変形を受けると、積層ゴムによる復元力と、鉛プラグによる鉛プラグ温度に応じたせん断抵抗力が生じ、水平力-水平変位関係は図 2.31 に示すバイリニア型の履歴形状を示す。ある時刻 t に着目すると、 Δt 秒間に LRB が吸収するエネルギーは図のハッチング部の面積として与えられる。時刻 $t+\Delta t$ における鉛プラグ温度は、エネルギー吸収により上昇するとともに、鉛プラグと鉛プラグ外周部との温度差が小さくなるように低下する。この一連の流れを表現するための熱力学連成解析の解析フローは図 2.32 で表される。

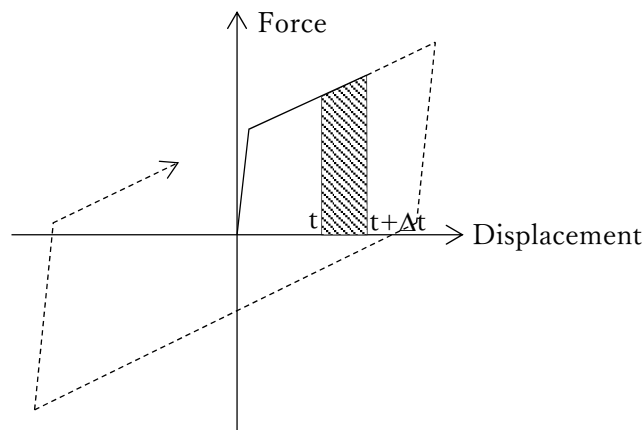


図 2.31 LRB の水平力-水平変位関係のモデル図

熱力学連成挙動解析は、次のステップで進められる。

- (a) 鉛プラグ温度から LRB の降伏荷重を算出する。
- (b) LRB の降伏荷重から計算される LRB の水平力-水平変位関係を用いて運動方程式を解き、LRB のせん断変形量を算出する。
- (c) LRB の水平力-水平変位関係とせん断変形量の増分から履歴吸収エネルギー量を算出する。
- (d) 履歴吸収エネルギーによる鉛プラグ温度の増分と、鉛プラグから鉛プラグ外周部への放熱による鉛プラグ温度の変化を考慮した熱伝導方程式を解き、鉛プラグ温度を算出し、ステップ (a) に戻る。

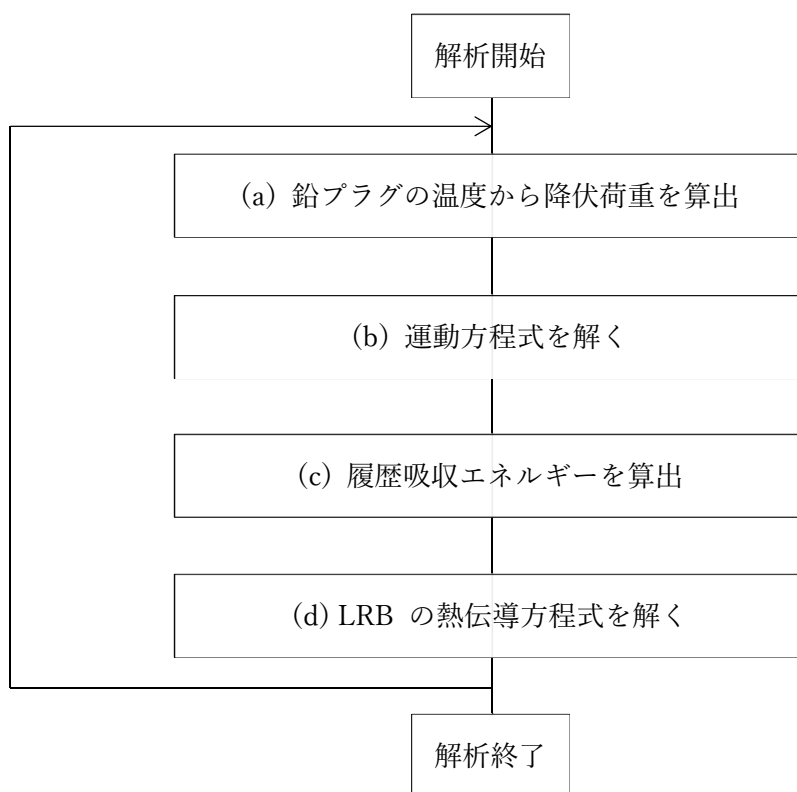


図 2.32 LRB の熱力学連成挙動解析の解析フロー

2.3.1.2 降伏荷重と鉛プラグ温度の関係

解析ステップ (a) において鉛プラグ温度から LRB の降伏荷重を算出するには, LRB の降伏応力度 τ_p (N/mm²)と鉛プラグ温度 T_p (°C)の関係をあらかじめ設定しておく必要があり, 本節では, 図 2.33 に示す式 2.1 の関係¹⁾を用いた.

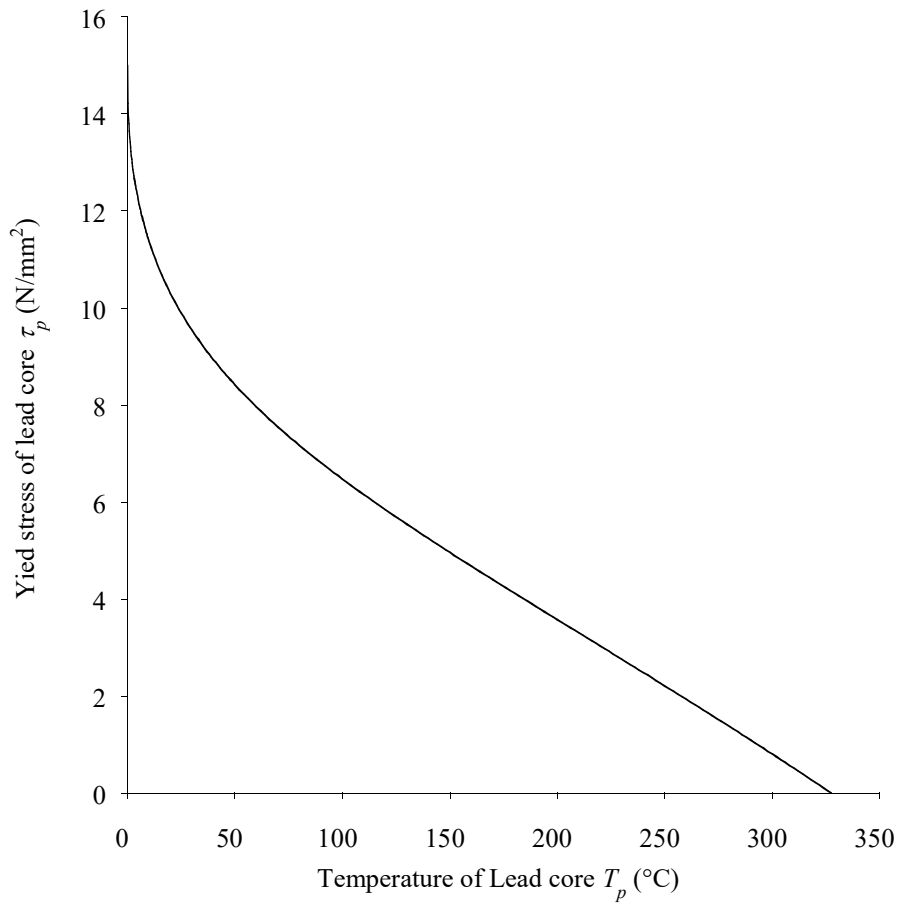


図 2.33 LRB の降伏応力度と鉛プラグ温度の関係

$$\tau_p = 15.0 \cdot \left(1 - \left(\frac{T_p}{327.5} \right)^{\left(0.4 + 0.25 \cdot \frac{T_p}{327.5} \right)} \right) \quad (2.1)$$

2.3.1.3 LRB の水平力-水平変位関係

解析ステップ (b) において, LRB の水平力-水平変位関係は, LRB の水平力を積層ゴムの弾性成分 Q_1 と鉛プラグによる履歴成分 Q_2 の合力として計算できる Kikuchi-Aiken モデル²⁾を用いた. 図 2.34 に Kikuchi-Aiken モデルの概念図を示す. 履歴成分 Q_2 は鉛プラグ温度により図 2.33 に従って変化させることが可能となっている.

鉛プラグ温度は解析ステップ (a) で算出されているため, LRB の水平力-水平変位関係が決まり, 運動方程式を解くことにより, LRB のせん断変形量の増分が計算される. 解析ステップ (c) において, 図 2.31 に示したように履歴吸収エネルギーを算出する.

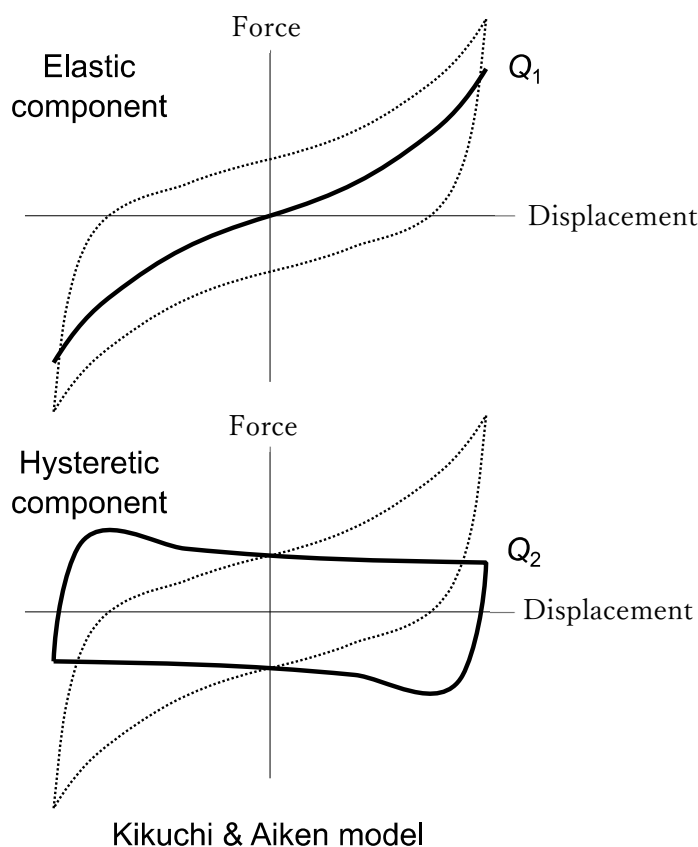


図 2.34 Kikuchi-Aiken モデル概念図

2.3.1.4 有限差分法による鉛プラグ温度の算出

解析ステップ (d) において，鉛プラグ温度を算出するには，有限差分法による熱伝導解析を行う．丸型一本プラグの LRB は形状が軸対称であるため，図 2.35 に示すように LRB の 4 分の 1 断面をモデル化すればよく，二次元空間でモデル化できる．角型マルチプラグ LRB の場合は形状が複雑であるため，図 2.36 に示すように三次元空間でモデル化する必要がある．

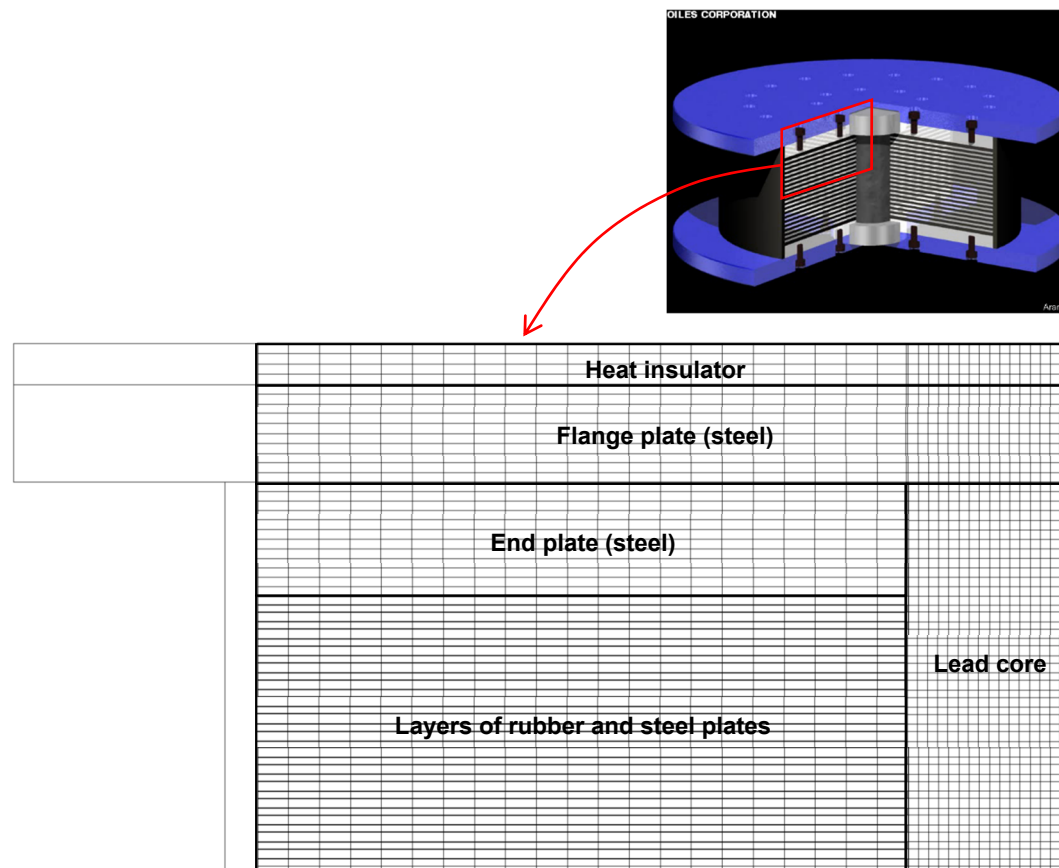


図 2.35 丸型 1 本プラグ LRB の有限差分法による熱伝導解析モデル

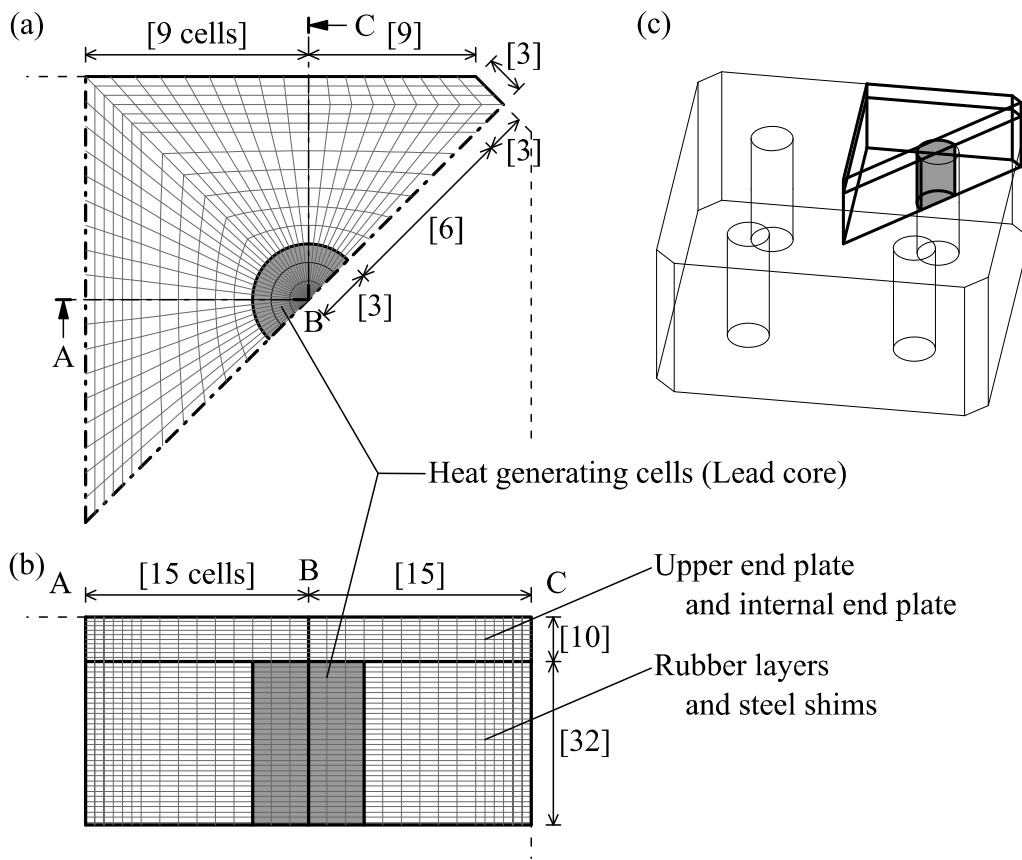


図 2.36 角型マルチプラグ LRB の有限差分法による熱伝導解析モデル

LRB がせん断変形すると鉛プラグ部で熱が生じ、熱伝導解析モデル内の各要素間で温度が不均一になるため、熱伝導に関するフーリエの法則に従い隣接する要素間で図 2.37 に示すように熱エネルギーの拡散が行われる。要素 i と隣接する要素 m との間で拡散する熱エネルギー量 $\Delta E_{i,m}$ は式 2.2 で与えられる。

$$\Delta E_{i,m} = k_{i,m} \cdot \frac{\Delta T_{i,m}}{\Delta l_{i,m}} \cdot A_{i,m} \cdot \Delta t \quad (2.2)$$

$\Delta E_{i,m}$: 要素 i と隣接する要素 m との間で拡散する熱エネルギー量 (J)

$k_{i,m}$: 要素 i と隣接する要素 m との間における熱伝導率 ($W/m \cdot K$)

$\Delta T_{i,m}$: 要素 i と隣接する要素 m との間における温度差 (K)

$\Delta l_{i,m}$: 要素 i と隣接する要素 m との間における距離 (m)

$A_{i,m}$: 要素 i と隣接する要素 m との間における接触面積 (m^2)

Δt : 拡散する時間 (s)

I : 有限差分法による熱伝導解析モデルの要素数

m : 要素 i に隣接する要素の数

(二次元空間モデルでは $m = 1 \sim 4$, 三次元空間モデルでは $m = 1 \sim 6$)

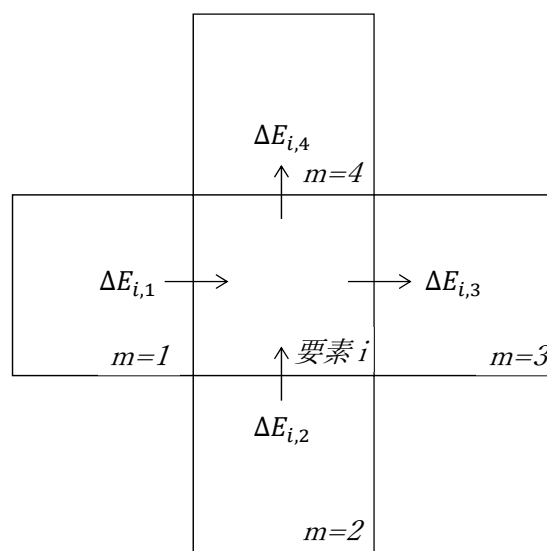


図 2.37 要素 i に隣接する要素から流出入するエネルギーの模式図

図 2.38 に示すように、せん断変形した鉛プラグの各要素 i には、LRB の履歴吸収エネルギー ΔW を各要素の熱容量 C_i に応じて分配した $\Delta E_{p,i}$ が式 2.3 として与えられる。

$$\Delta E_{p,i} = \Delta W \cdot \frac{C_i}{C_p} \quad (2.3)$$

- $\Delta E_{p,i}$: せん断変形した鉛プラグ各要素 i における
単位時間あたりの履歴吸収エネルギー (J)
- ΔW : 単位時間あたりの LRB の履歴吸収エネルギー (J)
- C_p : 鉛プラグのせん断変形する部分全体の熱容量 (J/K)
- C_i : 要素 i における熱容量 (J/K)

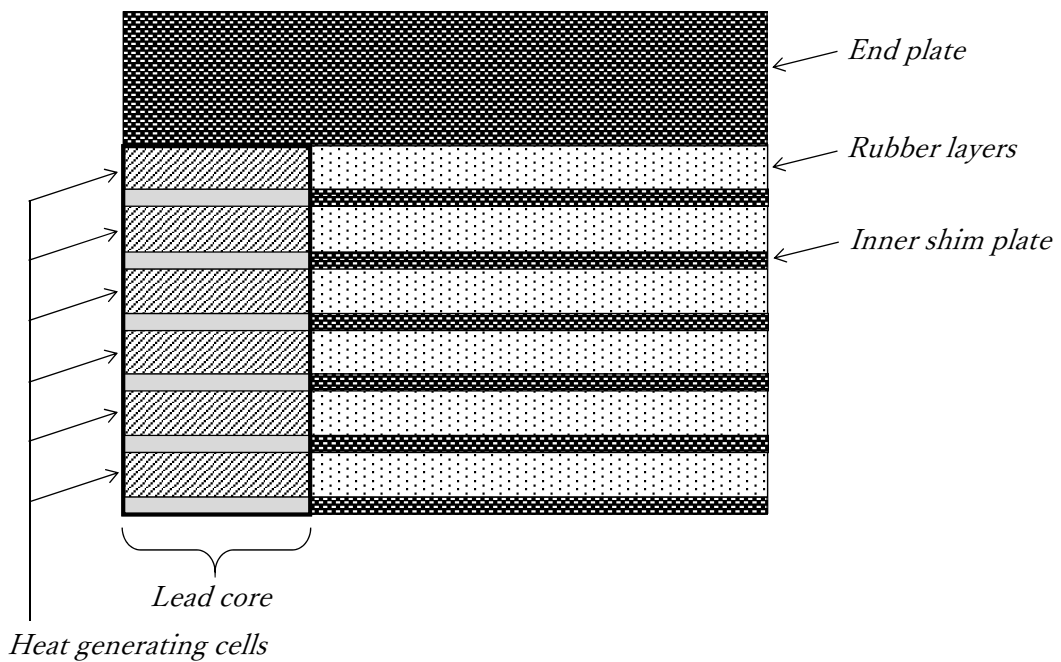


図 2.38 履歴吸収エネルギーを与えるせん断変形鉛プラグ要素位置の模式図

要素 i におけるエネルギー変化 ΔE_i は、式 2.4 に示すように、隣接する要素間からの熱拡散によるエネルギー $\Delta E_{i,m}$ と、要素 i が鉛プラグ要素の場合には履歴吸収エネルギー $\Delta E_{p,i}$ の和として得られる。

$$\Delta E_i = \sum_m \Delta E_{i,m} + \Delta E_{p,i} \quad (2.4)$$

- ΔE_i : 要素 i におけるエネルギー変化 (J)
 $\Delta E_{i,m}$: 要素 i と隣接する要素 m との間で拡散する熱エネルギー量 (J)
 $\Delta E_{p,i}$: せん断変形した鉛プラグ各要素 i における
 単位時間あたりの履歴吸収エネルギー (J)

要素 i の温度変化 ΔT_i は、要素 i のエネルギー変化 ΔE_i を要素 i の熱容量 C_i で除算して式 2.5 として与えられる。

$$\Delta T_i = \frac{\Delta E_i}{C_i} = \frac{\Delta E_i}{V_i \cdot \rho_i \cdot c_i} \quad (2.5)$$

- ΔT_i : 要素 i の温度変化 (K)
 C_i : 要素 i の熱容量 (J/K)
 V_i : 要素 i の体積 (m^3)
 ρ_i : 要素 i の密度 (kg/m^3)
 c_i : 要素 i の比熱 (J/kg·K)

各要素 i における初期温度 $T_{i,initial}$ に要素 i の温度変化 ΔT_i を足し合わせることで、各要素 i の温度 T_i が式 2.6 として算出される。

$$T_i = T_{i,initial} + \sum_t \Delta T_i \quad (2.6)$$

- T_i : 要素 i における要素の温度 (K)
 $T_{i,initial}$: 要素 i における要素の初期温度 (K)
 ΔT_i : 要素 i の温度変化 (K)

熱伝導解析により鉛プラグ温度が把握できたので、ステップ (a) に戻るが、ここまでの計算で得られている鉛プラグ温度は、各要素により異なる値を有している。

ステップ (b) で用いる降伏荷重を計算するために、せん断変形した鉛プラグの各要素 i における温度 T_i から、LRB の降伏応力度と鉛プラグ温度の関係を用いて、各要素における降伏応力度 $\tau_{p,i}(T_i)$ を求め(式 2.7)、体積比で重み付けをして鉛プラグ全体の降伏応力度 τ_p を算出し(式 2.8)、鉛プラグの降伏荷重を算定する(式 2.9)。

$$\tau_{p,i}(T_i) = 15.0 \cdot \left(1 - \left(\frac{T_i}{327.5} \right)^{(0.4+0.25 \cdot \frac{T_i}{327.5})} \right) \quad (2.7)$$

$$\tau_p = \sum_i \tau_{p,i}(T_i) \cdot \frac{V_i}{V_p} \quad (2.8)$$

$$Q_d = \tau_p \cdot A_p \quad (2.9)$$

- Q_d : 鉛プラグ全体の降伏荷重 (N)
- τ_p : 鉛プラグ全体の降伏応力 (N/m^2)
- $\tau_{p,i}(T_i)$: 要素 i の鉛プラグ降伏応力 (N/m^2)
- V_i : 要素 i の鉛プラグ体積 (m^3)
- A_p : 鉛プラグのせん断面積 (m^2)
- V_p : 鉛プラグのせん断変形する部分全体の体積 (m^3)

2.3.2 解析結果

2.3.2.1 高熱容量 LRB の解析結果

試験条件 1 の基本特性試験における解析結果を実験結果と比較して図 2.39 に示す。解析結果は実験結果に比べて降伏荷重が大きく、履歴面積が若干大きい、繰り返しに伴う降伏

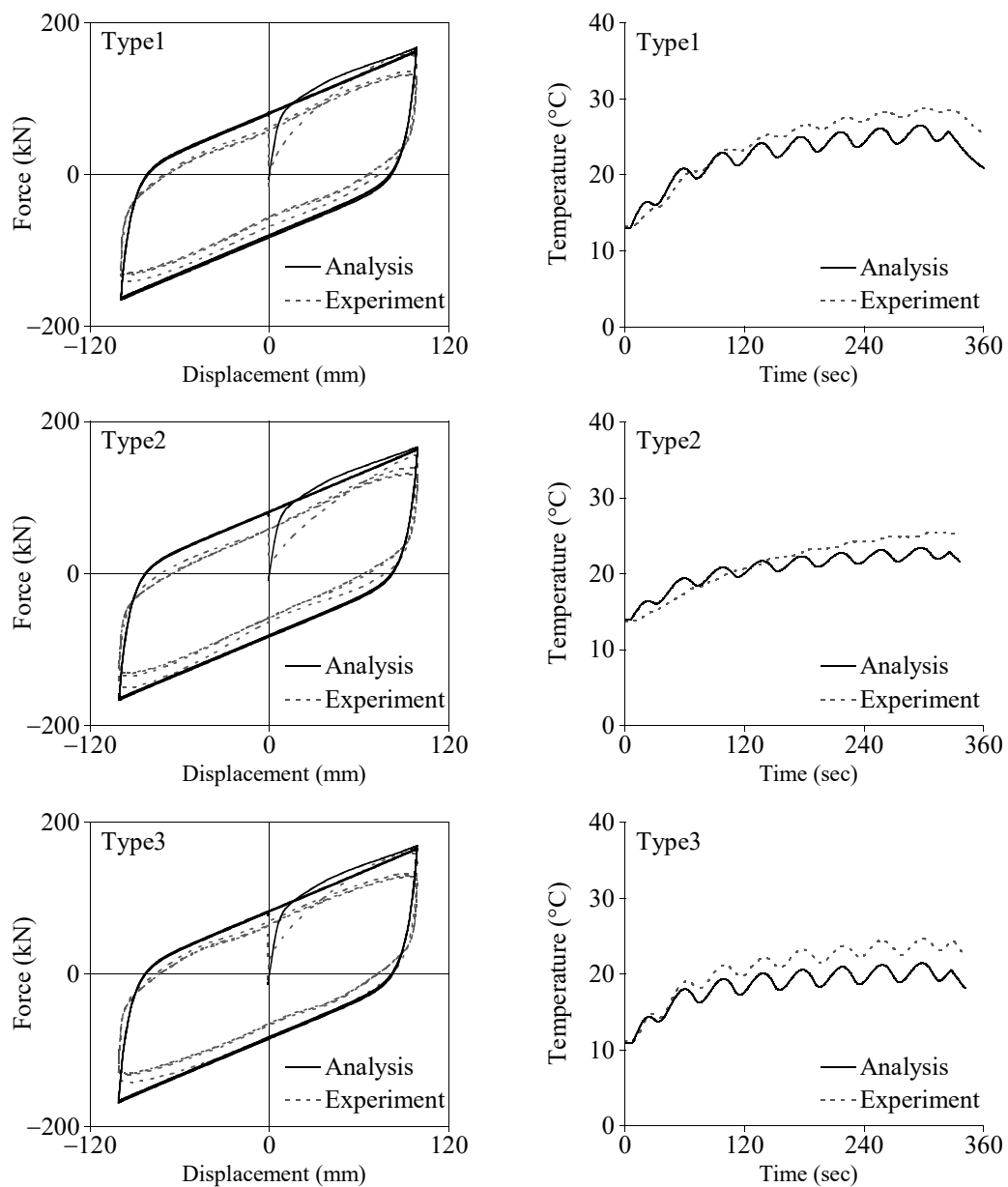


図 2.39 γ 100%基本特性試験における水平力-水平変位関係と鉛プラグ中心温度の変化の実験結果と解析結果の比較 (試験条件 1)

荷重の低下が少なくなっており、履歴形状は概ね実験結果をよく捉えている。鉛プラグ中心温度についても解析結果は実験結果と概ね整合する結果が得られた。解析結果において降伏荷重が大きくなっているのは、解析に用いた降伏荷重評価式(式 2.1)が、周期 3s 程度の加力実験から導かれたものであることが要因として考えられる。

試験条件 2 のせん断ひずみ 200% 繰り返し加力試験における解析結果を実験結果と比較して図 2.40、図 2.41 に示す。解析で得られた水平力-水平変位関係は、実験で確認された繰り返し加力が進むに従い降伏荷重が低下する現象をよく捉えており、履歴形状もほぼ一致し

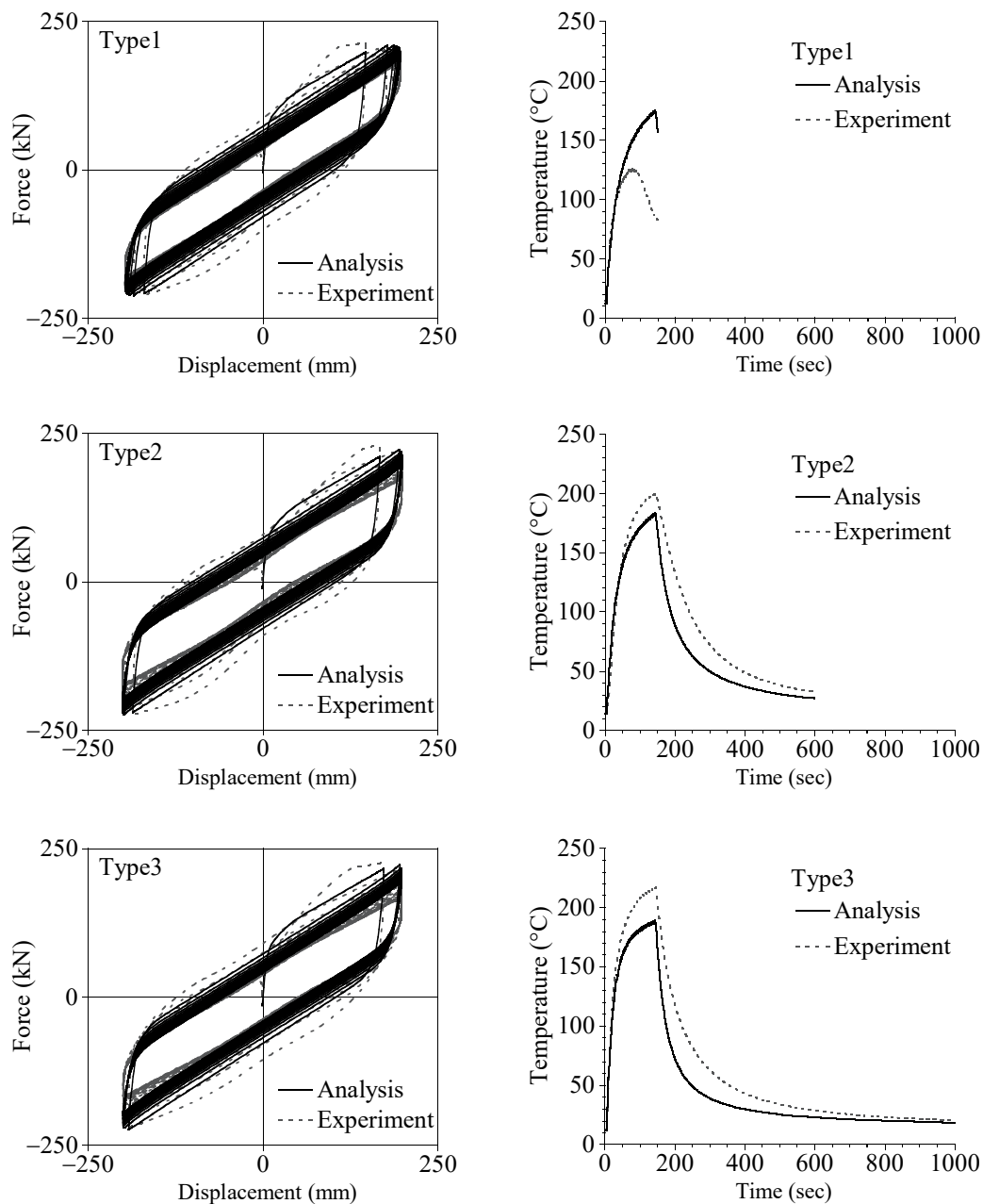


図 2.40 γ 200%試験における水平力-水平変位関係と鉛プラグ中心温度の変化の実験結果と解析結果の比較 (試験条件 2)

ている。鉛プラグ中心温度の変化についても解析結果は実験結果で確認された加力初期の急激な温度上昇と、加力が進むにつれて温度上昇が緩やかになる現象をよく捉えている。

Type1 に対する累積エネルギー吸収量は、解析結果では Type2 で+13.7%、Type3 で+7.4%であり、実験で確認された Type2 で+8.3%、Type3 で+7.1%と同様に高熱容量化による改善効果が確認された。また、累積エネルギー吸収量の時刻歴推移も実験結果とよく整合する結果が得られた。

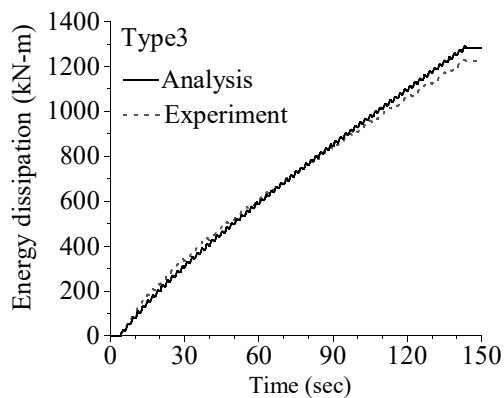
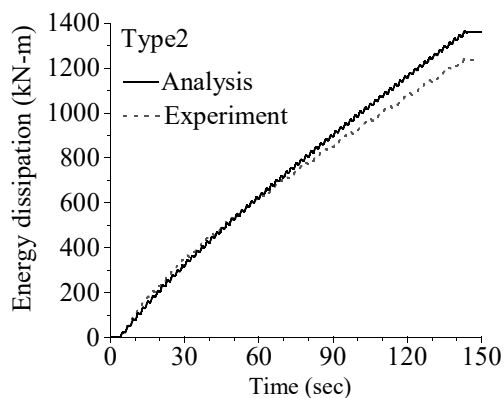
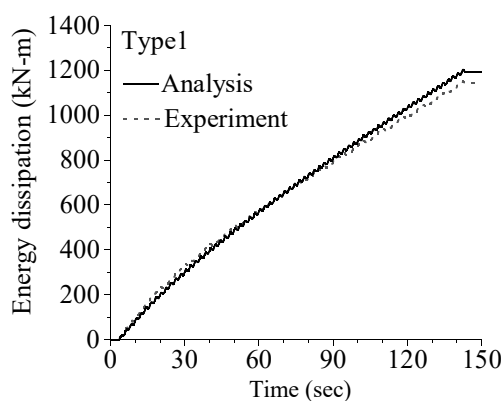


図 2.41 γ 200%試験における累積エネルギー吸収量と加力サイクルごとのエネルギー吸収量の実験結果と解析結果の比較 (試験条件 2)

試験条件 5 の水平二方向地震応答波 6 回繰り返し加力試験における解析結果を実験結果と比較して図 2.42, 図 2.43 に示す. 水平力-水平変位関係は, 主軸, 幅軸ともに概ね実験結果とよく整合し, 履歴面積は Type1 に比べて Type2, Type3 では大きくなっている.

6 回目終了時の Type1 に対する累積エネルギー吸収量は, 解析結果では Type2 で+9.7%, Type3 で+7.3%であり, 実験で確認された Type2 で+8.3%, Type3 で+15.4%と同様に高熱容量化による改善効果が確認された. また, 累積エネルギー吸収量の時刻歴推移も実験結果とよく整合する結果が得られた. 鉛プラグ中心温度は, 熱電対の損傷によりデータが途中までとなっているものもあるが, 概ね実験結果と整合する結果となっている.

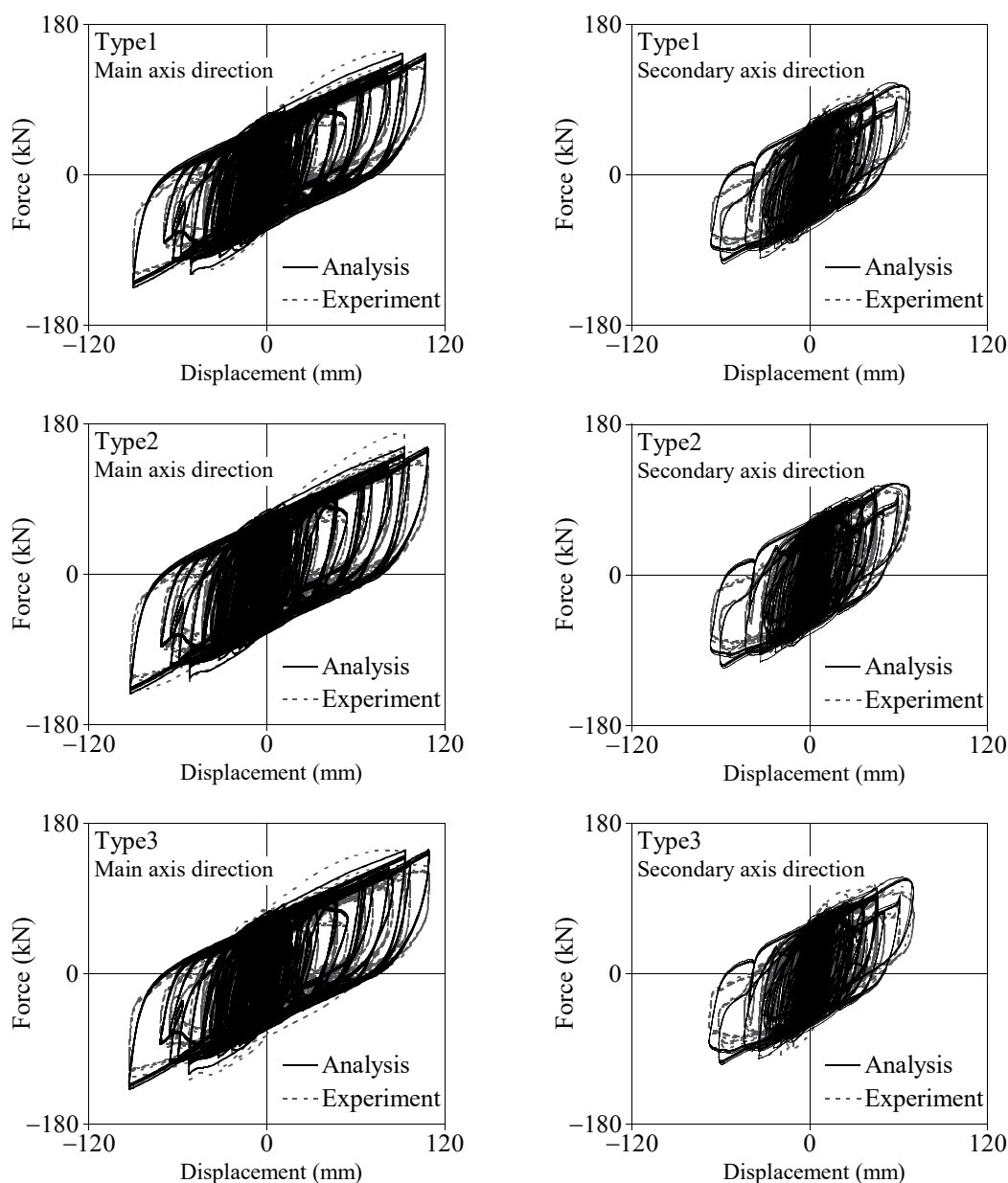


図 2.42 地震応答波試験における水平力-水平変位関係の実験結果と解析結果の比較 (試験条件 5)

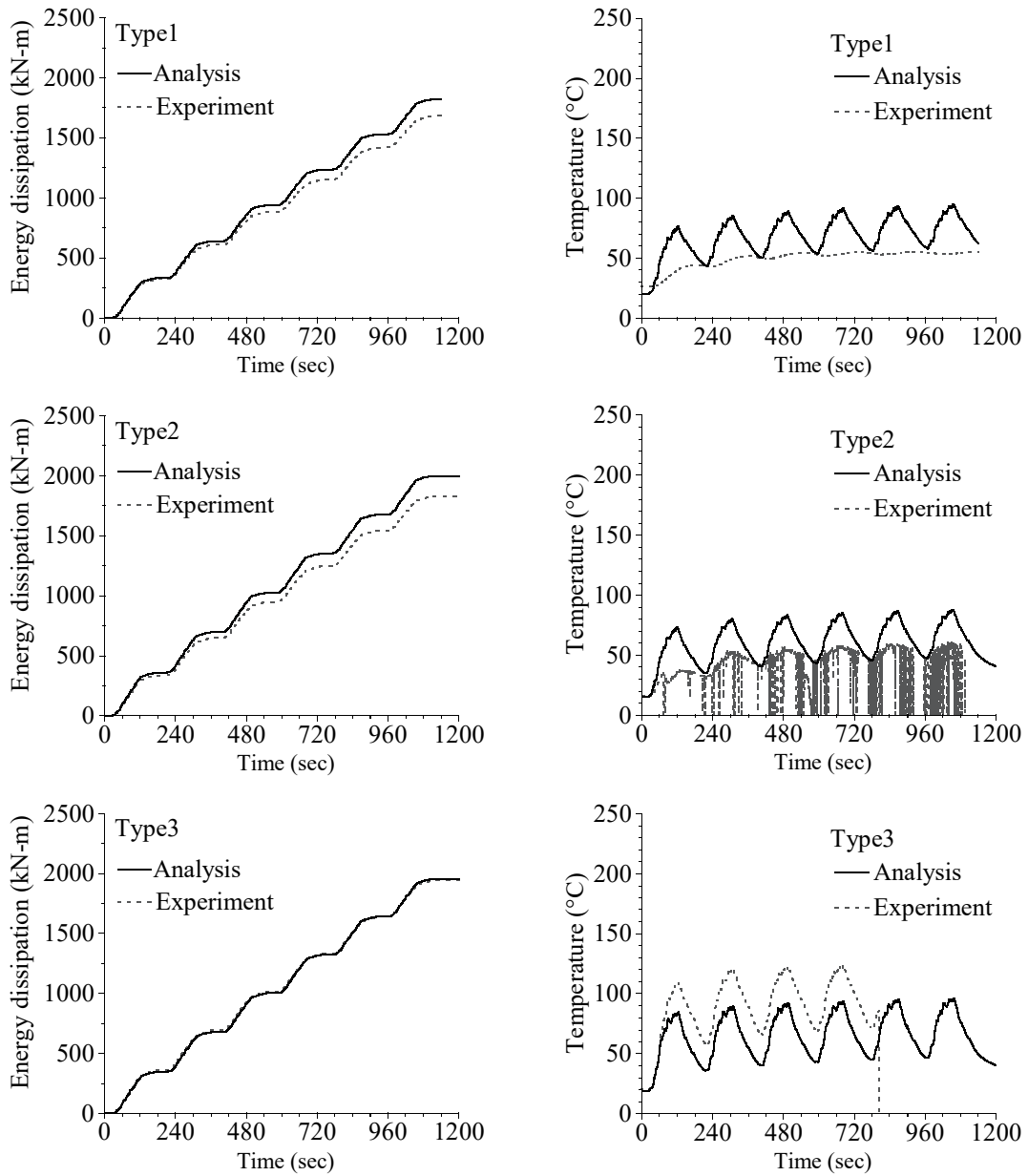


図 2.43 地震応答波試験における累積エネルギー吸収量と鉛プラグ中心温度の実験結果と解析結果の比較 (試験条件 5)

試験条件 7 の水平二方向楕円波繰り返し加力試験における解析結果を実験結果と比較して図 2.44, 図 2.45 に示す。解析で得られた水平力-水平変位関係は、主軸、幅軸ともに実験で確認された繰り返し加力が進むに従い降伏荷重が低下する現象をよく捉えており、履歴形状もほぼ一致している。鉛プラグ中心温度は、熱電対の損傷によりデータが途中までとなっているが、計測された範囲では概ね実験結果と整合する結果となっている。Type1 に対する累積エネルギー吸収量は、解析結果では Type2 で+21.7%, Type3 で+16.1%であり、実験で確認された Type2 で+19.2%, Type3 で+17.2%と同様に高熱容量化による改善効果が確認された。また、累積エネルギー吸収量の時刻歴推移も実験結果とよく整合する結果が得られた。

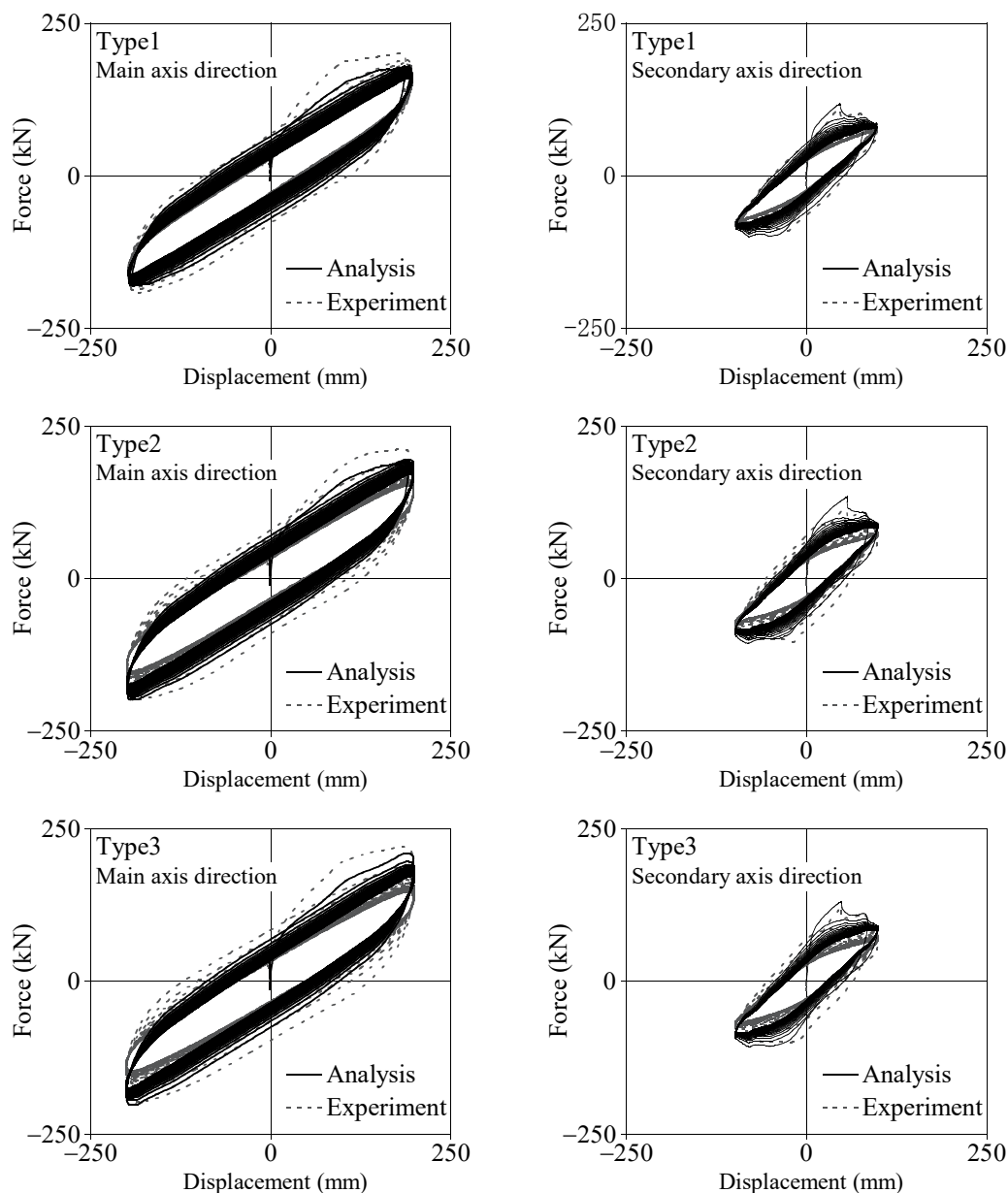


図 2.44 楕円加力試験における水平力-水平変位関係の実験結果と解析結果の比較 (試験条件 7)

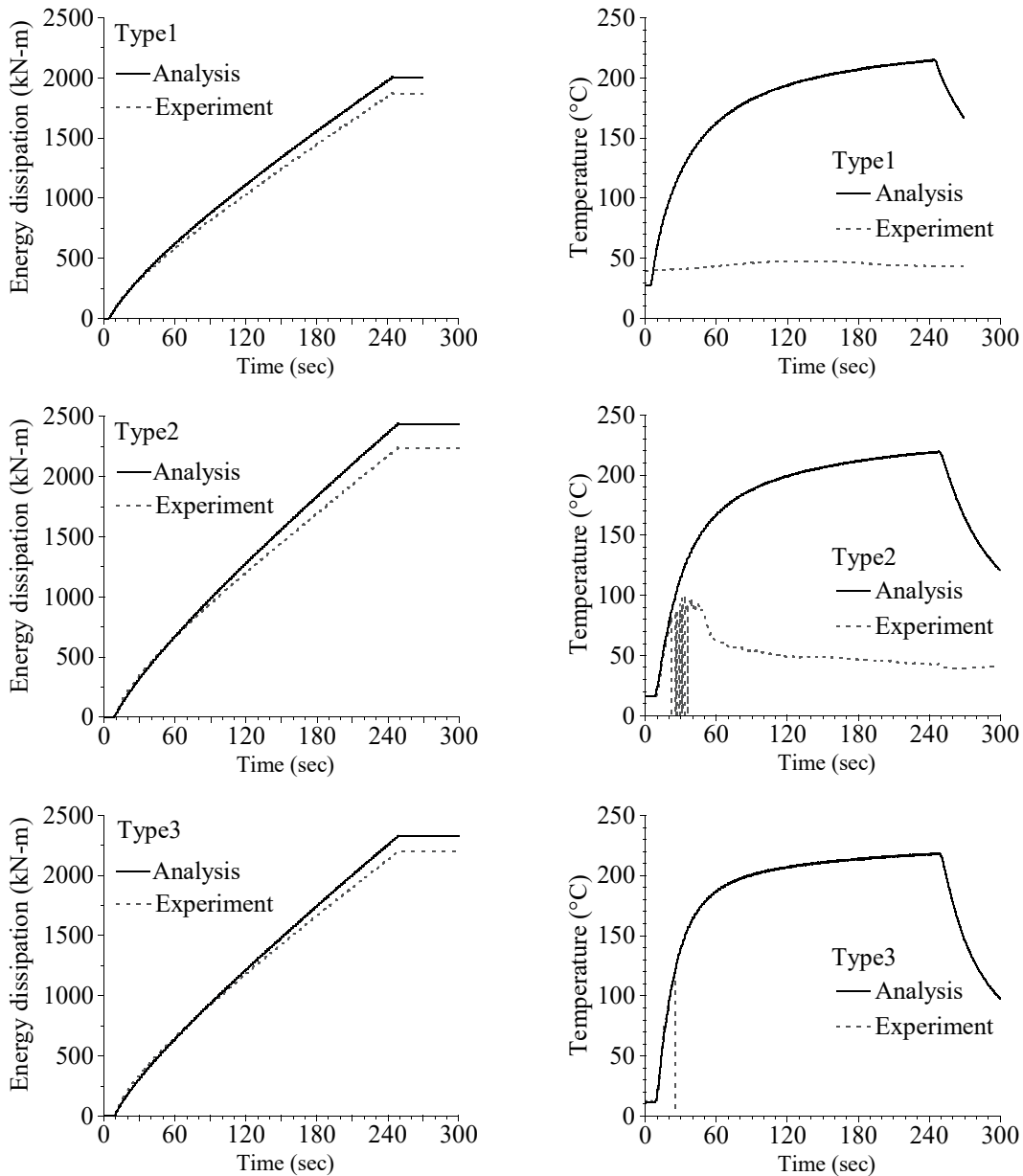


図 2.45 楕円加力試験における累積エネルギー吸収量と鉛プラグ中心温度の実験結果と解析結果の比較 (試験条件 7)

以上の検討により、水平一方向だけでなく、水平二方向の地震応答波、楕円波加力に対しても、有限差分法を用いた熱力学連成挙動解析は、丸型 1 本プラグ LRB のエネルギー吸収性能低下現象を表現可能であり、内部構成の変更による高熱容量化がエネルギー吸収性能低下現象の抑制に効果があることが解析的にも確認された。

2.3.2.2 高熱容量 LRB の地震応答解析結果

LRB の高熱容量化がエネルギー吸収性能低下現象の抑制に効果があることが解析的に確認された。次に、高熱容量 LRB を配置した免震建物に対して地震応答解析を行い、LRB の高熱容量化が免震建物の応答抑制に効果があることを確認する。

対象とする建物³⁾は RC 造 15 階建ての基礎免震建物であり、設置する免震装置の種類を表 2.9 に示す 3 ケースとして地震応答解析を行う。入力地震波は図 2.46 に示す長周期長時間地震動として作成された波形⁴⁾と、El Centro NS 観測波を用いた。

表 2.9 高熱容量 LRB の地震応答解析ケース

項目	Case1	Case 2	Case 3
形状	標準 Type1	高熱容量 Type2	高熱容量 Type3
ゴム材料	G0.4	G0.4	G0.4
外径 (mm)	φ 1000	φ 1000	φ 1000
鉛プラグ径 (mm)	φ 200	φ 200	φ 200
装置数	16	16	16

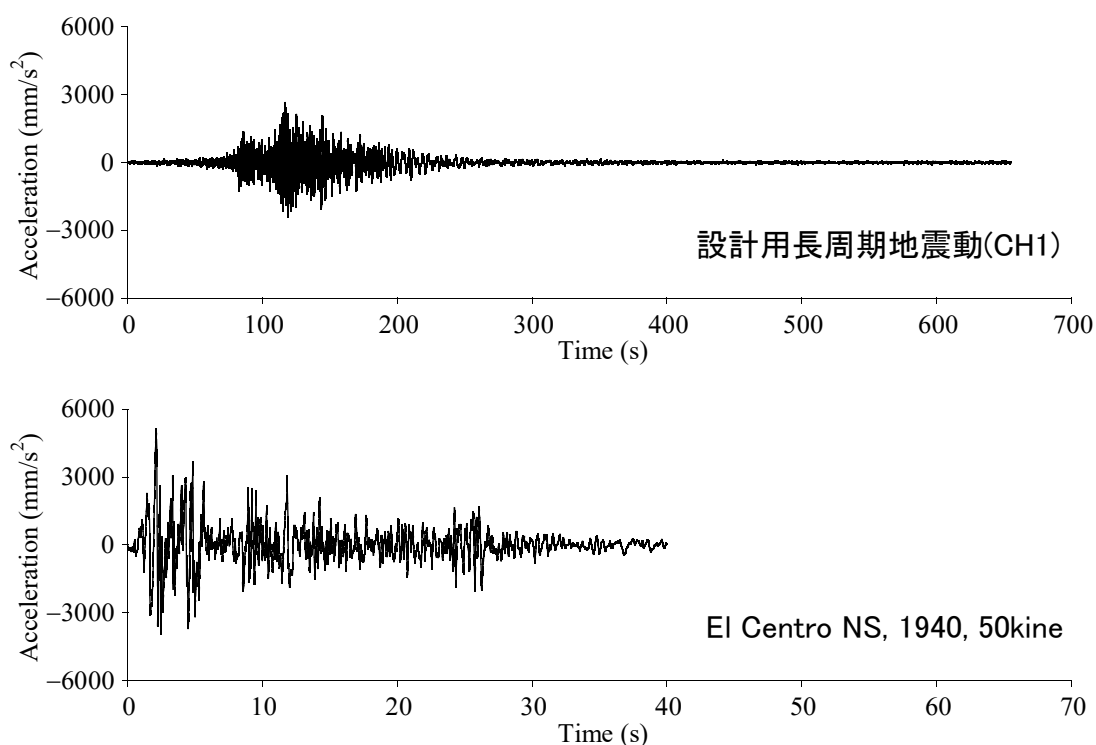


図 2.46 入力地震動

長周期地震動(CH1)を用いた応答波解析から得られた水平力-水平変位関係を図 2.47 に示す。Type2, 3の結果は Type1 の結果と比較して示している。水平力-水平変位関係から、Type1 に比べて Type2 では積層ゴムの最大変形量が抑えられている。Type3 においても若干ではあるが積層ゴムの最大変形量が抑えられている。図 2.48 に建物各層の変位と加速度の最大値分布を示す。Type2, Type3 とともに Type1 に比べて加速度、変位ともに小さくなり、特に Type2 で応答値が抑えられる結果となった。図 2.49 に鉛プラグ中心温度の時刻歴推移を示す。Type2 は Type1 に比べて鉛プラグ温度上昇が大きく抑えられた。最大温度は Type1 で 266°C, Type2 で 190°C, Type3 で 244°C となり、高熱容量化により鉛プラグ温度の上昇が抑えられる結果となった。Type3 で Type2 に比べて改善効果が小さくなったのは、Type2 では鋼板を厚くした部位が鉛プラグ発熱部に近いが、Type3 は鋼板を厚くした部位が鉛プラグの発熱部から遠いため、効果が顕著にあらわれるまでに時間がかかるためと考えられる。

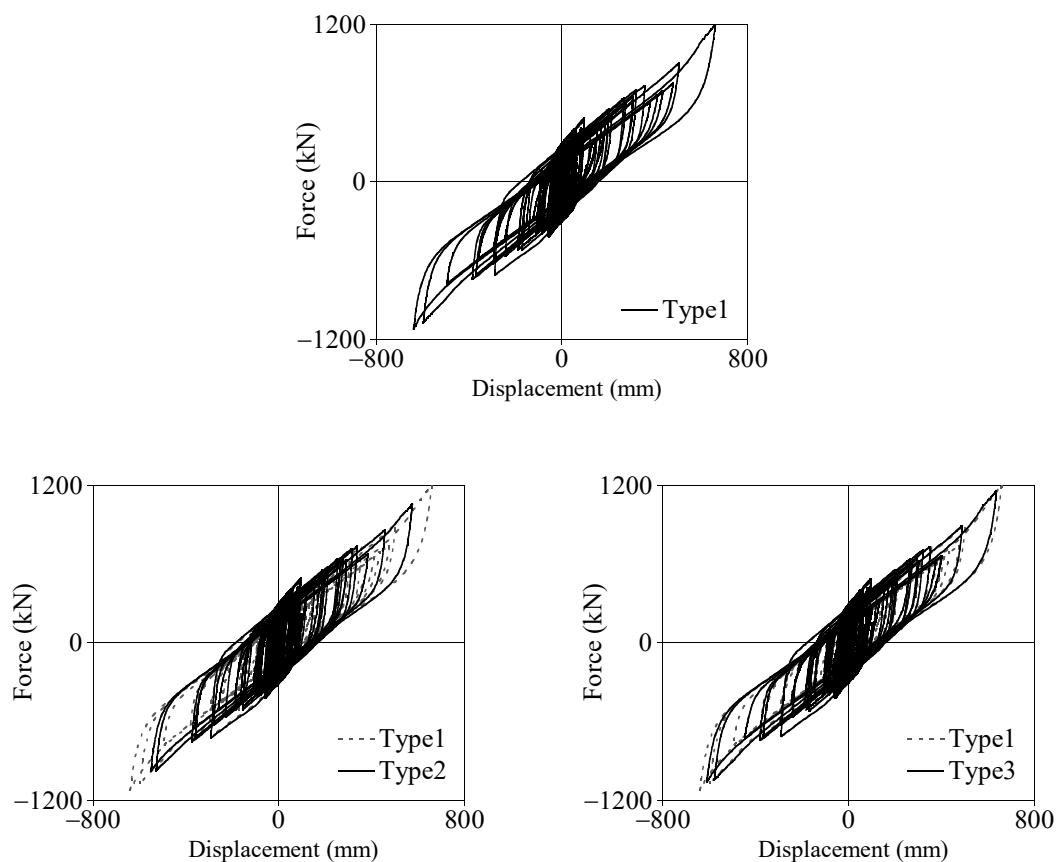


図 2.47 水平力-水平変位関係の応答解析結果（長周期地震動(CH1)）

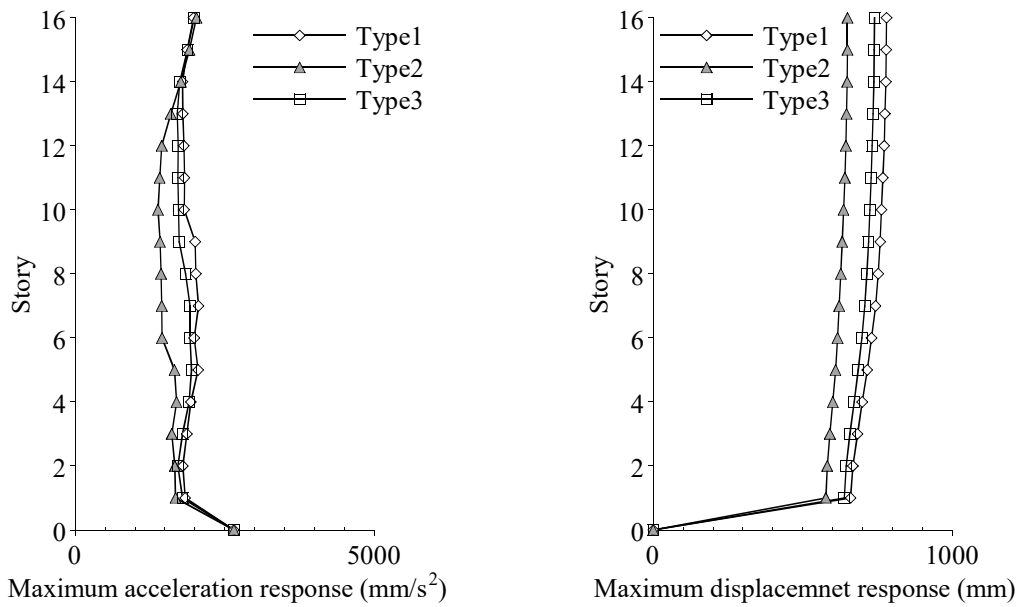


図 2.48 各層の最大応答の応答解析結果 (長周期地震動(CH1))

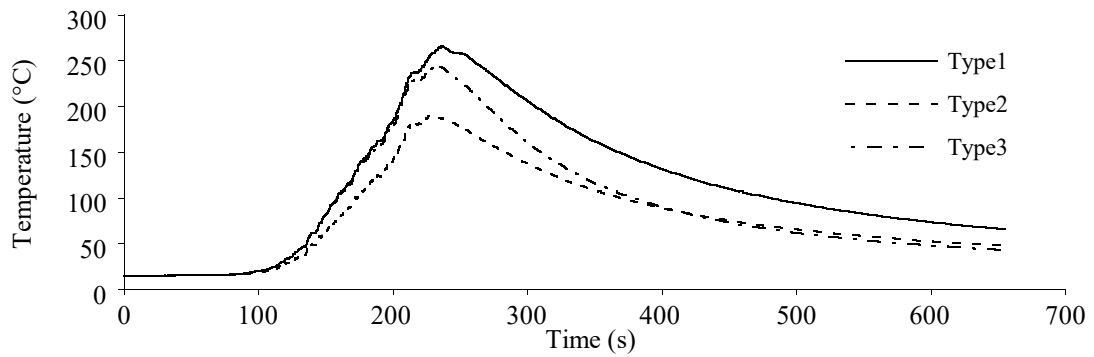


図 2.49 鉛プラグ中心温度の応答解析結果 (長周期地震動(CH1))

El Centro 観測波を用いた応答波解析から得られた水平力-水平変位関係を図 2.50 に、図 2.51 に建物各層の変位と加速度の最大値分布を、図 2.52 に鉛プラグ中心温度の時刻歴推移を示す。

水平力-水平変位関係は、Type1,2,3 でほぼ同じ形状を示し、変位と加速度の最大応答分布もほぼ同じ結果となった。これは、入力地震動の継続時間が短い場合では、地震波の加速度が大きい場合でも、図 2.52 に示したように鉛プラグの温度が上昇しないためである。この結果から、Type2,3 は Type1 に比べて鉛プラグの放熱性改善を図った LRB であるが、鉛プラグの発熱が小さい場合においては、標準的な LRB である Type1 と同じ挙動を示すことが確認できる。

長周期長時間地震動の対策として免震層の減衰量を増大させて応答変位量を抑制する検討がなされる場合があるが、減衰量を増大させると通常地震時における応答特性が低下することが懸念される。本研究で開発した高耐久 LRB は、長周期長時間地震動における応答特性の改善が図られているのと同時に、通常地震時における応答特性には影響を与えないことが特徴として挙げられる。

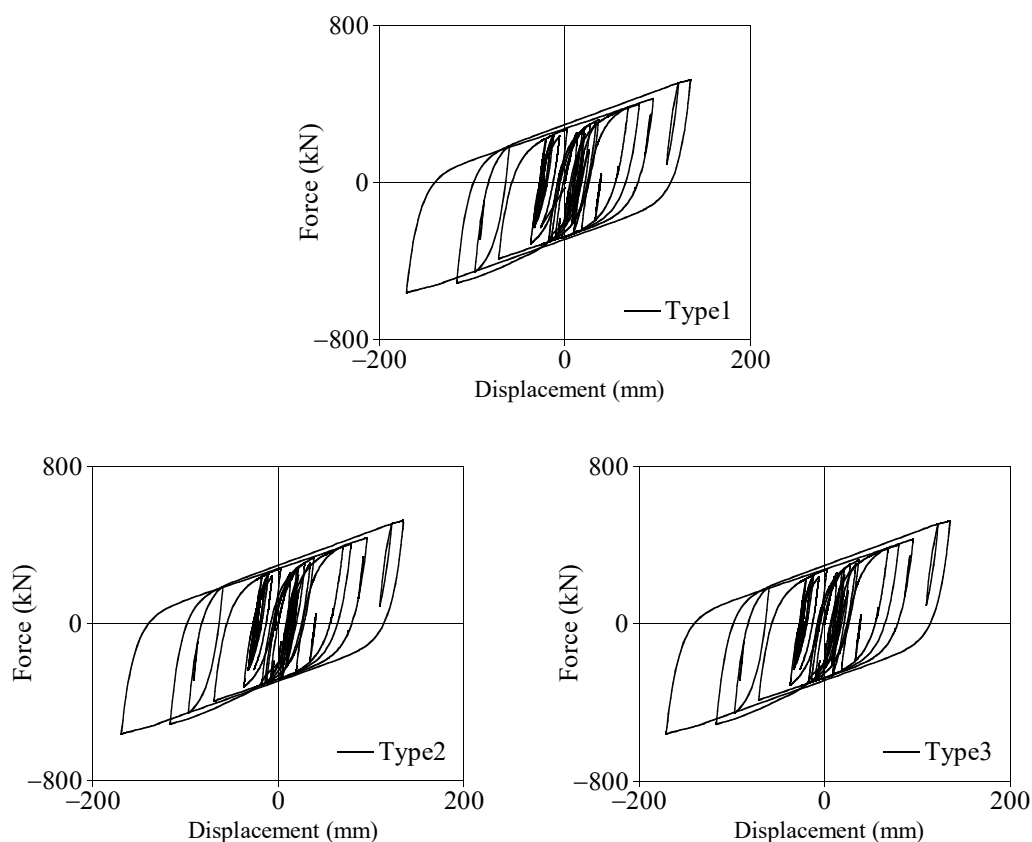


図 2.50 水平力-水平変位関係の応答解析結果 (El Centro 観測波)

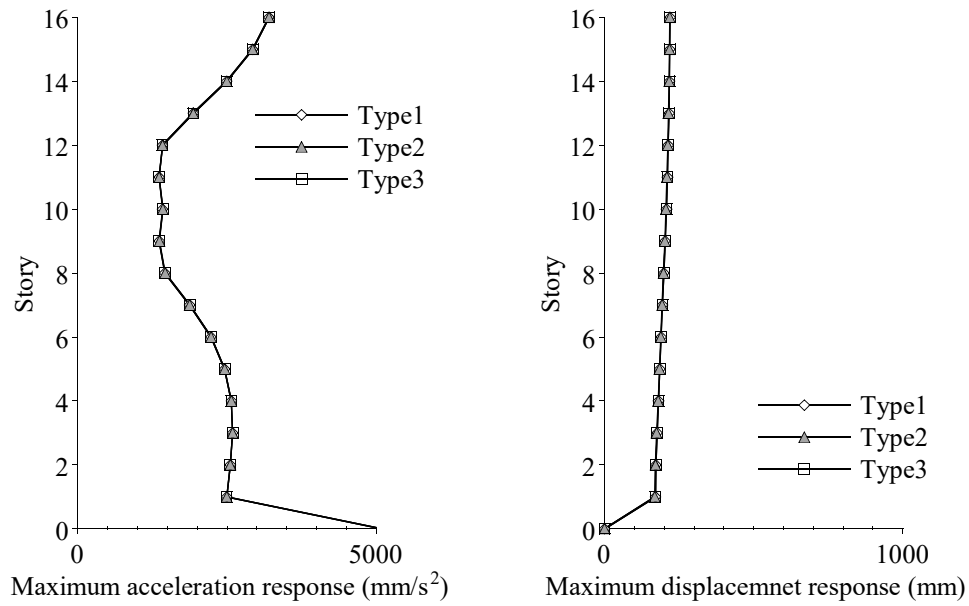


図 2.51 各層の最大応答の応答解析結果 (El Centro 観測波)

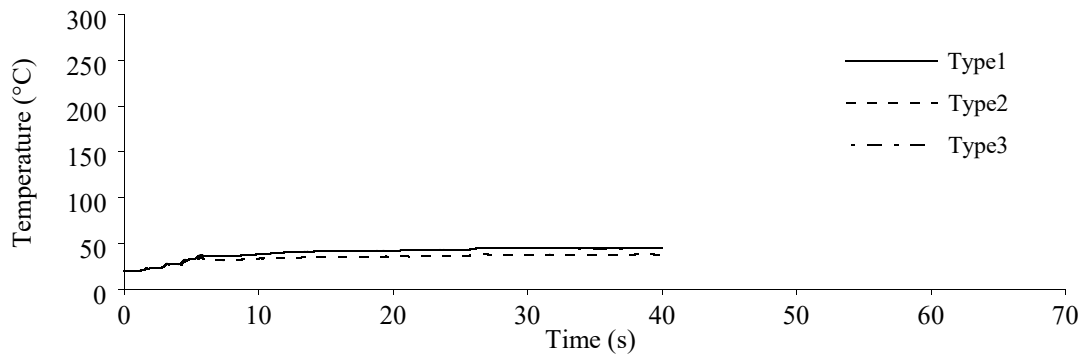


図 2.52 鉛プラグ中心温度の応答解析結果 (El Centro 観測波)

2.3.2.3 マルチプラグ LRB の解析結果

せん断ひずみ 100%，周期 2 水準で加力した試験条件 1,2 における解析結果を実験結果と比較して図 2.53 に示す。周期 16s の解析結果は履歴形状，エネルギー吸収量，鉛プラグの温度上昇量において実験結果をよく表現できている。周期 4s の解析結果は，実験結果に比べてエネルギー吸収量が 15%程度小さいが，履歴形状は概ね実験結果をよく捉えている。また，鉛プラグ温度の上昇量は実験結果をよく表現できている。

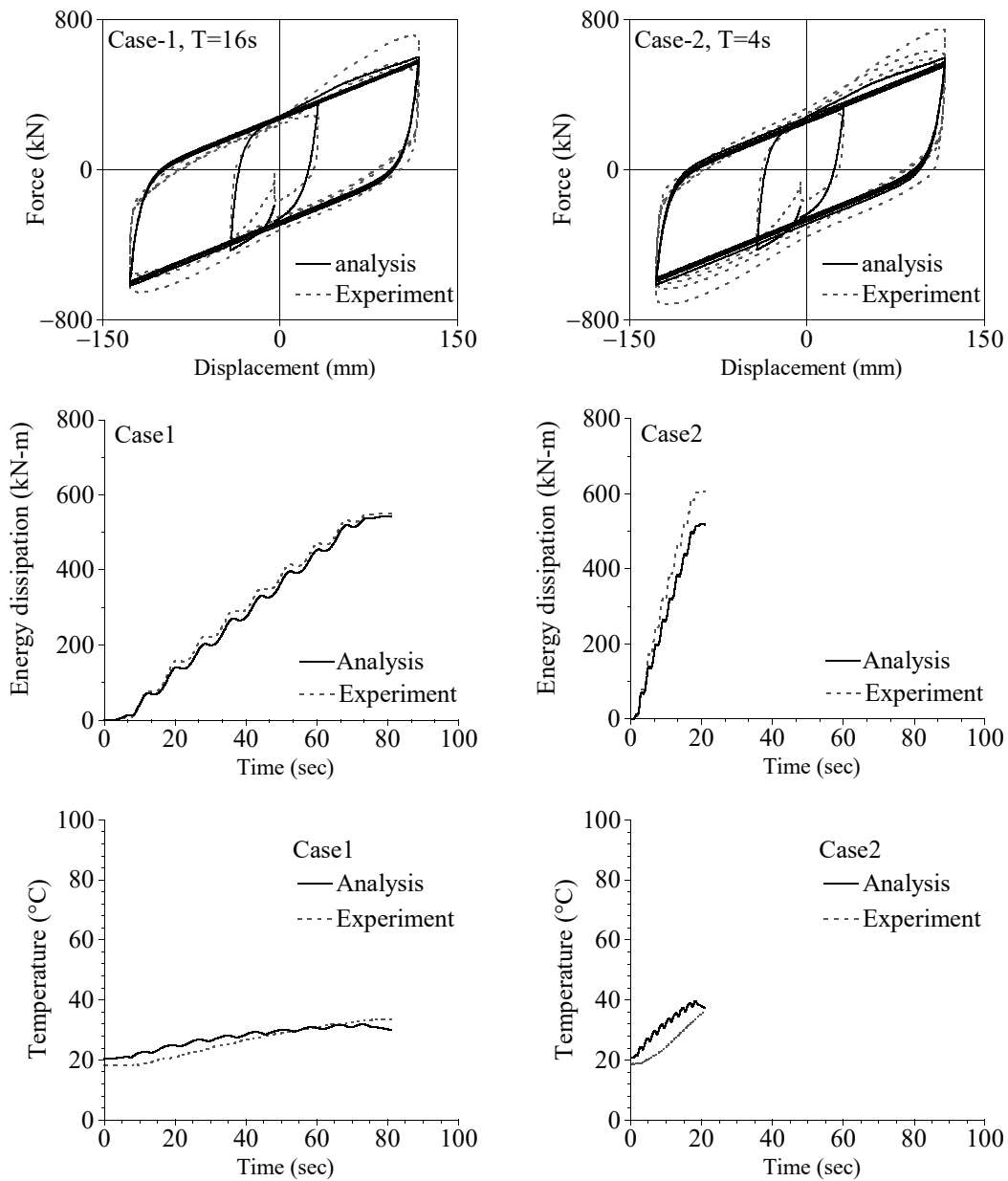


図 2.53 γ 100%，T=16s, 4s における
実験結果と解析結果の比較（試験条件 1, 2）

せん断ひずみ 200%, 周期 2 水準で加力した試験条件 3, 4 における解析結果を実験結果と比較して図 2.54 に示す. 周期 16s, 周期 4s とともに解析結果は実験で得られた履歴形状をよく捉えている. エネルギー吸収量の解析結果は, 実験結果に比べて周期 16s で-2.5%, 周期 4s で-13%であった. 鉛プラグ温度上昇量は実験結果の方が 10°C 程度大きい. 解析結果と実験結果との差は 15%程度であり, 解析は精度よく実験結果を表現できていると言える.

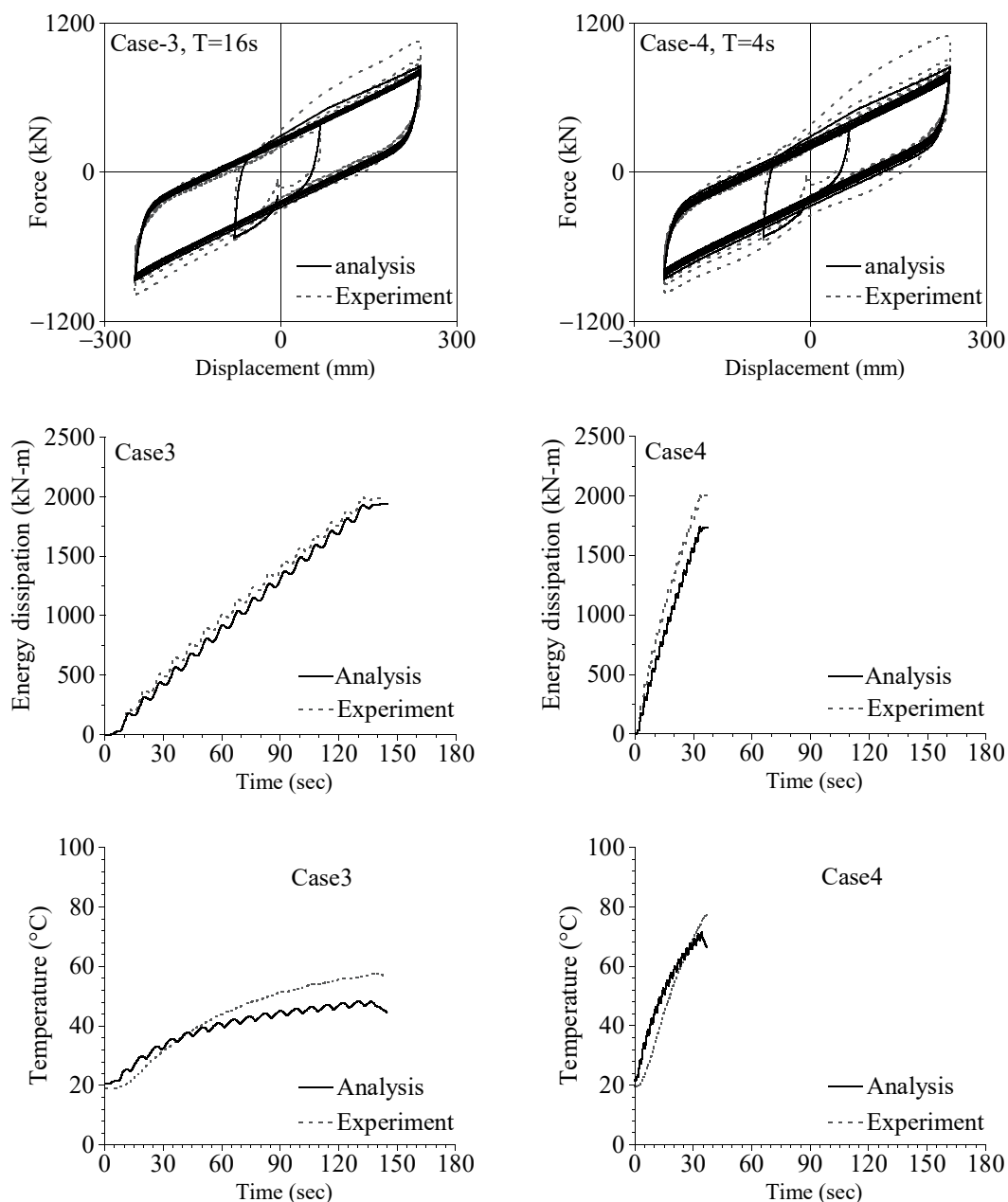


図 2.54 γ 200%, T=16s, 4s における
実験結果と解析結果の比較 (試験条件 3, 4)

主軸せん断ひずみ 200%、幅軸せん断ひずみ 100%の楕円波形で水平二方向に加力した試験条件 5 における解析結果を実験結果と比較して図 2.55 に示す。主軸方向の水平力-水平変位関係において、履歴面積が実験結果に比べて小さい結果となったが、主軸、幅軸ともに水平力-水平変位関係は実験で確認された丸みを帯びた履歴形状をよく表現できている。加振開始初期のサイクルでは降伏荷重は実験結果に比べて小さい結果となっており、累積エネルギー吸収量は実験結果に比べて-19%程度となった。鉛プラグの温度上昇は実験結果と解析結果で時間にずれがあるが、温度差は 10°C 程度であり上昇量は概ね一致した。

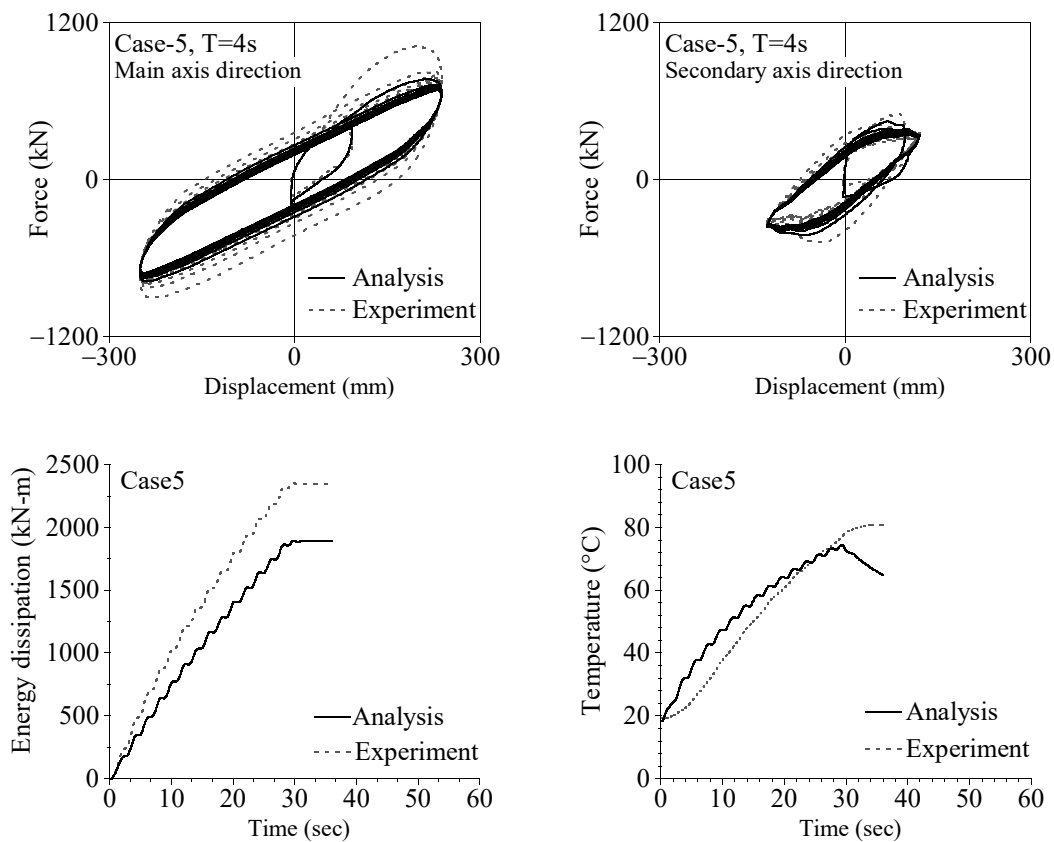


図 2.55 楕円波繰り返し加力試験, T=4s における
実験結果と解析結果の比較 (試験条件 5)

最大せん断ひずみ 250%の地震応答波で水平二方向に加力した試験条件 5 における解析結果を実験結果と比較して図 2.56 に示す。主軸方向の水平力-水平変位関係において、履歴面積が実験結果に比べて小さい結果となったが、主軸、幅軸ともに水平力-水平変位関係は実験で確認された履歴形状を概ね表現できている。主軸の降伏荷重は実験結果に比べて小さい結果となっており、累積エネルギー吸収量は実験結果に比べて-21%程度となった。鉛プラグの温度上昇は実験結果と解析結果で時間にずれがあるが、温度差は 10°C 程度であり上昇量は概ね一致した。

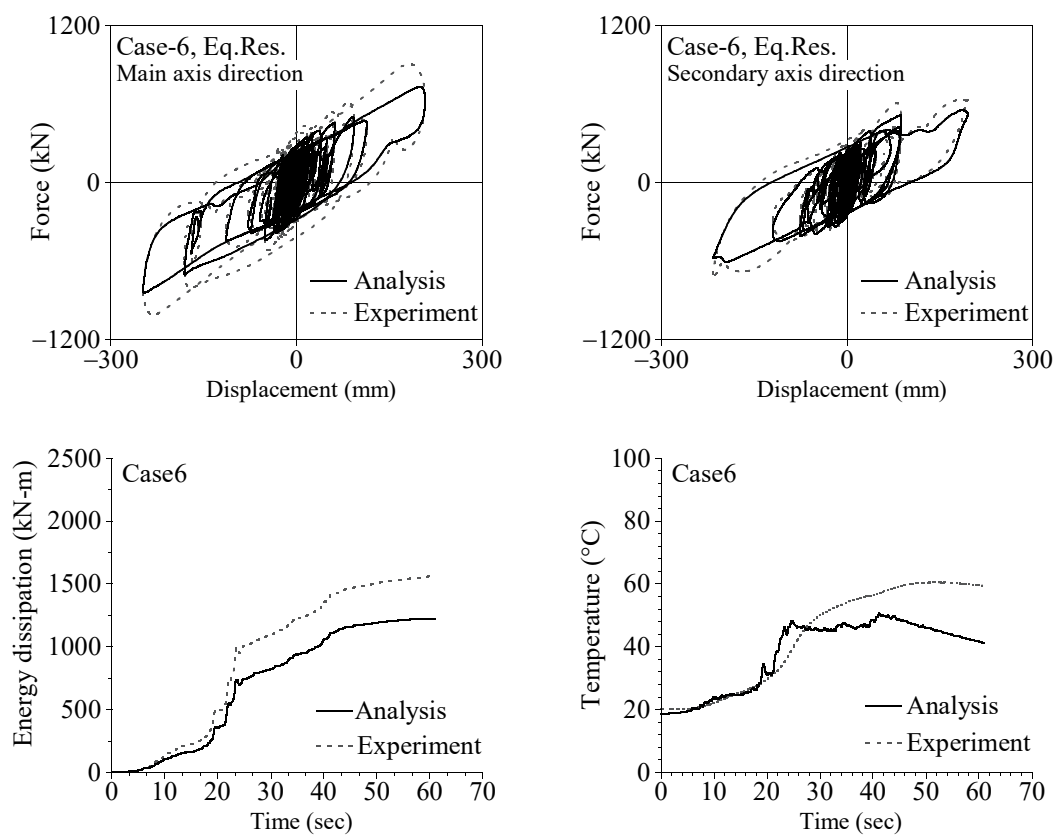


図 2.56 地震応答波加力試験における
実験結果と解析結果の比較 (試験条件 6)

2.3.2.4 マルチプラグ LRB の地震応答解析結果

有限差分法により熱伝導を考慮した熱力学連成挙動解析は、マルチプラグ LRB の加力試験から得られた現象を表現できることを確認した。次に、マルチプラグ LRB、およびシングルプラグ LRB を配置した免震建物に対してそれぞれ地震応答解析を行い、鉛プラグの分散配置が免震建物の応答抑制に効果があることを確認する。

対象とする建物、および入力地震動は高熱容量 LRB の地震応答解析で用いたものと同じである。設置する免震装置の種類を表 2.10 に示す 2 ケースとして地震応答解析を行う。

表 2.10 マルチプラグ LRB の地震応答解析ケース

項目	Case1	Case 2
形状	シングルプラグ	マルチプラグ
ゴム材料	G0.4	G0.4
外径 (mm)	ϕ 1100	\square 1000
鉛プラグ径 (mm)	ϕ 220	ϕ 110 \times 4
装置数	14	14

図 2.57 に解析から得られた水平力-水平変位関係を示す。Case2 のマルチプラグ LRB の結果は Case1 のシングルプラグ LRB の結果と比較して示している。マルチプラグ LRB の方が最大水平変位が抑えられている結果となった。図 2.58 に建物各層の変位と加速度の最大値分布を示す。マルチプラグ LRB はシングルプラグ LRB に比べて加速度、変位ともに小さくなり、鉛プラグの分散配置により応答値が抑えられる結果となった。図 2.59 に鉛プラグ中心温度の時刻歴推移を示す。マルチプラグ LRB はシングルプラグ LRB に比べて鉛プラグ温度上昇が大きく抑えられた。最大温度はシングルプラグ LRB で 295°C、マルチプラグ LRB で 186°C となり、鉛プラグの分散配置により鉛プラグ温度の上昇が 100°C 以上も抑えられる結果となった。

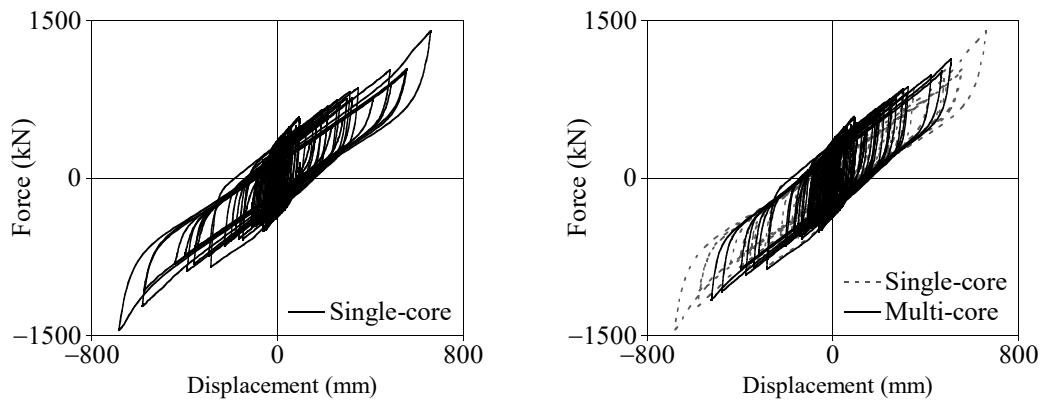


図 2.57 水平力-水平変位関係の応答解析結果 (長周期地震動(CH1))

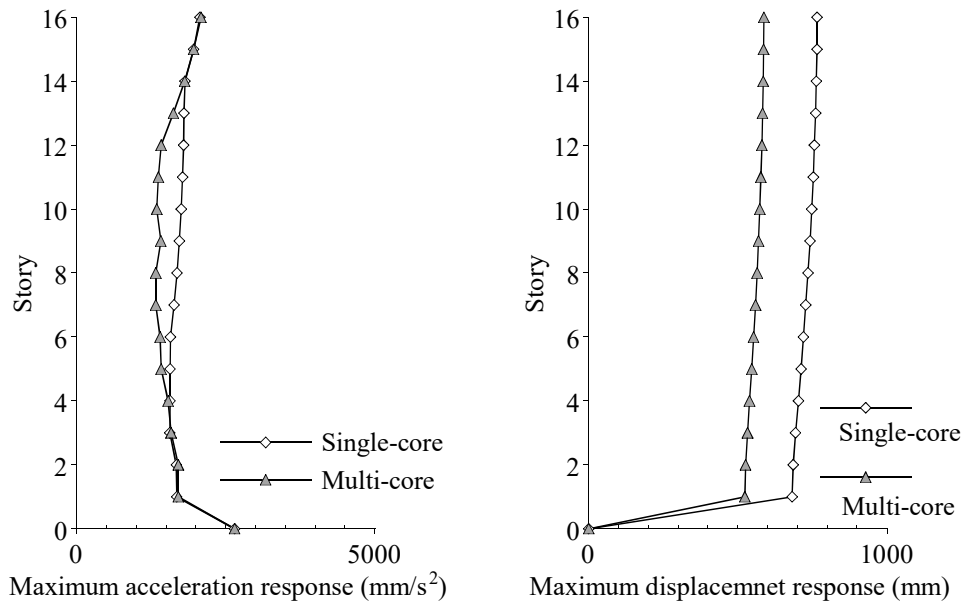


図 2.58 各層の最大応答の応答解析結果 (長周期地震動(CH1))

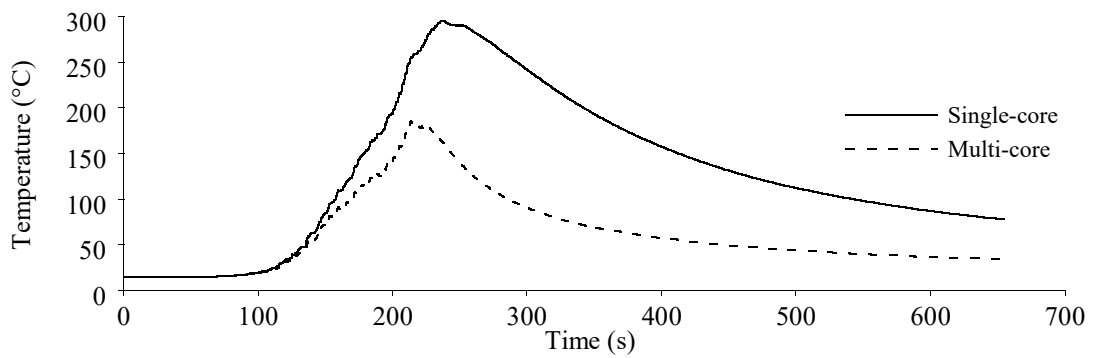


図 2.59 鉛プラグ中心温度の応答解析結果 (長周期地震動(CH1))

El Centro 観測波を用いた応答波解析から得られた水平力-水平変位関係を図 2.60 に、図 2.61 に建物各層の変位と加速度の最大値分布を、図 2.62 に鉛プラグ中心温度の時刻歴推移を示す。

水平力-水平変位関係は、マルチプラグ LRB、シングルプラグ LRB でほぼ同じ形状を示し、変位と加速度の最大応答分布もほぼ同じ結果となった。これは、高熱容量タイプにおける検討結果と同様に、入力地震動の継続時間が短い場合では、地震波の加速度が大きい場合でも、図 2.62 に示したように鉛プラグの温度が上昇しないためである。この結果から、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放熱性改善を図った LRB であるが、鉛プラグの発熱が小さい場合においては、標準的な LRB であるシングルプラグ LRB と同じ挙動を示すことが確認できる。

長周期長時間地震動の対策として免震層の減衰量を増大させて応答変位量を抑制する検討がなされる場合があるが、減衰量を増大させると通常地震時における応答特性が低下することが懸念される。本研究で開発した高耐久 LRB は、長周期長時間地震動における応答特性の改善が図られているのと同時に、通常地震時における応答特性には影響を与えないことが特徴として挙げられる。

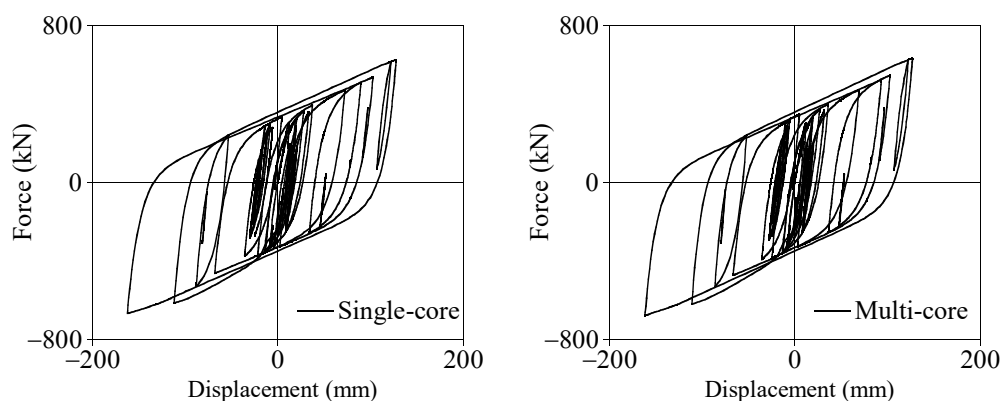


図 2.60 水平力-水平変位関係の応答解析結果 (El Centro 観測波)

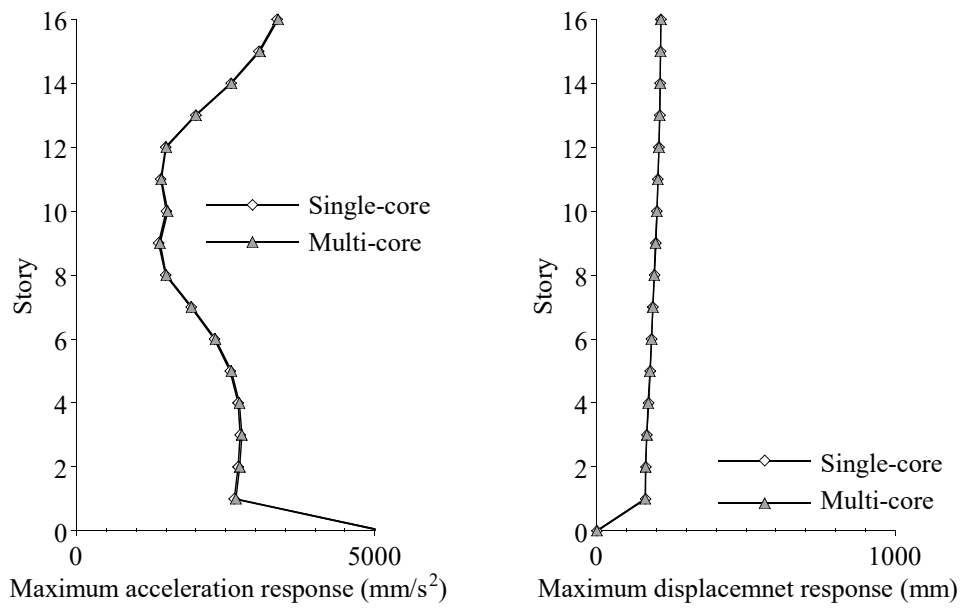


図 2.61 各層の最大応答の応答解析結果 (El Centro 観測波)

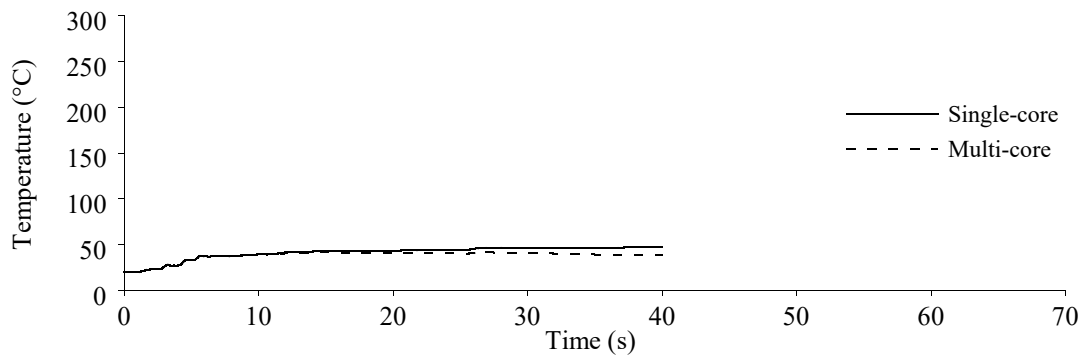


図 2.62 鉛プラグ中心温度の応答解析結果 (El Centro 観測波)

2.4 まとめ

第 2 章では、エネルギー吸収性能の低下を抑えた高耐久 LRB として、シングルプラグ LRB の内部鋼板の熱容量を大きくした高熱容量 LRB、鉛プラグを分散配置したマルチプラグ LRB の試作を行い、繰り返し加力実験を実施した。実験から高耐久 LRB は鉛プラグの温度上昇、およびエネルギー吸収性能の低下を 20%程度抑制する効果があることを確認した。また、水平二方向加力を含む繰り返し加力試験の前後において実施した試験から、十分な耐久性を有していることを確認した。

鉛プラグの温度上昇、およびエネルギー吸収性能の低下を抑制する効果を理論的に評価するために、二次元、および三次元空間でモデル化した有限差分法により鉛プラグの発熱と放熱を考慮した熱力学連成挙動解析を実施した。既往の鉛プラグ温度と降伏荷重の評価式を用いた熱力学連成挙動解析を行い、実験結果と比較することにより、実験で確認されたエネルギー吸収性能の違いが、試験体の形状の違いによるものであることを確認した。

さらに高耐久 LRB を配置した免震建物モデルに対して地震応答解析を行い、高熱容量化、および鉛プラグの分散配置により応答加速度、および応答変位が低減され、鉛プラグ温度上昇が抑制される効果を確認した。

長周期長時間地震動の対策として免震層の減衰量を増大させて応答変位量を抑制する検討がなされる場合があるが、減衰量を増大させると通常地震時における応答特性が低下することが懸念される。本研究で開発した高耐久 LRB は、長周期長時間地震動における応答特性の改善が図られているのと同時に、通常地震時における応答特性には影響を与えないことが特徴として挙げられる。

第 2 章の参考文献

- 1) 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 年 9 月
- 2) Masaru Kikuchi, Ian D. Aiken, An Analytical Hysteresis Model for Elastomeric Seismic Isolation Bearings, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Vol. 26, 215-231, 1997.
- 3) 日本建築学会 東海地震等巨大災害への対応特別調査委員会: 巨大地震による長周期地震動の予測と既存建築物の耐震性と今後の課題, pp.129-131, 2006 年 9 月
- 4) 国立研究開発法人建築研究所: 免震部材の多数回繰返し特性と免震建物の地震応答性状への影響に関する研究, 建築研究資料, ISSN 0286-4630, No.170, 2016 年 4 月



第3章 LRB の降伏荷重評価式の提案

LRB の繰り返し加力に伴う降伏荷重の低下現象は、LRB の降伏荷重評価式と有限差分法を用いた熱力学連成挙動解析によって表現できることを第2章で示した。既往の降伏荷重評価式はLRBの実験結果を元に作成されたものだが、第1章で示した以下の課題が残されている。第3章では、「降伏荷重に与える積層ゴムの非線形性の影響」、「高温時および低温時における降伏荷重と鉛プラグ温度の関係」、「降伏荷重に与える加力速度の影響」といった既往の降伏荷重評価式に残された課題について検討し、これらを考慮できる新たな降伏荷重評価式を提案する。

3.1 積層ゴムの非線形性と鉛プラグ降伏応力度の評価方法

鉛プラグ挿入前の積層ゴム（以下RBと称する）は試験体の形状や加力条件による影響を受けて非線形性を生じることが知られている¹⁾。この非線形性によって生じる切片荷重は鉛プラグの降伏荷重に比べて非常に小さいため、一般的には考慮されていない。しかし、LRBが繰り返し加力を受けると、鉛プラグはエネルギー吸収により発熱し、降伏荷重が低下するため、LRBの降伏荷重に与えるRBの切片荷重の影響が相対的に大きくなっていく。本研究では、RBの切片荷重を考慮する必要があると考え、図3.1に示すように、RBの水平変位-水平力関係から得られる履歴曲線と水平力軸との交点をRB切片荷重として定義し、LRBの降伏荷重を鉛プラグ降伏荷重とRB切片荷重の和として式3.1で定義する。

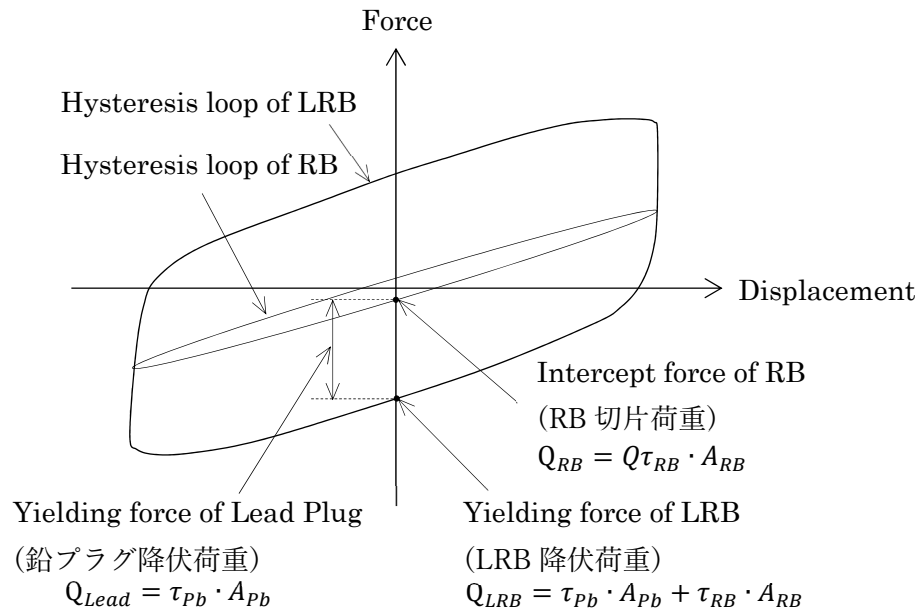


図 3.1 LRB 降伏荷重, RB 切片荷重, 鉛プラグ降伏荷重の定義

$$Q_{LRB} = Q_{Lead} + Q_{RB} = \tau_{pb} \cdot A_{pb} + \tau_{RB} \cdot A_{RB} \quad \dots(3.1)$$

ここで,

- Q_{LRB} (N) : LRB 降伏荷重
- Q_{Lead} (N) : 鉛プラグ降伏荷重
- Q_{RB} (N) : RB 切片荷重
- τ_{pb} (N/mm²) : 鉛プラグ降伏応力度
- A_{pb} (mm²) : 鉛プラグせん断面積
- τ_{RB} (N/mm²) : RB せん断応力度
- A_{RB} (mm²) : RB せん断面積

である.

LRB の降伏荷重を考える際に RB の切片荷重を考慮するためには, 式 3.1 の関係から鉛プラグの降伏荷重についても考慮する必要がある. 本研究ではまず, RB 試験体に対して RB 切片荷重のせん断ひずみ, ひずみ速度, 温度の依存性評価を行い, RB せん断応力度 τ_{RB} の評価式を作成する. 続いて, RB 試験後の試験体に鉛を挿入し, LRB 試験体に対して同じ条件で LRB 降伏荷重の依存性評価を行う. LRB の実験から得られた LRB 降伏荷重 Q_{LRB} から, RB の実験から得られた RB 切片荷重 Q_{RB} を差し引くことにより, 鉛プラグ降伏荷重 Q_{Lead} を算出し, 鉛プラグ降伏応力度 τ_{pb} の評価式を作成する.

3.2 実験計画

3.2.1 試験機および試験体の選定

RB, LRB のせん断ひずみ依存性, ひずみ速度依存性を評価するにあたり, 2 (m/s)までの速度で繰り返し加力可能な 3MN 二軸試験機を用いることとし, 試験機能力の制約から試験体の最大径は 500mm とした. また, 温度依存性を評価するにあたり, 環境温度を制御できる環境試験室内に設置されている 1MN 二軸試験機を用いることとし, 試験機能力の制約から試験体の最大径は 250mm とした.

試験機の概要を図 3.2 に示し, 試験機の载荷能力を表 3.1, 表 3.2 に, 環境試験室の制御範囲を表 3.3 に示す. 試験にあたり, 二軸ロードセルを試験体の上部に配置することで, 水平加力テーブルの摩擦力を含まない試験体水平力の計測が行えるようになっている.

検討に用いた試験体を図 3.3 に, 試験体諸元を表 3.4 に示し, 試験体の設置状況を写真 3.1, 写真 3.2 に示す. 試験体温度の計測は図 3.3 に示す鉛プラグ中心温度, ゴム層内部温度について行った. また, 積層ゴムが実際の建物に設置される際の状況を模擬するため積層ゴム上下に表 3.5 に示す断熱材を配置して実験を行った.

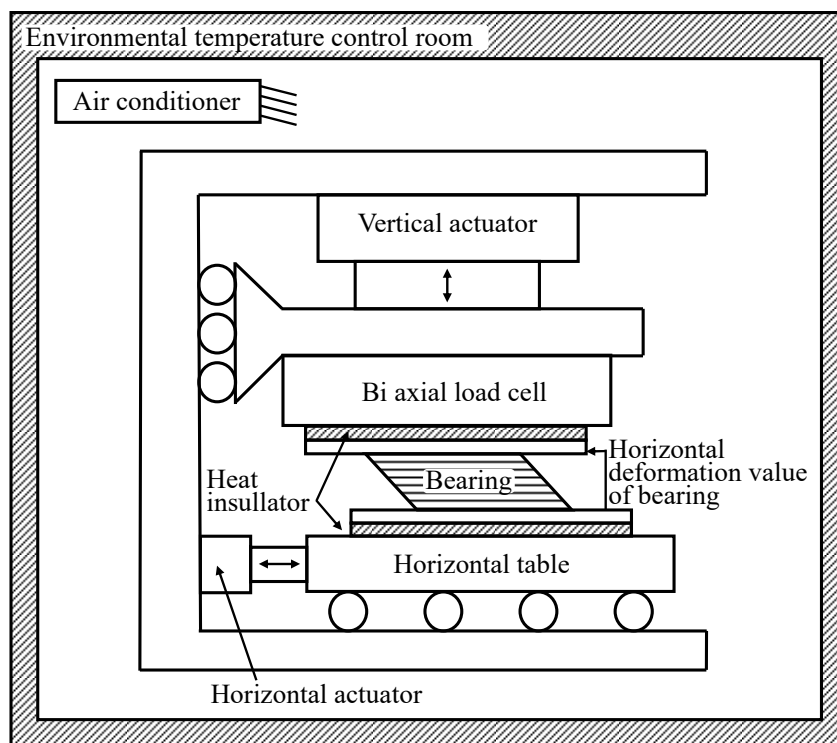


図 3.2 試験機の概要

表 3.1 3MN 三軸試験機の載荷能力

鉛直載荷能力	3MN (圧縮)
水平載荷能力	700 kN(静的 1MN)
水平ストローク	±500 mm

表 3.2 1MN 三軸試験機の載荷能力

鉛直載荷能力	1MN (圧縮)
水平載荷能力	100 kN
水平ストローク	±300 mm

表 3.3 環境試験室の温度制御範囲

温度調節範囲	-30~+80°C
--------	-----------

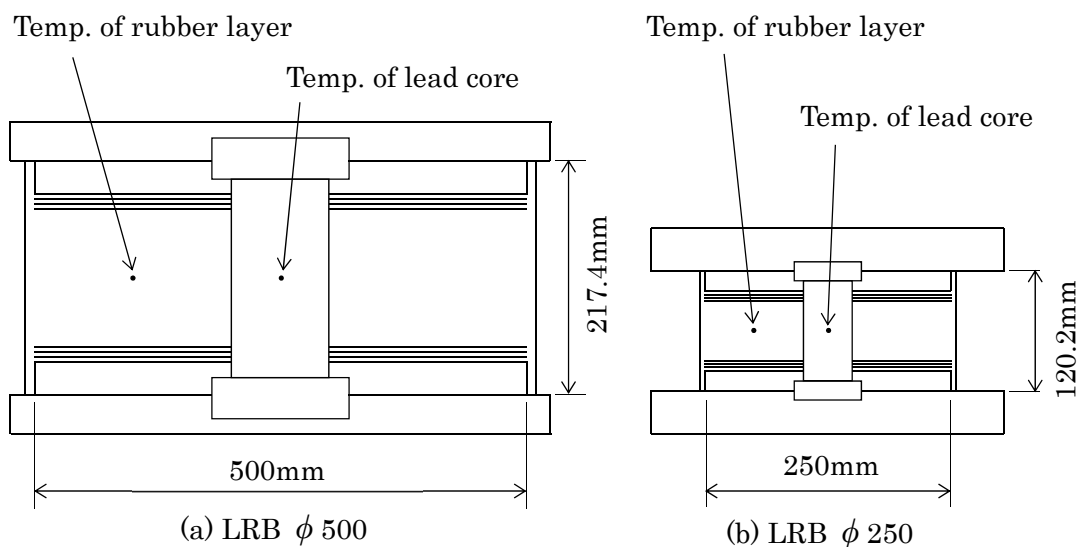


図 3.3 試験体図

表 3.4 試験体諸元

Parameters	Unit	LRB φ 500	LRB φ 250
Rubber diameter	mm	500	250
Rubber shear modulus	N/mm ²	0.392	0.392
Rubber thickness	mm	3.0×33 layers	2.0×24 layers
Thin plate thickness	mm	2.2×32 plates	1.4×23 plates
End plate thickness	mm	35×2 plates	20×2 plates
Lead plug diameter	mm	100	50
Number of lead plug	—	1	1
Shape factor S1	—	41.7	31.3
Shape factor S2	—	5.1	5.2

表 3.5 断熱材諸元

板厚	mm	12.7
圧縮強度 (at24° C)	MPa	338.3
熱伝導率	W/m · K	0.275
比熱 (at20° C)	J/(kg · K)	931
最高使用温度	°C	285

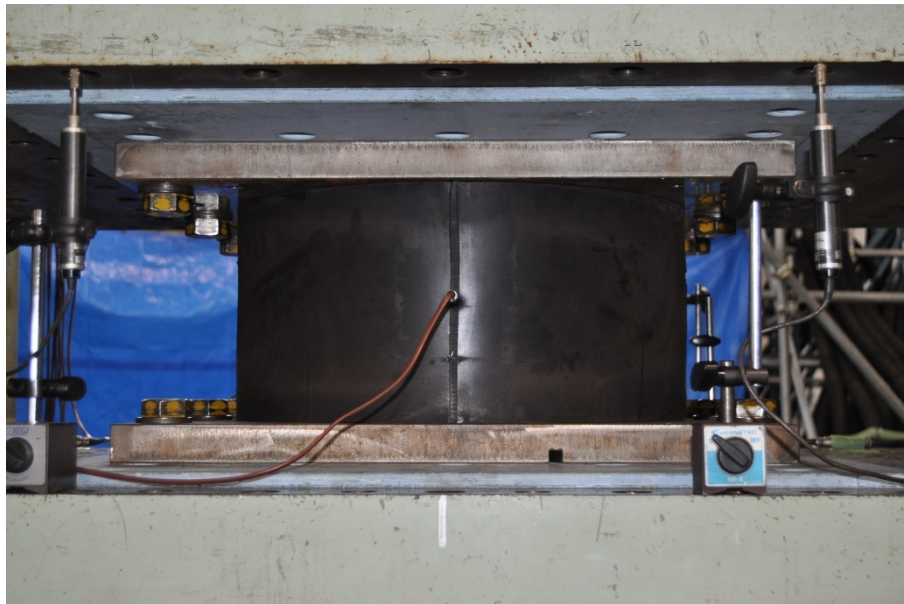


写真 3.1 LRB φ 500 試験体

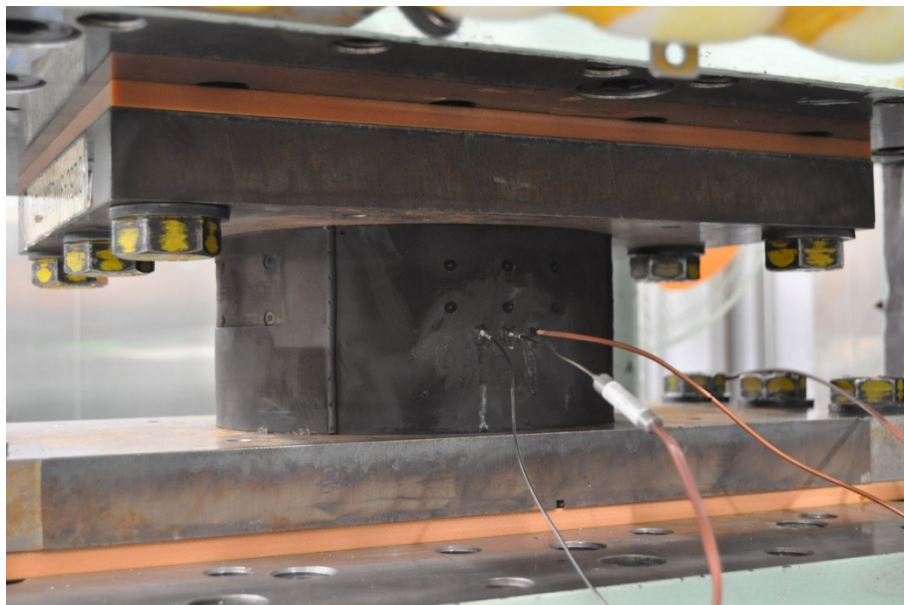


写真 3.2 LRB φ 250 試験体

3.2.2 RB せん断応力度の評価方法

LRB の実験から得られる降伏荷重は、式 3.1 の考え方から RB の切片荷重成分が含まれるため、LRB の実験の前に RB の実験を行い、RB せん断応力度のせん断ひずみ依存性、ひずみ速度依存性、温度依存性を確認する。

RB せん断応力度の加力せん断ひずみとひずみ速度の依存性を確認するため、直径 500mm の鉛プラグ挿入前の RB に対し、表 3.6 に示す実験を行う。ここで、 V_γ (-/s) は Sin 波加力における切片通過時のひずみ速度であり、加力せん断ひずみを γ (-)、加力周期を T (s) として式 3.2 で与えられる。

$$V_\gamma = 2\pi \cdot \gamma / T \quad \dots(3.2)$$

試験体が経験する変位履歴の影響を極力排除するため 3 体の試験体を用意し、1 体目(TP.1) は $\gamma=50\%$ 、および $\gamma=100\%$ 、2 体目(TP.2) は $\gamma=200\%$ 、3 体目(TP.3) は $\gamma=250\%$ のせん断ひずみ条件でひずみ速度依存性試験を実施する。なお、 $\gamma=50\%$ 試験における $V_\gamma=6.28, 12.6$ の条件は加力振動数が 2Hz, 4Hz となるため、試験機能力の制約から実施していない。

また、RB せん断応力度の温度依存性を確認するため、直径 250mm の鉛プラグ挿入前の RB 試験体に対して、表 3.7 に示す実験を行う。試験体は 2 体とし、温度依存に与えるせん断ひずみ量の影響を確認するため、1 体目(TP.4) は $\gamma=100\%$ 、2 体目(TP.5) は $\gamma=200\%$ のひずみ条件で温度依存性試験を実施する。また、温度依存に与えるひずみ速度の影響を確認するため、各温度条件下で 5 水準のひずみ速度について試験を実施する。環境温度依存性試験は高温の条件から、ひずみ速度依存性試験は遅い速度の条件から実施する。

以上の実験から得られる、両サイズの試験体の結果を用いて、せん断ひずみ、ひずみ速度、試験体温度を考慮して、RB せん断応力度の評価式を作成する。

表 3.6 $\phi 500$ せん断ひずみ, ひずみ速度依存性試験体試験条件

Pressure	Shear strain γ	Shear strain rate V_γ	Period (Sin) T	Temperature	Number of cycles
N/mm ²	%	-/s	s	°C	Cycles
15	50(TP.1)	0.03	$200 \cdot \gamma$	about 30°C (uncontrolled)	4
		0.39	$16 \cdot \gamma$		11
	100(TP.1)	0.79	$8 \cdot \gamma$		21
	200(TP.2)	1.57	$4 \cdot \gamma$		
		3.14	$2 \cdot \gamma$		
	250(TP.3)	6.28	$1 \cdot \gamma$		
		12.6	$0.5 \cdot \gamma$		

(The cases of 6.28 and 12.6 (-/s) shear strain rate have not been enforced under the condition of 50% shear strain.)

表 3.7 $\phi 250$ 温度依存性試験体試験条件

Pressure	Shear strain γ	Shear strain rate V_γ	Period (Sin) T	Temperature	Number of cycles
N/mm ²	%	-/s	s	°C	Cycles
15	100(TP.4)	0.06	$100 \cdot \gamma$	40	5
		0.31	$20 \cdot \gamma$	20	
		0.79	$8 \cdot \gamma$	0	
	200(TP.5)	1.57	$4 \cdot \gamma$	-10	
		3.14	$2 \cdot \gamma$	-20	
				-30	

3.2.3 鉛プラグ降伏応力度の評価方法

試験後の RB に鉛プラグを挿入して製作した LRB に対して RB 試験体と同じ条件で試験を実施し、LRB の降伏荷重と鉛プラグ中心温度を確認する。以上の実験により、RB せん断応力度、および LRB 降伏荷重がそれぞれ独立して得られているため、鉛プラグ降伏応力度は式 3.1 を用いて算出することができ、鉛プラグ中心温度、および各加力条件との関係から鉛プラグ降伏応力度の評価式を作成する。

3.3 RB 実験結果と RB せん断応力度の評価式

3.3.1 RB せん断応力度のせん断ひずみとひずみ速度の依存性

直径 500mm の RB 試験体に対し、加力せん断ひずみ γ とひずみ速度 V_γ を変えて行った表 3.6 に示す実験から得られた結果のうち、 $\gamma=50\%$ 、 $V_\gamma=0.03,0.79,3.14$ (-/s)の履歴曲線と加力サイクル毎の切片荷重とゴム内部温度の関係を図 3.4 に示す。いずれのひずみ速度においても、繰返し加力に対して水平力-水平変位関係に変化は無く、RB 切片荷重は安定した値を示した。周期 4s の条件 ($V_\gamma=0.79$ (-/s)) での加力時におけるゴム内部温度の上昇は 1°C 程度であった。

同様に、 $\gamma=250\%$ における $V_\gamma=0.03,0.79,3.14$ (-/s)の履歴曲線と加力サイクル毎の切片荷重とゴム内部温度の関係を図 3.5 に示す。最大変位からの戻りの履歴形状に膨らみが見られるが、繰返し加力に対して水平力-水平変位関係に変化は無く、RB 切片荷重は安定した値を示した。周期 5s の条件 ($V_\gamma=3.14$ (-/s)) での加力時におけるゴム内部温度の上昇は 2°C 程度であり、RB 試験時におけるゴム内部温度の上昇量は大きくないことを確認した。

加力せん断ひずみ γ とひずみ速度 V_γ を変えて行った試験から、RB 切片荷重は、加力ひずみ速度が速くなるほど、また、加力せん断ひずみが大きくなるほど大きくなることを確認した。図 3.6 に表 3.6 に示す全ての実験から得られた RB せん断応力度 τ_{RB} とひずみ速度 V_γ の関係を、加力せん断ひずみ γ 毎に示す。図 3.6 から RB せん断応力度は、 γ 、および V_γ の増大に伴い大きくなることを確認できる。繰返し加力による温度上昇が大きいことから、試験体温度を初期温度 30°C で一定と見なすと、加力せん断ひずみ γ (-)、ひずみ速度 V_γ (-/s)における、RB せん断応力度 $\tau_{RB}(30^\circ\text{C}, \gamma, V_\gamma)$ (N/mm²)は、式 3.3 として得られる。

$$\tau_{RB}(30^\circ\text{C}, \gamma, V_\gamma) = (2.8 + 7.4\gamma + 2.7V_\gamma^{0.5}) \cdot 10^{-3} \quad \dots(3.3)$$

図 3.6 に評価式の結果を重ねて示す。式 3.3 はゴム直径 500mm、中心孔径 100mm の試験体における RB せん断応力度の γ および V_γ による変化を良く表現できている。

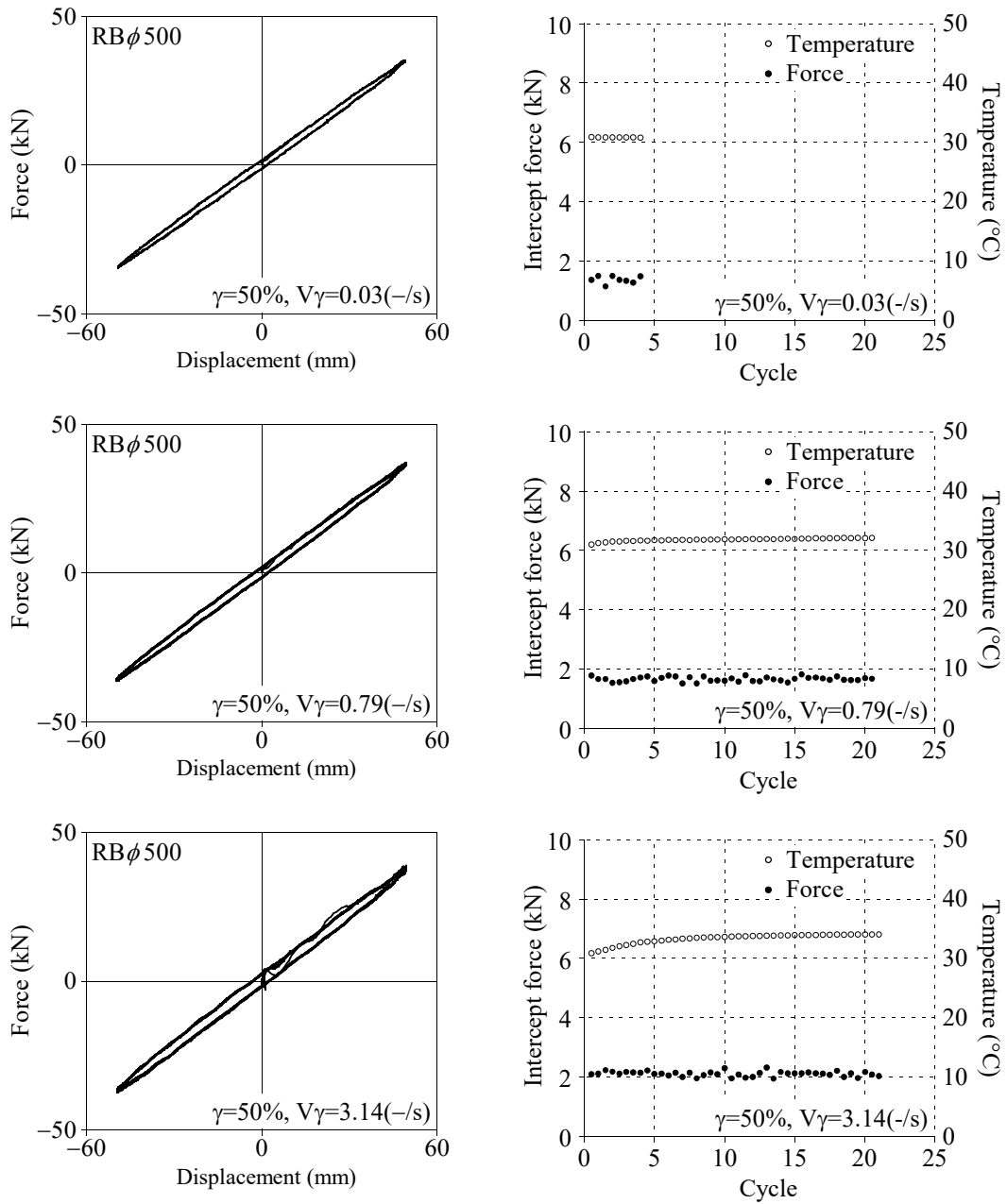


図 3.4 RB φ 500 試験体の水平力-水平変位関係と加力サイクルごとの RB 切片荷重と内部ゴム温度の関係 ($\gamma=50\%$, $V\gamma=0.03, 0.79, 3.14 (-/s)$)

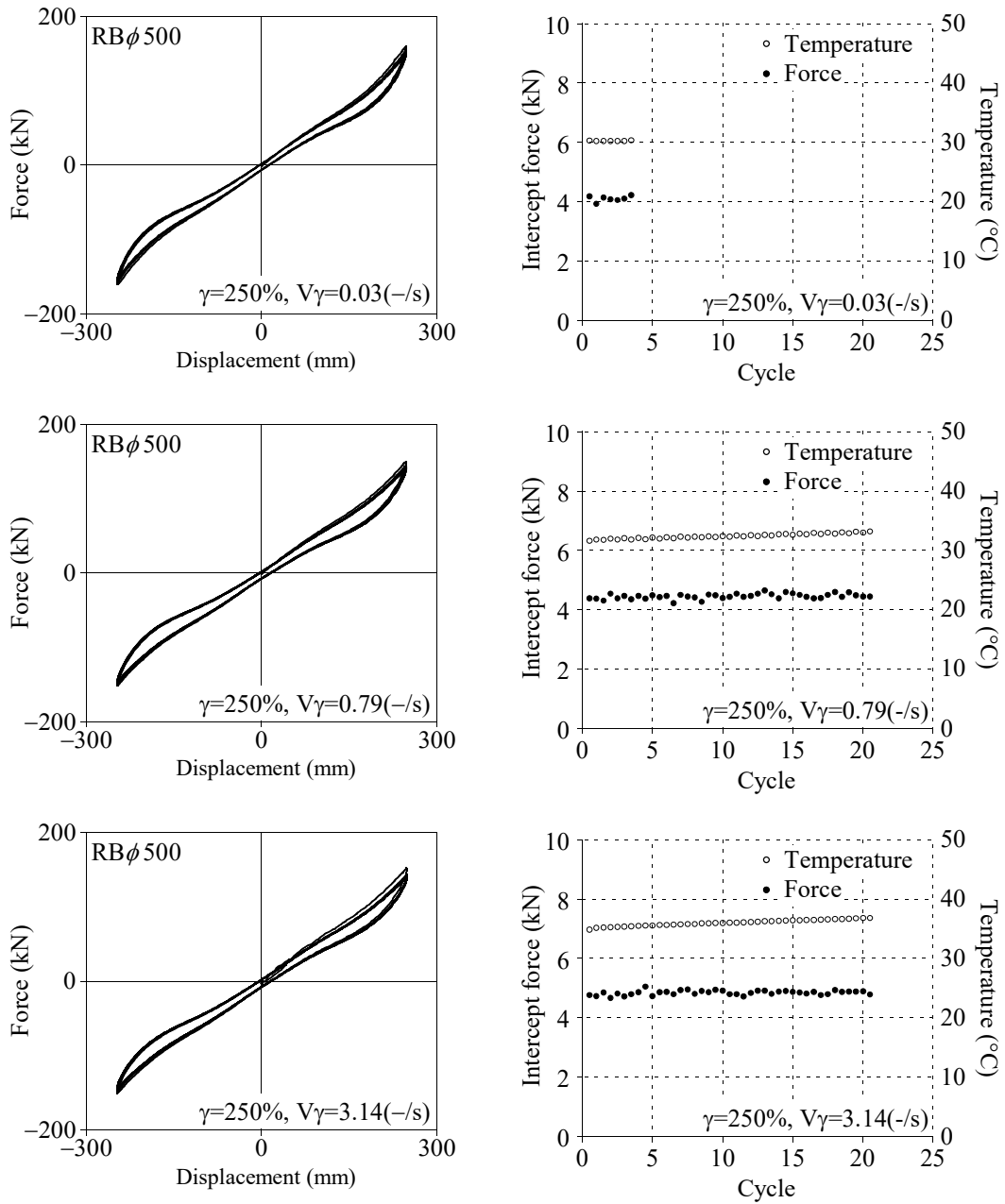


図 3.5 RB φ 500 試験体の水平力-水平変位関係と加力サイクルごとの RB 切片荷重と内部ゴム温度の関係 ($\gamma=250\%$, $V\gamma=0.03, 0.79, 3.14$ (-/s))

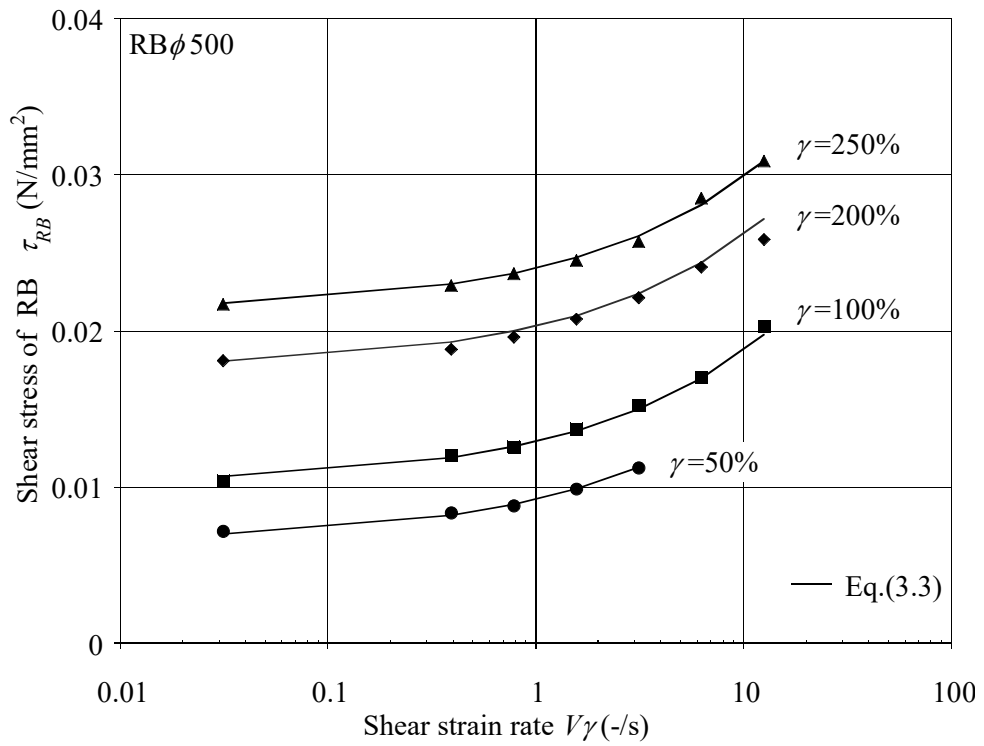


図 3.6 RB せん断応力度 τ_{RB} とひずみ速度 V_γ の関係

3.3.2 RB せん断応力度の温度依存性

直径 250mm の RB 試験体に対し、環境温度を変えて行った表 3.7 に示す条件の実験結果のうち、加力せん断ひずみ $\gamma=200\%$ 、ひずみ速度 $V_\gamma=3.14$ (-/s) (周期 4s) における履歴曲線を図 3.7 に、ひずみ速度 $V_\gamma=0.31$ (-/s) (周期 40s) における履歴曲線を図 3.8 に示す。試験体温度が低温になると積層ゴムの非線形性が大きくなり切片荷重は大きくなった。この傾向は -10°C 以下で顕著である。また、ひずみ速度が速いほど変化の程度が大きくなっている。図 3.9 に $\gamma=100\%$ の実験から得られた切片荷重を 20°C からの変化率として示し、同様に $\gamma=200\%$ の結果について図 3.10 に示す。 $\gamma=100\%$ 、 200% ともに、 40°C から 0°C までは V_γ による影響はほとんど見られないが、 -10°C 以下においては V_γ が速くなるほど変化率が大きくなる傾向が確認できる。

τ_{RB} の温度依存性評価式として式 3.4 を作成し、図 3.9、図 3.10 に重ねて示す。評価式を作成にあたっては、地震応答を考慮し、 $\gamma=200\%$ の結果を重視した。

$$\left. \begin{aligned} f_{RB}(T_{RBs}) &= 1.405 \cdot \exp(-0.05 \cdot V_\gamma^{0.07} \cdot T_{RBs}) \quad (-30 \leq T_{RBs} < 0) \\ f_{RB}(T_{RBs}) &= \exp(-0.017 \cdot (T_{RBs} - 20)) \quad (0 \leq T_{RBs} \leq 40) \end{aligned} \right\} \cdots(3.4)$$

ここで、 T_{RBs} ($^\circ\text{C}$) は試験体初期温度であり、 $f_{RB}(T_{RBs})$ は試験体初期温度が T_{RBs} のときの、 20°C における切片荷重からの変化率である。せん断ひずみ 100% における 0°C 以下の領域でばらつきが大きいものの、式 3.4 は、ゴム直径 250mm、中心孔径 50mm の RB 切片荷重の温度依存性を概ね良好に表現できている。

最終的に式 3.3、式 3.4 から、試験体初期温度 T_{RBs} ($^\circ\text{C}$)、加力せん断ひずみ γ (-)、ひずみ速度 V_γ (-/s) を考慮した RB 切片荷重応力度 $\tau_{RB}(T_{RBs}, \gamma, V_\gamma)$ が、式 3.5 として得られる。

$$\begin{aligned} \tau_{RB}(T_{RBs}, \gamma, V_\gamma) &= (f_{RB}(T_{RBs})/f_{RB}(30)) \cdot \tau_{RB}(30^\circ\text{C}, \gamma, V_\gamma) \\ &= 1.1853 \cdot f_{RB}(T_{RBs}) \cdot (2.8 + 7.4\gamma + 2.7V_\gamma^{0.5}) \cdot 10^{-3} \end{aligned} \cdots(3.5)$$

但し、適用範囲を以下とする。

$$-30 \leq T_{RBs} \leq 40 \quad (^\circ\text{C})$$

$$0.5 \leq \gamma \leq 2.5 \quad (-)$$

$$0.03 \leq V_\gamma \leq 12.6 \quad (-/\text{s})$$

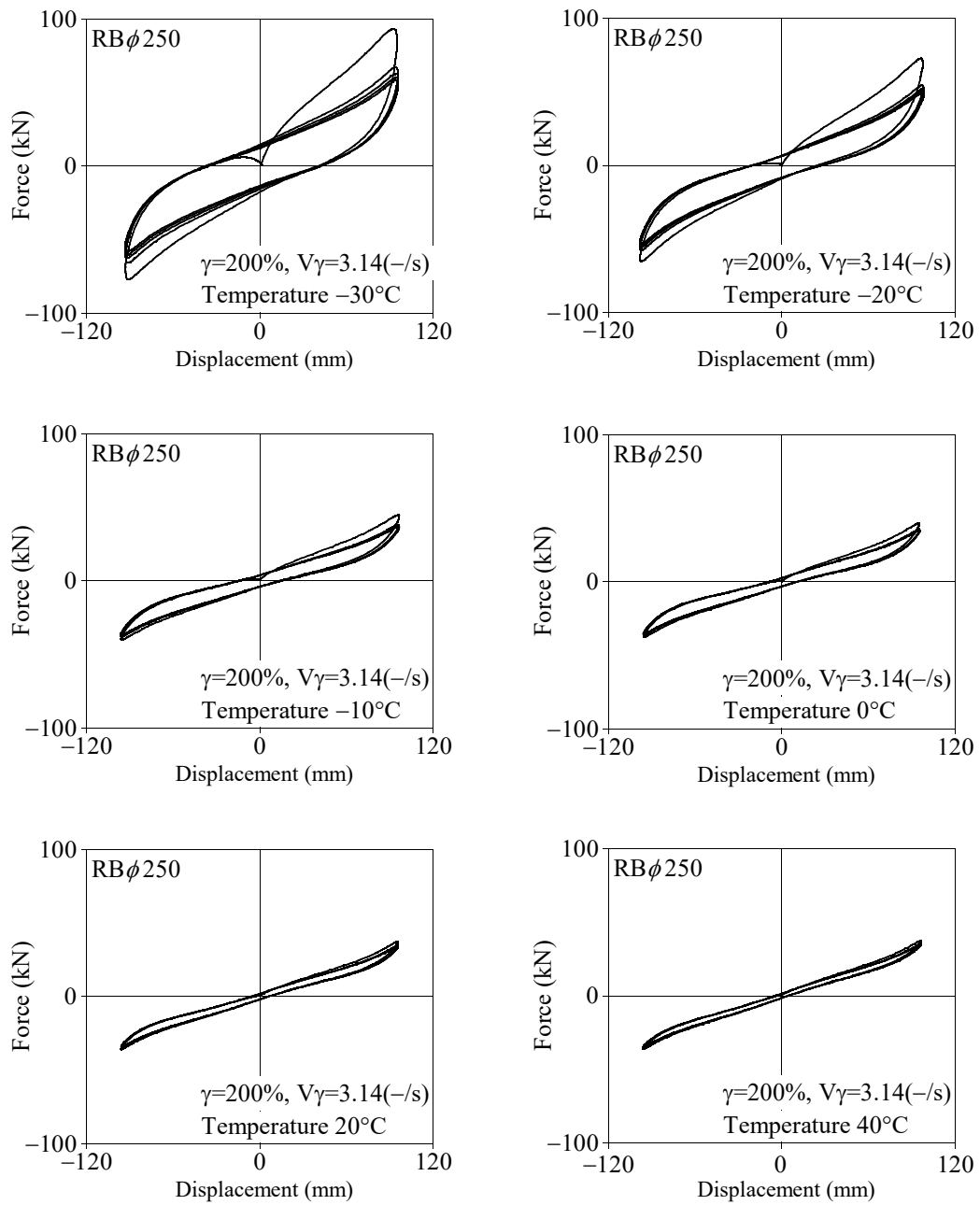


図 3.7 RB φ 250 試験体の水平力-水平変位関係
 $(\gamma=200\%, V\gamma=3.14(-/s) (T=4s), \text{Temp} = -30, -20, -10, 0, 20, 40^{\circ}\text{C})$

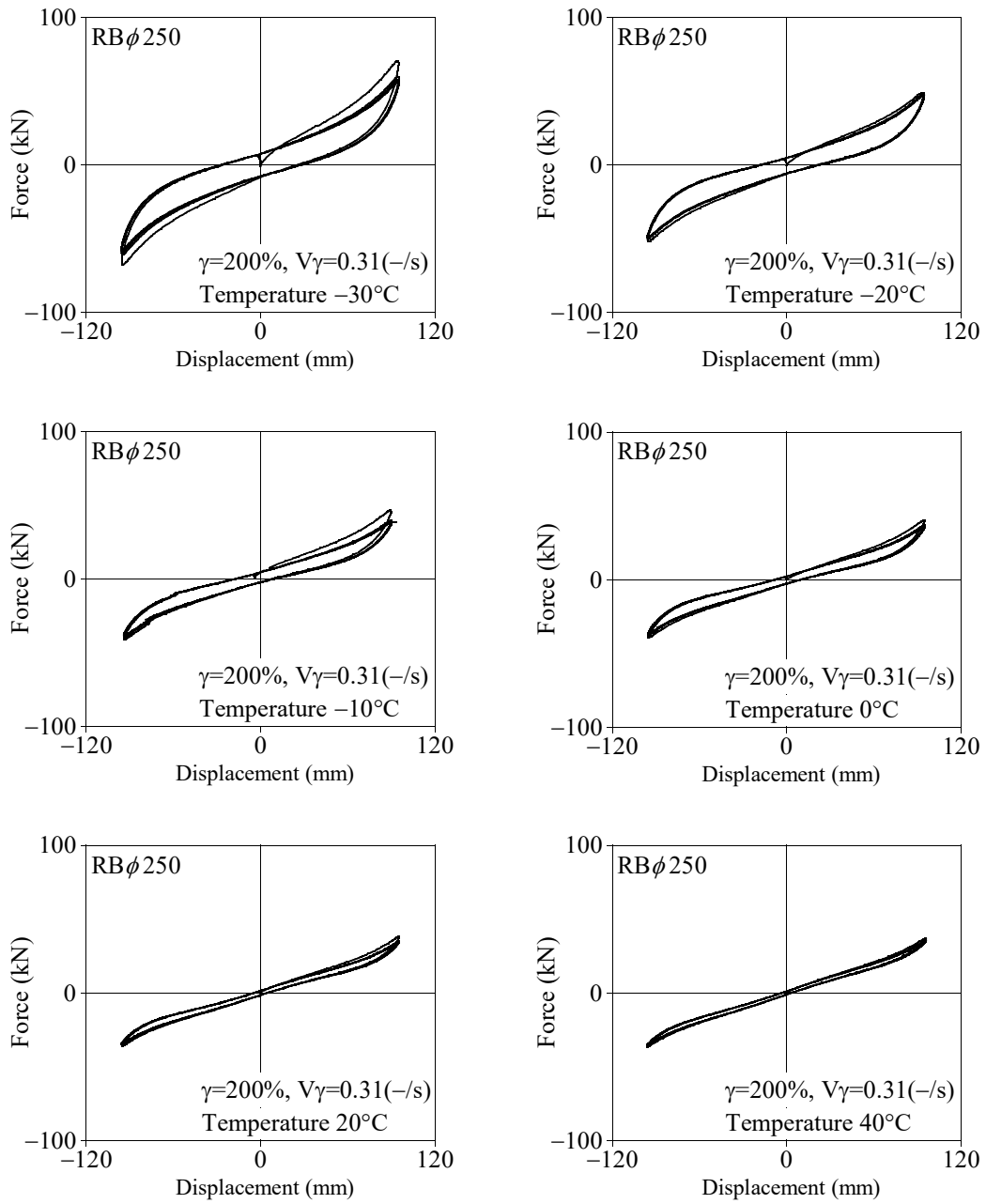


図 3.8 RB φ 250 試験体の水平力-水平変位関係
 ($\gamma=200\%$, $V\gamma=0.31(-/s)$ (T=40s), Temp= -30, -20, -10, 0, 20, 40°C)

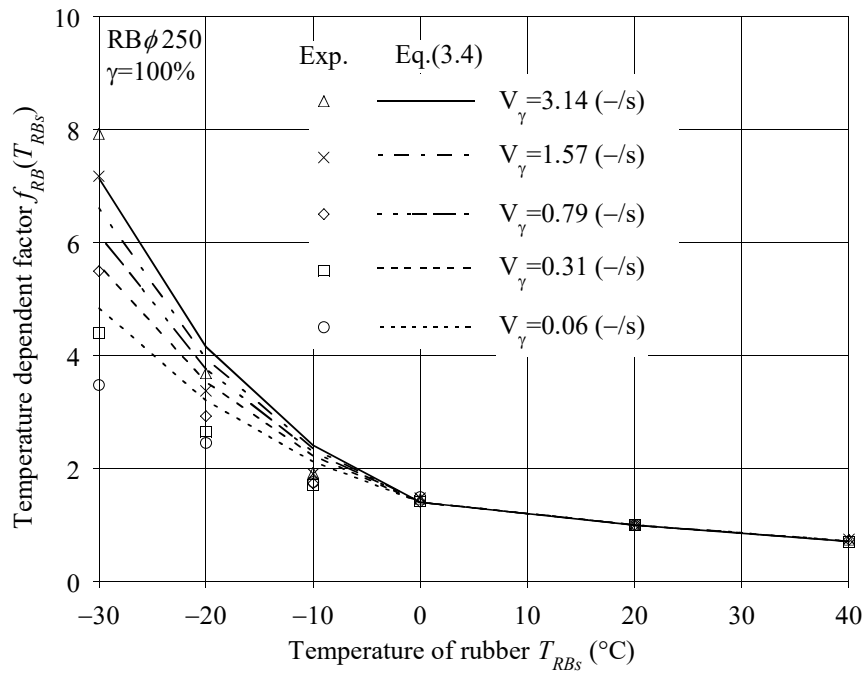


図 3.9 RB せん断応力度の温度依存性 ($\gamma=100\%$)

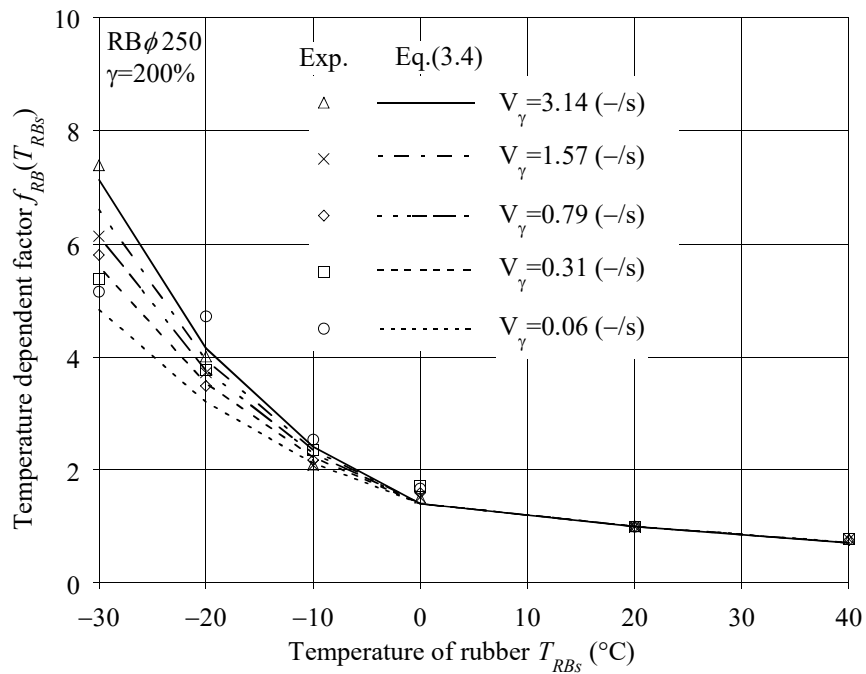


図 3.10 RB せん断応力度の温度依存性 ($\gamma=200\%$)

3.3.3 RB せん断応力度評価式のばらつき評価

図 3.9, 図 3.10 に示した $\gamma = 100\%$, 200% における RB せん断応力度実験結果の式 3.4 に対するばらつきをヒストグラムにして図 3.11 に示す。頻度は変化率 0~10%にピークがあり、 $\pm 20\%$ で評価すると、全体の 83%を包括する。地震応答時を考慮し $\gamma = 200\%$ の結果だけを用いて評価すると、 $\pm 15\%$ 内に全体の 90%を包括しており、ばらつきは小さいと言える。

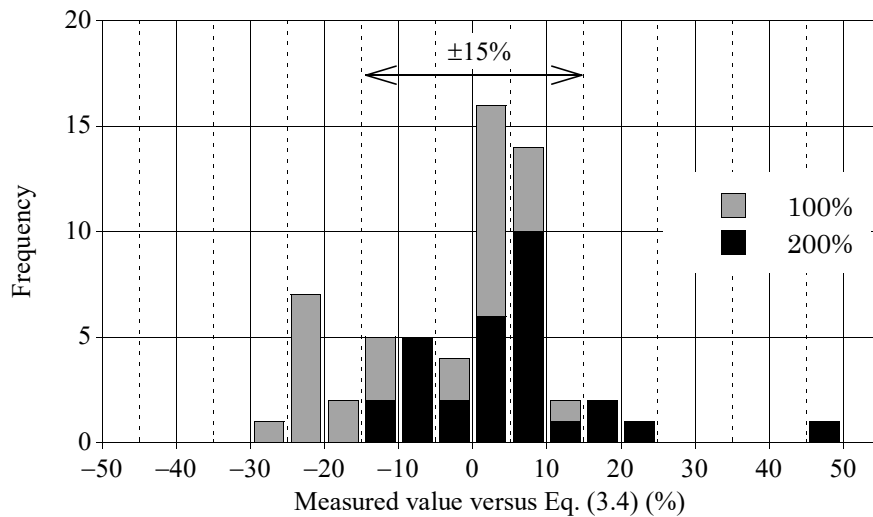


図 3.11 RB せん断応力度実験結果の式 3.4 に対するばらつきのヒストグラム

3.4 LRB 実験結果と鉛プラグ降伏応力度の評価式

3.4.1 鉛プラグ降伏応力度のせん断ひずみとひずみ速度の依存性

直径 500mm の LRB 試験体に対し、加力せん断ひずみ γ とひずみ速度 V_γ を変えて行った表 3.6 に示す条件の実験結果のうち、 $\gamma=100\%$ 、 $\gamma=200\%$ における履歴曲線を図 3.12 から図 3.13 にかけて示す。

V_γ が最も遅い $V_\gamma = 0.03(-/s)$ の場合では、 $\gamma=100\%$ 、 200% ともに、LRB 降伏荷重は繰返し加力に伴う低下は見られず、4 サイクルの加力においてほぼ同じ値を示した。一方、 V_γ が速い場合では、加力初期の LRB 降伏荷重は大きくなり、加力繰返し回数の増加とともに低下した。

LRB 降伏荷重から RB 切片荷重を差し引き、鉛プラグ面積で除算して得られた鉛プラグ降伏応力度と鉛プラグ中心温度の関係について、 $\gamma=100\%$ における結果を図 3.14 に、 $\gamma=200\%$ における結果を図 3.15 に示す。鉛プラグ降伏応力度は、 V_γ が速くなるほど大きくなり、鉛プラグ中心温度の温度上昇に伴い低下していく様子が確認できる。また、鉛プラグ中心温度の上昇量は、 V_γ が速くなるほど大きくなり、 $\gamma=200\%$ 、 $V_\gamma=12.6(-/s)$ では 301.1°C (最終サイクル切片通過時は 294.6°C)まで上昇した。

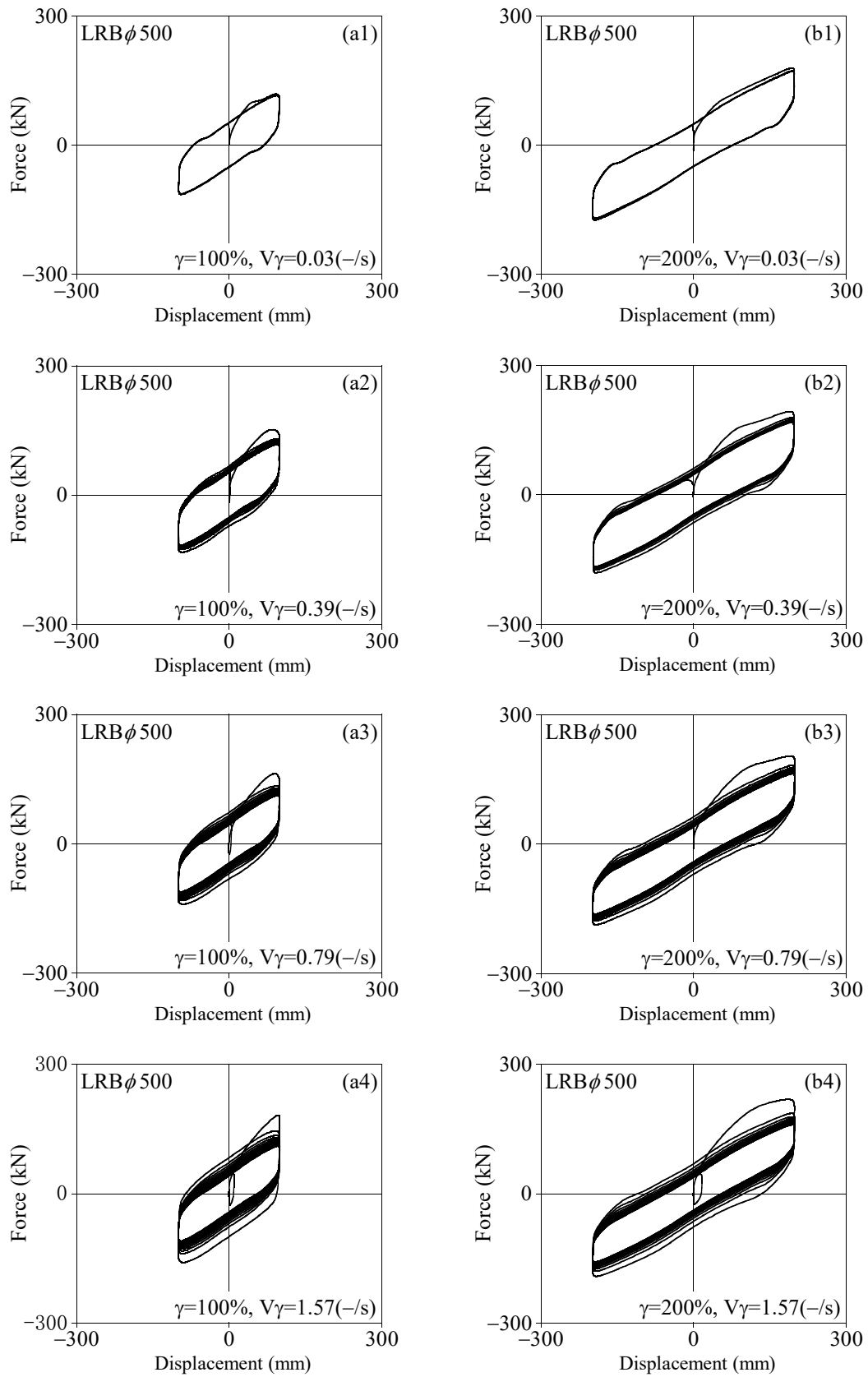


圖 3.12 LRB ϕ 500 速度依存性試驗結果 (a) $\gamma=100\%$, (b) $\gamma=200\%$

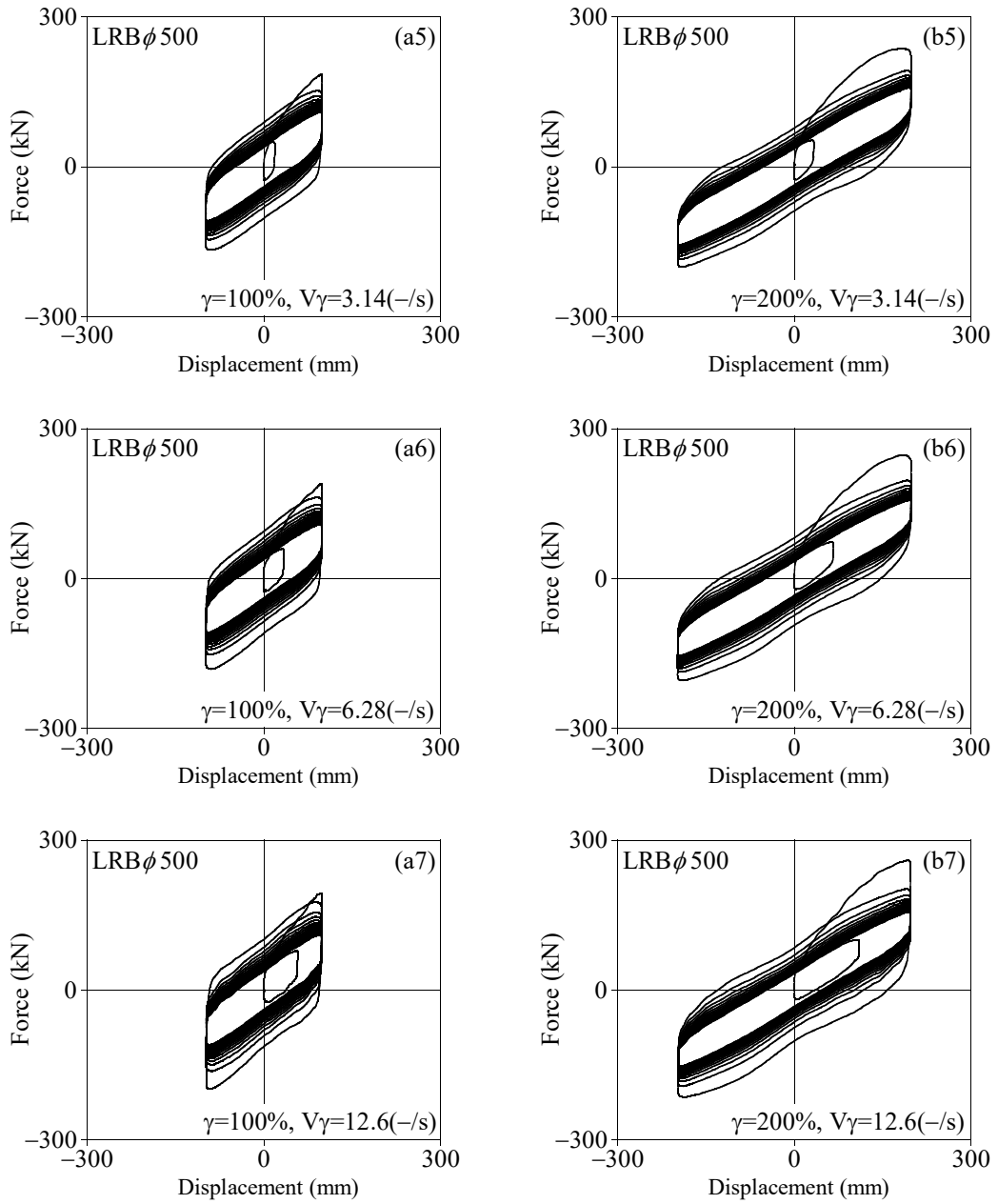


图 3.13 LRB ϕ 500 速度依存性試驗結果 (a) $\gamma=100\%$, (b) $\gamma=200\%$

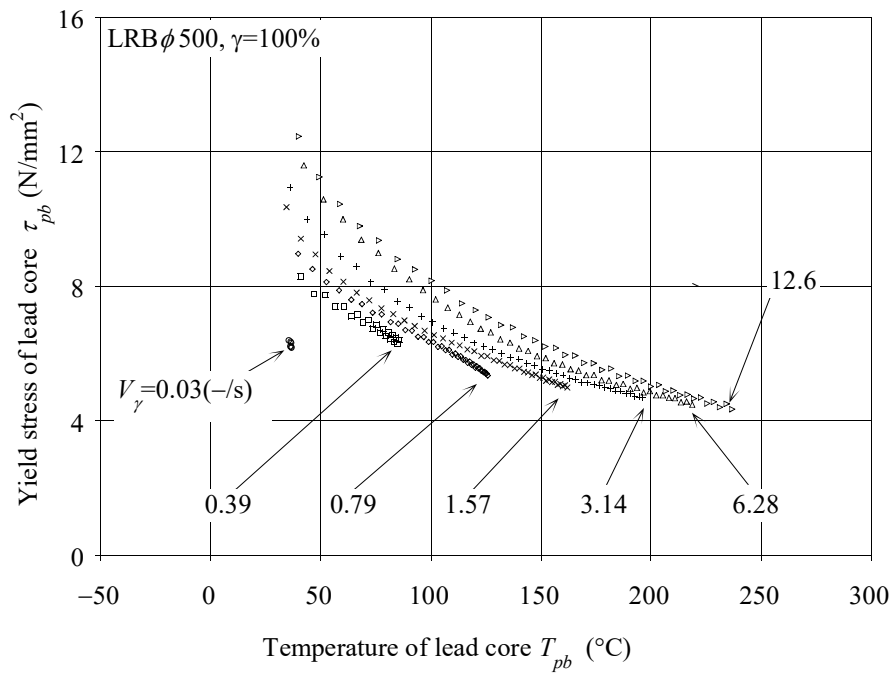


図 3.14 鉛プラグの降伏応力度と鉛プラグ中心温度の関係 ($\gamma=100\%$)

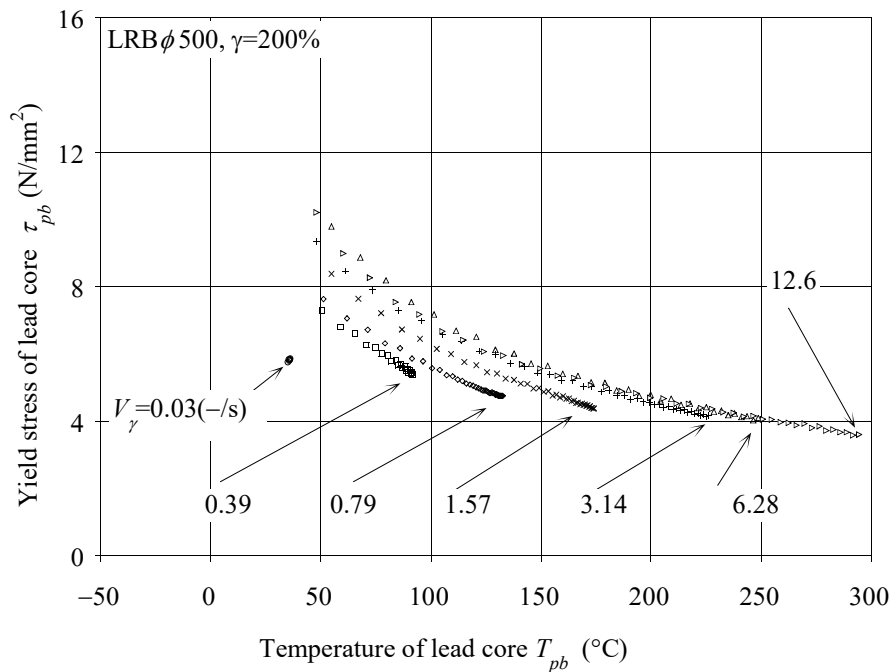


図 3.15 鉛プラグの降伏応力度と鉛プラグ中心温度の関係 ($\gamma=200\%$)

3.4.2 鉛プラグ降伏応力度の温度依存性

直径 250mm の LRB 試験体に対し、環境温度を -30°C ~ 40°C に変えて行った表 3.7 に示す実験から得られた実験のうち、低速で行った実験結果として、加力せん断ひずみ $\gamma=100\%$ 、ひずみ速度 $V_{\gamma}=0.06$ (-/s) (周期 100s) における履歴曲線を図 3.16 に、高速で行った実験結果として、加力せん断ひずみ $\gamma=200\%$ 、ひずみ速度 $V_{\gamma}=3.14$ (-/s) (周期 4s) における履歴曲線を図 3.17 に示す。

環境温度が低くなると降伏荷重が大きくなり、加力周期 100s ($\gamma=100\%$)の低速における実験では、加力を繰り返しても降伏荷重に変化はない。加力周期 4s ($\gamma=200\%$)の高速における実験では、低速における結果よりも降伏荷重が大きくなるとともに、繰り返し加力に伴う低下量も大きくなっている。図 3.18 に $\gamma=100\%$ 、 $V_{\gamma}=0.06$ (-/s) (周期 100s) における鉛プラグ降伏応力度と鉛プラグ中心温度の関係を示す。 -30°C 環境下における実験を遅い速度で行ったことにより鉛プラグ中心部の温度上昇が 5°C 程度に抑えられ、鉛プラグ中心温度が -25°C における鉛プラグ降伏応力度を確認できている。また、鉛プラグ降伏応力度は環境温度が高くなると小さくなり、鉛プラグ中心温度との相関が良い。同様に、図 3.19 に環境温度を変えて行った $\gamma=200\%$ 、 $V_{\gamma}=3.14$ (-/s) (周期 4s) における鉛プラグ降伏応力度と鉛プラグ中心温度の関係を示す。繰り返し加力により鉛プラグ温度が上昇し、鉛プラグ降伏応力度は低下するが、鉛プラグ降伏応力度と鉛プラグ中心温度の関係は環境温度の違いにより異なる傾向が見られる。例えば、鉛プラグ中心温度 50°C の時の鉛プラグ降伏応力度は、 -30°C 環境下における実験では 13.7 N/mm^2 であるが、 20°C 環境下における実験では 10.2 N/mm^2 であった。これは、鉛プラグの温度を中心温度で代表させているためであり、加力初期は均一であった鉛プラグ温度の分布が繰り返し加力により変化し、鉛プラグ内部の温度上昇は中心部で大きく、外周部で小さくなったためであると考えられる。ただし、環境温度が高くなると降伏応力度の差は小さくなっており、環境温度が 20°C と 40°C における実験結果では大きな違いは見られなかった。

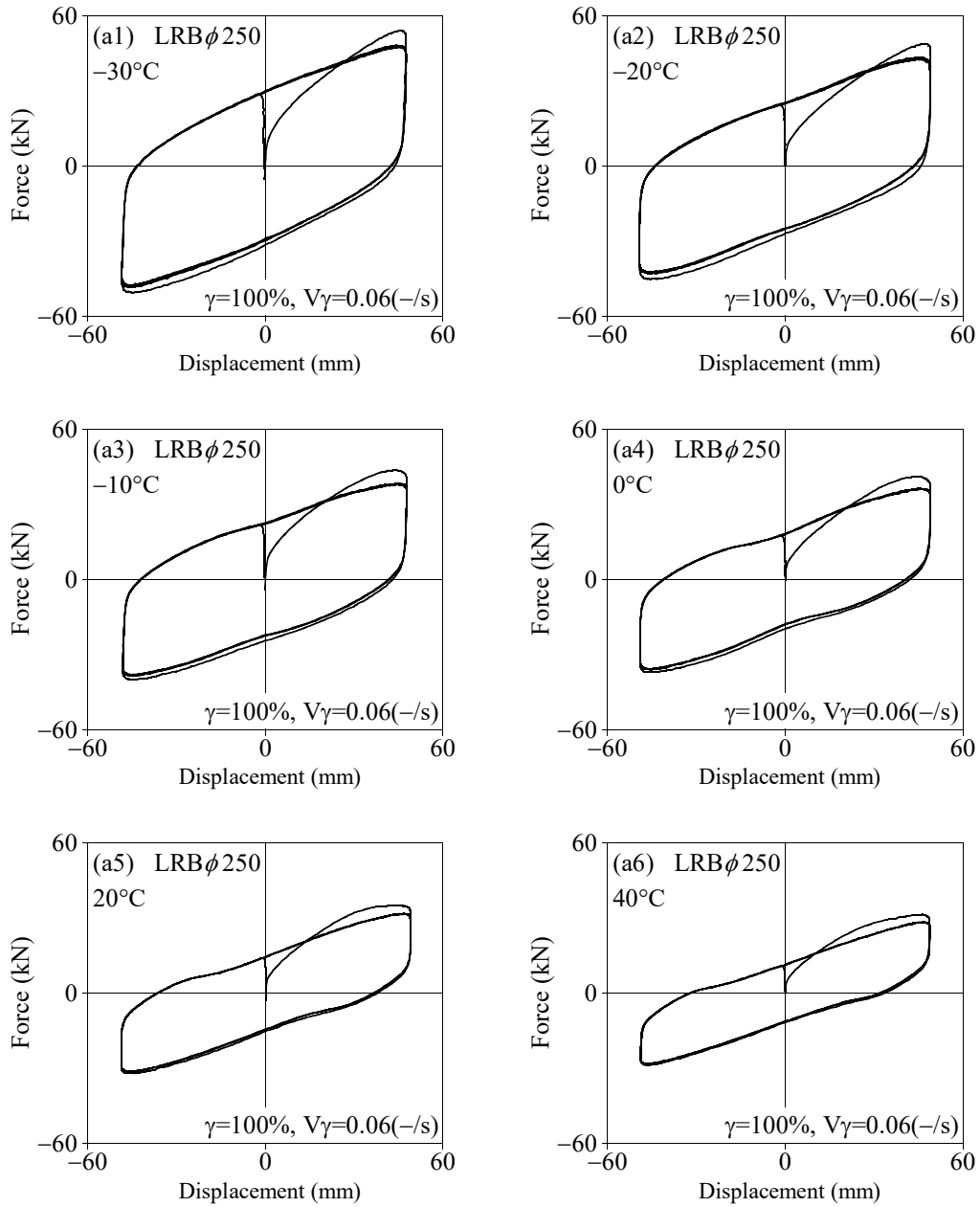


図 3.16 LRB ϕ 250 温度依存性試験結果 ($\gamma=100\%$, $V\gamma=0.06(-/s)$)

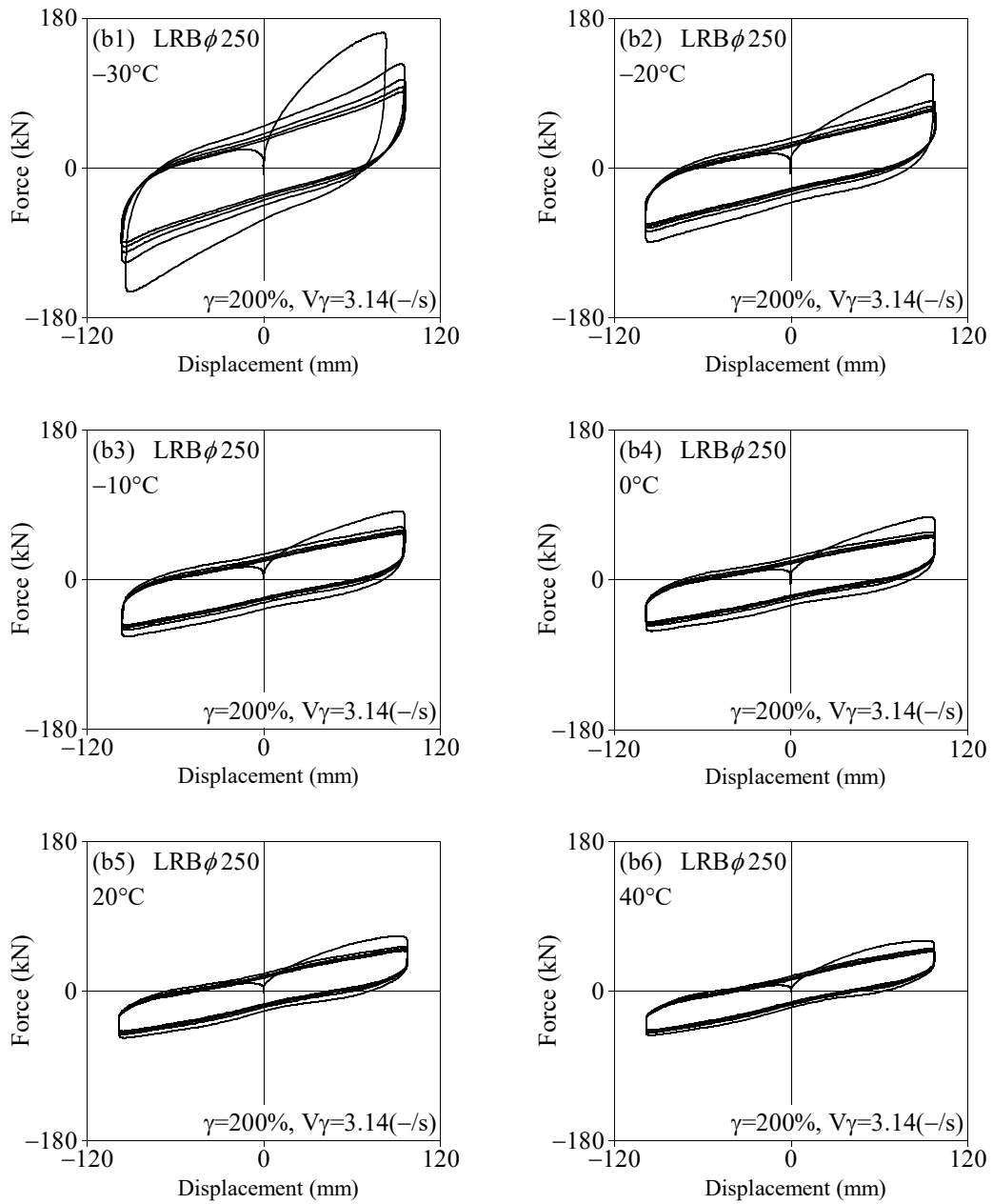


図 3.17 LRB ϕ 250 温度依存性試験結果 ($\gamma=200\%$, $V\gamma=3.14(-/s)$)

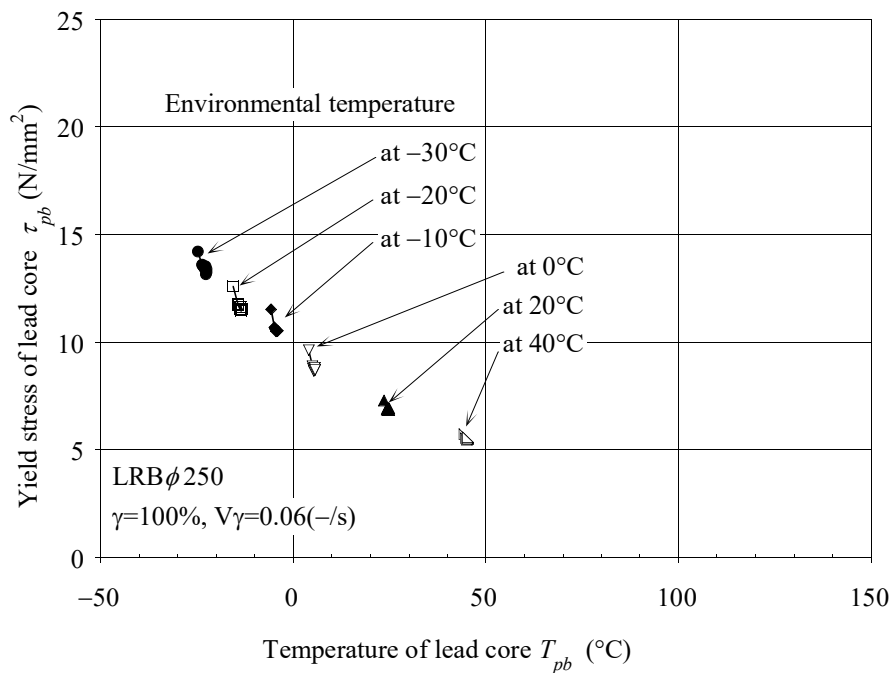


図 3.18 鉛プラグの降伏応力度と鉛プラグ温度の関係 ($\gamma=100\%$)

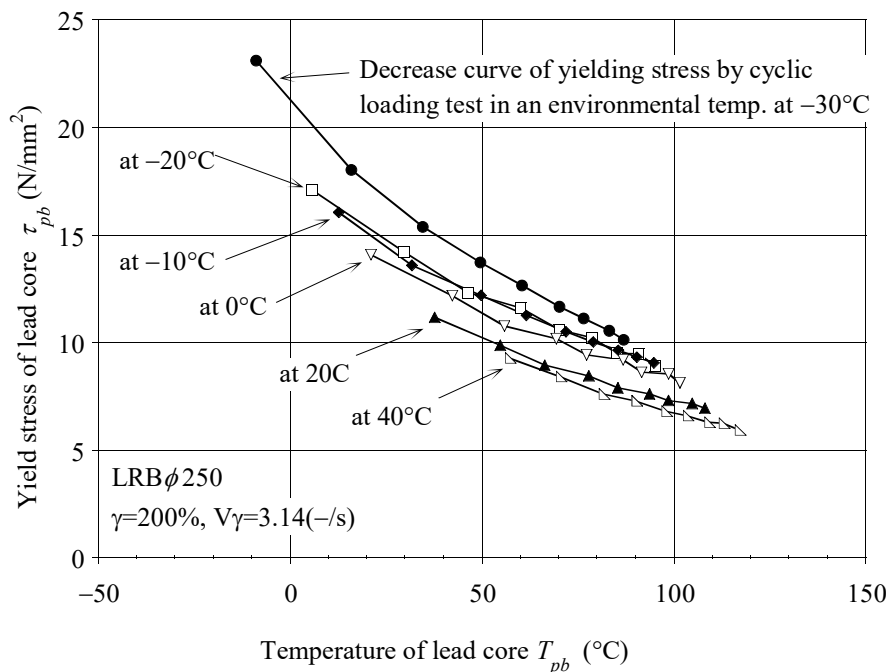


図 3.19 鉛プラグの降伏応力度と鉛プラグ温度の関係 ($\gamma=200\%$)

3.4.3 鉛プラグ降伏断応力度の評価式

以上の実験から得られた鉛プラグ降伏断応力度と鉛プラグ中心温度の関係をひずみ速度 V_γ 毎に図 3.20~図 3.22 にかけて示す. この関係は, V_γ 毎に整理すると, 試験体サイズ, せん断ひずみ, 環境温度によらず, 強い相関性を示した. 以上より, 鉛プラグ降伏断応力度 τ_{pb} (N/mm²)の評価式として, ひずみ速度 V_γ (-/s), 鉛プラグ中心温度 T_{pb} (°C)を用いて式 3.6 を作成し, 図 3.20~図 3.22 に重ねて示す. 式 3.6 は-25°C から 300°C までの広い温度領域で, 表 3.4 に示したゴム直径 250mm および 500mm の試験体の実験結果を良く表現できている.

$$\tau_{pb}(T_{pb}, V_\gamma) = 3.5 + 10.69V_\gamma^{0.156} \cdot \exp\{-0.0148V_\gamma^{-0.08} \cdot T_{pb}\} \quad \dots(3.6)$$

但し, 適用範囲を以下とする.

$$-25 \leq T_{pb} \leq 300 \text{ (}^\circ\text{C)}$$

$$0.03 \leq V_\gamma \leq 12.6 \text{ (-/s)}$$

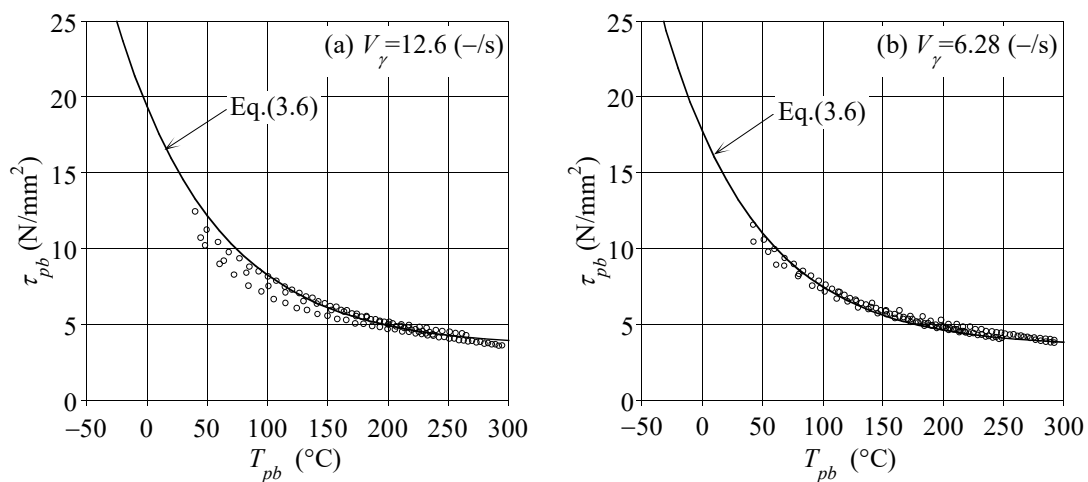


図 3.20 鉛プラグの降伏断応力度と鉛プラグ中心温度の関係 ($V_\gamma=12.6\sim 6.28$ (-/s))

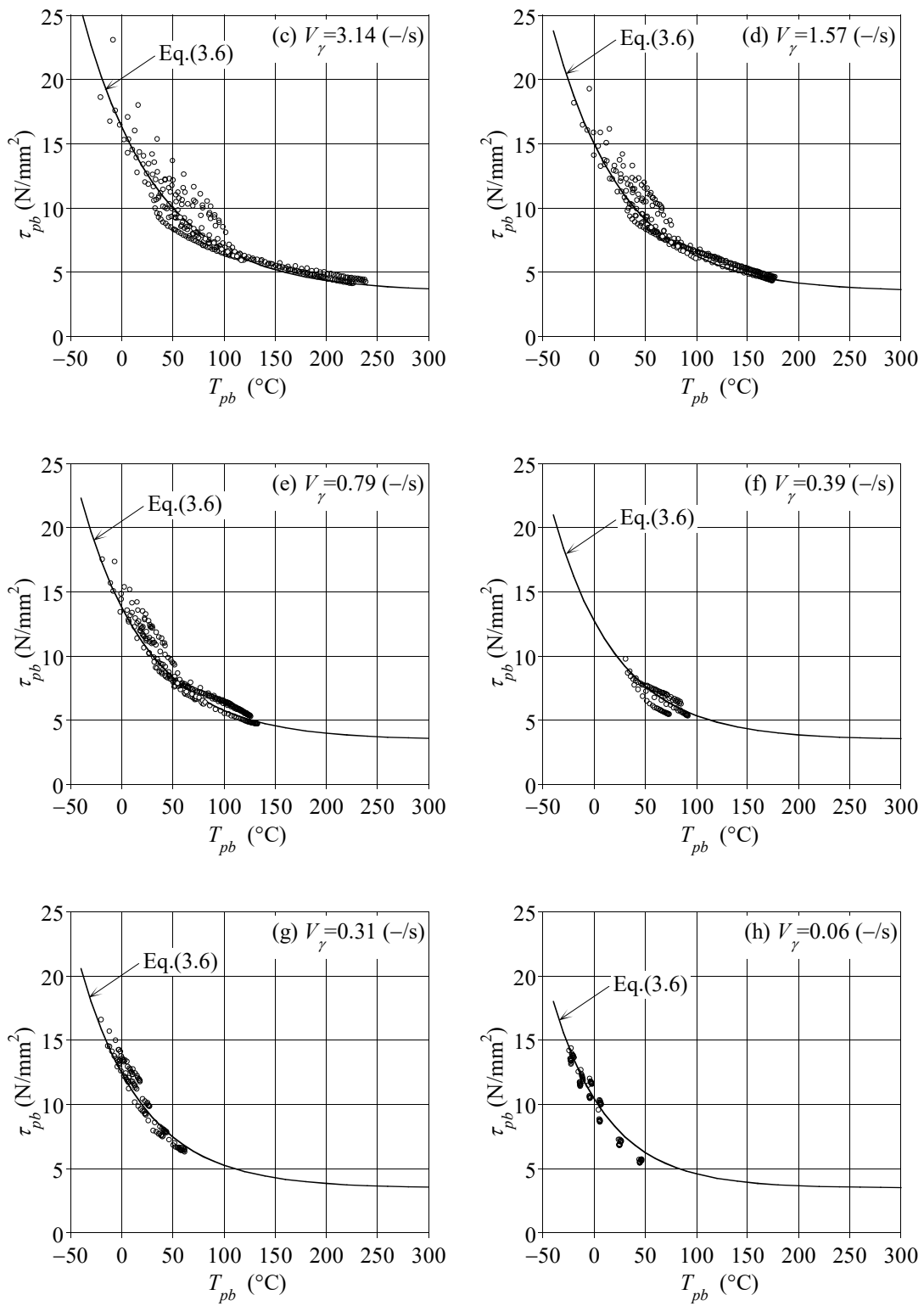


図 3.21 鉛プラグの降伏応力度と鉛プラグ中心温度の関係 ($V_\gamma=3.14\sim 0.06$ (-/s))

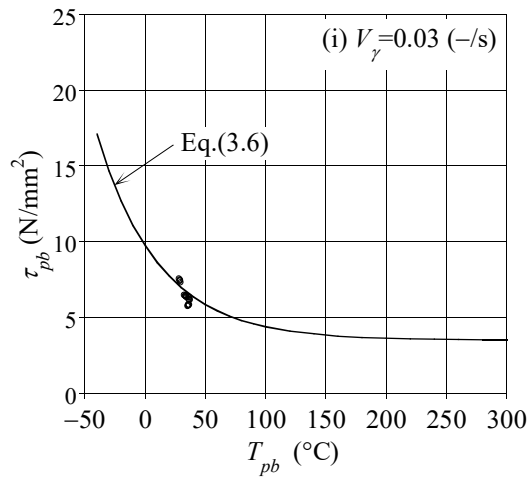


図 3.22 鉛プラグの降伏応力度と鉛プラグ中心温度の関係 ($V_{\dot{\gamma}}=0.03$ (-/s))

3.4.4 鉛プラグ降伏応力度実験結果の評価式に対するばらつき評価

図 3.20~図 3.22 に示した実験から得られた鉛プラグ降伏応力度の評価式 3.6 に対するばらつきをヒストグラムにして図 3.23 に示す。頻度は変化率-5~10%にピークがあり、 $\pm 15\%$ で評価すると、全体の 90%を包括している。本論では式 3.6 の実験結果に対するばらつきを $\pm 15\%$ として扱うこととする。

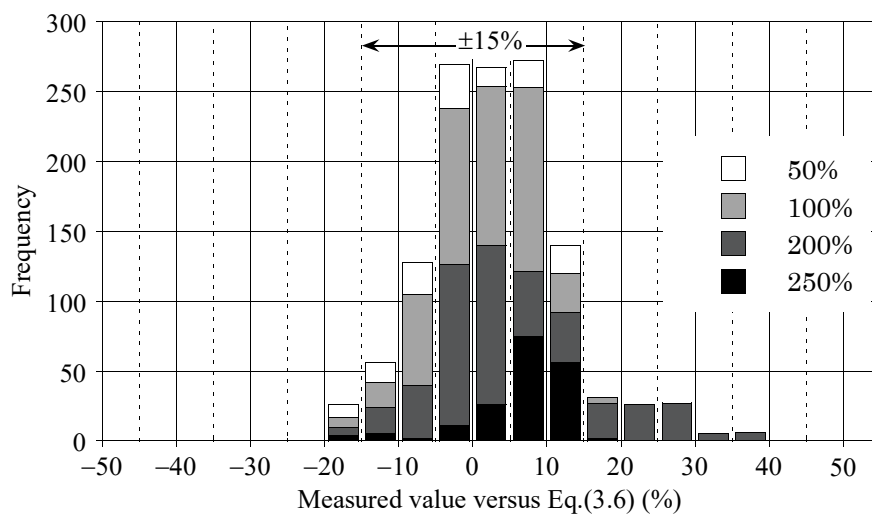


図 3.23 実験から得られた鉛プラグ降伏応力度の評価式 3.6 に対するばらつきのヒストグラム

3.4.5 LRB 降伏荷重に与える RB せん断応力度のばらつきの影響

図 3.11 に示した RB せん断応力度のばらつきが LRB の降伏荷重に与える影響は、試験体形状、加力条件、試験体初期温度および、影響を評価する際の鉛プラグ温度によって変わってくる。鉛プラグの直径と積層ゴム直径の比率を 0.2、せん断ひずみ 200%、周期 4s、初期温度を 20°C とすると、式 3.4 のばらつき $\pm 15\%$ が LRB 降伏荷重に与える影響は、繰り返し加力により鉛プラグ温度が 60°C となった場合で $\pm 1.0\%$ 、鉛プラグ温度が 300°C まで上昇した場合で $\pm 2.1\%$ となり影響は小さくなる。したがって、式 3.4 のばらつきが LRB 降伏荷重に与える影響は小さい。

3.4.6 LRB 降伏荷重に与える RB せん断応力度，加力速度の影響

式 3.1，式 3.5，式 3.6 から，RB せん断応力度，加力速度が LRB 降伏荷重に与える影響を評価することができる．直径 1000mm，鉛プラグ径 200mm の試験体に対して，初期温度 20°C において， $\gamma=200\%$ の加力を想定した場合，繰り返し加力により鉛プラグ温度が上昇したときの LRB 降伏荷重に占める RB 切片荷重の比率は図 3.24 のようになり，加力速度，および影響を評価する鉛プラグの温度によりその比率は変化する．太線で示した周期 4s ($V_\gamma=3.14$) における比率は鉛プラグ温度が 60°C の時は 6.5% だが，300°C の時には 14.6% にまで上昇し，鉛プラグ温度の上昇により，RB せん断応力度の影響度は大きくなっていく．

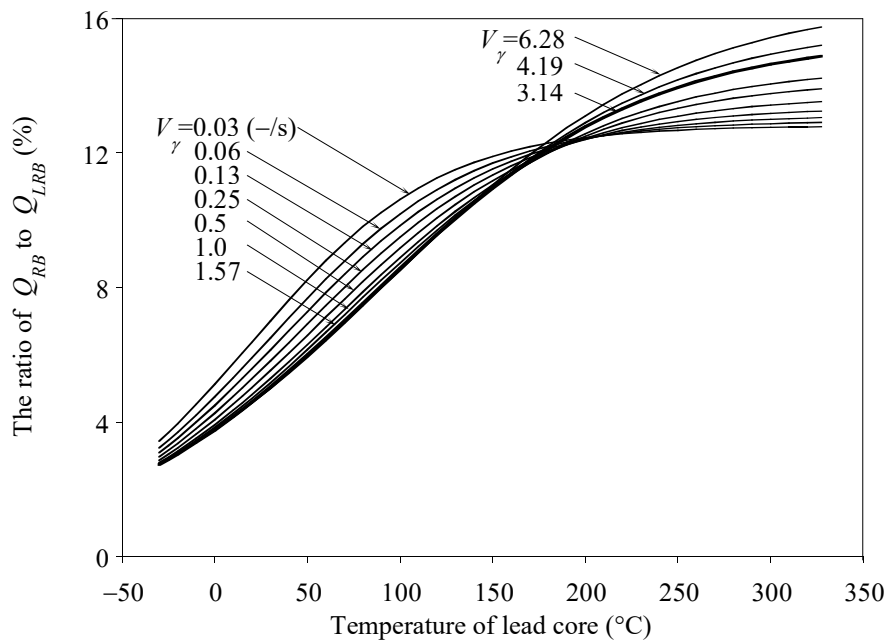


図 3.24 LRB 降伏荷重に与える RB せん断応力度の影響

3.5 既往の評価式との比較

鉛プラグ温度と降伏荷重の関係が示されている既往の研究では、評価式としては鉛材料の融点である 327.5°C までの範囲で示されているが、実験で確認されている鉛プラグ温度の範囲はそれぞれ、①:15°C~150°C²⁾, ②:10°C~270°C³⁾, ③:20°C~235°C⁴⁾となっている。実験で確認されていない高温の領域は、①では、鉛融点で降伏荷重 0 として外挿しており、②, ③では、近似曲線を鉛融点まで外挿している。そのため、既往の評価式では、高温域、および低温域で LRB 降伏荷重を正しく評価できていない可能性がある。また、本研究における評価式は、LRB 降伏荷重について、加力速度、および鉛プラグせん断面積と RB せん断面積の比率(A_{Pb}/A_{RB})を考慮できる点が既往の評価式と異なる。そのため、既往の評価式と比較するにあたり、LRB の形状、および加力条件(せん断ひずみ、周期)を決める必要がある。ここでは、直径 1000mm、鉛プラグ径 200mm の LRB に対して、せん断ひずみ 100%、周期 4s の条件について比較を行う。

式 3.1, 式 3.5, 式 3.6 より得られる LRB 降伏荷重を鉛プラグせん断面積で除した値(Q_{LRB}/A_{Pb} : LRB 降伏応力)と鉛プラグ温度の関係を、既往の評価式と合わせて図 3.25 に示す。実験で確認されている温度領域はプロットで示し、確認されていない温度領域はラインのみで示す。また、本評価式のばらつきを±15%としたラインについて破線で示す。本研究にて提案した評価式は、既往の評価式に比べて、降伏応力の低下量が少ない評価結果となっている。この要因として、①, ③の評価式は、鉛プラグ端部温度の結果を用いて作成されたものであり、鉛プラグ中心温度に比べて温度が低い方向にプロットがシフトしていることが考えられる。また、②の評価式は鉛プラグ径が通常よりも太い LRB の結果であるが、鉛プラグ中心温度を用いて作成されており、本提案式に近い評価を与えている。

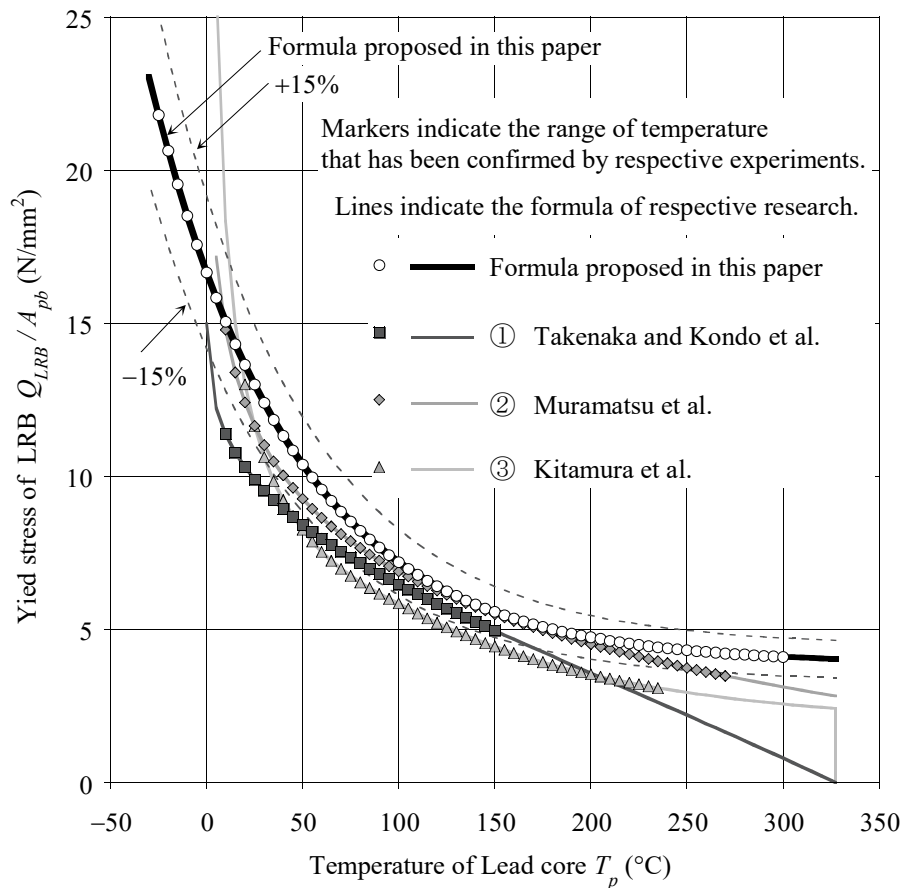


図 3.25 LRB 降伏応力度と鉛プラグ温度の関係の本論における提案と既往の研究との比較

3.6 評価式の妥当性検証

3.6.1 検証方法

RB せん断応力度，および鉛プラグ降伏応力度の評価式である式 3.1，式 3.5，式 3.6 の妥当性を確認するため，この評価式を組み込んだ解析を行い，実験結果との比較を行う．検討にあたり，熱力学連成解析における鉛プラグ温度を算出する解析手法として，定熱流束解析手法(Constant Flux Solution : CFS 解法)と，差分法(Finite differential method : FDM 解法)の二通りの解析手法を用いる．実験結果と CFS 解法，FDM 解法の三者を比較することにより，評価式の妥当性を検証する．また，CFS 解法と FDM 解法の結果を比較することにより，CFS 解法の適用性を確認する．さらに，参考文献 2 に示される既往評価式を組み込んだ解析を行い，評価式の違いが解析結果に与える影響について評価する．

3.6.2 定熱流束解析手法

LRB のエネルギー吸収性能低下現象を考慮するための CFS 解法，および FDM 解法による解析フローを図 3.26 に示し，両解析手法について説明する．まず，(a)鉛プラグ温度からそのステップの鉛プラグ降伏応力度を，式 3.6 を用いて算出し，(b)LRB 降伏荷重を式 3.1，式 3.5 を用いて計算する．(c)運動方程式を解いて得られる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 3.5 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．ここまでは，両解析手法ともに同じであるが，次のフローにおいて，鉛プラグ温度を算出する方法が，(d)CFS 解法と(d')FDM 解法とで処理が異なる．(d')の FDM 解法による鉛プラグ温度の算出方法については 2 章 3 節で述べた．ここでは，CFS 解法による鉛プラグ温度の算出方法(d)について述べる．

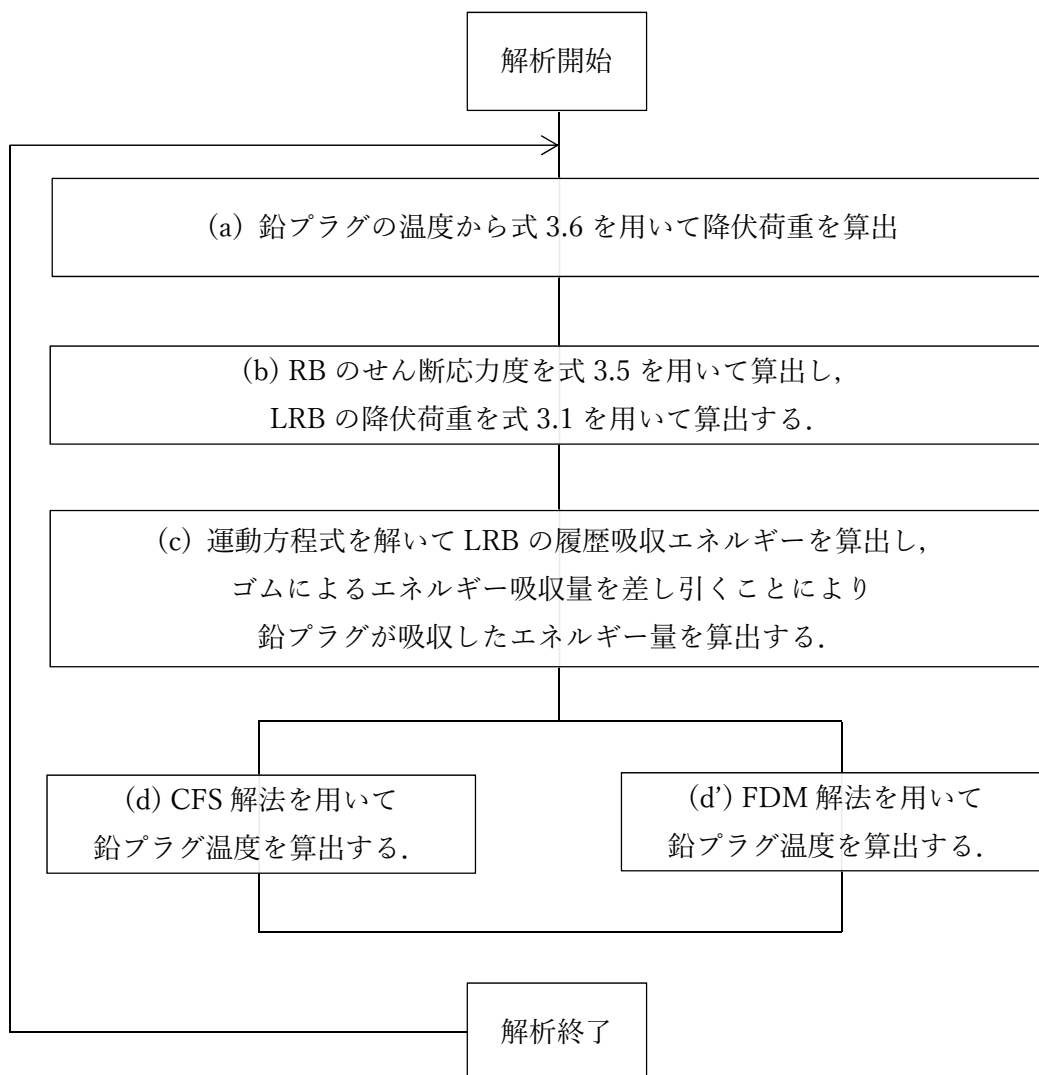


図 3.26 積層ゴムの非線形性を考慮した LRB の熱力学連成挙動解析の解析フロー

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解析手法であり、積層ゴムのモデル、鉛プラグからの熱の移動のモデルを単純化している。詳細は参考文献 5 によるが、ここでは鉛プラグ温度の算出方法を概説する。鉛プラグからの放熱について、図 3.27 に示すように、(a)鉛プラグ上下端から端部鋼板へと、(b)鉛プラグ側面から内部鋼板へ二通りの経路を仮定する。さらに、鋼板内での熱の拡散状態を仮定しておくことで、熱拡散方程式を理論モデルに合致するように、比較的簡単に立てることができる。一方で、モデルを単純化するため、角型 LRB などの複雑な形状の積層ゴムへ適用するには課題があるが、これについては第 4 章で説明する。

(a)の鉛プラグ上下端から端部鋼板への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。

また、(b)の鉛プラグ側面から内部鋼板への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する。上記の仮定から、一つの熱伝導方程式が式 3.7 として得られ、これを解くことにより鉛プラグ温度が算出される。以降の数式における記号の説明は表 3.8 に示す。

$$\rho_{Pb} \cdot c_{Pb} \cdot V_{Pb} \cdot \frac{dT_{Pb}}{dt} = \tau_{Pb}(T_{Pb}) \cdot A_{Pb} \cdot |v(t)| - 2q_1 - q_2 \quad (3.7)$$

式 3.7 の左辺は、鉛プラグの温度上昇により単位時間あたりに鉛プラグが蓄えるエネルギーであり、右辺の第一項、第二項、第三項は、それぞれ、単位時間あたりに鉛プラグが吸収する履歴エネルギー、鉛プラグから上下鋼板に移動するエネルギー、内部鋼板に移動するエネルギーである。

q_1 、 q_2 は、鉛プラグと鋼材の接触面積、鉛プラグ径、鋼材の熱伝導率、鋼材の密度、鋼材の比熱、および鉛プラグ温度上昇量により与えられる。また、スケール効果は、鉛プラグ径

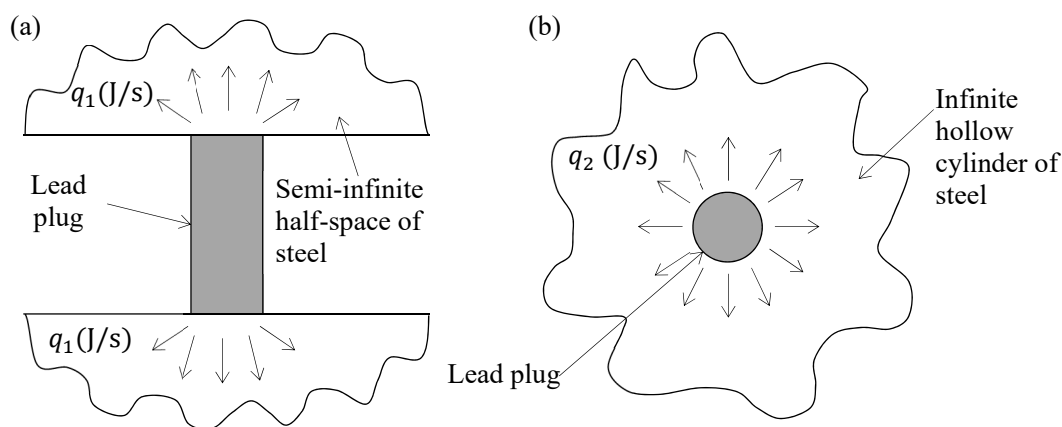


図 3.27 鋼板内での熱の拡散状態の仮定
(a)鉛プラグ上下端部から端部鋼板へ、(b)鉛プラグ側面から内部鋼板へ

と鋼材の熱拡散係数により鉛プラグ直径の二乗に反比例する無次元化した時間軸 t^+ を導入して考慮している。

鉛プラグ頂部から上下端部鋼板への単位時間あたりの熱の移動量 q_1 は、図 3.27 (a)に示す、半無限に広がる鋼材の表面に円形の熱源が接触した場合における、円盤から鋼材に流れる熱流束の近似解⁵⁾が提案されており、式 3.8～式 3.12 で与えられる。

$$q_1 = A_{pb} \cdot q_P \quad \dots(3.8)$$

$$q_P = \frac{2p \cdot k_S \cdot \Delta T_{pb}}{D_{pb} \cdot T_P^+} \quad \dots(3.9)$$

無次元化時間 t^+ が $(t^+ < 0.6)$ のとき

$$T_P^+ = 2 \left(\frac{t^+}{\pi} \right)^{1/2} - \frac{t^+}{\pi} \left[2 - \left(\frac{t^+}{4} \right) - \left(\frac{t^+}{4} \right)^2 - \frac{15}{4} \left(\frac{t^+}{4} \right)^3 \right] \quad \dots(3.10)$$

無次元化時間 t^+ が $(t^+ \geq 0.6)$ のとき

$$T_P^+ = \frac{8}{3\pi} - \frac{1}{2(\pi t^+)^{1/2}} \left[1 - \frac{1}{3(4t^+)} + \frac{1}{6(4t^+)^2} - \frac{1}{12(4t^+)^3} \right]$$

$$t^+ = \frac{4a \cdot t}{D_{pb}^2} \quad \dots(3.11)$$

$$a = \frac{k_S}{\rho_S \cdot c_S} \quad \dots(3.12)$$

また、鉛プラグ側面から内部鋼板への単位時間あたりの熱の移動量 q_2 は、図 3.27 (b)に示す、無限の直径を有する中空鋼管の内径部に接触する熱源から鋼材に流れる熱流束の近似解⁵⁾が提案されており、式 3.13～式 3.16 で与えられる。

$$q_2 = A_S \cdot q_S \quad \dots(3.13)$$

$$q_S = \frac{2p \cdot k_S \cdot \Delta T_{Pb}}{D_{Pb} \cdot T_S^+} \quad \dots(3.14)$$

$$A_S = \pi D_{Pb} \cdot (n - 1) \cdot t_S \quad \dots(3.15)$$

無次元化時間 t^+ が ($t^+ \leq 0.25$) のとき

$$T_S^+ = 2(t^+)^{1/2} \left[\frac{1}{\sqrt{\pi}} - \frac{(t^+)^{1/2}}{4} \right]$$

無次元化時間 t^+ が ($0.25 < t^+ < 20$) のとき

$$T_S^+ = 0.785(t^+)^{1/3}$$

無次元化時間 t^+ が ($t^+ \geq 20$) のとき

$$T_S^+ = 0.5 \ln(2.246t^+)$$

⋯(3.16)

式 3.7 を鉛プラグ温度について解き、式 3.8～式 3.16 を代入すると、式 3.17 が得られ、鉛プラグの温度上昇量が計算可能となる。

$$\Delta T_{Pb} = \frac{A_{Pb}}{C_{Pb}} \cdot \int \left[\tau(T_{Pb}) \cdot |v(t)| - \frac{4p \cdot k_S \cdot \Delta T_{Pb}}{D_{Pb}} \cdot \left(\frac{1}{T_P^+} + \frac{2(n-1) \cdot t_S}{D_{Pb}} \cdot \frac{1}{T_S^+} \right) \right] dt \quad \dots(3.17)$$

$$C_{Pb} = \rho_{Pb} \cdot c_{Pb} \cdot V_{Pb} \quad \dots(3.18)$$

鉛プラグ頂部から上下端部鋼板への単位時間あたりの熱の移動量 $2q_1$ と、鉛プラグ側面から内部鋼板への単位時間あたりの熱の移動量 q_2 は、鉛プラグと鋼板の接触面積、鉛プラグの温度上昇量、無次元化温度の関数となっているが、 $2q_1$ と q_2 の比率を考えると、式 3.19 のように鉛プラグ温度上昇量の項が消え、鉛プラグ径 D_{pb} 、内部鋼板総厚さ $(n-1) \cdot t_s$ 、無次元化温度 T_p^+ 、 T_s^+ で表すことができる。

$$2 \cdot q_1 : q_2 = \frac{D_{pb}}{2 \cdot T_p^+} : \frac{(n-1) \cdot t_s}{T_s^+} \quad \dots(3.19)$$

鉛プラグ径 D_{pb} 、内部鋼板総厚さ $(n-1) \cdot t_s$ は LRB の形状により決まり、無次元化温度 T_p^+ 、 T_s^+ は、式 3.10、式 3.16 に示されるように、鉛プラグ直径と鋼板の熱拡散係数により無次元化された無次元化時間 t^+ の関数となっている。

$2 \cdot q_1$ と q_2 の比率を図化するため、 $2 \cdot q_1$ と q_2 の合計を 1 としたときの $2 \cdot q_1$ の比率を実時間 t を横軸として図 3.28 に示す。ここでは、直径 1000mm の LRB を想定して、内部鋼板厚さ $t_s = 4.3\text{mm}$ 、内部鋼板層数 $n = 32$ 枚とし、鉛プラグ直径が、 $D_{pb} = 200\text{mm}$ と $D_{pb} = 100\text{mm}$ の二つの場合について示す。

鉛プラグ頂部からの放熱量 $2 \cdot q_1$ の全体の放熱量に対する比率は、鉛プラグ径が 200mm の場合で 0.43 から始まり、時間とともに徐々に上昇して 20 分後には 0.53 となる。つまり、加力初期では鉛プラグ側面からの放熱の方が大きいですが、時間の経過とともに、鉛プラグ頂部からの放熱が大きくなり、10 分後でほぼ同じ放熱量となる。鉛プラグ径が細くなると鉛プラグ頂部からの放熱量の比率は低下する。鉛径が半分になると、無次元化時間は 4 倍速く進むことになるため、実時間における比率の変化も 4 倍速く進行することとなる。

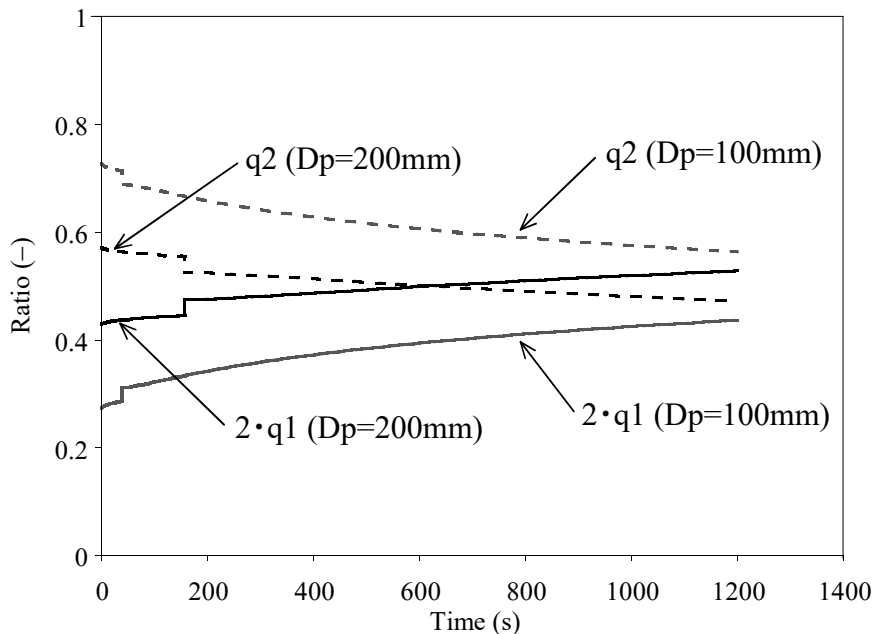


図 3.28 鉛プラグ頂部からの放熱と側面からの放熱の比率の変化

表 3.8 CFS 解法で用いる記号の説明

記号	単位	説明
T_{Pb}	°C	鉛プラグ中心温度
ΔT_{Pb}	°C	鉛プラグ中心温度の温度上昇量
A_{Pb}	m ²	鉛プラグせん断面積
D_{Pb}	m	鉛プラグ径
A_s	m ²	鉛プラグと内部鋼板中心孔部との接触面積
t_s	m	内部鋼板厚さ
$n - 1$	-	内部鋼板枚数
t	s	実時間
t^+	-	無次元化時間
a	m ² /s	鋼材の熱拡散係数 (=1.587×10 ⁻⁵)
$v(t)$	m/s	LRB せん断変形速度
$\tau(T_{Pb})$	N/m ²	鉛プラグ中心温度が T_{Pb} のときの鉛プラグ降伏応力度
k_{Pb}	W/(m・°C)	鉛の熱伝導率 (=35.2)
ρ_{Pb}	g/m ³	鉛の密度 (=11.33×10 ⁶)
c_{Pb}	J/(g・°C)	鉛の比熱 (=0.13)
V_{Pb}	m ³	鉛プラグ体積
C_{Pb}	J/°C	鉛プラグの熱容量
k_s	W/(m・°C)	鋼材の熱伝導率 (=59.0)
ρ_s	g/m ³	鋼材の密度 (=7.86×10 ⁶)
c_s	J/(g・°C)	鋼材の比熱 (=0.473)
p	-	鉛プラグ中心温度に対する鉛プラグ表面温度の比率 (=0.35)
$q_1(t)$	J/s	鉛プラグ上下端部から鋼板に流れる単位時間あたりの熱量
$q_2(t)$	J/s	鉛プラグ側面から内部鋼板に流れる単位時間あたりの熱量
q_p	J/(s・m ²)	鉛プラグ上下端部から鋼板に流れる単位時間、面積あたりの熱流束
q_s	J/(s・m ²)	鉛プラグ側面から内部鋼板に流れる単位時間、面積あたりの熱流束
T_p^+	-	上下端部鋼板における無次元化温度
T_s^+	-	内部鋼板における無次元化温度

3.6.3 実験結果と解析結果の比較による評価式の妥当性検証

3.6.3.1 検証ケース

評価式，および解析手法の妥当性を検討するため，評価式の作成に用いた表 3.4 の試験体 (p.77) の実験結果に加えて，表 3.9 に示す実大サイズの試験体の実験結果についても検討対象とする．検討ケースは表 3.10 に示す 7 ケースとし，試験体直径 250~1000mm，初期温度 $-20\sim 31^{\circ}\text{C}$ ，せん断ひずみ量 100~250%，周期 50~3s の正弦波，および地震応答波加力試験を含む，さまざまな条件における実験結果と解析結果の比較を行う．

表 3.9 試験体諸元

Parameters	Unit	LRB ϕ 800	LRB ϕ 900	LRB ϕ 1000
Rubber diameter	mm	800	900	1000
Rubber shear modulus	N/mm ²	0.392	0.392	0.392
Rubber thickness	mm	6.0×26 layers	5.0×32 layers	7.0×29 layers
Thin plate thickness	mm	4.4×25 plates	4.3×31 plates	4.3×28 plates
End plate thickness	mm	43×2 plates	40×2 plates	48×2 plates
Lead plug diameter	mm	160	180	200
Number of lead plug	—	1	1	1
Shape factor S1	—	33.3	45.0	35.7
Shape factor S2	—	5.1	5.63	4.9

表 3.10 解析ケース

Case	Test conditions	
I	LRB ϕ 250	$\sigma = 15\text{MPa}$, $\gamma = 100\%$, T=4s Sin wave, 5cycles, (-20°C)
II	LRB ϕ 500	$\sigma = 15\text{MPa}$, $\gamma = 200\%$, T=4s Sin wave, 21cycles, (31°C)
III	LRB ϕ 500	$\sigma = 15\text{MPa}$, $\gamma = 250\%$, T=5s Sin wave, 21cycles, (19°C)
IV	LRB ϕ 800	$\sigma = 6\text{MPa}$, $\gamma = 100\%$, T=50s Sin wave, 4cycles, (31°C)
V	LRB ϕ 800	$\sigma = 6\text{MPa}$, $\gamma = 100\%$, T=3s Sin wave, 50cycles, (28°C)
VI	LRB ϕ 900	$\sigma = 5\text{MPa}$, $\gamma = 200\%$, T=4s Sin wave, 40cycles, (20°C)
VII	LRB ϕ 1000	$\sigma = 3\text{MPa}$, $\gamma_{max} = 175\%$, Eq. response wave, (23°C)

σ : vertical pressure, γ : shear strain, T : period,

3.6.3.2 履歴曲線の比較

Case-I~VII について、実験結果と CFS 解法、および FDM 解法から得られた履歴曲線を図 3.29~図 3.32 にかけて示す。CFS 解法、FDM 解法ともに、さまざまな条件における実験で確認された繰り返し加力に伴う降伏荷重の低下現象について良く表現できており、また、両解析手法の結果はほぼ同じである。

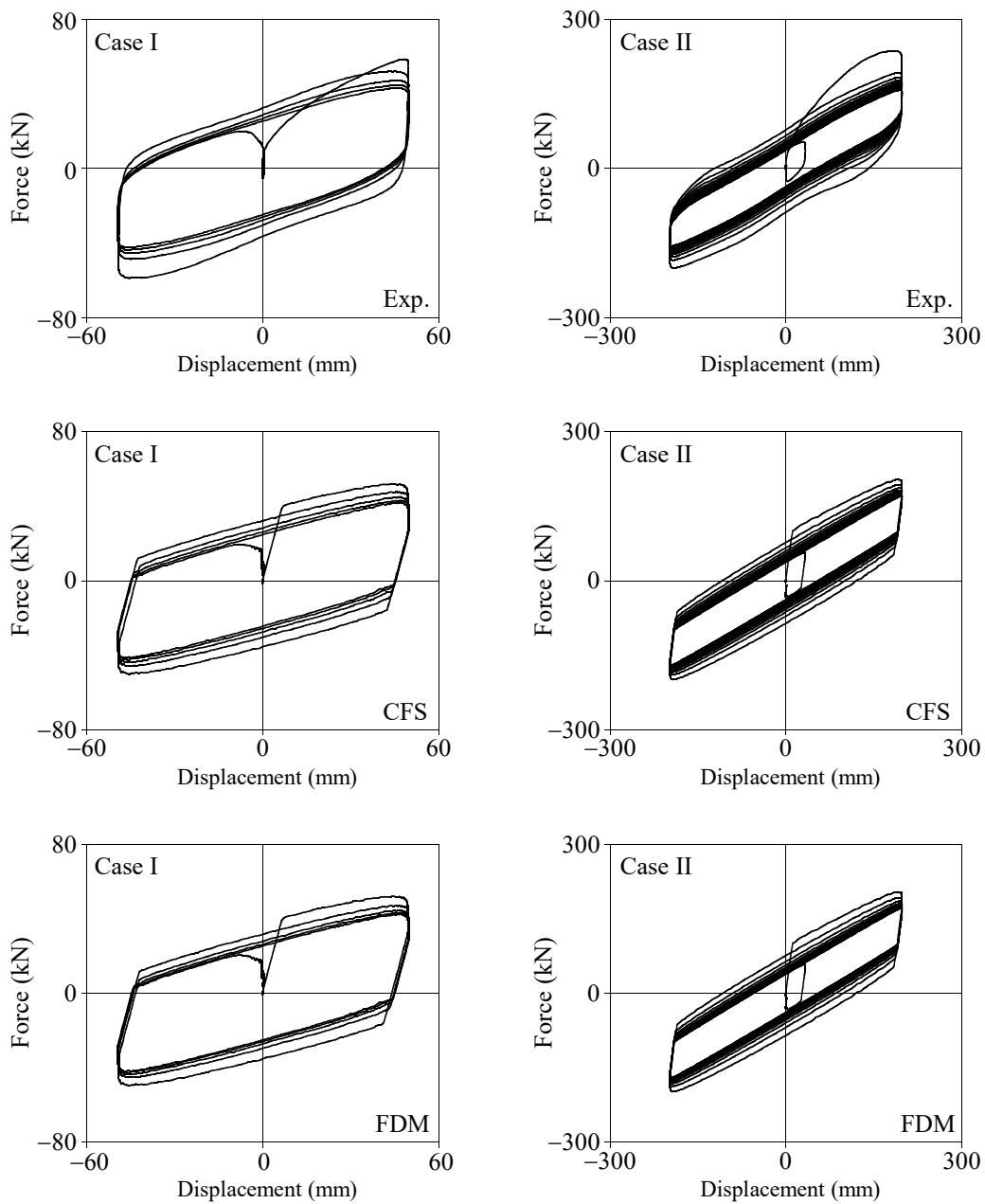


図 3.29 水平力-水平変位関係の実験結果と CFS 解析結果、FDM 解析結果の比較 (Case-I, II)

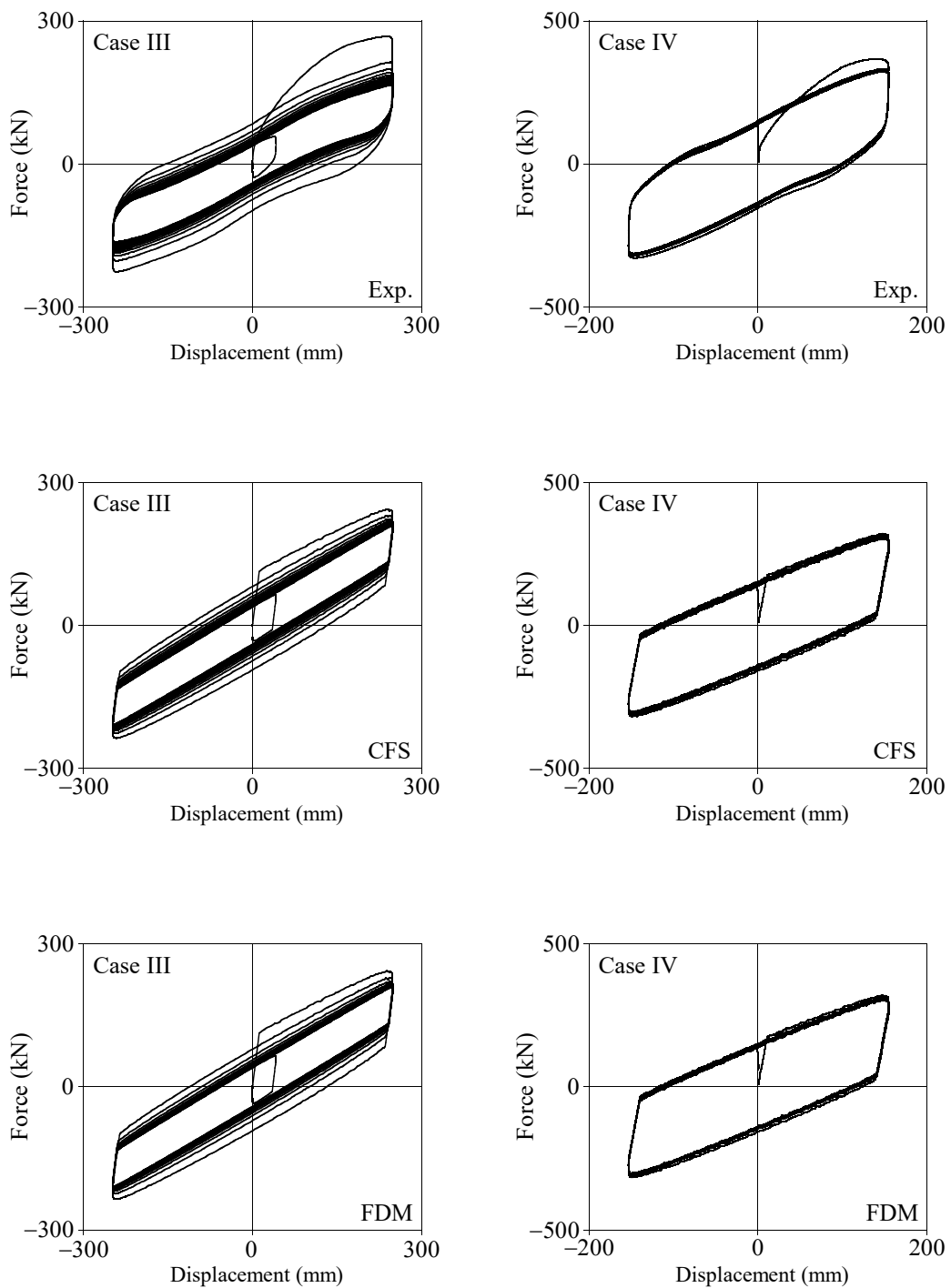


図 3.30 水平力-水平変位関係の実験結果と CFS 解析結果, FDM 解析結果の比較 (Case-III, IV)

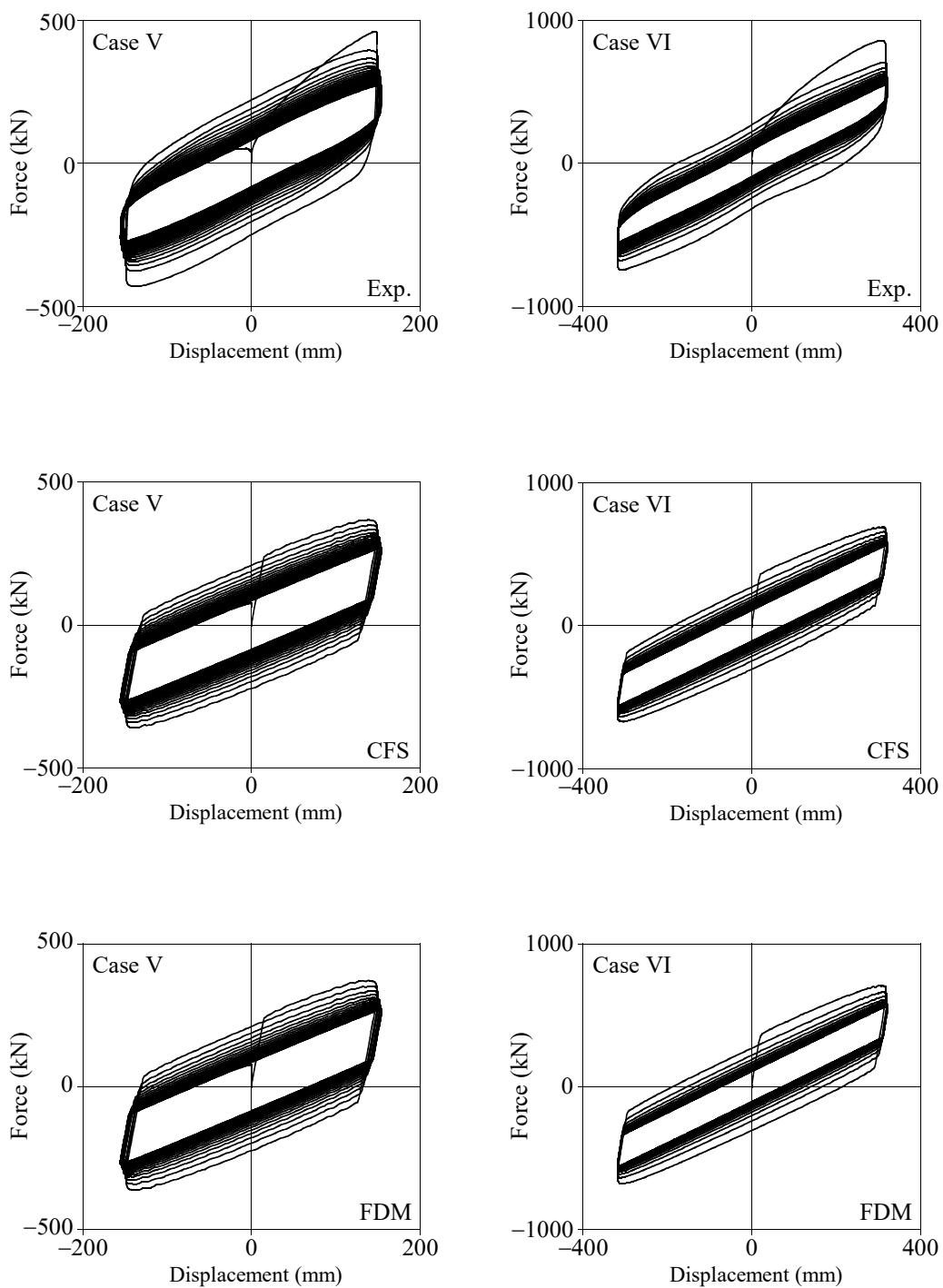


図 3.31 水平力-水平変位関係の実験結果と CFS 解析結果, FDM 解析結果の比較 (Case-V, VI)

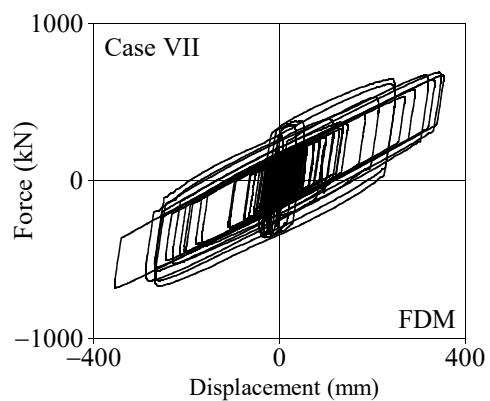
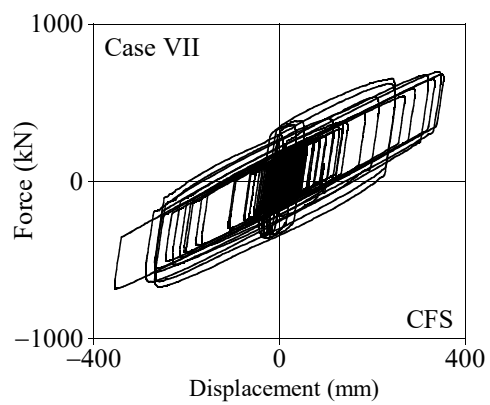
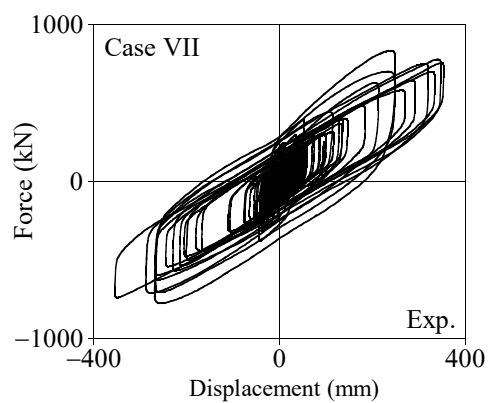


図 3.32 水平力-水平変位関係の実験結果と CFS 解析結果, FDM 解析結果の比較 (Case-VII)

3.6.3.3 累積エネルギー吸収量の比較

Case-I~VII について、実験、および CFS 解法、FDM 解法から得られた累積吸収エネルギー量の時刻歴推移を図 3.33 に示す。図中の破線は、CFS 解法において、 τ_{pb} のばらつき $\pm 15\%$ を考慮した結果である。さまざまな条件の実験から得られた累積吸収エネルギー量の変化を、両解析手法ともに良く表現できており、また、解析手法の違いによる結果にほとんど差は見られない。 τ_{pb} がばらつきにより大きい場合は鉛プラグの温度上昇が大きくなり τ_{pb} は低下しやすい。逆に、小さい場合は温度上昇が小さくなり τ_{pb} は低下しにくくなるため、 τ_{pb} のばらつき $\pm 15\%$ に対して累積吸収エネルギー量のばらつきは小さくなり、低速で行った Case-IV 以外では $\pm 10\%$ 以内となった。

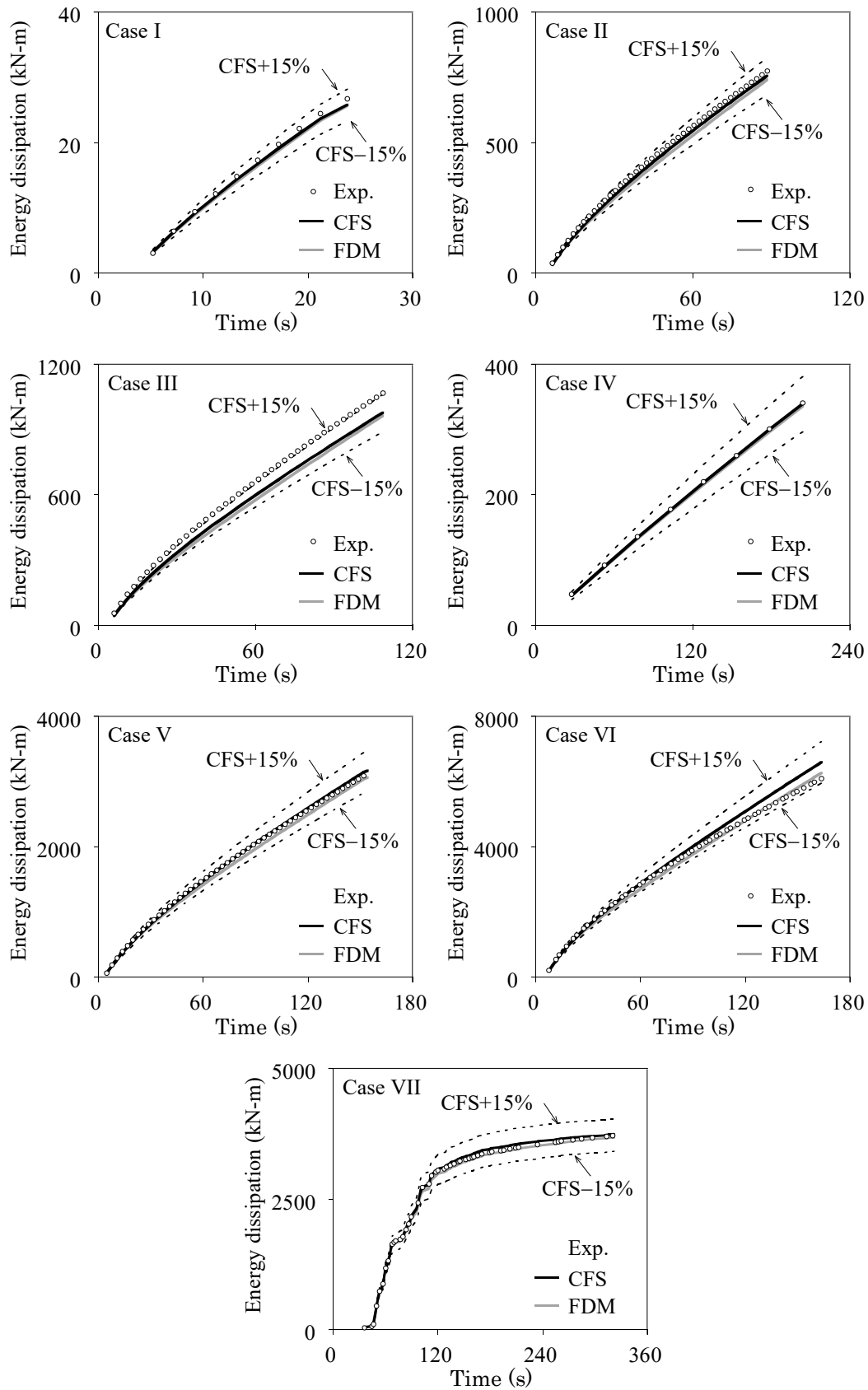


図 3.33 累積エネルギー吸収量の実験結果と CFS 解析結果, FDM 解析結果の比較

3.6.3.4 鉛プラグ中心温度の比較

Case-I~VII について、実験、および CFS 解法、FDM 解法から得られた鉛プラグ中心温度の経時変化を図 3.34 に示す。図中の破線は、CFS 解法において、鉛プラグ降伏応力度 τ_{pb} のばらつき $\pm 15\%$ を考慮した場合の結果を示している。鉛プラグ中心温度は、Case-I~III、および Case-VI においてのみ実験結果が得られている。Case-I の -20°C 環境下における実験結果、および Case-II, III, VI におけるせん断ひずみ 200%、250%の実験結果について、両解析手法ともに繰り返し加力による鉛プラグ温度の上昇、および加力終了後の下降の現象を概ね表現できている。また、Case-VI において、FDM 解法の結果が CFS 解法の結果に比べて 50°C 程度の差異が見られたが、解析ケース全体として CFS 解法と FDM 解法とで温度変化の推移に大きな違いは見られない。 τ_{pb} のばらつき $\pm 15\%$ により鉛プラグ中心温度は、最大で 35°C 程度の差異を生じた。

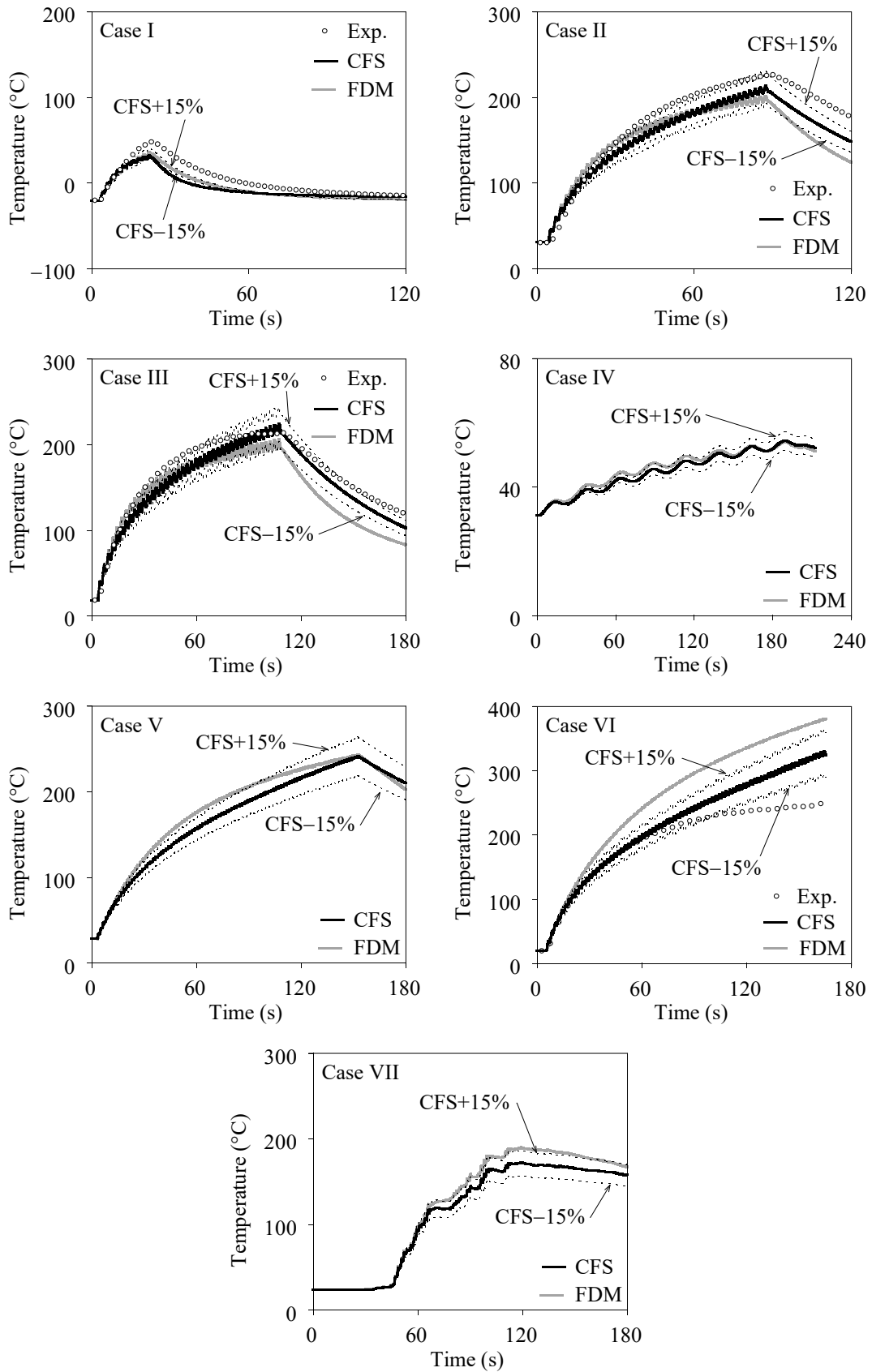


図 3.34 鉛プラグ中心温度の実験結果と CFS 解析結果, FDM 解析結果の比較

3.6.3.5 降伏荷重評価式の違いが解析結果に与える影響

熱力学連成挙動解析を行う際に、降伏荷重評価式の違いがエネルギー吸収量の解析結果に与える影響について確認するため、式 3.1, 3.5, 3.6 に示した本論における評価式、および参考文献 2 に記載の評価式を用い、Case-I~VII について解析を行った。参考文献 2 の評価式は、氷点下の温度域については適用範囲外のため Case-I については解析を実施していない。それぞれの解析から得られた、加力終了時における累積吸収エネルギー量について実験結果からの誤差を図 3.35 に示す。参考文献 2 の評価式を用いた場合、加力速度が遅い Case-IV 以外で累積吸収エネルギー量は実験結果に対して低くなった。また、Case-IV では、累積吸収エネルギー量を過大評価した。これは、参考文献 2 の評価式が鉛プラグ端部温度の結果を用いて作成されていること、鉛プラグ温度 150°C 以上で評価式を外挿していること、RB の切片荷重、加力速度による依存性を考慮していないことなどの影響であると考えられる。

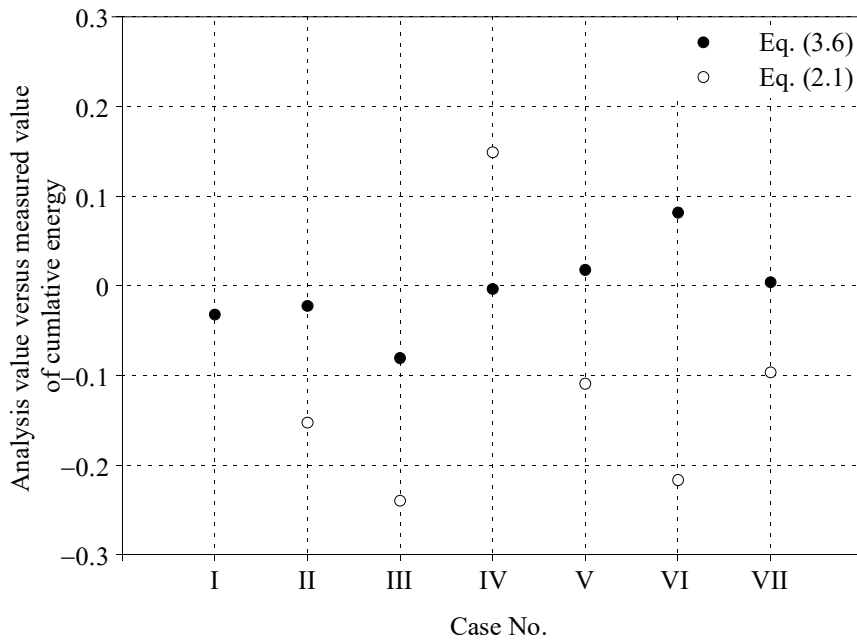


図 3.35 解析に既往の降伏荷重評価式（式 2.1）を用いた場合と、本論の提案式（式 3.6）を用いた場合における累積エネルギー吸収量解析結果の実験結果に対する比率

以上の比較により、提案した評価式を用いた CFS 解法、および FDM 解法は、実験から得られた繰返し加力に伴うエネルギー吸収性能の変化、および鉛プラグの温度上昇を良く表現できることを確認した。また、CFS 解法の結果は FDM 解法の結果とほぼ一致し、丸形 LRB に対しては CFS 解法が適用できることを確認した。

3.7 まとめ

第3章では、「降伏荷重に与える積層ゴムの非線形性の影響」、「高温時および低温時における降伏荷重と鉛プラグ温度の関係」、「降伏荷重に与える加力速度の影響」といった既往の降伏荷重評価式に残された課題について検討し、これらを考慮できる新たな降伏荷重評価式を提案した。提案した LRB の降伏荷重評価式は、LRB の降伏荷重を鉛プラグの降伏荷重と RB の切片荷重の和であると定義し、鉛プラグの降伏荷重と RB の切片荷重のそれぞれの評価式を作成することにより LRB の降伏荷重評価式を構築した。

具体的には、 $\phi 250$ 、 $\phi 500$ の RB、および LRB 試験体に対し、環境温度、加力ひずみ、加力速度をパラメータとした繰り返し加力試験を実施し、積層ゴムの非線形性の影響を評価するための RB セン断応力度の評価式、および鉛プラグ温度が -25°C から 300°C の範囲における鉛プラグ降伏応力度の評価式を提案した。

また、評価式の妥当性を検証するため、実大試験体を含む様々な繰り返し加力実験結果に対して熱力学連成解析を行った。鉛プラグ温度を算出する解析手法として、定熱流束解析手法について説明し、定熱流束解析手法(Constant Flux Solution : CFS 解法)と、差分法(Finite differential method : FDM 解法)の二通りの手法を用いた解析を実施した。

鉛プラグ温度を算出する解析手法として CFS 解法を適用した場合と FDM 解法を適用した場合とで、水平力-水平変位関係、累積エネルギー吸収量は、様々な実験結果においてほぼ同じ結果が得られることを確認した。

直径 250mm から直径 1000mm までの試験体に対して実施した様々な条件における実験結果に対して、提案評価式を組み込んだ解析結果は、既往の評価式を用いた場合に比べて精度よく表現できていることを確認した。

第 3 章の参考文献

- 1) 柳勝幸, 高山峯夫, 西川一郎, 高山圭一, 永井正弘:天然ゴム系積層ゴムの性能に関する実験的研究-その 6 中心孔が性能に及ぼす影響について-, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-II, pp.535-536, 1998.9
- 2) 近藤明洋, 竹中康雄, 高岡栄治, 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
- 3) 村松晃次, 日比野浩, 猪野晋, 栗栖藍子, 小室努, 仲村崇仁, 和氣知貴:「太径鉛プラグ入り積層ゴム支承の繰返し載荷試験」, 日本建築学会大技術報告集, 第 22 巻, 第 52 号, pp.987-992, 2016.10
- 4) 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, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-II, pp.387-388, 2012.9
- 5) Ioannis V. Kalpakidis and Michael C. Constantinou: Effects of Heating on the Behavior of Lead-Rubber Bearings. I: Theory, JOURNAL OF STRUCTURAL ENGINEERING, pp1440-1449, 2009.12



第 4 章 減衰材の分散配置による熱力学特性の改善効果

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、LRB の高耐久化を図ることができる。以下本章では、鉛プラグを分散配置した LRB をマルチプラグ LRB と呼び、鉛プラグが 1 本の LRB をシングルプラグ LRB と呼ぶ。

第 4 章では、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に関して、試験体形状を変え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関係を確認する。さらに、マルチプラグ LRB を対象とした熱力学連成挙動解析では、通常であれば鉛プラグ温度の計算に 3 次元空間でモデル化した有限差分法を用いる必要があるが、より簡易に精度の良い結果が得られる簡易評価法について提案する。

4.1 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 に対して動的繰返し加力実験を行う。

4.1.1 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 4.1、図 4.2 に示す形状のマルチプラグ LRB、シングルプラグ LRB である。表 4.1、表 4.2 に試験体の諸元を示し、試験体写真を写真 4.1 に示す。

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り、試験体 S1 から S3、R1 から R3 にかけて鉛プラグ径が少しずつ太くなるように設定している。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 S1'は、試験体 S1 と鉛プラグ径、ゴム層の構成は同じであるが、鉛プラグ中心間距離を通常の半分としており、鉛プラグ間距離が特性に与える影響を確認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、試験体図の黒丸（・）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。

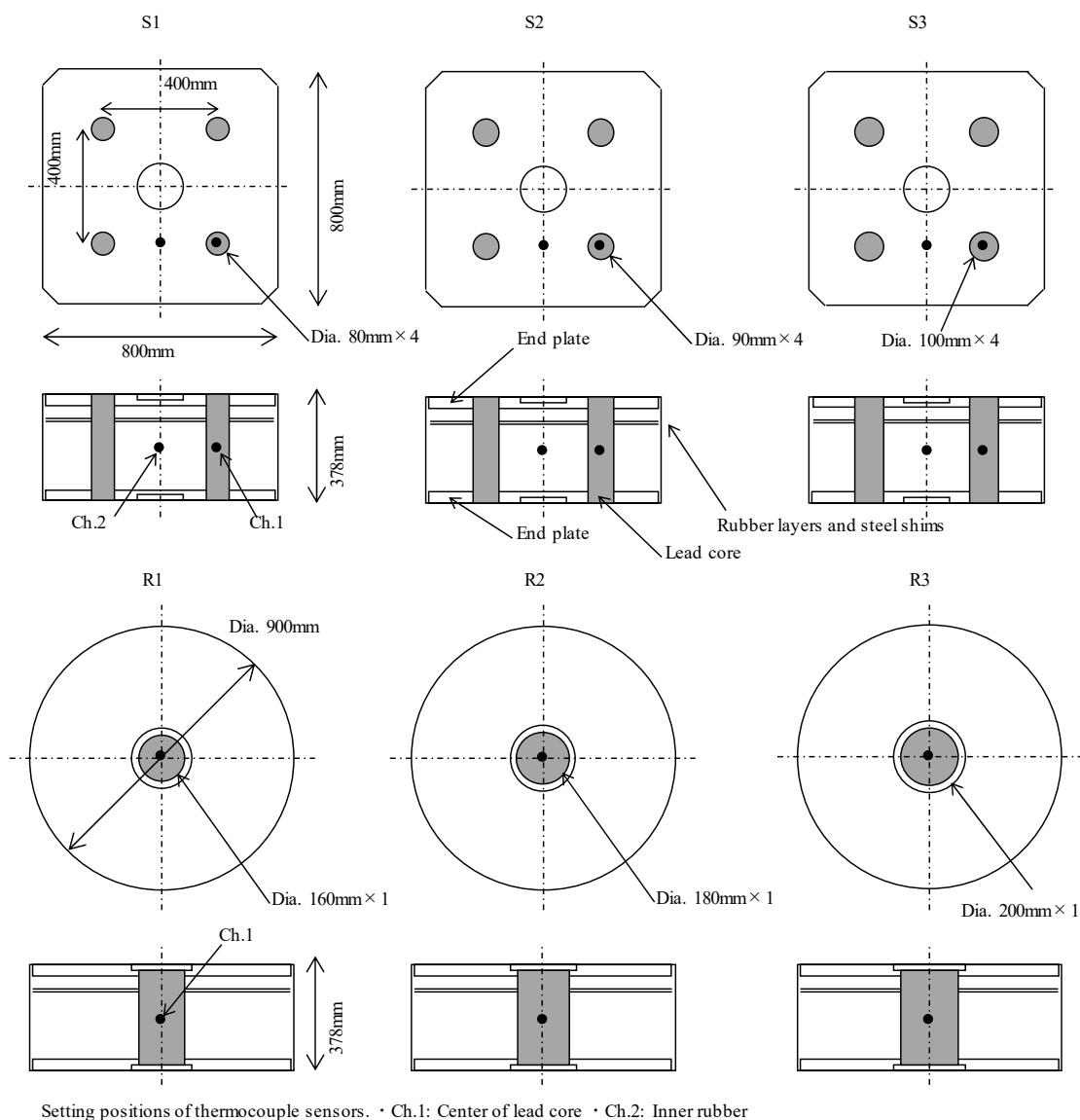


図 4.1 LRB 試験体（試験体 S1~S3, R1~R3）

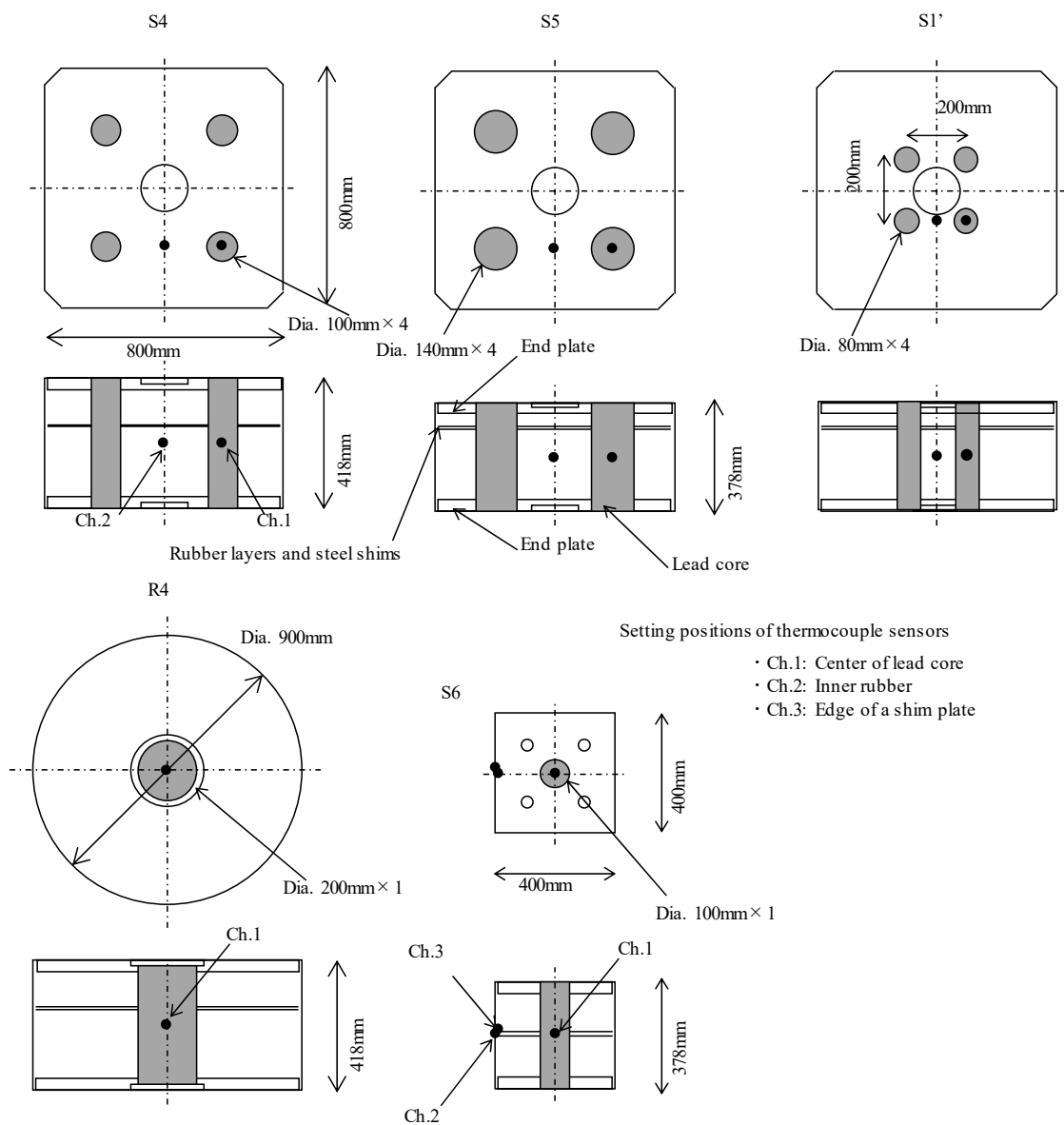


図 4.2 LRB 試験体 (試験体 S4, R4, S5, S6, S3')

表 4.1 マルチプラグ LRB 試験体 (S1~S5), および分割形状試験体 S6 の諸元

Parameters	Unit	S1, S1'	S2	S3	S4	S5	S6
Rubber shape	mm	Square 800	Square 800	Square 800	Square 800	Square 800	Square 400
Rubber shear modulus	N/mm ²	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
Shim plate thickness × plates	mm	4.3×31	4.3×31	4.3×31	4.3×39	4.3×31	4.3×31
End plate thickness × plates	mm	40×2	40×2	40×2	40×2	40×2	40×2
Lead core diameter	mm	80	90	100	100	140	100
Number of lead core	–	4	4	4	4	4	1
Design value of yielding force	kN	160.3	202.9	250.4	250.4	490.9	62.6
Aspect ratio (S2)	–	5.0	5.0	5.0	4.0	5.0	2.5

表 4.2 シングルプラグ LRB 試験体の諸元

Parameters	Unit	R1	R2	R3	R4
Rubber shape	mm	Round 900	Round 900	Round 900	Round 900
Rubber shear modulus	N/mm ²	0.392	0.392	0.392	0.392
Rubber thickness × layers	mm	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
End plate thickness × plates	mm	40×2	40×2	40×2	40×2
Lead core diameter	mm	160	180	200	200
Number of lead core	–	1	1	1	1
Design value of yielding force	kN	160.3	202.9	250.4	250.4
Aspect ratio (S2)	–	5.6	5.6	5.6	4.5



写真 4.1 3MN 二軸試験機と LRB 試験体

4.1.2 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図 4.3、表 4.3 に示した 3MN 二軸試験機を用いて実施した。

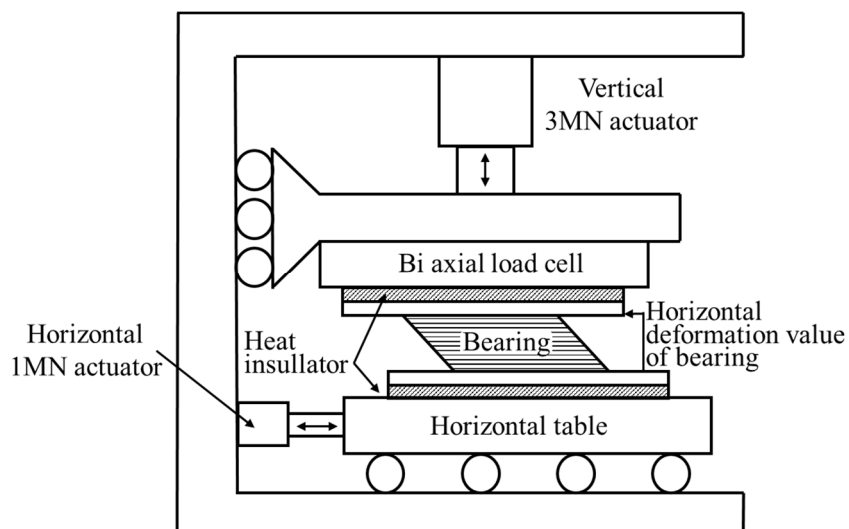


図 4.3 試験機の概要

表 4.3 3MN 三軸試験機の载荷能力

鉛直载荷能力	3MN (圧縮)
水平载荷能力	700 kN(静的 1MN)
水平ストローク	±500 mm

4.1.3 試験条件

実験は表 4.4 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。

表 4.4 試験条件

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.

4.2 実験結果

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. 本節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.

4.2.1 鉛プラグ分散配置による効果

設計上の基本特性が同じである, 試験体 S3 (マルチプラグ LRB), R3 (シングルプラグ LRB) 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 4.4 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

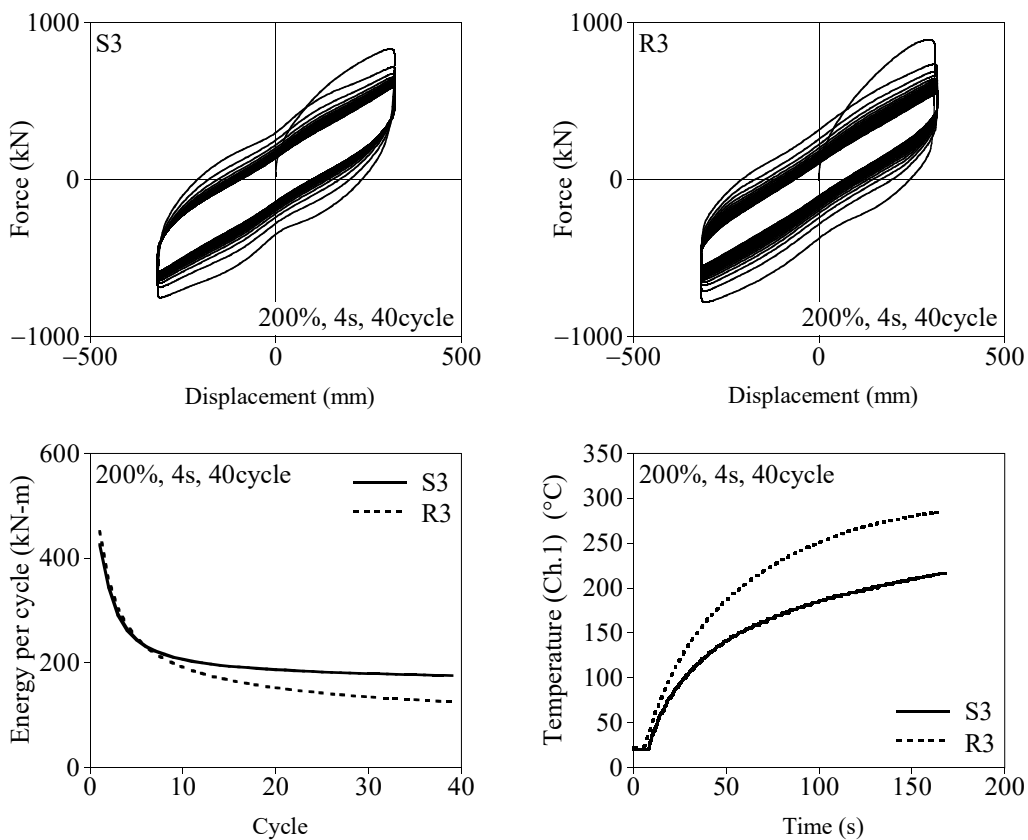


図 4.4 マルチプラグ LRB (試験体 S3) とシングルプラグ LRB (試験体 R3) の実験結果比較

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。

4.2.2 鉛プラグ径による効果

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 4.5 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よい相関を示し、鉛プラグ本数によらず鉛径が大き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。

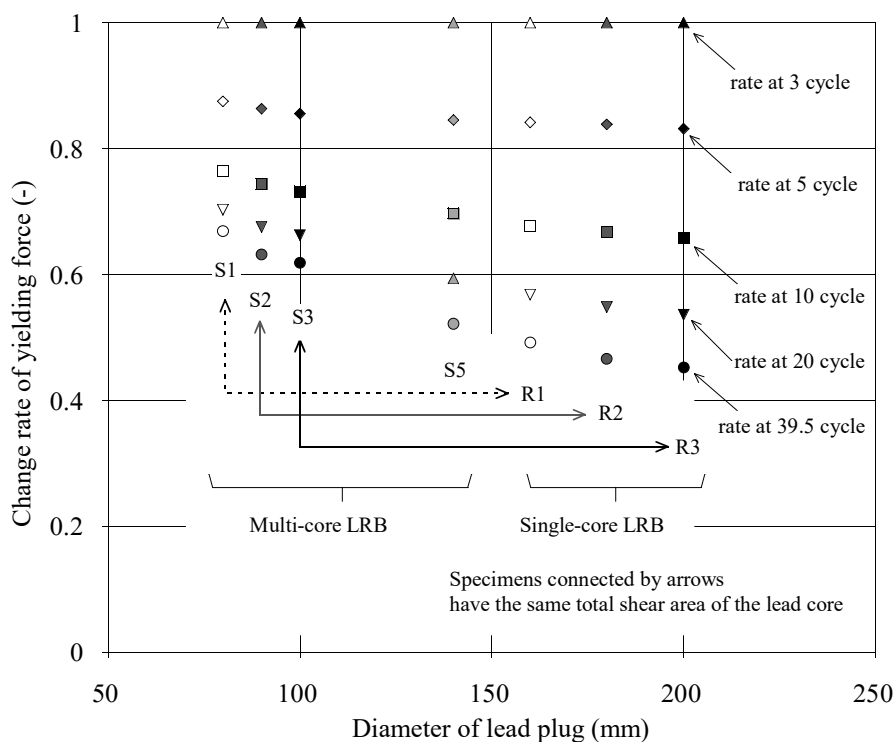


図 4.5 繰り返し加力による降伏荷重の低下と鉛プラグ径の関係

4.2.3 二次形状係数による影響

試験体 S3, R3 と同じ断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 4.6 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なり、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 4.6 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 4.7 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。

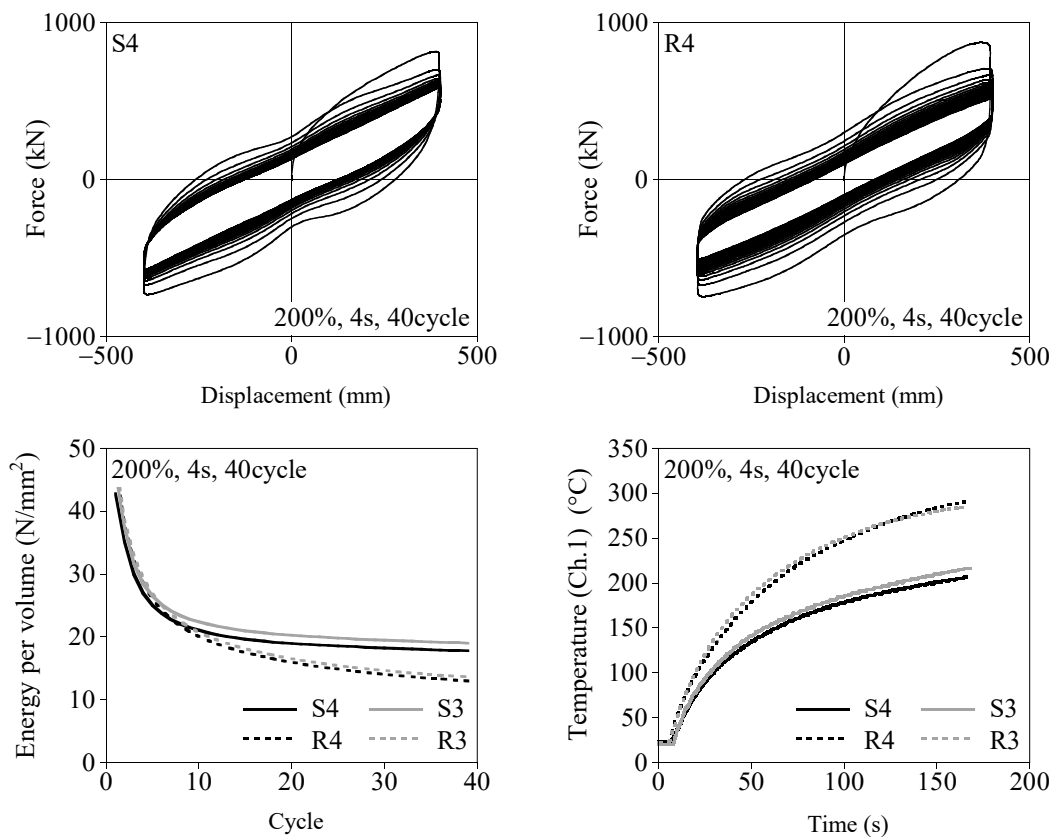


図 4.6 ゴム層総厚さが異なる試験体同士の実験結果比較
(試験体 S4 と S3, および試験体 R4 と R3 の比較)

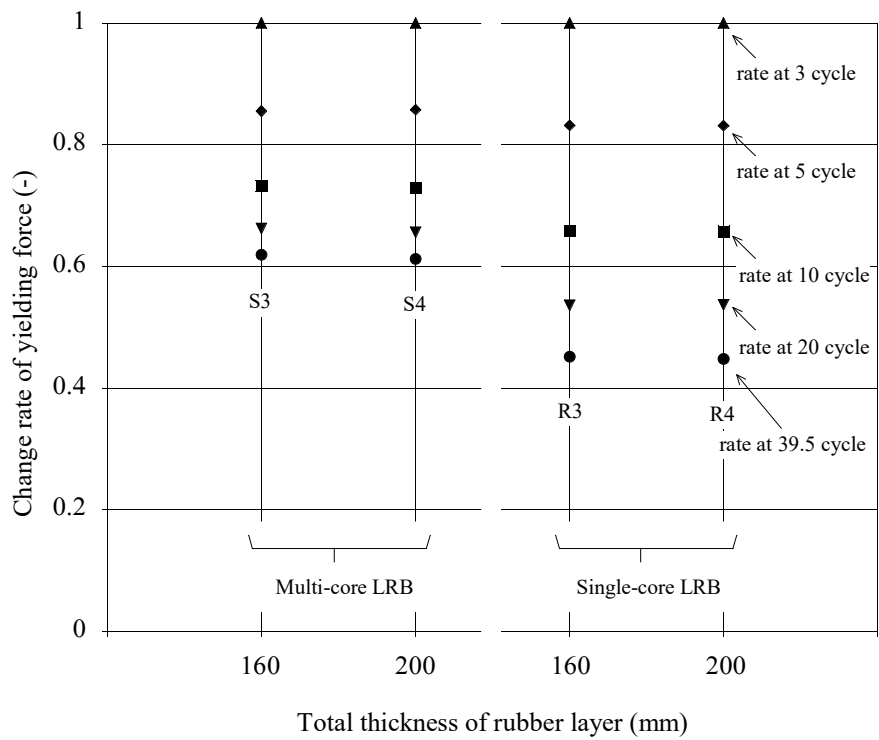


図 4.7 繰返し加力による降伏荷重の低下とゴム層総厚さの関係

4.3 マルチプラグ LRB の熱力学特性の簡易評価法

繰り返し加力に伴う降伏応力度の低下は、図 4.5 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。

本節では、鉛プラグ間中央部の温度上昇が小さいことを確認することにより鉛プラグ間の熱的相互作用が十分に小さいことを確認する。また、意図的に鉛プラグ間距離を短くした試験体 S1' に対して実験を行い、鉛プラグ間距離が鉛プラグ間の熱的相互作用に与える影響を確認する。さらに、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、エネルギー吸収性能を比較する。最後に、有限差分法を用いた熱力学連成挙動解析¹⁾ (FDM 解析) から得られる試験体内部温度の分布から鉛プラグ間の熱的相互作用が十分に小さいことを確認する。

4.3.1 鉛プラグ間熱的相互作用の確認

4.3.1.1 試験体内部温度の確認

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 4.8.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 4.9 に示す。なお、図 4.8、図 4.9 には LRB の結果と、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のが要因として考えられる。図 4.10 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実験結果と合わせて示す。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。

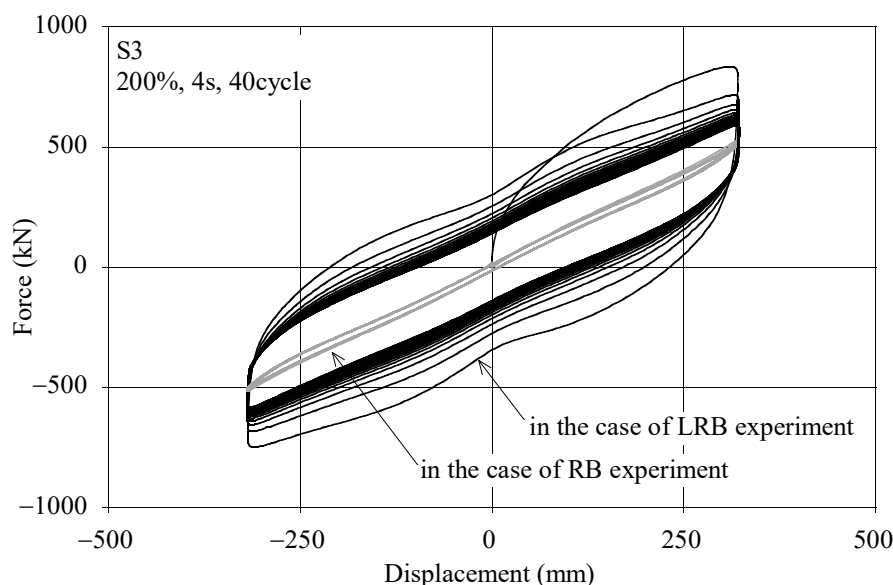


図 4.8 試験体 S3 の RB 状態と LRB 状態における水平力-水平変位関係

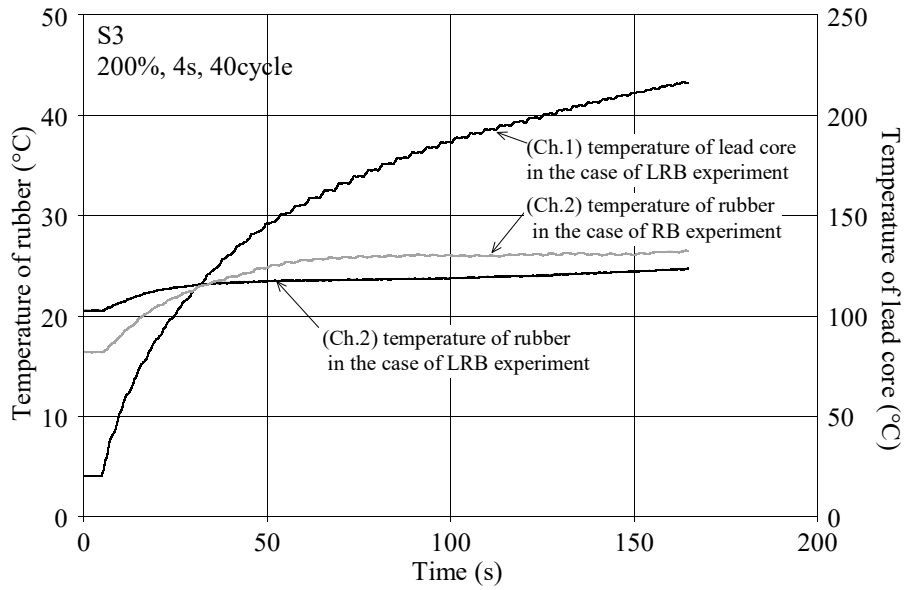


図 4.9 実験から得られた試験体 S3 の RB 状態における内部ゴム温度変化と LRB 状態における内部ゴム温度と鉛プラグ中心温度の変化

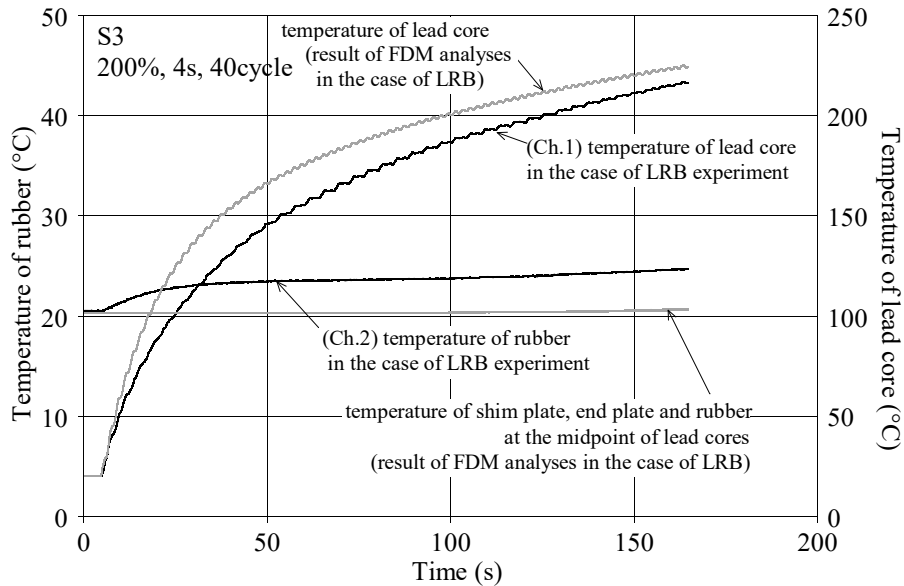


図 4.10 試験体 S3 の LRB 状態における内部ゴム温度と鉛プラグ中心温度の変化の実験結果と FDM 解析結果

4.3.1.2 鉛プラグ間距離が短い場合の確認

鉛プラグ間中央部の温度上昇は、鉛プラグ間の距離による影響を受けることが考えられる。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 の繰り返し加力実験を実施した。試験体 S1', S1 の概要を図 4.11 に示す。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。水平力-水平変位関係の実験結果を図 4.12 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 4.13 に示す。水平力-水平変位関係の実験結果は試験体 S1' と S1 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の変化は両者でほぼ一致し、鉛プラグを意図的に近づけてもエネルギー吸収性能にはほとんど影響しないことを確認した。

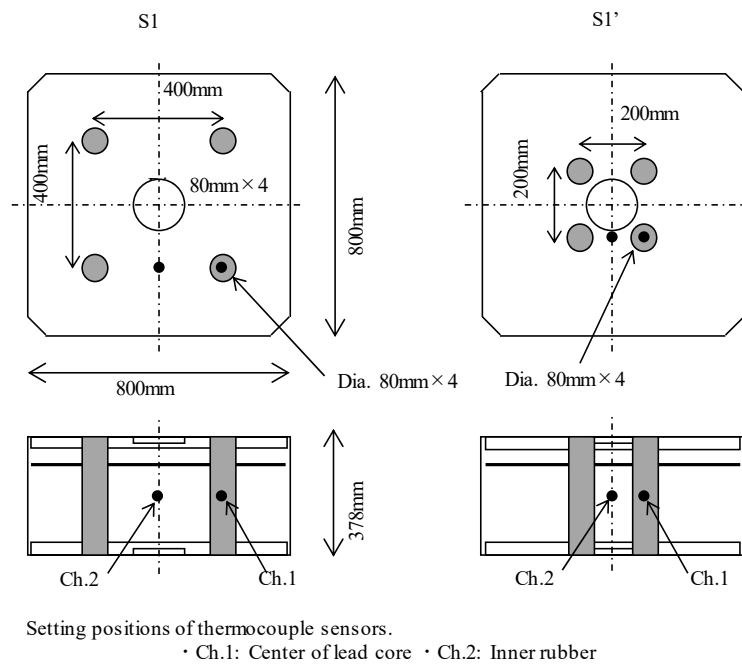


図 4.11 標準的な鉛プラグ間距離を有する試験体 S1 と意図的に鉛プラグ間距離を短くした試験体 S1' (図 4.1 と図 4.2 から抜粋して再掲)

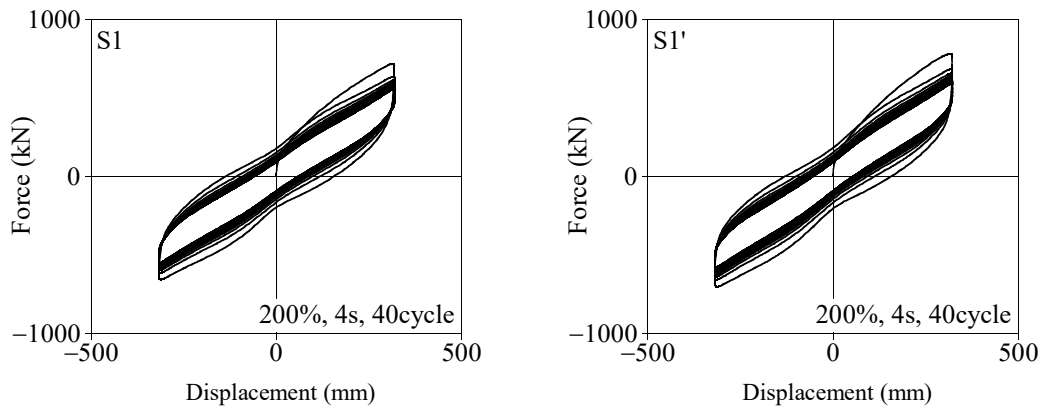


図 4.12 試験体 S1' と試験体 S1 の水平力-水平変位関係

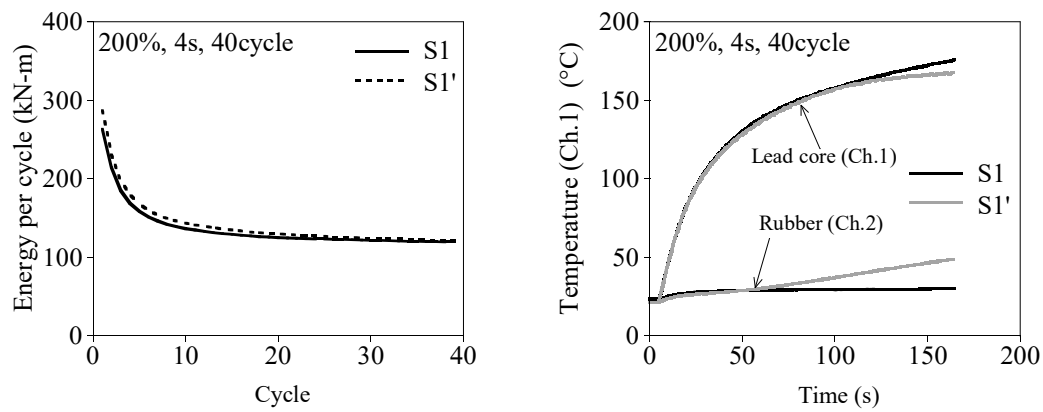


図 4.13 試験体 S1' と試験体 S1 の加力サイクル当たりのエネルギー吸収量と内部温度の変化

4.3.1.3 分割試験体による特性の確認

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 4.14 に示すように試験体 S3 (LRB□800) を 4 分割したものと同形状の試験体 S6 (LRB□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。

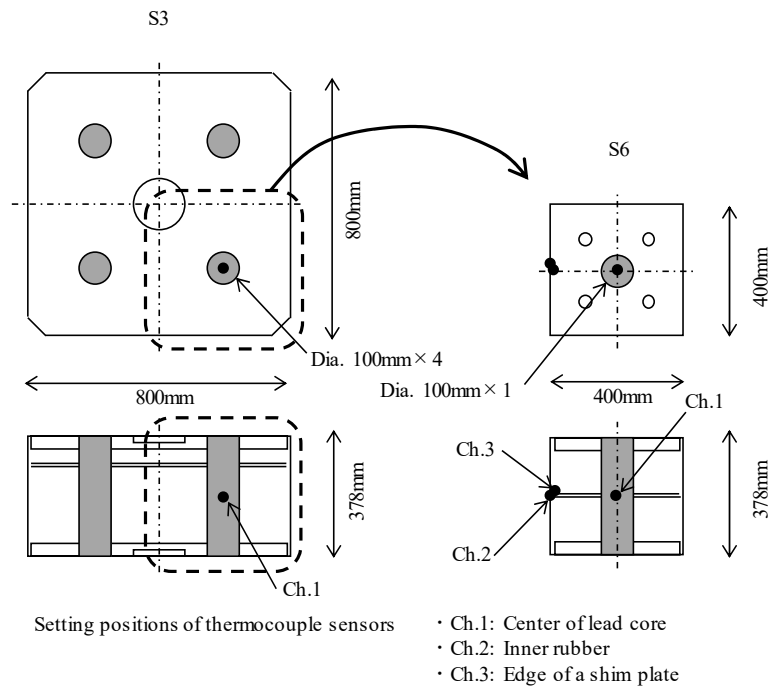


図 4.14 試験体 S3 と 試験体 S3 を 4 分割したものと同形状の試験体 S6

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-水平変位関係を図 4.15 に示す。図 4.15 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 4.16 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り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 4.10 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 4.17 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。

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。

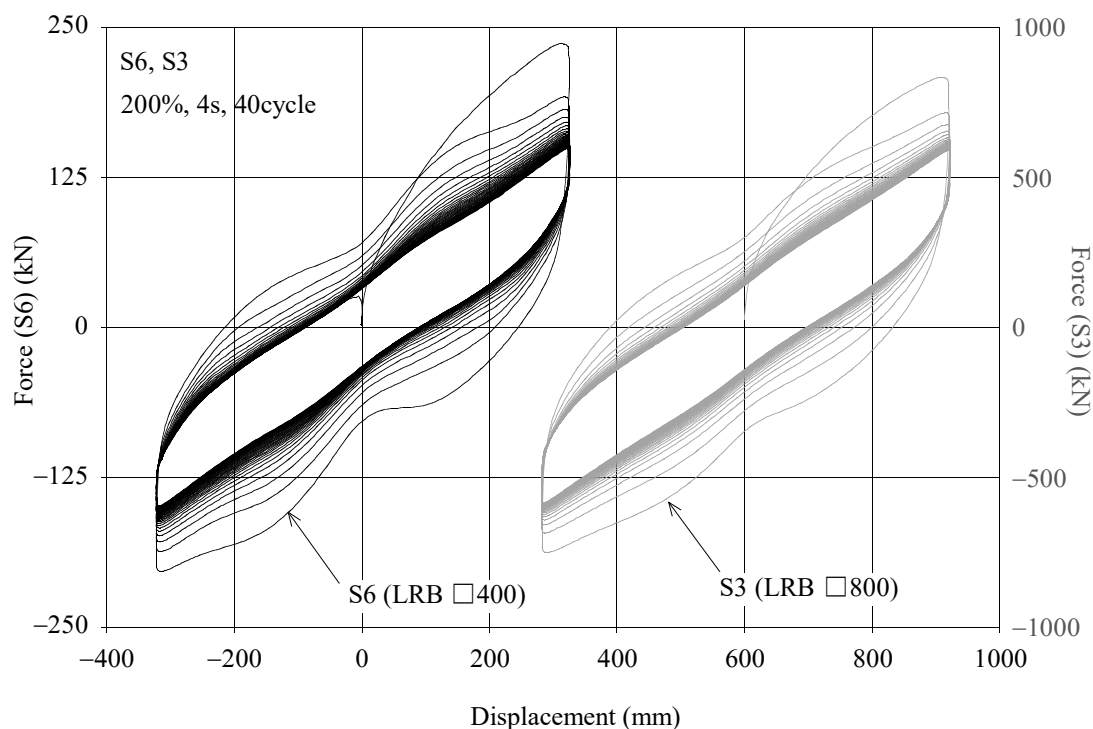


図 4.15 試験体 S6 と 試験体 S3 の水平力-水平変位関係

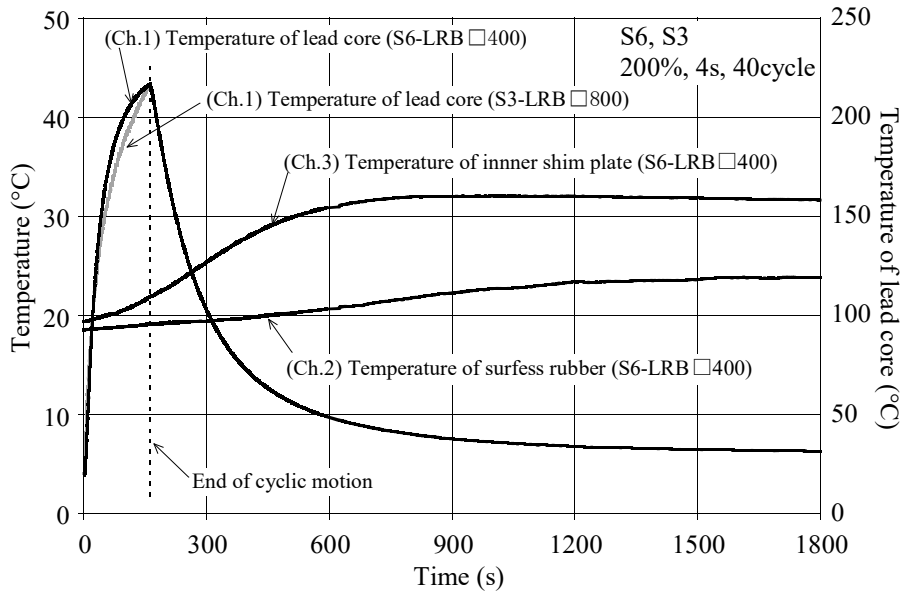


図 4.16 試験体 S6 の内部温度変化と試験体 S3 の鉛プラグ中心温度変化

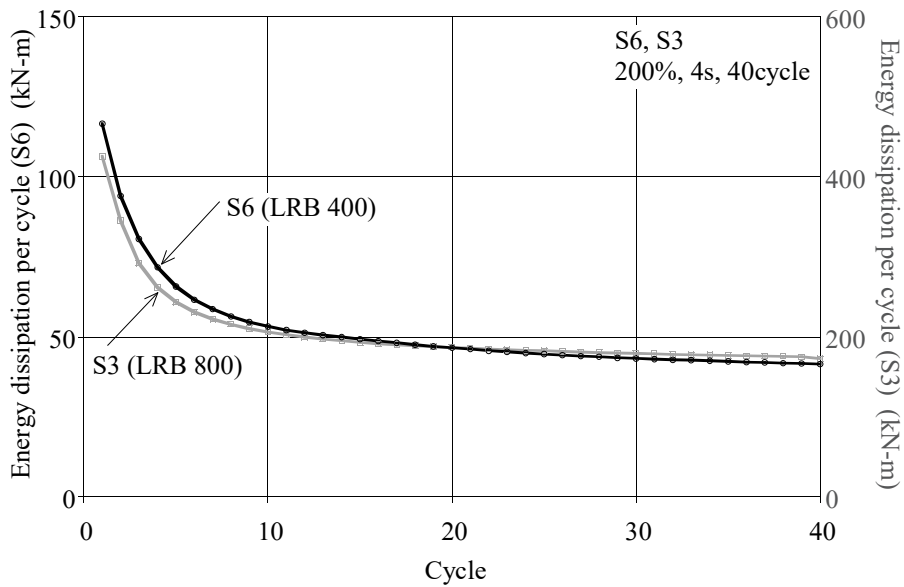


図 4.17 試験体 S6 の内部温度変化と試験体 S3 の鉛プラグ中心温度変化

4.3.1.4 FDM 解法による内部温度分布の確認

試験体 S1, S3, S5 に対して実施した FDM 解析から得られた、高さ方向中央部における鉛プラグ間の温度分布を加力サイクルごとに図 4.18~図 4.20 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、鉛プラグ径が大きくなるほど温度上昇量は大きくなったが、いずれの結果も、鉛プラグ間中央部の温度上昇はほとんど無い結果となった。

試験体 S3 の結果は、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 となっている。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。

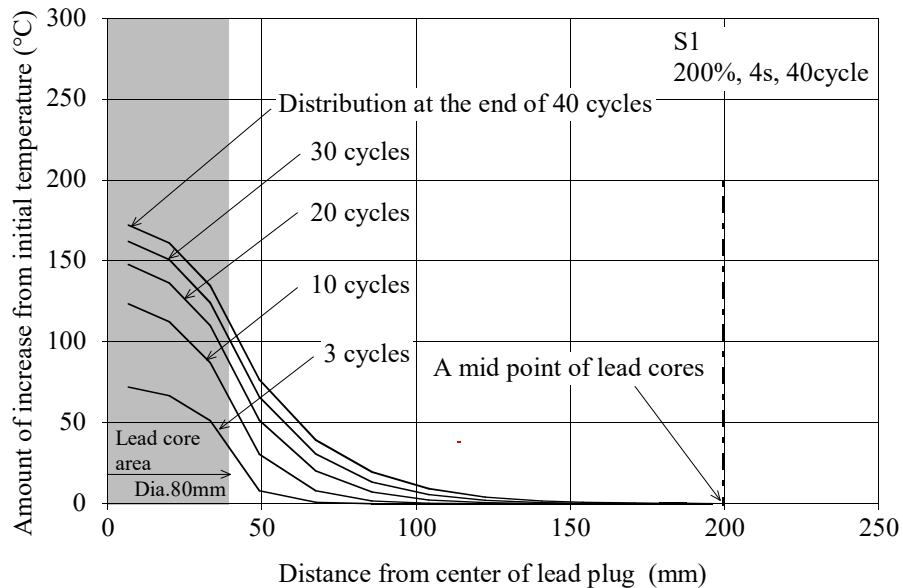


図 4.18 試験体 S6 の内部温度変化と試験体 S3 の鉛プラグ中心温度変化

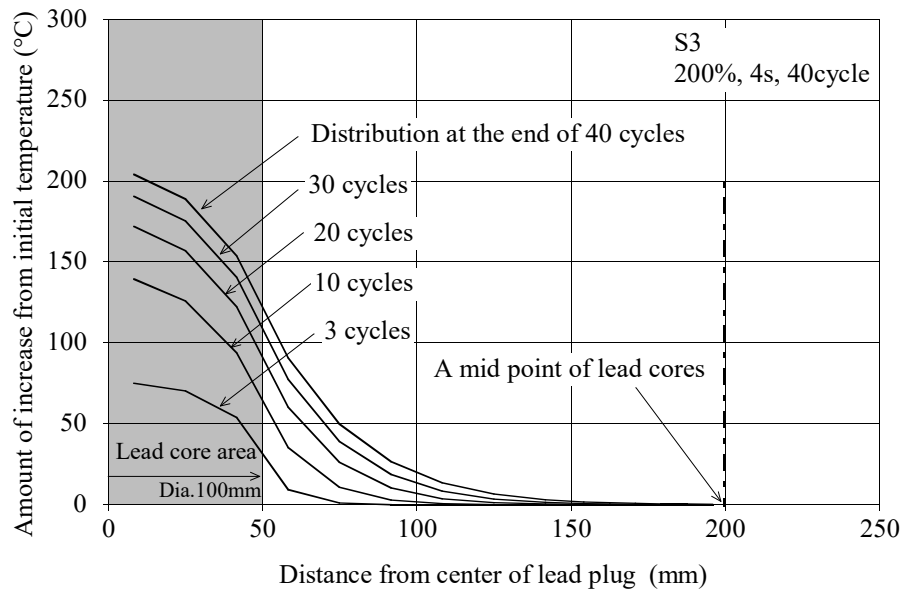


図 4.19 試験体 S6 の内部温度変化と試験体 S3 の鉛プラグ中心温度変化

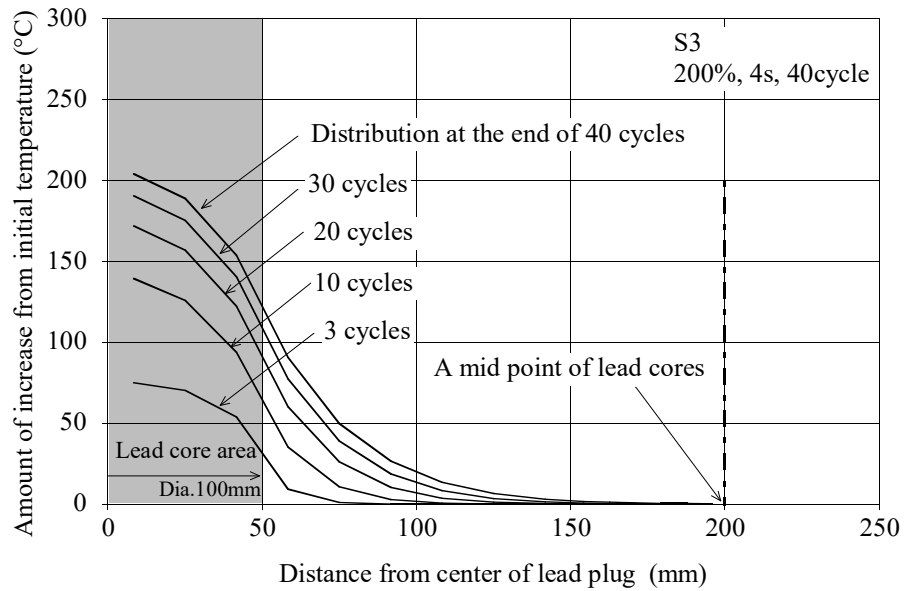


図 4.20 試験体 S6 の内部温度変化と試験体 S3 の鉛プラグ中心温度変化

4.3.2 簡易評価法の提案

鉛プラグ間の熱的相互作用がほとんどないことが確認されたことから、本研究で検討した範囲では、マルチプラグ LRB の鉛プラグ温度を算出するための熱伝導計算は、マルチプラグ LRB を鉛プラグ本数で分割したシングルプラグ LRB に対して行うことで算出可能となると考えられる。

同様に、シングルプラグ LRB と同じ熱伝導方程式を用いた CFS 解法²⁾がマルチプラグ LRB に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 4.14 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。

4.3.2.1 二次元軸対称モデルの適用性評価

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軸対称 FDM 熱解析モデルを用いて表現することの検討を行う。図 4.14 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 4.21 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。

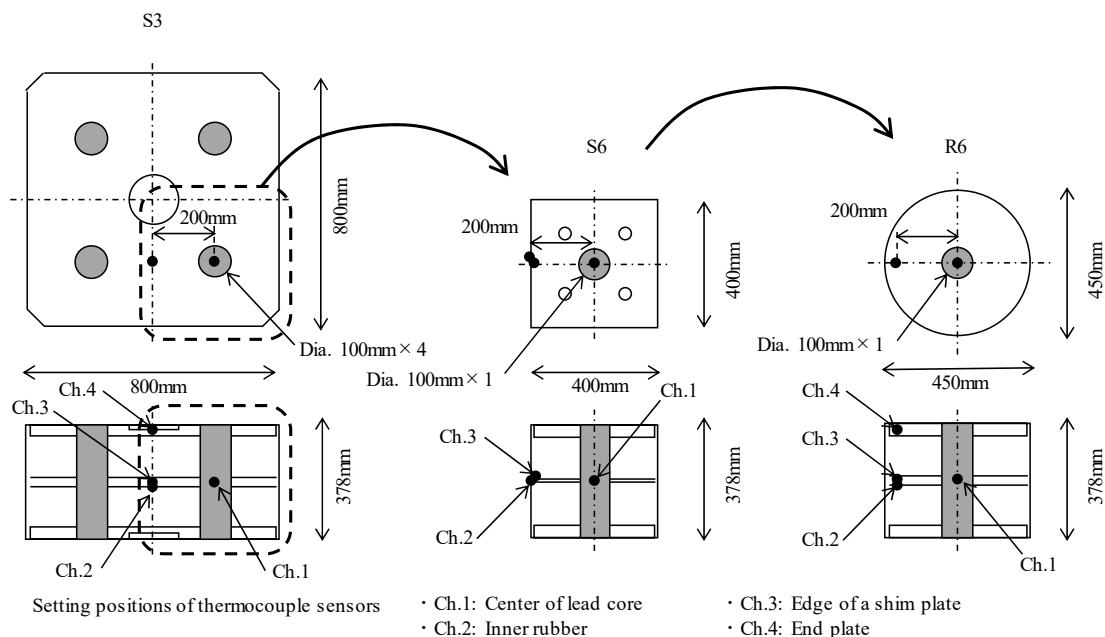


図 4.21 試験体 S3 と試験体 S6, モデル R6 の関係

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軸対称 FDM 熱解析モデルによる解析結果を比較して図 4.22, 図 4.23 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軸対称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.

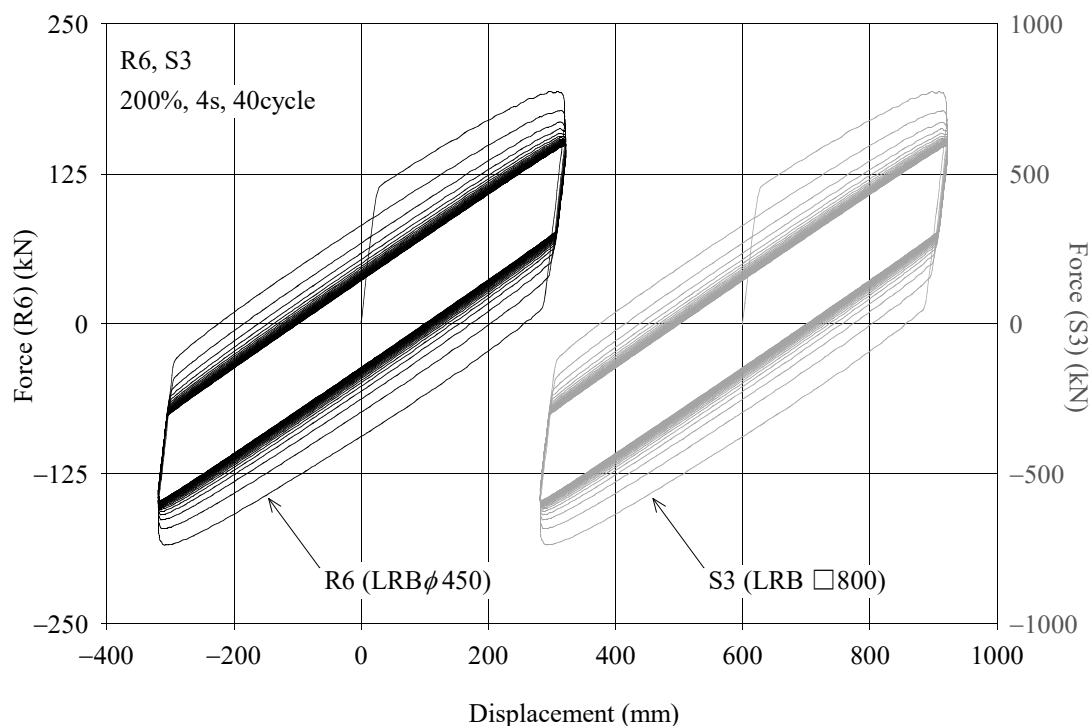


図 4.22 二次元モデルで解析したモデル R6 の解析結果と三次元モデルで解析した試験体 S3 の解析結果 (水平力-水平変位関係)

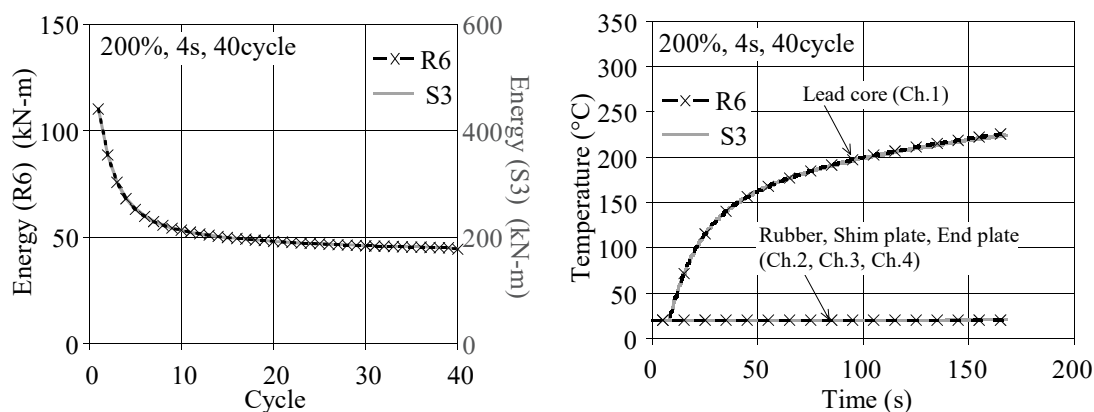


図 4.23 二次元モデルで解析したモデル R6 の解析結果と
三次元モデルで解析した試験体 S3 の解析結果
(内部温度変化, 加力サイクル当たりのエネルギー吸収量)

4.3.2.2 CFS 解法の適用性評価

マルチプラグ LRB に対する CFS 解法の適用性を検証するため, 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 解析の結果と比較する. マルチプラグ LRB における CFS 解法では, 図 4.14 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 倍することで解析結果を得ている.

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から得られた水平力-水平変位関係について, 実験結果, CFS 解法, および FDM 解法による解析結果を図 4.24 に示す. また, 加力サイクルごとのエネルギー吸収量の変化を図 4.25 に, 鉛プラグ温度と降伏荷重応力度の関係を図 4.26 に示す.

水平力-水平変位関係は CFS 解法と FDM 解法とでほぼ一致し, 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.

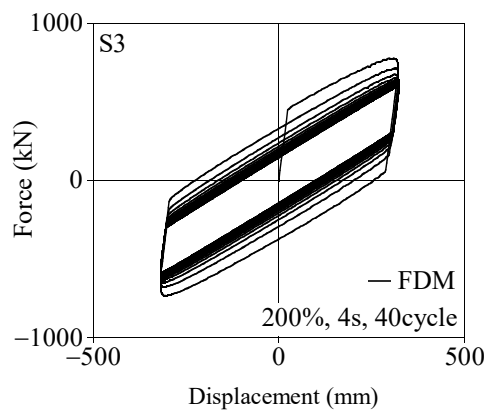
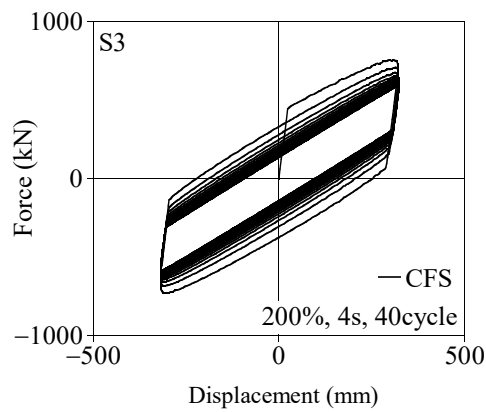
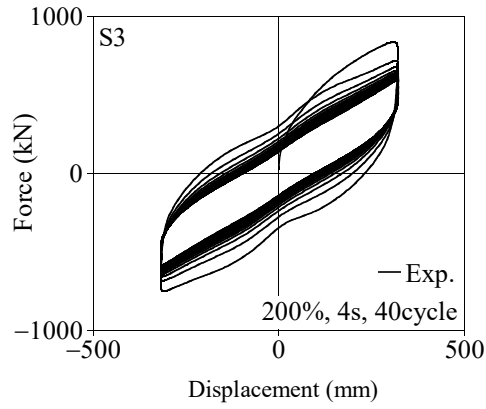


図 4.24 試験体 S3 の実験結果と CFS 解法, および FDM 解法による解析結果

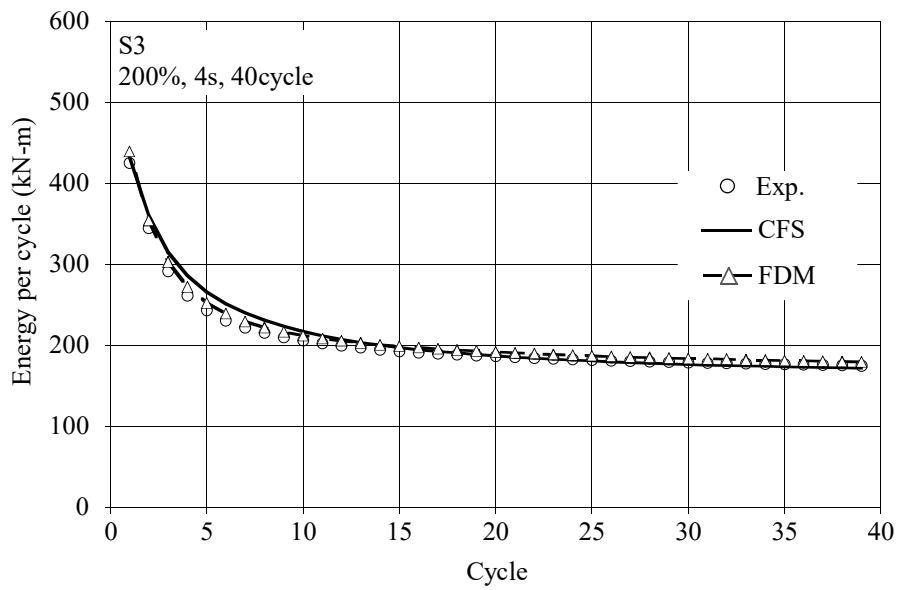


図 4.25 加力サイクルごとのエネルギー吸収量の実験結果と解析結果

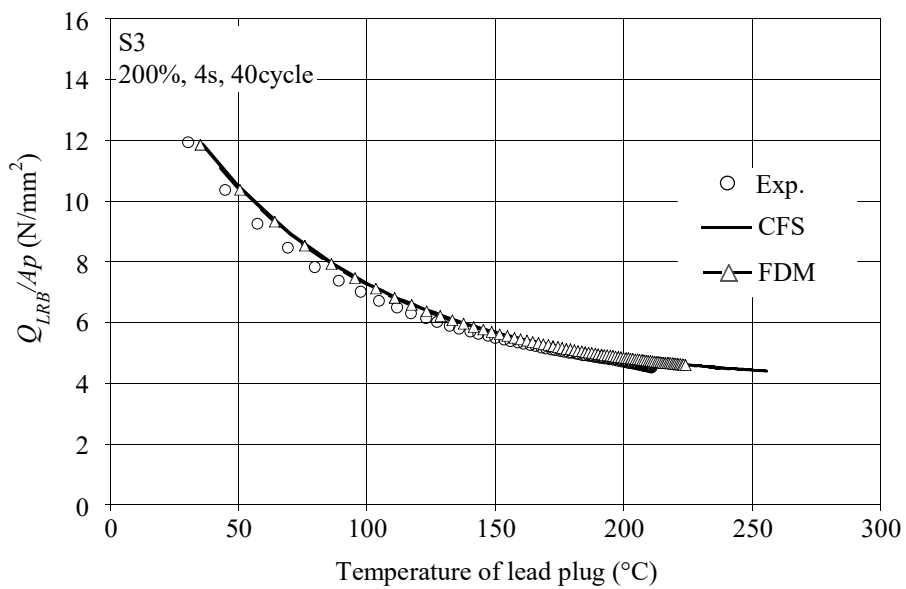


図 4.26 鉛プラグ温度と降伏荷重応力度の実験結果と解析結果

4.4 解析結果

第3章で提案した評価式の妥当性を確認するため、様々な条件における実験と解析の比較を行い、また FDM 解法と CFS 解法を比較することにより簡易評価法の適用性を確認する。

4.4.1 鉛プラグ径が異なる場合の 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 4.27, 図 4.28 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、鉛プラグ径が大き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。

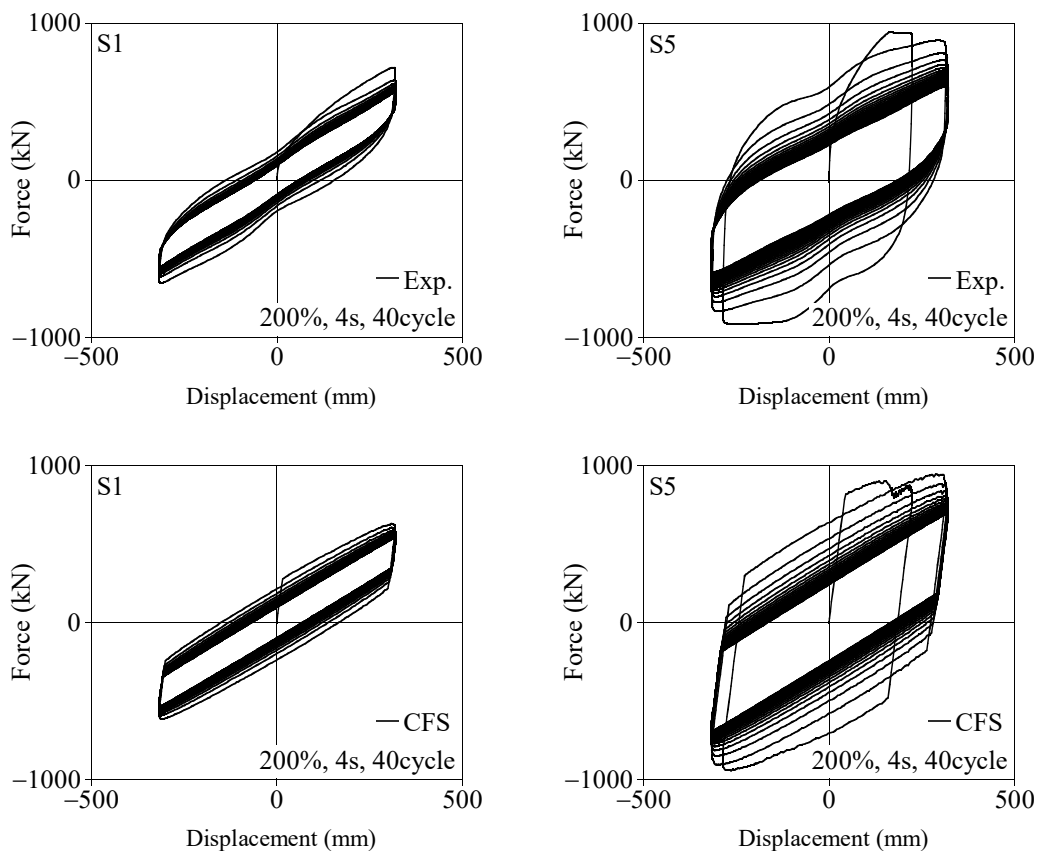


図 4.27 試験体 S1 (鉛径 80mm), S5 (鉛径 140mm) の実験結果と CFS 解析結果 (水平力-水平変位関係)

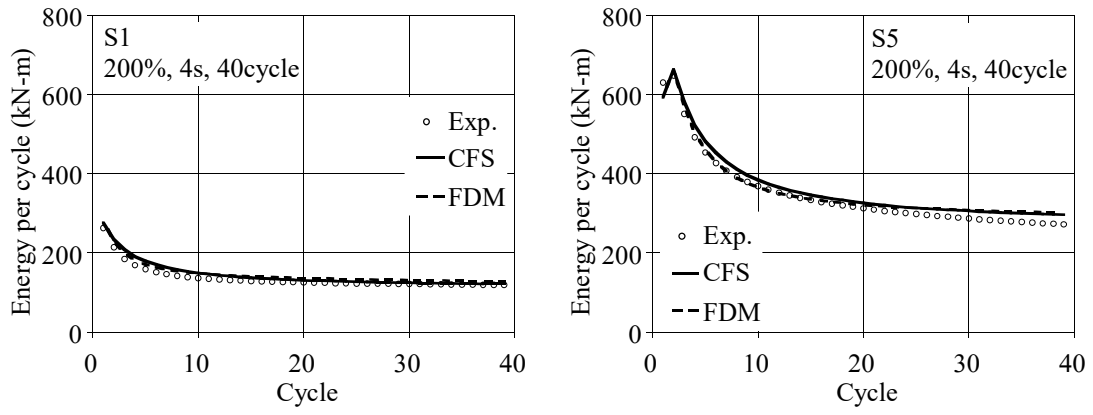


図 4.28 試験体 S1 (鉛径 80mm), S5 (鉛径 140mm) の実験結果と
CFS, FDM 解析結果
(加力サイクルごとのエネルギー吸収量の変化)

4.4.2 ゴム層総厚さが異なる場合の 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 4.29 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。

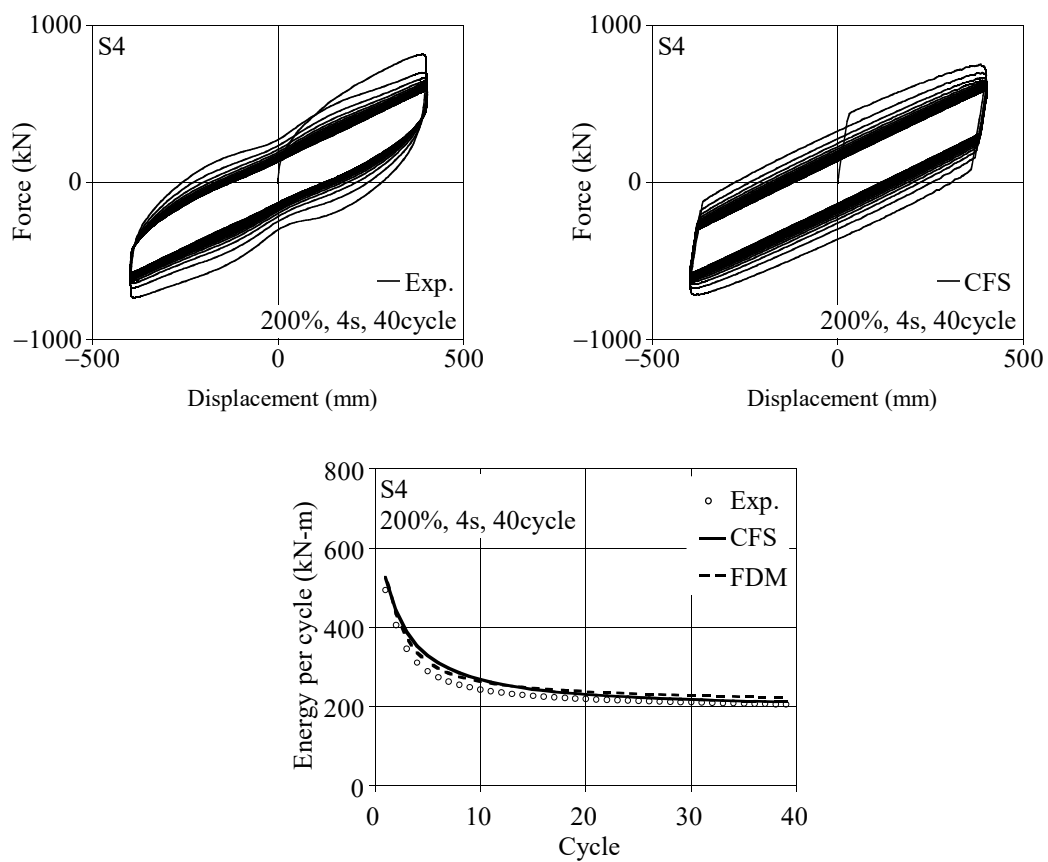


図 4.29 試験体 S4 の実験結果と CFS, FDM 解析結果

4.4.3 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 4.30、図 4.31 に示す。周期 4s の結果は図 4.24~4.26 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。

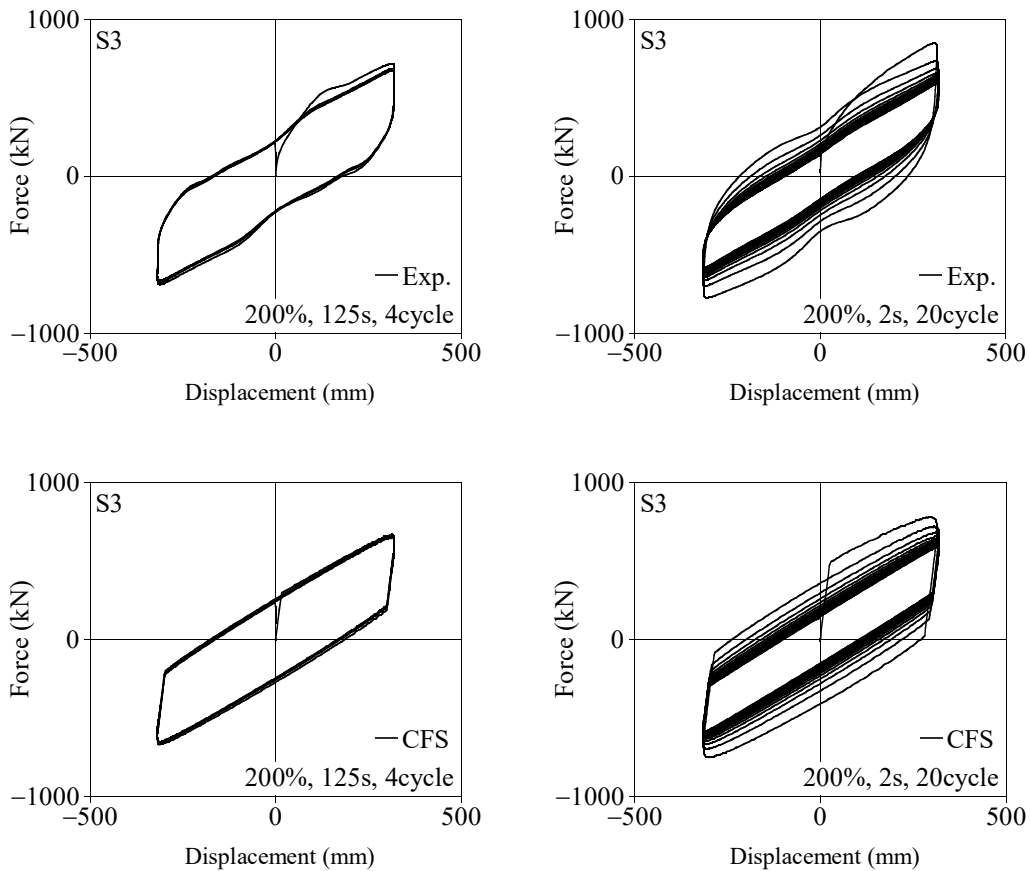


図 4.30 試験体 S3 の加力周期 2s と 125s における実験結果と CFS 解析結果
(水平力-水平変位関係)

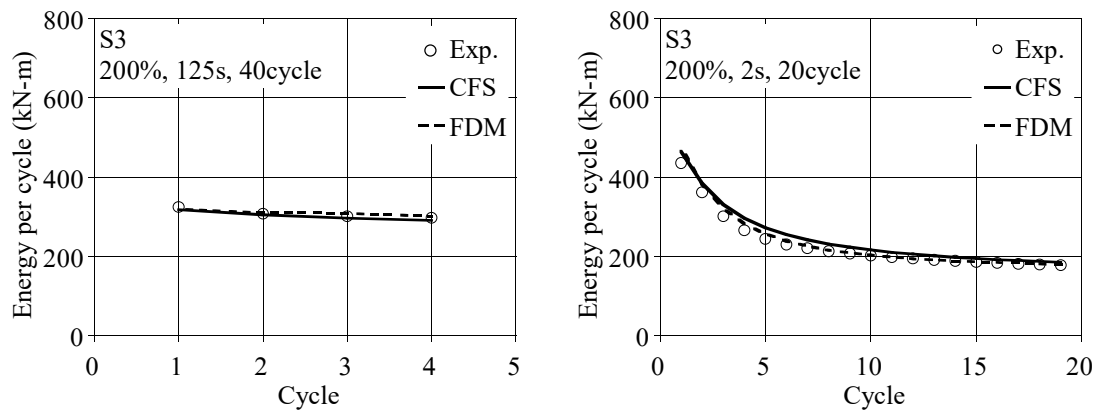


図 4.31 試験体 S3 の加力周期 2s と 125s における実験結果と CFS, FDM 解析結果 (加力サイクルごとのエネルギー吸収量の変化)

4.4.4 せん断ひずみ量が異なる場合の 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 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 4.32 から図 4.33 にかけて示す．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も，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．

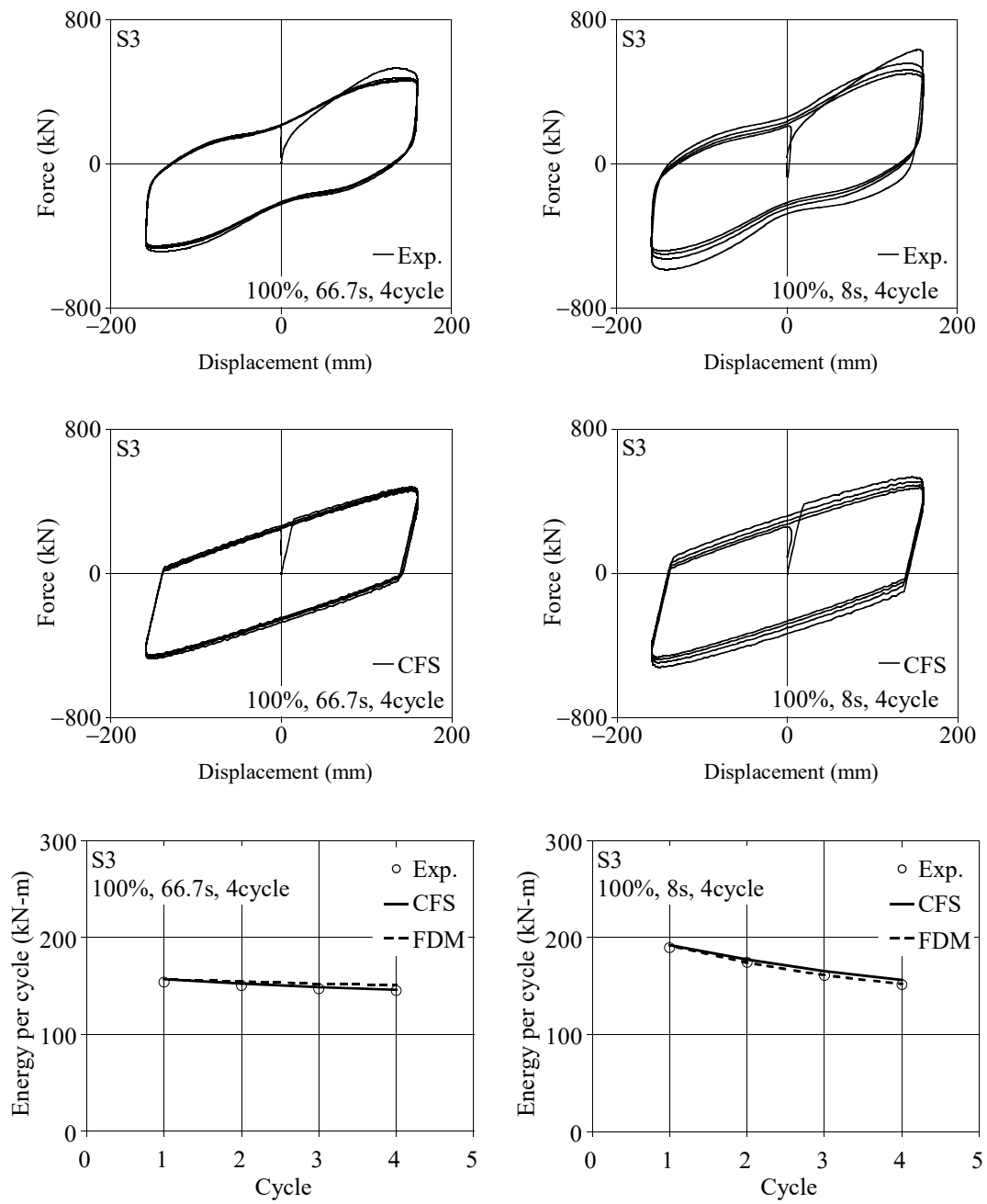


図 4.32 せん断ひずみ 100%, 加力周期 66.7s と 8s における
実験結果と CFS, FDM 解析結果

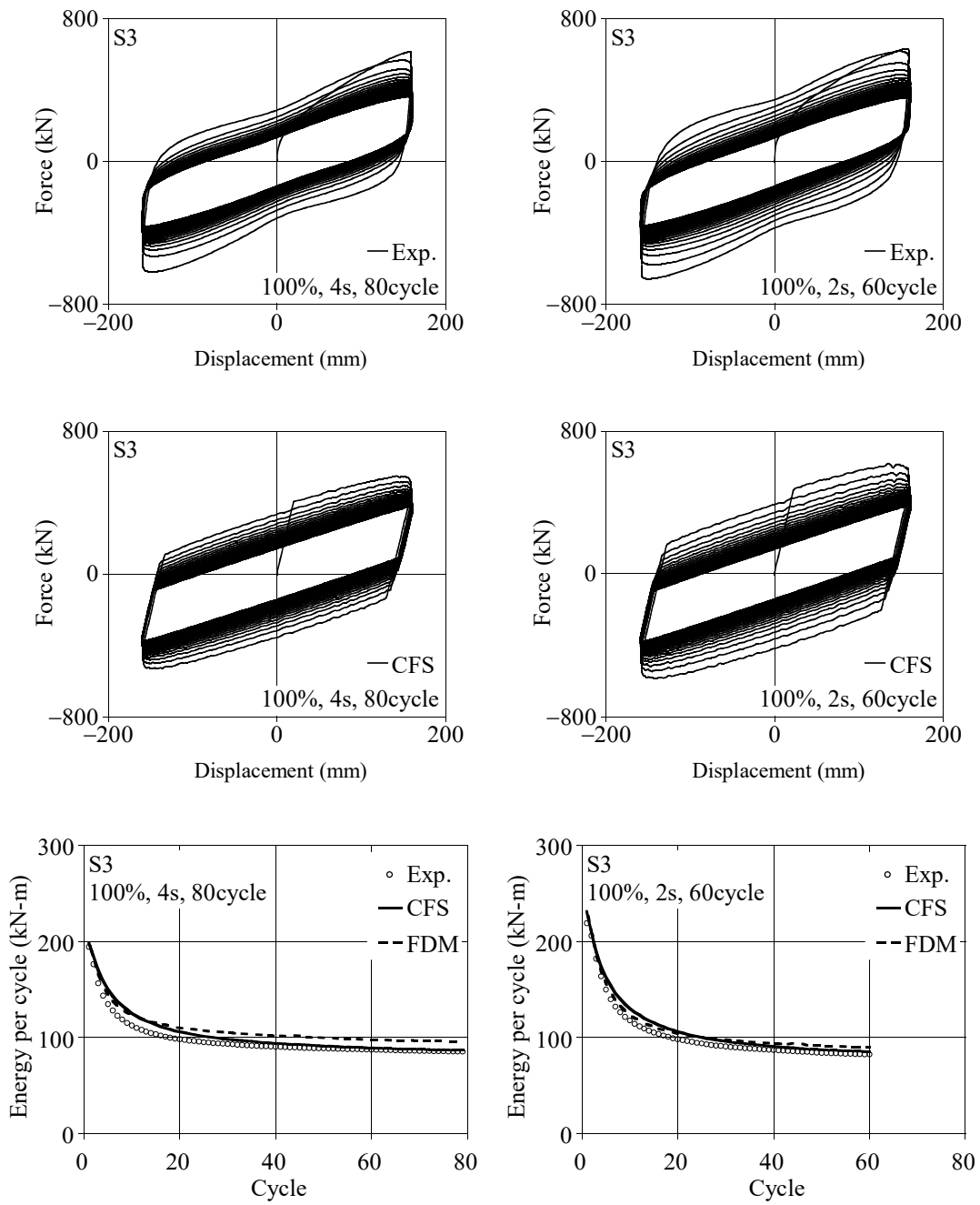


図 4.33 せん断ひずみ 100%, 加力周期 4s と 2s における
実験結果と CFS, FDM 解析結果

4.5 まとめ

本章では 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、様々な形状の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、鉛プラグ間距離を意図的に短くした試験体、マルチプラグ LRB を鉛プラグ本数で分割した形状の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。

動的繰り返し加力実験を行うと、鉛プラグ径が太いほど鉛プラグの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。この現象は、鉛プラグ温度の算出に関してマルチプラグ LRB を三次元空間でモデル化し、第 3 章で提案した LRB 降伏荷重評価式を組み込んだ熱力学連成挙動解析により実験結果を精度よく表現できることを示した。

鉛プラグ間距離を意図的に短くした試験体の実験、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。このことから、マルチプラグ LRB における鉛プラグ温度の算出に関し、三次元モデルを用いない簡易な算出法として、等価二次元軸対称モデルの適用性、また、CFS 解法(定熱流束解析手法)の適用性について検討した。マルチプラグ LRB に対する二次元モデルを用いた FDM 解法、および CFS 解法による熱力学連成挙動解析手法について示した。三次元モデルを用いた場合の解析結果との比較から、マルチプラグ LRB を等価丸型モデルに置換することにより、簡易な評価法である二次元モデルによる解析、CFS 解法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ことを示した。

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可能性について示した。

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、解析的にも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、さらに等価な丸型シングルプラグに置換した二次元軸対称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。

第 4 章の参考文献

- 1) 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 年 9 月
- 2) Constantinou MC, Whittaker AS, Kalpakidis Y, Fenz DM, Warn GP: Performance of seismic isolation hardware under service and seismic loading, Multidisciplinary center for Earthquake Engineering Research, Buffalo, NY, Technical report No. MCEER-07-0012, 2007.8

第5章 結論

本論文では、熱力学特性を改善した鉛プラグ入り積層ゴム免震支承の開発を目的とし、形状の違いによる熱力学特性改善効果の確認、および実験結果に基づく降伏荷重評価式の提案を行った。さらに実大試験体を用いた繰り返し加力実験を行い、熱力学特性の簡易評価法の提案を行った。

本章では、本研究で得られた知見について総括し、今後の課題について述べる。

第1章「序論」では、本研究の背景と目的について述べ、長周期長時間地震動により、LRB が大きな変形を繰り返し受けた際の熱力学的挙動に関する既往の研究について分析し、課題を抽出した。既往の研究により LRB のエネルギー吸収性能の低下現象への理解が進んできたが、これを抑制する研究についてはこれまでになく、本論で取り上げることにした。既往の研究の課題としては、「熱力学連成挙動解析において使用する LRB 降伏荷重応力度と鉛プラグ温度の関係の適用温度範囲の拡大」、「積層ゴムの非線形性の影響の考慮による鉛プラグ降伏応力度の正確な評価」、「速度依存性の考慮」、「鉛プラグ分散配置や鉛プラグ径、二次形状係数の違いによる形状効果の確認」、「簡易評価法の確立」が挙げられ、これらの課題を解決するための検討項目について整理し、それらの具体的な研究手法について説明した。

第2章「高耐久 LRB の開発」では、エネルギー吸収性能の低下を抑えた高耐久 LRB とし、シングルプラグ LRB の内部鋼板の熱容量を大きくした高熱容量 LRB、鉛プラグを分散配置したマルチプラグ LRB の試作を行い、繰り返し加力実験を実施した。実験から高耐久 LRB はエネルギー吸収性能の低下を 20%程度抑制する効果があることを確認した。また、水平二方向加力を含む繰り返し加力試験の前後において実施した試験から、十分な耐久性を有していることを確認した。鉛プラグの温度上昇、およびエネルギー吸収性能の低下を抑制する効果を理論的に評価するために、シングルプラグ LRB に対しては二次元軸対称の有限差分法モデルを、マルチプラグ LRB に対しては三次元有限差分法モデルを用いた熱・力学連成挙動解析を実施した。有限差分法により鉛プラグの発熱と放熱を考慮した熱力学連成挙動解析 (FDM 解法) の結果は実験結果をよく表現できていることから、理論的にも高耐久 LRB はエネルギー吸収性能の低下を抑制する効果があることを確認し、実験で確認されたエネルギー吸収性能の違いが、試験体の形状の違いによるものであることを確認した。また、地震応答解析から高耐久 LRB は、長周期長時間地震動において鉛プラグ温度上昇を抑制し、免震建物の応答特性を改善する効果があることを確認し、継続時間の短い鉛プラグの温度上昇が大きい地震時においては、応答特性に影響を与えないことを確認した。

第3章「LRB の降伏荷重評価式の提案」では、降伏荷重に与える積層ゴムの非線形性の影響、「高温時および低温時における降伏荷重と鉛プラグ温度の関係」、「降伏荷重に与える

加力速度の影響」といった既往の降伏荷重評価式に残された課題について検討し、これらを考慮できる新たな降伏荷重評価式を提案した。提案する LRB の降伏荷重評価式は、LRB の降伏荷重を鉛プラグの降伏荷重と RB の切片荷重の和であると定義し、鉛プラグの降伏荷重と RB の切片荷重のそれぞれの評価式を作成することにより LRB の降伏荷重評価式を構築した。

評価式の妥当性検証にあたり、FDM 解法に比べてより簡易に LRB の熱力学連成挙動解析が行える定熱流束解析手法 (CFS 解法) の考え方、計算手法について説明した。実大試験体を含む様々な繰り返し加力実験結果と FDM 解法による解析結果、および CFS 解法による解析結果とを比較することにより、提案した降伏荷重評価式の妥当性と、CFS 解法の適用性を検証した。鉛プラグ温度を算出する解析手法として CFS 解法を適用した場合と FDM 解法を適用した場合とで、水平力-水平変位関係、累積エネルギー吸収量は、様々な実験結果においてほぼ同じ結果が得られることを確認した。

提案評価式を組み込んだ解析結果は、直径 250mm から直径 1000mm までの試験体に対して実施した様々な条件における実験結果を既往の評価式を用いた場合に比べて精度よく表現できていることを確認した。

第 4 章「鉛プラグの分散配置による熱力学特性の改善効果」では、鉛プラグ径や鉛プラグ分散配置、二次形状係数などの形状をパラメータとした実大サイズのシングルプラグ LRB、マルチプラグ LRB に対して繰り返し加力実験を行い、形状の違いがエネルギー吸収性能に与える影響について確認した。実験結果からマルチプラグ LRB はシングルプラグ LRB に比べて鉛プラグ温度の上昇が抑制され、エネルギー吸収性能の低下が抑えられ高耐久化していることを確認した。鉛プラグ径が太いほど鉛プラグの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。

複雑な形状であるマルチプラグ LRB の熱力学連成挙動解析は、試験体内部温度の評価に三次元有限差分法モデルを用いる必要があるが、より簡易に評価するために、CFS 解法、および二次元有限差分法モデルを用いた簡易評価法を提案した。有限差分法は、積層ゴムや周囲の構造など忠実にモデル化することにより、マルチプラグ LRB などの複雑な形状の LRB にも対応できる。一方、CFS 解法は熱の移動経路、拡散状態を仮定しているため、マルチプラグ LRB へ適用するためには鉛プラグ間の熱的相互作用がないことを確認する必要がある。実大サイズのマルチプラグ LRB に対する実験、鉛プラグ本数で分割した形状の分割試験体に対する実験、鉛プラグ間距離を意図的に短くした試験体に対する実験、および三次元有限差分法を用いた熱力学連成挙動解析結果から、繰り返し加力時において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。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 は、マルチプラグ LRB を鉛プラグ本数で分割した形状と等価な形状のシングルプラグ LRB として解析的に扱うことが可能となる。すなわ

ち、マルチプラグ LRB の熱力学連成挙動解析において、CFS 解法、および二次元軸対称モデルを用いた有限差分法が適用可能であることを示した。

さらに、実験結果と提案した降伏荷重評価式を組み込んだ解析結果との比較から、マルチプラグ LRB に対する CFS 解法、および二次元軸対称モデルを用いた差分法による解析手法は、マルチプラグ LRB の熱力学特性を簡易に評価する手法として有効であることを示した。

また、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ことを確認した。

本研究では、角型マルチプラグ LRB に対しては試験体サイズ $\square 800\text{mm}$ 、丸型シングルプラグ LRB に対しては $\phi 900\text{mm}$ の実機サイズの繰り返し加力実験を行い、エネルギー吸収性能の低下現象を解析的に表現できることを確認した。また、繰り返し加力中における鉛プラグの熱的相互作用が小さいことを確認したことから、鉛プラグ本数で分割した試験体の結果と分割する前の結果が同じになることを実験と解析の両面から示した。このことから、これまでは高速での繰り返し加力実験が不可能であった外形が 1600mm の角型マルチプラグ LRB については、4 分割形状の角型 800mm 、1 本プラグの実験と同じ結果が得られ、さらに等価な丸型 900mm 、1 本プラグの実験結果とも同等の結果が得られることとなる。そのため、本論で示した丸型シングルプラグ LRB $\phi 900$ の結果は、角型マルチプラグ LRB $\square 1600$ の結果と同等であると言える。

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、さらに等価な丸型シングルプラグに置換した二次元軸対称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。