

## 第Ⅱ部

免震部材のエネルギー吸収性能に関する既往の知見



## 第1章 長周期地震動に対する免震部材の特性評価に関する検討

長周期地震動への対応として、地震動の長周期成分が免震建築の応答に与える影響及び長時間継続する波形に対する免震部材のエネルギー吸収性能の評価方法を明確にすることを目的として、ここでは、図 1-1 に示す項目について調査を行いまとめた。

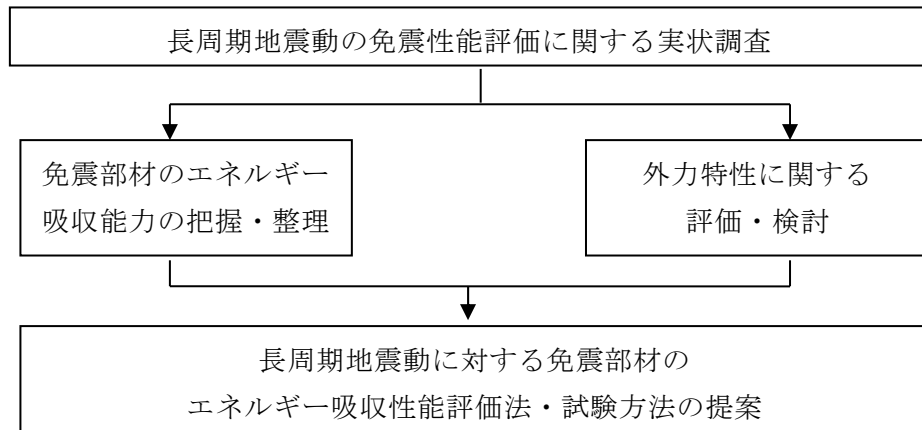


図 1-1 調査概要

### 1.1 長周期地震動の免震性能評価に関する実状調査

近年の巨大地震の発生に伴い発生すると予想される長周期地震動に対して、免震層が従来の地震動応答に比較して多くの繰り返し変形を受けた場合に、免震部材のエネルギー吸収性能における懸念が提起されている。

長周期地震動の免震性能評価に関する実状調査として、主に文献 1.1-1)を参考に概要を整理した。

#### 1.1.1 長周期地震動に対する免震建築物の検討課題

文献 1.1-1)では、長周期地震動として表 1.1-1 に示す 13 波を取り上げ、これらを用いて長周期地震動の特性と免震建築物の安全性に関する検討課題を整理している。

選択された 13 波の特徴として、最大加速度は  $500\text{cm/s}^2$  以下、最大速度は  $70\text{cm/s}$  以下であるが、継続時間が長く、東海・東南海地震の名古屋や南海地震の大阪では大きな揺れが数分間継続することが挙げられている。速度応答スペクトルで見ると、名古屋三の丸波では 3 秒、大阪では 5 秒にピークがあり、そのピーク値は従来設計で採用されてきた地震波より大きいことから、免震建築物では、免震層に大きな変形が生じる可能性があると考えられる。また、エネルギースペクトルにも長周期域で高いピークが見られ、同程度の最大速度振幅であっても長周期成分の方がエネルギースペクトルは大きくなる傾向があることが明らかにされている。即ち、長周期成分の波が長時間継続することで、免震層の減衰が小さい場合には、大振幅が多数繰り返えされ、免震部材に何らかの影響を及ぼす可能性が有るとしている。

以上から、巨大地震時の免震建築物の検討課題としては以下の項目が挙げられている。

- ① 巨大地震に対する免震建築物の応答評価

- ② 過大変形や大振幅多数繰り返しによる極限挙動に対する安全性評価
- ③ 性能向上方策の提案

表 1.1-1 検討用長周期地震波一覧<sup>1.1-1)</sup>

地震	地点	地震波名	最大加速度 (cm/s <sup>2</sup> )	最大速度 (cm/s)	計測震度	継続時間 (s)
関東	東京・気象庁	TS-TOK-NS	244.5	34.2	5.0	77.1
	横浜 MM	TS-YKL-NS	499.2	69.7	5.7	24.0
東海	新宿	KH-SNJ-NS	143.5	38.8	4.8	72.5
	新豊洲	KH-STY-NS	89.9	31.6	4.4	76.8
	横浜	KH-YKH-NS	127.2	40.8	4.8	75.9
東海・ 東南海	名古屋三の丸	C-SAN-EW	185.9	50.5	5.2	119.9
	名古屋駅	A-NST-EW	116.8	30.3	5.0	80.6
	水上出張所	A-SJB-EW	187.4	54.0	5.3	85.6
南海	大阪管区気象台	KK-OSA-NS	68.3	28.3	4.5	214.1
	西大阪	KK-WOS-EW	69.3	24.8	4.6	179.4
	大阪・福島	HS6-FKS-NS	120.6	50.6	4.6	160.9
	K-NET 大阪	HS6-OSK005-EW	75.0	30.9	4.2	161.4
	K-NET 此花	HS6-OSKH02-NS	86.6	46.4	4.5	150.6

### 1.1.2 免震建築物に関する既往の研究

文献 1.1-1)では、巨大地震の際の免震建築物の地震時挙動として、以下の①～③に示す3つの事象を想定しそれぞれについての知見と技術の現況を整理している。

#### ① 免震建築物の擁壁への衝突と積層ゴムの損傷

免震層に過大な変形が生じ擁壁に衝突する場合、衝突時の衝撃により、上部構造が塑性化する可能性がある。衝突時の応答は擁壁の剛性と耐力に大きく影響される。これまでも背後の地盤の影響を含めた擁壁の抵抗特性に応じた衝突の影響について解析的な検討がなされているが、擁壁の抵抗特性に関するモデル化の妥当性が必ずしも明確にされていない現状にあっては、これらの検討結果の信頼性も低くなることは否めない。

#### ② 積層ゴムの引張破断・座屈と上部構造の浮き上り

塔状比が大きくなると転倒モーメントの増大により、引張側では、積層ゴムに引張力が生じ、圧縮側では、圧縮軸力によって座屈する可能性が高くなる。

また、引張力が生じて浮き上がった場合に、再び着地する際には上下方向に大きな加速度が生じることが報告されている。

積層ゴムが座屈破断に至る場合は、水平荷重が大きく低下し、水平変位の増大とともに沈み込みが増大する。一方、引張破断に至る場合では、引張側の変形が増大するに伴い、積層ゴムにハードニングが生じる。

上記のように積層ゴムの引張力の発生は、転倒モーメントによる変動軸力が支配的な要因であるが、引張力発生を回避する方法として、積層ゴムの取り付けディテールに関する研究、あるいは引張力が作用しても損傷が少ない積層ゴムの開発が行われている。

### ③ 上部構造の損傷

過大な応答による擁壁の衝突、積層ゴムの損傷、衝突に至らない領域でのハードニングは、いずれも免震効果を低減させるものである。これらの状態では、上部構造への地震力は増大し、弾性限耐力を超えれば上部構造は損傷を受ける。また、想定以上の地震入力に対して、上部構造が塑性化した場合には、変形が急激に増大するという振動特性を有していることに関する議論は数例の考察のみであり、今後詳細な検討を要する。

#### 1.1.3 免震部材に関する既往の研究

巨大地震の際には免震部材に大変形が強いられ、更に地震動の性質のうち、長周期成分と継続時間の長さが、免震部材に大振幅の多数回繰り返し変形という過酷な状況を与えることになる。

積層ゴムの疲労特性については、減衰機能内包型の積層ゴム（鉛プラグ入り積層ゴム、高減衰ゴム系積層ゴムなど）において留意する必要があるとあり、積層ゴム内部の温度上昇による復元力特性の劣化の可能性が指摘されている。また、ダンパーにおいても同様に、破断までの繰り返し回数や、エネルギー吸収性能評価が行われている。

これらの詳細については、後述の 1.2 章にて記述する。

#### 1.1.4 地震応答解析に関する既往の研究

免震建築物がわが国に実現してから 20 年以上経過するが、その間にも免震技術の発展や、法改正、審査基準における変遷があった。このような状況を踏まえ、文献 1.1-1)では、免震建築物の建設年代を、以下の 4 期に区分している。

第 1 期 草創期： ～1988 年

第 2 期 阪神・淡路大震災前： 1989～1994 年

第 3 期 阪神・淡路大震災後： 1995～1999 年

第 4 期 建築基準法改正後： 2000 年～

文献 1.1-1)では、各年代の免震建築物について表 1.1-1 に示す長周期地震動を用いた地震応答解析が行われ、年代ごとの応答特性がまとめられている。ただし、第 1 期については絶対数が少ないため検討の適用対象外としている。

これによると、第 2 期の免震建築物では、上部構造において、名古屋三の丸波による地震応答が設計用せん断力及び層間変形角(1/200)を上回る場合があること、この結果は免震建築物の周期と地震動の約 3 秒の卓越周期が近接し共振状態に陥ったためであること、免震層 (40cm のクリアランス) も衝突が避けられないこと等の結果が示されている。なお、免震層に衝突が生じた場合でも、積層ゴムの変形能力に着目すると、取り上げた免震建築物では採用している積層ゴムは  $\phi 800$ 、 $\phi 1100$  で、積層ゴムのせん断ひずみが 250%以下であり問題は少ないとしている。

る。

ダンパーについては、いずれの年代の免震建築物でも最大変形は問題無いとしている。ただし、ダンパーの吸収エネルギーに着目した場合、第2期免震建築物では名古屋三の丸波と告示波（八戸位相）に対する応答を比較すると、等価速度  $V_E$  比で2.5倍、エネルギー量で6倍強となり、鋼材ダンパーや鉛ダンパーが破断には至らないものの余裕が少ないと見なされている。第3期免震建築物においては、鉛プラグ入り積層ゴムの鉛プラグが吸収したエネルギー量は、名古屋三の丸波は告示波の約5倍で温度上昇に伴う影響が懸念されるとしている。第4期免震建築物では、等価速度  $V_E$  が第2期、第3期のものに比べてかなり小さく、免震層の応答変位も水平クリアランスを十分下回る結果が示されている。

以上に示す文献 1.1-1)の解析的検討では、積層ゴムの変形、引張、擁壁の衝突、上部構造の過大な層間変位などの応答が見られたのは、ごく一部に限られていた、との結果が得られている。ただし、同文献中において、これらは年代別の平均的な免震建築物モデルに対しての応答結果であり、全ての可能性を網羅したものではないことに注意が必要であるとも言及されている。

### 1.1.5 応答評価に関する既往の研究

長周期地震動に対する免震建築物の地震応答特性と免震部材に求められるエネルギー吸収能力を評価するには、免震建築物への地震入力エネルギーと免震層で吸収されるエネルギーの釣り合いから検討を加えることが一つの有力な手段となる。本報告書においても随所においてエネルギーの釣り合いに基づく検討を行っていることから、ここで、エネルギーの釣り合いに基づく方法を概観しておくこととする。

#### (1) 長周期地震動に対する応答予測式<sup>1.1-1)</sup>

免震建築物では免震層で全ての地震エネルギーを吸収すると仮定し、免震層の復元力特性を、線形弾性性状を示す支承材と完全弾塑性復元力特性を示すダンパーにモデル化すると式(1.1-1)のような釣り合い式になる。

$${}_D W_e + {}_D W_p = E_D \quad (1.1-1)$$

ここで、 ${}_D W_e$  は支承材の弾性振動エネルギー

${}_D W_p$  はダンパーによる履歴減衰エネルギー

$E_D$  は免震建築物への総エネルギー入力

ダンパーが消費するエネルギーが、最大変形  $\delta_{max}$  の定振幅で消費するエネルギーの何ループ分に相当するかを示した値  $n_1$  を用いて、累積塑性変形量  ${}_s \delta_p$  と最大変形  $\delta_{max}$  は式(1.1-2)のように表される。

$${}_s \delta_p = 4 n_1 \cdot \delta_{max} \quad (1.1-2)$$

${}_D W_p$  は、ダンパーの降伏荷重を  ${}_s Q_y$  とすれば式(1.1-3)が得られる。

$${}_D W_p = {}_s Q_y \cdot {}_s \delta_p = 4 n_1 \cdot {}_s Q_y \cdot \delta_{max} = 4 n_1 \frac{{}_s Q_y \cdot f Q_{max}}{k_f} \quad (1.1-3)$$

ここで、 $f Q_{max}$  は支承材が負担するせん断力、 $k_f$  は線形バネである。

${}_D W_e$  は、支承材により吸収されるエネルギーとして式(1.1-4)で求められる。

$${}_D W_e = \frac{f Q_{max} \cdot \delta_{max}}{2} = \frac{f Q_{max}^2}{2 k_f} \quad (1.1-4)$$

免震構造のエネルギー釣合い式の式(1.1-1)に式(1.1-3)、(1.1-4)を代入する。

$$\frac{f Q_{max}^2 + 8 n_1 \cdot {}_s Q_y \cdot f Q_{max}}{2 k_f} = E_D \quad (1.1-5)$$

式(1.1-5)を解くことで、免震層における最大変形  $\delta_{max}$  は式(1.1-6)になる。

$$\delta_{max} = \frac{f Q_{max}}{k_f} = -4 n_1 \cdot \frac{{}_s Q_y}{k_f} + \sqrt{\left(4 n_1 \cdot \frac{{}_s Q_y}{k_f}\right)^2 + 2 \frac{E_D}{k_f}} \quad (1.1-6)$$

同様に、免震層における全せん断力  $Q$  が式(1.1-7)のように求まる。

$$Q = f Q_{max} + {}_s Q_y = -(4 n_1 - 1) {}_s Q_y + \sqrt{(4 n_1 \cdot {}_s Q_y)^2 + 2 k_f \cdot E_D} \quad (1.1-7)$$

式(1.1-6)及び(1.1-7)を適用するにあたっては、長周期地震動における等価繰り返し数  $n_1$  を設定する必要がある。 $n_1$  は数値解析より  ${}_D W_p$ 、 $\delta_{max}$  が与えられれば式(1.1-8)で得られる。

$$n_1 = \frac{{}_D W_p}{4 {}_s Q_y \delta_{max}} \quad (1.1-8)$$

文献 1.1-1)では、長周期地震動として 2003Tomakomai NS 波、大阪管区気象台波、西大阪波、名古屋三の丸波、東京・気象庁波、横浜 MM 波、Art Toma 波の 7 波を選び、標準波として 1940EI Centro NS 波、1968Hachinohe EW は、1995JMA Kobe NS 波、Art Hachi 波を採用した上で、最下層に天然ゴム系積層ゴム（以下 NRB）、又は、鉛プラグ入り積層ゴム（以下 LRB）を設置した 5 層免震モデルに対する地震応答解析から  $n_1$  を求めている。その結果、 $n_1$  の下限値として、標準波の場合、 $n_1=2.0$ 、長周期地震動のうち名古屋三の丸波、大阪管区気象台波、西大阪波、Art Toma 波では  $n_1=4.5$  となるとしている。また、 $n_1$  を変えることで、標準波と同様に最大応答値が予測できることが示されている。

## (2) ダンパーの累積塑性変形量

地震エネルギーは、最終的にはダンパーで全て吸収される。そのため  ${}_D W_p = E_D$  となり、ダンパーの累積塑性変形量は式(1.1-9)のようになる。

$$\delta_p = \frac{V_E^2}{2 g \alpha_s} \quad (1.1-9)$$

上式は、ダンパー量が少ない場合には、地震エネルギーを吸収するために必要となる累積塑性変形量は非常に大きくなることを意味する。

レベル 2 程度の地震動に対する  $V_E$  は 150cm/s 程度であり、ダンパーの降伏せん断力係数  $\alpha_s$  が 0.03 以上あれば、同式によると、ダンパーに必要な累積塑性変形量としては 5m くらいとなる。さらに  $V_E=400\text{cm/s}$  のレベルであっても、必要な累積塑性変形量  $\delta_p$  は 30m 以下となる。しかし、 $\alpha_s$  が 0.03 よりも小さい場合には、累積塑性変形量が数十 m に達するため注意が必要となる。

累積塑性変形量は、加振変位と加振回数の積の 4 倍となる。加振変位  $\pm 20\text{cm}$  で 40 サイクルも繰返せば累積変位量は約 30m に達する。

免震部材によっては加振振幅の大きさによってエネルギー吸収特性に違いが出る材料もあるので、いくつかの加振振幅レベルでのエネルギー吸収特性の検証も必要と考えられる。

文献 1.1-1)の長周期地震動のエネルギースペクトルによれば、 $V_E$ の最大値は 300～400cm/s と推定され、 $V_E=300\sim 400\text{cm/s}$  に対する最大変形量は 50～60cm、累積変形量は 20～30m 程度となり、エネルギー吸収能力を確認する際には、この程度の繰り返し試験を少なくとも行う必要があると言える。なお、継続時間の長い地震動を想定する場合は、エネルギー吸収に伴う発熱が性能に与える影響についても検証が必要と考えられる。

#### 参考文献

1.1-1) 日本建築学会：長周期地震動と建築物の耐震性、pp221～264、2007.12



## 1.2 免震部材のエネルギー吸収性能評価

各種免震部材のエネルギー吸収性能における現状の知見については、文献 1.2-1) において紹介されている。これらを当文献から引用して以下の 1.2.1~1.2.5 までに示す。

### 1.2.1 積層ゴム支承

対象とする積層ゴムは、鉛プラグ入り積層ゴム（以下 LRB）と高減衰ゴム系積層ゴム（以下 HDR）である。減衰機能が付加された積層ゴム支承の共通点としては、繰り返し履歴を受けることによって、封かんされた鉛プラグまたはゴム自体に発熱が生じる。発熱量に応じて積層ゴムの履歴特性に変化を与えるものと考えられる。

#### (1) 試験体

試験装置の能力の都合上、表 1.2-1 と図 1.2-1 に示す縮小モデルを使用した。HDR 試験体は図 1.2-1 において中心の鉛プラグがない形状である。また、試験体の内部温度を測定するために熱電対を設置した。

表 1.2-1 試験体の概要 <sup>1.2-1)</sup>

	LRB	HDR
外径／鉛径	φ 225mm／φ 45mm	
ゴム材料	天然ゴム G0.4 (G=0.39N/mm <sup>2</sup> )	高減衰ゴム E0.6 (G=0.62N/mm <sup>2</sup> )
内部ゴム	t2.0mm×22 層=44.0mm	
内部鋼板	t1.2mm×21 層	
形状係数	S <sub>1</sub> =28.1／S <sub>2</sub> =5.11	

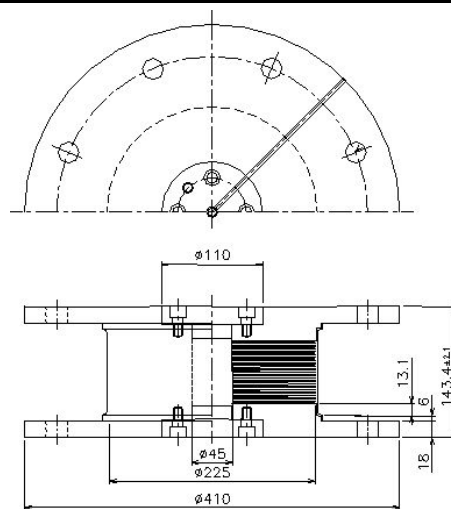


図 1.2-1 LRB 試験体の図面

#### (2) 試験内容

試験は、面圧 8N/mm<sup>2</sup> 下での圧縮せん断試験とし、せん断変形率 200% (88mm 変形) で 200 サイクルの加振を基本とした。累積変形量は約 70m となる。加振振動数は 0.33Hz とした。写真 1.2-1 に積層ゴムの設置状況を示す。試験体の上下には日本ディー・エム・イー社製 D-M-E 標準高温用断熱板 (厚さ 10mm) を挿入した。積層ゴムのフランジと試験装置面盤との間にある青い板が断熱板である。

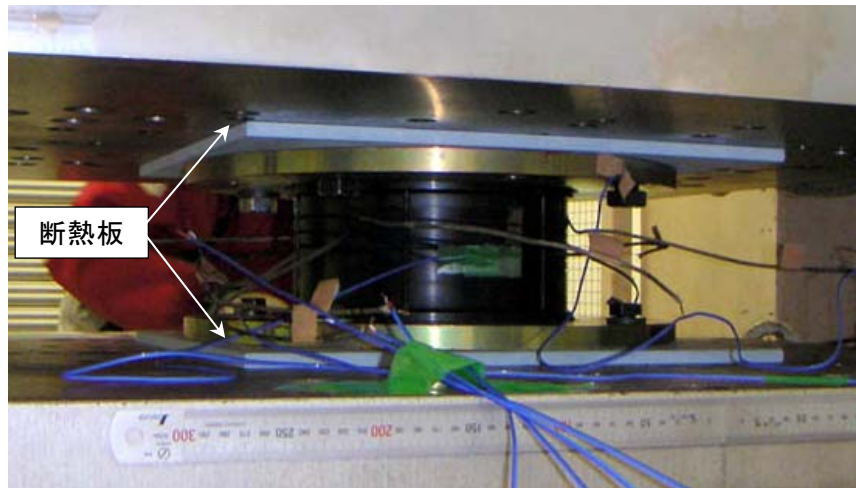


写真 1.2-1 積層ゴムの試験状況 1.2-1)

### (3) 試験結果

図 1.2-2 と図 1.2-3 に、せん断歪み 200%で 200 サイクルの加振を行ったときの荷重変形関係を示す。LRB 試験体は、繰り返し変形に伴い、降伏荷重（または切片荷重（変位零点の水平荷重））が低下するものの、降伏後剛性はあまり変化しないことがわかる。一方、HDR 試験体は、繰り返し変形に伴い、降伏荷重が低下し、降伏後剛性も低下することがわかる。

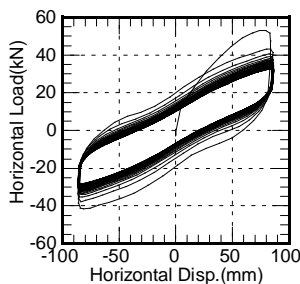


図 1.2-2 LRB 試験体の荷重変形関係 1.2-1)

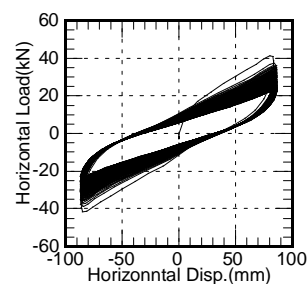


図 1.2-3 HDR 試験体の荷重変形関係 1.2-1)

図 1.2-4 には累積変形量と降伏荷重の関係を、図 1.2-5 には累積変形量と降伏後剛性  $K_d$  の関係を示す。LRB の降伏荷重は累積変形量が数 m の間で、急速に低下しているものの、降伏後剛性はほぼ一定の値を保っている。一方、HDR では、降伏荷重と降伏後剛性は繰り返し変形に伴い、共に緩やかに低下している。

図 1.2-6 には温度と降伏荷重の関係を、図 1.2-7 には累積変形量と温度の関係を示す。なお、温度は LRB では鉛プラグの上部での、HDR では積層ゴムの中心部付近の熱電対による計測値である。LRB の降伏荷重は鉛プラグの温度の上昇に伴い緩やかに低下し、初期値の半分以下まで低下する。温度も試験の初期段階で急激に上昇し、最終的には  $100^{\circ}\text{C}$  に達している。鉛プラグの発熱により鉛の耐力が低下した結果、荷重変形関係において降伏荷重が減少することにつながっていることがわかる。

HDR の降伏荷重はゴムの温度の上昇にともない緩やかに低下し、初期値の半分以下まで低下する。温度は累積変形量（繰り返し数）にほぼ比例して上昇していることがわかる。なお、HDR

の等価減衰定数は水平剛性も低下するためほとんど変化しないが、履歴面積そのものが小さくなっていることには注意が必要である。

なお、本試験では、最終的に 200 サイクル×4set、合計 800 サイクルの加力を行っているが、少なくとも 600 サイクルまでの水平荷重－変位特性及び繰り返しによる特性値の変動には、顕著な変化は認められなかった。このことより、繰り返し変形を与えると積層ゴムの特性は変化するが 1 日以上放置後に再度繰り返し変形を与えると、積層ゴムの特性は前と同様の性状を示しており、特性が元に戻ると考えられる。

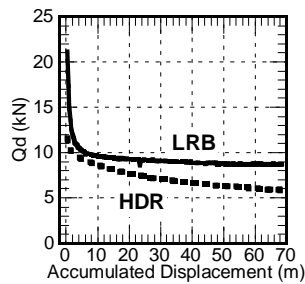


図 1.2-4 累積変形量と降伏荷重の関係 <sup>1.2-1)</sup>

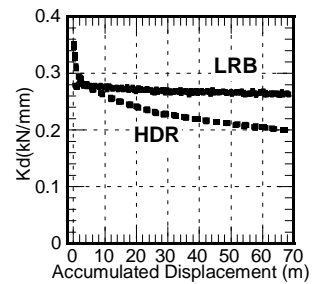


図 1.2-5 累積変形量と降伏後剛性の関係 <sup>1.2-1)</sup>

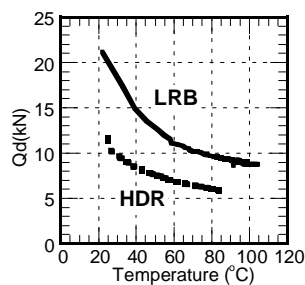


図 1.2-6 温度と降伏荷重の関係 <sup>1.2-1)</sup>

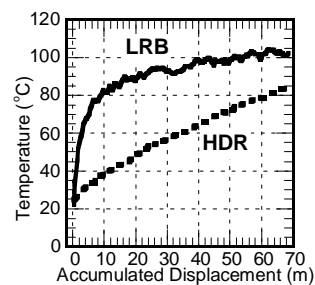


図 1.2-7 累積変形量と温度の関係 <sup>1.2-1)</sup>

#### (4) 積層ゴム試験のまとめ

鉛プラグ入り積層ゴム (LRB)、高減衰ゴム系積層ゴム (HDR) について、縮小試験体による断熱状態の試験を実施した。各部位の温度変化について、断熱材の有無による比較をしたところ、若干ではあるが断熱材による効果と思われる温度変化が確認できた。ただし、積層ゴム支承の基本性状については、断熱材の有無による影響はほとんど無いものと判断できる結果となっている。

HDR の剛性変化に関しては、これまでの実験データと大きな差はない。等価減衰定数の変化は、既往の実験データでもバラツキが大きい、今回の試験結果が大きく外れているという結果にはなっていない。温度上昇に関しては、既往の実験が表面温度の計測であるため内部温度の計測結果と直接比較できないものの、表面温度に比べて内部温度の上昇は高いことがわかった。

LRB に関しては、剛性や降伏荷重の変化は既往の実験データの範囲内にある。鉛プラグの温

度上昇については、断熱していない直径 506mm でせん断ひずみ 200%×200 サイクルの実験結果<sup>1.2-2)</sup> (試験体の形状係数は違う) とほぼ同様な結果となった。

ただ、長周期地震動として想定される地震波あるいは応答として、どれくらいの振幅と継続時間を想定すべきかが曖昧な現状では、今後もできるだけ実験データを蓄積していくことが不可欠である。文献<sup>1.2-3)</sup> では直径 255mm、510mm、1000mm の鉛プラグ入り積層ゴムを用いた試験を実施している。同じ試験条件での载荷では、試験体のサイズが大きいほど鉛プラグ近傍での温度上昇が高くなり、降伏荷重の低下も大きくなることが示されている。同文献では相似則を考慮すれば、縮小試験体でも降伏荷重の低下を予測できることも示されているものの、エネルギー吸収能力を評価する場合には実大に近い試験体を用いることが望ましいといえる。

また、文献<sup>1.2-4)</sup>では、角型鉛プラグ入り積層ゴム (LRB) の長周期地震動 (三の丸波) における実大試験が実施されており、鉛プラグを複数本 (通常 4 本) 配置した形状 (主に外觀形状: 四角形) では、鉛プラグ 1 本タイプに比べ、繰り返しによる降伏荷重の低下が少ない傾向を示している。これは、鉛プラグが分散しているため、温度上昇が抑えられるためであると考えられる。したがって、鉛プラグ 1 本タイプで吸収エネルギー低下を考慮しておけば、4 本タイプは安全側と考えられる。

### 1.2.2 弾性すべり支承

対象とする弾性すべり支承は、高摩擦タイプ (摩擦係数 $\mu=0.13$ ) と低摩擦タイプ ( $\mu=0.015$ ) の 2 種類である。すべりによる発熱が摩擦係数に及ぼす影響を繰り返し試験により明らかにする。

#### (1) 試験体

試験装置の能力の都合上、表 1.2-2 と図 1.2-8 に示す縮小モデルを使用した。また、試験体のすべり板およびすべり材には図 1.2-8 に示す位置にて温度を計測した。3ch が支承のすべり材 (四フッ化エチレン樹脂: PTFE(polytetrafluoroethylene)) 裏側の温度で、4ch と 5ch がすべり板 (ステンレス鋼) 裏側の温度計測点である。

表 1.2-2 すべり支承試験体の概要<sup>1.2-1)</sup>

		高摩擦タイプ	低摩擦タイプ
積層ゴム部	ゴム直径	φ 225	φ 225
	ゴム種	G1.2	G0.4
	PTFE 直径	φ 160	φ 202
	基準面圧	10MPa (20.5tonf)	18MPa (58.8tonf)
すべり板部	サイズ	500×300	←
	材質	SUS304	SUS304 (PTFE コーティング)

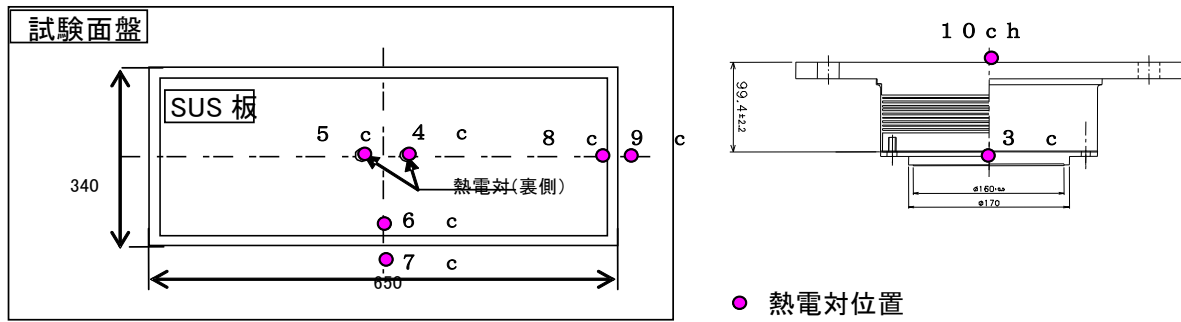


図 1.2-8 弾性すべり支承試験体と熱電対位置 1.2-1)



写真 1.2-2 弾性すべり支承の試験状況 1.2-1)

## (2) 試験条件

試験では正弦波による加振を行う。写真 1.2-2 に試験の状況を示す。長周期地震動に対する弾性すべり支承の性能評価として、累積変位 300m の試験を実施した。試験は、基準面圧下で、加振振動数 0.4Hz（最大速度 35cm/s）で±140mm の加力を 540 サイクル実施した。なお、この試験の前後には、特性変化を確認するための基本特性試験を実施した。

## (3) 試験結果

図 1.2-9 に高摩擦タイプの荷重変形関係を示す。540 サイクルの繰り返し試験の結果である。繰り返しに伴い、摩擦力（摩擦係数）が低下していくことがわかる。一方、低摩擦タイプの荷重変形関係では初期の 100 サイクルまでは摩擦力（摩擦係数）がわずかに低下するが、それ以降は増加した。ただし、高摩擦に比べて変化量は小さい。

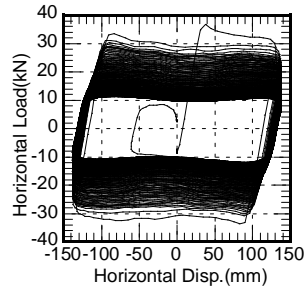


図 1.2-9 高摩擦タイプの荷重変形関係 <sup>1.2-1)</sup>

図 1.2-10 に累積すべり変位と摩擦係数の関係を示す。高摩擦タイプは累積すべり変位が 40m まで、急激に摩擦係数が低下するが、40m を越えると低下が著しく減少し、減少の度合いは直線的である。低摩擦タイプは 40m 程度までは一定であるが、それ以降は波打ったなだらかな増加傾向を示している。

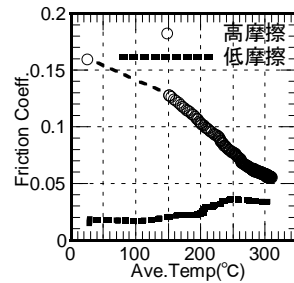
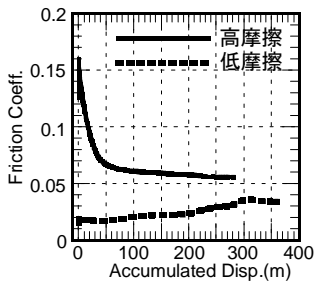


図 1.2-10 累積すべり変位と摩擦係数の関係 <sup>1.2-1)</sup> 図 1.2-11 すべり板の温度と摩擦係数の関係 <sup>1.2-1)</sup>

図 1.2-11 にすべり板の温度と摩擦係数の関係を示す。すべり材表面の温度が直接計測できないことから、すべり板 2 箇所計測している温度をすべり材の表面温度 (4ch と 5ch の平均値) とした。高摩擦タイプは最初の累積すべり変位 7m までの温度が欠測 (図の点線部分) し、すべり板の温度が 150°C に上昇した後の記録しかないが、その後は 260°C まで急激に上昇し、増加傾向が鈍る。低摩擦タイプでは繰り返しに伴い温度も上昇するが、摩擦係数の変化は少ない。

図 1.2-12 に累積すべり変位とすべり板の温度の関係を示す。高摩擦タイプではすべり変位 50m で温度 250°C を超えているが、その後の温度上昇は緩やかである。低摩擦タイプの温度の増加は高摩擦タイプと比較して増加は少ないが、累積すべり変位が 350m 程度では四フッ化エチレン樹脂 (PTFE) の融点 327°C に近い温度まで上昇した。

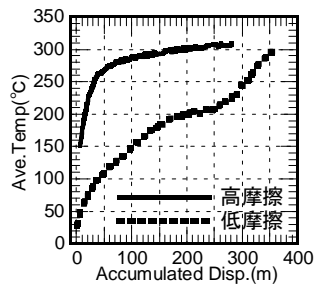


図 1.2-12 累積すべり変位とすべり板の温度の関係 <sup>1.2-1)</sup>

#### (4) 弾性すべり支承試験のまとめ

高摩擦タイプの試験において、摩擦係数の累積すべり変位の影響は、すべり板で計測したすべり材表面の温度に線形に低下することが確認できた。すべり材の温度上昇は累積すべり変位が約 40m まで急激に増加し、その後の温度上昇の増分が著しく低下することから、非線形的な特性を示す。しかし、長周期地震動で想定される累積すべり変位を大幅に越え、すべり材の融点に近い負荷を与えた後も、試験体が冷却後行った実験によると、摩擦係数は元の特性に復元する。この結果から、高摩擦タイプの弾性すべり支承は、大きな累積すべり変形に対して、十分な耐久性能を保有していると言える。

一方、低摩擦タイプの試験では、累積すべり変位が約 50m までは摩擦係数が低いが、それ以降は増加傾向を示す。摩擦熱の発生も高摩擦タイプと大きく異なる特徴を有し、100 サイクル以降温度の上昇が急激に増加した。初期のサイクルでは摩耗粉が少ないが、温度が上昇してからは多量の摩耗粉が発生した。すべり材のコーティングの摩耗による影響を受けてか、試験体冷却後の当日の基本実験、また、翌日の実験でも摩擦係数は増加した状態のままであった。しかし、連続的に载荷条件であること、また、長周期地震動で想定する累積すべり変位を十分に越えていることから、一般的な設計では問題になることは少ないものと考えられる。

実大の試験体を用いた弾性すべり支承のエネルギー吸収能力の評価をした文献はそれほど多くはない。2002 年には直径 600mm と 800mm のすべり支承を用いた繰り返し試験の結果<sup>1,2-5)</sup>が報告されている。すべり面の温度が上昇するにともない、摩擦係数が低下していく。すべり板の温度が 200°C くらいになったときに、摩擦係数は初期の半分程度まで低下する点は、縮小試験体の結果と同じである。

また、免震構造設計指針（2001 年日本建築学会、pp210～211）には、弾性すべり支承（高摩擦タイプ）の繰り返し耐久性に関する記述がある。面圧（N/mm<sup>2</sup>）と最大速度（cm/s）を乗じた PV 値を用いてすべり支承の限界（最終破損時）を規定している。

### 1.2.3 鋼材ダンパー

鋼材ダンパーは、鋼材の曲げ変形時の弾塑性履歴に伴うエネルギー吸収を利用したものである。ループ状またはU型に加工した鋼材を複数本まとめたもの等があり、形状、材質、機構等に工夫をして、変形能力、耐久性、方向性等に優れた各種のタイプが開発されている。

以下にU型ダンパーにおけるエネルギー吸収性能評価について記述する。

#### (1) エネルギー吸収性能試験

試験は各メーカー又は大学が保有する試験機を用いて、基本的には実大静的加力で行っており、動的評価は主に縮小モデルにより実施している。

##### 1) 試験結果（提供データ）

エネルギー吸収性能試験の結果としては、実大試験データ（静的）により評価した①「破断に到る回数－振幅」、②「破断に到る吸収エネルギー量－振幅」の2種類のグラフがサイズ毎に提供される。「破断に到る回数－振幅」及び「破断に到る吸収エネルギー量－振幅」の一例を図1.2-13、図1.2-14に示す。



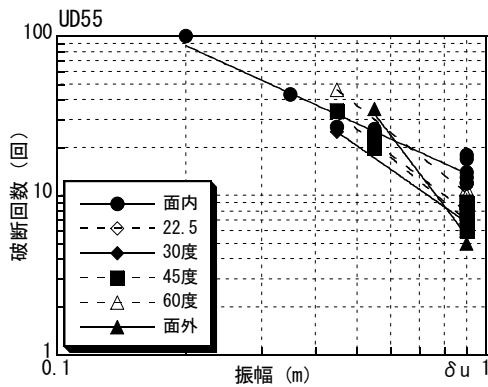


図 1.2-13 加振振幅と破断回数の関係<sup>1.2-1)</sup>  
(U型ダンパー)

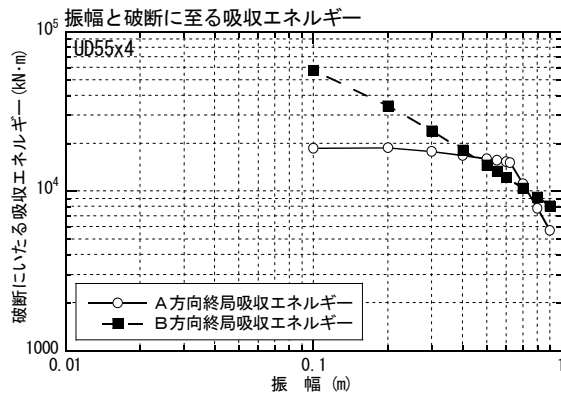


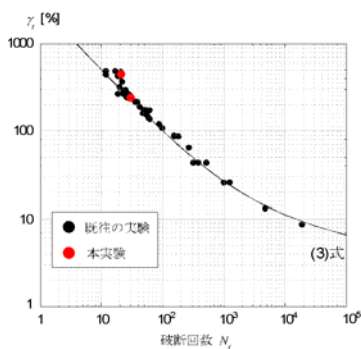
図 1.2-14 加振振幅と破断に至る吸収エネルギー  
の関係(U型ダンパー)<sup>1.2-1)</sup>

また、最新の知見では、実大動的载荷試験の実施及び米国カリフォルニア大学サンディエゴ校の振動台を用いて大振幅（最大振幅±750mm）を考慮した実大試験が実施され、以下の結果が示されている。

●実大動的载荷試験（振幅±400、±750mm、周期4秒 応答波）

NSUD50の単体試験体の定振幅（最大±400、±750mm）の動的試験及び4本組の応答波（鷹取・El Centro 1940 NS）による動的試験を実施した結果、以下の事項が確認されている。

- ・履歴挙動は静的実験の結果とほぼ一致する。
- ・大変形を動的に与えても疲労性能は既往の実験と対応する。
- ・既往の静的実験による破断に至るまでの総エネルギー量は動的载荷により低下することは無い。



(a) 0° 方向载荷

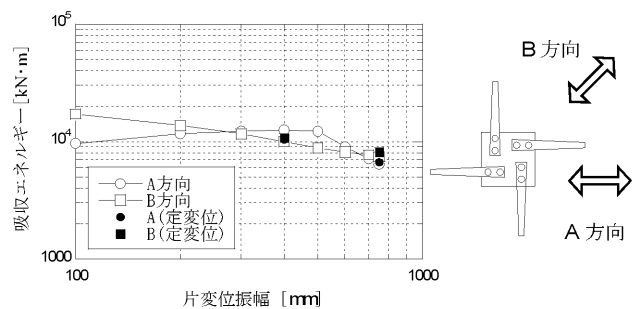


図 1.2-15 定変位振幅下における疲労特性<sup>1.2-1)</sup>

図 1.2-16 破断に至るまでのエネルギー吸収量<sup>1.2-1)</sup>

2) 繰り返し耐久性における各種依存性

① 速度依存性：

- ・ U型ダンパーの静的試験での破断回数に対する動的試験での破断回数の比は、0度方向で-19%、45度方向で-31%、90度方向で-4%となっており、動的試験は静的試験に比較して

破断回数が下がる傾向がある。

- ・ 静的と動的における1サイクルの吸収エネルギー量を比較すると、動的の方が5%程度大きい。
- ・ 実大と縮小モデルによる破断回数を比較すると、実大試験体を用いた試験では縮小試験体を用いた試験に比較して破断回数が少なくなる（12%程度）傾向がある。

表 1.2-3 実大と縮小試験体との比較（縮小試験体は換算値）<sup>1.2-1)</sup>

試験体 NO	加力方向	振幅 (cm)	降伏せん断力 (KN)	1次剛性 (KN/cm)	1サイクル吸収エネルギー (KN・cm)	繰り返し回数依存性 W1(50)/W1(3)	破断回数
1	面内 0度	20	30.3	20.4	2236	0.80	62
実大			29.4	20.1	2113	0.78	55
5	45度		28.2	16.3	2015	0.83	111
実大			27.9	16.5	1875	0.82	99
7	面外 90度		28.2	11.3	1752	0.92	181
実大			27.5	11.6	1688	—	—

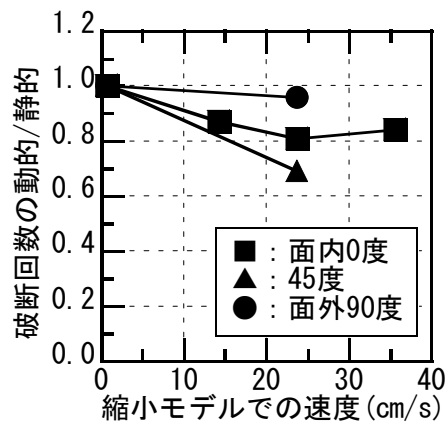


図 1.2-17 破断回数と最大速度(U型ダンパー)<sup>1.2-1)</sup>

②方向性依存：

加力試験は1方向定変位での試験のため、応力が集中しやすい状況で行っている。これに対して、地震は1方向1変位でないことから応力が分散する形となり、より安全側の結果となるものと考えている。しかし、2方向载荷試験のデータは少ない。

U型ダンパーにおける2方向载荷試験の一例を表1.2-4に示す。

表 1.2-4 方向性試験の一例 (U型ダンパー)<sup>1.2-1)</sup>

試験体No.	加力方式	加力図	試験結果
1	OFFSET面外 19.4cm ↓ 面内 ±19.4cm		33サイクル目で破断
2	OFFSET45度 19.4cm ↓ 45度 ±19.4cm		48サイクル目で破断
3	正円 R=16.2cm		正円5サイクル目で 中断、面内方向 ±16.2cm加力で 35サイクル目で破断
4	正円 R=19.4cm		正円4サイクル目で 中断、面内方向 ±19.4cm加力で 17サイクル目で破断
5	楕円 長半径19.4cm 短半径 9.7cm		楕円6サイクル目で 中断、面内方向 ±19.4cm加力で 11サイクル目で破断
6	面内方向 ±19.4cm		29サイクル目で破断

③繰り返し回数依存性：

破断までの履歴特性の変化として、U型ダンパーの単体及び複数本における試験結果を図1.2-18～図1.2-21に示す。

破断直前まで履歴特性は安定しており、減衰性能が破断に到る過程で大きく減少することは無い。累積変位量と降伏荷重  $Q_y$  の変化率の関係では、累積変位量が増加するに従い降伏荷重  $Q_y$  の変化率は徐々に減少し、破断前には0.7～0.8となる。

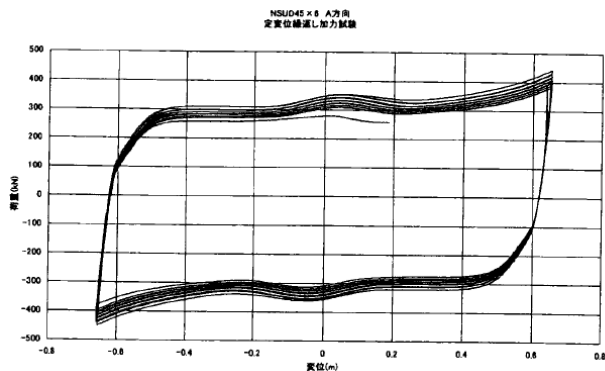


図 1.2-18 破断に到るまでの荷重変形関係  
(U型ダンパー)<sup>1.2-1)</sup>

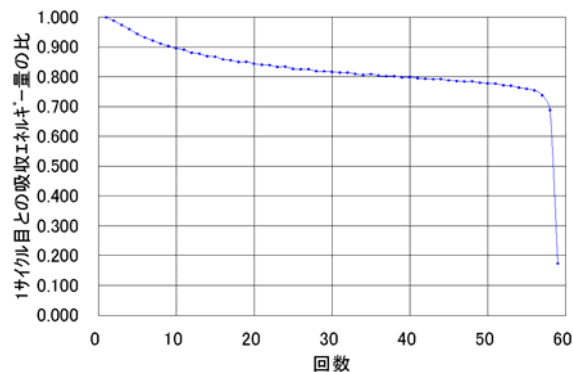


図 1.2-19 繰り返し回数と1サイクルのエネルギーの比  
(U型ダンパー NSUD45 単体0度 振幅200mm)<sup>1.2-1)</sup>

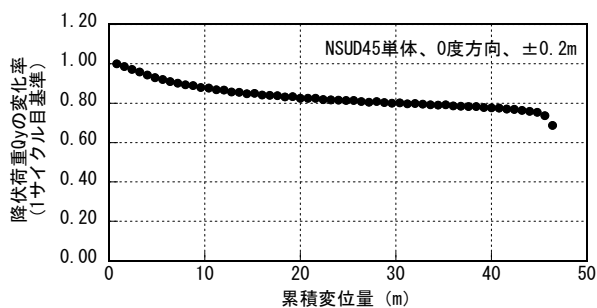


図 1.2-20 累積変位量と降伏荷重の変化率<sup>1.2-1)</sup>  
(U型ダンパーNSUD45 単体0度 振幅200mm)

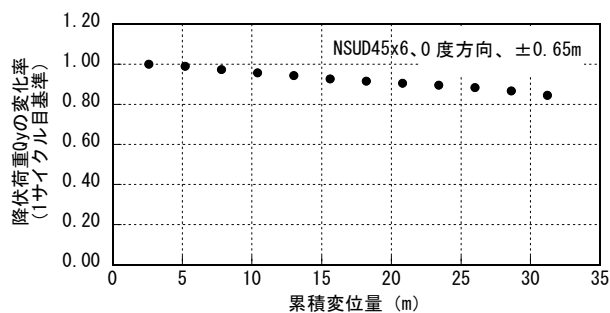


図 1.2-21 累積変位量と降伏荷重の変化率<sup>1.2-1)</sup>  
(U型ダンパーNSUD45×6 0度 振幅650mm)

(2) 限界性能に関する考え方

鉄の融点は 1537℃程度であり、他の免震部材に使用される、鉛の融点 327℃程度などと比べて非常に高い。このため、温度による溶解は起こらず、低サイクル疲労の回数にて限界性能を決定している。

(3) エネルギー吸収性能評価

1) 破断回数による評価

変動振幅加振を受ける鋼材の低サイクル疲労の破断限界評価法として一般的に用いられる Miner 則を適用して検討する。

2) エネルギーによる評価

疲労寿命を繰り返し回数ではなく、振幅レベル毎に破断に至るまでの吸収エネルギーで評価する場合、評価式は累積損傷度をエネルギーで表現した式となる。実際に地震を受けたダンパーの評価をオービット記録より行う場合、入力エネルギーは X、Y 2 方向の和をとる (2 方向入力の場合ダンパーの損傷箇所が集中しないため、安全側の評価になると考えられる)。

## 1.2.4 鉛ダンパー

鉛ダンパーは、円柱状などに加工した鉛の変形時の弾塑性履歴に伴うエネルギー吸収を利用したものである。荷重変形関係が完全弾塑性に近い形状となるため、大きなエネルギー吸収能力が期待できる。鉛は塑性変形により生じた結晶格子の欠損が、常温での再結晶により解消されるという性質を持ち、きわめて延性に富んだ特性を示す。また、鋼材に比べて早期に降伏を促すことができ、比較的小変形時から減衰性能を発揮することが期待できる。また、過大な塑性変形が局部的に繰り返し集中しないように形状を工夫している。

以下に、主に U2426 型ダンパーにおけるエネルギー吸収性能評価について記述する。

### (1) エネルギー吸収性能試験

試験は大学が保有する試験機を用いて実施しており、基本的には動的加力 (0.33Hz) で行っている。なお、試験機の制約上、振幅が大きい領域では 1/4~1/8 サイズの試験体を用いている。

定振幅加振において、破断・溶断または 1 サイクル吸収エネルギーが、試験開始時の値の半分以下となる時点までの総吸収エネルギー量としている。

#### 1) 試験結果 (提供データ)

エネルギー吸収性能試験の結果としては、上記試験データにより評価した下図に示す「総吸収エネルギー量-振幅」、「繰り返し回数-振幅」のグラフが提供される。

加振振幅とエネルギー吸収量の関係及び加振振幅と繰り返し回数の関係を図 1.2-22、1.2-23 に示す。P 方向は、鉛ダンパーの形状が湾曲している方向で、O 方向はその直交方向である。

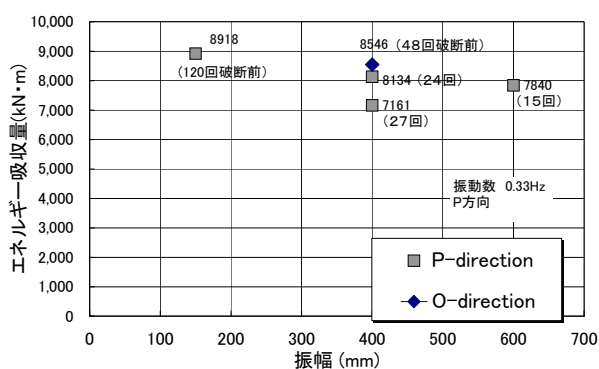


図 1.2-22 加振振幅とエネルギー吸収量の関係 (U2426 型) 1.2-1)

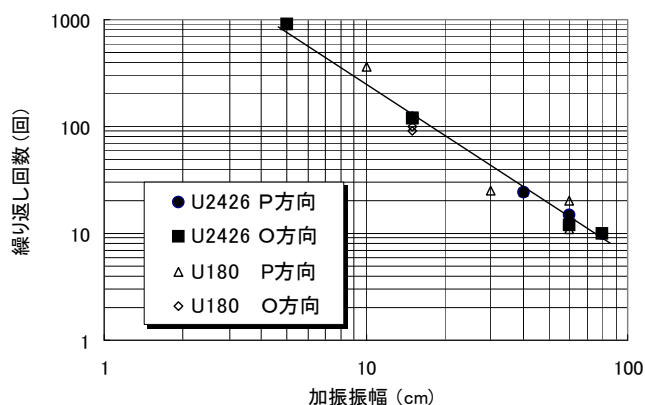


図 1.2-23 加振振幅と繰り返し回数の関係 1.2-1)

### 2) 繰り返し耐久性における各種依存性

1 サイクルエネルギー吸収量は繰り返し回数の増加に伴い低下する傾向にある。振幅±5mm (0.5Hz)、±20mm (0.5Hz)、±400mm (0.33Hz) の破断までの試験が実施されている。その結果を図 1.2-24、1.2-25 に示す。また、繰り返し回数とエネルギー吸収量との関係を図 1.2-26 に、累積変位量と降伏荷重の変化率の関係を図 1.2-27 に示す。

これによると、振幅±5mm では繰り返し回数 9000 回までにおいて、エネルギー吸収量にほとんど変化は見られない。振幅±20mm では 6780 回目においては、初期の約 20%まで低下した。振幅±400mm では 20 回目で約 70%まで低下し、25 回を超えてから破断した。

また、降伏荷重は、累積変形量の増加に伴い低下する傾向にある。振幅±5mm では累積変形

量 170m までにおいて、降伏荷重にほとんど変化は見られない。振幅±20mm では累積変形量が増加するのに伴い降伏荷重は低下し、550m では初期の約 20%まで低下した。振幅±400mm では累積変形量 25m で約 80%まで低下し、40m で約 50%まで低下後に破断した。

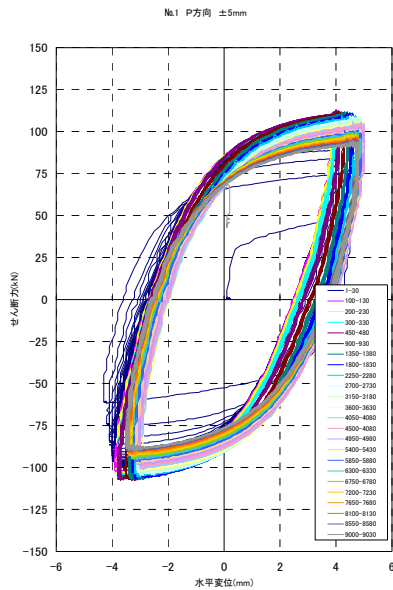


図 1.2-24 繰り返し加力試験結果  
(P 方向 0.5Hz、振幅±5mm)  
(U2426 型実大) 1.2-1)

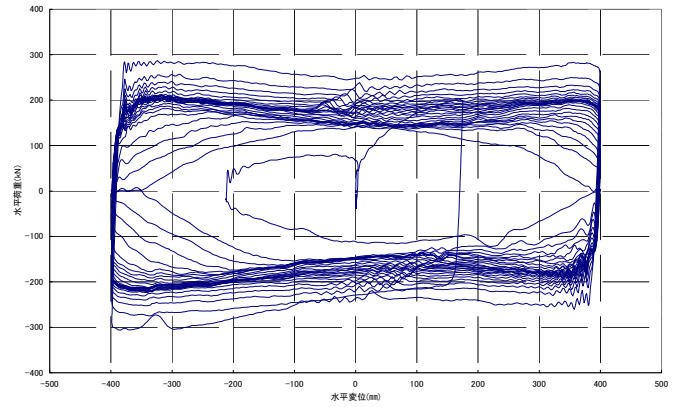


図 1.2-25 繰り返し加力試験結果  
(P 方向 0.33Hz、振幅±400mm)  
(U2426 型実大) 1.2-1)

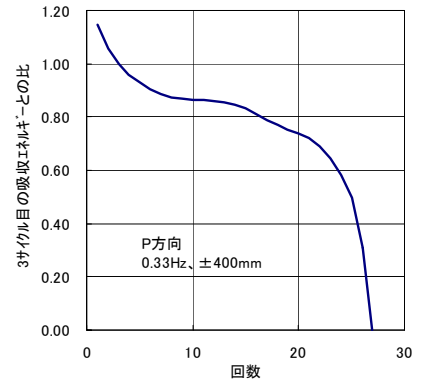
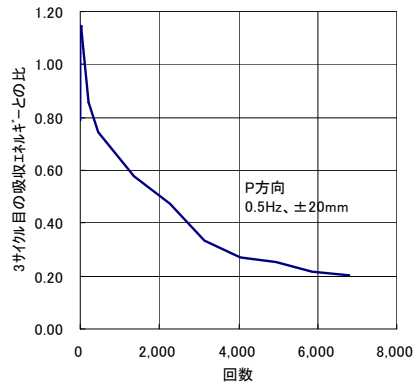
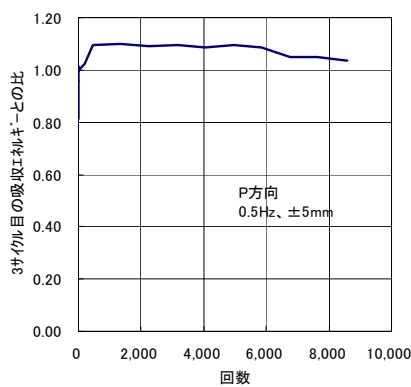


図 1.2-26 繰り返し回数とエネルギー吸収量の関係 (U2426 型) 1.2-1)

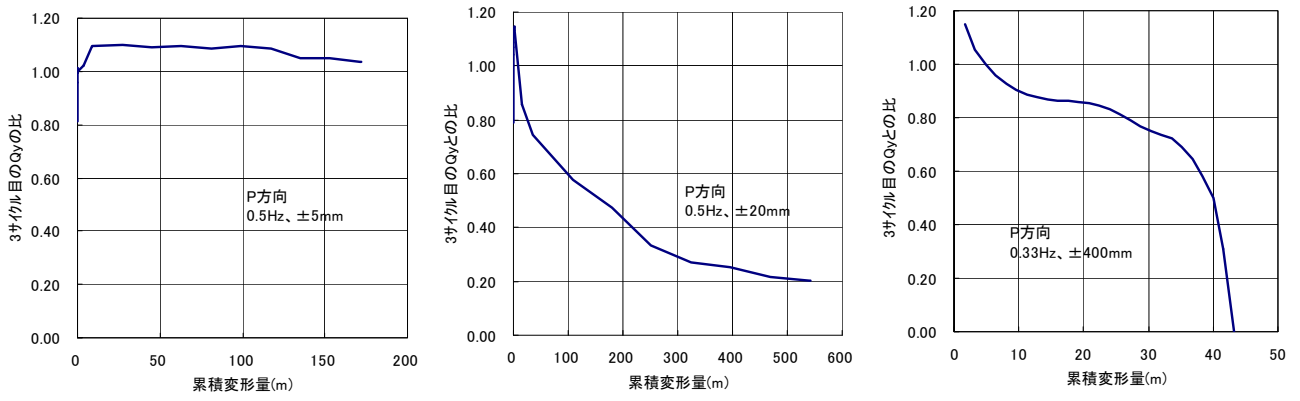


図 1.2-27 累積変位量と降伏荷重の変化率の関係 (U2426 型) 1.2-1)

(2) 限界性能に関する考え方

鉛の融点は 327°C程度であることから、エネルギー吸収性能の限界は、主に温度上昇による鉛鑄造体の軟化、溶解、破断により決定する。

(3) エネルギー吸収性能評価

前述のエネルギー吸収性能評価の各グラフによる。

## 1.2.5 オイルダンパー

### (1) 限界状態

#### 1) 地震応答による大きな（または長時間の）エネルギー投入により想定される限界状態

限界状態として温度上昇による油漏れが想定される。単位時間当たり入力熱量がオイルダンパーの熱容量を超え、外壁温度が  $100^{\circ}\text{C}$  以上になると作動油の滲み出しが生じるという知見がある。これはシールの材料特性による。但し、タンク室の油量は余裕があるので直ちに減衰低下は生じない。余裕を見て外壁温度  $80^{\circ}\text{C}$  を許容値としている。

#### 2) 限界状態の発現に対して免震部材の実験などによって確かめられている知見

- ・ 制震用ダンパーについては、 $0.25\text{Hz}$ 、 $\pm 20\text{mm}$  の連続加振で 600 秒弱で温度  $80^{\circ}\text{C}$  に上昇するが、ダンパー性状にほとんど変化は見られない。
- ・ 風揺れ想定 of 長時間（24 時間）試験の実施データあり。（飽和温度まで試験）
- ・ 出荷検査時は、上昇温度は外壁  $60^{\circ}\text{C}$  を超えることは無い。

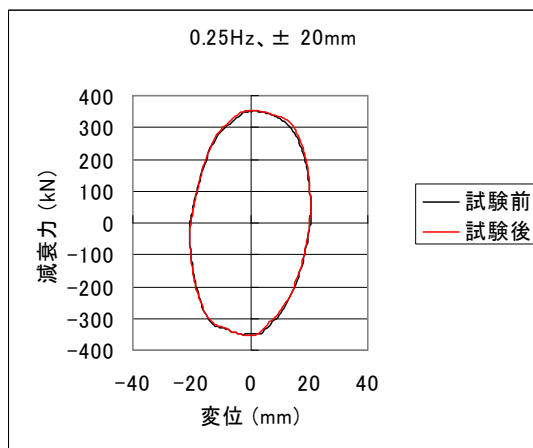


図 1.2-28 履歴形状<sup>1.2-1)</sup>

( $0.25\text{Hz}$ 、振幅 $\pm 20\text{mm}$ 、加振回数：150 サイクル)

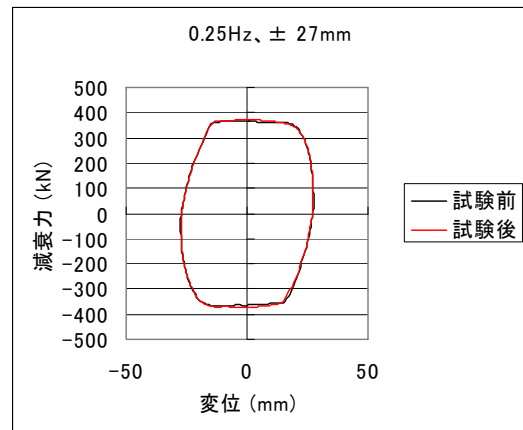


図 1.2-29 履歴形状<sup>1.2-1)</sup>

( $0.25\text{Hz}$ 、振幅 $\pm 27\text{mm}$ 、加振回数：75 サイクル)



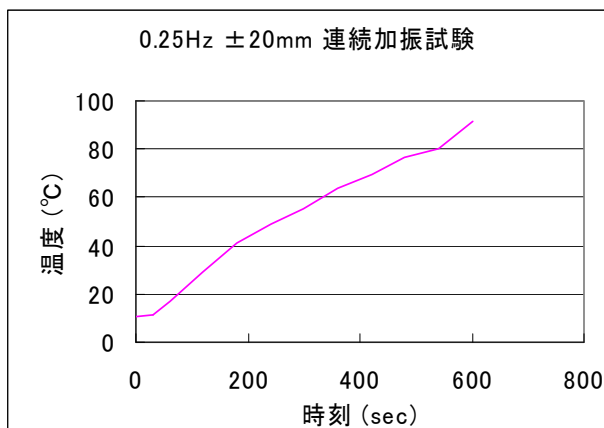


図 1.2-30 加振時間と上昇温度<sup>1.2-1)</sup>

(シリンダー中央の外壁温度)

(0.25Hz、振幅±20mm、加振時間：600s)

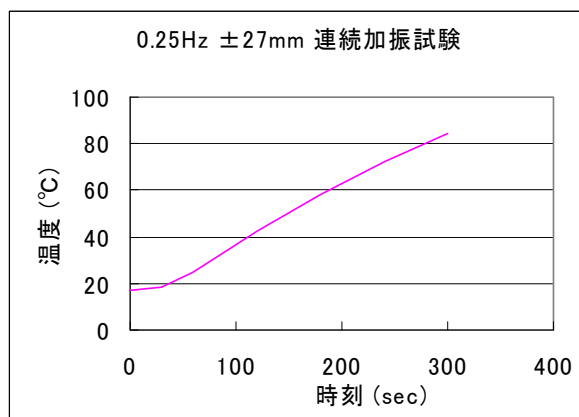


図 1.2-31 加振時間と上昇温度<sup>1.2-1)</sup>

(シリンダー中央の外壁温度)

(0.25Hz、振幅±27mm、加振時間：300s)

3) 構成材料の特性から得られている知見

- ・ 車両用のオイルダンパーで、外壁温度とシール性の試験は実施しており、シール材質は、ほぼ同一であるので耐熱性は同一と考える。
- ・ シールメーカーの推奨限界温度（カタログ値）は下表のとおり。

会社記号	パッキン材質	シール機能を保持できる高温限界 (°C)
A	フッ素ゴム	160
B	ニトリルゴム	120
C	ニトリルゴム	125

4) 限界状態発現の有無を定量的に推定する手法

- ・ ダンパー各部における熱の収支を評価した理論式により温度上昇は比較的明確に予測できる。

ユーザーより提供されたダンパー部の変位時刻歴によって温度上昇を予測することで限界状態発現の有無を評価した例を以下に示す。(評価例においては、ダンパー外壁からの放熱量の比率は小さく、入力エネルギーの殆んどがダンパー部温度上昇に反映されている。)

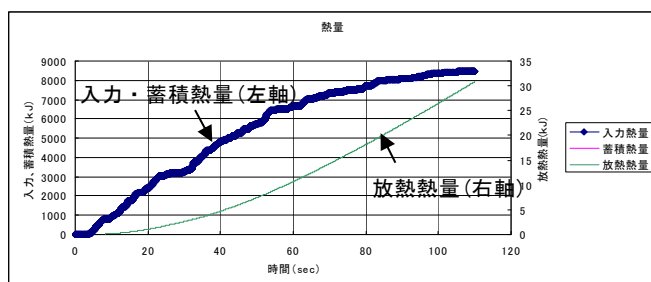


図 1.2-32 入力熱量、蓄積熱量、放熱熱量<sup>1.2-1)</sup>

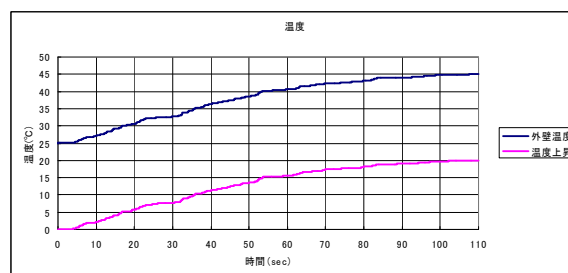


図 1.2-33 外壁温度(周囲温度 25°C)、温度上昇<sup>1.2-1)</sup>

### 1.2.6 エネルギー吸収性能の比較

現在、長周期地震動による多数回の繰り返しに伴い弾性すべり支承やダンパー機能をもつ積層ゴムの発熱とエネルギー吸収性能の低下が懸念されている。このような懸念に対して、鉛プラグ入り積層ゴム・高減衰ゴム系積層ゴムおよび弾性すべり支承（高摩擦・低摩擦タイプ）を用いて断熱状態での試験を実施した。繰り返し試験による累積すべり量は弾性すべり支承が300mであり、積層ゴムの累積変位量は70mである。これは長周期地震動による応答変形量に比べても十分な安全余裕度をもった繰り返し変形量といえる。

今回の調査結果から、断熱の有無による影響はそれほど大きくないことがわかり、既往の実験データと同様の傾向を示した。発熱により試験体そのものには何も不具合などは発生しておらず、十分なエネルギー吸収能力を有することがわかり、LRBとHDRの発熱（温度）の状況を多少なりとも明らかにすることができた。LRBとHDRでは発熱の機構が異なるため、温度の上昇傾向が異なること、繰り返しにともなう荷重変形関係における履歴面積の変化の仕方も傾向が異なることが明らかとなった。

高摩擦タイプ（摩擦係数 $\mu=0.13$ ）の弾性すべり支承の実験では、すべり板の裏側での温度が300°Cを超えるところまで試験を実施したが、摩耗粉が多量に発生するもののすべり材の損傷は見られなかった。しかし、摩擦係数は温度の上昇にともないほぼ逆比例して低下していく。摩擦係数は累積すべり量が50m程度までは急激に減少し、 $\mu=0.06$ まで半減するものの、それ以降の摩擦係数の変化は小さい。高摩擦タイプが繰り返し変形を受ける場合には摩擦係数が繰り返しの繰り返しに伴い低下することを考慮した設計や解析が必要になる。また、試験体が十分冷却した後に実施した試験では摩擦特性は元の状態に戻ることも確認できた。

低摩擦タイプ（ $\mu=0.015$ ）の試験では、累積すべり量が50m程度までは摩擦係数に変化はないものの、繰り返し回数100サイクル（累積すべり量で100m位）以降から摩擦係数が上昇してくる。しかし、累積すべり量で200m位までは摩擦係数に顕著な変動もみられず、すべり板の温度が200°Cまでは摩擦係数の変化もほとんど見られない。摩擦係数の上昇はすべり材の損傷によるものと思われ、すべり材が損傷した原因については解明が必要であるものの、低摩擦タイプのすべり支承は繰り返しの繰り返しにともなう発熱の影響も受けず摩擦係数の変化は小さいことが判明した。

弾性すべり支承の実験では、断熱材の有無による発熱温度の差が確認された。最大温度で約50°Cの差がみられ、断熱板がある試験では加振終了後の温度低下（冷却）もゆっくりである。そのため、今後、実施する試験では適当な断熱条件で試験を行うことが望まれる。また、実験の妥当性を確認できる温度計測が行われるべきである。

断熱状態での多数回の繰り返し変形を与える動的試験はこれまでそれほど実施されてきていない。加えてスケール効果の問題、すべり材の物性の影響、試験装置や免震部材の鉄部からの放熱の効果、さらには試験方法（繰り返し回数、振幅、速度）の検討が必要である。様々な素材やサイズの免震部材に対して終局状態までの加振データを蓄積し、エネルギー吸収性能を適切に評価するための特性値の変化を考慮した免震部材の復元力特性のモデル化や今後の取り替えのための判断データに役立てることが求められる。

免震建築物の地震時応答を正しく評価するためにも、使用する免震部材の履歴特性（剛性、降伏荷重、摩擦係数など）を適切にモデル化することは不可欠である。多数回の繰り返しにより、荷重変形関係（履歴面積）は2サイクル目から変化するということが明らかとなった。想

定する応答変形や繰り返し数（累積変形）に応じて適切に復元力特性をモデル化することが非常に重要である。

各種ダンパーにおけるエネルギー吸収性能評価については、金属材料、粘性材料、機構等によって、各々異なる限界状態を示す。表 1.2-4 にエネルギー吸収性能評価に関する知見の一覧表を示す。

#### 参考文献

- 1.2-1) (社)日本免震構造協会 MENSIN NO.67 2010.2 「積層ゴムと弾性すべり支承のエネルギー吸収性能」、pp33～38、「各種ダンパーのエネルギー吸収性能評価の現状と課題」、pp39～47
- 1.2-2) (社)日本ゴム協会編：設計者のための免震用積層ゴムハンドブック、理工図書、pp131～132
- 1.2-3) 近藤ほか：大振幅繰り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6）、日本建築学会大会学術講演梗概集、構造Ⅱ、21439、2007.8
- 1.2-4) Behavior of real scale Lead Rubber Bearing shaking test under the real scale earthquake response : Osamu KOUCHIYAMA Takahito NAKAMURA and Masayoshi IKENAGA)
- 1.2-5) 日比野ほか：大口径弾性すべり支承の摩擦特性試験（その3）、日本建築学会大会学術講演梗概集、構造Ⅱ、21252、2002.8

表 1.2-4 各種ダンパーのエネルギー吸収性能評価 1.2-1)

分類	種類	エネルギー吸収性能評価
履歴系 ダンパー	鋼材ダンパー	<p>限界状態：鉄の融点は 1537℃と高いため、低サイクル疲労により限界性能（破断）に到る。</p> <p>提供データ：各サイズ毎の破断までの繰り返し実験による①振幅-破断回数②振幅-破断に到る吸収エネルギー量</p> <p>速度依存：縮小モデルによる破断回数は、動的試験/静的試験で-4~-31%</p> <p>方向性依存：各加力方式による破断回数 オフセット&gt;楕円&gt;正円</p> <p>繰り返し回数依存：破断直前まで履歴曲線は安定</p> <p>課題：実大動的加力試験、2方向加力試験、台風時の挙動</p>
	鉛ダンパー	<p>限界状態：鉛の融点は 327℃であることから、主に温度上昇による鉛鑄造体の軟化、溶解、破断により限界性能に到る。</p> <p>提供データ：2タイプ（U180型・U2426型）の破断・溶断までの繰り返し実験による①振幅-破断回数②振幅-破断に到る吸収エネルギー量</p> <p>繰り返し回数依存：3種類の振幅による実大動的加力実験を実施。振幅±5mm 繰り返し回数 9000回まで1サイクルのエネルギー吸収性能の変化無し、振幅±20mm では、6780回目でエネルギー吸収性能及び降伏荷重が20%程度低下、振幅±400mm では、25回を超えて破断。</p> <p>課題：2方向加力試験、台風時の挙動</p>
	摩擦ダンパー (ディスクダンパー)	<p>限界状態：摩擦材（超高分子ポリエチレン）の融点は 135℃であることから、摩擦熱によりステンレスのすべり板の接触界面で溶融現象が起き、繰り返し加力により、摩擦係数が低下するが、エネルギー吸収は継続的に保持される。</p> <p>提供データ：繰り返し実験による吸収エネルギー量-経過時間</p> <p>速度依存：早い速度では継続時間が長い場合には、依存性（摩擦係数の低下）が見られる。</p> <p>方向性依存：方向性依存は無い</p> <p>繰り返し回数依存：繰り返しの増加に伴い、摩擦係数は低下する傾向にあるが、通常の地震では十分性能を発揮。</p> <p>課題：長時間の実大動的加力試験</p>
流体系 ダンパー	オイル ダンパー	<p>限界状態：温度上昇による油漏れで限界性能に到る。シールの材料特性から外壁温度 80℃を許容値と設定。</p> <p>提供データ及び知見：制震用ダンパーの繰り返し加力実験による、履歴性状及び温度上昇-加振時間。ダンパー性状にほとんど変化は見られない。</p> <p>限界状態の推定方法：熱の収支を評価した理論式により温度上昇の推定が可能。</p> <p>継続時間 110秒の地震応答解析結果例では、温度上昇は 20℃（シリング-外周温度 45℃）であり、通常の地震動では十分熱容量がある。</p> <p>課題：免震用ダンパーの実大動的加力試験</p>

壁型粘性ダンパー	<p>限界状態：温度上昇（200℃以上で粘性体の沸点）による粘性抵抗力及びエネルギー吸収能力の低下が生じ、機構上の限界変形で限界性能に到る。</p> <p>提供データ及び知見：制震用ダンパーの繰り返し加力実験による、履歴性状及び温度上昇-加振時間。粘性体は繰り返し応力を受けても特性変化はない。</p> <p>限界状態の推定方法：実験による温度上昇と減衰力特性式により求まるエネルギー吸収量から計算した温度上昇との比較から、温度シフト量を提示できる。</p> <p>課題：免震用ダンパーの実大動的加力試験、熱収支を考慮した評価方法</p>
フルード粘性ダンパー	<p>限界状態：温度上昇による設計上の限界値を設定。想定入力に対する最高温度 70℃を許容値と設定。限界状態は想定していない。</p> <p>提供データ及び知見：繰り返し加力実験による、履歴性状。ループ最大荷重及び形状にほとんど変化は見られない。</p> <p>限界状態の推定方法：限界温度は経験的に設定。</p> <p>課題：免震用ダンパーの実大動的加力試験、限界状態の明確化</p>
増幅機構付き減衰装置	<p>限界状態：粘性体の特性変化及び温度安定性、金属疲労について検討。限界状態は想定していない。</p> <p>提供データ及び知見：繰り返し加力実験により、減衰抵抗力の変動が把握されている。</p> <p>限界状態の推定方法：減衰抵抗力の低下を表す係数が設計式に組み込まれている。</p> <p>課題：実大動的加力試験及びその結果に基づく現状の知見による推定手法の検証。</p>
粘弾性ダンパー	<p>限界状態：繰り返し変形により、粘弾性体に部分的な剥離又は皸が生じる。限界状態は、皸が亀裂に進展し、破断に到る破壊モードが推定できる。</p> <p>提供データ及び知見：繰り返し加力実験により、最大荷重の低下は見られるが、部分的な剥離・皸を除き、ダンパーの目視上の損傷は無い。通常地震により破壊到ることは無いという見解。</p> <p>限界状態の推定方法：繰り返しによる最大荷重の低下については、実験結果を含め統一的评价が可能、詳細検討用復元力モデルに組み込まれている。</p> <p>課題：実大動的加力試験、投入エネルギーとダンパーの温度上昇及び放熱量評価、温度上昇とダンパー特性の相関についての評価手法の拡張。</p>

### 1.3 外力特性に関する情報収集・検討

平成21年度国土交通省建築基準整備補助金事業「1 超高層建築物等の安全対策に関する検討」の長周期地震動に関する検討委員会において、建物WG免震SWG（日本免震構造協会）により、長周期地震動による免震建築物の応答性状に関する検討が行われた。そこでは、作成した長周期地震動を用いて様々な免震建築物の応答解析が実施され、免震建築物の安全性が検討された。

本節では、免震SWGで行われたモデル建物の解析的検討内容と、特に免震部材のエネルギー吸収に着目した場合の免震部材の健全性に関する検討結果について概要を示す。

#### 1.3.1 検討用入力地震動

検討に用いた地震動は、長周期地震動に関する検討委員会地震動WGにより作成された長周期地震動のうち、大阪平野の地震動として南海地震に対する大阪・此花の地震動（平均、平均+標準偏差）を、濃尾平野の地震動として東海-東南海地震に対する愛知県津島市の地震動（平均、平均+標準偏差）、東海-東南海地震に対する愛知県名古屋市の地震動（平均、平均+標準偏差）を、関東平野については、東海-東南海地震に対する新宿の地震動（平均、平均+標準偏差）を用いた。表1.3-1に検討用入力地震動の一覧を示す。図1.3-1に地震動の加速度波形を、図1.3-2にこれらの地震動の擬似速度応答スペクトル( $h=0.05$ )及びエネルギースペクトル( $h=0.10$ )を示す。

表 1.3-1 検討用入力地震動一覧

分類	略称	対象地震・評価地点など	加速度 cm/s <sup>2</sup>	速度 cm/s	継続時間 s
大阪平野の 長周期地震動	N-OSKH02-AV	南海地震 此花 平均	70.9	34.2	600.0
	N-OSKH02-SD	南海地震 此花 平均+標準偏差	105.2	47.2	600.0
濃尾平野の 長周期地震動	T-TN-AIC003-AV	東海・東南海地震 津島 平均	221.1	31.0	600.0
	T-TN-AIC003-SD	東海・東南海地震 津島 平均+標準偏差	322.2	50.0	600.0
	T-TN-AIC004-AV	東海・東南海地震 名古屋 平均	323.0	22.3	600.0
	T-TN-AIC004-SD	東海・東南海地震 名古屋 平均+標準偏差	682.3	39.2	600.0
関東平野の 長周期地震動	T-TN-KGIN1F-AV	東海・東南海地震 新宿 平均	89.59	21.5	620.0
	T-TN-KGIN1F-SD	東海・東南海地震 新宿 平均+標準偏差	120.68	27.7	620.0

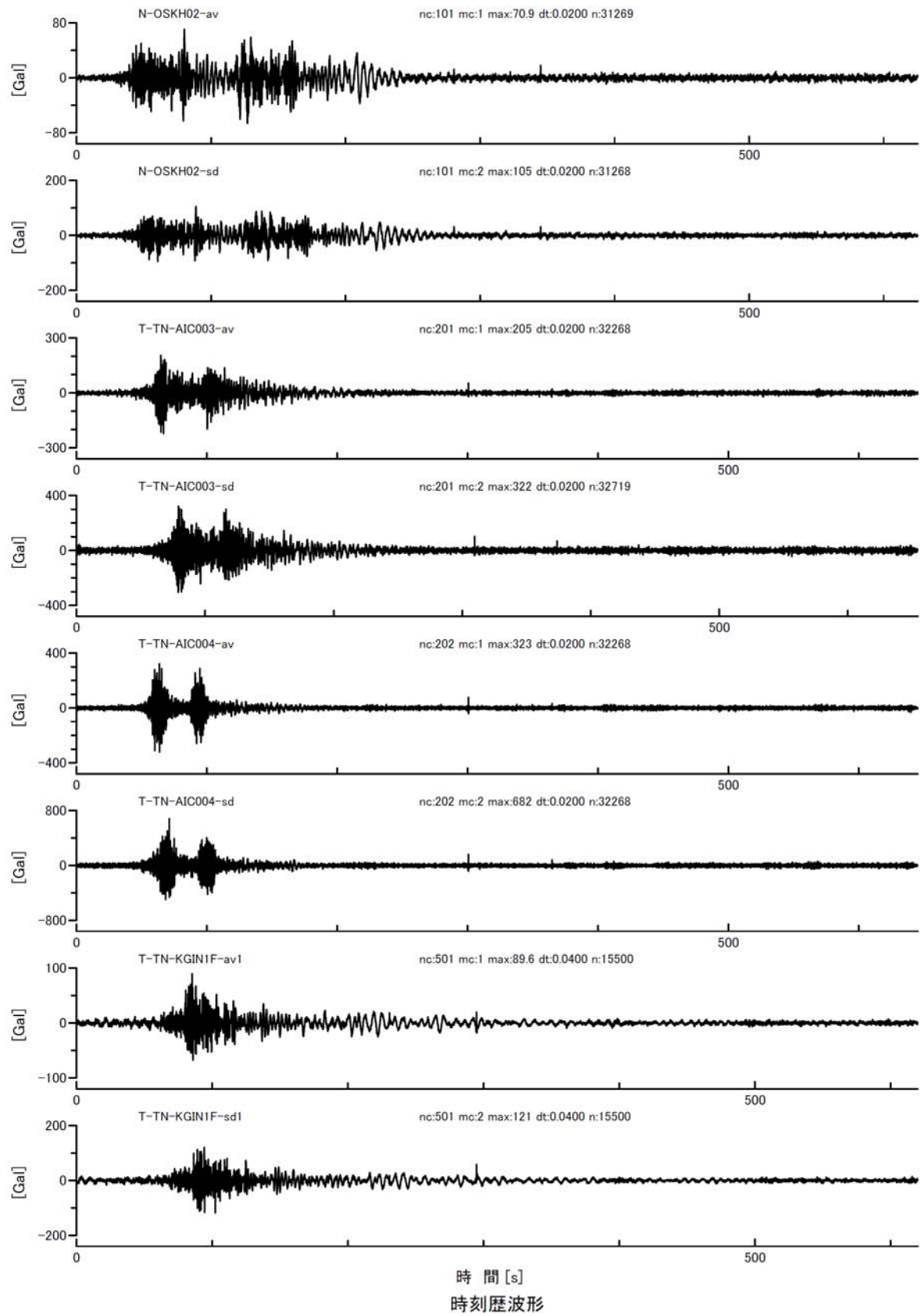


図 1.3-1 検討用入力地震動の時刻歴波形

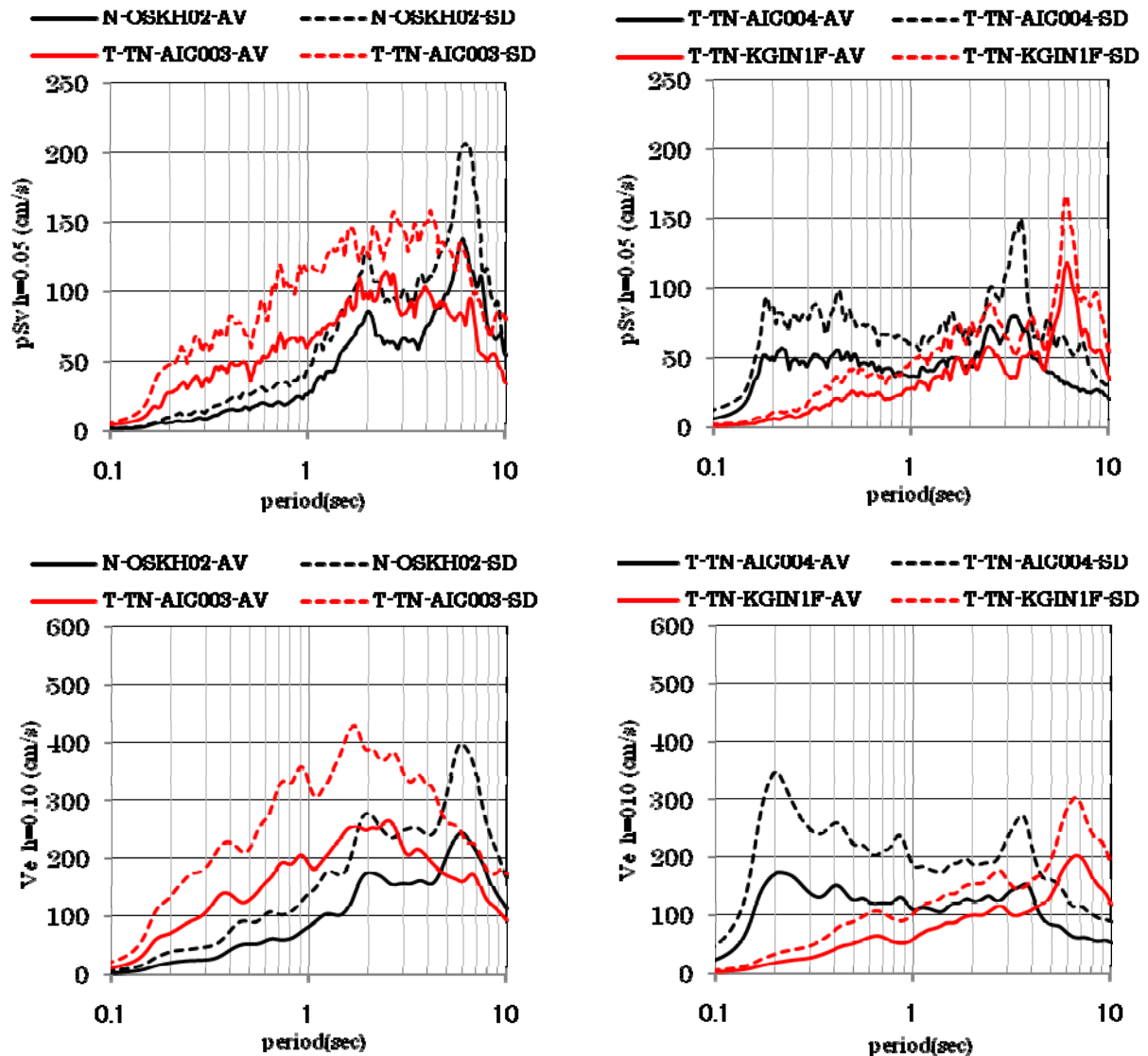


図 1.3-2 長周期地震動の擬似速度応答スペクトルとエネルギースペクトル

大阪平野の地震動(N-OSKH02)では最大加速度は  $100\text{cm/s}^2$  程度と小さいが、最大速度は平均+標準偏差(SD)では  $50\text{cm/s}$  程度ある。濃尾平野の地震動(T-TN-AIC003,T-TN-AIC004)では最大加速度は  $200\sim 700\text{cm/s}^2$  程度とやや大きい、最大速度は平均+標準偏差(SD)で  $50\text{cm/s}$  程度と大阪平野とほぼ同じレベルである。関東平野の地震動(T-TN-KGIN1F)では最大加速度は  $100\text{cm/s}^2$  程度と小さい、最大速度も平均+標準偏差(SD)で  $30\text{cm/s}$  程度である。

擬似速度応答スペクトルを見ると、N-OSKH02 では2秒と6秒付近にピークがあり、6秒では平均(AV)で  $130\text{cm/s}$  程度、SDで  $200\text{cm/s}$  程度となっている。また、T-TN-AIC003では2~4秒程度が大きくなっており、AVで  $100\text{cm/s}$  程度、SDで  $150\text{cm/s}$  程度である。T-TN-AIC004は4秒付近にピークがあり、SDでは  $150\text{cm/s}$  程度となっている。T-TN-KGIN1Fでは6秒付近にピークがあり、SDでは  $150\text{cm/s}$  程度となっている。

エネルギースペクトルを見ると、ピークとなる周期は擬似速度応答スペクトルと同様であるが、N-OSKH02ではAVで  $250\text{cm/s}$  程度、SDで  $400\text{cm/s}$  程度となっている。T-TN-AIC003も



N-OSKH02 とほぼ同じ程度の大きさである。T-TN-AIC004 は AV で 150cm/s 程度、SD で 300cm/s 程度とやや小さい。T-TN-KGIN1F は表層の影響で短周期が大きくなっているが、長周期領域では AV で 50cm/s 程度、SD で 300cm/s 程度と T-TN-AIC004 と同程度となっている。

長周期地震動に関して、これまで様々な機関で作成し公開されてきている。表 1.3-2 にこれまで公開されてきた長周期地震動の代表的なものの一覧を示す。また、図 1.3-3, 図 1.3-4 にそれらの地震動の擬似速度応答スペクトル及びエネルギースペクトルを示す。

大阪平野で比較すると、関口波、釜江波ともに周期 6 秒付近にピークがあり、擬似速度応答スペクトル、エネルギースペクトルともに、N-OSKH02-SD とほぼ同程度である。鶴来波は 2 秒付近にピークがあり、N-OSKH02-SD をやや上回っている。全体的には N-OSKH02-SD と関口波、釜江波、鶴来波はほぼ同程度だが、関口波、釜江波は 3~4 秒付近にもピークがあり、その周期では N-OSKH02-SD よりも大きい。

濃尾平野では、三の丸波は 3 秒付近に大きなピークがあり、その付近では T-TN-AIC003 や T-TN-AIC004 の SD よりも、擬似速度応答スペクトル及びエネルギースペクトルともかなり大きい。それ以外の周期帯では T-TN-AIC003-SD よりも小さいが、T-TN-AIC003-AV や T-TN-AIC004-SD よりも大きい。

表 1.3-2 これまで公開されてきた長周期地震動一覧

分類	略称	対象地震・評価地点など	加速度 cm/s <sup>2</sup>	速度 cm/s	継続時間 s
大阪平野の 長周期地震動 (学会提供波)	釜江波	南海地震 此花 NS 方向	81.8	60.8	270.0
	関口波	南海地震 此花 NS 方向	96.5	40.4	300.0
	鶴来波	南海地震 此花 NS 方向	175.1	37.9	327.7
濃尾平野の 長周期地震動 (愛知県設計 用入力地震動 検討協議会)	AIC003-Suihon	新東海地震 名古屋三の丸 EW 方向	185.9	51.0	200.0

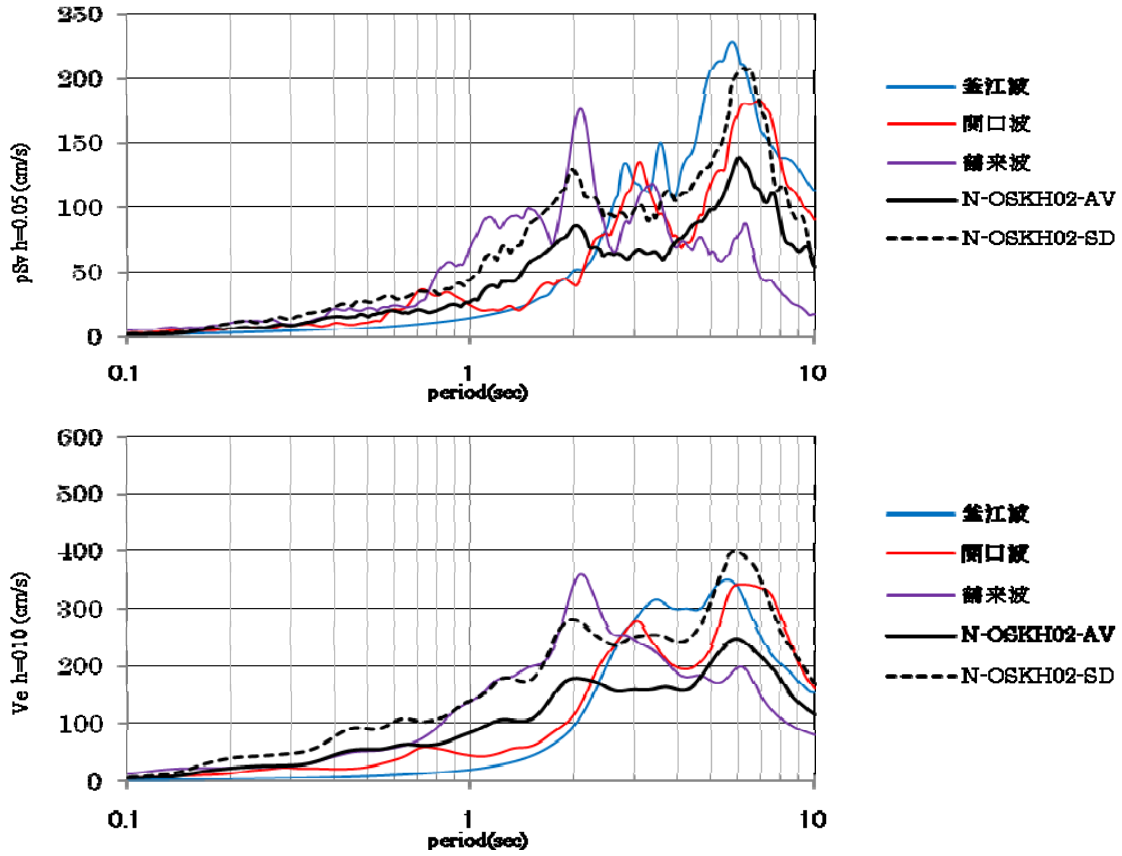


図 1.3-3 大阪平野長周期地震動の擬似速度応答スペクトル及びエネルギースペクトル

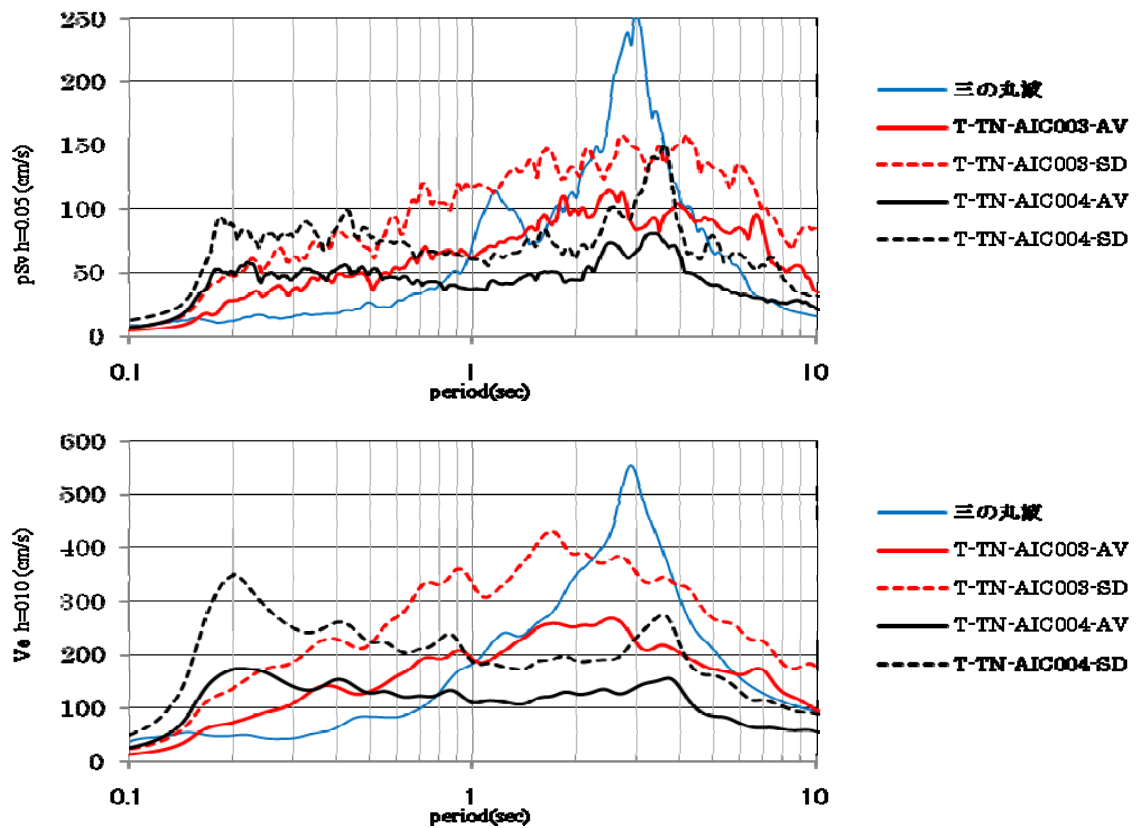


図 1.3-4 濃尾平野長周期地震動の擬似速度応答スペクトル及びエネルギースペクトル

### 1.3.2 検討用建物

検討に用いた建物は設計時期・建物高さ・免震システムなどがバランスよく網羅されるように選定した。

設計時期は第一期（1994年以前）、第二期（1995年～1999年）、第三期（2000年以降）の3期に分類した。第一期は免震構造の黎明期であり、建設会社などがダンパーを独自に開発するなど、研究開発を行いながら設計していた時代である。積層ゴムの剛性も高く、弾性すべり支承や転がり支承なども普及していなかったため、免震建築物の固有周期は比較的短いものが多く、上部建物のベースシア係数は0.15以上で設計されていた。また、積層ゴムの変形能力小さく、ピットクリアランスも小さいものが多い。棟数は少なく、80棟程度である。

第二期は阪神淡路大震災から2000年の建築基準法改正以前の建物で、免震建築物が急激に普及した時代である。様々な支承やダンパーが開発・市販され、研究者ではない一般の設計者による設計が可能となった。せん断弾性率の小さい積層ゴムや弾性すべり支承も開発されるとともに、積層ゴムの使用面圧も高くなり、免震建築物の固有周期を3秒以上に長くすることが可能になり、上部建物のせん断力係数も0.15以下で設計されるものも増えてきた。設計用入力地震動はレベル2で標準波の50cm/sとして設計されているが、余裕度検討レベルとして標準波75cm/sの検討もされている。また、サイト波や建築センター波を用いた解析も多くの建物で行われており、第一期に比べると格段に性能が向上していると思われる。この時期に設計されている建物は約650棟あると思われる。

第三期は2000年以降で、超高層建物や鉄骨造の高層建物など、周期の長い建物にも免震構造が採用され適用範囲が拡大してきている。従来の標準波に加え建告第1461号に定められた告示波により設計が行われてきている。入力の増大に伴い、免震部材の限界変形やピットクリアランスも大きくとった建物も増えている。

建物高さは低層（20m未満）、中高層（20m～60m未満）、超高層（60m以上）の3つに分類した。一般に、低層のものほど固有周期を長くすることが困難で、高層になるほど固有周期は長くなっていると考えられる。低層から超高層までの建物をバランスよく選定することにより、幅広い固有周期の免震建築物を選定できると考えている。

免震システムは大きく、天然ゴム系積層ゴム+ダンパー、鉛プラグ入り積層ゴム、高減衰ゴム系積層ゴムの3つに分類し、天然ゴム系積層ゴム+ダンパーは履歴ダンパー、粘性ダンパー、すべり支承の3つに細分している。

表1.3-3にモデル建物分類を、表1.3-4に分類表に記入された建物の概要を示す。ここにおいて、黄色に着色されたモデルについて、エネルギー吸収に関する検討を行っている。

表 1.3-3 モデル建物分類表

		低層(20m未満)			中高層(20m~60m未満)			超高層(60m以上)		
		第一世代 (1994まで)	第二世代 (1995~1999)	第三世代 (2000以降)	第一世代 (1994まで)	第二世代 (1995~1999)	第三世代 (2000以降)	第一世代 (1994まで)	第二世代 (1995~1999)	第三世代 (2000以降)
天然ゴム ダンパー (NR+D)	天然ゴム+履歴ダンパー	H-1		H-3	H-2	<del>E-2</del> <del>H-1</del>	C-1 D-3 I-2		B-2	<del>H-4</del>
	天然ゴム+粘性ダンパー	B-1		<del>B-3</del>		G-3	<del>G-4</del>			B-4
	天然ゴム+すべり支承			D-1		F-2	<del>E-3</del>			F-4
	鉛プラグ入り積層ゴム (LRB)	A-1	I-3		C-2	E-1 G-2 C-3 J-3	<del>D-2</del> E-4 J-4		J-2	<del>C-4</del> E-3 D-4
	高減衰積層ゴム (HDR)		I-4	A-4	A-2 G-1	<del>H-1</del>	<del>A-3</del>			F-1

総計 40件

表 1.3-4 モデル建物リスト

記号	分類	軒高 (m)	設計年	構造種別	免震システム ※	固有周期	
						基礎固定 (s)	200%ひずみ時 (s)
A-1	低層第1世代	13.4	1987	RC	LRB+NR	0.41	1.77
A-2	中高層第1世代	29.4	1991	SRC	HDR	0.61	2.66
A-3	中高層第3世代	34.6	2003	RC	HDR+NR	0.73	3.25
A-4	低層第3世代	9.1	2008	RC	HDR	0.16	3.5
B-1	低層第1世代	11.0	1985	RC	NR+粘性D	0.42	2.089
B-2	超高層第2世代	84.7	1997	RC	NR+鉛D	2.192	3.895
B-3	低層第3世代	13.1	2000	RC	NR+SL+OD	0.217	3.36
B-4	超高層第3世代	120.9	2006	RC	NR+SL+OD	3.16	6.19
C-1	中高層第3世代	52.4	2005	SRC	NR+LRB+鋼D+OD	1.28	4.17(300%)
C-2	中高層第1世代	36.1	1994	SRC、S	LRB	0.82	2.99(100%)
C-3	中高層第2世代	30.5	1998	SRC、S	LRB+HDR	0.44	4.05
C-4	超高層第3世代	88.5	2008	RC	LRB+NR	2.27	4.93
D-1	低層第3世代	9.0	2003	S	NR+LRB+SL	0.577	2.83
D-2	中高層第3世代	29.9	2007	RC	LRB+NR	0.863	3.45
D-3	中高層第3世代	30.9	2007	RC	NR+鉛D+鋼D	0.74	3.4
D-4	超高層第3世代	144.0	2006	RC	LRB+転がり+OD	3.45	6.43
E-1	中高層第2世代	30.6	1996	RC	LRB+NR	0.79	3.4
E-2	中高層第2世代	26.1	1996	RC	NR+鉛D+鋼D	0.68	2.56
E-3	超高層第3世代	67.4	2004	RC	LRB+転がり	1.78	5.24
E-4	中高層第3世代	34.0	2004	RC	LRB	0.87	3.87
F-1	超高層第3世代	64.0	2002	S	HDR+OD	2.55	4.58
F-2	中高層第2世代	19.0	1996	RC	NR+SL	0.166	3.435
F-3	中高層第3世代	31.0	2006	S	NR+SL	1.81	4.3
F-4	超高層第3世代	140.0	2006	RC	NR+SL	3.49	5.55
G-1	中高層第1世代	39.8	1994	SRC+S	HDR	1.09	2.986
G-2	中高層第2世代	30.9	1996	SRC+S	LRB+NR	1.07	3.611
G-3	中高層第2世代	28.7	1997	CFT+S	NR+OD	1.32	4.027
G-4	中高層第3世代	24.2	2001	S	NR+OD	1.039	3.573
H-1	低層第1世代	11.9	1990	RC	NR+鉛D	0.27	2.23
H-2	中高層第1世代	20.8	1989	RC	NR+鉛D+摩擦D	0.61	2.78
H-3	低層第3世代	10.2	2000	S	NR+鉛D	0.48	2.77
H-4	超高層第3世代	60.4	2002	S	NR+鉛D+鋼D	1.82	4.02
I-1	中高層第2世代	31.3	1996	RC	HDR	1.1	4.27
I-2	中高層第3世代	41.2	2000	RC	NR+SL+鉛D+鋼D	1.57	5.09
I-3	低層第2世代	9.6	1996	RC	LRB	0.59	3.9
I-4	低層第2世代	15.9	1997	RC	HDR+SL	0.91	4.1
J-1	中高層第2世代	44.3	1999	RC	NR+転がり+鋼D+OD	0.5	3.04
J-2	超高層第2世代	75.3	1999	RC	LRB+転がり+OD	0.98	3.53
J-3	中高層第2世代	29.2	1998	RC	LRB	0.095	2.75
J-4	中高層第3世代	24.2	2003	SRC	LRB+転がり+OD	0.151	3.24

エネルギー検討

※注 NR: 天然ゴム系積層ゴム、LRB: 高減衰ゴム系積層ゴム、HDR: 鉛プラグ入り積層ゴム、SL: すべり支承、OD: オイルダンパー、粘性D: 粘性ダンパー、鋼D: 鋼材ダンパー、鉛D: 鉛ダンパー

### 1.3.3 応答解析結果

ここにおいて、検討用入力地震動のうち大阪平野の長周期地震動(N-OSKH02-AV,SD)および濃尾平野の長周期地震動(T-TN-AIC003-AV,SD T-TN-AIC004-AV,SD)の応答結果の概略を示す。

図 1.3-5 にエネルギーの速度換算値  $V_E$  をエネルギースペクトル( $h=0.1$ )とともに示す。図 1.3-6 に応答ベースシア係数を加速度応答スペクトル( $h=0.2$ )/g とともに示す。図 1.3-7 に免震層の応答変位を変位応答スペクトル( $h=0.2$ 、 $0.3$ )とともに示す。

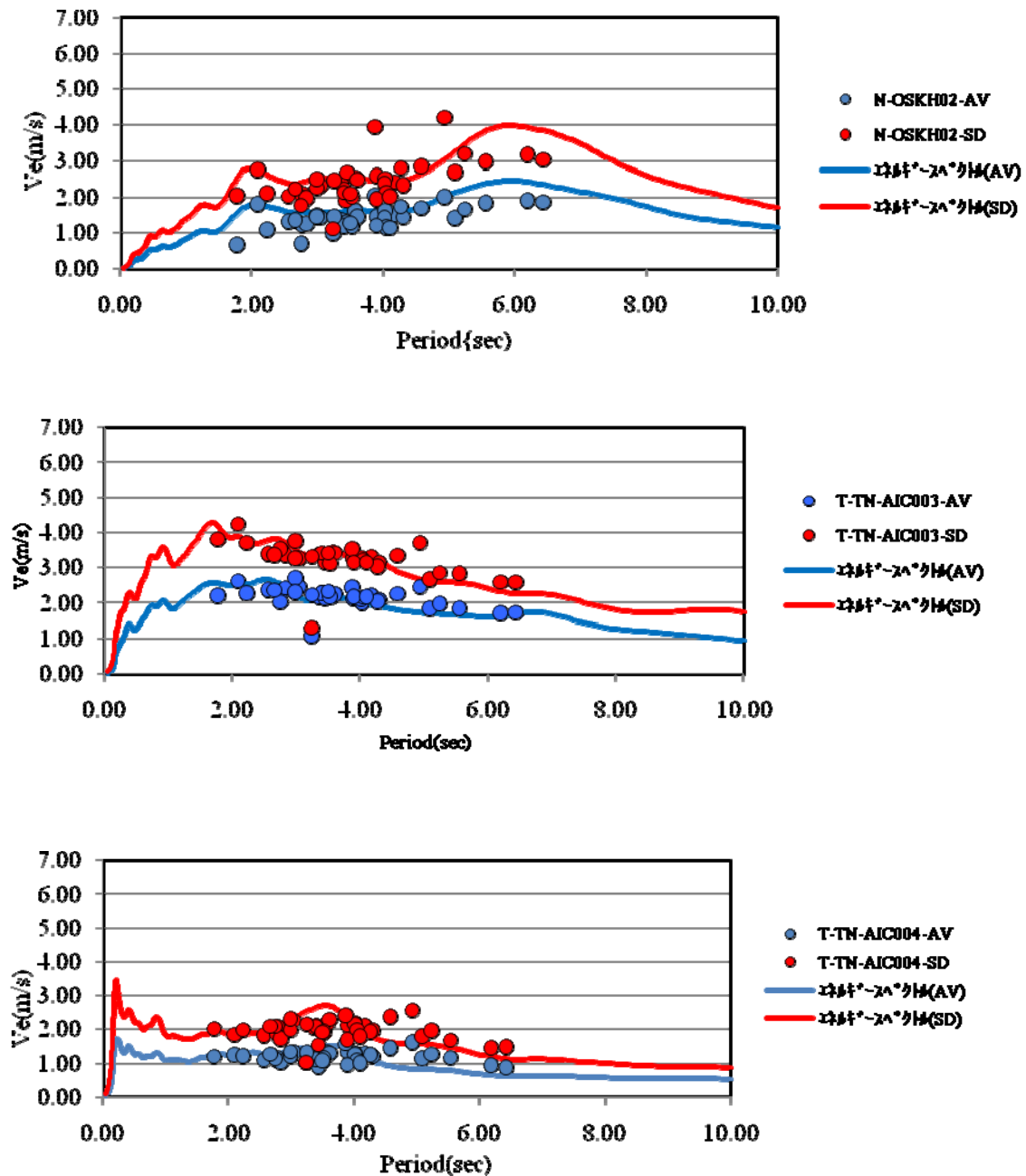


図 1.3-5 エネルギーの速度換算値とエネルギースペクトル

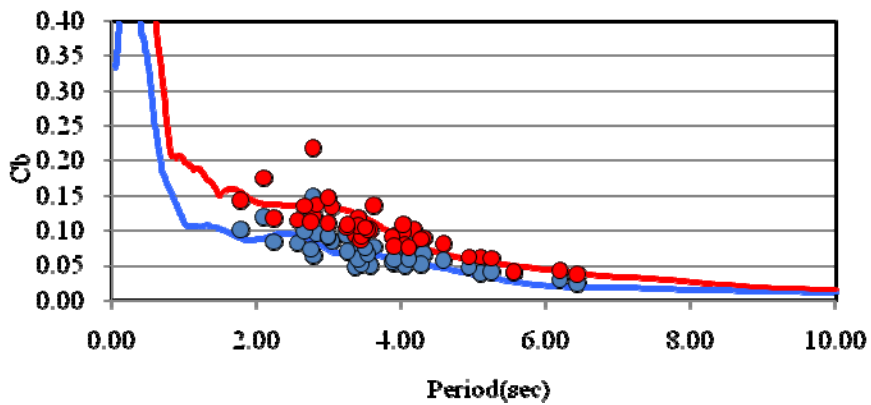
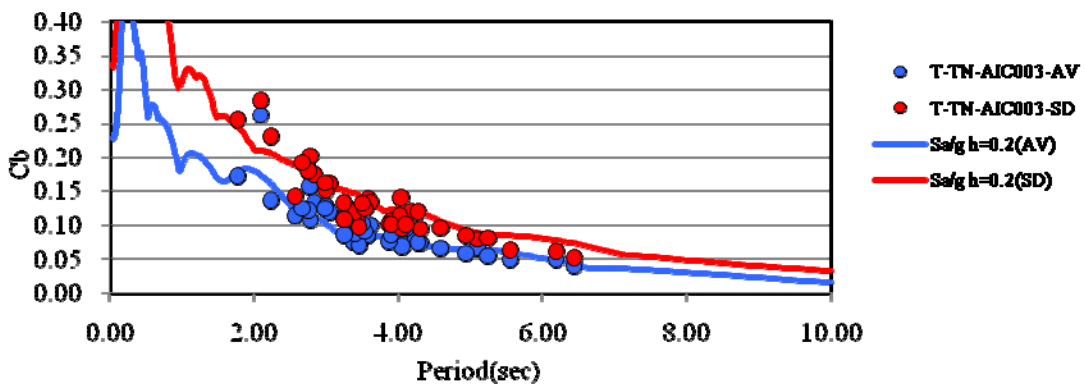
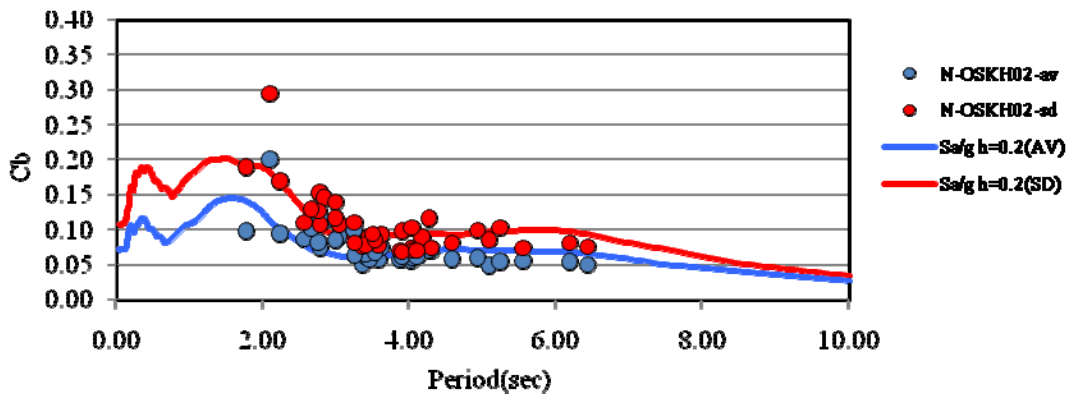


図 1.3-6 応答ベースシア係数

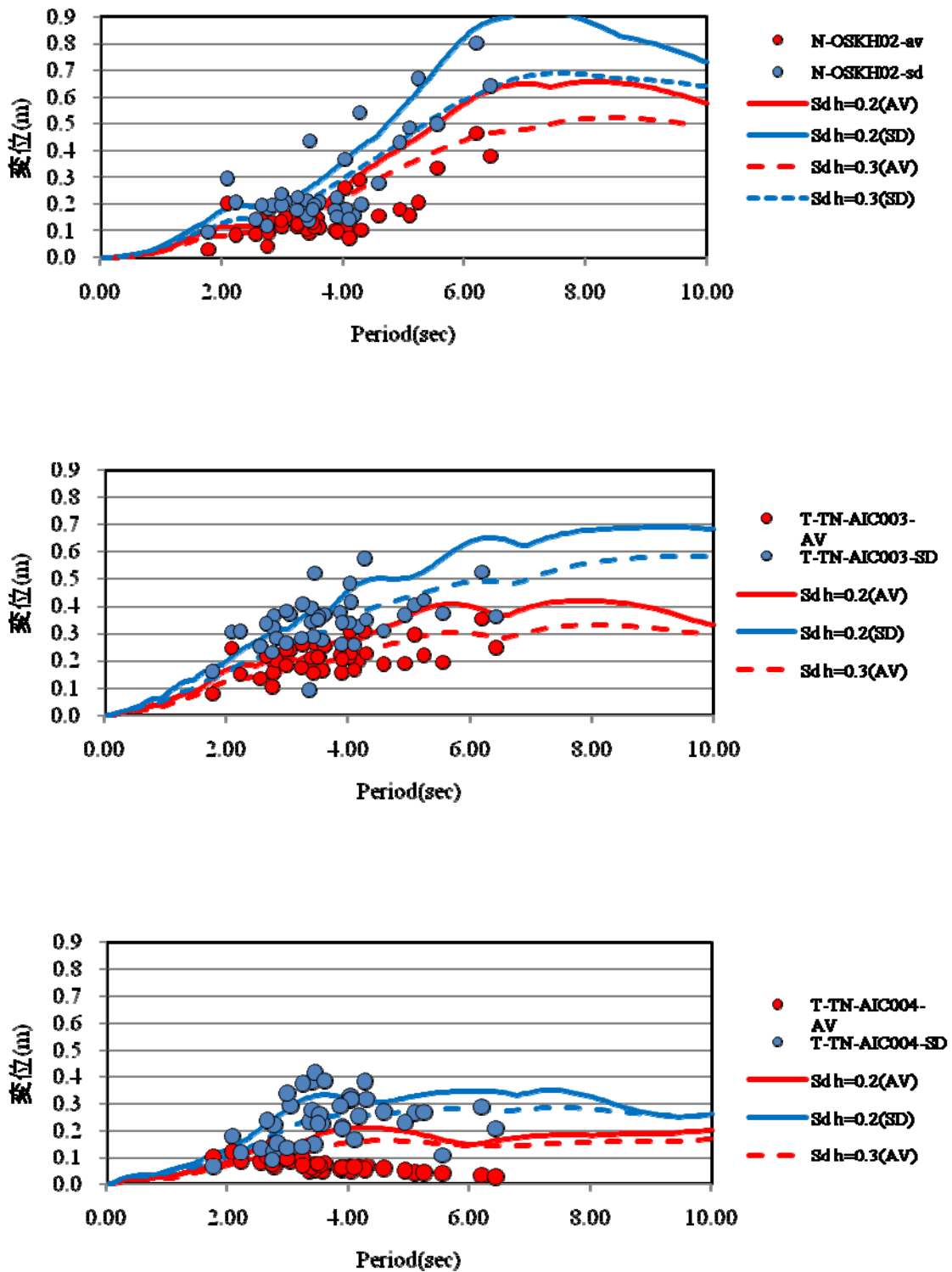


図 1.3-7 免震層の応答変位

解析結果に対する考察を以下に示す。ここにおいて、N-OSKH02 波は OSK、T-TN-AIC003 は AIC003、T-TN-AIC004 は AIC004 とする。また、平均の地震動を AV、平均+標準偏差の地震動を SD と呼ぶ。

1) 入力エネルギーについて

- ・エネルギーの速度換算値  $V_E$  はエネルギースペクトルと非常によく一致している。
- ・OSK では AV で  $V_E=2\text{m/s}$  程度、SD では  $V_E=2\sim 4\text{m/s}$  となっている。固有周期 2 秒と 6 秒付近にピークがあり、6 秒付近では、SD で  $V_E=4\text{m/s}$  程度と非常に大きい。
- ・AIC003 では AV で  $V_E=2\text{m/s}$  程度、SD では  $V_E=3\sim 4\text{m/s}$  となっている。固有周期 2 秒付近にピークがあるが 2~4 秒にかけて全体的に大きくなっている。
- ・AIC004 は AV で  $V_E=1\text{m/s}$  程度、SD で  $V_E=2\text{m/s}$  程度であり、他の波に比べるとやや小さい。
- ・今回解析に用いた長周期地震動は AV では告示波とほぼ同程度だが、SD では告示波の 1.5~2 倍程度と非常に大きい。それぞれ、ピークとなる周期があり、ピークでは  $V_E=4\text{m/s}$  程度となっている。

2) 応答ベースシア係数について

- ・OSK の AV では固有周期 2 秒付近で  $C_b=0.2$  のものがあるが、それ以外は  $C_b=0.05\sim 0.1$  であり従来の地震動と同程度である。SD では固有周期 3 秒以上では  $C_b=0.1$  程度で、固有周期 3 秒以下では  $C_b=0.15\sim 0.2$  程度で  $C_b=0.3$  となっているものもある。従来の地震動に比べると固有周期 4 秒以上では 2 倍程度になっている。固有周期 4 秒以下では従来の地震動と同程度である。
- ・AIC003 の AV では固有周期 4 秒以上では  $C_b=0.05$  程度であり、固有周期 4 秒以下では概ね  $C_b=0.10\sim 0.15$  程度だが、固有周期 2 秒付近で急に大きくなり  $C_b=0.25$  程度のものもある。概ね従来の地震動と同程度。SD では固有周期 4 秒以上で  $C_b=0.05\sim 0.10$  程度。固有周期 3 秒以下で急に大きくなり  $C_b=0.15$  を越え、2 秒では  $C_b=0.3$  程度になる。
- ・AIC004 の AV では  $C_b=0.15$  以下で、従来の地震動とほとんど同程度。SD では固有周期 3 秒付近で  $C_b=0.15\sim 0.20$  と大きくなる。
- ・応答ベースシア係数は  $h=0.2$  の加速度応答スペクトル  $S_a$  を重力加速度で除した  $S_a/g$  とほとんど一致している。
- ・総体的には AV は従来の地震動と同程度、SD は地震動ピークとなる周期では従来の地震動よりもやや大きい。

3) 免震層の応答変位について

- ・OSK の AV では固有周期 4 秒以下では 0.3 m 以下だが、6 秒付近で急に大きくなり 0.5 m 程度となっている。SD では固有周期 4 秒を超えると急激に大きくなり 0.5 m を越えるものも多く最大で 0.8 m となっている。
- ・AIC003 の AV ではほとんど 0.3 m 以下だが、SD では 0.3 m を越えるものがほとんどで 0.5m~0.6m のものも多い。
- ・AIC004 の AV はほとんどが 0.1m 以下と小さく、SD でも最大で 0.4m 程度である。
- ・応答変位は  $h=0.2$  の変位応答スペクトルと AV では概ね一致するが、SD では応答スペクトルよりも応答値の方が大きいものも多い。これは変位が大きくなると等価減衰定数が低下することによると考えられる。
- ・総体的には AV は従来の地震動よりも OSK の固有周期 6 秒付近でやや大きくなるが、概ね



同程度。SDになるとAVに比べかなり大きくなり0.4mを越えるものの多く、0.6~0.8mになる場合もある。応答ベースシア係数に比べ、AVとSDの差は大きい。

### 1.3.4 免震部材のエネルギー吸収に対する検討

#### (1) 免震部材の想定吸収エネルギー量

今回検討を行っている長周期地震動により、免震部材にどの程度のエネルギーが入力されるかを、簡易的な方法で予測する。また、それによる鉛プラグ入り積層ゴム、高減衰ゴム系積層ゴム、オイルダンパーの温度上昇についても検討する。

建物に入力されるエネルギーは10%減衰のエネルギースペクトルによる等価速度 $V_E$ をもとに精度よく推定される。そこで、ここではエネルギースペクトルより、各固有周期で建物に入力される総入力エネルギーを算定し、それをすべて免震部材で吸収するものとして、免震部材のエネルギーを推定することを試みた。今回解析を行った建物全40棟に関して、免震部材でどの程度エネルギーを吸収しているかを調査しており、図1.3-8に基礎固定の場合の固有周期と免震部材のエネルギー吸収比率の関係を示すが、免震部材のエネルギー吸収比率は固有周期が短いほど大きい傾向にあり、基礎固定時で2秒以下では概ね0.8~1.0であり、1.0に近いものが多い。基礎固定の固有周期が2秒以上となる超高層建物では比率に大きなばらつきがあり0.2程度のもものも多い。本項で行う、エネルギーの推定はすべて免震部材で吸収するものとしているので、周期の長い建物にとってはかなり安全側の評価である。

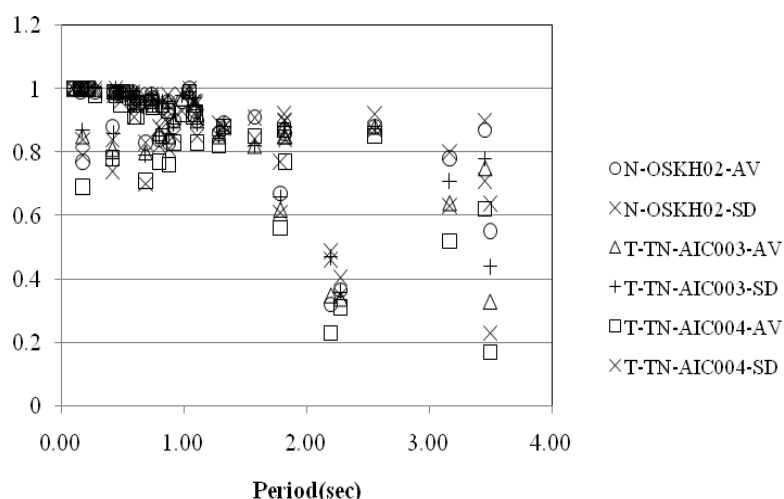


図 1.3-8 基礎固定時固有周期と免震部材のエネルギー吸収比率

推定においては、ダンパーの量を仮定する必要があるが、ダンパーの降伏せん断力を建物総重量で除した $\alpha$ は0.03~0.04程度のもものが多いので、 $\alpha=0.03$ と0.04の2ケースについて示す。但し、高減衰ゴム系積層ゴムは、すべての支承を高減衰ゴム系積層ゴムとした場合は、周期を定めれば積層ゴムの面積は確定されるので $\alpha$ に関係なく求めている。

図1.3-9に免震層の総変位距離の推定を示す。これは、総入力エネルギーを降伏荷重で除して求めたもので、降伏変位が0とした時のダンパーの累積塑性変形量およびすべり支承の総すべり量となる。これによると、総変位量はOSKH02-SDとAIC003-SDが大きく、 $\alpha=0.03$ で約30

m、 $\alpha=0.04$  で約 20m となっている。OSKH02-AV、AIC003-AV は約 10m 程度である。AIC004 や KGIN は SD でも 10~15m 程度である。

図 1.3-10 に鉛プラグ入り積層ゴムのエネルギーE/鉛プラグ体積  $V_p$  の推定を示す。ここにおいて、鉛プラグの高さは 400mm と仮定した。また、図 1.3-11 に  $E/V_p$  を鉛の体積熱容量（比熱×比重=1.65 J/cm<sup>3</sup>°C）で除して求めた温度上昇の推定を示す。これは完全断熱状態でエネルギーがすべて熱になるとした温度上昇なのでやや安全側の評価であると思われるが、OSKH02-SD と AIC003-SD では最大 400°C 程度まで上昇する。

図 1.3-12 に高減衰ゴム系積層ゴムのエネルギーE/ゴム体積  $V_r$  の推定を示す。ここにおいて、高減衰ゴム系積層ゴムは  $G=0.59\text{N/mm}^2$  (E0.6 タイプ) とし、ゴム総厚は 200mm と仮定した。固有周期は 200%ひずみの等価剛性を用いて算定している。また、図 1.3-13 に  $E/V_r$  をゴムの体積熱容量 (1.43 J/cm<sup>3</sup>°C) で除して求めた温度上昇の推定を示す。OSKH02-SD が最も温度上昇は大きい最大 50°C 程度であり、それ以外は 20°C 程度と鉛プラグ入り積層ゴムの鉛の温度上昇に比べかなり小さい。

図 1.3-14 に鋼材ダンパー (U型ダンパー  $t=36\text{mm}\times 8$  本) の 1 台あたりの吸収エネルギー推定を示す。OSKH02-SD と AIC003-SD が大きく 10000kNm 程度となっている。

図 1.3-15 に鉛ダンパー (U2426) の 1 台あたりの吸収エネルギー推定を示す。OSKH02-SD と AIC003-SD が大きく 6000kNm 程度となっている。

図 1.3-16 にオイルダンパー (リリース荷重 1000 kN タイプ) を用いた場合の吸収エネルギー推定を示す。OSKH02-SD と AIC003-SD が大きく 25000~30000kNm 程度となっている。図 1.3-17 にオイルダンパーが吸収するエネルギーがすべて熱に変換されると考えた場合のダンパー温度を示す。ここにおいて、ダンパーの温度上昇は放熱を無視して、ダンパーの吸収エネルギーを鉄部とオイルの体積熱容量で除して算定した。ここにおいて、算定した温度は外気温を 20°C としてダンパーの温度がどの程度になるかを求めたものである。これによると、OSKH02-SD と AIC003-SD において、ダンパー温度は 80°C 近くまで上昇している。

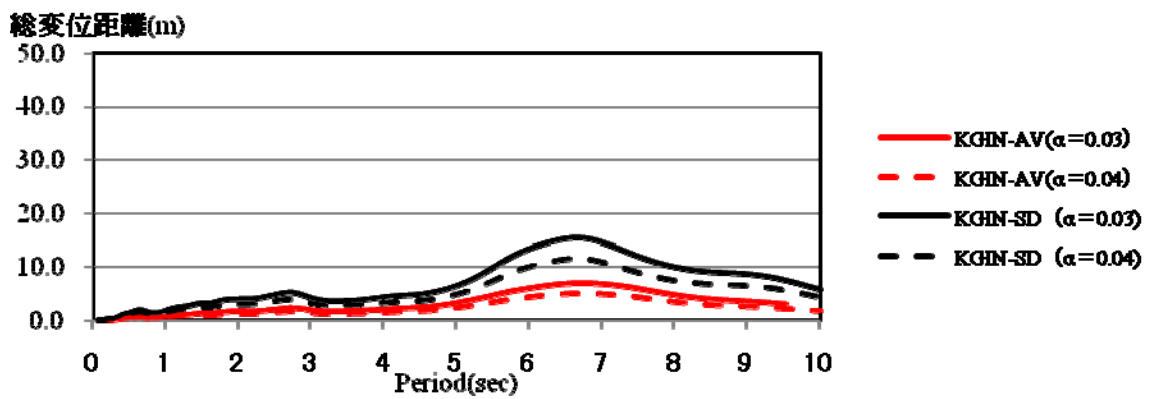
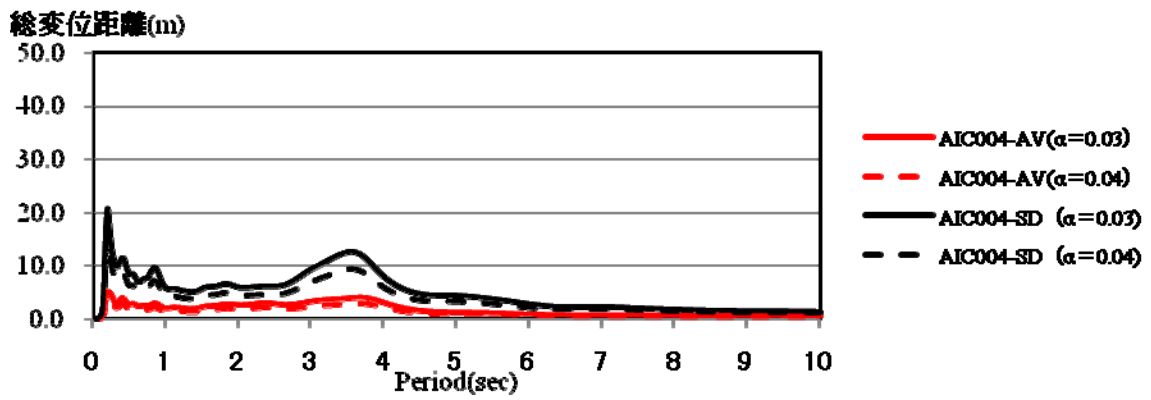
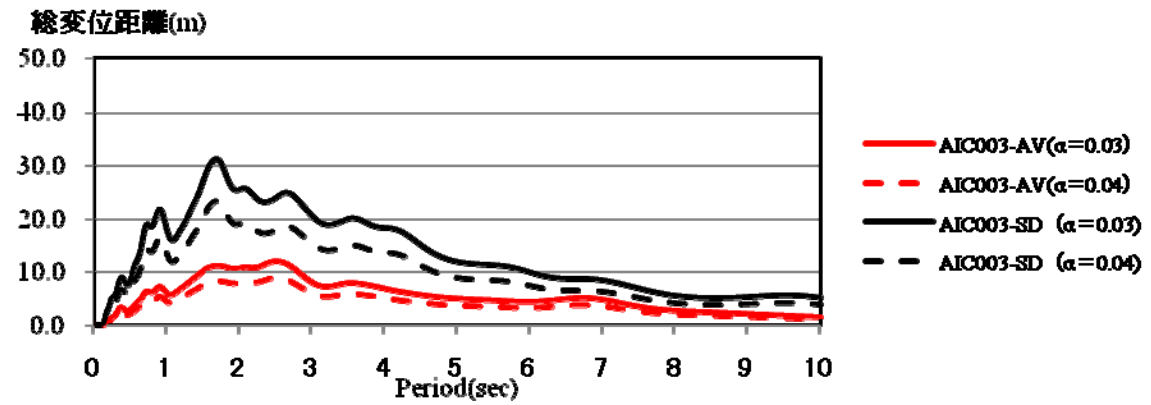
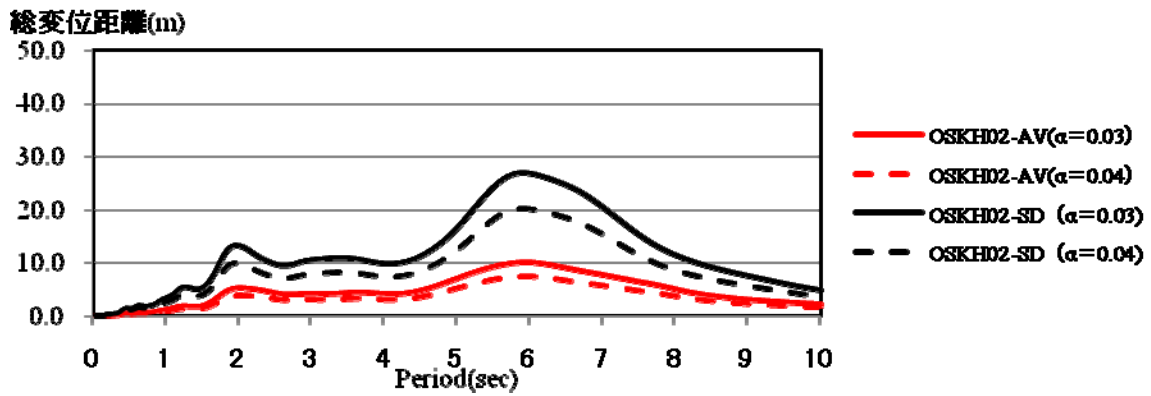


図 1.3-9 総変位距離の推定

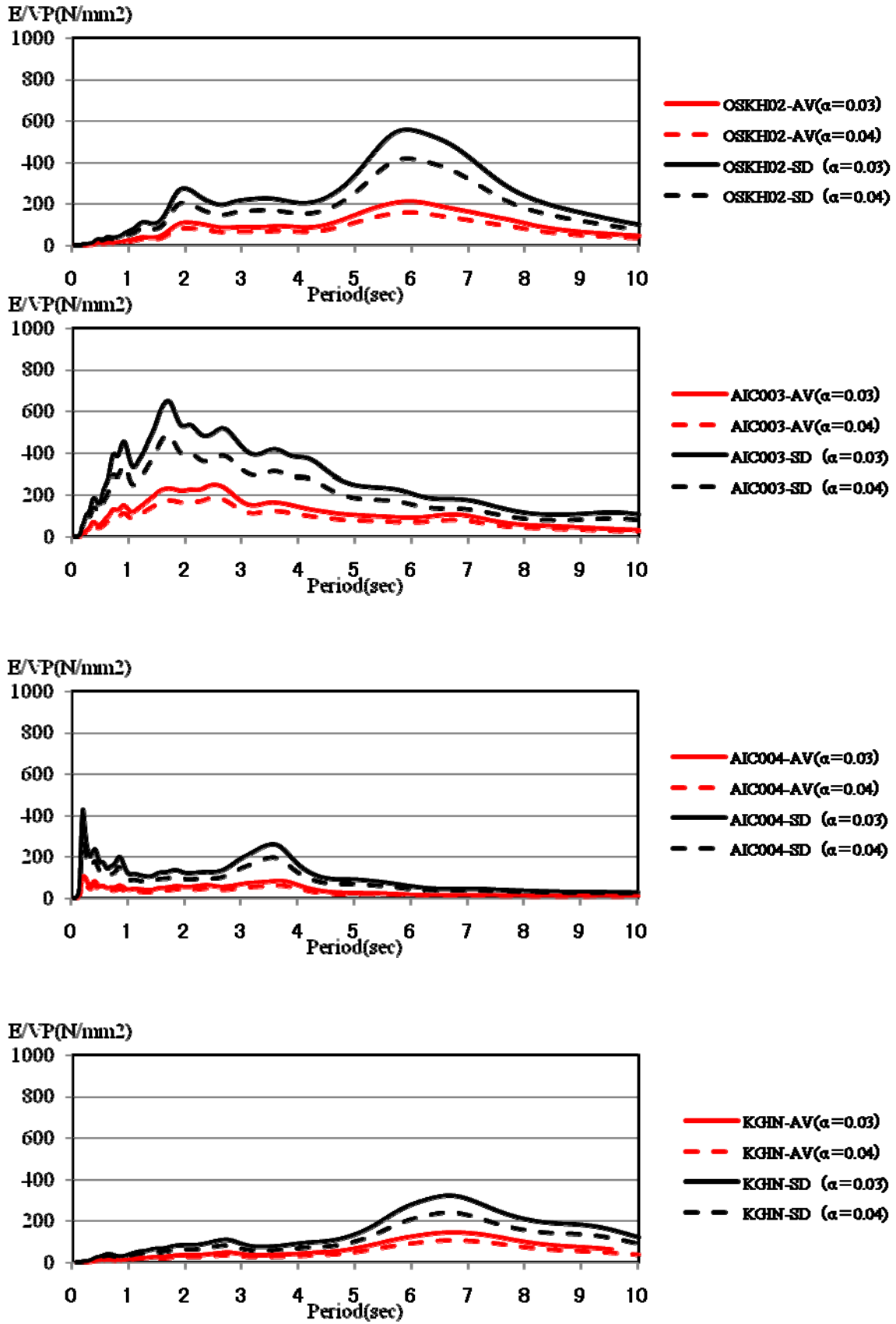


図 1.3-10 鉛プラグ入り積層ゴムのエネルギー/鉛プラグ体積の推定

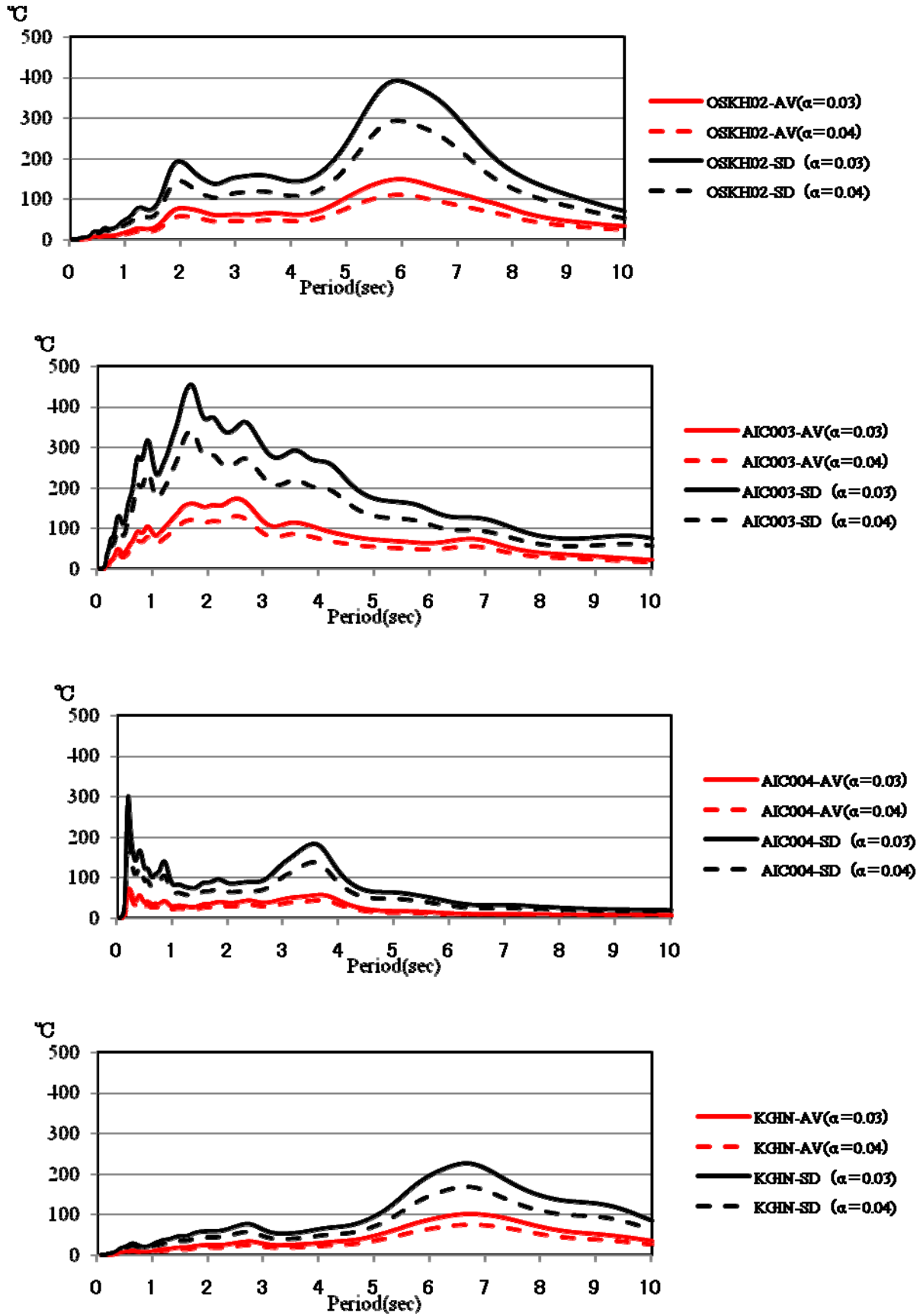


図 1.3-11 鉛プラグ入り積層ゴムの温度上昇の推定

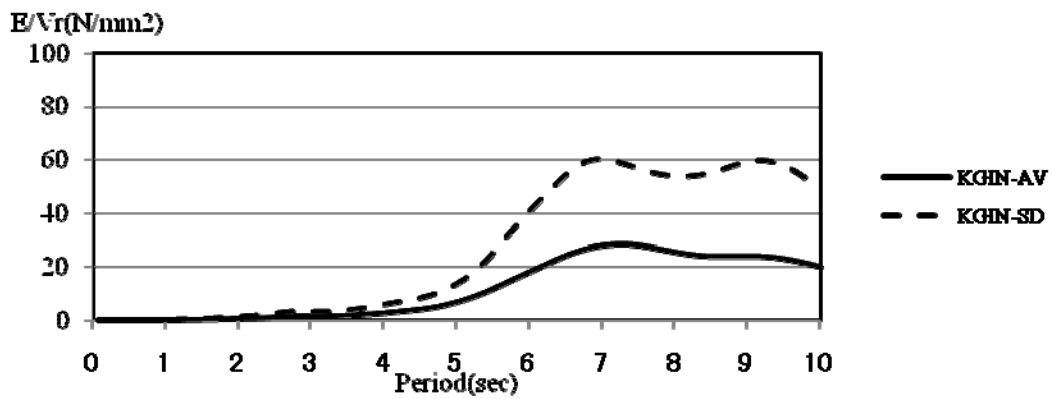
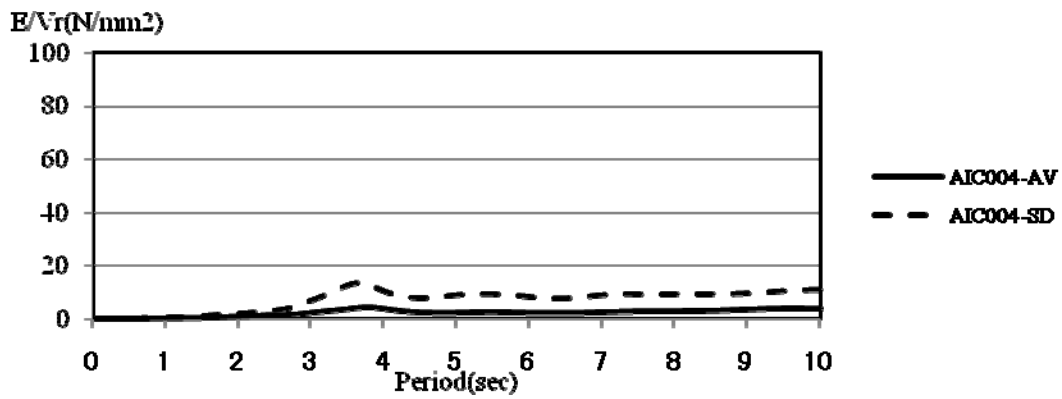
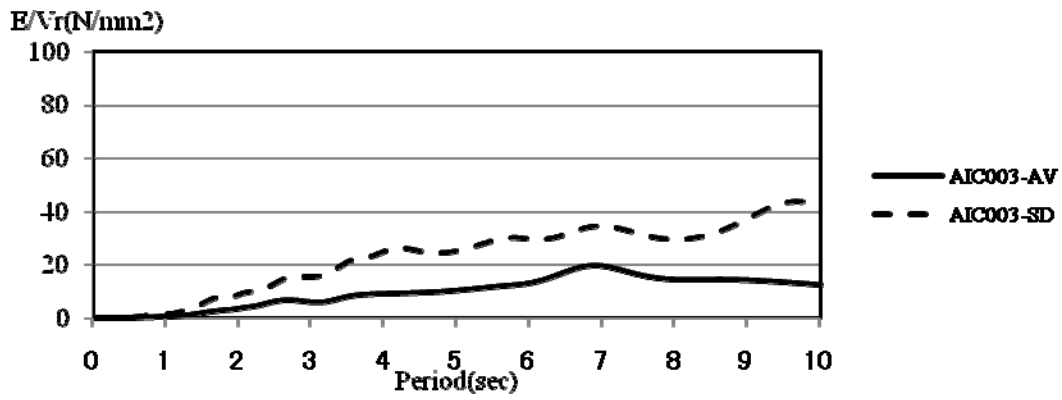
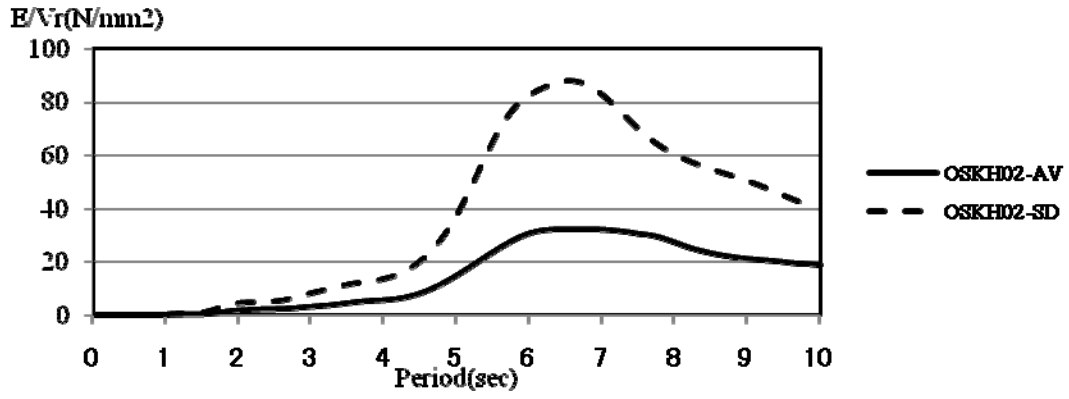


図 1.3-12 高減衰ゴム系積層ゴムのエネルギー/ゴム体積の推定

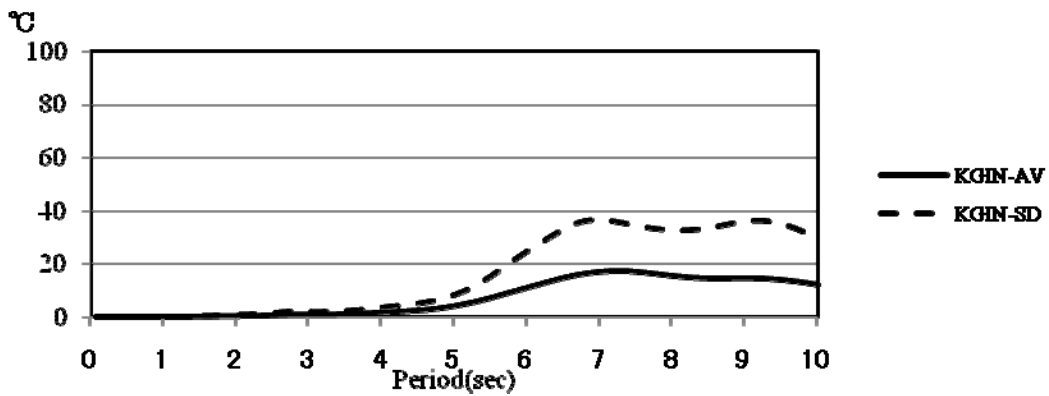
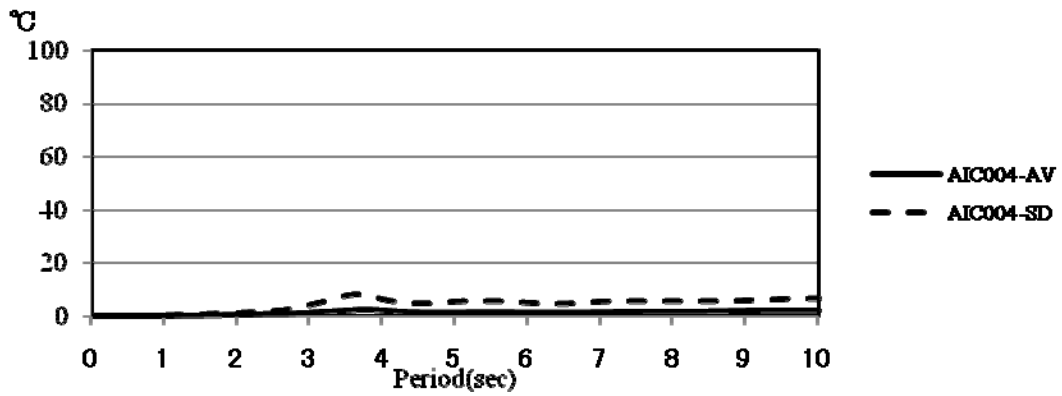
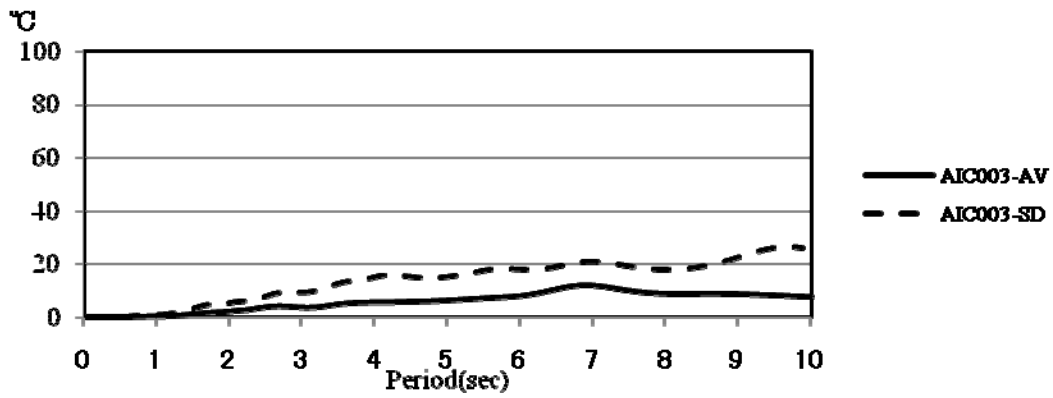
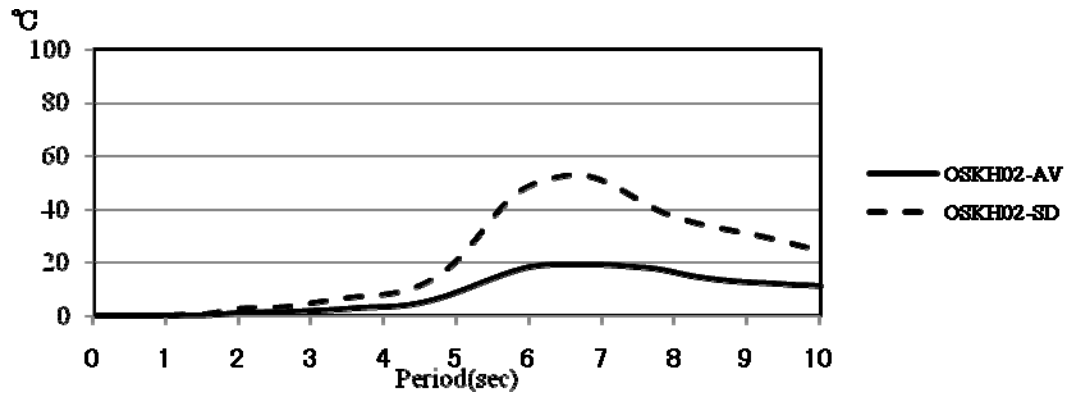


図 1.3-13 高減衰ゴム系積層ゴムの温度上昇の推定

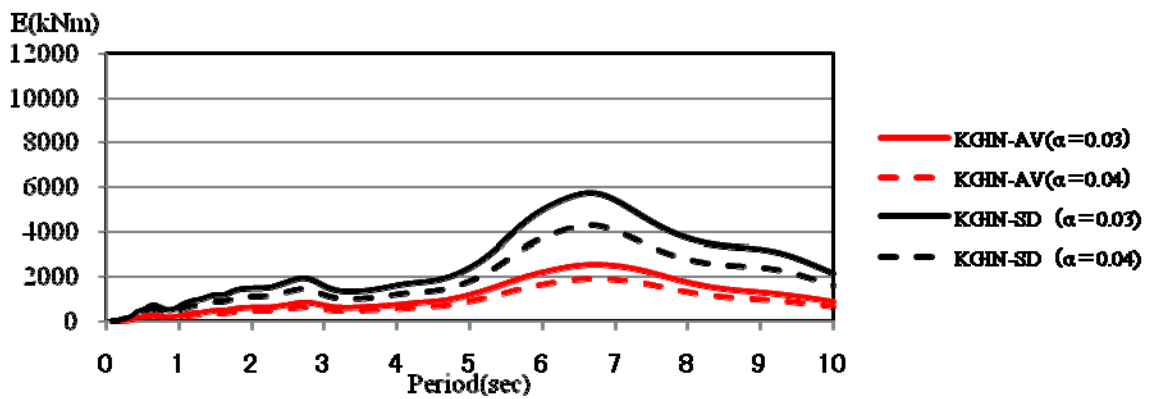
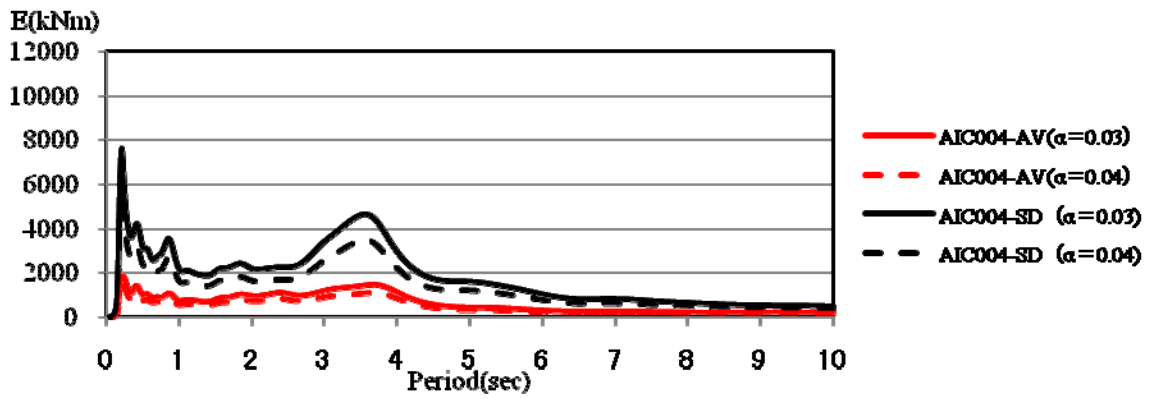
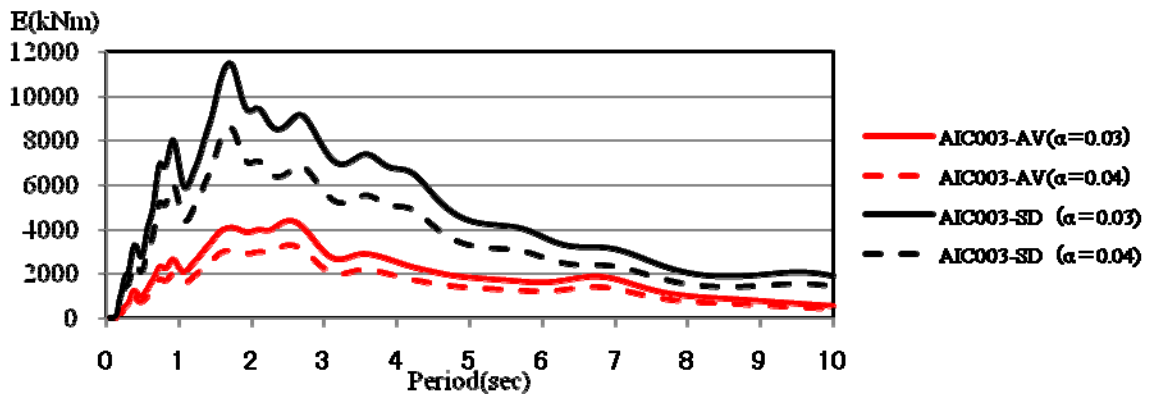
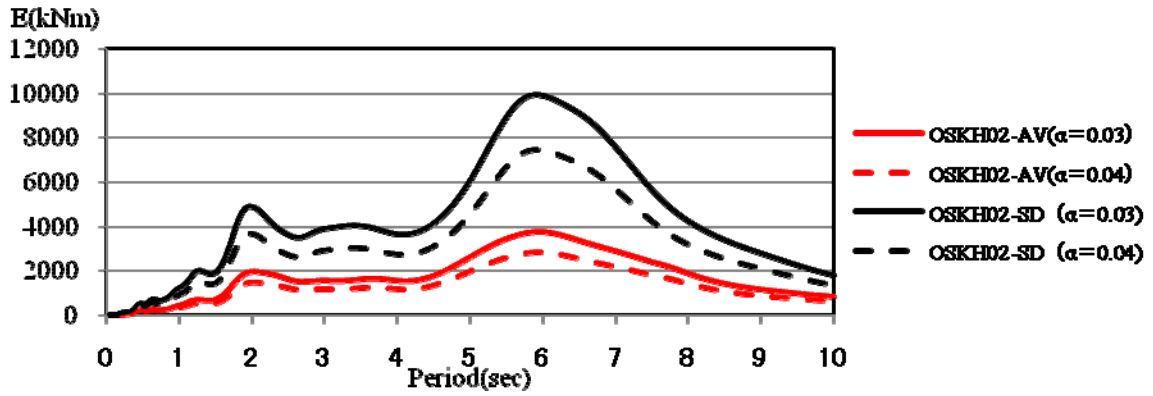


図 1.3-14 鋼材ダンパーの 1 台あたりのエネルギーの推定



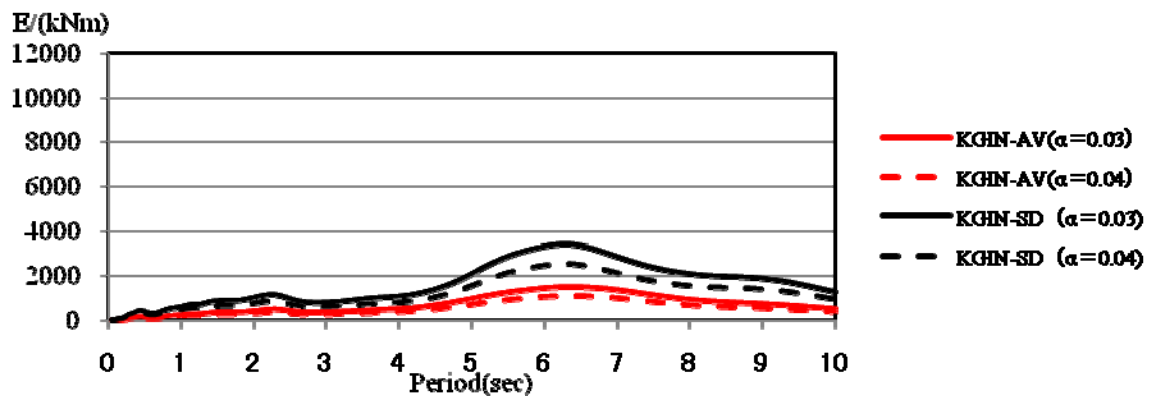
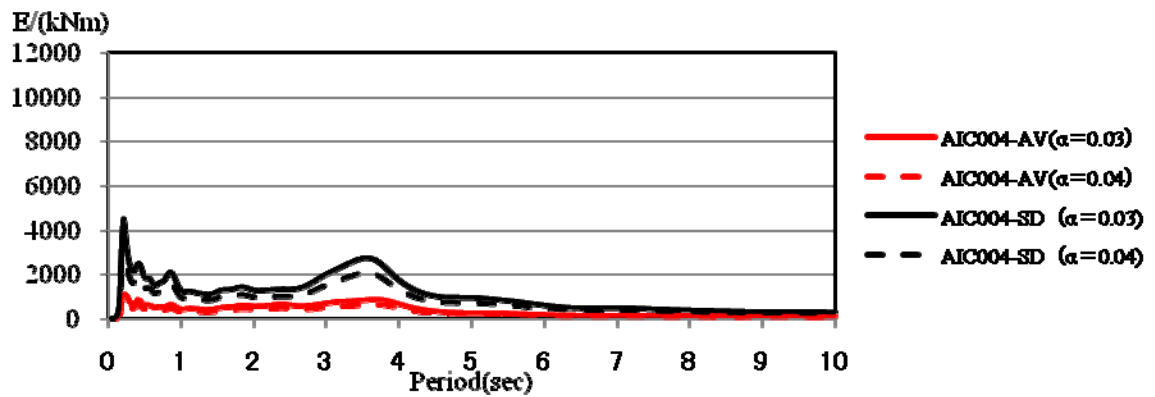
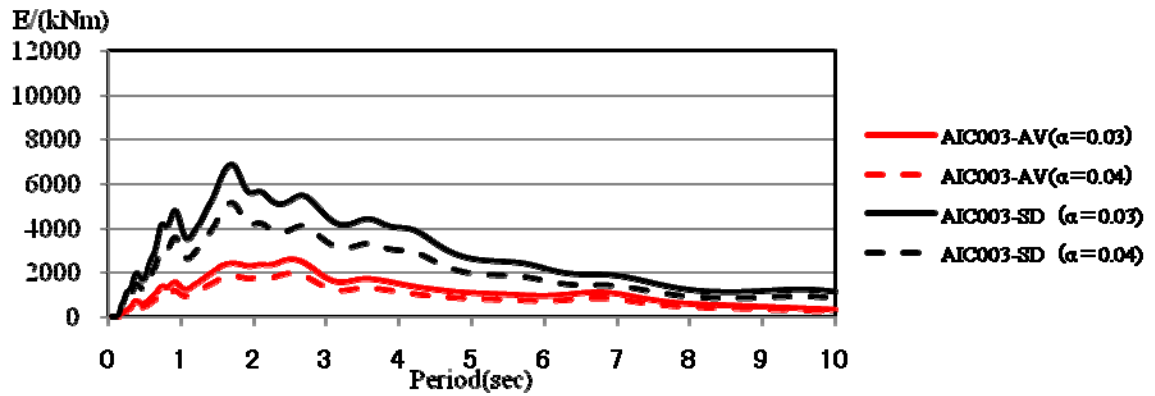
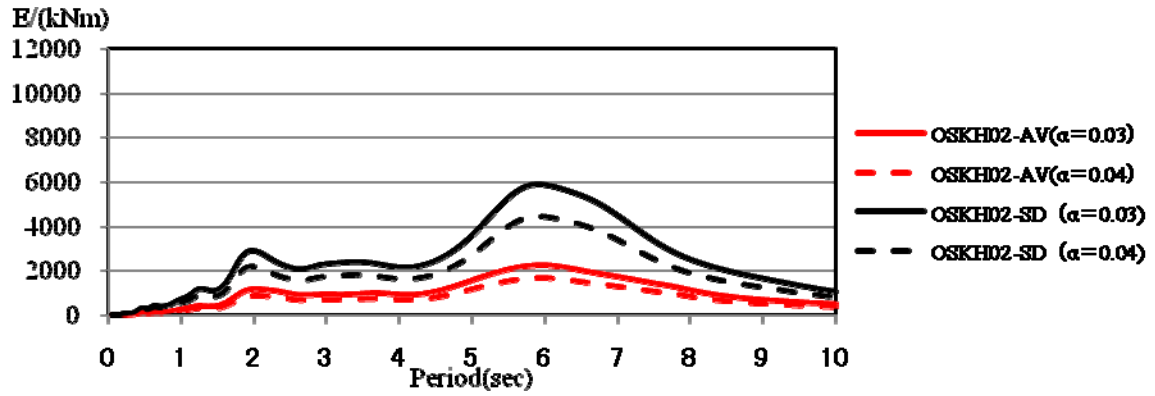


図 1.3-15 鉛ダンパーの 1 台あたりのエネルギーの推定

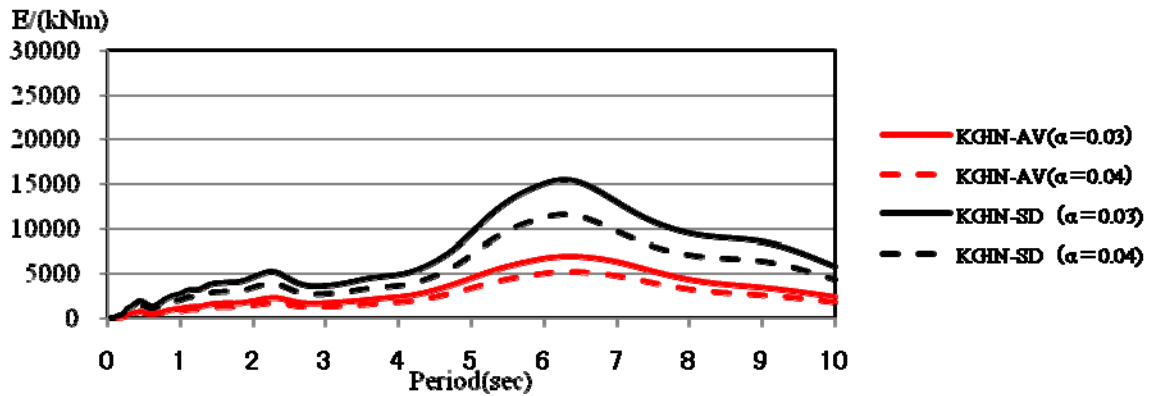
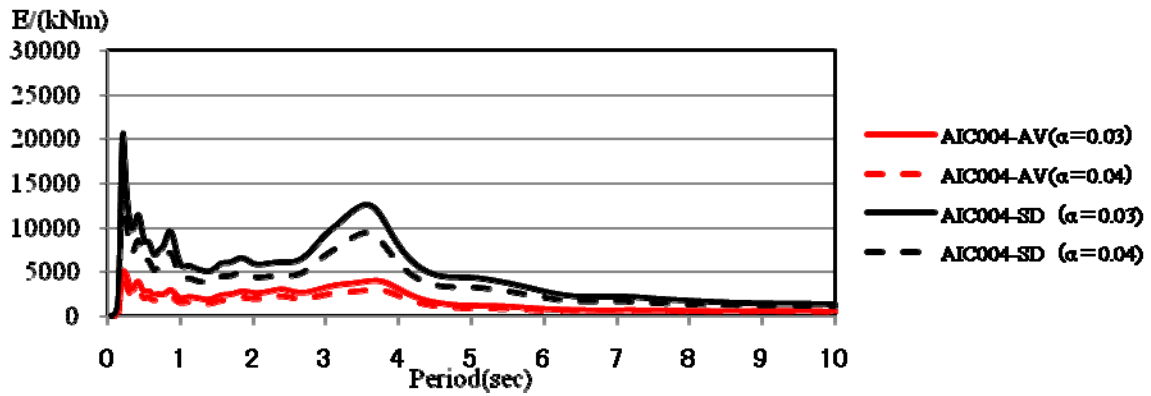
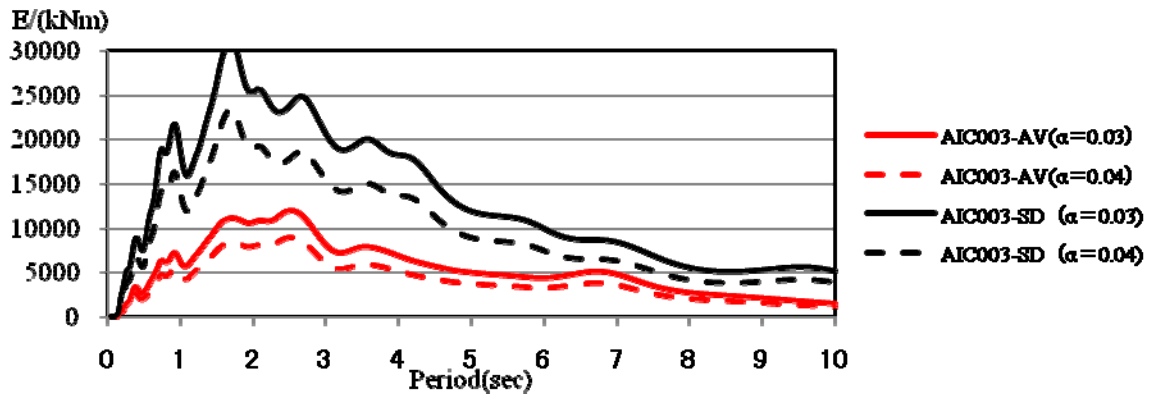
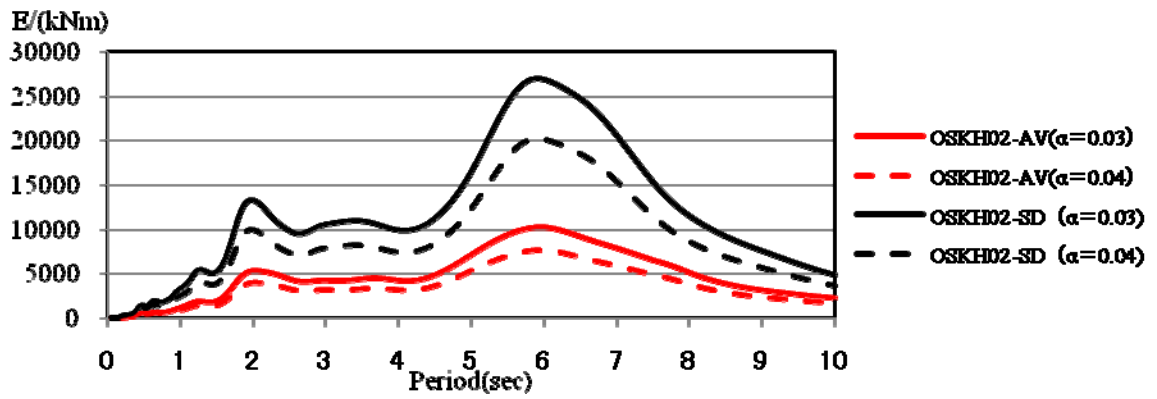


図 1.3-16 オイルダンパーの 1 台あたりのエネルギーの推定

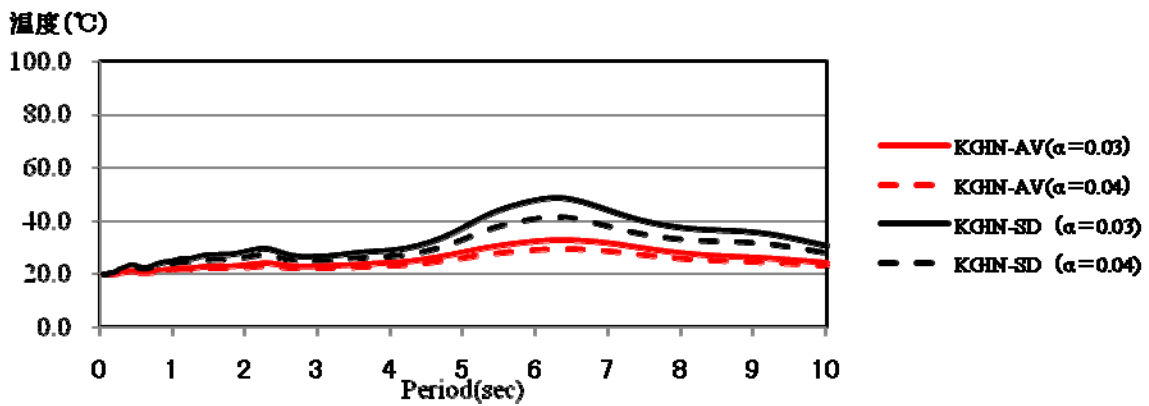
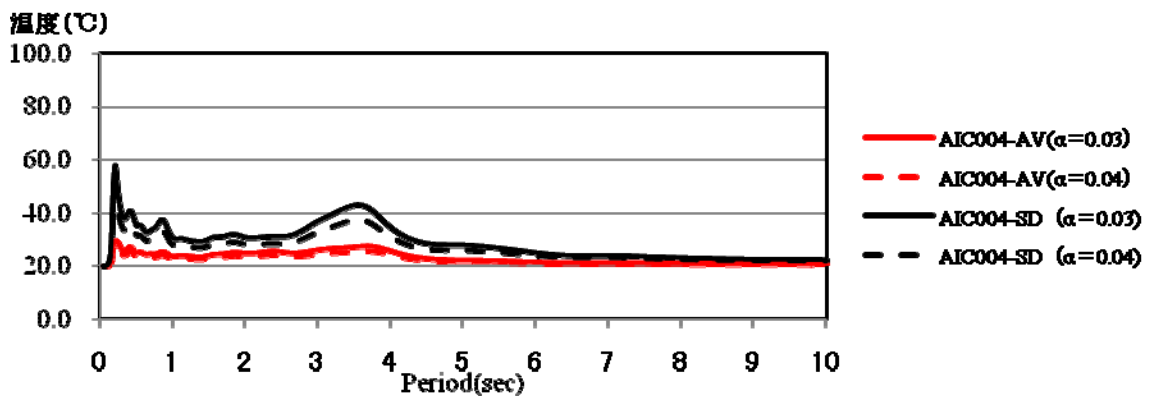
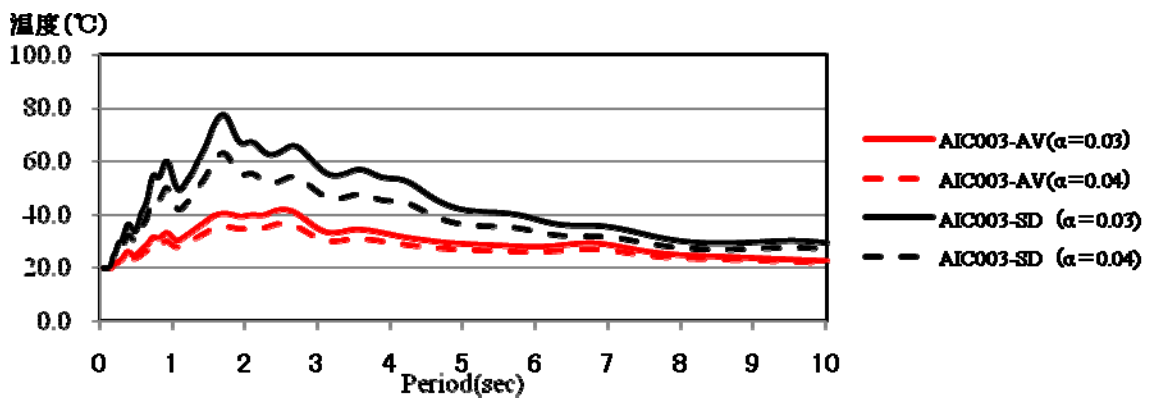
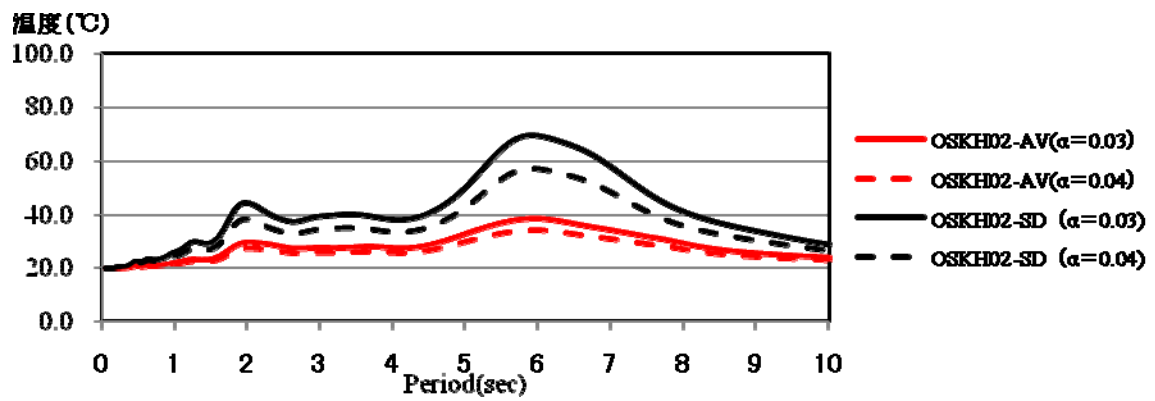


図 1.3-17 オイルダンパーの温度の推定

## (2) モデル建物の免震部材の吸収エネルギー量

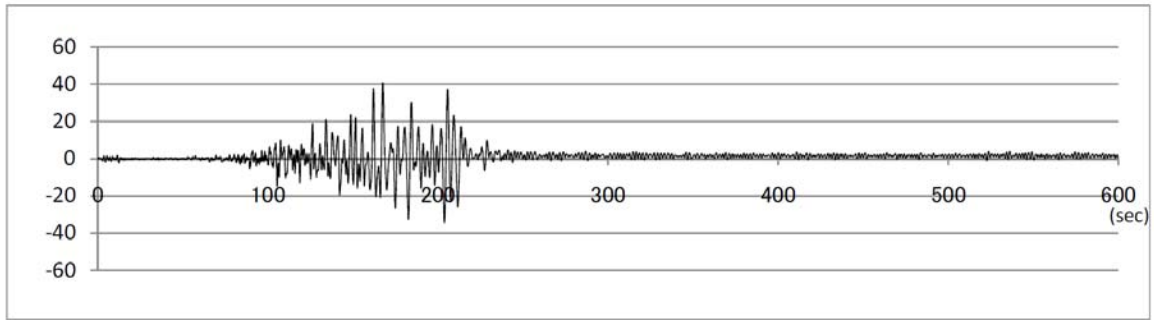
検討にあたっては、建物モデル 40 棟の中から、すべての種類の免震部材を網羅できるように 10 棟を選択し、検討を行う。これらの建物について、表 1.3-5 に示すように各免震部材ごとに吸収エネルギーや累積塑性変形などのエネルギー吸収に係わると思われる値を求めた。エネルギー吸収に係わる指標として、鉛プラグ入り積層ゴムでは、吸収エネルギー  $E$  を鉛プラグの体積  $V_p$  で除した  $E/V_p$  とした。高減衰ゴム系積層ゴムは  $E$  をゴム体積  $V_r$  で除した  $E/V_r$  とした。また、すべり支承では総滑動距離、鋼材ダンパーや鉛ダンパーでは 1 台あたりの吸収エネルギー  $E$  の他に、累積塑性変形を求めた。オイルダンパーに関しては吸収エネルギー  $E$  とダンパーの鉄部の重量を示した。

なお、検討用地震動は 1.3.4(1)の結果を踏まえ、エネルギーの大きい N-OSKH02-AV,SD 及び T-TN-AIC003-AV,SD の 4 波とした。

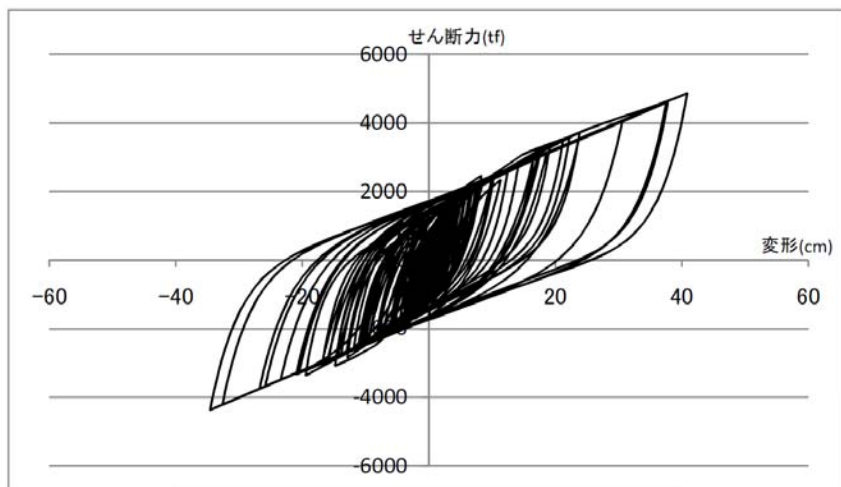
図 1.3-18、図 1.3-19 に免震部材の変位時刻歴、荷重-変形関係、エネルギーの時刻歴の一例を示す。免震部材の吸収エネルギーは T-TN-AIC003-SD、N-OSKH02-SD とも 100 秒付近から急激に増加し約 200 秒以降はほとんどエネルギーの増加はないことがわかる。表 1.3-6 に免震部材のエネルギー吸収量が総量の 5%に達した時刻  $T(5\%)$  と 95%に達した時刻  $T(95\%)$ 、および変位の最大値とその発生時刻を示す。 $T(95\%)-T(5\%)$  は AIC003 で概ね 100 秒程度、OSKH02 で 140 秒程度となっている。また、変位最大値の発生時刻は AIC003 のほとんどが 167 秒付近、OSKH02 が 230 秒付近となっている。

表 1.3-5 エネルギー検討結果の一覧

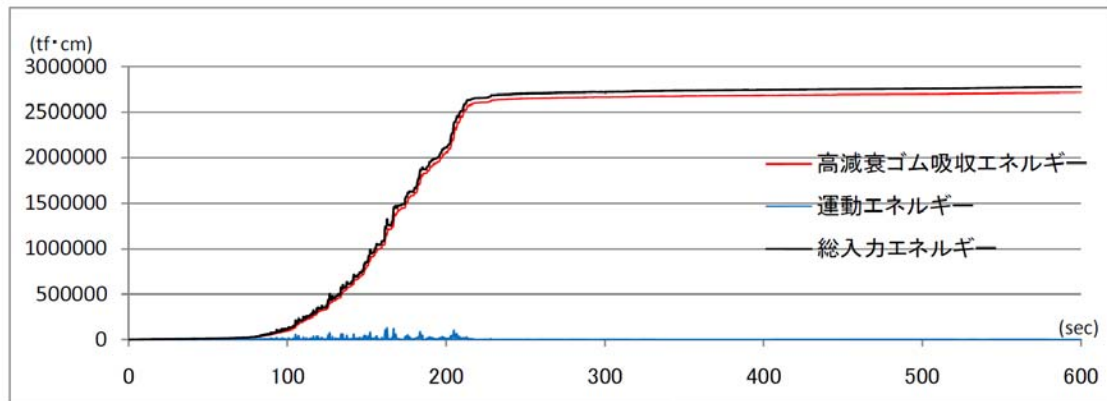
記号	分類	軒高 (m)	免震システム	基礎固定 (s)	固有周期 200%ひずみ (s)	$\alpha$	地震動	免震層の総吸収E (kNm)	エネルギーの速度換算値 (Vet/m/s)	最大変位 (m)	総変位距離 (m)	LRB E/Vp (N/mm <sup>2</sup> )	HDR E/Vr (N/mm <sup>2</sup> )	滑り支承 総すべり距離	鋼材D E/台 (kNm)	鉛D E/台 (kNm)	オイルD E/台 (kNm)					
A-3	中高層 第3世代	34.6	HDR	0.73	3.25	0.028	N-OSKH02-AV	5.12.E+04	1.45	0.12	11.4		4.8									
							N-OSKH02-SD	1.46.E+05	2.44	0.22	20.4		13.8									
							T-TN-AIC003-AV	1.19.E+05	2.22	0.26	19.2		11.2									
							T-TN-AIC003-SD	2.66.E+05	3.31	0.41	34.4		25.2									
B-3	低層 第3世代	13.1	NR+SL +オイルD	0.22	3.36	0.039	N-OSKH02-AV	1.82.E+03	1.37	0.11	4.2		4.2					310				
							N-OSKH02-SD	5.44.E+03	2.37	0.20	11.0		11.0								1137	
							T-TN-AIC003-AV	4.60.E+03	2.17	0.17	8.6		8.6					8.6				1063
							T-TN-AIC003-SD	1.12.E+04	3.39	0.27	17.9		17.9					17.9				
C-4	超高層 第3世代	88.5	NR + LRB	2.27	4.93	0.028	N-OSKH02-AV	2.61.E+04	2.01	0.18	7.8		47.0									
							N-OSKH02-SD	1.27.E+05	4.18	0.43	19.4		227.0									
							T-TN-AIC003-AV	3.61.E+04	2.45	0.19	11.2		65.0									
							T-TN-AIC003-SD	8.84.E+04	3.71	0.37	19.9		159.0									
D-2	中高層 第3世代	29.9	LRB	0.86	3.45	0.032	N-OSKH02-AV	2.64.E+04	1.30	0.12	11.1		76.6									
							N-OSKH02-SD	1.13.E+05	2.65	0.44	26.1		327.1									
							T-TN-AIC003-AV	7.11.E+04	2.14	0.25	22.8		206.5									
							T-TN-AIC003-SD	1.56.E+05	3.15	0.49	34.7		452.6									
E-2	中高層 第2世代	26.1	NR +鉛D+鋼材D	0.68	2.56	0.068	N-OSKH02-AV	2.37.E+03	1.32	0.09	7.1					136.5	221.3					
							N-OSKH02-SD	5.52.E+03	2.01	0.14	10.9					381.3	461.2					
							T-TN-AIC003-AV	7.37.E+03	2.37	0.13	12.6					556.8	575.0					
							T-TN-AIC003-SD	1.50.E+04	3.40	0.25	20.7					1285.2	1038.9					
F-3	中高層 第3世代	31.0	NR+SL	1.81	4.30	0.040	N-OSKH02-AV	9.67.E+03	1.44	0.11	12.8			2.38								
							N-OSKH02-SD	2.56.E+04	2.32	0.22	18.8			6.32								
							T-TN-AIC003-AV	1.90.E+04	2.07	0.23	17.2			4.67								
							T-TN-AIC003-SD	4.40.E+04	3.13	0.35	30.6			10.94								
G-4	中高層 第3世代	24.2	NR+オイルD	1.04	3.57	0.094	N-OSKH02-AV	3.94.E+04	1.61	0.15	13.0							1231				
							N-OSKH02-SD	9.59.E+04	2.51	0.20	21.0									2997		
							T-TN-AIC003-AV	7.36.E+04	2.20	0.16	17.1										2300	
							T-TN-AIC003-SD	1.79.E+05	3.44	0.28	27.8											5601
H-4	超高層 第3世代	60.4	NR +鉛D+鋼材D	1.82	4.02	0.035	N-OSKH02-AV	1.45.E+04	1.42	0.09	6.9				433.5	672.1						
							N-OSKH02-SD	4.07.E+04	2.37	0.18	14.0				1919.3	1811.1						
							T-TN-AIC003-AV	2.74.E+04	2.11	0.21	12.4					1416.8	1359.6					
							T-TN-AIC003-SD	6.88.E+04	3.28	0.34	23.7					4016.0	3296.9					
I-1	中高層 第2世代	31.3	HDR+SL	0.50	3.04	0.030	N-OSKH02-AV	8.99.E+03	1.44	0.15	24.5			3.9								
							N-OSKH02-SD	2.26.E+04	2.29	0.21	39.2			9.8								
							T-TN-AIC003-AV	2.59.E+04	2.45	0.24	43.4			11.2								
							T-TN-AIC003-SD	4.60.E+04	3.27	0.37	45.8			20.0								
J-1	中高層 第2世代	44.3	NR+転がり +オイルD +鋼材D	1.10	4.27	0.020	N-OSKH02-AV	1.29.E+05	1.56	0.17	12.4			12.4	420.2			13594				
							N-OSKH02-SD	3.83.E+05	2.69	0.42	24.3			24.3	1368.8				34907			
							T-TN-AIC003-AV	2.34.E+05	2.1	0.26	18.4			18.4	788.0				23344			
							T-TN-AIC003-SD	5.21.E+05	3.13	0.49	33.8			33.8	1812.9				49654			



高減衰積層ゴムの変位波形

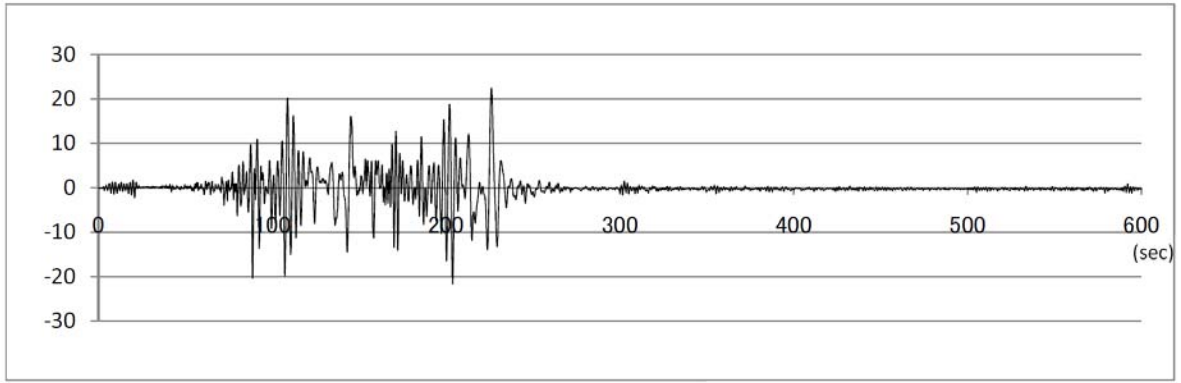


高減衰積層ゴムの荷重変形関係(積層ゴム全体の合計)

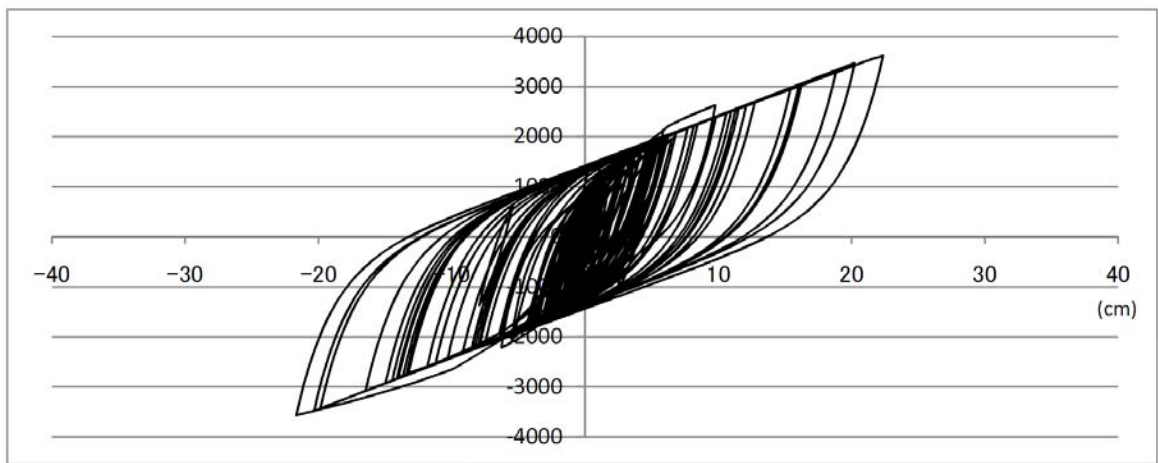


エネルギーの時刻歴

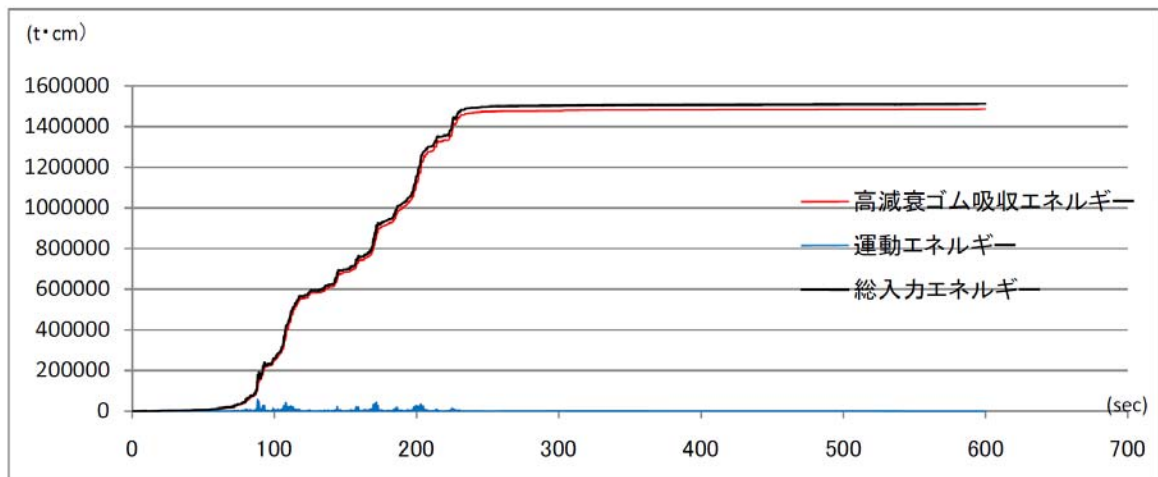
図 1.3-18 免震部材の変位時刻歴、荷重-変形関係、エネルギーの時刻歴  
(T-TN-AIC003-SD)



高減衰積層ゴムの変位波形



高減衰積層ゴムの荷重変形関係(積層ゴム全体の合計)



エネルギーの時刻歴

図 1.3-19 免震部材の変位時刻歴、荷重-変形関係、エネルギーの時刻歴  
(N-OSKH02-SD)

表 1.3-6 免震部材のエネルギー吸収量時刻、変位最大値発生時刻

記号	A-3		E-2		H-4	
免震システム	HDR		NR+鉛 D+鋼棒 D		NR+履歴 D	
対象部材	HDR		鋼棒 D	鉛 D	鋼棒 D	鉛 D
地震動	OSKH02-SD	AIC003-SD	AIC003-SD		AIC003-SD	
T (5%) (s)	85.20	105.22	107.24	94.18	119.68	93.52
T (95%) (s)	227.42	215.60	187.82	200.50	211.66	213.52
T (95%) - T (5%) (s)	142.22	110.38	80.58	106.32	91.98	120.00
最大変位(mm)	220	410	250	250	339	339
(発生時刻) (s)	(226.16)	(167.7)	(167.34)	(167.34)	(167.674)	(167.674)

記号	I-1		J-1			
免震システム	HDR+SL		NR+転がり+オイル D+鋼棒 D			
対象部材	HDR		鋼材 D	オイル D	鋼材 D	オイル D
地震動	OSKH02-SD	AIC003-SD	OSKH02-SD		AIC003-SD	
T (5%) (s)	80.56	103.30	89.18	80.20	110.18	86.34
T (95%) (s)	224.78	224.14	236.14	239.86	213.52	348.48
T (95%) - T (5%) (s)	144.22	120.84	146.96	159.66	103.34	262.14
最大変位(mm)	209.00	372	418	418	491	491
(発生時刻) (s)		(167.48)	(229.38)	(229.38)	(182.88)	(182.88)

記号	C-4		D-2		F-2	
免震システム	NR+LRB		LRB		NR+SL	
対象部材	LRB		LRB		SL	
地震動	OSKH02-SD	AIC003-SD	OSKH02-SD	AIC003-SD	OSKH02-SD	AIC003-SD
T (5%) (s)	109.03	94.95	98.16	104.56	87.56	110.08
T (95%) (s)	243.24	214.03	184.36	328.00	227.56	212.86
T (95%) - T (5%) (s)	134.21	119.08	86.20	223.44	140.00	102.78
最大変位(mm)	427	370.00	408.8	496	220.00	351
(発生時刻) (s)	(232.6)		(229.6)	(183.00)		(167.68)



## 1.4 免震部材のエネルギー吸収性能評価・試験方法の考え方

### 1.4.1 エネルギー吸収性能評価

#### 1.4.1-1 積層ゴム支承

(1) はじめに

鉛プラグ入り積層ゴム (LRB) と高減衰ゴム系積層ゴム (HDR) では、繰り返し加力による温度上昇に伴い、降伏荷重、降伏後剛性、等価剛性等の特性値が低下する特性を有する。よって、これらの積層ゴムを用いた免震建築物が長周期地震動による多数回の繰り返し変形を受けた際の応答評価を行なう場合、温度上昇の影響を考慮することによって、より精度の高い結果が得られると考えられる。以下では、温度上昇の影響を考慮した評価法の一つとして、免震建築物のエネルギーの釣り合いに着目した手法を紹介する。

(2) LRB

温度上昇に伴う LRB の降伏荷重の低下を考慮しない解析結果を用いて、温度上昇の影響を考慮した場合の降伏荷重の低下や免震層最大変形を予測する手法を示す。

a. 降伏荷重の低下<sup>1.4.1-1)</sup>

ここでは、免震層が LRB のみで構成されている場合を想定し、温度上昇を考慮しない解析によって、LRB による履歴吸収エネルギー  ${}_{LRB}W_p$  及び免震層最大変形  $\delta_{\max}$  が得られているものとする。LRB の温度上昇に伴う降伏荷重の低下と履歴吸収エネルギーの関係を求める。LRB の降伏荷重の低下を表す代表値として、地震動継続時間中における最小値を選定し、これを設計値で除した低下率  ${}_{LRB}k_{\min}$  で評価する。図 1.4.1-1 に示すように、 ${}_{LRB}k_{\min}$  は次式で定義される。

$${}_{LRB}k_{\min} = \frac{{}_{LRB}Q_y(\text{最小値})}{{}_{LRB}Q_y(\text{設計値})} \quad (1.4.1-1)$$

ここで、 ${}_{LRB}Q_y$  は LRB の降伏荷重である。

一方、履歴吸収エネルギーを表す代表値として、温度上昇を考慮しない解析から得られた履歴吸収エネルギー  ${}_{LRB}W_p$  を選定し、これを鉛プラグ体積  $V_p$  で除したもので評価する。文献<sup>1.4.1-2)</sup>

に示した、LRB の温度上昇を考慮した地震応答解析結果に基づき、 ${}_{LRB}k_{\min}$  と  ${}_{LRB}W_p$  の関係をプロットしたものが図 1.4.1-2 である。両者の関係式は、解析結果の下限値をとるように設定し式(1.4.1-2)を得た。

$${}_{LRB}k_{\min} = -0.06 + 1.25 \times \exp\left(-\frac{{}_{LRB}W_p}{V_p} \times \frac{1}{360}\right) \quad (1.4.1-2)$$

式(1.4.1-2)に  ${}_{LRB}W_p$  を代入すれば低下率  ${}_{LRB}k_{\min}$  を求めることができる。

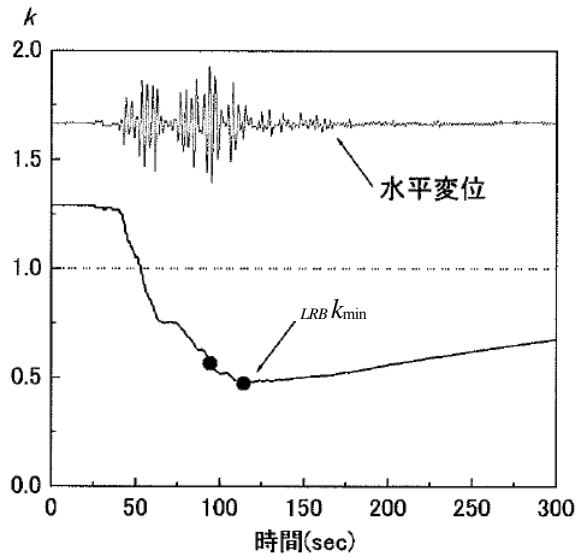


図 1.4.1-1  $LRB k_{min}$  の定義 <sup>1.4.1-12)</sup>に加筆

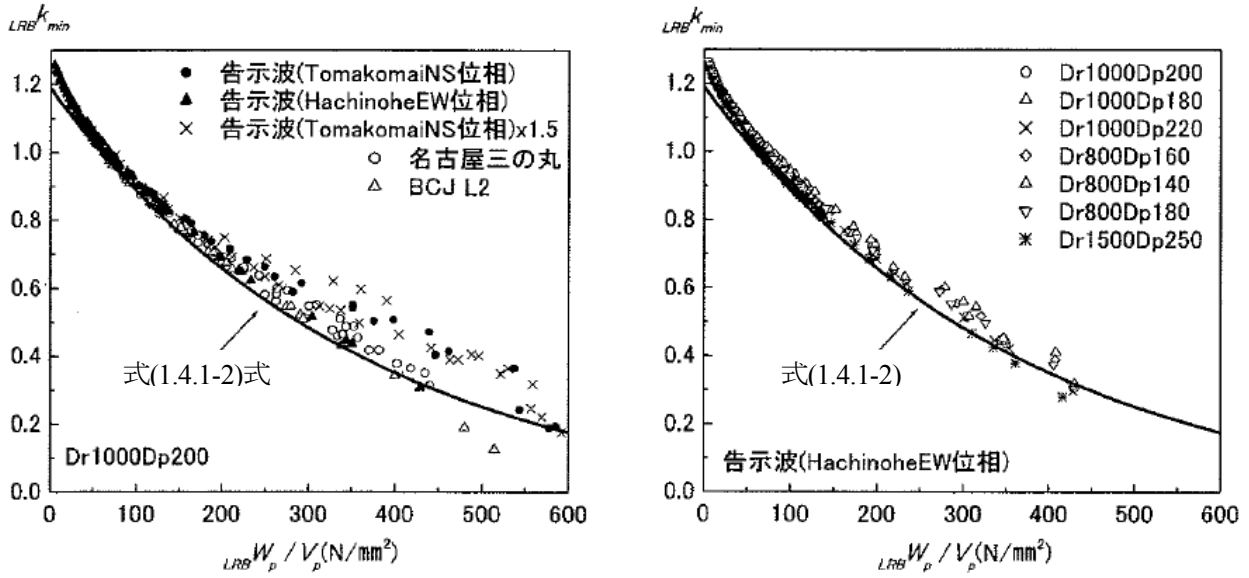


図 1.4.1-2  $LRB k_{min}$  と  $LRB W_p$  の関係 <sup>1.4.1-1)</sup>に加筆

b. 免震層最大変形 <sup>1.4.1-3)</sup>

エネルギーの釣り合いに基づき、温度上昇を考慮しない解析結果から、温度上昇を考慮した応答値を予測する手法を示す。等価繰返し数  $n_1$  は次式で与えられる。

$$n_1 = \frac{LRB W_p}{4 \cdot LRB Q_y \cdot \delta_{max}} \tag{1.4.1-3}$$

LRB の温度上昇を考慮した場合の等価繰返し数  $n'_1$  を次式で定義する。

$$n'_1 = \frac{s W'_p}{4 \cdot LRB k_{min} \cdot s Q_y \cdot \delta'_{max}} \tag{1.4.1-4}$$

ここで、温度上昇を考慮した場合の値は（'）は付して表記する。  
解析結果より、 $n'_1$ と $n_1$ の関係として次式が提案されている。

$$\frac{n'_1}{n_1} = \frac{1}{2} \left( \frac{1}{LRB k_{\min}} + 1 \right) \quad (1.4.1-5)$$

式(1.4.1-5)に式(1.4.1-3)と式(1.4.1-4)を代入すれば、次式が得られる。

$${}_{LRB}W'_p = \frac{LRB k_{\min} + 1}{2} \cdot \frac{\delta'_{\max}}{\delta_{\max}} \times {}_{LRB}W_p \quad (1.4.1-6)$$

LRB の温度上昇を考慮した場合の入力エネルギーと考慮しない場合の入力エネルギーを同量とすれば、エネルギーの釣り合いより次式が得られる。

$${}_fW_e + {}_{LRB}W_p = {}_fW'_e + {}_{LRB}W'_p \quad (1.4.1-7)$$

ここで、 ${}_fW_e$  及び  ${}_fW'_e$  は免震層柔要素の弾性振動エネルギーである。

柔要素の水平剛性を  $k_f$  として、式(1.4.1-7)に式(1.4.1-6)を代入して整理すると、

$$\frac{1}{2} k_f \cdot \delta'^2_{\max} + \frac{(1 + LRB k_{\min}) {}_{LRB}W_p}{2\delta_{\max}} \cdot \delta'_{\max} - \frac{1}{2} k_f \cdot \delta^2_{\max} - {}_{LRB}W_p = 0 \quad (1.4.1-8)$$

が得られ、これを  $\delta'_{\max}$  について解けば次式が得られる。

$$\delta'_{\max} = \frac{1}{k_f} \left\{ - \frac{(1 + LRB k_{\min}) {}_{LRB}W_p}{2\delta_{\max}} + \sqrt{\left( \frac{(1 + LRB k_{\min}) {}_{LRB}W_p}{2\delta_{\max}} \right)^2 + k_f^2 \cdot \delta^2_{\max} + 2k_f \cdot {}_{LRB}W_p} \right\} \quad (1.4.1-9)$$

式(1.4.1-9)に  $\delta_{\max}$ 、 ${}_{LRB}W_p$  及び  ${}_{LRB}k_{\min}$  を代入すると、温度上昇を考慮した場合の免震層最大変

形  $\delta'_{\max}$  が得られる。式(1.4.1-9)の精度を検証した結果を示す。図 1.4.1-3 に、温度上昇考慮の解析結果と非考慮の解析結果の関係を (a)、温度上昇を考慮した解析結果と式(1.4.1-9)に基づき評価された予測値の関係を (b) 示す。入力地震動は、三の丸 EW 波及び JMA KOBE NS 波である。(a)より、温度上昇を考慮した解析により、考慮しない場合と比較して免震層最大変形が大きく評価される傾向が認められる。一方、(b)より、式(1.4.1-9)による予測値は温度上昇を考慮した解析結果を概ね包絡しており、安全側の評価ができていることがわかる。

c. 計算例 1

免震建築物の地震応答解析の結果を用いて、本項で示した評価法に基づき、LRB の温度上昇を考慮した場合の降伏荷重の低下と免震層最大変形を予測した。対象とする建物は D-2 である。本建物の柔要素の水平剛性  $k_f$  は  $6.138 \times 10^4$  kN/m である。解析結果から LRB による履歴吸収エネルギー  ${}_{LRB}W_p$  と免震層最大変形  $\delta_{\max}$  が得られる。 ${}_{LRB}W_p$  を鉛プラグ体積  $V_p$  で除した  ${}_{LRB}W_p/V_p$  を求め、これを式(1.4.1-2)に代入すると  ${}_{LRB}k_{\min}$  が得られる。次に、 ${}_{LRB}W_p$ 、 $\delta_{\max}$ 、 $k_f$  及び  ${}_{LRB}k_{\min}$  を式(1.4.1-9)に代入すると、温度上昇を考慮した場合の免震層最大変形  $\delta'_{\max}$  が得られる。計算結果を表 1.4.1-1 に示す。

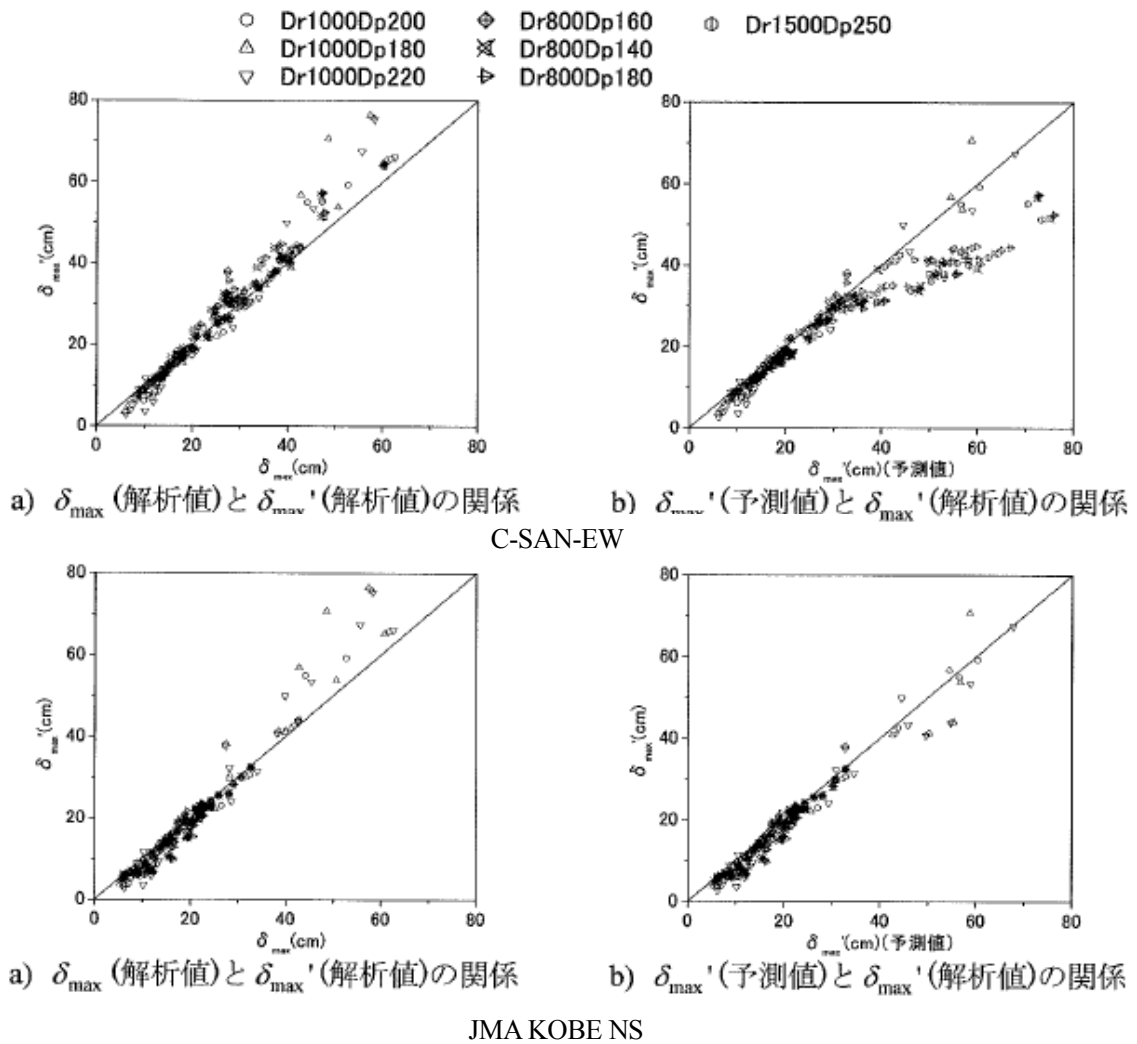


図 1.4.1-3 温度上昇考慮の解析結果と非考慮の解析結果の関係

表 1.4.1-1 温度上昇を考慮した場合の予測値

入力地震動	$LRB W_p$ (kNm)	$\delta_{max}$ (m)	$LRB W_p / V_p$ (N/mm <sup>2</sup> )	$LRB k_{min}$	$\delta'_{max}$ (m)
N-OSKH02-AV	$2.64 \times 10^4$	0.12	76.6	0.950	0.12
N-OSKH02-SD	$1.13 \times 10^5$	0.44	327.1	0.444	0.58
T-TN-AIC003-AV	$7.11 \times 10^4$	0.25	206.3	0.644	0.30
T-TN-AIC003-SD	$1.56 \times 10^5$	0.49	452.6	0.296	0.76

d. 計算例 2

1 質点モデルを対称とし、LRB の温度上昇の影響を考慮しない通常の地震応答解析（非考慮解析）、並びに温度上昇に伴う降伏荷重の低下を考慮した地震応答解析（考慮解析）を実施し、本項で示した評価法との比較を行なった。解析の詳細については e. に示すが、ここでは結果のみを簡単に述べる。

表 1.4.1-2 に非考慮解析と考慮解析の結果を比較して示す。これより、考慮解析の免震層水平変形は、非考慮と比較して 0.99～2.34 倍、免震層における吸収エネルギーは 0.98～1.51 倍となった。特に N-OSKH02-SD の場合、入力地震動の周期特性として 4 秒以降 6 秒程度にかけて大きなピークを持つことから、温度上昇による降伏荷重の低下とそれに伴う周期変化における入力の増大の相乗効果により応答値の増大率が大きくなったものと考えられる。

表 1.4.1-3 に、考慮解析の結果と式(1.4.1-2)及び式(1.4.1-9)による予測値を比較して示す。これより、N-OSKH02-SD を除き、 $\delta'_{\max} / \delta_{\max}$  の値は 0.98～1.02 となっており、本評価法による予測値と温度上昇を考慮した解析結果は概ね一致している。

表 1.4.1-2 温度上昇を考慮・非考慮の比較

入力地震動	免震層水平変形(cm)			免震層吸収エネルギー(kNm)		
	非考慮	考慮	考慮／ 非考慮	非考慮	考慮	考慮／ 非考慮
N-OSKH02-AV	10.3	10.1	0.99	$2.459 \times 10^4$	$2.605 \times 10^4$	1.06
N-OSKH02-SD	17.7	41.4	2.34	$7.290 \times 10^4$	$1.101 \times 10^5$	1.51
T-TN-AIC003-AV	21.7	27.4	1.26	$8.130 \times 10^4$	$8.561 \times 10^4$	1.05
T-TN-AIC003-SD	40.8	62.4	1.53	$1.771 \times 10^5$	$1.731 \times 10^5$	0.98

表 1.4.1-3 温度上昇を考慮した解析と予測値の比較

入力地震動	${}_{LRB}W_p / V_p$ (N/mm <sup>2</sup> )	${}_{LRB}k_{\min}$	免震層水平変形(cm)		
			考慮解析 $\delta_{\max}$	予測値 $\delta'_{\max}$	$\delta'_{\max} / \delta_{\max}$
N-OSKH02-AV	63.3	0.989	10.1	10.3	1.02
N-OSKH02-SD	187.6	0.682	41.4	21.0	0.51
T-TN-AIC003-AV	209.2	0.639	27.4	26.3	0.96
T-TN-AIC003-SD	455.8	0.292	62.4	61.1	0.98

e. LRB の温度上昇を考慮した地震応答解析

1) はじめに

免震装置として鉛プラグ入り積層ゴム(LRB)を適用した免震建築物を対象として、繰り返し加力による温度上昇に伴い、降伏荷重が低下する特性を考慮した地震応答解析を実施し、その影響評価を行った。地震応答解析には LRB の温度について熱伝導解析を行いながら、鉛プラグ部の温度によって LRB の降伏荷重  $Q_d$  を変化させながら行う手法を用いている<sup>1.4.1-4)</sup>。

2) 対象建物モデル

応答評価を行った建物モデル諸元を表 1.4.1-4 に示す。応答解析は上部建物を 1 質点としてモデル化し実施した。鉛プラグ入り積層ゴムはゴム種 G4、外径  $\phi$  800mm とし、積層ゴムの平均面圧が 13.6N/mm<sup>2</sup> となるよう設定した。

表 1.4.1-4(a) 対象建物諸元

上部構造 重量 (kN)	LRB 平均面圧 (N/mm <sup>2</sup> )	LRB $\phi$ 800 基数	Tf (sec)	$\alpha$ s
320600	13.6	49.4	4.84	0.033

Tf: ゴム剛性による免震周期

$\alpha$  s: 鉛プラグ降伏せん断力係数

表 1.4.1-4(b) 積層ゴム諸元 (1 基当たり)

ゴム種類	外径 (mm)	鉛径 (mm)	ゴム総厚 (mm)
G4	800	180	168

3) 入力地震動

入力地震動は南海地震に対する大阪・此花の地震動 (平均、平均+標準偏差)、東海-東南海地震に対する愛知県津島市の地震動 (平均、平均+標準偏差) の計 4 波を用いた。表 1.4.1-5 に検討用入力地震動一覧を、図 1.4.1-4 に加速度時刻歴波形を、図 1.4.1-5 に  $V_E$  スペクトル、変位応答スペクトルを示す。

表 1.4.1-5 検討用入力地震動一覧

略称	対象地震・ 評価地点	加速度 (cm/s <sup>2</sup> )	速度 (cm/s)
N-OSKH02_AV	南海地震 此花 平均	70.9	34.2
N-OSKH02_SD	南海地震 此花 平均+標準偏差	105.2	47.2
T-TN-AIC003_AV	東海・東南海地震 津島 平均	221.1	31.0
T-TN-AIC003_SD	東海・東南海地震津島 平均+標準偏差	322.2	50.0

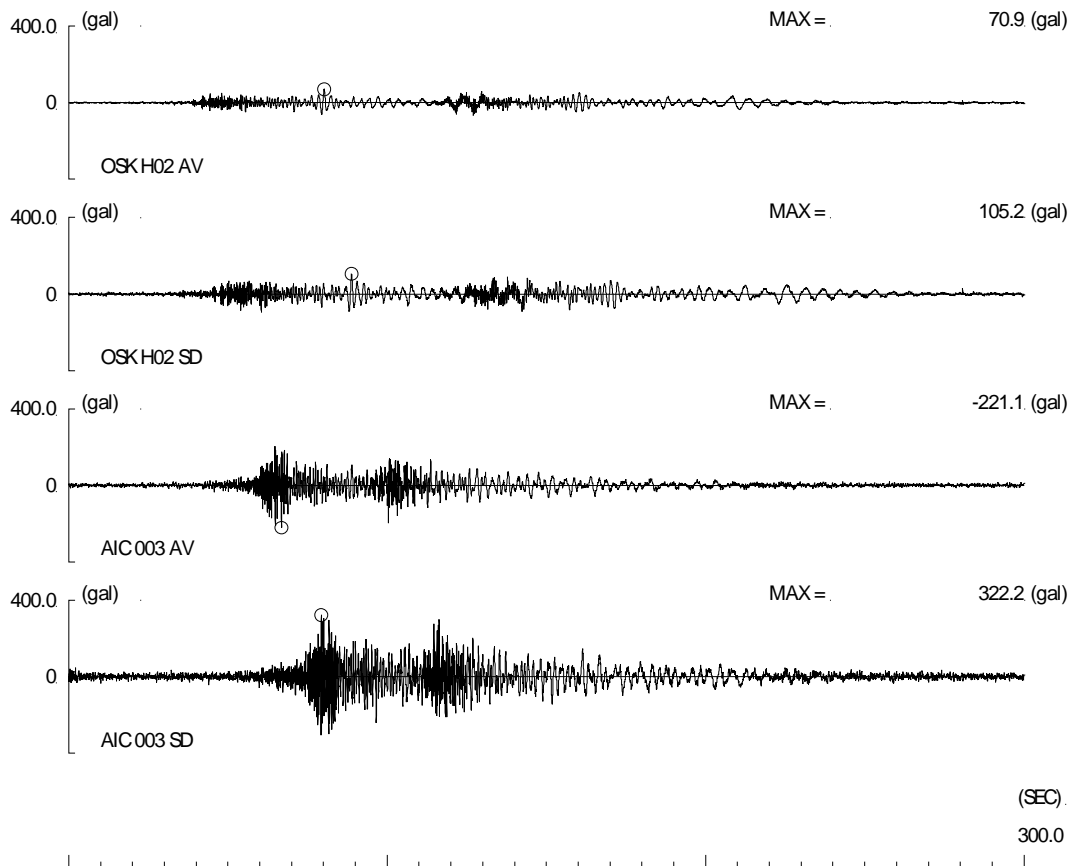
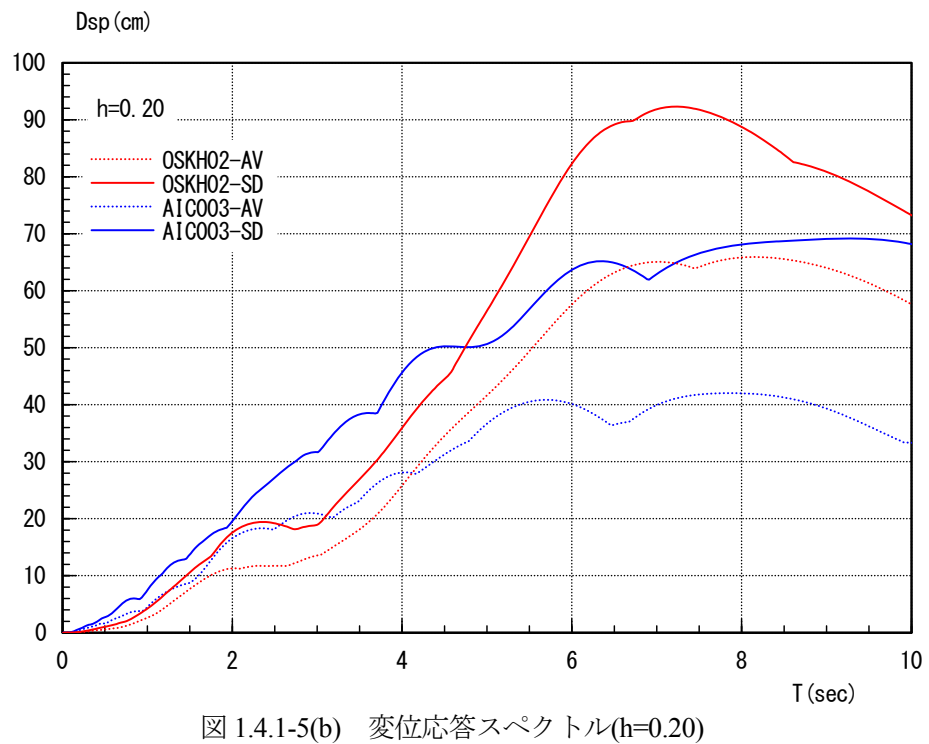
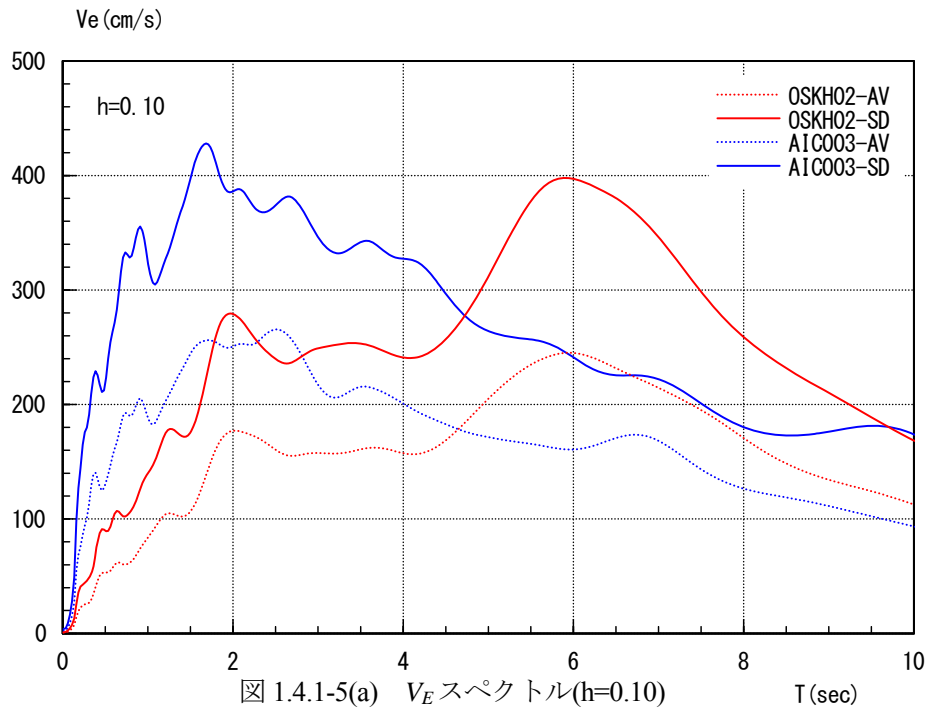


図 1.4.1-4 入力地震動加速度時刻歴波形





#### 4) 地震応答解析結果

表 1.4.1-6、図 1.4.1-6 に鉛の温度上昇による特性変化について非考慮とした場合、考慮した場合についての結果を示す。これより、鉛プラグの温度上昇による降伏荷重の低下を考慮した場合の免震層水平変形は、考慮しない場合と比較して 0.99～2.34 倍、免震層における吸収エネルギーは 0.98～1.51 倍となった。特に N-OSKH02\_SD の場合、入力地震動の周期特性として 4 秒以降 6 秒程度にかけて大きなピークを持つことから、温度上昇による降伏荷重の低下とそれに伴う周期変化における入力が増大の相乗効果により応答値の増大率が大きくなったものと考えられる。

表 1.4.1-6(a) 地震応答解析結果 (免震層水平変形)

入力 地震動	免震層水平変形(cm)		
	非考慮時	考慮時	考慮/非考慮
N-OSKH02_AV	10.3	10.1	0.99
N-OSKH02_SD	17.7	41.4	2.34
T-TN-AIC003_AV	21.7	27.4	1.26
T-TN-AIC003_SD	40.8	62.4	1.53

表 1.4.1-6(b) 地震応答解析結果 (免震層吸収エネルギー)

入力 地震動	免震層吸収エネルギー(kN.m)		
	非考慮時	考慮時	考慮/非考慮
N-OSKH02_AV	2.459x10 <sup>4</sup>	2.605x10 <sup>4</sup>	1.06
N-OSKH02_SD	7.290 x10 <sup>4</sup>	1.101x10 <sup>5</sup>	1.51
T-TN-AIC003_AV	8.130 x10 <sup>4</sup>	8.561x10 <sup>4</sup>	1.05
T-TN-AIC003_SD	1.771 x10 <sup>5</sup>	1.731x10 <sup>5</sup>	0.98

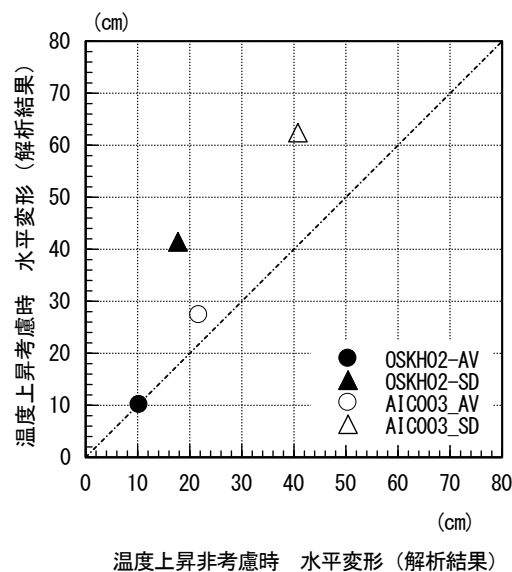


図 1.4.1-6 免震層水平変形解析結果

図 1.4.1-7(a)～図 1.4.1-7(d)に各入力地震動における解析結果を示す。

図 1.4.1-7(a) 地震応答解析結果(N-OSKH02\_AV)

図 1.4.1-7(b) 地震応答解析結果(N-OSKH02\_SD)

図 1.4.1-7(c) 地震応答解析結果(T-TN-AIC003\_AV)

図 1.4.1-7(d) 地震応答解析結果(T-TN-AIC003\_SD)

図中、(i) 免震層水平変位、(ii)免震層荷重変形関係、(iii) $Q_d$  時刻歴、(iv)鉛プラグ平均温度時刻歴を示す。

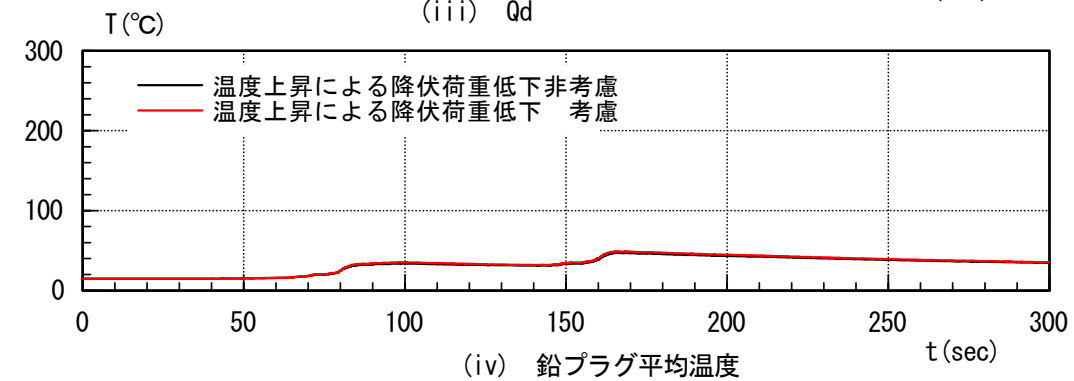
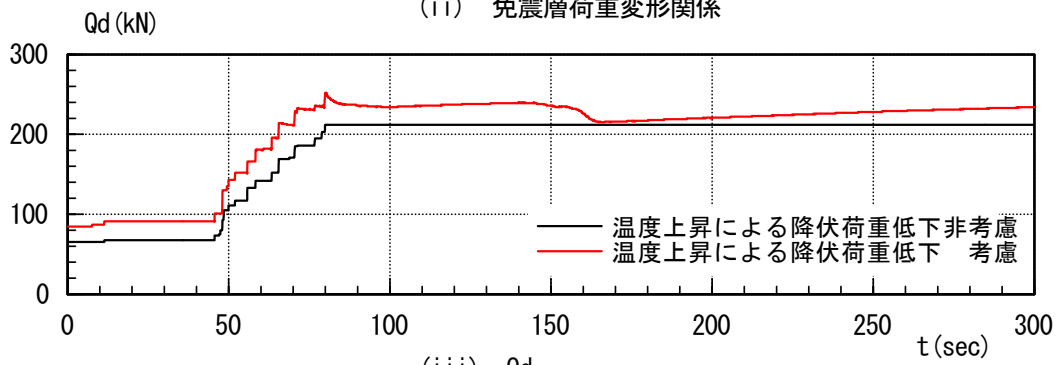
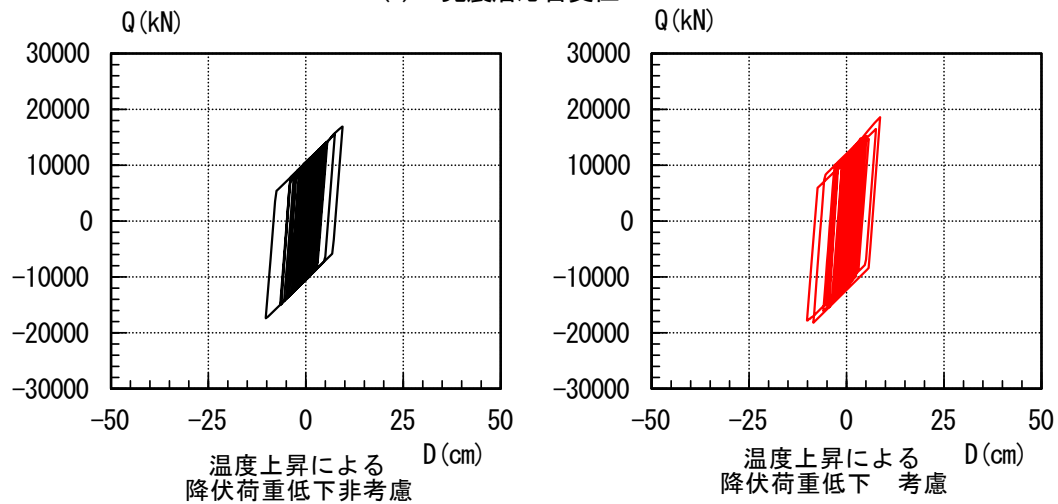
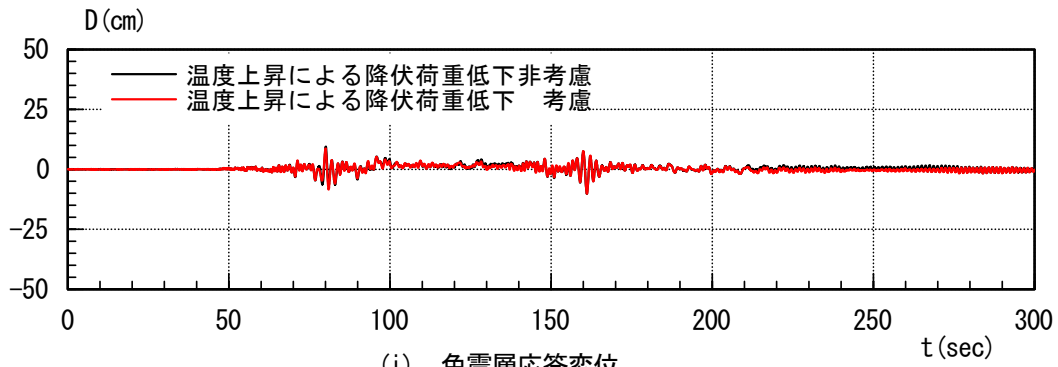
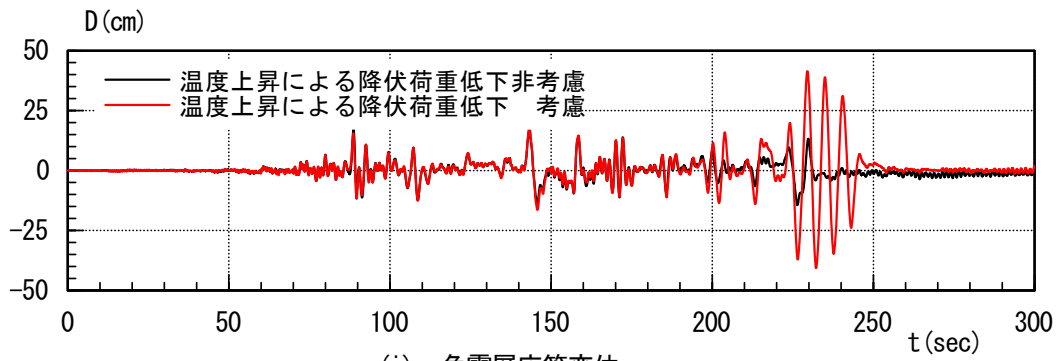
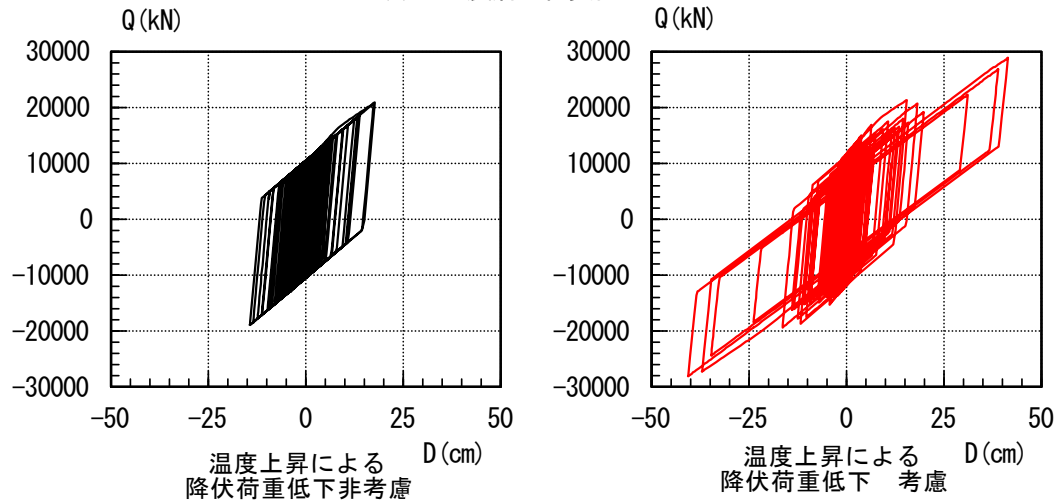


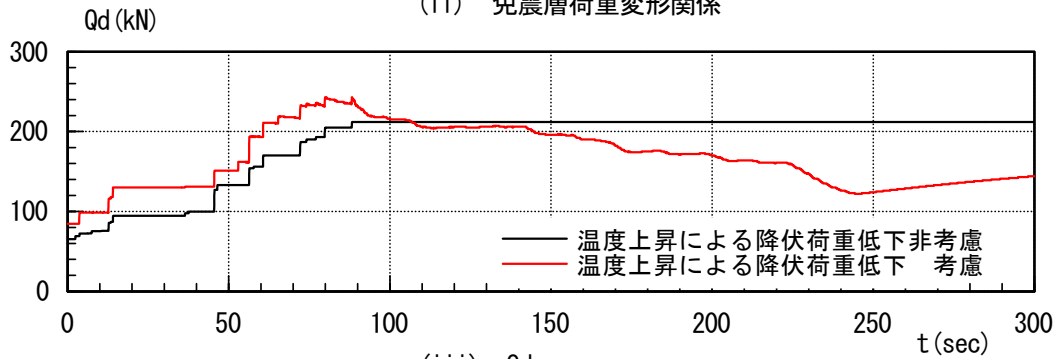
図 1.4.1-7(a) 地震応答解析結果(N-OSKH02\_AV)



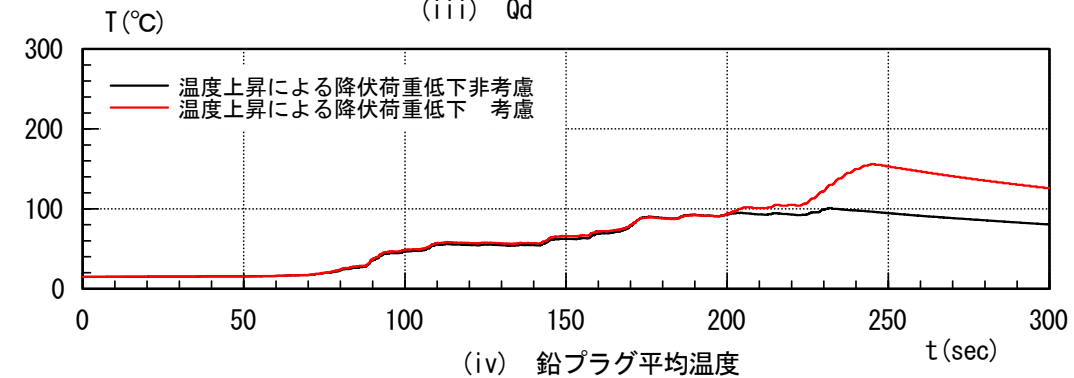
(i) 免震層応答変位



(ii) 免震層荷重変形関係



(iii) Qd



(iv) 鉛プラグ平均温度

図 1.4.1-7(b) 地震応答解析結果(N-OSKH02\_SD)

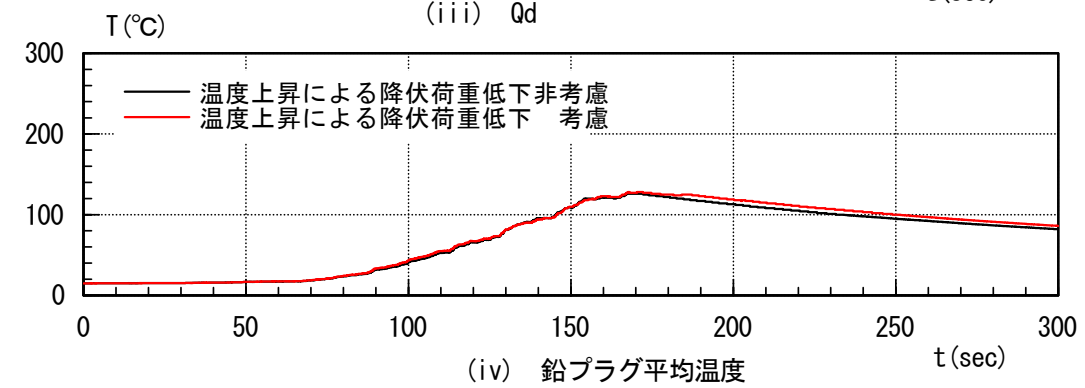
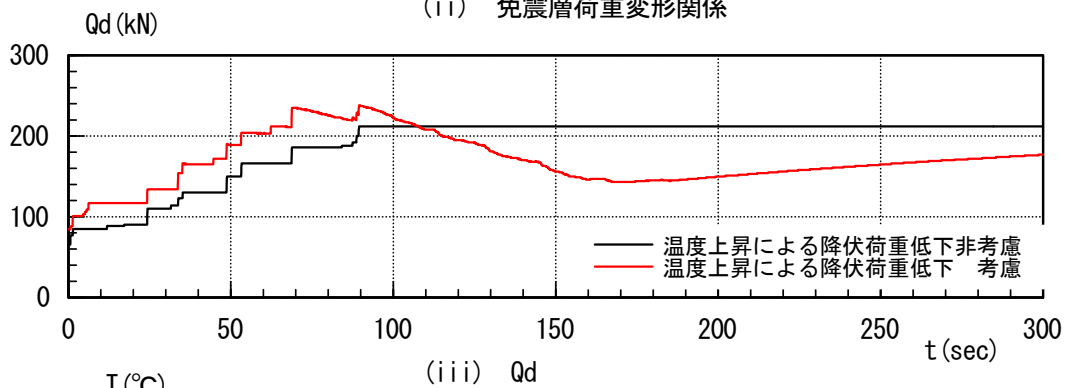
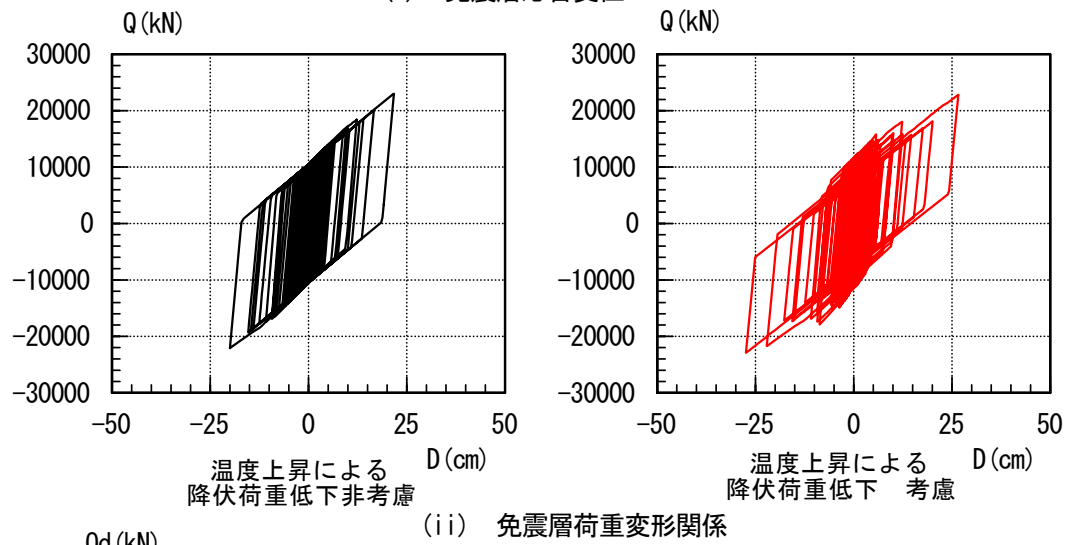
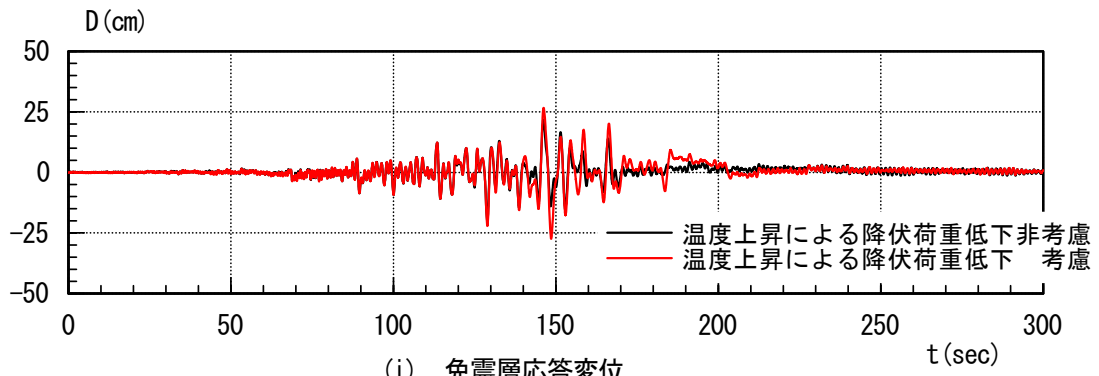


図 1.4.1-7(c) 地震応答解析結果(T-TN-AIC003\_AV)

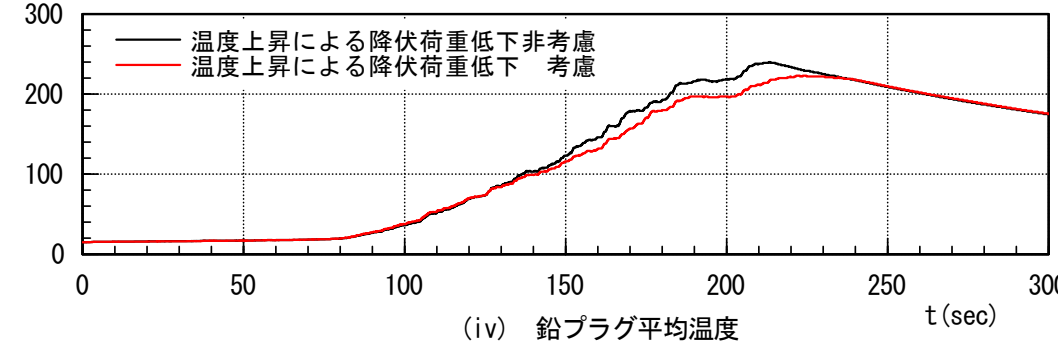
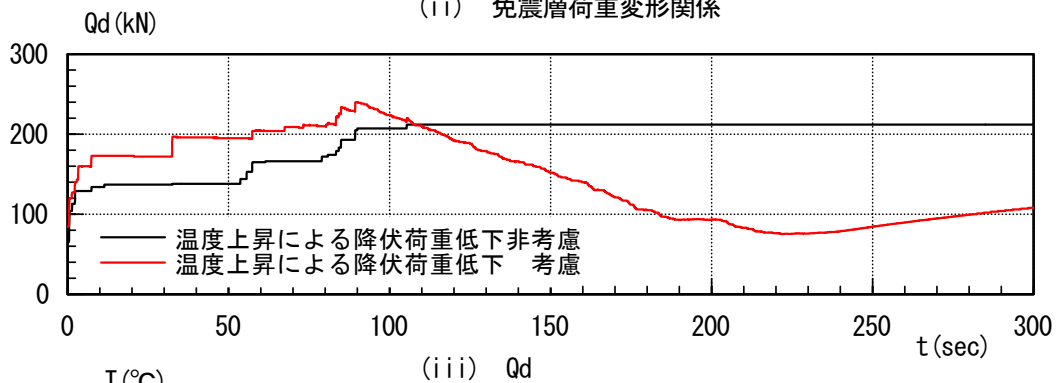
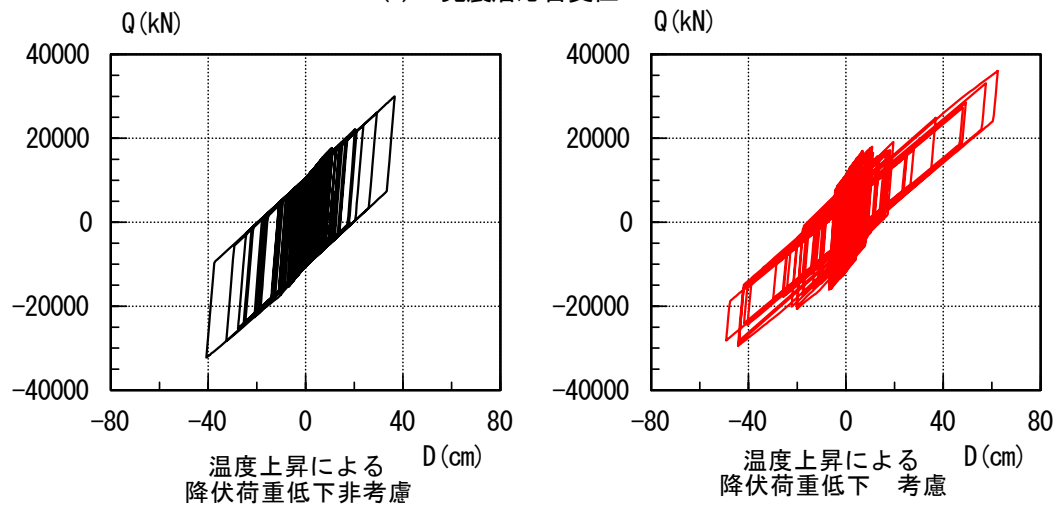
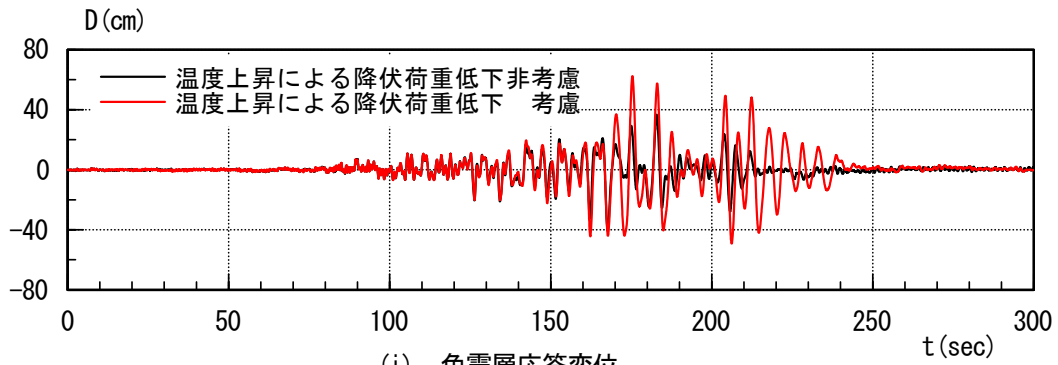


図 1.4.1-7(d) 地震応答解析結果(T-TN-AIC003\_SD)

5) 応答予測式との比較

表 1.4.1-7、図 1.4.1-8 に、式(1.4.1-2) (再掲) より得られる単位体積当たりのエネルギー吸収量 ( $LRB W_p/V_p$ ) と LRB 降伏荷重低下率 ( $LRB k_{min}$ ) の値を示す。

$$LRB k_{min} = -0.06 + 1.25 \times \exp\left(-\frac{LRB W_p}{V_p} \times \frac{1}{360}\right) \quad (1.4.1-2)$$

表 1.4.1-7 解析結果と予測式との比較 (免震層水平変形)

	$LRB W_p/V_p$ (N/mm <sup>2</sup> )	$LRB k_{min}$
N-OSKH02_AV	63.3	0.989
N-OSKH02_SD	187.6	0.682
T-TN-AIC003_AV	209.2	0.639
T-TN-AIC003_SD	455.8	0.292

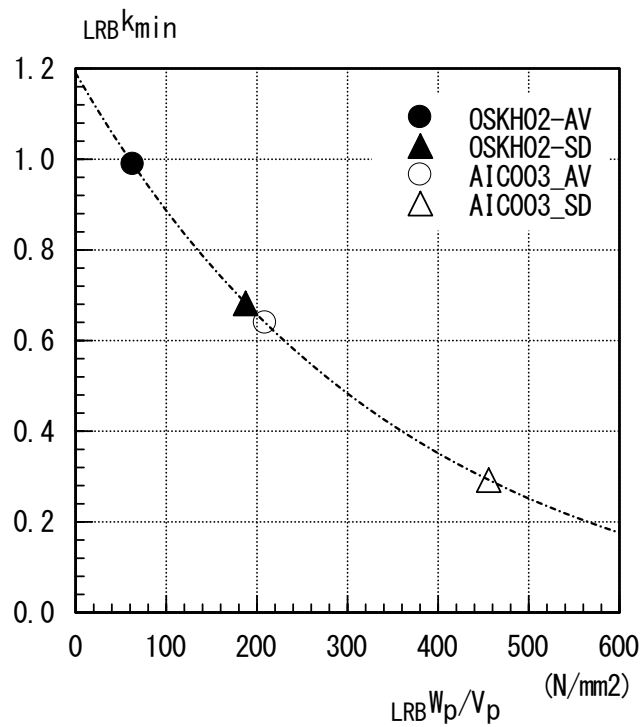


図 1.4.1-8 単位体積当たりエネルギー吸収量と降伏荷重低下率



表 1.4.1-8、図 1.4.1-9 に温度上昇考慮時の免震層の水平変形について、地震応答解析結果と応答予測式による評価結果とを比較して示す。

表 1.4.1-8 解析結果と予測式との比較（免震層水平変形）

	免震層水平変形(cm)		
	地震応答 解析結果	予測式による 評価	予測式 解析結果
N-OSKH02_AV	10.1	10.3	1.02
N-OSKH02_SD	41.4	21.0	0.51
T-TN-AIC003_AV	27.4	26.3	0.96
T-TN-AIC003_SD	62.4	61.1	0.98

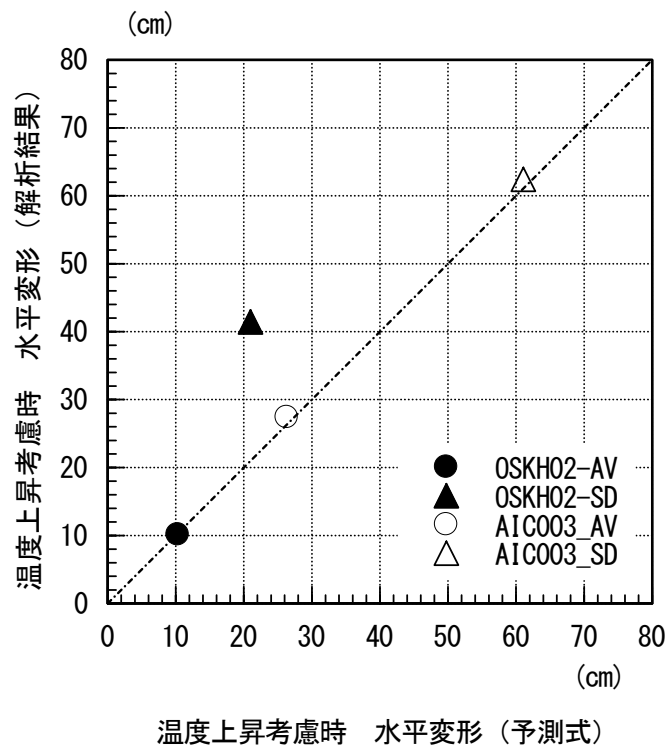


図 1.4.1-9 免震層水平変形比較

6) 結果のまとめ

免震部材として鉛プラグ入り積層ゴム(LRB)を適用した免震建築物を対象として、鉛プラグの温度上昇による降伏荷重の低下を考慮した地震応答解析を実施し、その影響評価を行った。対象とした入力地震動において、降伏荷重の低下を評価した場合には評価しない場合と比較して、免震層の水平変形が 0.99~2.34 倍程度となった。水平変形の増大率が大きい大阪・此花の地震動（平均+標準偏差）については入力地震動の周期特性の影響が大きいと考えられる。また、降伏荷重の低下を考慮した場合の免震層水平変形の予測式による評価と地震応答解析による評価は大阪・此花の地震動（平均+標準偏差）を除いてほぼ一致している。

f. 降伏荷重を低減させた場合の検討

LRB の降伏荷重の低下を考慮しない解析結果における地震終了時の  $LRB W_p/V_p$  に基づき、降伏荷重を最初から低下させた解析を実施し、温度上昇による降伏荷重の低下を考慮した解析の結果と比較した。設定した降伏荷重の低下率については表 1.4.1-7 の  $LRB k_{min}$  の値とした。表 1.4.1-9、図 1.4.1-10 に解析結果を示す。

表 1.4.1-9(a) 解析結果の比較（免震層水平変形）

	降伏荷重 低減率	免震層水平変形(cm)		②/①
		① 地震応答 解析結果	② 降伏荷重 低減解析結果	
N-OSKH02_AV	0.989	10.1	10.3	1.02
N-OSKH02_SD	0.682	41.4	48.7	1.18
T-TN-AIC003_AV	0.639	27.4	30.3	1.11
T-TN-AIC003_SD	0.292	62.4	105.2	1.69

表 1.4.1-9 (b) 解析結果の比較（免震層吸収エネルギー）

	免震層吸収エネルギー(kN.m)		②/①
	① 地震応答 解析結果	② 降伏荷重 低減解析結果	
N-OSKH02_AV	$2.605 \times 10^4$	$2.447 \times 10^4$	1.02
N-OSKH02_SD	$1.101 \times 10^5$	$1.230 \times 10^5$	1.18
T-TN-AIC003_AV	$8.561 \times 10^4$	$7.213 \times 10^4$	1.11
T-TN-AIC003_SD	$1.731 \times 10^5$	$1.163 \times 10^5$	1.69

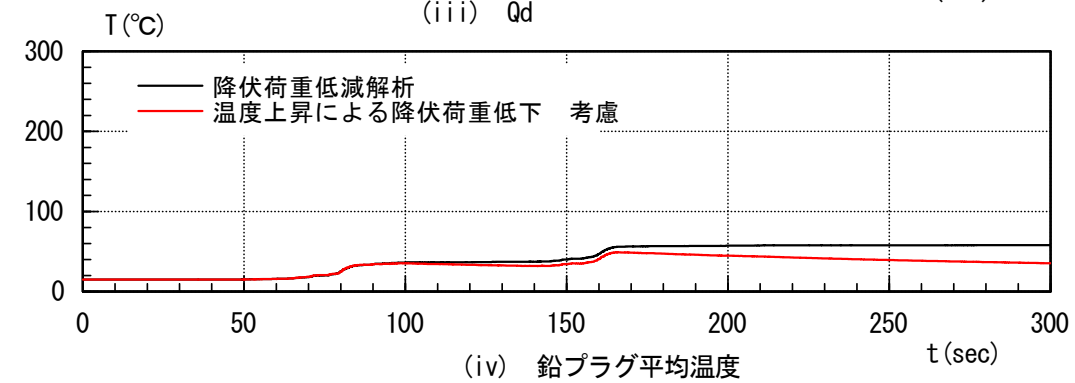
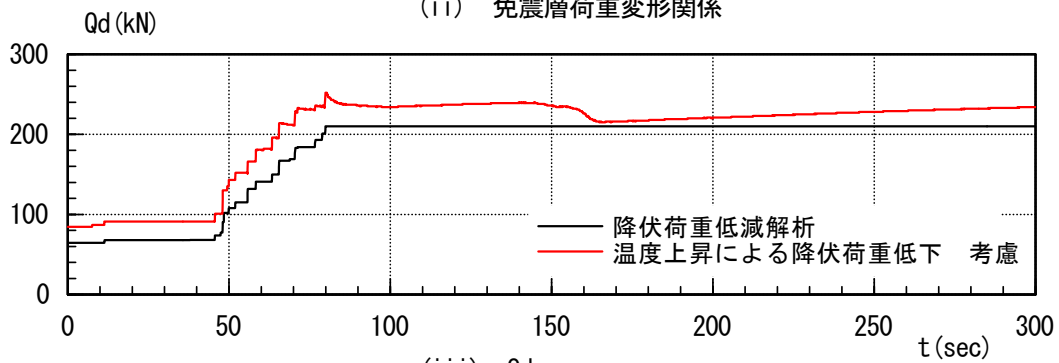
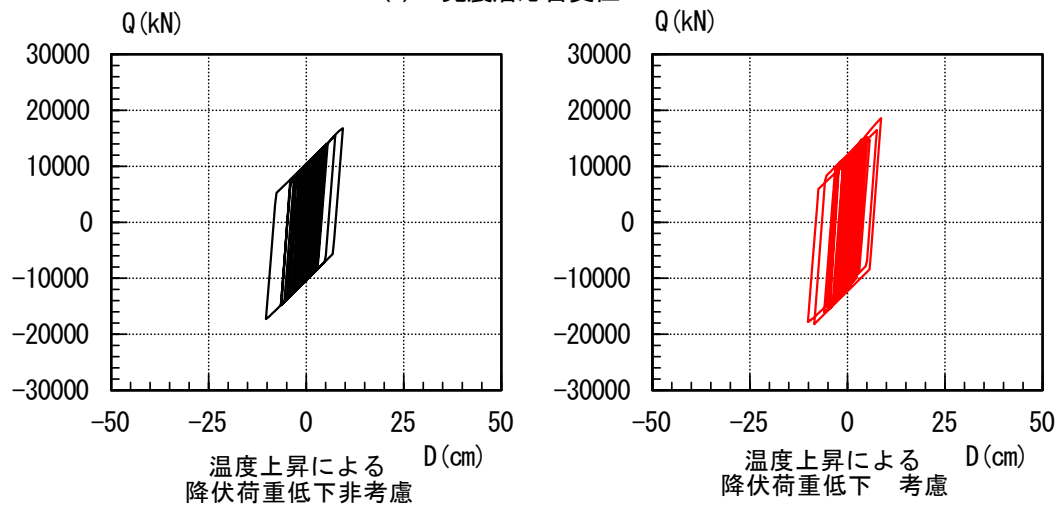
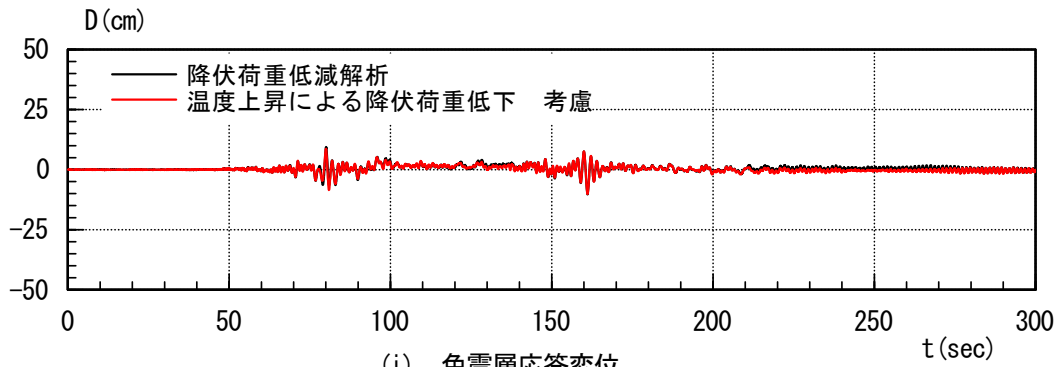


図 1.4.1-10(a) 地震応答解析結果(N-OSKH02\_AV)

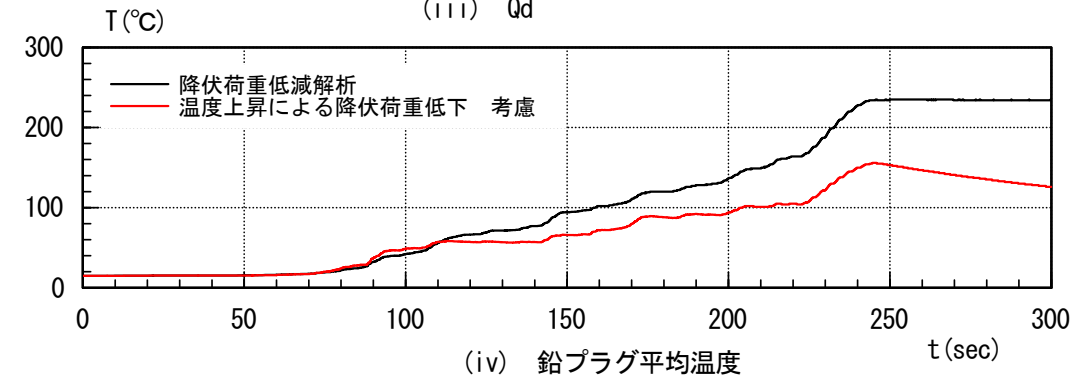
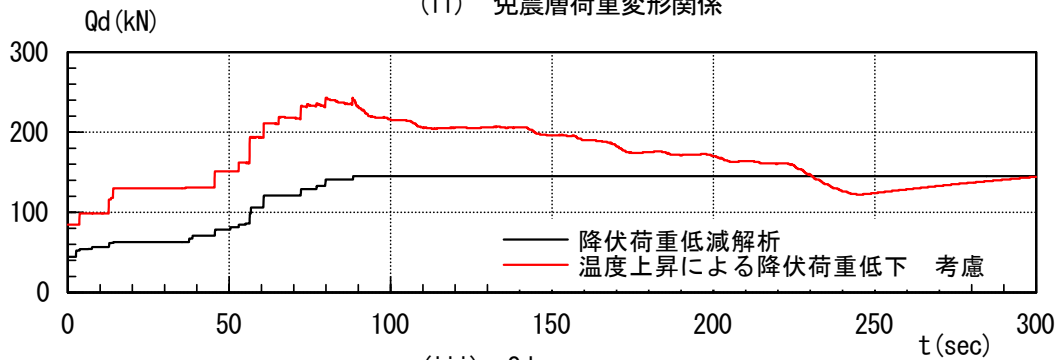
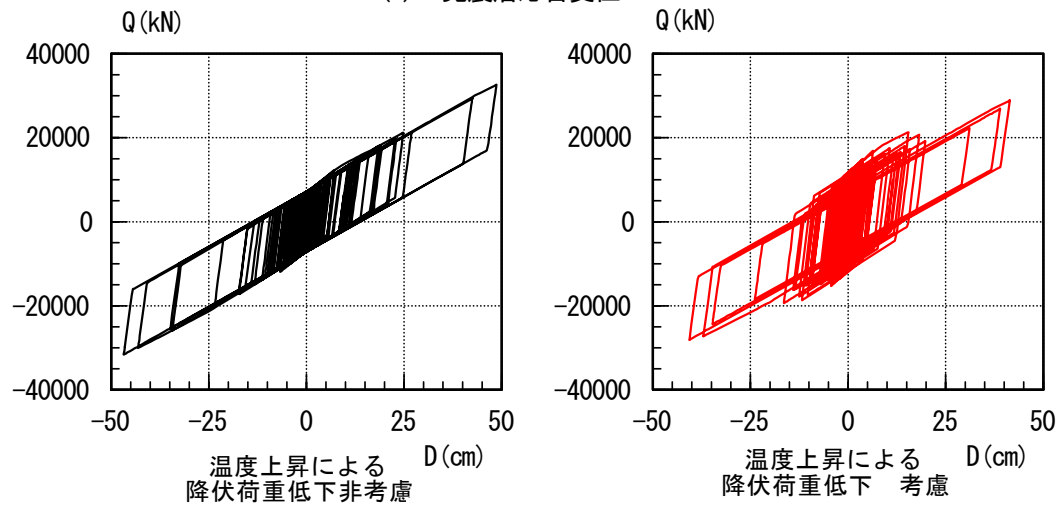
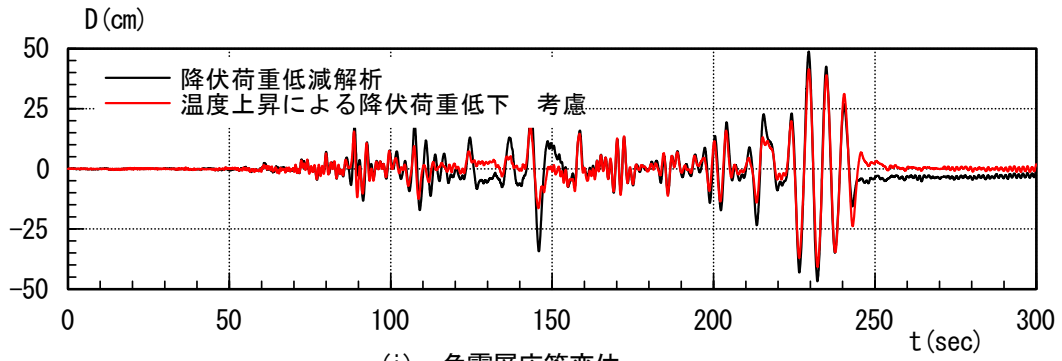
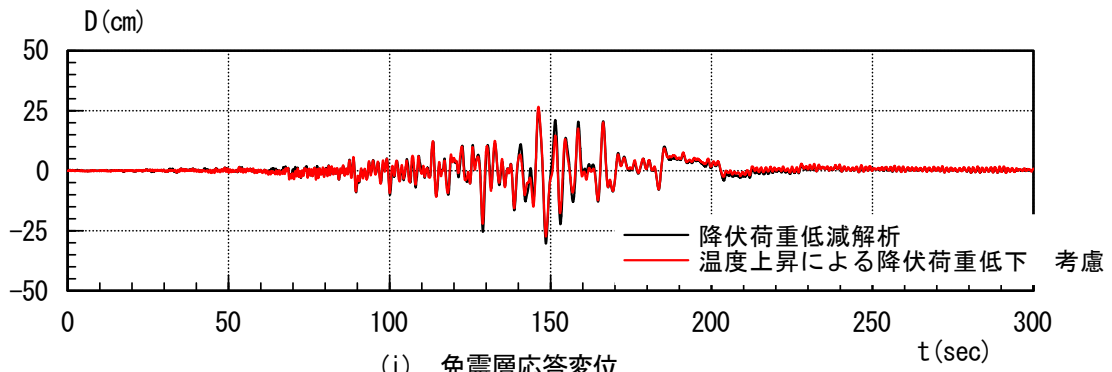
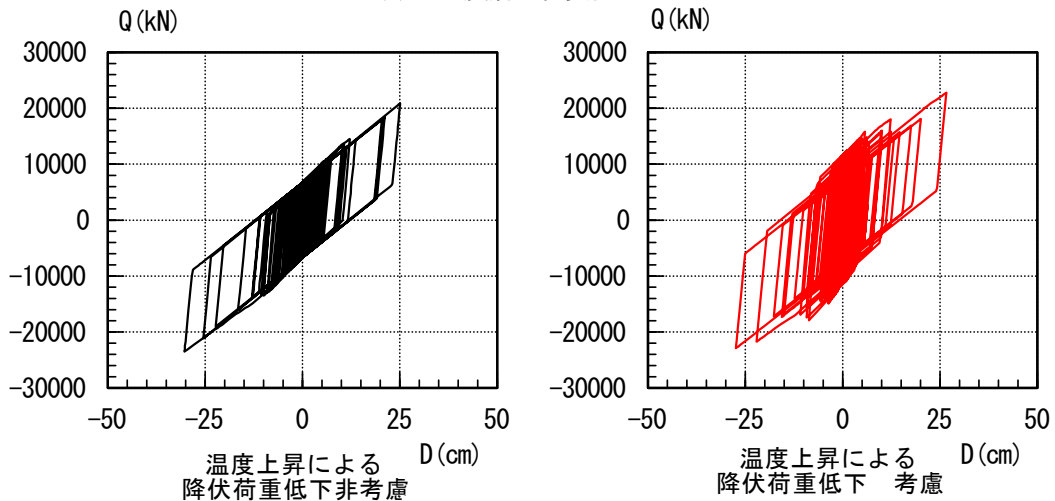


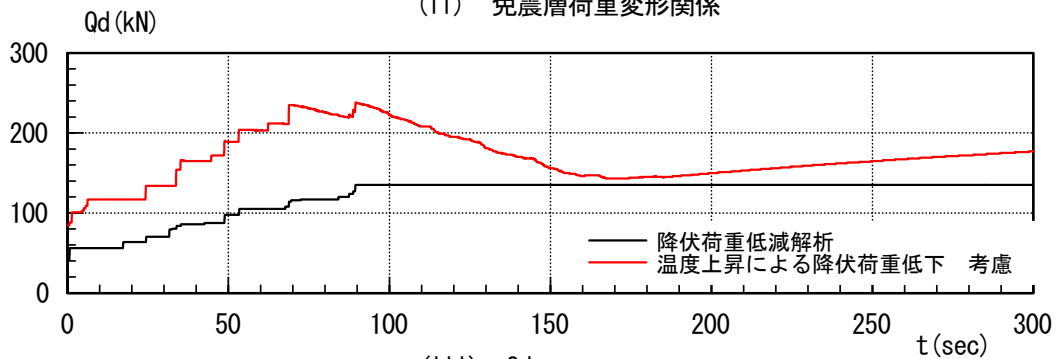
図 1.4.1-10(b) 地震応答解析結果(N-OSKH02\_SD)



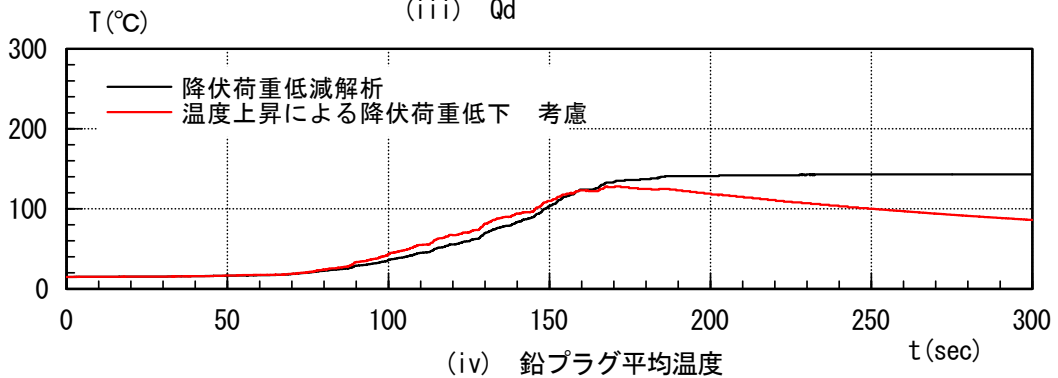
(i) 免震層応答変位



(ii) 免震層荷重変形関係

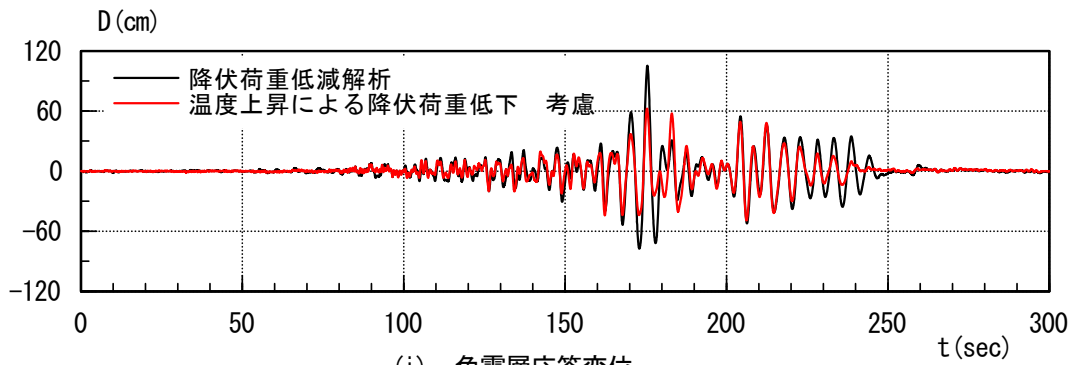


(iii) Qd

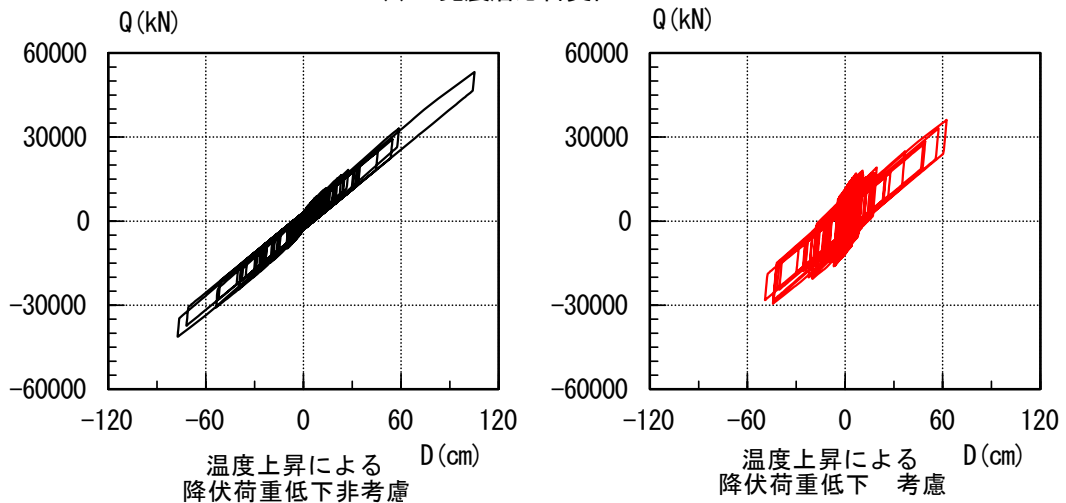


(iv) 鉛プラグ平均温度

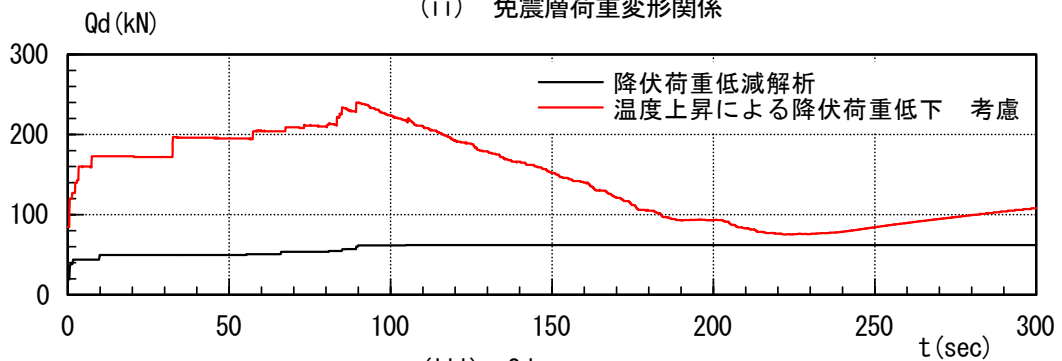
図 1.4.1-10(c) 地震応答解析結果(T-TN-AIC003\_AV)



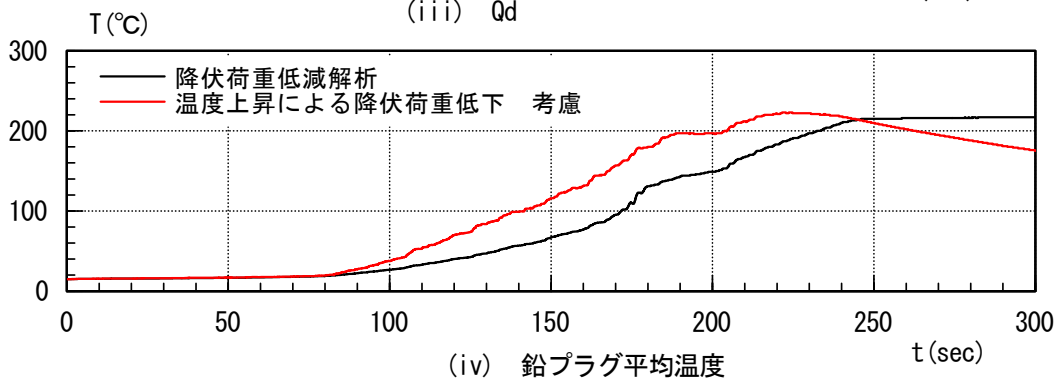
(i) 免震層応答変位



(ii) 免震層荷重変形関係



(iii) Qd



(iv) 鉛プラグ平均温度

図 1.4.1-10(d) 地震応答解析結果(T-TN-AIC003\_SD)

(3) HDR

高減衰ゴム系積層ゴム (HDR) についても、LRB と同様にエネルギーの釣り合いに基づく評価法が提案されており、式 (1.4.1-2) に対応するものとして等価剛性  $K_{eq}$  と履歴吸収エネルギーの関係  $E$  として次式が提示されている<sup>1.4.1-5)</sup>。

$$\frac{K_{eq}}{{}_0K_{eq}} = -2.56 + 0.18 \times \exp\left(-\frac{E}{2V_r}\right) + 3.36 \exp\left(-\frac{E}{3000V_r}\right) \quad (1.4.1-10)$$

ここで、 ${}_0K_{eq}$  は等価剛性の設計値、 $V_r$  はゴム体積である。図 1.4.1-11 に式(1.4.1-10)の関係を示す。この式に、免震建築物の地震応答解析の結果を用いて、等価剛性の低下率  $K_{eq}/{}_0K_{eq}$  を求めた。対象とする建物は A-3 である。解析結果より HDR による履歴吸収エネルギー  $E$  が得られる。 $E$  をゴム体積  $V_r$  で除した  $E/V_r$  を求め、これを式(1.4.1-10)に代入すると、 $K_{eq}/{}_0K_{eq}$  が得られる。計算結果を表 1.4.1-10 に示す。建物の条件が異なるので単純に比較することはできないが、 $K_{eq}/{}_0K_{eq}$  の値は、入力が大きくなっても LRB の  ${}_{LRB}k_{min}$  と比較して大きな値となっている。図 1.4.1-2 と図 1.4.1-11 の比較からも分かるように、HDR では LRB よりも履歴吸収エネルギーの増加に伴う特性の低下が小さく、繰り返し変形が応答特性に及ぼす影響も小さいと推察される。

HDR は繰り返し変形だけでなく様々の依存性を有していることから、これらの影響についても適切に評価する必要があり、LRB と比較して評価手法が複雑となっている。その精度についての検証は不十分であり、今後の研究が待たれるところである。

表 1.4.1-10 等価剛性の低下率

入力地震動	$E$ (kNm)	$\delta_{\max}$ (m)	$E/V_r$ (N/mm <sup>2</sup> )	$K_{eq}/{}_0K_{eq}$
N-OSKH02-AV	$5.12 \times 10^4$	0.12	4.8	0.811
N-OSKH02-SD	$1.46 \times 10^5$	0.22	13.8	0.784
T-TN-AIC003-AV	$1.19 \times 10^5$	0.26	11.2	0.788
T-TN-AIC003-SD	$2.66 \times 10^5$	0.41	25.2	0.772

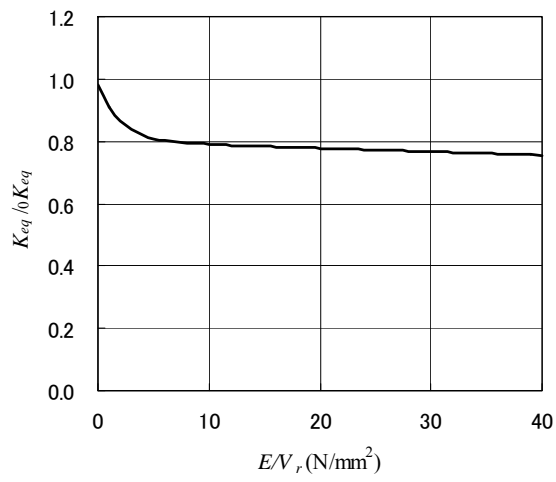


図 1.4.1-11  $k_{eq}/{}_0k_{eq}$  と  $E/V_r$  の関係



#### (4) まとめ

長周期地震動による多数回の繰り返し変形を受ける鉛プラグ入り積層ゴム (LRB) と高減衰ゴム系積層ゴム (HDR) について、温度上昇を考慮した応答評価法の一つとして、免震建築物のエネルギーの釣り合いに着目した手法を紹介した。LRB については、温度上昇を考慮しない解析結果を用いて、温度上昇の影響を考慮した場合の降伏荷重の低下や免震層最大変形を予測する手法を示した。本手法によって予測された免震層最大変形は、温度上昇を考慮した詳細な解析結果を概ね包絡しており、安全側の評価を与えるものである。また、高減衰ゴム系積層ゴム (HDR) についても同様の評価法が提案されているが、LRB と比較して履歴吸収エネルギーの増加に伴う特性の低下が小さいことから、繰り返し変形による温度上昇が応答特性に及ぼす影響は小さいと推察される。ただし、繰り返し変形以外にも様々の依存性を有しているため評価法が複雑となっており、今後も検討の余地がある。

### 1.4.1-2 弾性すべり支承

#### (1) はじめに

弾性すべり支承は図 1.4.1-12 に示すように、積層ゴム支承に PTFE 材（四フッ化エチレン樹脂）、超高分子量ポリエチレン樹脂、ポリアミド等の低摩擦材を鉄板（バックプレート）に接着、ないしはバックプレートを切削した穴に嵌め込み、接着する方法で取り付けられたすべり材と、ステンレス板(SUS304 または SUS316)、または、ステンレス板にフッ素等をコーティングしたすべり板で構成されている装置である。

建物を支える支承としての役割と、積層ゴムの変形が摩擦力を越えるとすべることで、建物の振動エネルギーを吸収するダンパーの 2 つの役割を果たす装置である。摩擦係数が 10% 程度の装置と、1% 程度の低摩擦のタイプ、その中間の 3 種類の装置が現在製造されている。

図 1.4.1-13 に摩擦係数の特性の異なる 3 種類の装置の繰り返し依存性の特徴を示す復元力曲線と、繰り返し回数に対する摩擦係数の変化を示す。摩擦係数が 1% 程度の低摩擦型の装置は摩擦係数の変化が見られないが、摩擦係数が 7.5%、9.5% と呼ばれている装置の摩擦係数は、すべり材の累積すべり変位の増加に伴い、摩擦係数が低下する現象を示す。この現象はすべり材とすべり板間で発生する摩擦熱の影響<sup>1.4.1-6)</sup>による摩擦係数の低下と考えられている。

本報告書では、摩擦係数の累積すべり変位依存性の影響を検討するために、建設されている建物を想定したモデルを作成し、長周期地震動を入力した応答解析を行い応答結果の検討を行っている。また、既往の耐久性能試験を行った結果を紹介し、弾性すべり支承の繰り返し载荷に対する耐久性を考察している。

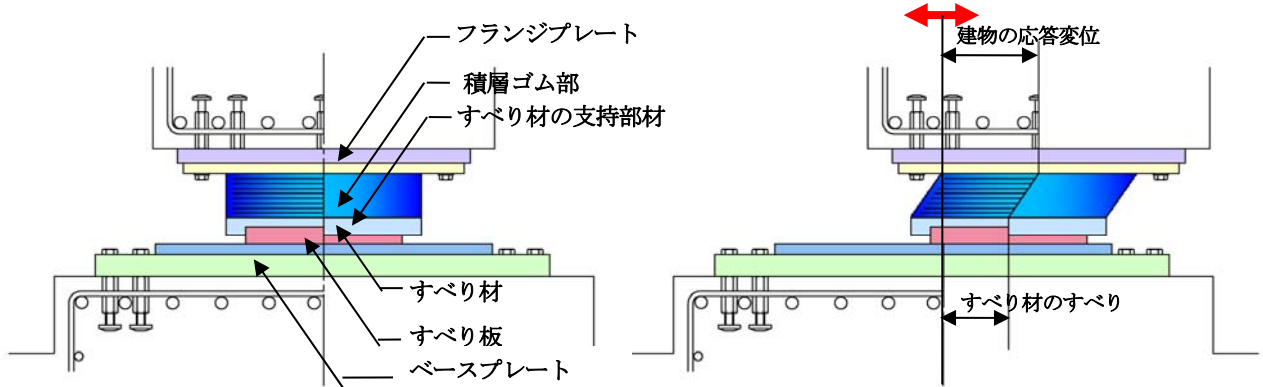
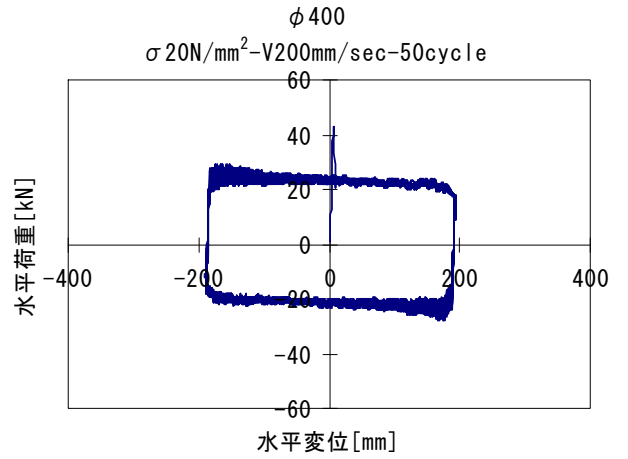
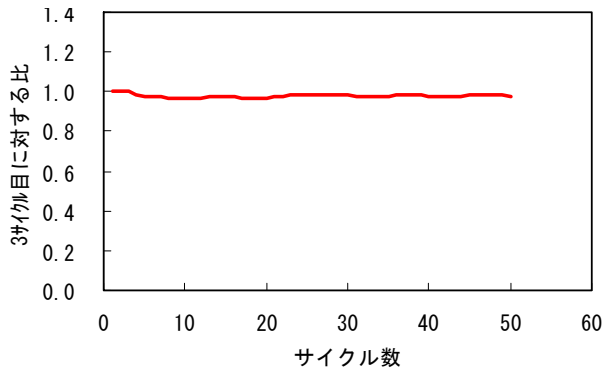
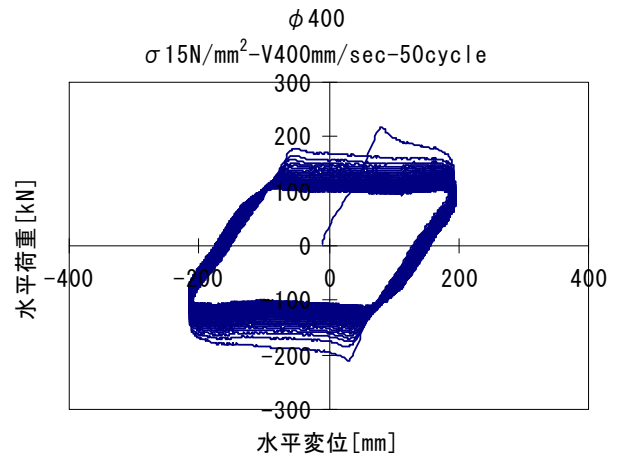
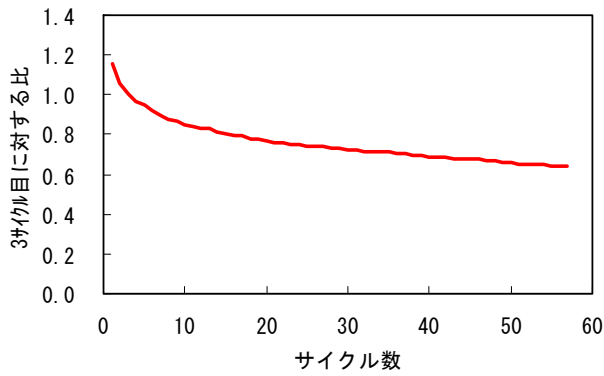


図1.4.1-12 弾性すべり支承の構造

【 $\mu=0.011$ 】



【 $\mu=0.075$ 】



【 $\mu=0.094$ 】

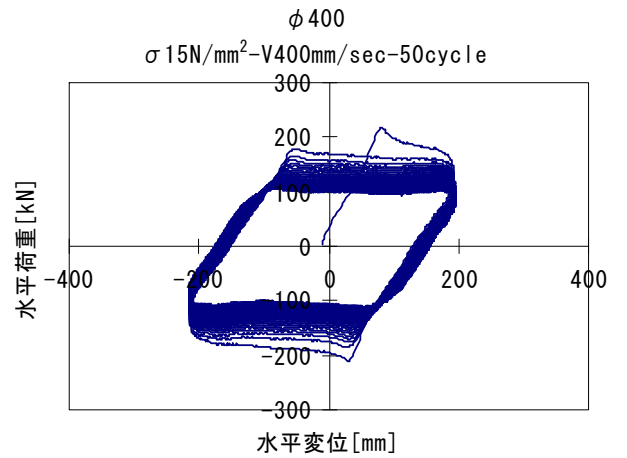
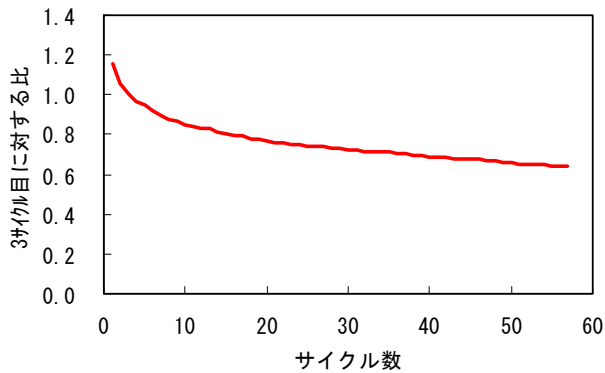


図 1.4.1-13 繰り返し試験結果による摩擦係数と弾性すべり支承の荷重変形関係

(2) 入力地震動と建物モデル

1) 入力地震動

入力地震動は、長周期地震動の発生の可能性の高い敷地として、大阪平野の此花で南海地震を想したものと、濃尾平野の津島で東海-東南海地震を想定し、平均、平均+標準偏差 (SD) の2段階のレベルで作成したものを用いている。

2) 建物モデル

地震応答解析による検討対象の建物で弾性すべり支承を用いた建物は2棟ある。

B-3は、天然ゴム系積層ゴム支承と低摩擦型の弾性すべり支承、オイルダンパーを組み合わせたRC造の建物である。使用した弾性すべり支承の摩擦係数の繰り返し依存性を図 1.4.1-14に示す。摩擦係数の繰り返し依存性が低いことから、本項では依存性を考慮した応答計算は行わない。

① すべり支承の繰り返し依存性

B-3のRC低層建物に使用している装置は、摩擦係数 $\mu = 0.022$ の低摩擦型に分類される装置である。試験条件、結果を表 1.4.1-11、図 1.4.1-14に示す。

表 1.4.1-11 低摩擦型のすべり支承の摩擦係数の累積すべり変位依存性試験条件

試験体名称	$\mu = 0.022$
試験面圧 $\sigma$ (N/mm <sup>2</sup> )	20
積载荷速度 (mm/s)	314
試験振幅 (mm)	100
加振回数	50

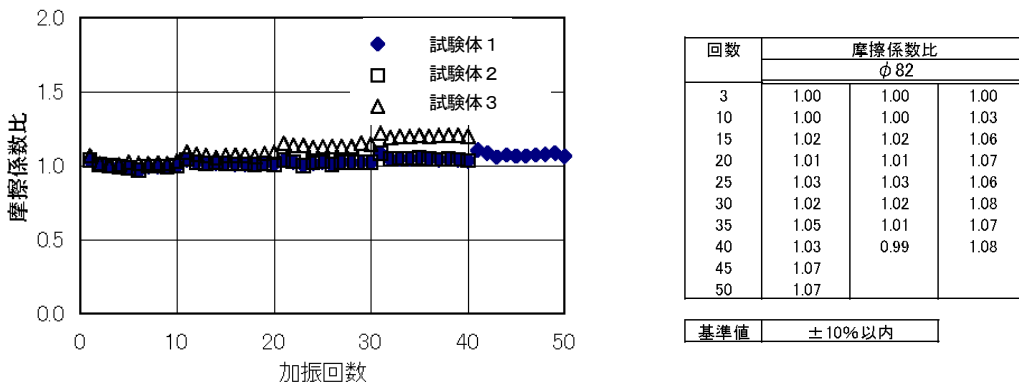


図 1.4.1-14 低摩擦型 ( $\mu = 0.022$ ) の摩擦係数の累積すべり変位依存性実験結果

もう一つのF-3の建物は、天然ゴム系積層ゴム支承と中摩擦型の弾性すべり支承を使ったS造（CFT構造）の軒高31.0mの中層建物である。中摩擦型の弾性すべり支承の摩擦係数は累積すべり変位の増加に伴い低下することから、依存性を考慮した応答解析を行い、応答に与える影響の検討を行っている。

使用している装置は、摩擦係数 $\mu = 0.075$ の高摩擦型と低摩擦型の間の特徴を持つ中摩擦型に分類される装置である。すべり材は純PTFE材を使用し、すべり板はコーティングを施すことなく摩擦係数を抑えた製品である。

本項で検討を行った摩擦係数の累積すべり変位依存のデータは、2つの実験結果を参照している。

その一つは、面圧を $15\text{N/mm}^2$ で行った実験で、20回を三回繰り返し、20回毎にアクムレータへの油圧補充を行った（2～5分程度の間隔をあげ）合計60回の繰り返し载荷の結果である。

実験は「免震材料の性能評価 申請図書作成要領」（建築基準法37条第2号の認定に関わる性能評価）（財）日本建築センターに準拠するものが多い。「摩擦係数の繰り返し回数による変化率」は、「摩擦係数毎に3履歴目と40履歴以上との比率を基準とする。それに加えて3履歴目と1履歴目、10履歴目との比率を記載する。」とされていることから、サイクル数と摩擦係数の変化、試験機の振幅の情報はあるが、積層ゴムの変形の影響を差し引いた実際のすべり量の計測を行っていない。そこで、本報告書では実験で求められているグラフから、すべり量を読み込み、累積すべり量と摩擦係数の変化を評価した。

まず、20サイクル×3回＝合計60サイクルの1回目の試験の履歴ループから $\pm 200\text{mm}$ の振幅に対して、すべり材のすべり量を $\pm 179.5\text{mm}$ と評価し、摩擦係数は水平変位0をクロスする際の水平荷重から求めていることから、各サイクルの累積すべり変位量を下式とした。

$$\text{実験の累積すべり変位} \quad \Sigma \delta s = 0.359 + 0.359 \times 2 \times (n-1) \quad (\text{m})$$

$$3 \text{ サイクル目の累積すべり変位} \quad \Sigma \delta s \text{ (3 サイクル)} = 0.359 + 0.359 \times 2 \times (3-1) = 1.795 \text{ m}$$

累積すべり変位と摩擦係数の変化と、回帰解析を行って求めた式をプロットしたものを図1.4.1-18に示す。

$$\mu (\Sigma \delta s) = 0.077248 \times (\Sigma \delta s)^{-0.19062}$$

但し  $\mu$  : 摩擦係数

$\Sigma \delta s$  : 累積すべり変位 (m)

表 1.4.1-12 中摩擦型のすべり支承の繰り返し回数依存性試験条件

試験体名称	$\mu = 0.075$
すべり材外径 D(mm)	300
試験面圧 $\sigma$ (N/mm <sup>2</sup> )	29.4 (300kg/cm <sup>2</sup> )
積载荷速度 (mm/s)	415
試験振幅 (mm)	±200mm (sin 波加振)
加振回数	20 サイクル×3 回=合計 60 サイクル

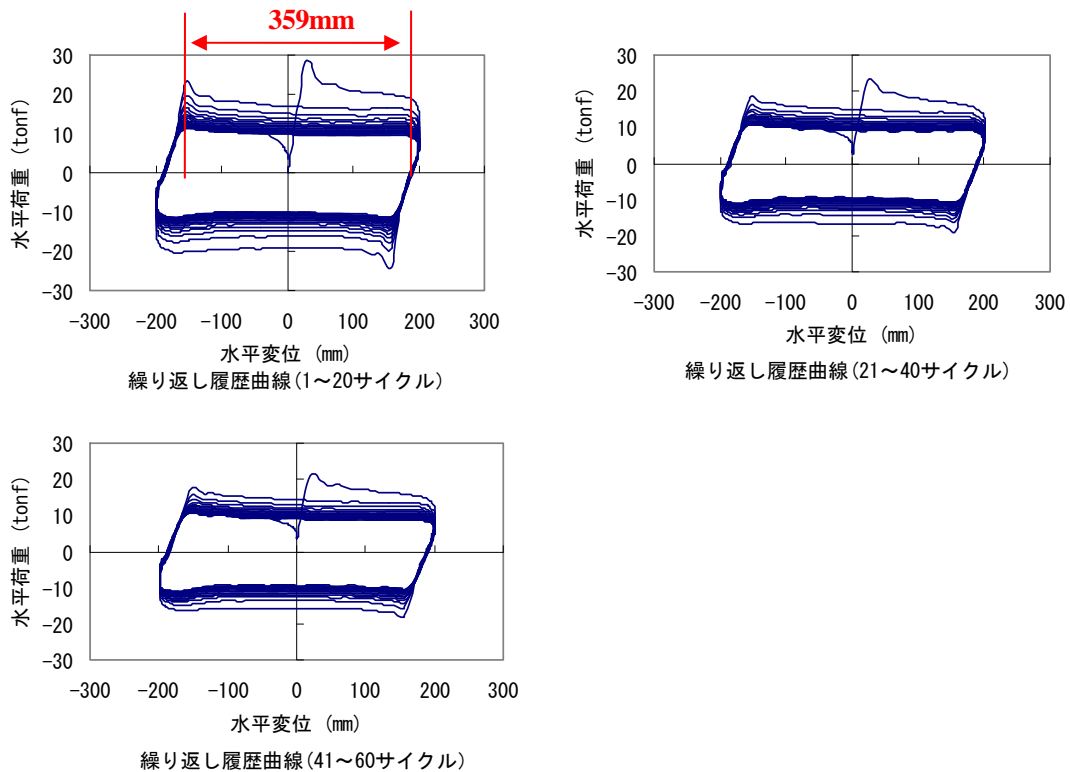


図 1.4.1-15 中摩擦型 ( $\mu = 0.075$ ) の摩擦係数の繰り返し依存性実験結果 (1)

図 1.4-16 に累積すべり変位と摩擦係数、すべり板背面、すべり材背面の温度履歴を示す。実験を数分間中断した後の 2 回目、3 回目の実験でも、1 回目の 1 サイクル目の摩擦係数に復元する傾向を示している。1 回目の载荷と比較すると 2 回目、3 回目の繰り返し回数の伴う摩擦係数の低下率は大きいですが、低下のカーブは類似した特性を示している。また、すべり材の背面の温度は 1 回目から 2 回、3 回目に対してすべり材の摩擦熱が蓄積された状態で、2 回目、3 回目の試験では 1 回目と比較してすべり材の温度が上昇しているにもかかわらず摩擦係数は復元する結果となっている。

なお、本実験ではすべり板背面の温度計測は計測温度のレンジを越えている。

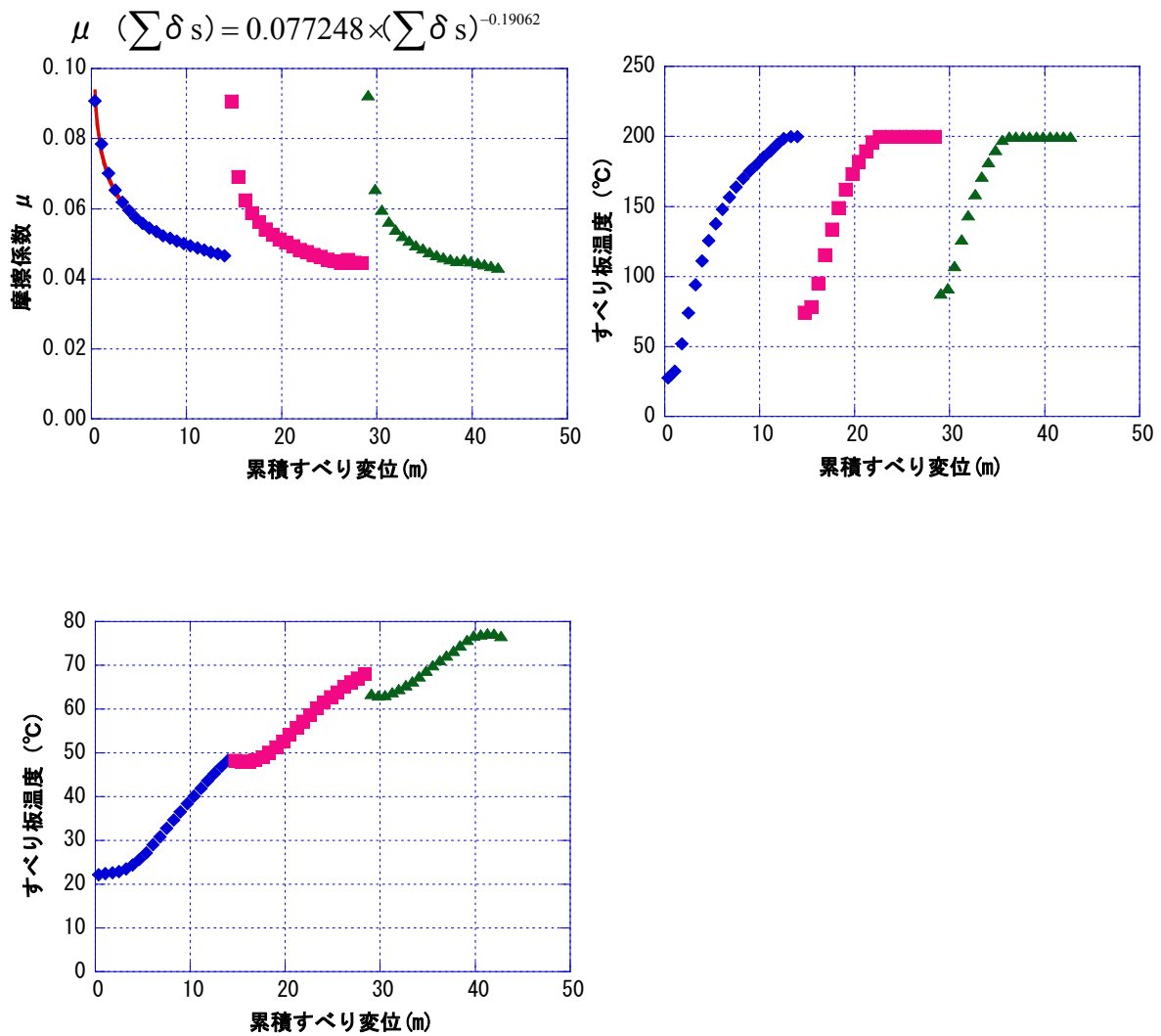
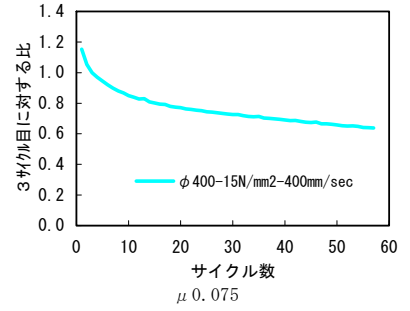
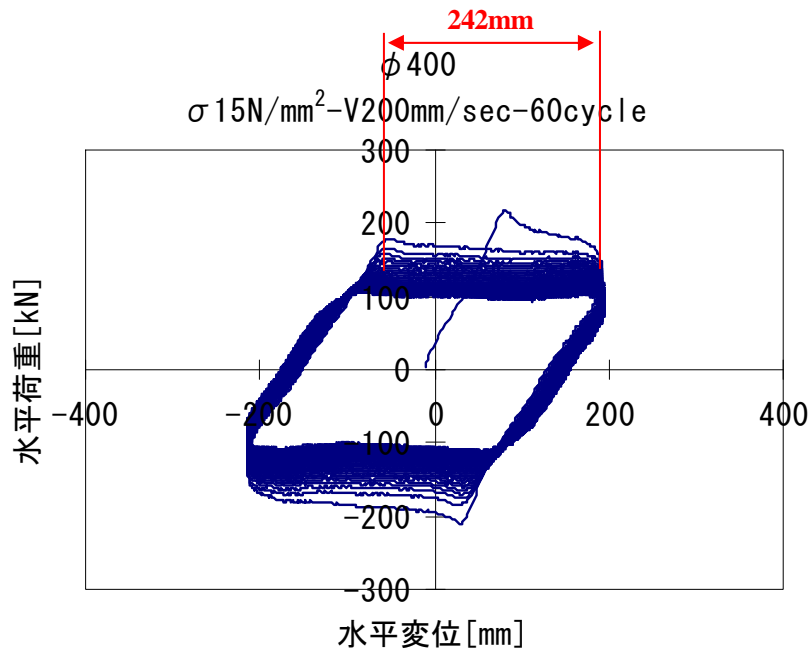


図 1.4.1-16 中摩擦型 ( $\mu=0.075$ ) の摩擦係数の繰り返し依存性実験結果 (2)

検討を行った2つめの実験結果は、材料認定に提出されている実験で、すべり材外径  $\phi 300\text{mm}$ ,  $\phi 400\text{mm}$ 、面圧  $20\text{N/mm}^2$ 、速度  $400\text{mm/sec}$ (振動数  $0.3\text{Hz}$ )の正弦波加振における試験結果である。実験結果を図 1.4.1-17 に示す。これらの試験に基づいて摩擦係数の繰り返し回数による変化率の基準値を定めている。

表 1.4.1-13 摩擦係数の繰り返し回数による変化率の基準値

繰り返し回数基準	$\mu 0.075$			基準値
	$\phi 300$	$\phi 400$	平均値	
1 (サイクル) / 3 (サイクル)	1.18	1.15	1.17	1.20
10 (サイクル) / 3 (サイクル)	0.81	0.85	0.83	0.80
40 (サイクル) / 3 (サイクル)	0.69	0.69	0.69	0.65



実験の累積すべり変位  $\Sigma \delta s = 0.242 + 0.242 \times 4 \times (n-1)$  (m)

図 1.4.1-17 繰り返し回数依存性実験

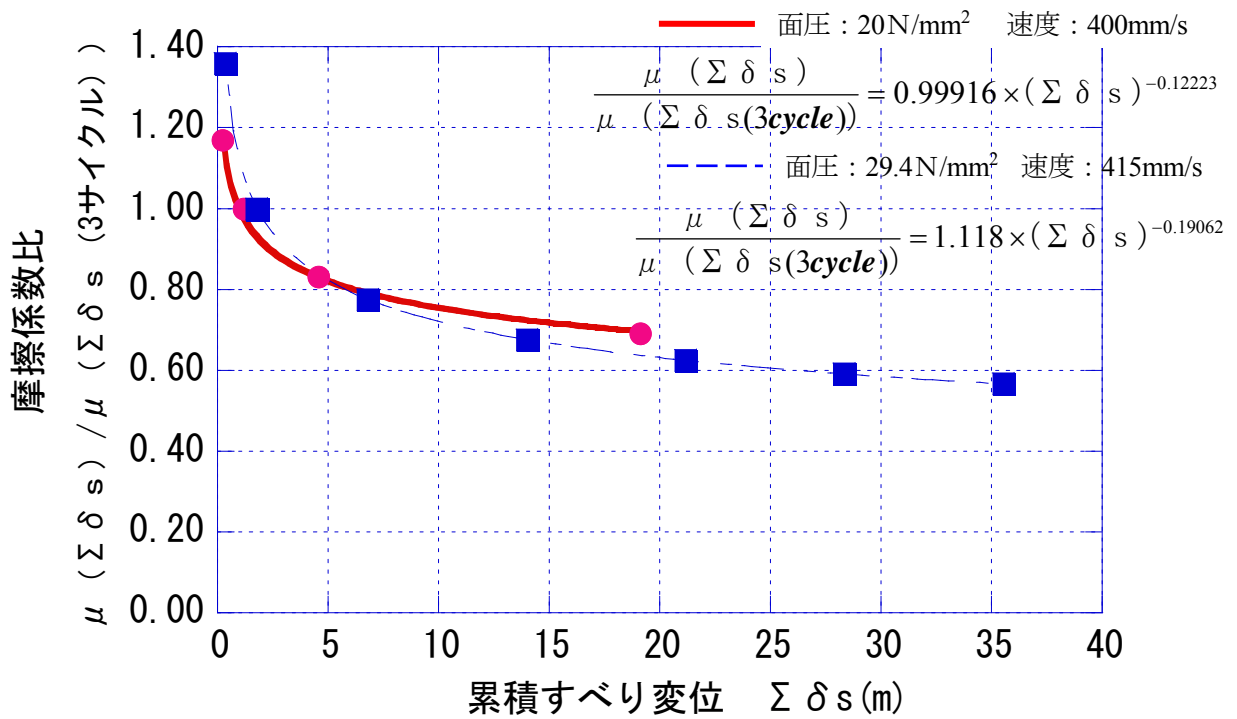


図 1.4.1-18 累積すべり変位と摩擦係数



図 1.4.1-18 に 2 つの実験結果から求めた累積すべり変位と摩擦係数の関係をプロットした。2 つの実験結果は類似していることを確認し、本検討で応答評価する累積すべり変位と摩擦係数のモデルは、3 サイクルの摩擦係数を基準として以下のモデルを採用して応答計算を行うこととした。

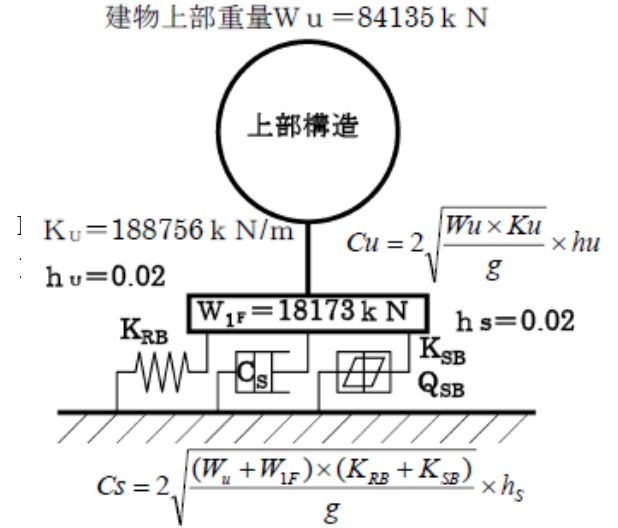
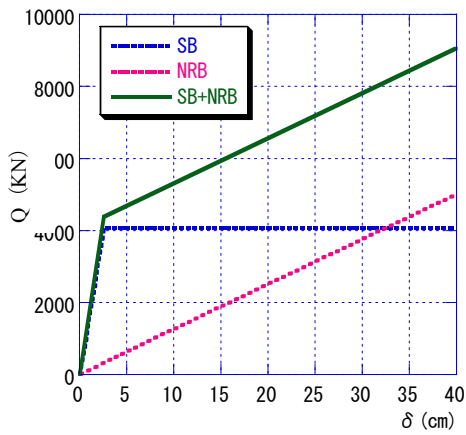
$$\Sigma \delta_s \leq 0.359\text{m} \quad \frac{\mu (\Sigma \delta_s)}{\mu (\Sigma \delta_s(3\text{cycle}))} = 1.118 \times (0.359)^{-0.19062} = 1.36$$

$$\Sigma \delta_s > 0.359\text{m} \quad \frac{\mu (\Sigma \delta_s)}{\mu (\Sigma \delta_s(3\text{cycle}))} = 1.118 \times (\Sigma \delta_s)^{-0.19062}$$

②振動解析モデル

F-3：中高層第3世代 軒高31m 設計年2006年

建物モデルは図1.4.1-19に示すように1階の床と上部床の2自由度の質点で、基礎固定の1次固有周期 $T=1.34$ 秒となるように上部架構のせん断剛性 $K_U$ を設定し、減衰は減衰係数 $h=2\%$ としてモデル化を行った。弾性すべり支承の摩擦係数は累積すべり変位依存性を考慮しない場合と考慮した場合の2つのモデルの解析を行っている。



天然ゴム系積層ゴム支承RBの剛性	$K_{RB}=12.5 \times 10^3 \text{ kN/m}$
弾性すべり支承SBの剛性	$K_{SB}=156.8 \times 10^3 \text{ kN/m}$
摩擦係数	$\mu=0.075$
支持荷重	$N=54,147 \text{ kN}$
	$Q_{SB}=4061 \text{ kN}$
軒高さ	$H=31 \text{ m}$
基礎固定の上部構造の1次周期	$T1=1.34 \text{ sec}$

図1.4.1-19 振動解析モデル

図1.4.1-20に高摩擦型の弾性すべり支承の耐久性能試験結果を、図1.4.1-21に低摩擦型の弾性すべり支承の耐久性能試験結果を示す。

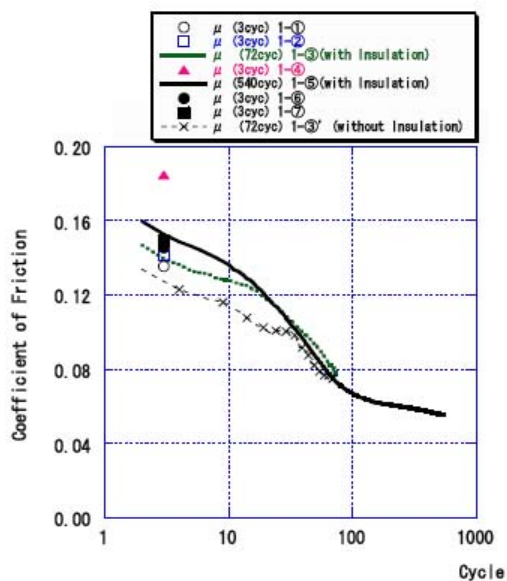


図 1.4.1-20 高摩擦型の弾性すべり支承の耐久性能試験

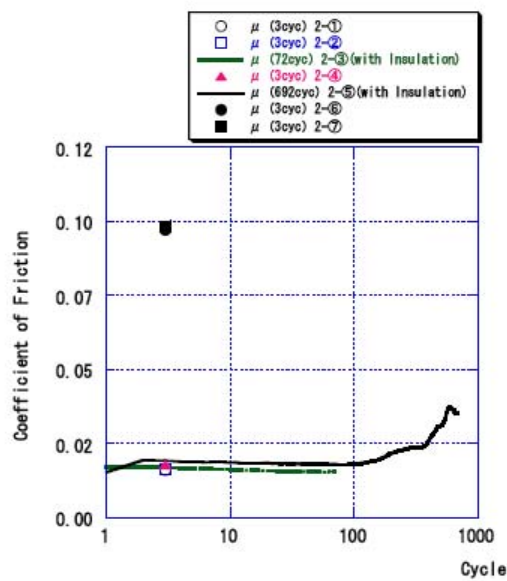


図 1.4.1-21 低摩擦型の弾性すべり支承の耐久性能試験

### (3) 応答解析結果

解析結果の一覧を表 1.4.1-14 に、復元力特性及び応答時刻歴波形を図 1.4.1-22～1.4.1-30 に示す。4つの入力地震波の応答では、累積すべり変位依存性を考慮した摩擦係数の変化が、累積すべり変位が基準となる3サイクルのすべり量に達しないため、3サイクルの摩擦係数との比が1を若干越えるものから、30%程度低下する結果もある。また、累積すべり変位は最大でも約10m程度である。

各応答値の特徴を示す。

- ・最大応答変位  $\delta_{max}$

免震層の最大応答変位は、最大でも10%程度しか依存性を考慮したものが大きくなる。免震層のクリアランス寸法に余裕を持った計画であれば問題ないと判断できる。

- ・建物の層せん断力係数  $C_1$

すべり材の累積すべり変位が3サイクルに達するまでに地震動の加速度振幅が大きくなり、上部建物が最大応答に達することから、基準となる3サイクルの摩擦係数より上部建物の最大応答を示す時の弾性すべり支承の摩擦係数が大きくなり、建物の層せん断力係数は依存性を考慮したほうが依存性を考慮しない場合より増加する応答を示した。この現象は設計で考慮されていないことから、弾性すべり支承を使用する建物を設計する場合、上部建物に作用する地震力に余裕を持つことが必要となる可能性を指摘できる。

- ・累積すべり変位  $\Sigma \delta_s$

累積すべり変位量は最も大きなすべり量を示した結果でも約10m程度で、後述の耐久性能試験結果の性能と比較しても十分に余裕がある結果になっている。

今回、検討を行った地震動、建物モデルでは、上部建物の地震力以外は弾性すべり支承の摩擦係数の累積すべり変位量依存性の考慮の影響が少ない結果になっている。しかし、摩擦係数

の非線形性が与える影響は、入力地震動、建物の振動特性により影響を受ける可能性は否定できないことから、一般の設計でも摩擦係数の低下の影響を解析できるプログラムの普及、モデル化に必要な弾性すべり支承の実験データ、研究の充実が必要と考えられる。

表 1.4.1-14 建物の応答結果 F-3 (摩擦係数の繰り返し依存性の考慮の有無の比較)

入力地震名称	繰り返し 依存性 の考慮	$\delta_{\max}$ (m)	$C_1$	$\Sigma \delta_s$ (m)	摩擦係数比 $\frac{\mu(\text{final})}{\mu(3\text{cycle})}$	免震層の最大応 答変位比	建物の層せん 断力比
							
N-OSKH02-AV	未考慮	0.091	0.079	1.79	1.00	1.10	1.19
	考慮	0.100	0.094	1.56	1.03		
N-SKH02-SD	未考慮	0.164	0.090	4.63	1.00	1.09	1.20
	考慮	0.178	0.109	5.23	0.82		
T-TN-AIC0003-AV	未考慮	0.187	0.092	4.26	1.00	0.99	1.18
	考慮	0.186	0.109	4.20	0.85		
T-TN-AIC0003-SD	未考慮	0.289	0.105	8.92	1.00	1.01	1.11
	考慮	0.291	0.117	9.89	0.72		

#### (4) 弾性すべり支承の累積すべり変位に対する耐久性能

材料認定で要求される繰り返し载荷の実験では、40回の繰り返し载荷を求められているため、累積すべり変位が10mを越える実験が行われている。そのほとんどの実験が非断熱状態で行ったものである問題は残るが、長周期地震を想定した耐久性能を検討するために不十分な累積すべり変位の実験とは言えない。その累積すべり変位を大きく越える耐久性能の限界状態を調べるための実験<sup>1.4.16-8)</sup>が行われている。その結果によると、

##### 1) 高摩擦型の弾性すべり支承 $\mu = 0.13$

累積すべり変位が約40mの繰り返し実験を経験後、約300mの累積すべりの負荷を加えた実験を行った後も、摩擦係数、積層ゴム部の剛性の変化はなく、装置として健全性を実験的に確認している。

##### 2) 低摩擦型の弾性すべり支承 $\mu = 0.015$

累積すべり変位が約40mの繰り返し実験、その後に行った基本実験では摩擦係数の変化はなかったが、すべり板が環境温度に復元後に行った約300mの実験では、累積すべり変位が約56mを越えた100サイクル以降に摩擦係数が徐々に増加し、その後に行った基本実験でも摩擦係数が増加したままで復元しない状態になった。すべり板のコーティング材、すべり材の摩擦熱による劣化の影響と推察できる。しかし、長周期地震を想定しても、約56mの累積すべり量は十分な耐久性能と判断できる。

表 1.4.1-15 に弾性すべり支承の繰り返し载荷に対する耐久性能試験結果を示す。

表 1.4.1-15 弾性すべり支承の繰り返し载荷に対する耐久性能試験

試験体	試験 No.	$\sigma$ (MPa)	V (mm/s)	freq(Hz)	波形	$\pm \delta$ (mm)	サイクル数	累積変位 (m)
HF-Type ( $\mu=0.13$ )	1-①*	10 (201 kN)	100	0.16	正弦波	100	3	1.20
	1-②*		200	0.32		100	3	1.20
	1-③*		350	0.40		140	72	40.32
	1-④*		100	0.16		100	3	1.20
	1-⑤*		350	0.40		140	540	302.40
	1-⑥**		100	0.16		100	3	1.20
	1-⑦**		100	0.16		100	3	1.20
LF-Type ( $\mu=0.015$ )	2-①*	18 (576 kN)	100	0.16	正弦波	100	3	1.20
	2-②*		200	0.32		100	3	1.20
	2-③*		350	0.40		140	72	40.32
	2-④*		100	0.16		100	3	1.20
	2-⑤*		350	0.40		140	692	387.52
	2-⑥**		100	0.16		100	3	1.20
	2-⑦**		100	0.16		100	3	1.20

\* ①～⑤は各試験後に冷却のインターバルを置く

\*\* 前試験の翌日以降に実施

## (5) まとめ

本項における検討は、2つのサイトで作成した特定の地震波を入力地震とし、特定の振動特性を持った建物モデルの応答結果であり、今後、研究の蓄積を行うことが必要であるが、1)弾性すべり支承の摩擦係数の累積すべり変位の依存性を考慮しても、免震層の最大応答変位の増加は少ない結果を得た。

### 2)依存性を考慮した場合の上部建物の地震力の増加

弾性すべり支承の設計では、一般的に3サイクル目の摩擦係数を基本として設計を行っている。しかし、上部建物の最大応答を示す時刻に弾性すべり支承の累積すべり変位が3サイクルのすべり量に達しないため、一般的に行っている依存性を考慮しないモデルと比較すると、累積すべり変位の摩擦係数の低下を考慮したモデルが上部建物に作用する地震力が増加する傾向を確認した。

### 3)弾性すべり支承のすべり材の累積すべり変位の増加は少ない

地震動の加速度の大きさがすべりの発生に影響することから、今回検討を行った地震動では累積すべり変位の量が10m以下となり、累積すべり変位量の増加は依存性を考慮しても大きくならないことを確認した。逆に、N-OSKH02-AVでは小さくなる結果になった。

## (6) 今後の課題

### 1) 摩擦係数の累積すべり変位依存性

摩擦係数は累積すべり変位の影響で3サイクル目の摩擦係数に対して20～30%高い値から30%程度低下する可能性を示した。この摩擦係数の変化に対する応答特性の変化は評価する地震力に無視しえるものでない。構造設計者が摩擦係数の累積すべり変位の依存性を考慮できるプログラムを使用して、装置の特徴を十分に反映できる設計環境の充実が早急に必要である。

### 2) 設計で使用できる情報の充実

累積すべり変位依存性の実験は、同一位置のすべり板の上で、繰り返し振幅で実験した摩擦係数である。実際の地震時の装置の状態とは異なった条件の結果である。実際の状態を再現した実験をどのように行うか。また、現在行っている実験方法から、より実際に近い設計に適用できる情報を求める研究が必要となる。

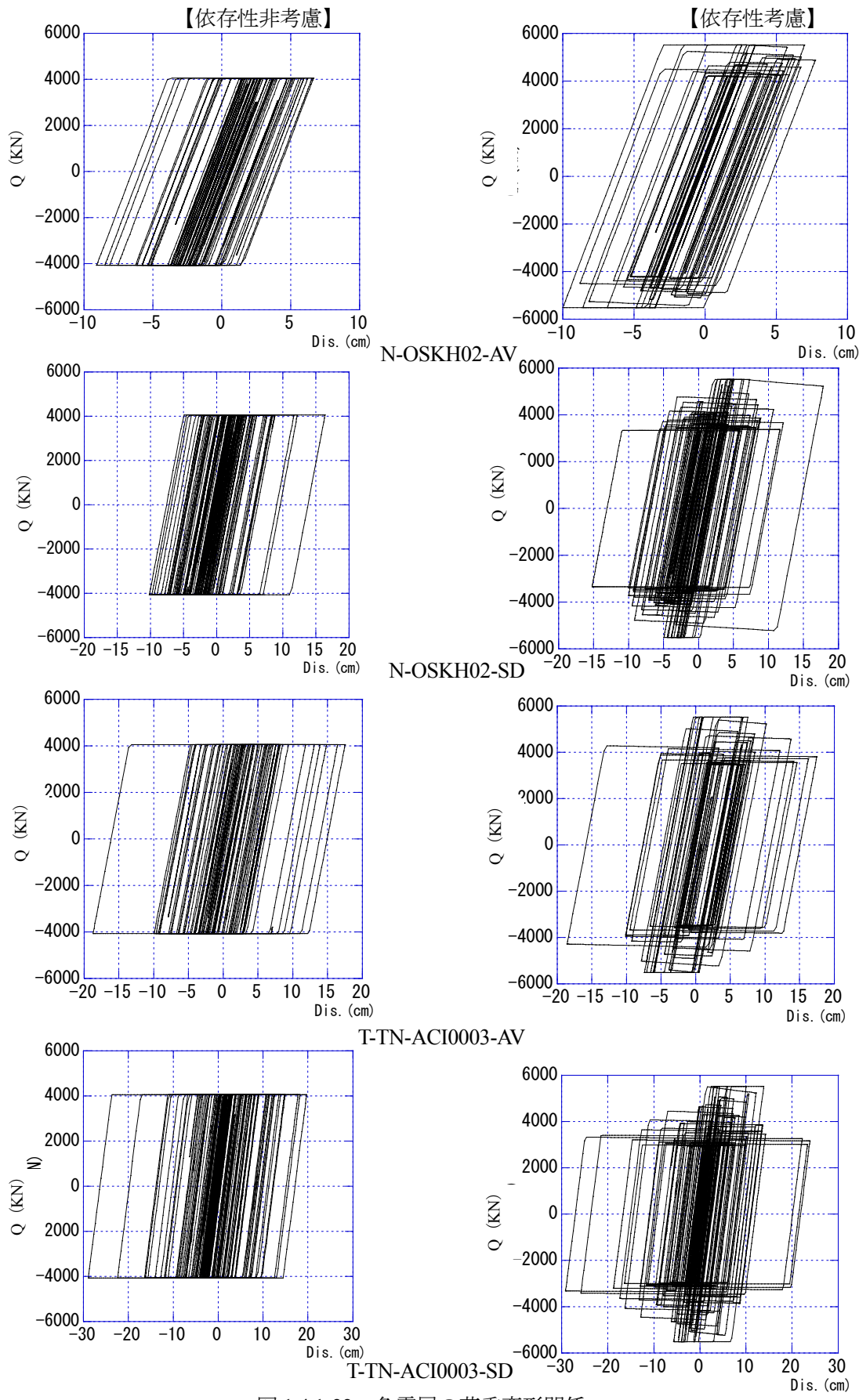


図 1.4.1-22 免震層の荷重変形関係



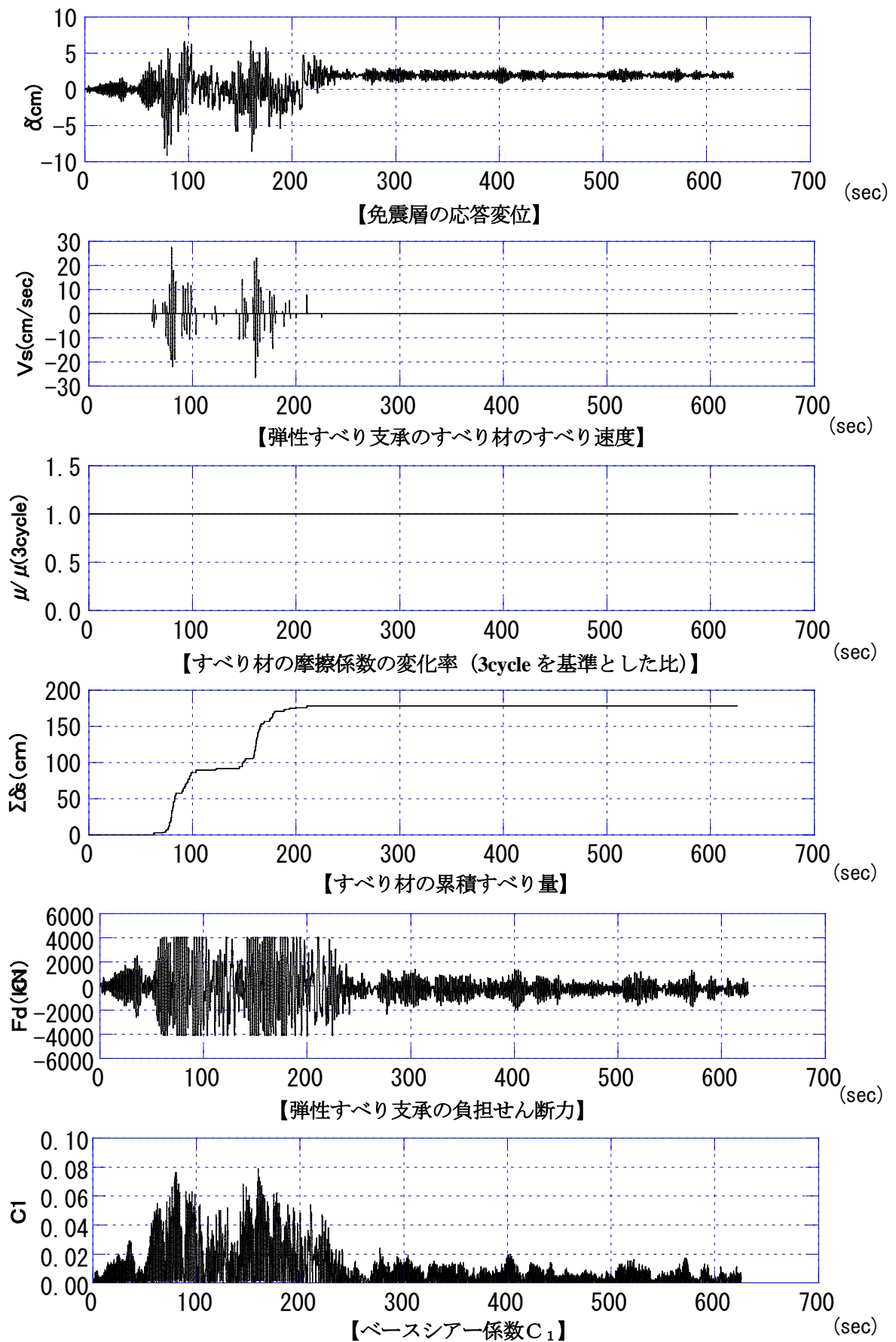


図 1.4.1-23 応答解析結果 (N-OSAKA-AV 依存性非考慮)

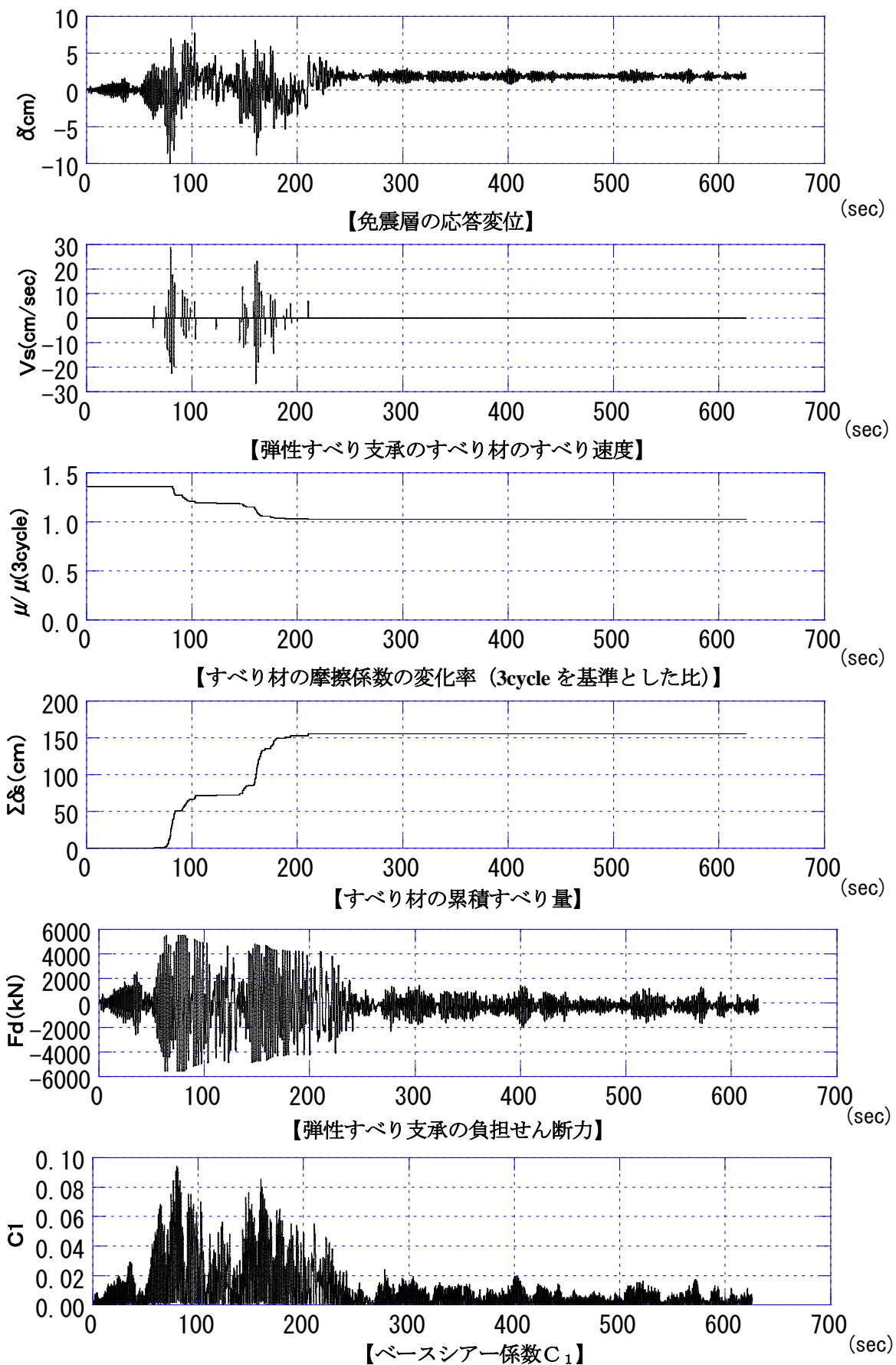


図 1.4.1-24 応答解析結果 (N-OSAKA-AV 依存性考慮)

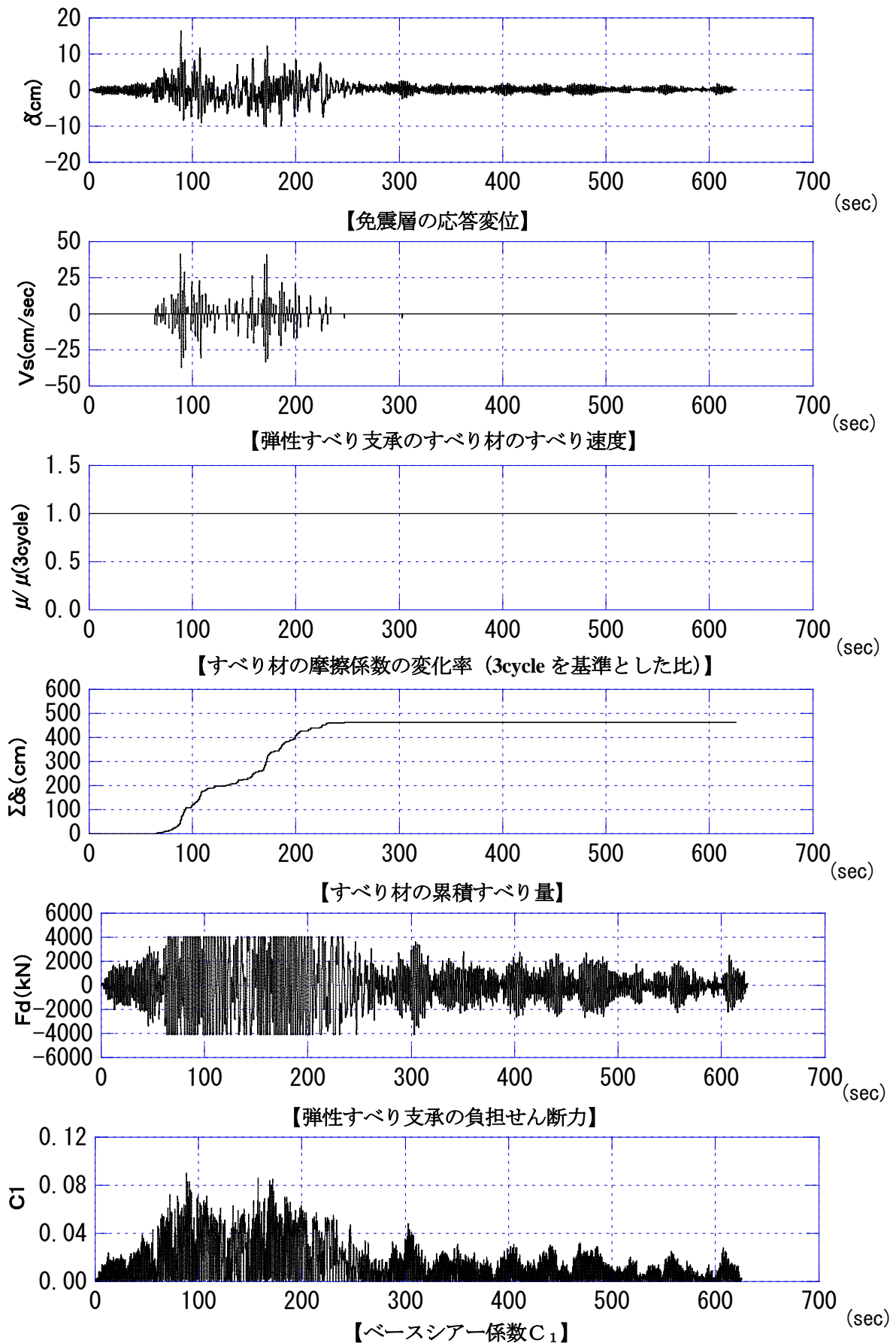


図 1.4.1-25 応答解析結果 (N-OSAKA-SD 依存性非考慮)

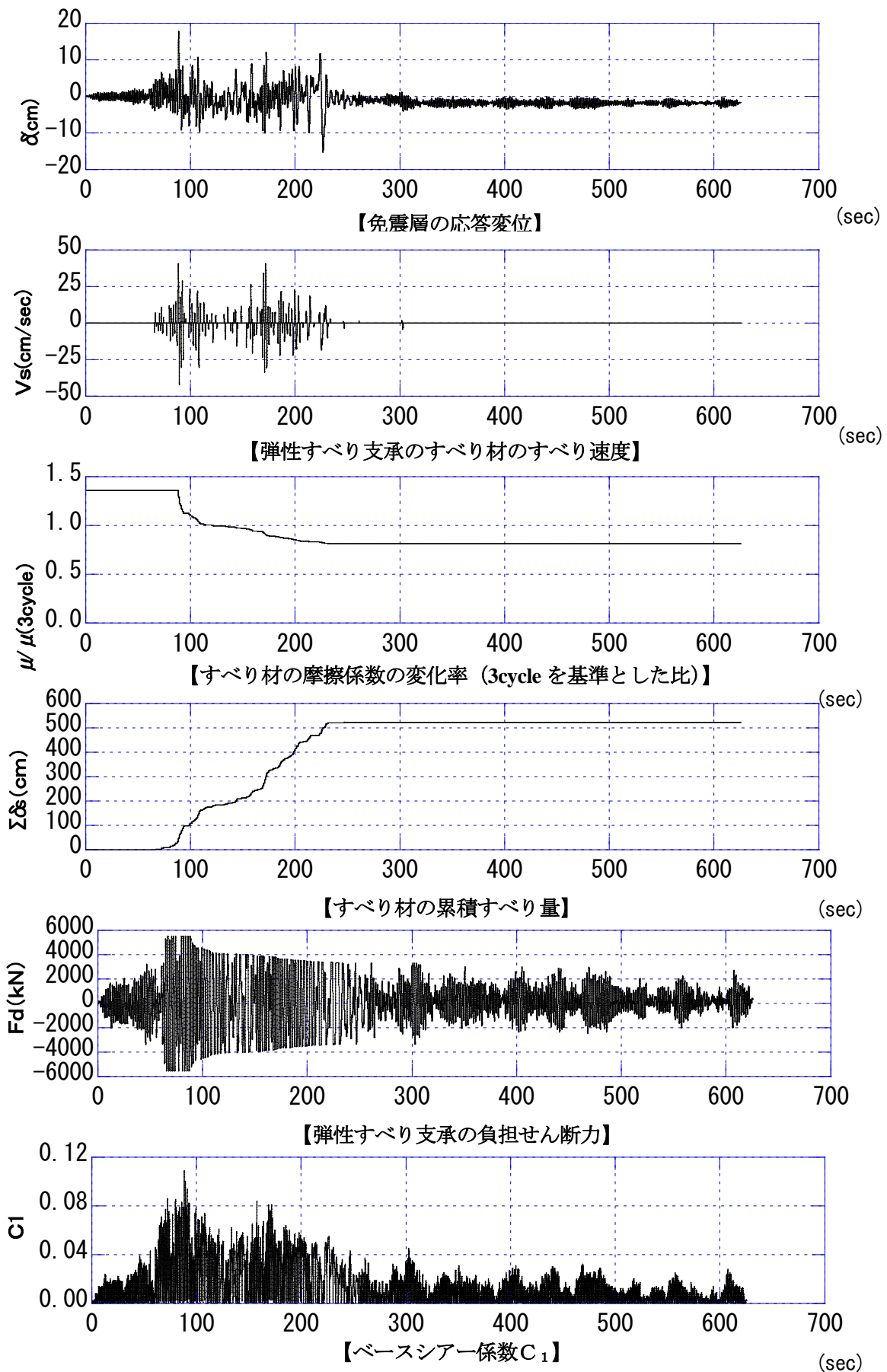


図 1.4.1-26 応答解析結果 (N-OSAKA-SD 依存性考慮)

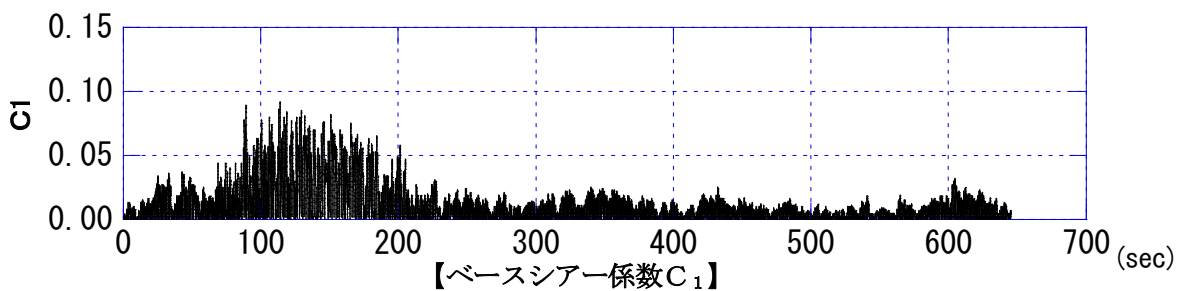
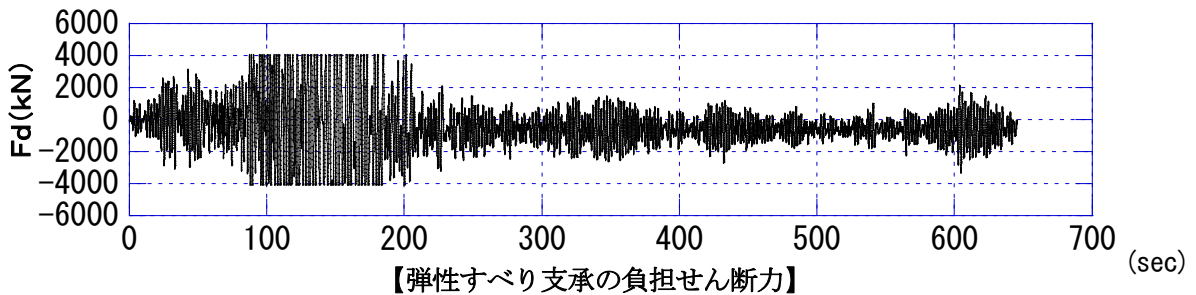
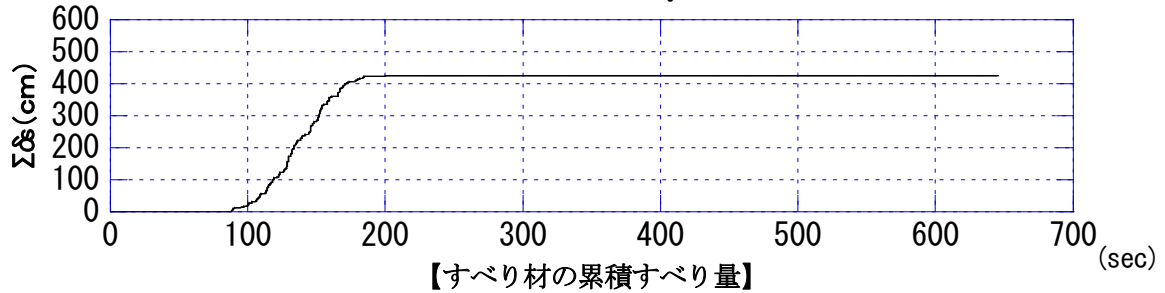
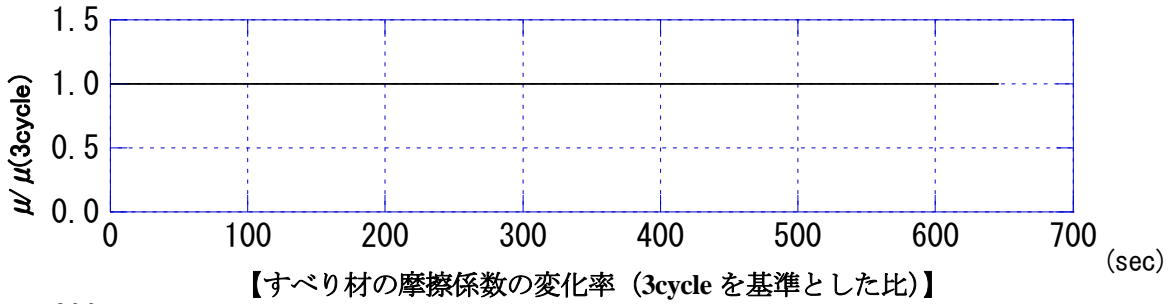
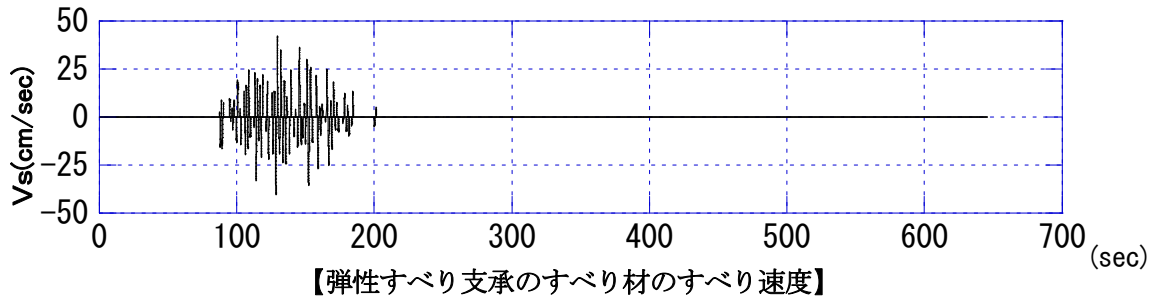
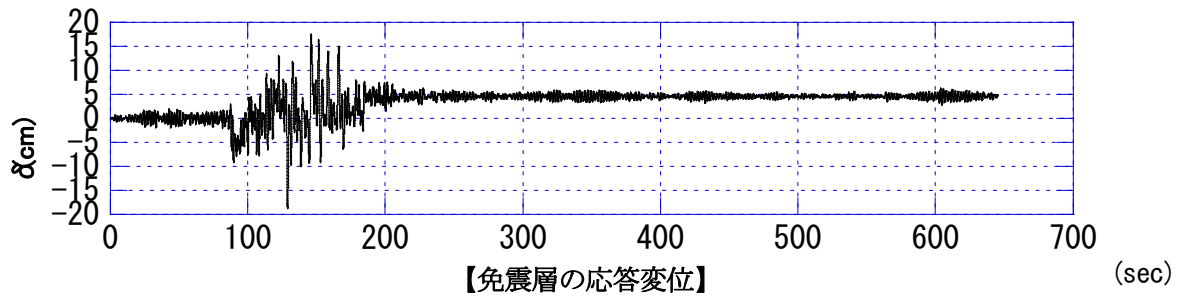


図 1.4.1-27 応答解析結果 (T-TN-AIC0003-AV 依存性非考慮)

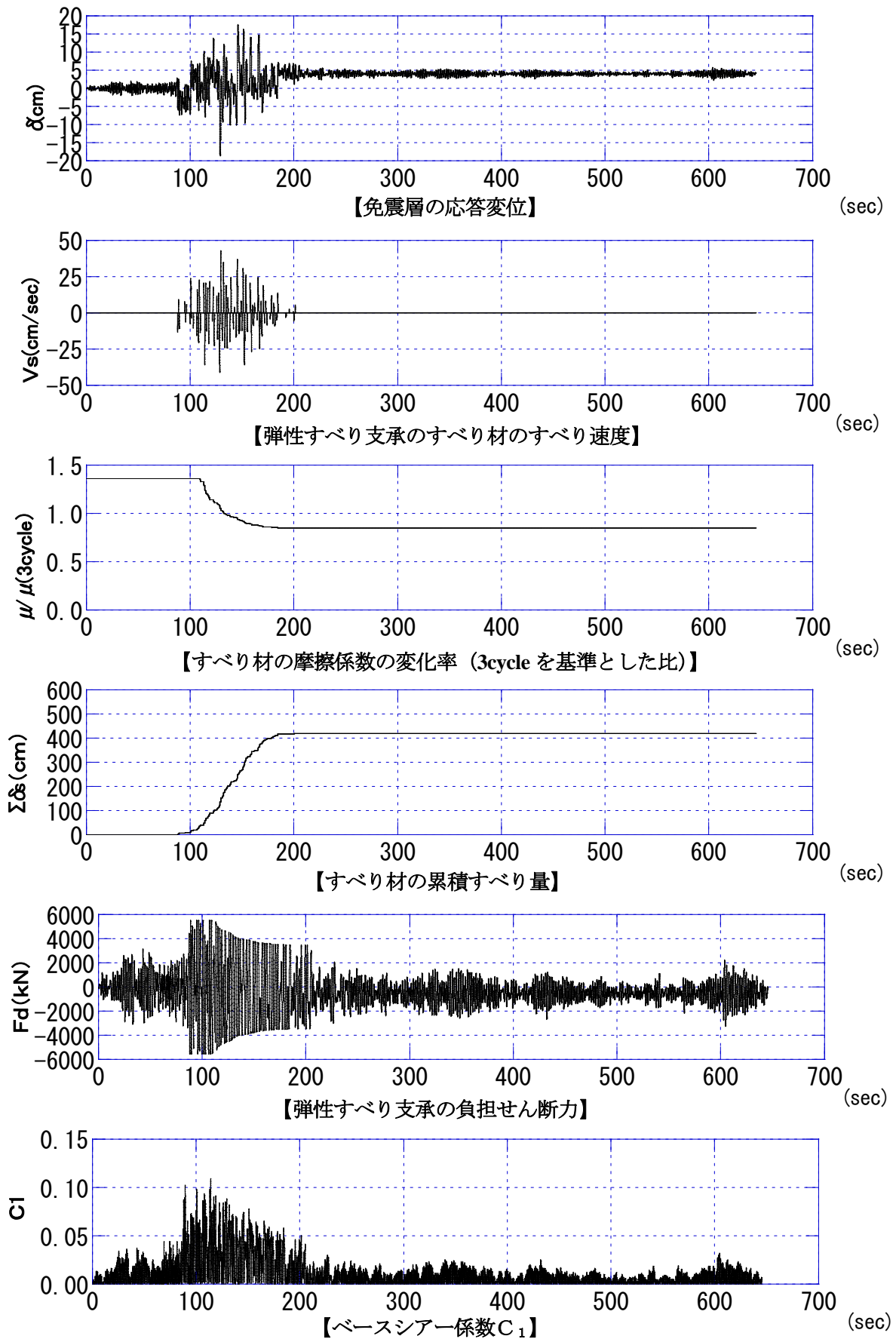


図 1.4.1-28 応答解析結果 (T-TN-AIC0003-AV 依存性考慮)

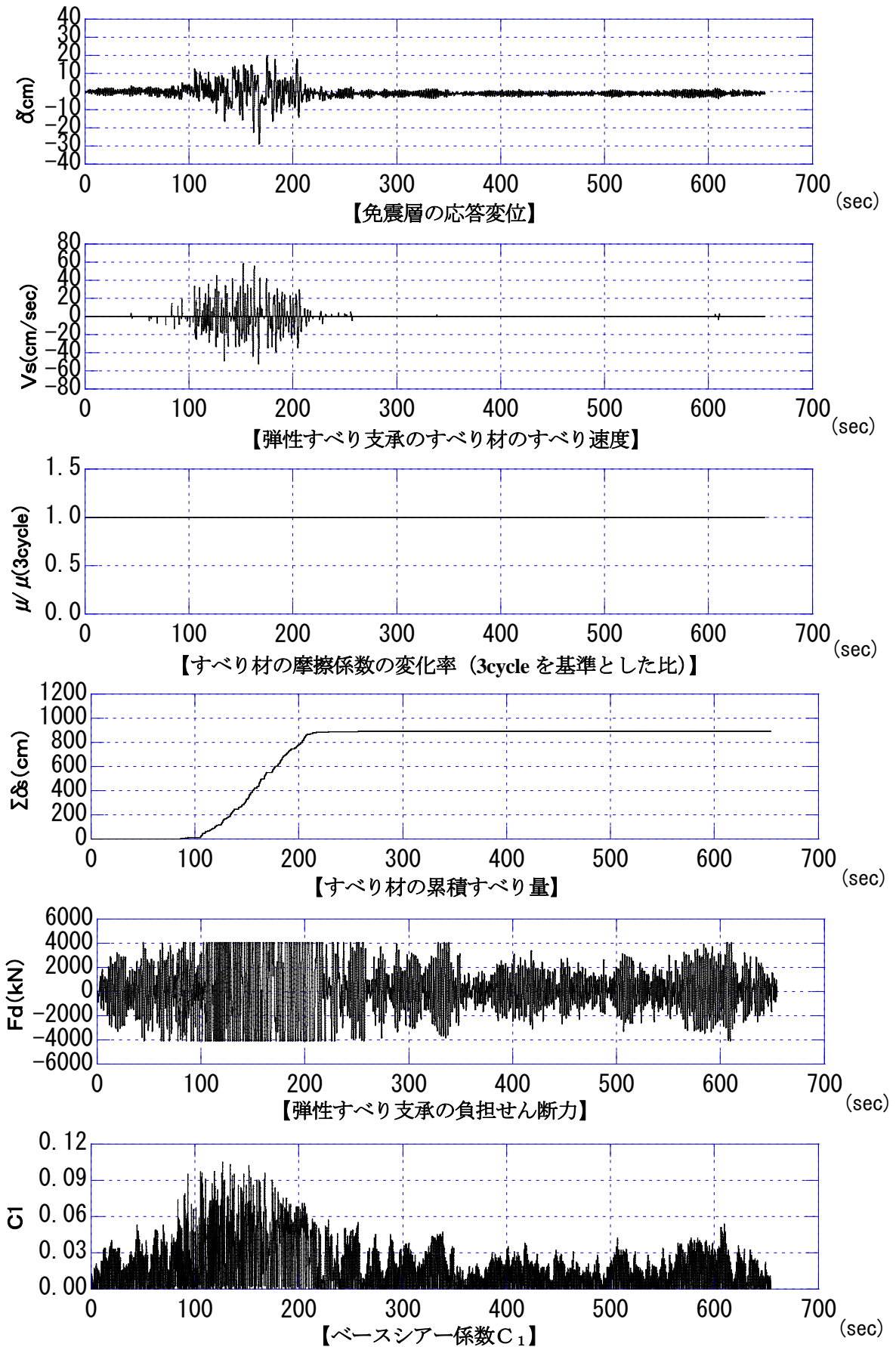


図 1.4.1-29 応答解析結果 (T-TN-AIC0003-SD 依存性非考慮)

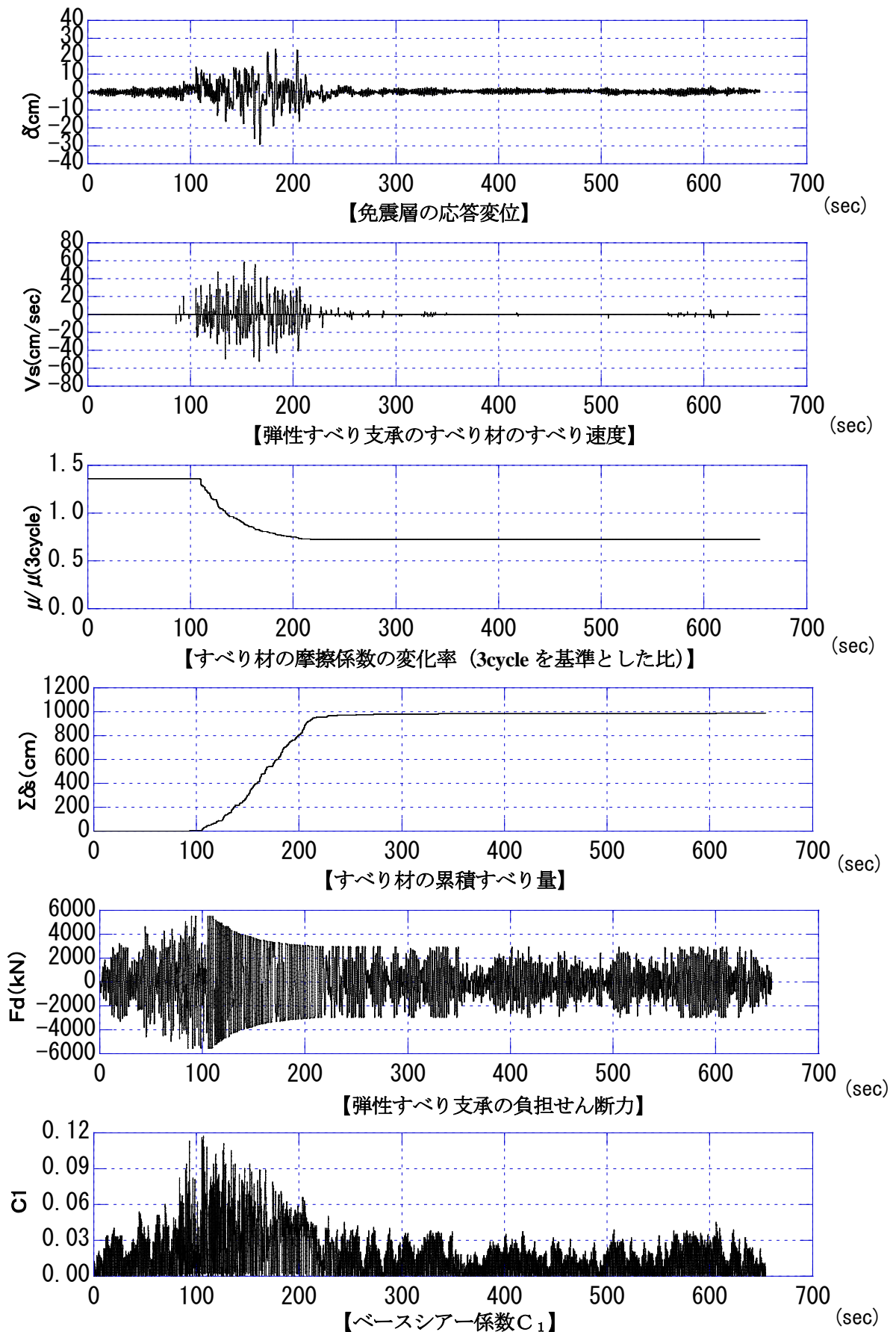


図 1.4.1-30 応答解析結果 (T-TN-AIC0003-SD 依存性考慮)



### 1.4.1-3 鋼材ダンパー

長周期地震動において免震建築物に設置された鋼材ダンパーがエネルギーを吸収することによる疲労蓄積に関して、建物の時刻歴応答変位をもとにマイナー則を用いて疲労予測を行う。また、鋼材ダンパーの累積吸収エネルギーからの疲労予測との比較も行う。

今回検討対象の建物に使用している鋼材ダンパーは、免震U型ダンパーと免震鋼棒ダンパーであり、疲労特性については、既存の定振幅繰り返し载荷試験結果をもとに、中（弾性限以上）～大振幅の破断回数から設定した疲労曲線と、小（弾性限以下）～大振幅での破断回数から設定した疲労曲線（免震U型ダンパーのみ）の2種類を用いて、比較を行う。

#### (1) 疲労曲線の設定

##### 1) 免震U型ダンパー

免震U型ダンパーは相似形で5種類のサイズがあり、ここでは真ん中のサイズであるNSUD50 シリーズを例に説明する。NSUD50 シリーズの弾性限変位は 27.9mm であり、ダンパーロッド形状を図 1.4.1-31 に示す。定振幅繰り返し载荷試験における加力方向については、ダンパーロッドの軸線方向を 0 度方向加力、軸線に直交する方向を 90 度方向としている。

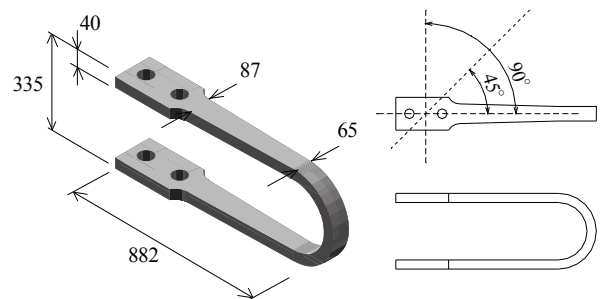


図 1.4.1-31 U型ダンパーの形状と寸法 (NSUD50 シリーズ)

##### ① 中～大振幅での破断回数から設定した疲労曲線

NSUD50 シリーズの中～大振幅での定振幅繰り返し試験結果を図 1.4.1-32 に示す。免震U型ダンパーは疲労特性に方向性があるため、加力方向毎に疲労曲線を設定している。400mm 以下の振幅では 0 度方向が破断回数が最も小さくなる加力方向であり、下式で対数近似される。

$$Nd = 10.5 \times \delta^{-1.363} \dots (1.4.1-11)$$

Nd : 破断までの繰り返し回数

$\delta$  : 片振幅 (m)

疲労検討は 0 度方向の疲労曲線でおこなう。

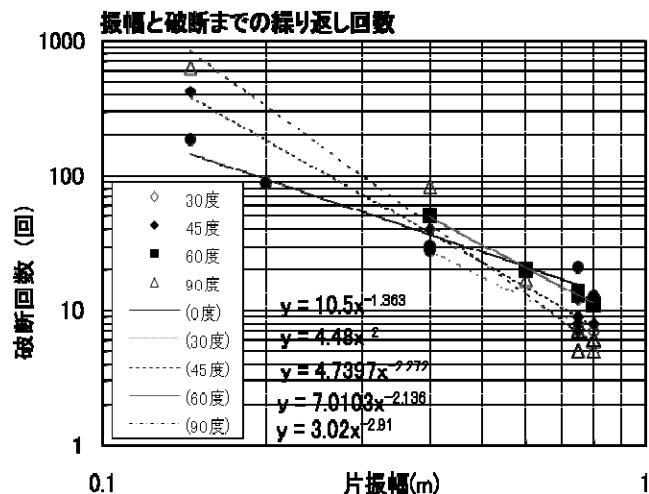


図 1.4.1-32 中～大振幅の疲労特性 (NSUD50 シリーズ)  
(角度は、図 1.4.1-31 を参照)

②小～大振幅での破断回数から設定した疲労曲線

免震U型ダンパーの繰り返し変形性能は吉敷らの論文（参考文献 1.4.1-9）によると、下記の式で表す事が出来る。

$$\gamma_e = 35 \times N_f^{0.15} \quad \dots \quad (1.4.1-12)$$

$$\gamma_p = 3620 \times N_f^{0.80} \quad \dots \quad (1.4.1-13)$$

$$\gamma_t = 35 \times N_f^{0.15} + 3620 \times N_f^{0.80} \quad \dots \quad (1.4.1-14)$$

$\gamma_e$ 、 $\gamma_p$ 、 $\gamma_t$ ：変位振幅をダンパーロッド高さで除した平均せん断変形角(%),添字はそれぞれ弾性変位振幅  $\delta_e$ 、塑性変位振幅  $\delta_p$ 、全変位振幅  $\delta_t$  に対応している。

$N_f$ ：破断までの繰り返し回数

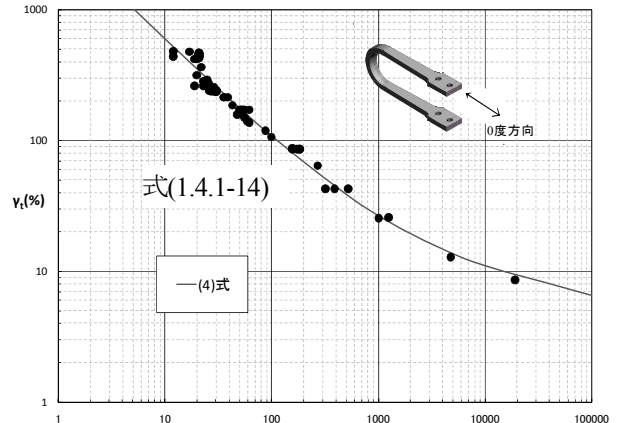


図 1.4.1-33 小～大振幅の疲労特性  
(全サイズ、0度方向加力)

図 1.4.1-33 は全 5 種類のサイズシリーズの実験結果をプロットしており式(1.4.1-14)が良い対応を示している事が判る。

また、図 1.4.1-34 に NSUD50 シリーズの定変位繰り返し試験の結果に式(1.4.1-11)と式(1.4.1-14)を比較した結果を示す。中～大振幅の試験結果より設定した式(1.4.1-11)が小振幅域で疲労性能を過小評価していることが判る。

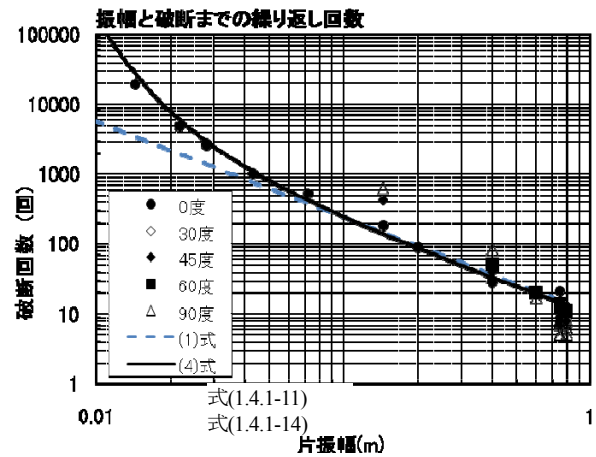


図 1.4.1-34 小～大振幅の疲労特性  
(NSUD50 シリーズ)

同様に NSUD45 シリーズの疲労特性を図 1.4.1-35、図 1.4.1-36 に示す。式(1.4.1-15)は中～大振幅の疲労特性における 0 度方向の疲労曲線である。

$$Nd=6.913 \times \delta^{-1.314} \dots (1.4.1-15)$$

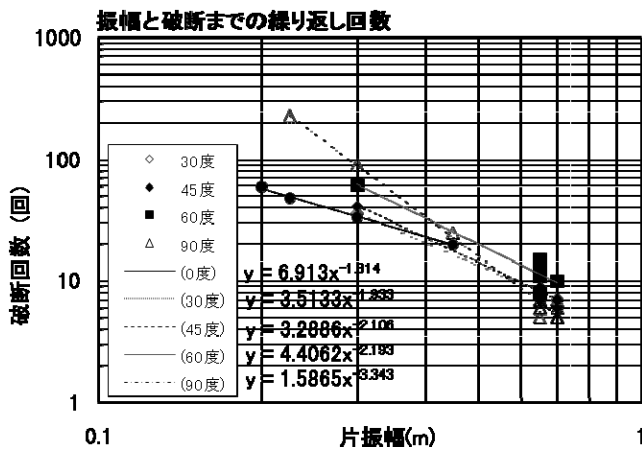


図 1.4.1-35 中～大振幅の疲労特性 (NSUD45 シリーズ)

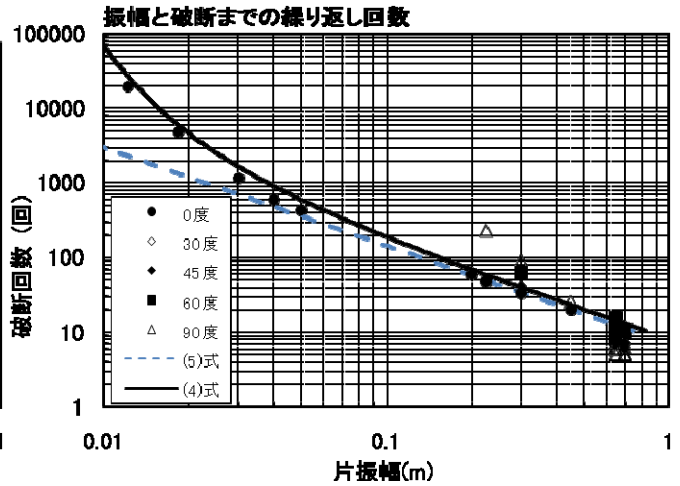


図 1.4.1-36 小～大振幅の疲労特性 (NSUD45 シリーズ)

## 2) 免震鋼棒ダンパー

免震鋼棒ダンパーについては、弾性域での疲労試験を行っていないため、中～大振幅での破断回数から求めた疲労曲線のみで推定を行う。図 1.4.1-37 に疲労特性を示す。

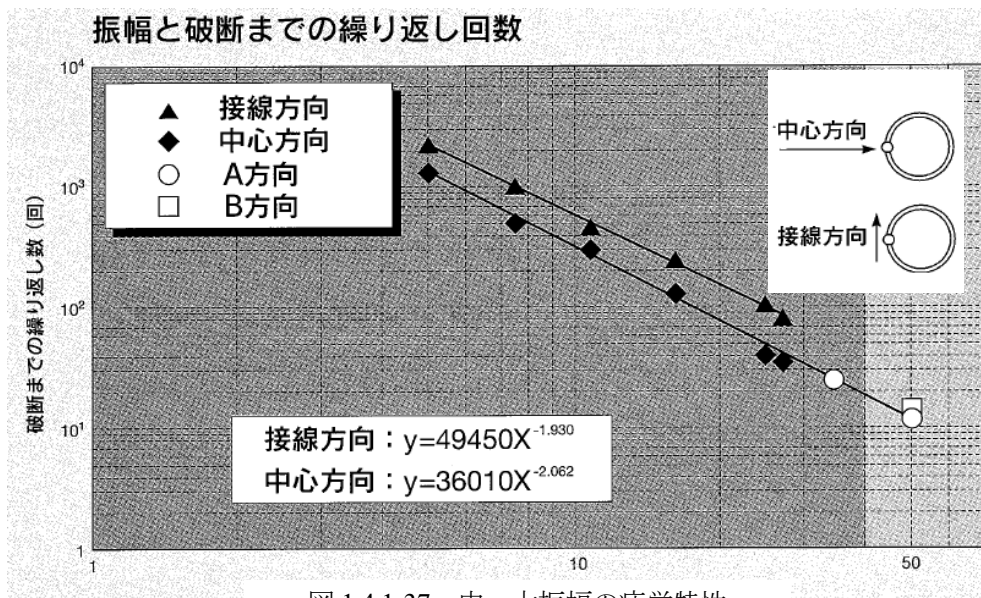


図 1.4.1-37 中～大振幅の疲労特性 (NSSD70  $\phi$  R285(L))

(2) 疲労予測法

1) マイナー則による検討

ダンパーの時刻歴応答変位をレインフロー法により振幅毎のサイクル数を計数し、振幅毎の疲労損傷度  $D_i$  を下式により算定する。その後、全振幅に渡り  $D_i$  を累積しダンパーの疲労損傷度を求める。

$$D_i = n_i / N_i$$

$D_i$  : 振幅  $\delta_i$  における疲労損傷度

$n_i$  : 時刻歴応答変位に含まれる振幅  $\delta_i$  のサイクル数

$N_i$  : 振幅  $\delta_i$  における破断までの繰り返し回数 (疲労曲線の各式より算定)

2) 累積吸収エネルギーを用いた検討

振幅毎の破断に至る吸収エネルギー量を下式により算定する。その後、地震応答によりダンパーが吸収した累積吸収エネルギー量とその地震での最大応答変位における破断に至る吸収エネルギー量との比を求め、疲労損傷度とする。

$$W_i = {}_1W_i \times N_i$$

$W_i$  : 振幅  $\delta_i$  における破断に至る吸収エネルギー

${}_1W_i$  : バイリニアモデルでの振幅  $\delta_i$  における 1 サイクル吸収エネルギー

$N_i$  : 振幅  $\delta_i$  における破断までの繰り返し回数

(中～大振幅の破断回数から求めた疲労曲線により算定)

図 1.4.1-38 に NSUD50×4 の振幅と破断に至る吸収エネルギーを示す。

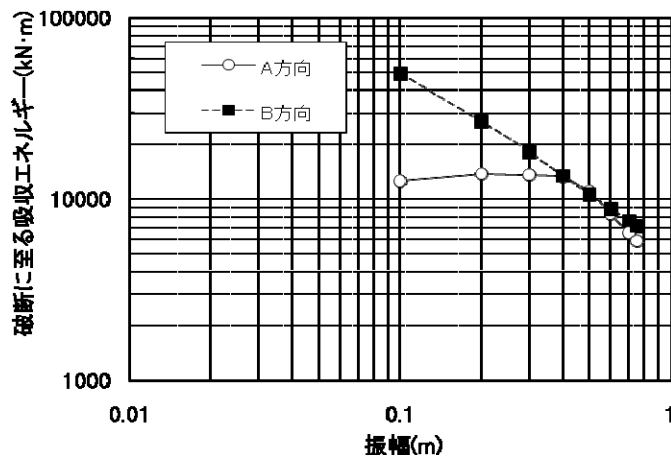


図 1.4.1-38 振幅と破断に至る吸収エネルギー (NSUD50×4)

(3) 結果及び考察

地震応答解析結果に対する鋼材ダンパーの疲労検討結果一覧を表 1.4.1-16 に示す。また、累積疲労損傷度の計算例の抜粋を表 1.4.1-17、表 1.4.1-18 に示す。

各検討方法のうち(1) 疲労曲線の設定で①の中～大振幅振幅の疲労曲線からマイナー則で検討したものが、大きめの予測値となる傾向がある。

表 1.4.1-16 疲労検討結果一覧

建物	J-1				H-4		E-2	
	AIC003-SD		AIC003-AV		AIC003-SD	AIC003-AV	AIC003-SD	AIC003-AV
ダンパー	UD50×4	UD45×4	UD50×4	UD45×4	UD45×4		70φR285(L)	
最大変位(cm)	49.1		26.3		33.9	21.2	25.3	13.3
累積吸収エネルギー量(kNm/台)	4414	3262	1788	1418	4016	1416	1285	558
疲労検討								
a.マイナー則(4.1.4.1-3.4)式	0.314	0.403	0.119	0.136	0.227	0.079	-	-
b.マイナー則(4.1.4.1-3.1)or (5) 式	0.354	0.596	0.154	0.268	0.383	0.18	0.389	0.219
c.累積吸収エネルギー評価	0.377	0.536	0.133	0.207	0.304	0.098	0.171	0.051

建物	J-1				H-4		E-2	
	OSHK02-SD		OSHK02-AV		OSKH02-SD	OSKH02-AV	OSKH02-SD	OSKH02-AV
ダンパー	UD50×4	UD45×4	UD50×4	UD45×4	UD45×4		70φR285(L)	
最大変位(cm)	41.8		17.4		17.8	9.4	14.0	8.7
累積吸収エネルギー量(kNm/台)	3106	2463	953	756	1919	433	381	136
疲労検討								
a.マイナー則(4)式	0.219	0.281	0.056	0.281	0.098	0.025	-	-
b.マイナー則(1)or (5) 式	0.244	0.413	0.089	0.158	0.191	0.091	0.389	0.219
c.累積吸収エネルギー評価	0.249	0.412	0.065	0.101	0.13	0.028	0.035	0.011

また、地震終了後のダンパーの疲労による 1 サイクルのエネルギー吸収性能の低下を検討する。図 1.4.1-39 に NSUD50×4 に対して振幅±30cm、A 方向の繰り返し加力を行った実験におけるエネルギー吸収性能の変化を示す。建物 J-1 の地震動 AIC003-sd に対する NSUD50×4 のダンパー1 台の累積エネルギー吸収量は 4414kN・m であり、図 1.4.1-39 からこの累積吸収エネルギーに相当する 17 サイクル目で 1 サイクルのエネルギー吸収量を比較するとバイリニアモデルの 248kN・m に対して実験値は 232kN・m で 94%に低下している。

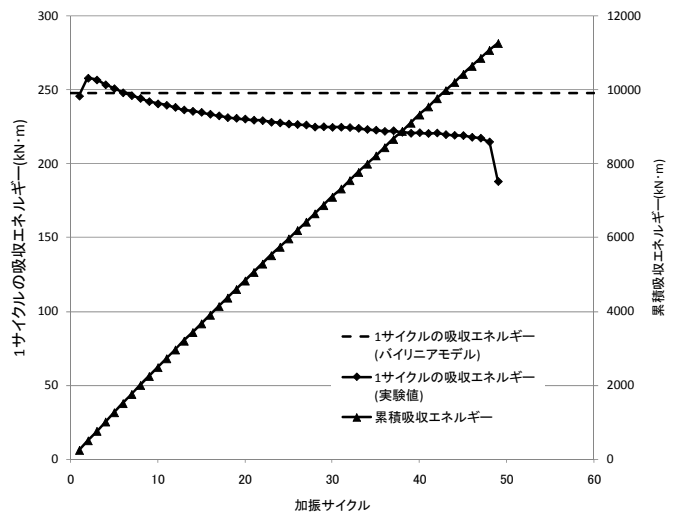


図 1.4.1-39 サイクル毎の吸収エネルギー (NSUD50×4、振幅±30cm、A 方向加力)

表 1.4.1-17 累積疲労損傷度の計算例(1)

建物記号 J-1 地震動 AIC003-ed ダンパー UD50×4

全振幅 区間中央値 (cm)	頻度 (回)	(4)式		(1)式	
		破断回数 (回)	D値	破断回数 (回)	D値
0.5	213	1.36 E+09	1.561 76E-07	36966	0.0058
1.5	76	982172	7.73795E-05	8270	0.0092
2.5	56	52566	0.0011	4122	0.0136
3.5	42	12354	0.0034	2606	0.0161
4.5	20	5340	0.0037	1850	0.0108
5.5	12	3051	0.0039	1407	0.0085
6.5	2	2017	0.0010	1121	0.0018
7.5	3	1459	0.0021	922	0.0033
8.5	5	1122	0.0045	777	0.0064
9.5	3	898	0.0033	668	0.0045
10.5	1	740	0.0014	583	0.0017
11.5	1	625	0.0016	515	0.0019
12.5	2	538	0.0037	460	0.0044
13.5	2	470	0.0000	414	0.0000
14.5	2	416	0.0048	375	0.0053
15.5	1	372	0.0000	343	0.0000
16.5	1	335	0.0030	315	0.0032
17.5	1	304	0.0033	291	0.0034
18.5	1	278	0.0036	269	0.0037
19.5	1	255	0.0000	251	0.0000
20.5	2	236	0.0085	234	0.0085
21.5	1	219	0.0000	219	0.0000
22.5	1	204	0.0000	206	0.0000
23.5	1	191	0.0062	194	0.0061
24.5	2	179	0.0111	184	0.0109
25.5	2	169	0.0118	174	0.0115
26.5	1	159	0.0000	165	0.0000
27.5	1	151	0.0000	157	0.0000
28.5	1	143	0.0070	149	0.0067
29.5	1	136	0.0000	143	0.0000
30.5	1	129	0.0000	136	0.0000
31.5	1	123	0.0081	130	0.0077
32.5	1	118	0.0085	125	0.0080
33.5	1	113	0.0000	120	0.0000
34.5	1	108	0.0093	115	0.0087
35.5	1	103	0.0000	111	0.0000
36.5	1	100	0.0000	107	0.0000
37.5	1	96	0.0000	103	0.0000
38.5	1	92	0.0108	99	0.0101
39.5	1	89	0.0000	96	0.0000
40.5	1	86	0.0000	93	0.0000
41.5	1	83	0.0000	90	0.0000
42.5	1	80	0.0000	87	0.0000
43.5	1	78	0.0000	84	0.0000
44.5	1	75	0.0000	81	0.0000
45.5	1	73	0.0000	79	0.0000
46.5	1	71	0.0000	77	0.0000
47.5	1	69	0.0000	75	0.0000
48.5	1	67	0.0150	72	0.0138
49.5	1	65	0.0000	70	0.0000
50.5	1	63	0.0000	69	0.0000
51.5	1	61	0.0000	67	0.0000
52.5	1	60	0.0168	65	0.0154
53.5	1	58	0.0000	63	0.0000
54.5	1	57	0.0000	62	0.0000
55.5	1	55	0.0000	60	0.0000
56.5	1	54	0.0186	59	0.0170
57.5	1	53	0.0000	57	0.0000
58.5	1	51	0.0000	56	0.0000
59.5	1	50	0.0199	55	0.0182
60.5	1	49	0.0000	54	0.0000
61.5	1	48	0.0000	52	0.0000
62.5	1	47	0.0000	51	0.0000
63.5	1	46	0.0000	50	0.0000
64.5	1	45	0.0000	49	0.0000
65.5	1	44	0.0000	48	0.0000
66.5	1	43	0.0232	47	0.0212
67.5	1	42	0.0000	46	0.0000
68.5	1	41	0.0000	45	0.0000
69.5	1	41	0.0000	44	0.0000
70.5	1	40	0.0000	43	0.0000
71.5	1	39	0.0000	43	0.0000
72.5	1	38	0.0000	42	0.0000
73.5	1	38	0.0000	41	0.0000
74.5	1	37	0.0000	40	0.0000
75.5	1	36	0.0000	40	0.0000
76.5	1	36	0.0000	39	0.0000
77.5	1	35	0.0286	38	0.0262
78.5	1	34	0.0000	38	0.0000
79.5	1	34	0.0000	37	0.0000
80.5	1	33	0.0000	36	0.0000
81.5	1	33	0.0000	36	0.0000
82.5	1	32	0.0000	35	0.0000
83.5	1	32	0.0316	35	0.0290
84.5	1	31	0.0000	34	0.0000
85.5	1	31	0.0000	33	0.0000
86.5	1	30	0.0000	33	0.0000
87.5	1	30	0.0000	32	0.0000
88.5	1	29	0.0000	32	0.0000
89.5	1	29	0.0000	31	0.0000
90.5	1	28	0.0000	31	0.0000
91.5	1	28	0.0357	30	0.0328
92.5	1	28	0.0000	30	0.0000
D値合計			0.3143	D値合計	0.3544

応答変位  
最大値 49.1cm  
最小値 -42.9cm

マイナー則によるD値 (4)式 0.3143  
(1)式 0.3544

ダンパー吸収エネルギー (A) 4414 kNm/台  
最大変位での破断に至るエネルギー (B) 11816 kNm/台  
(A)/(B) 0.3736

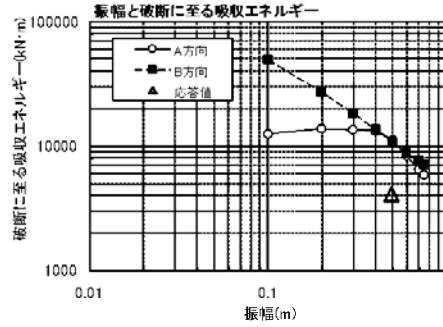


表 1.4.1-18 累積疲労損傷度の計算例(2)

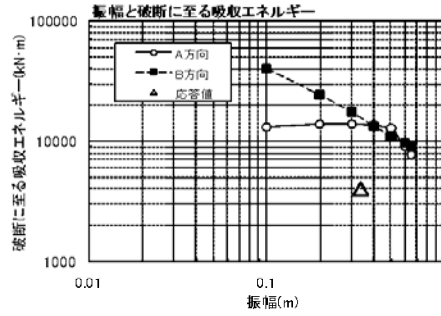
建物記号 H-4 地震動 AIC003-ed ダンパー UD45×4

全振幅 区間中央値 (cm)	頻度 (回)	(4)式		(5)式	
		破断回数 (回)	D値	破断回数 (回)	D値
0.5	613	454 E+08	1.35E-06	18146	0.0338
1.5	158	353857	0.000447	4284	0.0369
2.5	24	24827	0.0010	2189	0.0110
3.5	11	6994	0.0016	1407	0.0078
4.5	9	3353	0.0027	1011	0.0089
5.5	1	2026	0.0005	777	0.0013
6.5	5	1392	0.0036	624	0.0080
7.5	1	1034	0.0010	517	0.0019
8.5	3	808	0.0037	433	0.0068
9.5	2	655	0.0031	379	0.0053
10.5	1	547	0.0018	332	0.0030
11.5	1	467	0.0021	295	0.0034
12.5	1	404	0.0025	264	0.0038
13.5	1	355	0.0000	239	0.0000
14.5	2	316	0.0063	217	0.0092
15.5	2	283	0.0071	199	0.0100
16.5	2	257	0.0000	183	0.0000
17.5	1	233	0.0000	170	0.0000
18.5	1	214	0.0000	158	0.0000
19.5	1	197	0.0051	147	0.0068
20.5	2	183	0.0109	138	0.0145
21.5	2	170	0.0118	130	0.0154
22.5	1	159	0.0063	122	0.0082
23.5	1	149	0.0000	115	0.0000
24.5	1	140	0.0000	109	0.0000
25.5	1	132	0.0000	104	0.0000
26.5	1	125	0.0000	98	0.0000
27.5	2	118	0.0189	94	0.0213
28.5	1	112	0.0000	89	0.0000
29.5	1	106	0.0094	85	0.0117
30.5	1	102	0.0000	82	0.0000
31.5	1	97	0.0000	78	0.0000
32.5	1	93	0.0108	75	0.0133
33.5	1	89	0.0000	72	0.0000
34.5	1	85	0.0000	70	0.0000
35.5	1	82	0.0000	67	0.0000
36.5	1	79	0.0127	65	0.0155
37.5	1	76	0.0000	62	0.0000
38.5	1	73	0.0000	60	0.0000
39.5	1	70	0.0000	58	0.0000
40.5	1	68	0.0000	56	0.0000
41.5	1	66	0.0000	55	0.0000
42.5	1	63	0.0157	53	0.0189
43.5	1	62	0.0000	51	0.0000
44.5	1	60	0.0000	50	0.0000
45.5	1	58	0.0000	48	0.0000
46.5	1	56	0.0178	47	0.0213
47.5	1	54	0.0000	46	0.0000
48.5	1	53	0.0000	44	0.0000
49.5	1	51	0.0000	43	0.0000
50.5	1	50	0.0200	42	0.0237
51.5	1	49	0.0000	41	0.0000
52.5	1	47	0.0000	40	0.0000
53.5	1	46	0.0000	39	0.0000
54.5	1	45	0.0000	38	0.0000
55.5	1	44	0.0227	37	0.0268
56.5	1	43	0.0000	36	0.0000
57.5	1	42	0.0000	36	0.0000
58.5	1	41	0.0000	35	0.0000
59.5	1	40	0.0000	34	0.0000
60.5	1	39	0.0000	33	0.0000
61.5	1	38	0.0000	33	0.0000
62.5	1	37	0.0000	32	0.0000
63.5	1	37	0.0000	31	0.0000
64.5	1	36	0.0000	31	0.0000
65.5	1	35	0.0000	30	0.0000
66.5	1	34	0.0000	29	0.0000
67.5	1	34	0.0296	29	0.0347
68.5	1	33	0.0000	28	0.0000
		D値合計	0.2272	D値合計	0.3833

応答変位  
最大値 33.3cm  
最小値 -33.9cm

マイナー則によるD値 (4)式 0.2272 (5)式 0.3833

ダンパー吸収エネルギー (A) 4016 kNm/台  
最大変位での破断に至るエネルギー (B) 13224 kNm/台 (A)/(B) 0.3037



#### 1.4.1-4 鉛ダンパー

##### (1) 目的

免震用鉛ダンパーの長周期地震時の健全性を検討する。

##### (2) 地震動及び建物モデル

E-2 (T-TN-AIC003-AV、T-TN-AIC003-SD)

H-4 (T-TN-AIC003-AV、T-TN-AIC003-SD)

##### (3) 全振幅頻度分布

上記地震動の変位応答波形に対して、東京測器研究所製 FET 解析ソフトウェア DFA-7610 によるレインフロー法でカウントした全振幅頻度分布を図 1.4.1-40 に示す。解析条件はフルスケールを 800mm、スライス数を 200 (4mm 刻み) とした。また、全振幅  $1\mu\text{m}$  未満は無効振幅として取り扱った。図 1.4.1-41 に全振幅の累積頻度分布を示す。これによるといずれのケースも全振幅区間 50mm 程度までの頻度が多い。

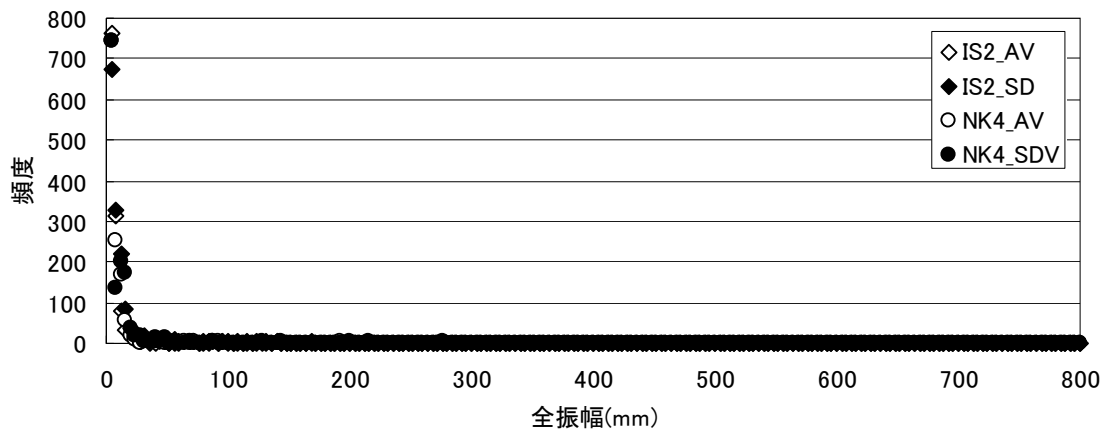


図 1.4.1-40 全振幅頻度分布

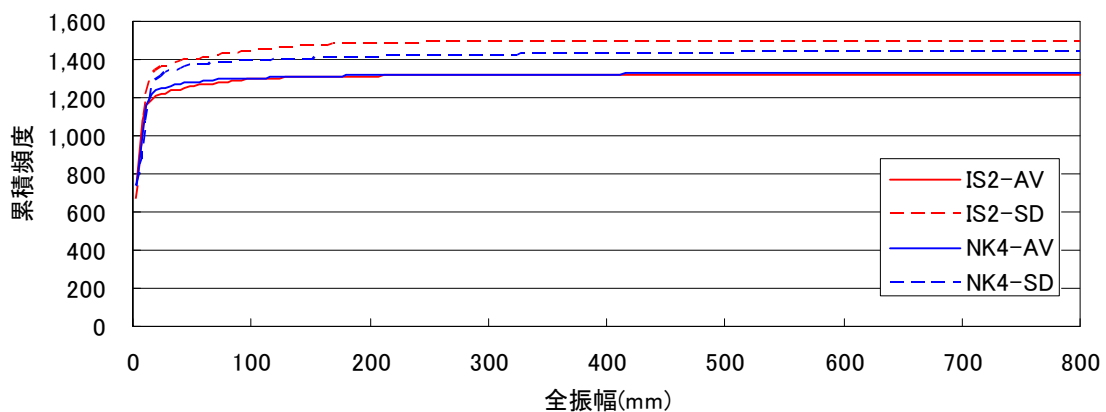


図 1.4.1-41 全振幅の累積頻度分布



(4) 鉛ダンパーの破断時繰り返し回数

鉛ダンパーの一定振幅連続加振時の振幅（片振幅）と破断時繰り返し回数の関係を図 1.4.1-42 に示す。これによると、鉛ダンパーの破断時繰り返し回数はダンパー種類に関わらず以下の式で表現できる。

$$Nd = 8.84 \times 10^5 \delta^{-1.74} = 8.84 \times 10^5 (\Delta/2)^{-1.74} \quad (1.4.1-16)$$

ここに、

$Nd$  : 破断時繰り返し回数、 $\delta$  : 片振幅(mm)、 $\Delta$  : 全振幅(mm)

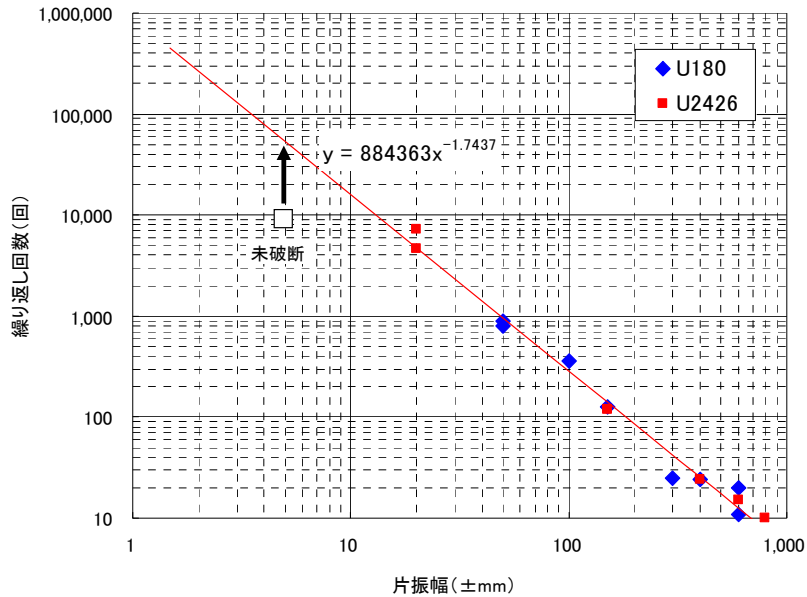


図 1.4.1-42 鉛ダンパーの振幅と破断時繰り返し回数の関係

本疲労曲線は±20～800mm（全振幅 40～1600mm）での実験結果より求めたものであるので、±20mm 未満（全振幅 40mm 未満）での破断に到る回数は本疲労曲線を外挿することにより求めることとする。

(5) 累積疲労損傷度の検討

各振幅における頻度、式(1.4.1-16)から求められる破断時繰り返し回数、および疲労損傷度を表 1.4.1-19 に示す。なお、レインフロー法では半周期で 1 回とカウントしているため、各振幅における疲労損傷度  $D_i$  は次のように求めた。

$$D_i = n_i / 2N_i$$

$D_i$  : 各振幅における疲労損傷度

$n_i$  : 頻度データから求めた繰り返し回数

$N_i$  : 疲労曲線から求めた破断までの繰り返し回数

表 1.4.1-19 によると、各ケースにおける累積疲労損傷度  $\sum D_i$  は 0.046～0.183 となった。

表 1.1.4-19 累積疲労損傷度

全振幅 区間中央値 Δ (mm)	破断に 到る回数 Nd (回)	E-2				H-4				全振幅 区間中央値 Δ (mm)	破断に 到る回数 Nd (回)	E-2				H-4			
		頻度		疲労損傷度Di		頻度		疲労損傷度Di				頻度		疲労損傷度Di		頻度		疲労損傷度Di	
		AV (回)	SD (回)	AV	SD	AV (回)	SD (回)	AV	SD			AV (回)	SD (回)	AV	SD	AV (回)	SD (回)	AV	SD
2	884.000	761	675	0.0004	0.0004	743	744	0.0004	0.0004	402	87	0	0	0	0	1	0	0.0058	0
6	130.696	315	327	0.0012	0.0013	254	134	0.001	0.0005	406	85	0	0	0	0	0	0	0	0
10	53.733	81	221	0.0008	0.0021	167	200	0.0016	0.0019	410	84	0	0	0	0	0	0	1	0.006
14	29.921	34	86	0.0006	0.0014	58	173	0.001	0.0029	414	83	0	0	0	0	0	1	0	0.0061
18	19.323	20	36	0.0005	0.0009	20	37	0.0005	0.001	418	81	0	0	0	0	0	0	0	0
22	13.628	10	13	0.0004	0.0005	11	21	0.0004	0.0008	422	80	0	0	0	0	0	0	0	0
26	10.190	4	4	0.0002	0.0002	2	20	1E-04	0.001	426	79	0	0	0	0	0	2	0	0.0127
30	7.944	18	12	0.0011	0.0008	7	7	0.0004	0.0004	430	77	0	0	0	0	0	0	0	0
34	6.390	0	6	0	0.0005	5	4	0.0004	0.0003	434	76	0	0	0	0	0	0	0	0
38	5.265	2	8	0.0002	0.0008	5	15	0.0005	0.0014	438	75	0	0	0	0	0	1	0	0.0067
42	4.424	7	8	0.0008	0.0009	6	4	0.0007	0.0005	442	74	0	0	0	0	0	0	0	0
46	3.776	5	7	0.0007	0.0009	2	12	0.0003	0.0016	446	73	0	1	0	0.0069	0	0	0	0
50	3.266	0	0	0	0	2	0	0.0003	0	450	71	0	0	0	0	0	0	0	0
54	2.857	9	2	0.0016	0.0004	3	3	0.0005	0.0005	454	70	0	0	0	0	0	0	0	0
58	2.523	2	5	0.0004	0.001	2	1	0.0004	0.0002	458	69	0	0	0	0	0	0	0	0
62	2.246	3	3	0.0007	0.0007	4	0	0.0009	0	462	68	0	1	0	0.0073	0	1	0	0.0073
66	2.015	4	4	0.001	0.001	0	6	0	0.0015	466	67	0	0	0	0	0	0	0	0
70	1.819	3	7	0.0008	0.0019	5	2	0.0014	0.0005	470	66	0	0	0	0	0	0	0	0
74	1.651	0	2	0	0.0006	0	1	0	0.0003	474	65	0	0	0	0	0	0	0	0
78	1.507	2	4	0.0007	0.0013	0	0	0	0	478	64	0	0	0	0	0	0	0	0
82	1.381	6	2	0.0022	0.0007	0	0	0	0	482	63	0	0	0	0	0	0	0	0
86	1.271	5	3	0.002	0.0012	4	6	0.0016	0.0024	486	62	0	0	0	0	0	0	0	0
90	1.175	0	2	0	0.0009	4	2	0.0017	0.0009	490	62	0	0	0	0	0	0	0	0
94	1.089	5	4	0.0023	0.0018	0	1	0	0.0005	494	61	0	0	0	0	0	0	0	0
98	1.013	1	4	0.0005	0.002	0	0	0	0	498	60	0	0	0	0	0	0	0	0
102	945	0	0	0	0	1	2	0.0005	0.0011	502	59	0	0	0	0	0	1	0	0.0085
106	884	2	4	0.0011	0.0023	0	0	0	0	506	58	0	0	0	0	0	0	0	0
110	828	0	0	0	0	0	0	0	0	510	57	0	0	0	0	0	2	0	0.0174
114	778	4	2	0.0026	0.0013	2	0	0.0013	0	514	57	0	0	0	0	0	0	0	0
118	733	0	2	0	0.0014	0	2	0	0.0014	518	56	0	0	0	0	0	0	0	0
122	692	2	3	0.0014	0.0022	0	0	0	0	522	55	0	0	0	0	0	0	0	0
126	654	2	6	0.0015	0.0046	1	3	0.0008	0.0023	526	54	0	0	0	0	0	0	0	0
130	619	3	0	0.0024	0	1	0	0.0008	0	530	54	0	0	0	0	0	0	0	0
134	588	0	2	0	0.0017	2	0	0.0017	0	534	53	0	0	0	0	0	0	0	0
138	558	3	5	0.0027	0.0045	0	0	0	0	538	52	0	0	0	0	0	0	0	0
142	531	0	1	0	0.0009	0	4	0	0.0038	542	52	0	0	0	0	0	0	0	0
146	506	0	2	0	0.002	0	0	0	0	546	51	0	0	0	0	0	0	0	0
150	483	1	0	0.001	0	0	0	0	0	550	50	0	0	0	0	0	0	0	0
154	461	0	0	0	0	0	2	0	0.0022	554	50	0	0	0	0	0	0	0	0
158	441	0	0	0	0	2	2	0.0023	0.0023	558	49	0	0	0	0	0	1	0	0.0102
162	422	0	0	0	0	0	0	0	0	562	48	0	0	0	0	0	0	0	0
166	405	0	5	0	0.0062	0	0	0	0	566	48	0	0	0	0	0	0	0	0
170	388	0	0	0	0	0	0	0	0	570	47	0	0	0	0	0	0	0	0
174	373	0	0	0	0	1	0	0.0013	0	574	47	0	0	0	0	0	0	0	0
178	359	0	0	0	0	2	0	0.0028	0	578	46	0	0	0	0	0	0	0	0
182	345	0	2	0	0.0029	0	0	0	0	582	46	0	0	0	0	0	0	0	0
186	332	0	0	0	0	0	0	0	0	586	45	0	0	0	0	0	0	0	0
190	320	0	0	0	0	4	0	0.0062	0	590	45	0	0	0	0	0	0	0	0
194	309	0	0	0	0	0	0	0	0	594	44	0	0	0	0	0	0	0	0
198	298	1	2	0.0017	0.0034	0	3	0	0.005	598	44	0	0	0	0	0	0	0	0
202	288	0	1	0	0.0017	0	0	0	0	602	43	0	0	0	0	0	0	0	0
206	278	0	0	0	0	0	2	0	0.0036	606	43	0	0	0	0	0	0	0	0
210	269	1	0	0.0019	0	0	2	0	0.0037	610	42	0	0	0	0	0	0	0	0
214	260	1	0	0.0019	0	0	4	0	0.0077	614	42	0	0	0	0	0	0	0	0
218	252	0	2	0	0.004	0	0	0	0	618	41	0	0	0	0	0	0	0	0
222	244	1	0	0.002	0	0	1	0	0.002	622	41	0	0	0	0	0	0	0	0
226	237	2	0	0.0042	0	0	0	0	0	626	40	0	0	0	0	0	0	0	0
230	230	0	0	0	0	0	0	0	0	630	40	0	0	0	0	0	0	0	0
234	223	0	1	0	0.0022	0	0	0	0	634	39	0	0	0	0	0	0	0	0
238	216	0	0	0	0	0	0	0	0	638	39	0	0	0	0	0	0	1	0.0129
242	210	0	0	0	0	0	0	0	0	642	38	0	0	0	0	0	0	0	0
246	204	0	1	0	0.0024	0	0	0	0	646	38	0	0	0	0	0	0	0	0
250	199	0	0	0	0	0	0	0	0	650	38	0	0	0	0	0	0	0	0
254	193	0	0	0	0	0	0	0	0	654	37	0	0	0	0	0	0	0	0
258	188	0	0	0	0	0	0	0	0	658	37	0	0	0	0	0	0	0	0
262	183	1	0	0.0027	0	0	0	0	0	662	36	0	0	0	0	0	0	0	0
266	178	0	0	0	0	0	0	0	0	666	36	0	0	0	0	0	0	0	0
270	174	0	0	0	0	2	0	0.0058	0	670	36	0	0	0	0	0	0	0	0
274	169	0	1	0	0.003	0	3	0	0.0089	674	35	0	0	0	0	0	1	0	0.0141
278	165	0	0	0	0	0	2	0	0.0061	678	35	0	0	0	0	0	0	0	0
282	161	0	0	0	0	0	0	0	0	682	35	0	0	0	0	0	0	0	0
286	157	0	0	0	0	0	0	0	0	686	34	0	0	0	0	0	0	0	0
290	153	0	0	0	0	0	0	0	0	690	34	0	0	0	0	0	0	0	0
294	150	0	0	0	0	0	0	0	0	694	34	0	0	0	0	0	0	0	0
298	146	0	0	0	0	0	0	0	0	698	33	0	0	0	0	0	0	0	0
302	143	0	0	0	0	1	0	0.0035	0	702	33	0	0	0	0	0	0	0	0
306	140	0	0	0	0	0	0	0	0	706	33	0	0	0	0	0	0	0	0
310	137	0	0	0	0	0	0	0	0	710	32	0	0	0	0	0	0	0	0
314	134	0	1	0	0.0037	0	0	0	0	714	32	0	0	0	0	0	0	0	0
318	131	0	0	0	0	0	0	0	0	718	32	0	0	0	0	0	0	0	0
322	128	0	0	0	0	0	0	0	0	722	31	0	0	0	0	0	0	0	0
326	125	0	0	0	0	0	2	0	0.008	726	31	0	0	0	0	0	0	0	0
330	122	0	0	0	0	0	0	0	0	730	31	0	0	0	0	0	0	0	0
334	120	0	0	0	0	1	0	0.0042	0	734	30	0	0						

(6) 温度上昇検討

各ケースにおける累積変形量、吸収エネルギー量、上昇温度を表 1.4.1-20 に示す。  
尚、上昇温度は以下のように算出した。

$$\Delta T = q / m c = Qd \times \delta t / m c$$

ここに、

- $\delta t$  : 累積塑性変形量、 $\Delta T$  : 上昇温度、 $q$  : 吸収エネルギー量、
- $Qd$  : 鉛ダンパーの降伏荷重
- $m$  : 鉛鑄造体重量 (U180:410kg、U2426:740kg)、 $c$  : 鉛の比熱 (129J/(kg・K))

吸収エネルギーが全て熱に変換された場合でも、最大約 35℃温度上昇する程度である。外気温を 30℃に仮定しても鉛の融点 327℃に比べて遥かに低い温度に収まり、鉛が融解することはない。実際には本体からの放熱等により上昇温度はさらに小さい値になると思われる。

表 1.4.1-20 温度上昇検討結果

項目	E-2		H-4	
	AV	SD	AV	SD
累積塑性変形量 $\delta t$ (m)	11.8	20.41	6.18	14.99
降伏荷重 $Qd$ (kN)	90	90	220	220
吸収エネルギー $q$ (kN・m)	1,062	1,837	1,360	3,298
鉛重量 $m$ (kg)	410	410	740	740
上昇温度 $\Delta T$ (°C)	20.1	34.7	14.2	34.5

(7) 繰り返し回数による減衰性能の変化

図 1.4.1-43 に周期 0.33Hz、変位±150mm 正弦波繰り返し加振を行った時の各サイクルのエネルギー吸収量の変化を示す。

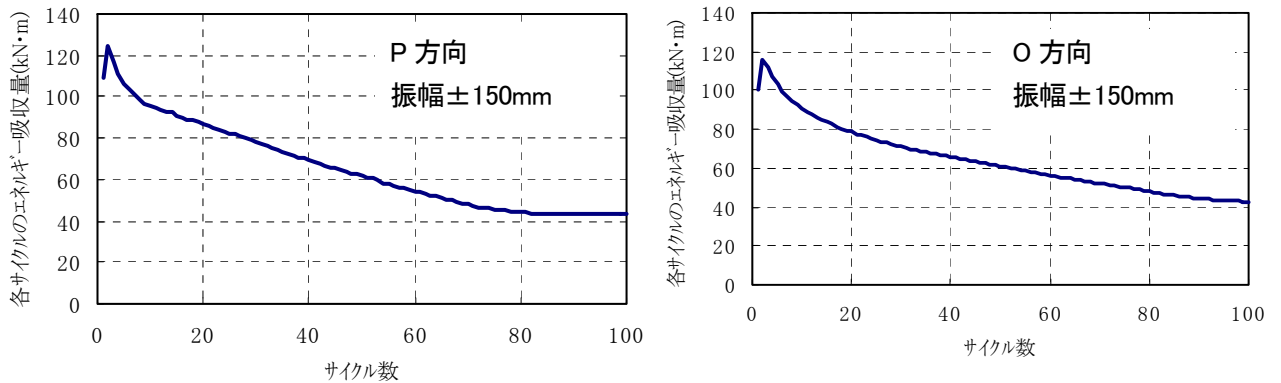


図 1.4.1-43 エネルギー吸収量の繰り返し回数依存性(U2426 型、振幅±150mm)

建物 H-4 の地震波 SD では累積塑性変形量が 14.99m であり、±150mm の振幅では 25 サイクルに相当する。鉛ダンパーの繰り返し回数に対する減衰性能の変化を 3 サイクル目に対する 25 サイクル目のエネルギー吸収量で推定すると下表のようになる。

表 1.4.1-21 繰り返し回数によるエネルギー吸収性能の比較

方向	1サイクルエネルギー吸収量(kN・m)		比率
	3サイクル目 $W_1(3)$	25サイクル目 $W_1(25)$	$W_1(25)/W_1(3)$
P方向	117.1	82.5	0.70
O方向	111.6	74.4	0.67
平均	114.4	78.5	0.69

(8) まとめ

地震応答解析結果に対する鉛ダンパーの疲労検討結果一覧を表 1.4.1-22 に示す。

長周期地震時の鉛ダンパーの累積損傷度および温度上昇を検討した。累積疲労損傷度は 0.046 ~0.183、鉛鑄造体温度は 14~35°C 程度の上昇であり、健全性には問題ないといえる。

なお、鉛ダンパーの耐力低下を考慮すると免震層の変形は大きくなる可能性がある。例えば、鋼材ダンパーと鉛ダンパーを併用した場合、鉛ダンパーの耐力低下は 30% 程度なので鋼材ダンパーと併用されると、低下率は 15% 程度となる。性能変動解析では、ばらつき考慮の検討でこの程度の耐力低下の検討をしているが、10~20% 程度応答変位が大きくなると予想される。

表 1.4.1-22 疲労検討結果一覧

建物	E-2				H-4			
	U180				U2426			
ダンパー	U180				U2426			
ダンパーの降伏荷重 $Q_d$ (kN)	90				220			
鉛重量(kg)	410				740			
地震動	OSKH02-AV	OSKH02-SD	AIC003-AV	AIC003-SD	OSKH02-SD	OSKH02-AV	AIC003-SD	AIC003-AV
最大変位(m)	0.09	0.14	0.13	0.25	0.09	0.18	0.21	0.34
累積塑性変形量 $\delta_t$ (m)	2.51	5.2	6.46	11.65	3.06	8.23	6.18	14.99
累積吸収エネルギー量(kNm/台)	221.3	461.2	575	1038.9	672.1	1811.1	1359.6	3296.9
疲労検討 マイナー則			0.046	0.102			0.057	0.183
上昇温度	4.2	8.7	10.9	19.6	7.1	19.2	14.2	34.5

#### 1.4.1-5 オイルダンパー

オイルダンパーは、温度上昇や繰り返し回数によって、エネルギー吸収性能は変化しないことは知られている。しかし、単位時間当たりの入力熱量がオイルダンパーの熱容量を超え、外壁温度が上昇していくと作動油の滲み出しが生じるという知見があるので、時刻歴応答で入力エネルギーを算出し温度上昇予測式を用いて外壁温度が許容値以下に入ることを確認している(1.4.1-13)。

設計限界温度は、タンク室の油量には余裕があるので直ちに減衰低下は生じないため、現状は余裕を見て外壁温度 80°C (メカの一例) を許容値としている。また、パッキンについては熱劣化試験を行い温度と寿命の関係データから安全を確認している(1.4.1-14)。

##### (1) 温度上昇の一般式

温度測定を対象とするオイルダンパーの温度は表面温度とし、その温度分布は常に一様とする。温度上昇の一般式に用いる代表的な記号を次のように定める。

$t$	:	温度	[°C]
$t_a$	:	周囲温度	[°C]
$t_i$	:	初期温度	[°C]
$V$	:	体積	[m <sup>3</sup> ]
$F$	:	表面積	[m <sup>2</sup> ]
$\rho$	:	密度	[kg/m <sup>3</sup> ]
$C_p$	:	比熱	[kJ/(kg・°C)]
$C$	:	熱容量 = $V\rho C_p$	[kJ/°C]
$U$	:	熱伝達係数	[kJ/(m <sup>2</sup> ・h・°C)]
$K$	:	放熱係数 = $UF$	[kJ/(h・°C)]
$Q$	:	発熱量	[kJ/h]
$\tau$	:	経過時間	[h]

微小時間  $d\tau$  に対象物の温度が  $dt$  だけ上がったとすると、この時間内の発熱量  $Q \cdot d\tau$  から放熱量  $U(t - t_a) \cdot F \cdot d\tau$  を差引いた残りが、 $dt$  なる温度上昇に預かった発熱量と考えられることから、次式が成り立つ。

$$Cdt = Qd\tau - U(t - t_a)Fd\tau \quad \dots \dots \dots (1.4.1-17)$$

オイルダンパーの減衰力を  $F_d$ [kN]、入力速度を  $\dot{x}$ [m/s] とすると、微小時間  $d\tau$  に生じる減衰エネルギー  $E_d$ [kJ] (= [kJ]) は

$$E_d = \int F_d \dot{x} \cdot d\tau \quad \dots \dots \dots (1.4.1-18)$$

となる。減衰エネルギー  $E_d$  がすべて熱エネルギーに変換されるものとする、発熱量  $Q$  は次式となる。

$$Q = E_d \quad \dots \dots \dots (1.4.1-19)$$

すなわちオイルダンパーの温度  $t$  は、式(1.4.1-18)、(1.4.1-19)を用いて式(1.4.1-16)の微分方程式を逐次数値積分することで温度上昇の時刻歴が得られる。あるいは、式(1.4.1-16)を初期条件  $d\tau=0$ 、 $t=t_i$  として微分方程式を解くと、温度  $t$  は次式が得られる。(定常振幅における温度上昇)

$$t = \frac{Q}{K} + t_a - \left\{ \frac{Q}{K} - (t_i - t_a) \right\} \exp\left(-\frac{K}{C} \tau\right) \quad \dots \dots \dots (1.4.1-20)$$

最終的に到達する温度  $t_\infty$  は、式(1.4.1-20)に  $\tau = \infty$  とすると次式となる。

$$t_\infty = \frac{Q}{K} + t_a \quad \dots \dots \dots (1.4.1-21)$$

所定の温度  $t$  になるまでの時間は式(1.4.1-20)を変形して、

$$\tau = \frac{C}{K} \ln\left(\frac{Q/K - t_i + t_a}{Q/K - t + t_a}\right) \quad \dots \dots \dots (1.4.1-22)$$

ここで熱容量  $C$  は  $C = V \rho C_p$  として与えられ、体積  $V$  を鉄鋼部品と作動油に分類し、鉄鋼部品の体積を  $V_s$ 、オイル体積を  $V_o$  とする。密度  $\rho$ 、比熱比  $C_p$  も上述と同様にして鉄鋼部品の密度を  $\rho_s$ 、比熱比を  $C_s$  とし、またオイル密度を  $\rho_o$ 、比熱比を  $C_o$  とする。したがって、熱容量  $C$  は式(1.4.1-23)となる。

$$C = V_s \rho_s C_s + V_o \rho_o C_o \quad \dots \dots \dots (1.4.1-23)$$

放熱係数は熱伝達係数  $U$  と表面積  $F$  の積  $K = U \cdot F$  で、熱伝達係数  $U$  は式(1.4.1-24)で与えられる。

$$U = \frac{\lambda_{(tm)}}{L} Nu_{m(tm)} \quad \dots \dots \dots (1.4.1-24)$$

ここに、 $\lambda$  は熱伝導率、 $L$  代表長さ、 $Nu_m$  はヌセルト数である。ヌセルト数  $Nu_m$  を管外面の熱伝達として Hilpert の方法を用いて算出すると平均ヌセルト数  $Nu_{m(tm)}$  は代表温度  $tm$  の関数として次式で与えられる。

$$Nu_{m(tm)} = k \cdot Re_{(tm)}^n \cdot Pr_{(tm)}^{1/3} \quad \dots \dots \dots (1.4.1-25)$$

$$Pr_{(tm)} = \frac{v_{(tm)} \cdot \rho_{(tm)} \cdot C_{p(tm)}}{\lambda_{(tm)}} \quad \dots \dots \dots (1.4.1-26)$$

$$Re_{(tm)} = \frac{u \cdot d}{v_{(tm)}} \quad \dots \dots \dots (1.4.1-27)$$

$$tm = (t + t_a)/2 \quad \dots \dots \dots (1.4.1-28)$$

ここで  $Re$  はレイノルズ数、 $Pr$  はプラントル数、 $k$ 、 $n$  は Hilpert の係数で表 1.4.1-22 を用い

る。  $\nu$  は動粘度、  $C_p$  は比熱、  $u$  は風速、  $d$  は管直径 ( $d = 0.31 \text{ m}$ )、  $t_m$  は代表温度である。

表 1.4.1-22 Hilpert の係数

Re	$k$	$n$
0.4~4	0.989	0.330
4~40	0.911	0.385
40~4 000	0.683	0.466
4 000~40 000	0.193	0.618
40 000~400 000	0.0266	0.805

(2) 簡略式

地震動は単位時当たりの入力エネルギーに比べ、放熱エネルギーが無視できるほど小さいので、安全側に考えこれを無視すると、式 (1.4.1-17) より；

$$T_m = \frac{Q_m}{V_s \rho_s C_s + V_o \rho_o C_o} + t_a \dots \dots \dots (1.4.1-29)$$

ここで、  $Q_m$  : オイルダンパーへの総入力熱量、  $T_m$  : 表面温度

式 (1.4.1-20) の放熱を考慮した温度上昇と無視した上式の比較の事例として、地震応答解析を実施した建物記号 B-3、地震波 T-TN-AIC003 計算事例の変位応答波を用い、オイルダンパーは下記の標準品とした場合で計算した。

[オイルダンパー (1000 k Nタイプ B D S 1201300)]

表 1.4.1-23 入力パラメータ

鉄鋼部品	体積	$V_s$	0.0843	[ $\text{m}^3$ ]
	密度	$\rho_s$	7850	[ $\text{kg}/\text{m}^3$ ]
	比熱	$C_s$	0.465	[ $\text{kJ}/\text{kg} \cdot ^\circ\text{C}$ ]
	表面積	$F$	2.380	[ $\text{m}^2$ ]
作動油	体積	$V_o$	0.145	[ $\text{m}^3$ ]
	密度	$\rho_o$	892	[ $\text{kg}/\text{m}^3$ ]
	比熱	$C_o$	1.821	[ $\text{kJ}/\text{kg} \cdot ^\circ\text{C}$ ]
温度	初期温度	$t_i$	20	[ $^\circ\text{C}$ ]
	周囲温度	$t_a$	20	[ $^\circ\text{C}$ ]
風速		$u$	0	[ $\text{m}/\text{s}$ ]

[簡略式計算との比較]

入力熱量 :  $3.107 \times 10^3 \text{ k J}$

放熱熱量：40 k J

蓄積熱量： $2.977 \times 10^3$  k J

温度上昇比較：放熱考慮の場合（一般式）→25.482℃（外気温度 20℃）

無視の場合（簡略式）→25.555℃（同）

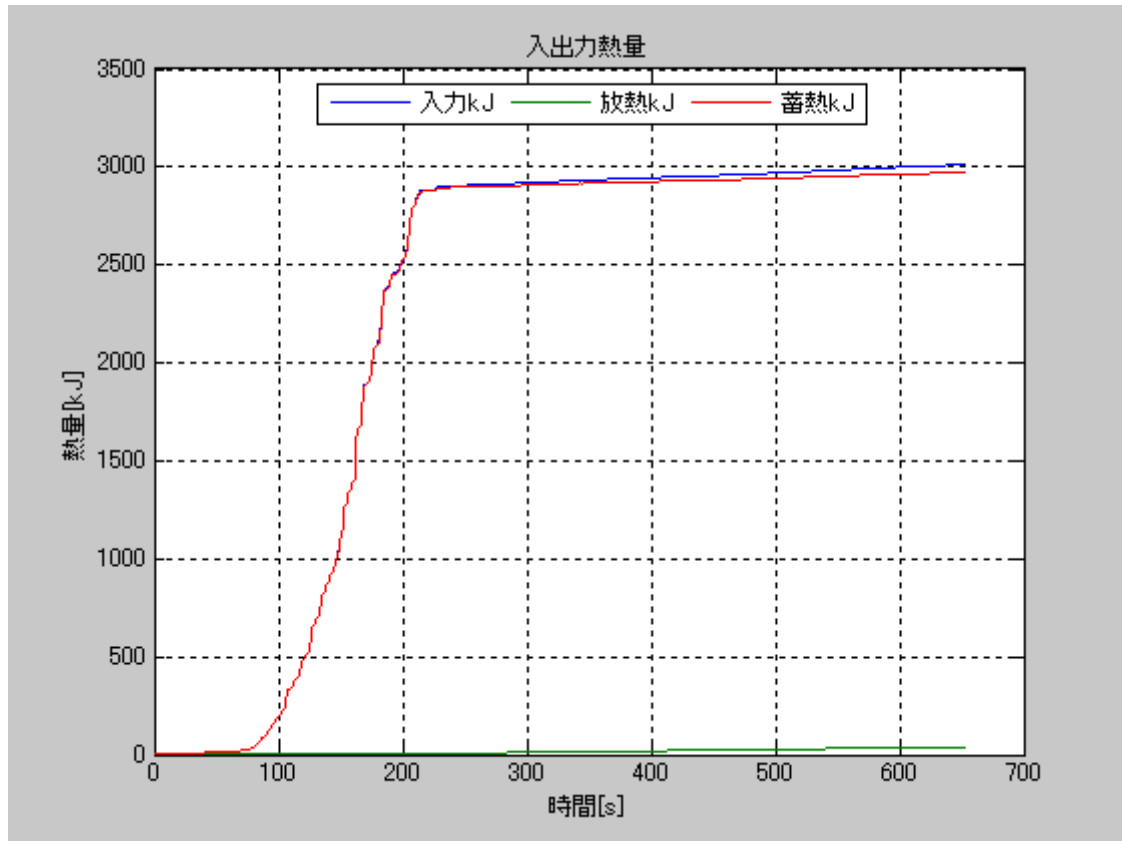


図 1.4.1-44 エネルギー吸収線図

上記のように、エネルギー入力勾配の大きく、継続時間の短い地震動の場合は、放熱が追い付かない。

これが風応答の場合は、エネルギー勾配は小さいが、作用時間の長い場合は、放熱エネルギーが大きくなって来る。しかし、7200時間で35530kJの入力の事例では、放熱は3226kJで9%弱であるので、あまり期待は出来ない。

特殊の事例で、斜長橋の動吸振器用のオイルダンパーは放熱フィンを持ったものもあり、使用状態に適した製品を選択すべきである。

現状の地震応答のオイルダンパーでは、簡易式で評価しても安全側の考えであり問題ないと考える。



(3) 免震ダンパーパッキンの寿命予測試験データ<sup>14.1-14)</sup>

パッキン材の熱劣化試験を行い、温度上昇によるパッキンの寿命低下を推測した計算例を以下に示す。

1. 目的

免震ダンパーのパッキンに使用されているKUT901材の使用可能寿命の予測を熱劣化試験の結果を基に行う。予測には「10℃半減則」を適用する。

「10℃半減則(温度が10℃上昇すると寿命時間が半分になる)」は、温度と寿命の関係として経験的に知られており、ゴムの短時間の熱劣化試験から長期間の寿命を推定するのに用いられている。

2. パッキンの使用条件

使用平均温度：30℃

要求寿命：60年間

3. 使用可能寿命の予測

使用平均温度30℃×要求寿命60年間は、「10℃半減則」を適用すると、熱劣化試験150℃×128Hrに相当する(表1)。KUT901材の熱劣化試験結果(表2)から、150℃×128Hrより長時間の150℃×168, 336Hrで劣化の基準を満足しており、30℃×60年間の使用可能と推定される。

4. 結論

KUT901材のパッキンの耐熱使用可能寿命(使用平均温度30℃)は、60年以上と推定される。

表1 10℃半減則による温度と寿命の関係

温度	寿命
30℃	60年
60℃	7.5年
100℃	171日
120℃	42.8日(1027時間)
130℃	513時間
140℃	257時間
150℃	128時間

表2 熱劣化試験結果

熱劣化試験 試験温度 150℃		KUT901			参考 6042(ふっ素ゴム)		
		72Hr	168Hr	336Hr	72Hr	168Hr	336Hr
硬さ変化	ポイント	+2	+3	+4	-1	-1	-1
引張強さ変化率	%	+9	+14	+19	+3	+7	+14
伸び変化率	%	-26	-35	-48	+1.0	+1.0	+1.1

劣化の基準：硬さ変化±15ポイント，引張強さ変化率±30%，伸び変化率-50%(JIS K 6403より)

(4) エネルギー吸収性能評価

長周期地震を対象としたオイルダンパーの選定は、入力エネルギーに対応できるオイルダンパーの熱容量を考慮して本数を求めなければならない。

事例として；下記の標準品の場合では

対象ダンパー

形式	: BDS1201300-B-1
最大減衰力	: 1000 [kN]
最大速度	: 150 [cm/s]
リリース速度	: 32 [cm/s]
リリース荷重	: 800 [kN]
減衰係数	: $C_1 = 25$ [kN / cm/s] , $C_2 = 1.695$ [kN / cm/s]

このオイルダンパーの熱容量は、表の値を用いて式(1.4.1-23)から計算できる。

本形式のオイルダンパーの設計許容外壁温度 80°Cとした場合(外気温度 20°C、温度上昇 60°C)、許容入力エネルギーは約  $3.5 \times 10^4$  kJ である。

地震応答解析結果に対するオイルダンパーの吸収エネルギーと温度上昇の検討結果一覧を表 1.4.1-24 に示す。

検討事例における入力エネルギーの範囲の場合では、外気温度 20°Cの時外壁温度は発熱量を考慮しない簡略式で計算しても最大事例 (J-1 N-OSKH02-SD 波) で 52°Cであった。

よって、温度上昇の計算は不要のように思えるが、従来の標準地震波の場合と比較すると、吸収エネルギーは増加する傾向にある。さらに、他の温度依存及び繰り返し回数依存のあるダンパーと組合せる場合は、オイルダンパーの負担が大きくなることに留意が必要である。

表 1.4.1-24 検討結果一覧

モデル	J-1		B-3	
	最大減衰力2000kN		最大減衰力1000kN	
ダンパー種類	吸収エネルギー (kNm/台)	T (°C)	吸収エネルギー (kNm/台)	T (°C)
N-OSKH02-AV	13,590	26.3	309	20.6
N-OSKH02-SD	34,910	52.1	1,137	22.1
T-TN-AIC003-AV	23,340	30.7	1,063	22.0
T-TN-AIC003-SD	49,650	42.9	3,017	25.6

参考文献

- 1.4.1-1) 本間友規他：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 13 エネルギーの釣合に基づく応答予測式の導出)、日本建築学会大会学術講演梗概集、2009
- 1.4.1-2) 近藤明洋他：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 12 LRB の温度上昇を考慮した免震建物の地震応答性状)、日本建築学会大会学術講演梗概集、2009
- 1.4.1-3) 本間友規：鉛入り積層ゴムの大地震時における熱・力学的連成挙動の解明～エネルギーの釣合に基づく応答予測法～、東京理科大学大学院修士論文 2009
- 1.4.1-4) 竹中康雄他：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 9 熱伝導解析による実験結果のシミュレーション、その 10 鉛入り積層ゴムにおける鉛温度～降伏応力関係の提案、その 11 LRB の温度上昇を考慮した地震応答解析)、日本建築学会大会学術講演梗概集、2008
- 1.4.1-5) 早川修平他：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 14 高減衰積層ゴムの各種依存性を考慮した  $K_{eq}$  と履歴エネルギーの関係式の提案)、日本建築学会大会学術講演梗概集、2009
- 1.4.1-6) Ryuichi KOUSAKA, Hironori HAMAZAKI, Nobuo MUROTA and Mineo TAKAYAMA, Experimental Study on Durability of Sliding Bearings under Long Duration Dynamic Loading, The 14th World Conference on Earthquake Engineering, October 12-17, 2008, China
- 1.4.1-7) 高坂隆一、濱崎宏典、高山峯夫、室田伸夫：弾性すべり支承の耐久性能に感ずる実験的研究 その 1 高摩擦タイプの弾性すべり支承の実験結果、日本建築学会大会学術講演梗概集、2007
- 1.4.1-8) 濱崎宏典、高坂隆一、高山峯夫、室田伸夫：弾性すべり支承の耐久性能に感ずる実験的研究 その 2 低摩擦タイプと高摩擦タイプの弾性すべり支承の実験結果、日本建築学会大会学術講演梗概集、2007
- 1.4.1-9) 吉敷、大河原、山田、和田：免震構造用 U 字形鋼材ダンパーの繰返し変形性能に関する研究、日本建築学会構造系論文集、第 73 巻、第 624 号、pp.333-340、2008.2
- 1.4.1-10) 多田秀之、酒井章、ほか 2 名：免震構造に関する実物実験 -その 4 弾塑性バネ型減衰装置について I-、日本建築学会大会学術講演梗概集、1984、pp.1493-1494
- 1.4.1-11) 千輝淳二：伝熱計算法 工学図書、1981
- 1.4.1-12) T. Honma, A. Kondo, Y. Takenaka and H. Kitamura, Seismic Response Prediction Method Considering Heat-Mechanics Interaction Behavior of Lead Rubber Bearing, Proceeding of Fifth World Conference on Structural Control and Monitoring, July 12-14, 2010, Japan
- 1.4.1-13) 免震ダンパ温度上昇実験報告、カヤバシステムマシナリー技術資料、1160-21-006、2011
- 1.4.1-14) KUT901 材の寿命予測 (熱劣化)、カヤバ工業技術資料、R20-67D-E073、2005

## 1.4.2 エネルギー吸収性能評価のための試験方法の考え方

### (1) 試験条件の設定

文献 1.4.2-1) に示されるように、長周期地震動の入力エネルギーの等価速度は 3.0m/s～4.0m/s、累積変形量は 20～30m 程度、最大変形量は 500～600mm 程度と推定されている。

一方、地震応答解析検討結果では、採用している地震動のエネルギースペクトルは、ピーク値が異なる波形もあるが、文献 1.4.2-1) と概ね同程度であり、最大応答変位も 500mm 以下となっている。

また、累積変形量については、最大 46m (I-1 T-TN-AIC003 SD) であり、文献<sup>1.1-1)</sup>より大きい例も見られる。

長周期地震動における試験条件に必要な、変形と繰り返し回数は、免震周期、等価減衰定数を仮定して、地震動のエネルギー時刻歴（入力エネルギーの等価速度）が与えられれば、変位に応じた要求繰り返し回数を算定することが可能である。

地震動の継続時間中における主要なエネルギー吸収の時間を 5%～95% と仮定すると、地震応答解析結果より 80～260 秒の継続時間となる。また、規定変位（免震材料試験を行う際に定められる変位振幅）については、以下に示す長周期地震動のエネルギー時刻歴から評価する方法をここでは提案する。

エネルギーの釣り合いから規定変位に相当する値を求める方法として、履歴系では式(1.4.2-1)が粘性系では式(1.4.2-2)が成り立つ。

$$1/2MV_E^2=4 \cdot Qd \cdot (d-dy) \cdot N \quad (1.4.2-1)$$

$$1/2MV_E^2=\pi Q_0 \cdot d \cdot N \quad (1.4.2-2)$$

ここで、

$V_E$  : エネルギースペクトル

$Qd$  : 降伏荷重

$Q_0$  : 減衰力

$d$  : 定常変位に相当する変位量

$dy$  : 降伏変位

$N$  : 回数 (エネルギー投入時間/周期)

主要なエネルギーの時間を 90%としているので、0.9 が両辺にかかり、定常変位に相当する変位量  $d$  は、式(1.4.2-3)、(1.4.2-4)に展開できる。

履歴系では

$$d=V_E^2 \cdot 0.9/t_{90}/8 \cdot T/\alpha_s/g+dy \quad (1.4.2-3)$$

粘性系では

$$d=V_E/2\omega \cdot \sqrt{(0.9 \cdot T/\pi/h/t_{90})} \quad (1.4.2-4)$$

ここで、

$t_{90}$  : 90%のエネルギーが入る時間

$T$  : 周期

$h$  : 減衰定数

$\alpha_s$  : 降伏せん断力係数

地震応答解析結果の継続時間及び免震層の総吸収エネルギー最大における J-1 のケースを式(1.4.2-3)で計算すると 261mm ( $V_E=3.13\text{m/s}$ ) となり、式(1.4.2-4)では  $h=20\%$ 程度に相当する。  
また、累積変形最大における I-1 では 100mm 程度となる。

以上から、長周期地震動を想定したエネルギー吸収性能評価のための試験方法は、ここでは、上記の定常変位を包絡する 400mm 以下（暫定値）の 3水準（400、200、100mm）の変位振幅における正弦波加振を設定し、累積変形量（50m）が同一となる繰り返し試験を実施することを提案する。なお、3水準の変位は、積層ゴム支承でゴム総厚さ 200mm、限界歪を 400%とすれば、限界変位に対する係数は概ね 1/8、1/4、1/2 程度に相当している。

また、破断・溶解・油漏れなどの限界状態が明確である免震部材については、同試験の振幅と周期の条件で、限界状態を把握するための限界性能試験を実施し、特性値に変動はあるものの限界性能が明確でない免震部材については、累積変形量に余裕度（係数  $\alpha=2.0$  以上）を考慮した限界性能試験を実施する。

- 1) 積層ゴム支承（鉛プラグ入り積層ゴム、高減衰ゴム系積層ゴムなど）
- ・変位制御による加振試験とする
  - ・加振波形は正弦波とする
  - ・エネルギー時刻歴から評価した3水準の加振振幅を設定する
  - ・加振サイクル数は、累積変形量が同一となるようなサイクル数を加振振幅ごとに設定する
  - ・累積変形量は、地震応答解析結果を参考に算定する（ex.50m）
  - ・鉛プラグ入り積層ゴム及び高減衰ゴム系積層ゴムは、限界性能が明確でないため、上記の累積変形量に余裕度（ex.  $\alpha=2.0$  以上）を考慮した限界性能試験を実施する
  - ・断熱条件での試験とする
  - ・試験体は原則として実大とする
  - ・それぞれの試験終了後、常温下での性能試験を実施し、基本特性を確認する

表 1.4.2-1(a) 長周期地震動を対象とした試験条件

変位振幅	約 100mm ( $\gamma=50$ 程度) 例：限界変形 $\times 1/8$	約 200mm ( $\gamma=100$ 程度) 例：限界変形 $\times 1/4$	約 400mm ( $\gamma=200$ 程度) 例：限界変形 $\times 1/2$
加振周期	地震時応答の等価周期（3秒～5秒程度）		
サイクル数	125 回程度	60 回程度	30 回程度
	主要なエネルギー吸収の時間：400～600 秒	主要なエネルギー吸収の時間：200～300 秒	主要なエネルギー吸収の時間：100～150 秒
	累積変形量 $\Sigma D$ （50m）相当		
面圧	基準面圧		

表 1.4.2-1(b) 限界性能を把握するための試験条件

変位振幅	約 100mm ( $\gamma=50$ 程度) 例：限界変形 $\times 1/8$	約 200mm ( $\gamma=100$ 程度) 例：限界変形 $\times 1/4$	約 400mm ( $\gamma=200$ 程度) 例：限界変形 $\times 1/2$
加振周期	地震時応答の等価周期（3秒～5秒程度）		
サイクル数	250 回程度	120 回程度	60 回程度
	主要なエネルギー吸収の時間：800～1200 秒	主要なエネルギー吸収の時間：400～600 秒	主要なエネルギー吸収の時間：200～300 秒
	累積変形量 $\Sigma D * \alpha$ （ex. $50m \times 2.0=100m$ ）相当		
面圧	基準面圧		

2) 弾性すべり支承

- ・変位制御による加振試験とする
- ・加振波形は正弦波とする
- ・エネルギー時刻歴から評価した3水準の加振振幅を設定する
- ・加振サイクル数は、累積変形量が同一となるようなサイクル数を加振振幅ごとに設定する
- ・累積変形量は、地震応答解析結果を参考に算定する (ex.50m)
- ・累積変形に余裕度 (ex.  $\alpha=2.0$  以上) を考慮した限界性能試験を実施する
- ・断熱条件での試験とする
- ・試験体は原則として実大とする
- ・それぞれの試験終了後、常温下での性能試験を実施し、基本特性を確認する

表 1.4.2-2(a) 長周期地震動を対象とした試験条件 (例)

変位振幅	約 100mm	約 200mm	約 400mm
加振周期	地震時応答の等価周期 (3 秒~5 秒程度)		
サイクル数	125 回程度	60 回程度	30 回程度
	主要なエネルギー吸収の時間 : 400~600 秒	主要なエネルギー吸収の時間 : 200~300 秒	主要なエネルギー吸収の時間 : 100~150 秒
	累積変形量 $\Sigma D$ (50m) 相当*1		
面圧	基準面圧		

\*1 : 弾性すべり支承の累積変形量はすべり変位とする。

表 1.4.2-2(b) 限界性能を把握するための試験条件 (例)

変位振幅	約 100mm	約 200mm	約 400mm
加振周期	地震時応答の等価周期 (3 秒~5 秒程度)		
サイクル数	250 回程度	120 回程度	60 回程度
	主要なエネルギー吸収の時間 : 800~1200 秒	主要なエネルギー吸収の時間 : 400~600 秒	主要なエネルギー吸収の時間 : 200~300 秒
	累積変形量 $\Sigma D * \alpha$ (ex.50m $\times$ 2.0=100m) 相当*1		
面圧	$0.75 \sigma_0$ 、 $1.0 \sigma_0$ 、 $2.0 \sigma_0$ *2		

\*2 : 弾性すべり支承は面圧の変動を考慮して、3 水準とする。

3) 鋼材ダンパー、鉛ダンパーなど

- ・変位制御による加振試験とする
- ・原則として加振波形は正弦波とするが、鋼材ダンパーは速度依存性がないことを確認した場合は、静的試験でも可とする
  - ・エネルギー時刻歴から評価した3水準の加振振幅を設定する
  - ・加振サイクル数は、累積変形量が同一となるようなサイクル数を加振振幅ごとに設定する
  - ・累積変形量は、地震応答解析結果を参考に算定する (ex.50m)
  - ・限界性能を把握するための試験は破断までの繰り返し回数とする
  - ・断熱条件での試験とする
  - ・試験体は原則として実大とする
  - ・それぞれの試験終了後、常温下での性能試験を実施し、基本特性を確認する

表 1.4.2-3(a) 長周期地震動を対象とした試験条件 (例)

変位振幅	約 100mm 例：限界変形×1/8	約 200mm 例：限界変形×1/4	約 400mm 例：限界変形×1/2
加振周期	地震時応答の等価周期 (3秒～5秒程度)		
サイクル数	125 回程度	60 回程度	30 回程度
	主要なエネルギー吸収の時間：400～600 秒	主要なエネルギー吸収の時間：200～300 秒	主要なエネルギー吸収の時間：100～150 秒
	累積変形量 $\Sigma D$ (50m) 相当		

表 1.4.2-3(b) 限界性能を把握するための試験条件 (例)

変位振幅	約 100mm 例：限界変形×1/8	約 200mm 例：限界変形×1/4	約 400mm 例：限界変形×1/2
加振周期	地震時応答の等価周期 (3秒～5秒程度)		
サイクル数	破断まで		



4) オイルダンパーなど

- ・変位制御による加振試験とする
- ・加振波形は正弦波とする
- ・エネルギー時刻歴から評価した3水準の加振振幅を設定する
- ・加振サイクル数は、累積変形量が同一となるようなサイクル数を加振振幅ごとに設定する
- ・累積変形量は、地震応答解析結果を参考に算定 (ex.50m)
- ・限界性能を把握するための試験は、限界状態となる温度上昇による油漏れを想定し、シールの温度許容値までのサイクル数とする
- ・試験体は原則として実大とする
- ・それぞれの試験終了後、常温下での性能試験を実施し、基本特性を確認する

表 1.4.2-4(a) 長周期地震動を対象とした試験条件 (例)

変位振幅	変位：約 100mm 速度：10～20cm/s	変位：約 200mm 速度：25～40cm/s	変位：約 400mm 速度：50～80cm/s
加振周期	地震時応答の等価周期 (3秒～5秒程度)		
サイクル数	125 回程度	60 回程度	30 回程度
	主要なエネルギー吸収の時間：400～600 秒	主要なエネルギー吸収の時間：200～300 秒	主要なエネルギー吸収の時間：100～150 秒
	累積変形量 $\Sigma D$ (50m) 相当		

表 1.4.2-4(b) 限界性能を把握するための試験条件 (例)

変位振幅	変位：約 100mm 速度：10～20cm/s	変位：約 200mm 速度：25～40cm/s	変位：約 400mm 速度：50～80cm/s
加振周期	地震時応答の等価周期 (3秒～5秒程度)		
サイクル数	シール材の温度許容値 (80℃) まで		

## (2) 今後の課題

長周期地震動の試験条件は、入力地震動のエネルギー時刻歴と免震層の特性によって変動する。提案では、400mm以下の3水準を設定しているが、免震部材が複数存在する場合の評価方法等今後より多くのデータの蓄積が必要である。

また、各試験は、原則として実大品・実変位・実速度・長時間を試験条件としているが、国内試験機では、これらの実験を実現する設備はほとんど無い。

従って、免震部材メーカーや受託試験が可能な会社で実施する場合は、試験機の能力の範囲内で限界状態を確認するため、縮小モデルによる試験、一部の試験条件を変更（周期・振幅）することも考えられる。特に温度上昇が特性値に影響を与える免震部材については、実大品と縮小モデルの関係について十分検討すべきである。

また、上記試験案は加振条件を正弦波としているが、ランダム応答波との関係も検証する必要がある。

損傷評価については、免震部材毎の応答結果と試験結果の評価（例）を示しているが、一部の免震部材については、評価手法が確立されていないことも今後の課題である。

## 参考文献

1.4.2-1) 日本建築学会：長周期地震動と建築物の耐震性、pp221～264、2007.12

### 1.4.3 既存の実験施設の実態調査

免震部材製作会社及び受託試験が可能な会社に免震部材の試験機におけるアンケート調査を実施した。

アンケートでは、各試験機（2軸、1軸）の最大加振能力、性能曲線、長周期地震を想定した連続加振能力などについて実施している。

その結果を図 1.4.3-1～図 1.4.3-4 に示す。また、連続加振能力における一覧表を表 1.4.3-1 に示す。

静的な実験装置では、2軸試験機（鉛直・水平）において、鉛直荷重 30000～40000kN、水平荷重 13000kN 程度まで可能であり、実大免震部材の静的実験は概ね可能である。一方、動的試験では、最大速度及び振幅が実大免震構造と同様の応答レベル（0.5～1.0m/s、0.5m程度）になると、鉛直方向・水平方向とも載荷能力は低下する。

従って、2軸試験の場合、制約条件下（例えば、基準面圧を小さくし、積層ゴムサイズを試験機的能力範囲内のサイズにする）であれば一部の動的試験は可能であるが、大型の積層ゴム支承の動的試験は、既存の国内試験機では困難と考えられる。

なお、既に、一部の免震部材（積層ゴム支承、鋼材ダンパーなど）では、海外の大型試験機を用いた実大動的試験が実施されている。

一方、オイルダンパーのように 1軸試験（水平）で評価可能なものについては、2000KN クラス、0.5m/s で加振可能な設備も国内には存在する。

長周期地震を想定した、連続した長時間の加振が必要な場合には、更に制限され、表 1.4.3-1 に示すように、0.33Hz、0.5m・1.0m の条件では 15 秒程度しか実施できないのが現状である。

また、水平 2 方向試験についても、動的載荷試験では、縮小モデルによる実験に限定される。

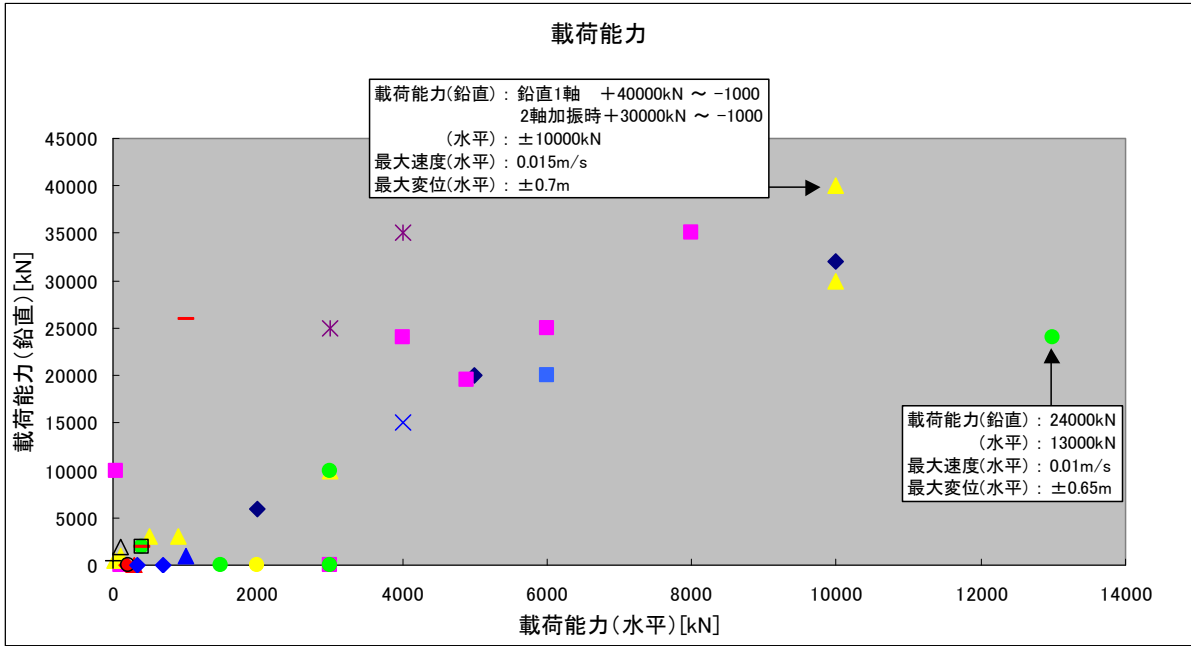


図 1.4.3-1 载荷能力 (鉛直) - 载荷能力 (水平) の関係

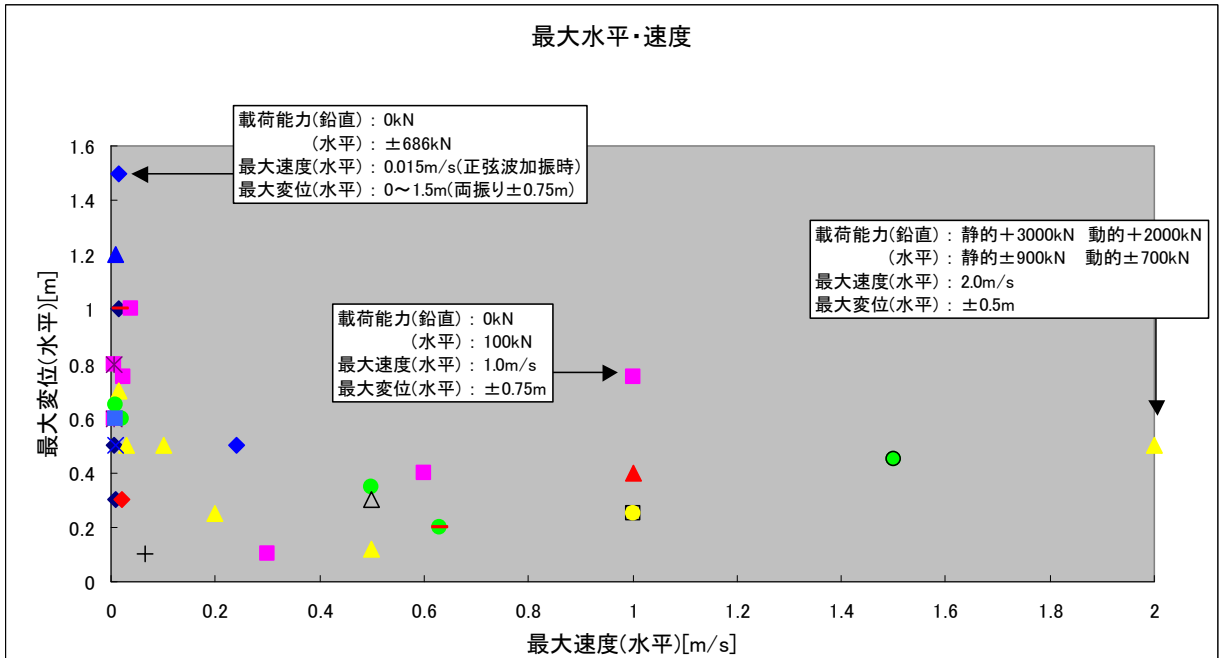


図 1.4.3-2 最大速度 - 最大変位 (水平) の関係

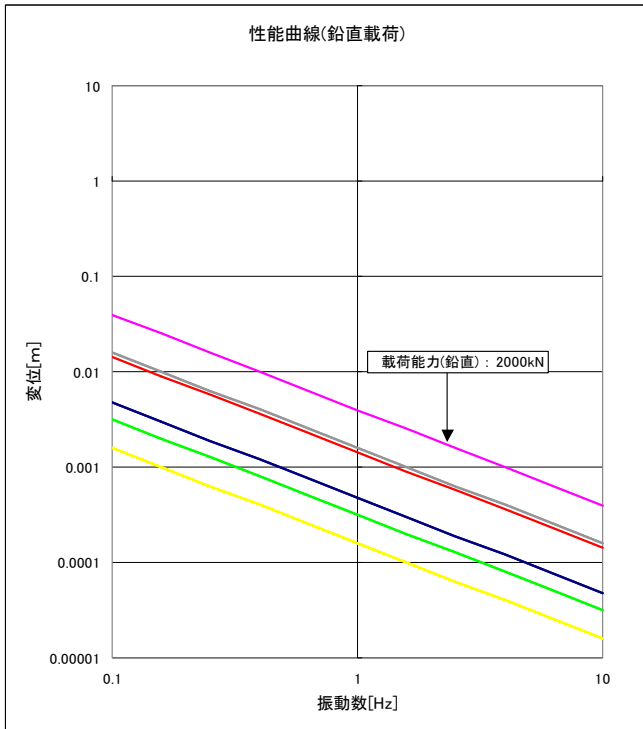


図 1.4.3-3 性能曲線 (鉛直)

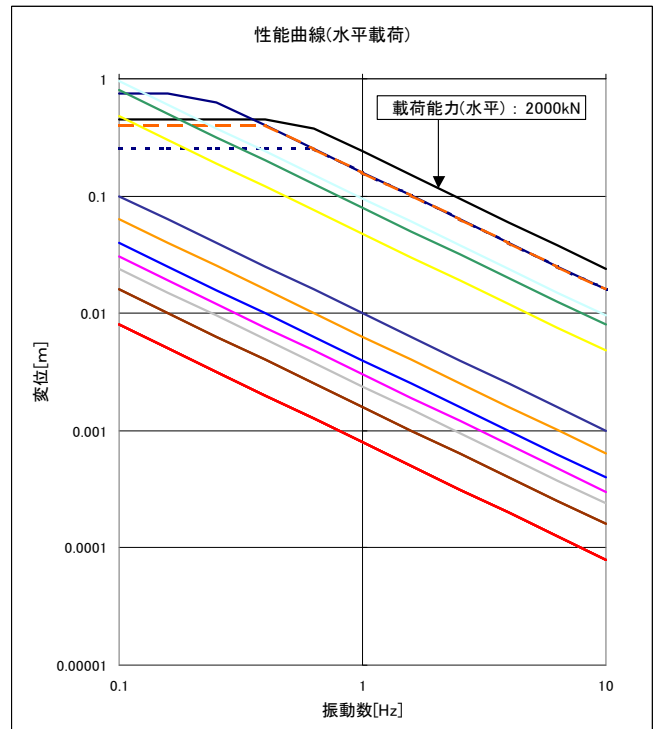


図 1.4.3-4 性能曲線 (水平)

表 1.4.3-1 各試験機における連続加振可能時間

試験機仕様	A社					B社			C社			
	4900kN	50kN	3000kN	4000kN	100kN	3MN	500kN	100t	2MN	3MN	1.5MN	
載荷能力(鉛直)[kN]	19600( $\sigma = \pm 600$ )	10000	3000	24000	100	静的+3000 動的+2000	490	1000	2000	静的3000	静的1500	
(水平)[kN]	4900	50	3000	4000	100	静的±900 動的±700	±29	±100	400	静的3000	静的1500	
正弦波0.33Hz 振幅±0.1mの 連続加振可能時間	最大速度が25mm/sec なので、100mmを0.33Hzは 不可能。8時間	15秒	無制限	無制限	無制限	サンプリング100Hzの場合 721.92分 (データ数で時間が変わります)	無制限	無制限	無制限	無制限	10サイクル程度	10サイクル程度
正弦波0.33Hz 振幅±0.3mの 連続加振可能時間	/	15秒	15秒	無制限	無制限	サンプリング100Hzの場合 721.92分 (データ数で時間が変わります)	33秒	/	/	無制限	/	10サイクル程度
正弦波0.33Hz 振幅±0.5mの 連続加振可能時間	/	/	15秒	15秒	無制限	サンプリング100Hzの場合 721.92分 (データ数で時間が変わります)	21秒	/	/	/	/	/
正弦波0.33Hz 振幅±1.0mの 連続加振可能時間	/	/	/	15秒	無制限	/	/	/	/	/	/	/

試験機仕様	D社	E社	F社	G社	H社	I社	J社
	載荷能力(鉛直)[kN]	/	-400~+2000	2000	/	/	2000
(水平)[kN]	196	±400	100	2000	±343	400	2000
正弦波0.33Hz 振幅±0.1mの 連続加振可能時間	180秒	無制限	無制限	無制限	無制限 (最大荷重200kN程度。 油圧弁・油圧ホース等の寿命の 制限を受ける。)	100秒	9秒
正弦波0.33Hz 振幅±0.3mの 連続加振可能時間	180秒	/	/	30秒	無制限 (最大荷重5kN程度。 油圧弁・油圧ホース等の寿命の 制限を受ける。)	/	/
正弦波0.33Hz 振幅±0.5mの 連続加振可能時間	/	/	/	/	/	/	/
正弦波0.33Hz 振幅±1.0mの 連続加振可能時間	/	/	/	/	/	/	/

## 1.5 まとめと課題

### 1.5.1 まとめ

1.1 章では、既存の文献による「長周期地震動の免震性能評価の実状調査」を行い、現状の知見についてとりまとめている。その内、免震部材が保有しているエネルギー吸収性能については、詳細な内容について試験データを踏まえて 1.2 章で紹介している。

1.3 章では、10 棟の代表的な免震建築物における時刻歴応答解析を実施し、エネルギー吸収性能に着目した検討を行い、1.4 章では、これらの応答時刻歴データを用いて、代表的な免震部材として支承材 3 種類（鉛プラグ入り積層ゴム・高減衰ゴム系積層ゴム・弾性すべり支承）、ダンパー 3 種類（鋼材ダンパー・鉛ダンパー・オイルダンパー）についてエネルギー吸収性能評価を行い、試験方法の考え方を示している。

以下に主な検討結果を示す。

#### (1) 免震部材におけるエネルギー吸収性能

##### a. 支承材

鉛プラグ入り積層ゴム・高減衰ゴム系積層ゴムおよび弾性すべり支承（高摩擦・低摩擦タイプ）を用いて断熱状態での縮小モデルによる試験を実施している。

鉛プラグ入り積層ゴムと高減衰ゴム系積層ゴムでは発熱の機構が異なるため、温度の上昇傾向が異なること、繰り返しにともなう履歴面積の変化の仕方も傾向が異なることが明らかとなった。また、高摩擦タイプの弾性すべり支承では、すべり板の裏側での温度が 300°C を超えるところまで試験を実施したが、摩耗粉が多量に発生するもののすべり材の損傷は見られなかった。しかし、摩擦係数は温度の上昇にともないほぼ逆比例して低下する傾向にある。低摩擦タイプの試験では、累積すべり量が 50m 程度までは摩擦係数に変化はないものの、繰り返し回数 100 サイクル以降から、すべり材の損傷により摩擦係数が上昇する傾向にあるが、変化率は小さいことが判明した。

##### b. ダンパー

鋼材ダンパーは、実大試験において各振幅における破断に至る繰り返し回数や吸収エネルギー量が提供でき、低サイクル疲労の回数によって限界性能が決定される。また、破断直前までの履歴特性も安定している。鉛ダンパーは、鋼材ダンパー同様のデータが提供でき、限界性能は、主に温度上昇による鉛鑄造体の軟化・溶解・破断により決定する。また、振幅±20mm、±400mm の繰り返し加力実験では、累積変形量の増加に伴い、降伏荷重とエネルギー吸収性能が低下する傾向がみられた。オイルダンパーは、制震用オイルダンパーにおける繰り返し加力実験における加振時間と温度上昇の関係が提供でき、限界性能は温度上昇による油漏れを想定している。また、温度 80°C までの加振においても履歴性状はほとんど変化がみられない事が確認されている。

#### (2) 外力特性に関する情報収集・検討

10 棟の代表的な免震建築物モデルにおいて時刻歴応答解析を実施し、1.4 章のエネルギー吸収性能評価に必要なデータを作成している。

解析の結果、各免震部材が吸収するエネルギー量は、 $4.60 \times 10^3 \sim 5.21 \times 10^5$  kN・m 程度であり、免震層の最大応答変位及び累積変形量は、各々 0.49m、46m 程度となっている。また、免

震部材のエネルギー吸収量が総量の5%に達した時刻 T(5%)と95%に達した時刻 T(95%)は、概ね100～140秒程度となっている。

### (3) 免震部材のエネルギー吸収性能評価・試験方法の提案

#### a. 鉛プラグ入り積層ゴム及び高減衰ゴム系積層ゴム

長周期地震動による多数回の繰り返し変形を受ける鉛プラグ入り積層ゴム(LRB)について、温度上昇を考慮した応答評価法の一つとして、免震建築物のエネルギーの釣り合いに着目した手法を提案した。LRBについては、本手法によって予測された免震層最大変形は、温度上昇を考慮した詳細な解析結果を概ね包絡しており、安全側の評価を与えるものである。また、高減衰ゴム系積層ゴム(HDR)についても同様の評価法が提案されているが、LRBと比較して履歴吸収エネルギーの増加に伴う特性の低下が小さいことから、繰り返し変形による温度上昇が応答特性に及ぼす影響は小さいと推察される。ただし、繰り返し変形以外にも様々の依存性を有しているため評価法が複雑となっており、今後も検討の余地がある。

#### b. 弾性すべり支承

弾性すべり支承は、繰り返し依存性を考慮した場合と考慮しない場合の評価を行っており、最大応答変位及びすべり材の累積すべり変位の増加は少ないが、依存性を考慮した場合には、建物に作用する地震力は増加する。

#### c. 鋼材ダンパー

鋼材ダンパーは、建物の時刻歴応答変位をもとにマイナー則を用いて疲労予測と鋼材ダンパーの累積吸収エネルギーからの疲労予測における評価を行っており、疲労損傷度は、最大で60%程度となった。また、検討方法のうち中～大振幅振幅の疲労曲線からマイナー則で検討したものが、大きめの予測値となる傾向がある。また、地震終了後のダンパーは疲労により1サイクルのエネルギー吸収性能は94%程度に低下する。

#### d. 鉛ダンパー

鉛ダンパーも鋼材ダンパー同様、建物の時刻歴応答変位をもとにマイナー則を用いて疲労予測の評価を行っており、疲労損傷度は、最大で18%程度となった。鉛鑄造体温度は14～35℃程度の上昇であり、健全性には問題ないといえる。また、地震終了後のダンパーは疲労により1サイクルのエネルギー吸収性能は70%程度に低下する。

#### e. オイルダンパー

オイルダンパーは、熱容量を超え、外壁温度が上昇し、設計許容外壁温度(ex. 80℃)以上となると作動油の滲み出しが生じるという知見があるので、時刻歴応答で入力エネルギーを算出し温度上昇予測式を用いて外壁温度が許容値以下に入ることを確認している。外気温度20℃の時外壁温度は発熱量を考慮しない簡略式で計算しても最大事例(J-1 N-OSHK02-SD波)で52℃であった。

#### f. 試験方法の提案

長周期地震動における試験条件に必要な、変形と繰り返し回数は免震周期、等価減衰定数を仮定して、地震動のエネルギー時刻歴(入力エネルギーの等価速度)が与えられれば、規定変位に応じた要求繰り返し回数を算定することが可能である。従って、試験方法は、長周期地震動のエネルギー時刻歴から評価する方法をここでは提案した。規定変位は3水準の振幅における正弦波加振を設定し、累積変形量が同一となる繰り返し試験を実施することを提案している。



### 1.5.2 課題

長周期地震動における免震部材のエネルギー吸収性能評価に着目した場合、今後以下のような課題が残されている。

#### (1) 免震部材におけるエネルギー吸収性能試験データの充実

各免震部材の多数回の繰り返し変形を与える実験がなされているが、スケール効果の問題、静的試験と動的試験の関係、試験装置や免震部材の鉄部からの放熱の効果、さらには試験方法（繰り返し回数、振幅、速度）の検討が必要である。特に、実大試験体を用いた実速度・実変位の多数回繰り返し試験の実施や方向性のある免震部材については2方向におけるエネルギー吸収性能の把握も今後必要と考えられる。

#### (2) 免震部材のエネルギー吸収性能評価法の確立

1.4節では、代表的な免震部材において、時刻歴応答解析による免震部材の吸収エネルギーや、累積変形量から疲労損傷度や特性値変化を評価しているが、特性値の変動を考慮する場合、解析プログラムに取り入れるのか、応答推定式によるのか、試験結果からの降伏荷重の低下率で規定するのか等、評価手法は未だ充分確立できていない。また、今回の検討対象外とした各免震部材における評価法も今後の検討課題である。更には、免震建築物の地震時観測などを積極的に推進し、実際の応答挙動を検証することも重要と考えられる。

#### (3) 試験方法の確立

各試験は、原則として実大品・実変位・実速度・長時間を試験条件としているが、国内試験機では、これらの実験を実現する設備はほとんど無い。従って、現状では、免震部材メーカーや受託試験が可能な会社で実施する場合は、試験機の能力の範囲内で限界状態を確認するため、縮小モデルによる試験、一部の試験条件（周期・振幅）を変更することも考えられる。これらの場合、縮小モデルのスケール効果の確認や試験条件が与える影響について十分把握すべきである。

#### (4) 公的な大型試験機の必要性

本来、実大試験体による性能確認試験は、長周期地震動評価のためには不可欠であり、免震建築の先端をリードしている我が国として、公的な大型試験装置がないのは免震建築物の安全性の検証、免震技術の進歩にとってマイナスである。そのため海外試験機（米国 USCD の SRMD）に匹敵する大型の試験装置を第三者機関として設置することが望まれる。

