

Title	曲げ加工された鋼板を用いた免震構造用履歴型ダンパーに関する基礎研究
Author(s)	畑中, 祐紀
Citation	大阪大学, 2020, 博士論文
Version Type	VoR
URL	<a href="https://doi.org/10.18910/76579">https://doi.org/10.18910/76579</a>
rights	
Note	

*Osaka University Knowledge Archive : OUKA*

<https://ir.library.osaka-u.ac.jp/>

Osaka University

博士学位論文

曲げ加工された鋼板を用いた免震構造用  
履歴型ダンパーに関する基礎研究

畑 中 祐 紀

2019 年 12 月

大阪大学大学院工学研究科



# 目次

<b>第 1 章 序論</b>	
1.1 研究背景と目的	1
1.2 ダンパーの要求性能	2
1.3 既往の研究	4
1.4 本論の構成	9
<b>第 2 章 曲げ鋼板ダンパーの繰返し水平加力実験</b>	
2.1 序	13
2.2 実験計画	
2.2.1 試験体および機械的性質	13
2.2.2 荷重方法および計測計画	15
2.3 実験結果	
2.3.1 荷重-変形関係	16
2.3.2 降伏耐力・初期剛性	18
2.3.3 耐力劣化要因	20
2.3.4 実験変数が耐力-累積変形量関係に及ぼす影響	22
2.3.5 繰返し変形性能	24
2.4 結	27
<b>第 3 章 曲げ鋼板ダンパーの力学性状に関する解析的検討</b>	
3.1 序	29
3.2 実験結果の追跡およびボルト孔の影響	
3.2.1 解析モデル	29
3.2.2 荷重-変形関係	30
3.2.3 繰返し変形性能と相当塑性歪との関係	31
3.3 鋼板形状の影響	
3.3.1 解析モデルおよび鋼板形状一覧	33
3.3.2 荷重-変形関係	34
3.3.3 降伏耐力・初期剛性	35
3.3.4 相当塑性歪に関する考察	37
3.4 結	38
<b>第 4 章 曲げ鋼板ダンパーの復元力モデルおよび 鋼板形状がダンパー付き免震建物の地震応答性状に及ぼす影響</b>	
4.1 序	41
4.2 ダンパーの復元力モデル	

4.2.1	ダンパーの復元力特性	41
4.2.2	ダンパーの復元力モデル	42
4.3	地震応答解析	
4.3.1	解析概要	44
4.3.2	復元力特性の影響	45
4.3.3	鋼板形状が地震応答性状に及ぼす影響	47
4.3.4	多数回繰返し変形の影響	53
4.4	結	56
<b>第5章</b>	<b>水平2方向入力が曲げ鋼板ダンパーの力学性状に及ぼす影響</b>	
5.1	序	59
5.2	水平2方向を想定したダンパー復元力モデル	
5.2.1	ダンパーの復元力モデル	60
5.2.2	ダンパーの復元力モデルの妥当性	62
5.2.3	復元力モデルの違いが地震応答性状に及ぼす影響	65
5.3	地震応答解析	66
5.3.1	解析概要	67
5.3.2	水平2方向入力時の地震応答性状	68
5.3.3	水平2方向入力時の累積損傷度に関する考察	70
5.4	捩れ変形がダンパーの力学性状に及ぼす影響	
5.4.1	解析概要	73
5.4.2	荷重-変形関係	73
5.4.3	相当塑性歪に関する考察	75
5.5	結	77
<b>第6章</b>	<b>曲げ鋼板ダンパーを適用した免震建物の応答予測法と累積損傷度</b>	
6.1	序	79
6.2	曲げ鋼板ダンパーを適用した免震建物の応答予測法	
6.2.1	鋼板形状がダンパーの力学性状に及ぼす影響	79
6.2.2	曲げ鋼板ダンパーを適用した免震建物の応答予測法	81
6.3	曲げ鋼板ダンパーの累積損傷度に関する考察	82
6.4	今後の課題	84
6.5	結	85
<b>第7章</b>	<b>結論</b>	87
<b>付録</b>	<b>ダンパーの全塑性耐力の算定方法に関する考察</b>	91
	<b>本論文に関連する発表論文</b>	95
	<b>謝辞</b>	97

# 第1章 序論

## 1.1 研究背景と目的

免震構造は、基礎と上部構造との間に免震層を設けて、地震動から上部構造を絶縁しようとする構造である。免震層には建物重量を支持しつつ復元力を持つアイソレータと地震エネルギーを吸収する免震構造用ダンパーが設置される。図 1.1.1 のように免震構造用ダンパーは履歴型、流体型、粘弾性型に分類することができる<sup>1.1)</sup>。履歴型としては材料の塑性変形を利用した鋼材ダンパー、鉛ダンパー、摩擦力を利用した摩擦ダンパーがある。鋼材ダンパーは、その他のダンパーと比べて 1) コンパクト、2) 速度依存性が少ない、3) 安価、4) 安定した履歴性状という利点を持ち、本研究では鋼材ダンパーに着目する。鋼材ダンパーには、以下のような免震構造用特有の機能<sup>1.1)</sup>が必要であり、そのために種々の形状のダンパーが検討されている<sup>例えば 1.2)~1.4)</sup>。

- ・ 水平方向の大変形に追従できること（水平方向の大変形に伴う鉛直方向の伸びに対応できること）。
- ・ 地震時の繰返し変形によって疲労破断しないこと。
- ・ 平面内全方向の変形に追従できること。

上記に加え、免震建物に大振幅多数回繰返し振動を有する長周期地震動が加わる可能性がある。このことから、免震構造用ダンパーには設計外力で想定した以上のエネルギー吸収量が必要とされている<sup>例えば 1.5)~1.8)</sup>。また、免震構造用ダンパーには水平 2 方向の変形に伴い、部材自身に捩れ変形が生じ、繰返し変形性能が低下することが指摘されている<sup>例えば 1.9)~1.13)</sup>。このようなことから、本研究では高い繰返し変形性能を有し、さらに捩れ変形が生じにくい免震構造用ダンパーを提案する。

図 1.1.2 に提案する曲げ加工された鋼板を用いた免震構造用履歴型ダンパー（以下、曲げ鋼板ダンパー）の組立図を示す。曲げ鋼板ダンパーは 4 枚の曲げ加工された同一形状の鋼板を十字形に重ねて構成し、さらに図 1.1.2 のように上下端の円形プレートを介して免震層に接続する。これは載荷方向の影響を小さくするためである。曲げ鋼板ダンパーの主な特徴は以下のようにまとめられる。

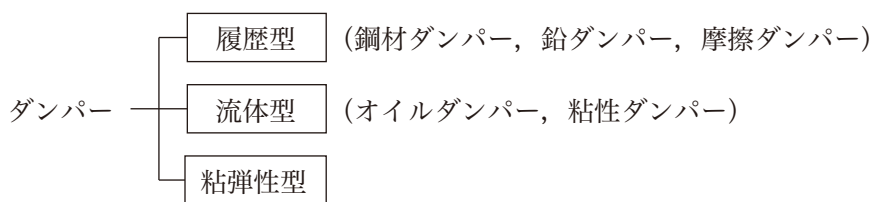


図 1.1.1 免震構造用ダンパーの分類

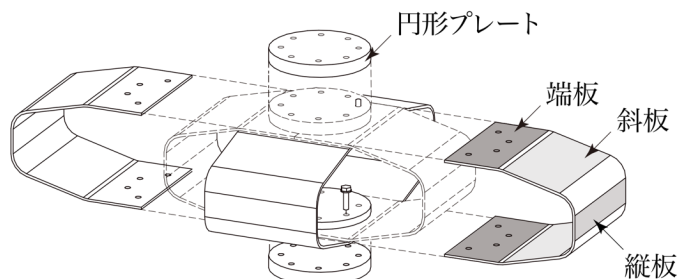


図 1.1.2 曲げ鋼板ダンパーの組立図

- ・ 鋼板の全幅で塑性変形するため、比較的薄い板でも耐力が大きくなる。
- ・ 比較的薄い板を冷間曲げ加工するため、加工性に優れる。
- ・ 曲げ加工された鋼板は鉛直方向のばね剛性（図 1.1.2 の鉛直方向から力を受けた場合の剛性）が小さく伸びやすいため、水平方向の大変形に伴う鉛直方向の伸びに対応可能である。
- ・ 鋼板の面方向の剛性が高く、部材自身に捩れ変形を生じにくい。そのため、水平 2 方向変形に伴う捩れ変形が繰返し変形性能に及ぼす悪影響をうけにくい。
- ・ 過大変形時にダンパーには張力場が形成され、耐力が上昇することから、過大変形を抑制する効果が期待される。

曲げ鋼板ダンパーを実用に供するためには幅広い検討（例えば実大動的試験，2 方向加力試験，限界変形の把握など）を行う必要がある。本論では先ず基礎検討として，曲げ鋼板ダンパーの鋼板形状が力学性状・地震応答性状に及ぼす影響を把握する。ついで，水平 2 方向入力ダンパーの力学性状に及ぼす影響を明らかにする。

## 1.2 ダンパーの要求性能

本節ではダンパーに要求される性能として最大変形  $d_{\max}$  および累積塑性変形量  $\Sigma d_p$  に着目して，その概算値を算定する。算定には，文献 1.14), 1.15) に基づいてエネルギーの釣合いに基づく応答予測法を用いる。エネルギーの釣合いでは，構造物系の吸収するエネルギーの総和が地震入力エネルギー  $E$  と等しいとする。本節では単純化のため，免震層は図 1.2.1 に示される 1) 弾性の復元力特性を持つアイソレータと 2) 完全弾塑性の復元力特性を持つ鋼材ダンパーのみで構成されるとする。このとき，系の吸収するエネルギーの総和  $E$  は，アイソレータの弾性歪エネルギー  ${}_f W_e$  と鋼材ダンパーの履歴減衰エネルギー  ${}_s W_d$  の和となり，エネルギーの釣合いは式(1.2.1)となる。ただし，上部構造は免震層と比較して相対的に剛体とみなすことができ，上部構造の吸収するエネルギーは小さいことから無視している。

$${}_f W_e + {}_s W_d = E \quad (1.2.1)$$

ここで， $E$  は建物質質量  $M$  で基準化され，式(1.2.2)のようにエネルギーの等価速度  $V_E$  に変換して表示されることが多い。

$$V_E = \sqrt{\frac{2E}{M}} \quad (1.2.2)$$

なお，レベル 2 程度の地震動では， $V_E$  の値は地盤種別ごとに，第 1 種： $V_E = 120\text{cm/s}$ ，第 2 種： $V_E = 150\text{cm/s}$ ，第 3 種： $V_E = 200\text{cm/s}$  とする<sup>1.14)</sup>。

式(1.2.1)の左辺は，図 1.2.1 の復元力特性を対象として灰色部分で示される。アイソレータの剛性

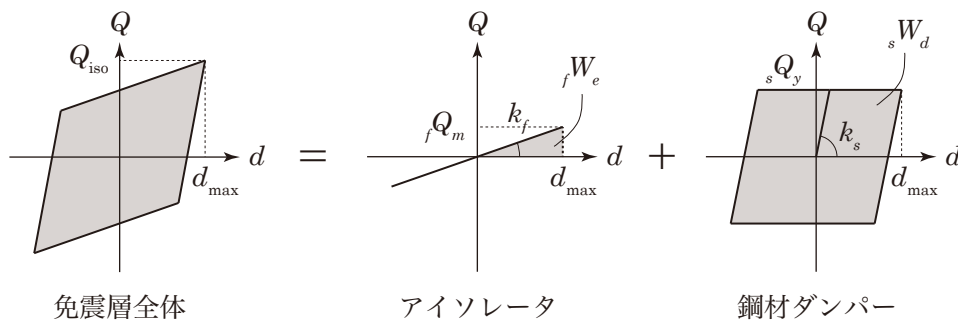


図 1.2.1 免震部材の復元力特性

を  $k_f$ 、最大負担せん断力を  ${}_fQ_m$  とする。また、鋼材ダンパーの弾性剛性を  $k_s$ 、最大負担せん断力（降伏耐力）を  ${}_sQ_y$  とする。さらに、免震層全体の最大せん断力を  $Q_{iso}$ 、最大変形を  $d_{max}$  とする。このとき、アイソレータの弾性歪エネルギー  ${}_fW_e$ 、鋼材ダンパーの履歴減衰エネルギー  ${}_sW_d$  は式(1.2.3)、(1.2.4)で算定される。

$${}_fW_e = \frac{1}{2} \cdot {}_fQ_m \cdot d_{max} \quad (1.2.3)$$

$${}_sW_d = 4 \cdot {}_s n \cdot {}_sQ_y \cdot d_{max} \quad (1.2.4)$$

ただし、 ${}_s n$  は等価繰返し係数であり、ダンパーが吸収したエネルギーを最大変形  $d_{max}$  時の 1 サイクルに描く履歴ループの何ループ分に相当するかを示す数値である。文献 1.15) によると免震周期  $T_f$  が 5 秒以下の時、 ${}_s n = 2$  とすることで  $d_{max}$  を安全側に評価することが可能である。このことから本節では  ${}_s n = 2$  とする。なお、継続時間の長い長周期地震動では  ${}_s n = 4$  とすることで適切に評価することも示されている<sup>1.16)</sup>。

免震層全体、アイソレータ、鋼材ダンパーの最大せん断力係数（ベースシア係数） $\alpha_1$ 、 $\alpha_f$ 、 $\alpha_s$  は式(1.2.5)～(1.2.7)で算定される。ただし、 $g$  は重力加速度である。

$$\alpha_1 = \frac{Q_{iso}}{Mg} \quad (1.2.5)$$

$$\alpha_f = \frac{{}_fQ_m}{Mg} \quad (1.2.6)$$

$$\alpha_s = \frac{{}_sQ_y}{Mg} \quad (1.2.7)$$

また、免震周期  $T_f$  はアイソレータの剛性  $k_f$  を用いて式(1.2.8)で算定される。

$$T_f = 2\pi \sqrt{\frac{M}{k_f}} \quad (1.2.8)$$

以上、式(1.2.1)に式(1.2.3)、(1.2.4)を代入して整理することで、免震層の最大せん断力係数  $\alpha_1$  と最大変形  $d_{max}$  は、 $T_f$  と  $V_E$  を用いて式(1.2.9)、(1.2.10)で算定される。

$$\alpha_1 = -4 \cdot {}_s n \cdot \alpha_s + \sqrt{(4 \cdot {}_s n \cdot \alpha_s)^2 + \left(\frac{2\pi \cdot V_E}{T_f \cdot g}\right)^2} + \alpha_s \quad (1.2.9)$$

$$d_{max} = -{}_s n \cdot \alpha_s \cdot \left(\frac{T_f}{\pi}\right)^2 \cdot g + \sqrt{({}_s n \cdot \alpha_s)^2 \cdot \left(\frac{T_f}{\pi}\right)^4 \cdot g^2 + \left(\frac{T_f \cdot V_E}{2\pi}\right)^2} \quad (1.2.10)$$

図 1.2.2 に式(1.2.9)、(1.2.10)で算定した  $\alpha_1$ 、 $d_{max}$  を  $T_f$ 、 $\alpha_s$  ごとに示す。なお、第 2 種地盤を想定して  $V_E = 150\text{cm/s}$  として算定している。図 1.2.2 より  $\alpha_1$ 、 $d_{max}$  は  $T_f$ 、 $\alpha_s$  によって変化し、 $T_f$  ごとに  $\alpha_1$  が最小となる  $\alpha_s$  が存在する。また、 $d_{max}$  は  $\alpha_s$  が增大すると小さくなる。このことから、 $\alpha_1$ 、 $d_{max}$  を考慮して適切に  $T_f$ 、 $\alpha_s$  を設定する必要がある。免震層は  $T_f = 4.0\text{s}$ 、 $\alpha_s = 0.03 \sim 0.06$  として設計されることが多い。このとき、 $d_{max}$  は 230～400mm となり、 $\alpha_1$  も最小値に近くなる。

次に、地震入力エネルギー  $E$  が鋼材ダンパーですべて吸収されると考えた時、累積塑性変形量  $\Sigma d_p$

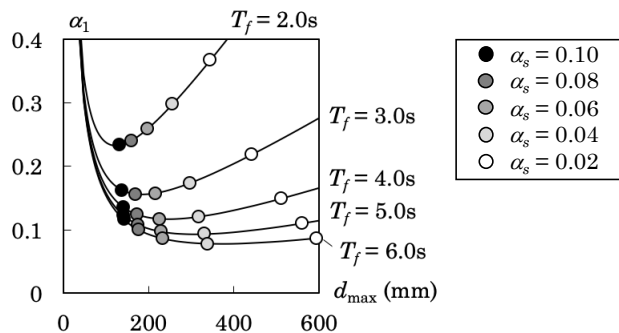


図 1.2.2 免震層の最大せん断力係数  $\alpha_1$  と最大変形  $d_{max}$  ( $V_E = 150\text{cm/s}$ )



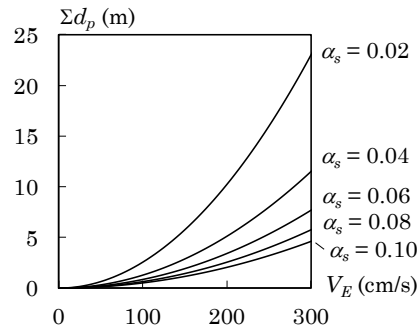


図 1.2.3 累積塑性変形量 $\Sigma d_p$ とエネルギー等価速度  $V_E$  との関係

は式(1.2.11)で算定する<sup>1.1)</sup>。

$$\Sigma d_p = \frac{V_E^2}{2g\alpha_s} \quad (1.2.11)$$

図 1.2.3 に式(1.2.11)で算定した $\Sigma d_p$ と  $V_E$  との関係を示す。図 1.2.3 より $\alpha_s$ の増加は、 $\Sigma d_p$ の減少に大きく関係し、 $\alpha_s$ を 0.04 以上とすることで $\Sigma d_p$ が大幅に減少する。 $V_E = 150\text{cm/s}$ 、 $\alpha_s = 0.04$ の時、 $\Sigma d_p$ は約 2.87m となる。一方、長周期地震動は、従来の標準波・告示波に比べて継続時間が長く、地震入力エネルギー $E$ が大きくなる。長周期地震動が作用する場合の応答を、建築年代別の変遷などを考慮して検討した文献 1.16)によると、 $d_{\max}$ は 500~600mm 程度、累積変形量 $\Sigma d$ は 20~30m 程度になると推定されている。これらの検討を受けて、文献 1.5)~1.8)では  $d_{\max}$ を 100, 200, 400mm の 3 水準とし、 $\Sigma d$ を 50m となるように繰返し回数を設定している。よって、本論での実験振幅は 100, 200mm (2 倍スケールで 200, 400mm) とする。

### 1.3 既往の研究

免震構造用の履歴型ダンパーとして、図 1.1.1 に示すように鋼材ダンパー、鉛ダンパー、摩擦ダンパーが開発されている。鋼材ダンパーは、鋼材の塑性変形を利用してエネルギー吸収する部材である。過去には螺旋状に成形した鋼棒 4 本 1 組からなるループ状鋼棒ダンパー<sup>例えば 1.3), 1.4)</sup>の使用例が多かったが、現在では U 字形ダンパー<sup>例えば 1.2)</sup>が主流である。また、鉛ダンパーは円形状などに加工した鉛の塑性変形を利用したものである。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可能である。上記の U 字形ダンパーおよび鉛ダンパーではさまざまな研究が進んでおり、基本的な力学性状が明らかにされている。

また、免震建物に大振幅多数回繰返し振動を有する長周期地震動が加わる可能性があることから、近年では免震部材に及ぼす長周期地震動の影響が検討されており、ダンパーにおいて損傷度が大きくなり、破断まで余裕のないケースが確認されている<sup>例えば 1.5), 1.16)</sup>。一方で、免震層に過大変形が生じる可能性もあり、これに対してはダンパー増設や変形抑制用のストッパーを設置することが考えられている。文献 1.16)ではダンパー増設によって免震層変形などが効果的に減少するものの、建物の特性によっては免震効果が低下して建物頂部の加速度応答が増大する可能性を指摘している。また、免震建物が擁壁に衝突すると、上部構造にはパルス的な加速度が発生する。この対策として過大変形時に減衰性能を発揮するフェイルセーフ機構が研究されている<sup>例えば 1.17)~1.21)</sup>。以下では上記の研究状況から、曲げ鋼板ダンパーの検討において参考となる研究例を示す。

○ U字形ダンパーに関する研究

図 1.3.1 に U 字形ダンパーの形状を示す。U 字形ダンパーにはさまざまなサイズが供されており、いずれも相似的な形状を有する。このため、サイズの異なる U 字形ダンパーを統一的に評価するため、水平変形  $d$  を高さ  $h$  で除した平均せん断変形角  $\gamma$  によって疲労曲線が導かれている<sup>1.1), 1.2)</sup>。式(1.3.1)~(1.3.3)に荷重方向ごとの U 字形ダンパーの疲労曲線<sup>1.1)</sup>、図 1.3.2 に図示された疲労曲線を示す。荷重方向の定義は図 1.3.1 に示す。なお、実大動的荷重実験においても U 字形ダンパーの相似則は概ね成立することが確認されている<sup>1.22)</sup>。

$$0^\circ\text{方向} : \gamma = 2370N^{-0.66} \quad (20.0\% \leq \gamma \leq 500.0\%) \quad (1.3.1)$$

$$45^\circ\text{方向} : \gamma = 2535N^{-0.55} \quad (20.0\% \leq \gamma \leq 253.5\%) \quad (1.3.2)$$

$$\gamma = 664N^{-0.23} \quad (253.5\% \leq \gamma \leq 500.0\%) \quad (1.3.3)$$

表 1.3.1 に代表的な U 字形ダンパーの諸量と、水平変形  $d = 200, 400\text{mm}$  の時の繰返し回数  $N$  を示す。また、 $N$  が 20 回程度、5 回程度となる時の  $d$  も併せて示す。これらの算定には式(1.3.1)~(1.3.3)の最小値を用いる。なお、 $N$  が 5 回程度となる時の  $d$  を「限界変形」と称している。

実際の免震層にはランダムな振幅が入力される。U 字形ダンパーでは(1.3.4)式の Miner 則によって累積損傷度を評価する。

$$D = \sum_{i=1}^n \frac{1}{N_i} \quad (1.3.4)$$

文献 1.7), 1.22)の実験結果に対して累積損傷度を評価したとき、破断時の累積損傷度は  $90^\circ$  方向で 1.82,  $0^\circ$  方向で 1.05~1.29 となり、Miner 則は概ね成立する。なお、多数回繰返し変形によって耐力は徐々に低下する。U 字形ダンパーでは、破断直前までにエネルギー吸収量  $E$  は第 1 サイクルのエネルギー吸収量  $E_1$  の 0.7~0.8 倍程度となる<sup>1.5), 1.7)</sup>。

文献 1.9), 1.10)では U 字形ダンパーの水平 2 方向特性が検討されている。文献 1.9)では、U 字形ダンパーに対して水平 2 方向の強制変位を与えており、その荷重履歴として 1)正円履歴、2)楕円履歴、3)放射状履歴を採用している (図 1.3.3 参照)。正円履歴、楕円履歴では水平 2 方向変形に伴い、部材自身に捩れ変形が生じ、繰返し変形性能が低下する。式(1.3.5)は捩れ変形の指標として定義されてい

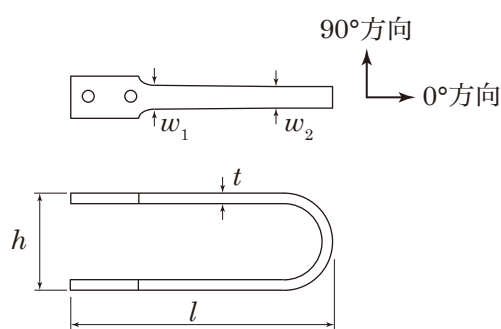


図 1.3.1 U 字形ダンパーの形状<sup>1.2)</sup>

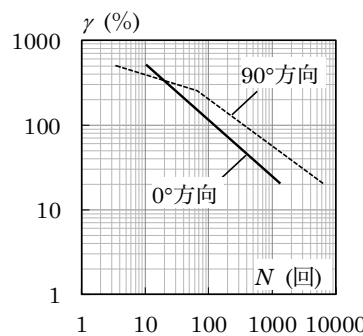


図 1.3.2 U 字形ダンパーの疲労曲線<sup>1.1)</sup>

表 1.3.1 U 字形ダンパーの諸量

寸法 (mm)			ダンパー 本数	降伏荷重 (kN)	一次剛性		二次剛性		繰返し回数 $N$		水平変形 $d$ (mm)	
$t$	$l$	$h$			(kN/m)		$d = 200\text{mm}$	$d = 400\text{mm}$	$N = 20$	$N = 5$		
28	415.5	231	4	112	5,920	100	55	18	328	459		
			8	224	11,800	200						
40	601.5	335	4	232	8,320	232	92	32	550	768		
			8	464	16,600	464						
55	815	454	4	432	11,600	432	145	51	745	1,041		

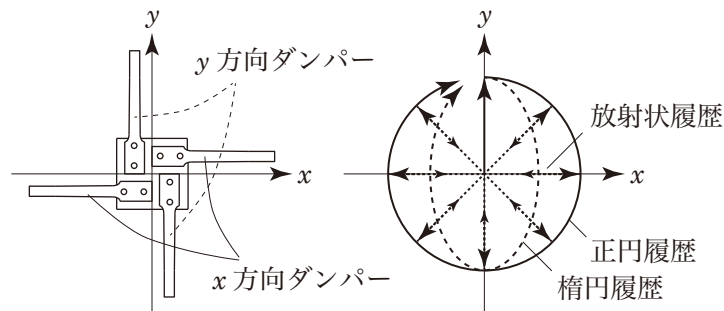


図 1.3.3 U 字形ダンパーの設置状況と载荷履歴

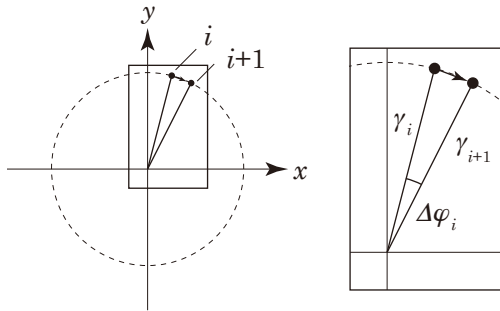


図 1.3.4  $J_f$  の定義<sup>1.9)</sup>

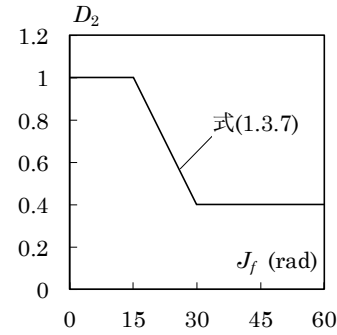


図 1.3.5  $D_2$ - $J_f$  関係<sup>1.9)</sup>

る、捩れ影響指標  $J_f$  である。 $J_f$  は実験的に導かれた指標であり、図 1.3.4 のように平均せん断変形角の 3 乗と回転角の積で表される。

$$J_f = \sum_{i=1}^n (\gamma_i \cdot \gamma_{i+1} \cdot \frac{\gamma_i + \gamma_{i+1}}{2} \cdot |\Delta\varphi_i|) \quad (1.3.5)$$

このとき、捩れ変形による繰返し変形性能の低下を含めた累積損傷度  $D_2$  は式(1.3.6)~(1.3.8)で示される。図 1.3.5 には  $D_2$  と  $J_f$  の関係を示す。 $J_f$  が大きい時、 $D_2$  は 0.4 まで低減されることが分かる。

$$D_2 = 1.0 \quad (0.0 \leq J_f < 15.0) \quad (1.3.6)$$

$$D_2 = 1.6 - 0.04J_f \quad (15.0 \leq J_f < 30.0) \quad (1.3.7)$$

$$D_2 = 0.4 \quad (30.0 \leq J_f) \quad (1.3.8)$$

文献 1.11) では MSS モデル<sup>1.23)</sup>を用いて U 字形ダンパーの復元力特性を作成しており、水平 2 方向の地震応答解析から累積損傷度  $D_2$  を検討している。 $D_2$  は式(1.3.9)で算定される。ただし、 $D$  の左下添字  $x, y$  は  $x, y$  方向のダンパー (図 1.3.3 参照)、右下添字  $0^\circ, 90^\circ$  は損傷度の算定に用いる  $0^\circ, 90^\circ$  方向の疲労曲線である。

$$D_2' = \text{Max}(x D_{0^\circ} + x D_{90^\circ}, y D_{0^\circ} + y D_{90^\circ}) \quad (1.3.9)$$

つまり、 $D_2$  は 2 方向の損傷を足し合わせることで算定する。最終的には、式(1.3.6)~(1.3.8)のように  $J_f$  に応じた損傷度低減を考慮した累積損傷度と比較することで、ダンパーの破断を判定する。以上より、U 字形ダンパーでは水平 2 方向では水平 1 方向と比べて、1) 直交方向の損傷を考慮する必要があり、2) 捩れ変形による損傷限界が低下する可能性が指摘されている。

### ○ 鉛ダンパーに関する研究

鉛ダンパー<sup>例えば 1.24)</sup>は鉛鑄造体の直径が 180mm の U180 型、260mm (一部 240mm) の U2426 型があり、U2426 型が使用されることが多い<sup>1.1)</sup>。なお、両者とも高さは 924mm である。図 1.3.6 に鉛ダンパーの形状を示す。ここで、たるみ部分に平行な方向を P 方向、直交な方向を O 方向としてい

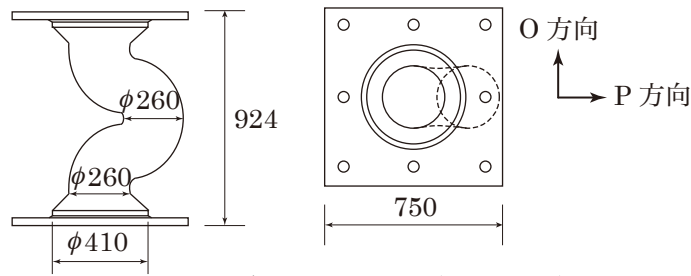


図 1.3.6 鉛ダンパーの形状 (U2426 型) <sup>1.1)</sup>

表 1.3.2 鉛ダンパーの諸量

名称	寸法 (mm)		降伏荷重 (kN)	一次剛性	二次剛性	繰返し回数 $N$	
	鉛鋳造体 直径	高さ		(kN/m)		$d = 200\text{mm}$	$d = 400\text{mm}$
U180	$\phi 180$	926	90	12,000	0	86	24
U2426	$\phi 260$ ( $\phi 240$ )		220	30,000			

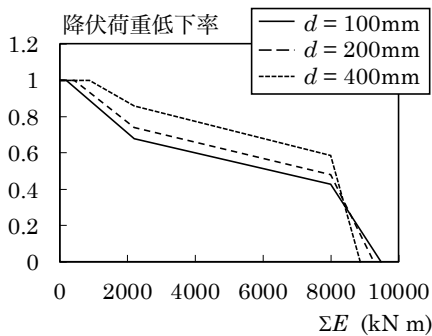


図 1.3.7 鉛ダンパーの降伏荷重低下率 <sup>1.26)</sup>

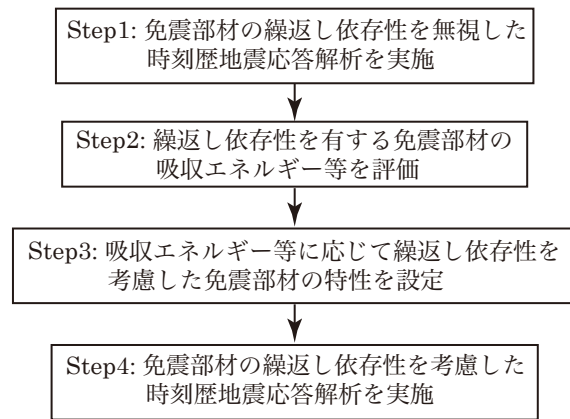


図 1.3.8 繰返し依存性を考慮した応答評価法 (簡易法) <sup>1.5)</sup>

る。文献 1.25)では、ダンパー種類によらず P 方向に対する鉛ダンパーの破断時までの疲労曲線を式 (1.3.10)で導いている。

$$d = 2269N^{-0.545} \quad (1.3.10)$$

表 1.3.2 に鉛ダンパーの諸量，水平変形  $d = 200, 400\text{mm}$  の時の繰返し回数  $N$  を示す。算定には式 (1.3.10)を用いる。表 1.3.2 より鉛ダンパーは二次剛性が 0 であり，完全弾塑性型に近い履歴性状を有する。また，鉛ダンパーも，U 字形ダンパーと同様 Miner 則によって疲労特性を評価することが可能である <sup>1.1)</sup>。

鉛ダンパーは，U 字形ダンパーと比べて多数回繰返し変形による耐力低下が顕著である <sup>1.5)</sup>。この変化は，鉛の発熱による特性変化および鉛の形状変化によるものである。文献 1.26)では時刻歴応答解析における多数回繰返し変形による耐力低下の影響を考慮した復元力モデルを提案している。図 1.3.7 に鉛ダンパーの降伏荷重低下率を示す。図 1.3.7 のように，降伏荷重低下率はエネルギー吸収量  $\Sigma E$  によって規定される。文献 1.26)で提案される復元力モデルは，時々刻々耐力低下を考慮している (以下，詳細法)。一方，文献 1.5)では，降伏荷重低下率を簡易的に評価する方法 (以下，簡易法，図 1.3.8 参照) が示されている。簡易法は，繰返し依存性を考慮しない地震応答解析を実施した後，その応答結果 (最大変形と解析終了時のダンパーのエネルギー吸収量) により初期から一律に降伏荷

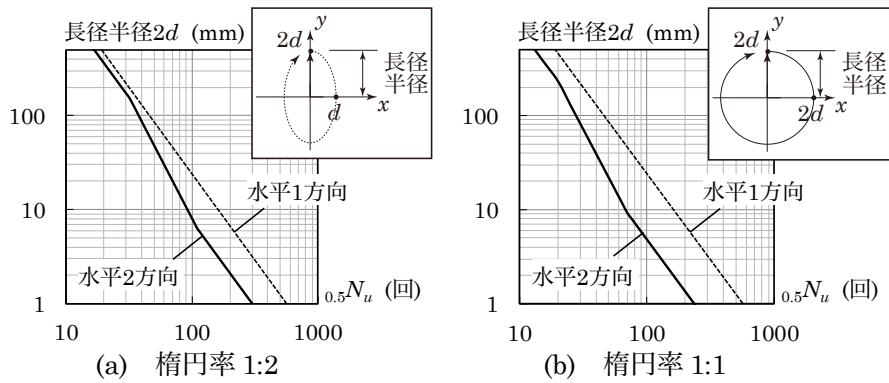


図 1.3.9 水平 2 方向時における鉛ダンパーの疲労曲線<sup>1.13)</sup>

重を低減し、再度地震応答解析を実施するものである。簡易法による免震層の最大変形は、詳細法の結果と比較して-1 ~ +19%の誤差となる。また、簡易法による最大絶対加速度は、詳細法の結果に対して入力地震動により大小関係が異なるものの、それぞれ近い値となる。簡易法による累積損傷度は、詳細法の結果より大きくなり、その誤差は 18%以内となる。

鉛ダンパーは鋼材ダンパーと異なり振動数依存性が認められ、振動数が高いほどエネルギー吸収量が大きくなる。また、温度依存性は式(1.3.11)で表され、気温 10°Cあたり 1 サイクルのエネルギー吸収量は約 3.5%変化する<sup>1.1)</sup>。

$$R = -0.35T + 107 \quad (1.3.11)$$

ここで、 $R$ : 1 サイクルのエネルギー吸収量変化率 (20°C基準) (%),  $T$ : 試験時の雰囲気温度 (°C) である。

文献 1.12), 1.13)では鉛ダンパーの水平 2 方向特性が検討されている。文献 1.12), 1.13)では、鉛ダンパーに対して水平 2 方向の強制変位を与えており、その载荷履歴として文献 1.9)を参考に、正円履歴、楕円履歴を採用している。文献 1.13)では水平 2 方向時の累積損傷度  $D_2$  が示されており、式(1.3.12)で算定される。

$$D_2 = \left( \frac{1}{xN_u} + \frac{1}{yN_u} \right) \cdot 0.5N_u \quad (1.3.12)$$

ここで、 $xN_u, yN_u$ :  $x, y$  方向の破断回数 (式(1.3.10)で求める),  $0.5N_u$ : 後述する水平 2 方向の破断回数である。 $x, y$  方向は試験体により異なるが、図 1.3.6 の P 方向または O 方向に該当する<sup>1.13)</sup>。図 1.3.9 に  $0.5N_u$  と長径半径の関係を示す。ただし、点線は水平 1 方向の疲労曲線、実線は文献 1.13)で提案されている水平 2 方向時の疲労曲線 (3 折れ線) である。図 1.3.9 に示すように、 $0.5N_u$  は载荷履歴や長半径によって変化する。载荷履歴が正円に近く、長半径が大きくなるほど  $0.5N_u$  は低下する。以上より、鉛ダンパーにおいても U 字形ダンパーと同様、水平 2 方向時には繰返し変形性能が低下する可能性がある。

#### ○ フェイルセーフ機構に関する研究

文献 1.18)では、地震動の万一の過大入力に対して免震支承に代わって建物荷重を支持し、かつ摩擦減衰機構を利用して免震層の変形を抑制するソフトランディング機構を提案している。この装置は、積層ゴムの沈み込みを利用するものであり、免震層の水平変形が特定の変形  $d_c$  より大きくなると、建物が装置に接地して、漸次増加する摩擦抵抗力より減衰力を得る。文献 1.19)では、図 1.3.10 のような復元力モデルをパラメトリック・スタディにより検討しており、適切な剛性を与えることで応答加速度や応答変位が低減されることを示している。

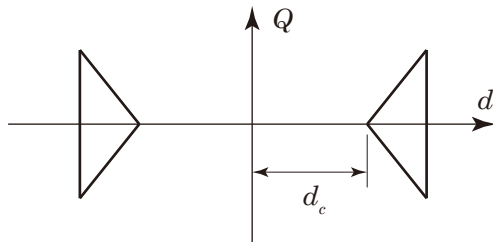


図 1.3.10 ソフトランディングの復元力特性

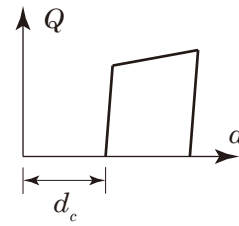


図 1.3.11 フェイルセーフ機構の復元力特性

鋼材を用いたフェイルセーフ機構としては文献 1.20), 1.21)がある。文献 1.20)におけるフェイルセーフ機構は円形鋼管(鉛直材)とH形鋼(水平材)から構成され、免震層が特定の変形において鉛直材と衝突すると、水平材が塑性変形する。文献 1.21)におけるフェイルセーフ機構は鋼棒(鉄筋)と球面ナットから構成される。鋼棒を鉛直方向に配置し、鉛直クリアランスを有して球面ナットを介して免震層に接合する。免震層が特定の変形より大きくなると鉛直クリアランスが消滅し、鋼棒に引張力が作用する。上記の機構はいずれも図 1.3.11 のように震層の水平変形が特定の変形  $d_c$  より大きくなると、減衰力が得られる機構である。このような機構は応答変位を減少させるものの、急激な剛性の変化を伴うため応答加速度の増大を惹起する。そのため、適切な復元力特性を設定する必要がある。

以上のように、既往の免震構造用ダンパーでは、繰返し変形性能から水平 2 方向特性までさまざまな研究が進んでいる。また、免震層の過大变形を抑制する機構も提案されている。このことから、曲げ鋼板ダンパーについても繰返し変形性能を定量化し、水平 2 方向特性を把握する。また、長周期地震動の影響の検証、張力場形成による変形抑制効果も検討する必要がある。

## 1.4 本論の構成

本論は 7 章で構成されている。1 章から 7 章は以下に示す内容となる。

### 第 1 章 「序論」

本論の研究背景・目的を示し、曲げ鋼板ダンパーを提案する。また、エネルギーの釣合いによって、免震層の最大変形および累積変形量を推定する。さらに、免震構造用ダンパーを対象とした既往の研究をまとめる。

### 第 2 章 「曲げ鋼板ダンパーの繰返し水平加力実験」

初期剛性・降伏耐力・繰返し変形性能などの力学性状に及ぼす曲げ鋼板ダンパーの鋼板形状の影響を把握するため、繰返し水平加力実験を実施する。実験変数は、鋼板形状・载荷方向・载荷振幅とする。

### 第 3 章 「曲げ鋼板ダンパーの力学性状に関する解析的検討」

2 章の実験結果を再現する FEM 解析モデルを構築する。構築された解析モデルを用いて、曲げ鋼板ダンパーの端板四隅の仕様を検討する。また、実験で検討できなかった鋼板形状についても検討を加える。なお、本章での検討は前述 2 章での鋼板形状(実験変数)の選定にも関係する。

### 第 4 章 「曲げ鋼板ダンパーの復元力モデルおよび鋼板形状がダンパー付き免震建物の地震応答性状に及ぼす影響」

2, 3 章で得られた曲げ鋼板ダンパーの復元力特性を適切に模擬する復元力モデルを提案する。また、復元力モデルを用いて、曲げ鋼板ダンパーを適用した免震建物の時刻歴地震応答解析を実

施する。解析変数はダンパーの鋼板形状であり、鋼板形状が免震建物の地震応答性状に及ぼす影響を把握する。

#### 第5章 「水平2方向入力曲げ鋼板ダンパーの力学性状に及ぼす影響」

免震層は地震時に水平2方向に変形することから、水平2方向入力曲げ鋼板ダンパーの力学性状に及ぼす影響を把握する。まず、MMSモデルを用いて曲げ鋼板ダンパーの復元力モデルを提案し、曲げ鋼板ダンパーを適用した免震建物の水平2方向入力時の地震応答性状を検討する。次に、FEM解析を用いて、水平2方向変形に伴う捩れ変形が曲げ鋼板ダンパーに及ぼす影響を検討する。

#### 第6章 「曲げ鋼板ダンパーを適用した免震建物の応答予測法と累積損傷度」

前章までの知見を整理しつつ、曲げ鋼板ダンパーを適用した免震建物の応答予測法について考察する。また、曲げ鋼板ダンパーの累積損傷度を考察して、累積損傷度の小さくなる鋼板形状に言及する。曲げ鋼板ダンパーを実用に供するために、今後の課題についても述べる。

#### 第7章 「結論」

本論の結論として、2～6章の知見をまとめる。

### 参考文献

- 1.1) 日本建築学会: 免震構造設計指針 第4版, 2013.10
- 1.2) 吉敷祥一, 大河原勇太, 山田哲, 和田章: 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
- 1.3) 長谷川久巳, 多田英之, 竹内徹, 早川邦夫: 大容量免震ダンパーの基本性状に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.673-674, 1990.10
- 1.4) 加藤巨邦, 大塚将, 杉沢充, 早川邦夫, 鈴木一弁, 芝木正史: 免震鋼棒ダンパーの実験的研究その1 大変形対応型ダンパーの加力試験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造II, pp.721-722, 1996.7
- 1.5) 国立研究開発法人建築研究所: 免震部材の多数回繰返し特性と免震建築物の地震応答性状への影響に関する研究, 2016.4
- 1.6) 飯場正紀, 高山峯夫, 菊池優, 日比野浩: 長周期地震動に対する免震部材の多数回繰返し実験その1: 実験概要, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.655-656, 2011.8
- 1.7) 小田衛, 竹中康雄, 高岡英治, 高山峯夫, 菊池優, 飯場正紀: 長周期地震動に対する免震部材の多数回繰返し実験その6: 鋼材ダンパー, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.665-666, 2011.8
- 1.8) 西村拓也, 中西啓二, 高山峯夫, 菊池優, 飯場正紀: 長周期地震動に対する免震部材の多数回繰返し実験その7: 鉛ダンパー, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.667-668, 2011.8
- 1.9) 吉敷祥一, 高山大, 山田哲, エネディアナ, 小西克尚, 川村典久, 寺嶋正雄: 水平2方向載荷下における繰返し変形性能に関する実験-免震構造用U字形鋼材ダンパーの水平2方向特性その1-, 日本建築学会構造系論文集, 第77巻, 第680号, pp.1579-1588, 2012.10
- 1.10) 吉敷祥一, エネディアナ, 山田哲, 寺嶋正雄, 小西克尚, 川村典久: ランダムな水平2方向変形に対する繰返し変形性能-免震構造用U字形鋼材ダンパーの水平2方向特性その2-, 日本建築学会構造系論文集, 第79巻, 第704号, pp.1457-1467, 2014.10

- 1.11) 山田哲, エネディアナ, 吉敷祥一, 焦瑜, 小西克尚, 帆足勇磨: 免震構造用 U 字形鋼材ダンパーの損傷評価における水平 2 方向入力の影響, 日本建築学会構造系論文集, 第 81 巻, 第 724 号, pp.1027-1037, 2016.6
- 1.12) 吉敷祥一, 田中恵大, 石田孝徳, 安永亮, 山田哲: 免震構造用鉛ダンパーの水平 2 方向特性に関する研究 その 1, 2, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.397-400, 2016.8
- 1.13) TANAKA Kei, KISHIKI Shoichi, ISHIDA Takanori, YASUNAGA Akira and YAMADA Satoshi: Bi-directional Characteristics of Lead Damper for Base-isolated Structures Part3 Evaluation of low cycle fatigue life under bi-axial loading, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1001-1002, 2017.8
- 1.14) 高山峯夫, 北村春幸, 多田英之: 基礎絶縁型免震構造の可能性について その 1, 2, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.540-543, 1993.9
- 1.15) 東野さやか, 北村春幸: 粘性ダンパーを付与した免震構造のエネルギー釣合に基づく応答評価, 日本建築学会構造系論文集, 第 588 号, pp.79-86, 2005.2
- 1.16) 日本建築学会: 長周期地震動と建築物の耐震性, 2007.12
- 1.17) 篠崎洋三, 長島一郎, 讃井洋一, 北川良和, 吉田和夫: 可変構造セミアクティブ免震システムの開発と適用その 1~6, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.723-734, 2005.9
- 1.18) 中村嶽, 大平満, 檜垣茂雄, 鈴木哲夫, 岡田宏: 核燃料施設への免震工法適用研究その 3 鋼棒タイプ免震装置及びフェイルセーフ装置の要素実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1025-1026, 1989.10
- 1.19) 中村嶽, 大平満, 檜垣茂雄, 寺村彰: 核燃料施設への免震工法適用研究その 13 ソフトランディング装置を有する免震建物の解析的検討, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1391-1392, 1991.9
- 1.20) 福田朗子, 松田和樹, 岸田明子, 多賀謙蔵: 極大地震動に対する免震建築物の安全性確保に関する研究その 2, 3, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.237-240, 2019.9
- 1.21) 渡瀬利則, 伊東和宏, 細川慎也, 田畑卓, 境茂樹: 免震層変位抑制フェールセーフ機構の開発と実用その 1~3, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.241-246, 2019.9
- 1.22) 大河原勇太, 植草雅浩, 吉敷祥一, 山田哲, 和田章: 免震 U 型ダンパーの実大動的載荷実験その 1, 2, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1051-1054, 2007.8
- 1.23) 和田章, 広瀬景一: 2 方向地震動を受ける無限均等ラーメン構造の弾塑性応答性状, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 399 号, pp.37-47, 2005.1
- 1.24) 高山峯夫, 森田慶子: 免震構造用 U180 型鉛ダンパーの限界性能, 日本建築学会技術報告集第 3 号, pp.48-52, 1996.12
- 1.25) 高山大, 森田慶子, 高山峯夫, 安永亮, 安藤勝利: 鉛ダンパーの風応答に関する研究 その 1~3, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.287-292, 2010.9
- 1.26) 西村拓也, 中西啓二, 飯場正紀, 菊池優: 多数回繰返し加力による変動を考慮した免震用鉛ダンパーの復元力モデルに関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 80 巻, 第 711 号, pp.735-743, 2015.5





## 第2章 曲げ鋼板ダンパーの繰返し水平加力実験

### 2.1 序

提案した曲げ鋼板ダンパーには、1) 水平方向の大変形に追従できること（水平方向の大変形に伴う鉛直方向の伸びに対応できること）、2) 地震時の繰返し変形によって疲労破断しないこと、3) 平面内全方向の変形に追従できること、といった性能が求められる<sup>2.1)</sup>。また、曲げ鋼板ダンパーの鋼板形状によって、初期剛性・降伏耐力・繰返し変形性能などの力学性状が変化することが予想される。以上より、本章ではダンパーの基本的な力学性状を把握するために水平加力実験を実施する。実験の具体的な目的は以下の通りである。

- 1) ダンパーの大変形追従性能を把握すること。また、疲労破断に関してダンパーの繰返し変形性能を定量化すること。
- 2) 载荷方向がダンパーの力学性状に及ぼす影響を把握すること。
- 3) ダンパー鋼板形状が力学性状に及ぼす影響を把握すること。

### 2.2 実験計画

#### 2.2.1 試験体および機械的性質

図 2.2.1 に試験体形状の一例を示す。試験体は縮小試験体であり実大サイズの 1/3 ~ 1/2 を想定している。試験体に用いられる鋼板は  $b, h, g, f, t$  によって形状が決定される。ただし、本章では  $b$  を 300mm、上下の円形プレートの半径  $R$  を 125mm、内曲げ半径を板厚  $t$  の 8 倍とする。また、試験体として、端板四隅に 1) ボルト孔の無い試験体（以下、孔無試験体）、2)  $\phi 14$  ボルト孔が有る試験体（以下、孔有試験体）、3)  $\phi 14$  ボルト孔に M12 高力ボルトを締付ける試験体の 3 種類の仕様を用意する。これは当初の実験計画上 M12 高力ボルトで接合し、端板の拘束度を高めてダンパー耐力を大きくすることを意図したためである。しかし後述の実験結果で述べるとおり、高力ボルトで締め付けることによって早期にダンパーにき裂が発生したため、No.36 以外の試験体では高力ボルトによる締め付けを行わない。このことにより、一部の試験体には端板四隅に  $\phi 14$  ボルト孔が存在する。

表 2.2.1 に試験体一覧を示す。実験変数は鋼種・鋼板形状・载荷振幅・载荷方向・端板四隅の仕様である。鋼種は LY225 と SN490B の 2 種類とする。鋼板形状は  $b = 300\text{mm}$ ,  $h = 200\text{mm}$ ,  $g = 50\text{mm}$ ,

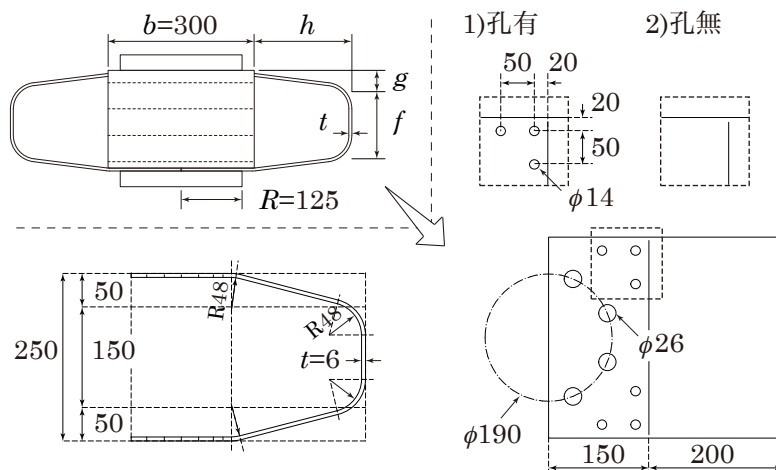


図 2.2.1 試験体形状の一例

$f = 150\text{mm}$ ,  $t = 9\text{mm}$  を「標準形状」とし、表 2.2.1 のように標準形状から  $(g, f) = (0, 250\text{mm})$ ,  $h = 250\text{mm}$ ,  $t = 9\text{mm}$ ,  $g = 75\text{mm}$  と変更した 5 種類の鋼板形状を用意する。なお、鋼板形状は、第 3 章の FEM 解析の解析結果をもとに選定している。端板四隅の仕様は前述の通り、3 種類である。また、定常振幅載荷を実施し、載荷振幅は片振幅  $d = \pm 100, 200\text{mm}$  の 2 種類とする。載荷方向は  $0^\circ$  方向、 $45^\circ$  方向の 2 種類である。

表 2.2.2 に試験体に用いる鋼材の機械的性質、図 2.2.2 に応力度-歪度関係の一例を示す。ただし、

表 2.2.1 試験体一覧

No.	試験体名 ※下線は形状変数	鋼種	$h$ (mm)	$g$ (mm)	$f$ (mm)	$t$ (mm)	端板四隅の 仕様	鋼板形状	載荷振幅 (mm)	載荷 方向			
1	L-h200g50t6-N	LY225	200	50	150	6	孔無		100	$0^\circ$			
2									$45^\circ$				
3									200	$0^\circ$			
4										$45^\circ$			
5	L-h200g0t6-N			0	250			6	孔無		100	$0^\circ$	
6											$45^\circ$		
7											200	$0^\circ$	
8												$45^\circ$	
9	L-h250g50t6-N		250	50	150	6	孔無		100	$0^\circ$			
10									$45^\circ$				
11									200	$0^\circ$			
12										$45^\circ$			
13	L-h200g50t6-H		200	50	150	6	孔有	No.1~4と同様	200	$0^\circ$			
14									$45^\circ$				
15	L-h200g50t9-H		200	50	150	9	孔有	No.25~28と同様	200	$0^\circ$			
16									$45^\circ$				
17	S-h200g50t6-N	SN490	200	50	150	6	孔無		100	$0^\circ$			
18									$45^\circ$				
19									200	$0^\circ$			
20										$45^\circ$			
21	S-h200g50t6-H			200	50			150	6	孔有		100	$0^\circ$
22												$45^\circ$	
23												200	$0^\circ$
24													$45^\circ$
25	S-h200g50t9-H		250	50	150	9	孔有		100	$0^\circ$			
26									$45^\circ$				
27									200	$0^\circ$			
28										$45^\circ$			
29	S-h250g50t6-H		250	75	150	6	孔有		100	$0^\circ$			
30									$45^\circ$				
31									200	$0^\circ$			
32										$45^\circ$			
33	S-h200g75t6-H	200	75	150	6	孔有		100	$45^\circ$				
34								200	$0^\circ$				
35								$45^\circ$					
36	S-h200g75t6-HTB	200	75	150	6	高力ボルト		200	$0^\circ$				

L - h200g50t6 - N

端板四隅の仕様 (N : 孔無, H : 孔有, HTB : 高力ボルト)  
 板厚  $t$  (t6, t9)  
 側板高さ  $g$  (g50, g0, g75)  
 側板長さ  $h$  (h200, h250)  
 鋼種 (L : LY225, S : SN490B)

表 2.2.2 鋼材の機械的性質

鋼種	名称	使用 試験体No.	使用 箇所	幅 (mm)	厚さ (mm)	降伏応力 (N/mm <sup>2</sup> )	引張強さ (N/mm <sup>2</sup> )	破断伸び (%)	降伏比 YR
LY225	A	1~6	平板部	41.0	6.1	211	304	33.2 (54)	0.69
			曲げ加工部	25.1	6.2	262	325	46.0	0.81
	B	7~12	平板部	40.6	6.1	250	315	32.8 (53)	0.70
			曲げ加工部	25.2	6.1	271	315	44.7	0.81
	C	13, 14	平板部	25.3	6.6	240	326	46.0	0.74
			曲げ加工部	25.0	6.7	245	341	36.7	0.72
	D	15, 16	平板部	25.3	9.0	244	310	56.3	0.79
			曲げ加工部	25.1	9.2	229	306	50.7	0.75
SN490B	E	17~20	平板部	40.7	6.0	403	534	21.3	0.75
			曲げ加工部	25.5	6.0	425	559	26.7	0.76
	F	21~24 29~36	平板部	40.4	6.3	397	523	17.6	0.76
			曲げ加工部	40.1	6.1	407	552	17.3	0.74
	G	25~28	平板部	40.2	9.0	363	522	24.9	0.70
			曲げ加工部	40.1	9.1	367	534	21.3	0.69

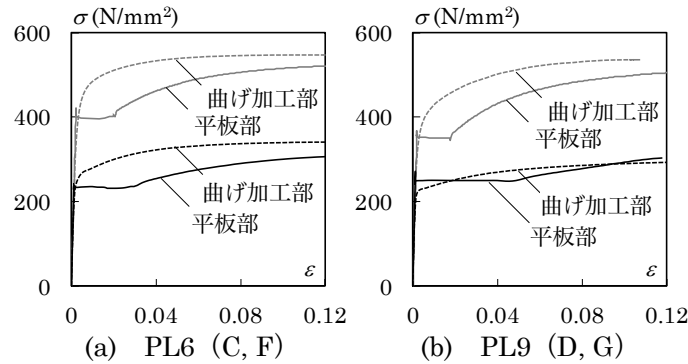


図 2.2.2 応力度-歪度関係の一例

引張試験片は鋼材の平板部および曲げ加工部から取り出して、それぞれ 3 片ずつ JIS 1A 号、JIS 12 号試験片により試験し、表中にはその平均値を示す。図 2.2.2 より平板部では降伏棚を有するものの、曲げ加工部では塑性加工を受けているため Round -House 形となる。そのため、表の降伏応力度 $\sigma_y$ は平板部で下降伏点、曲げ加工部では 0.2% オフセット法から求める。表 2.2.2 より、曲げ加工を受けると $\sigma_y$ が大きくなるのが分かる。ただし、試験片 D は、平板部の $\sigma_y$ が曲げ加工部の $\sigma_y$ を上回り、曲げ加工部の影響が少ない。また、試験片 A, B は、曲げ加工部の方が平板部より破断伸びにすぐれている。これは破断伸びの計測ミスなどが原因だと考えられる。なお、表中 A, B には( )でミルシートの破断伸びを記す。

## 2.2.2 荷重方法および計測計画

図 2.2.3 に荷重装置を示す。試験体は鋼板を上下重ねて組み立てられ、設置台に高力ボルトで固定される。水平ジャッキにより荷重梁を水平移動させ、試験体に準静的に水平変位を与える。また、パンタグラフにより荷重梁の剛体回転を拘束し、鉛直ジャッキのストロークを固定する。荷重中、試験体には若干ながら鉛直変位が生じる。しかしながら、鉛直変位は荷重振幅  $d$  に比べてわずかであり、本章ではその影響を無視する。

変位の計測は図に示す計測点 (●) を荷重装置両面で行い、試験体の水平変位および鉛直変位を算定する。また、一部の試験体では水平変位計両面の間 (設置台の中心) に変位計を設置し、当該変位

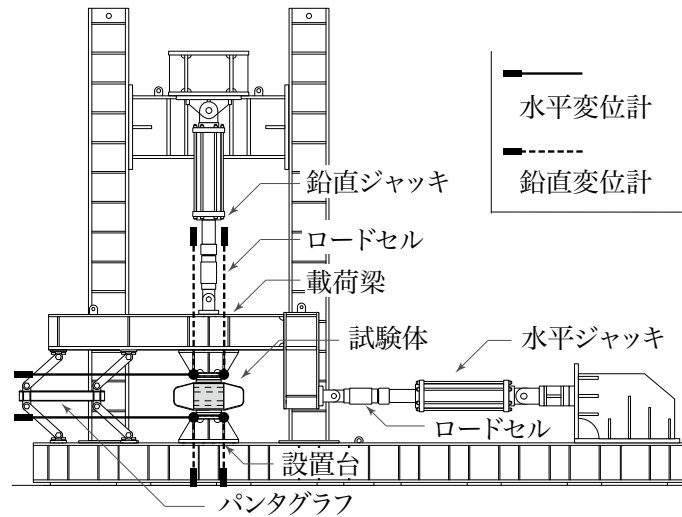


図 2.2.3 載荷装置

を制御変数として自動載荷を実施する。なお、計測用の変位計から得られる変位と、自動載荷用の変位計から得られる変位にはほとんど差がない。

## 2.3 実験結果

### 2.3.1 荷重-変形関係

図 2.3.1 に L-h200g50t6-N 試験体（標準形状）の荷重-変形関係を示す。ただし、載荷振幅  $d$ 、載荷方向に区別して示している。また、左の各図は 2.3.3 節で示す繰返し変形性能評価サイクル  $n_i$  の  $n_i/2$  サイクルまで、右の各図は  $n_i$  サイクルまでの荷重-変形関係を示している。いずれも 1 サイクル目に最大耐力を示し、数サイクルの繰返し変形を経験することで、耐力がほぼ一定に収束する。 $n_i/2$  サイクルまでは、多数回繰返し変形による耐力低下の影響は小さい。また、載荷方向による荷重-変形

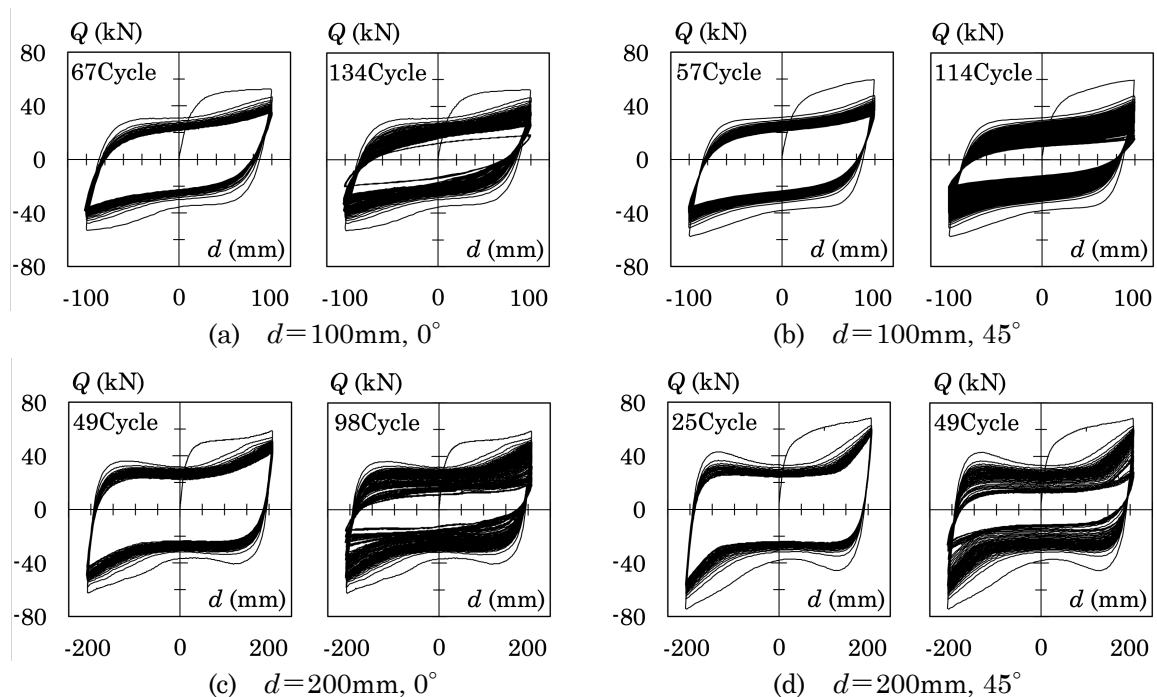


図 2.3.1 L-h200g50t6-N 試験体（標準形状）の荷重-変形関係

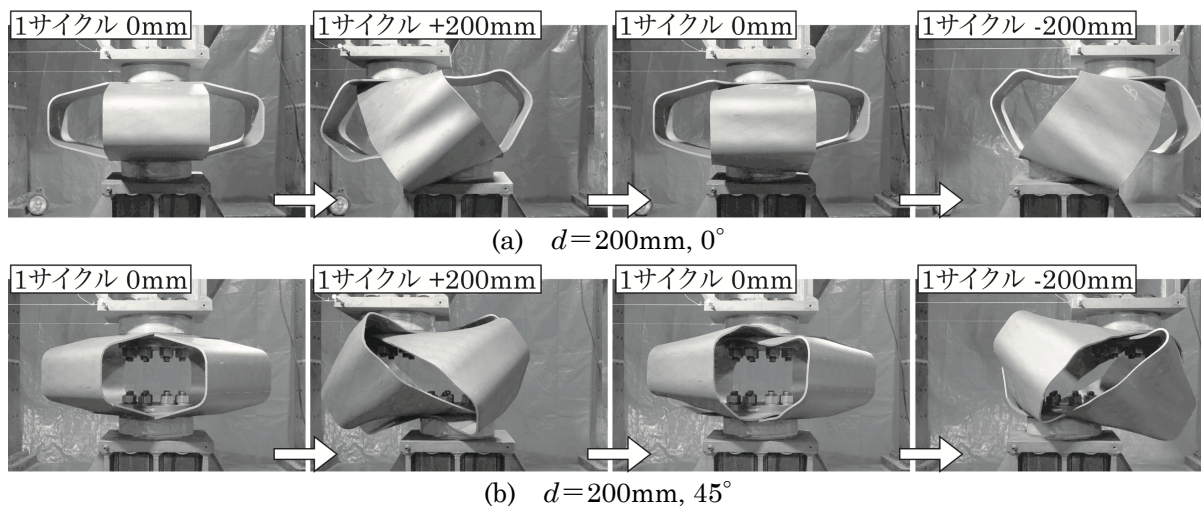


写真 2.3.1 L-h200g50t6-N 試験体 (標準形状) の変形状態

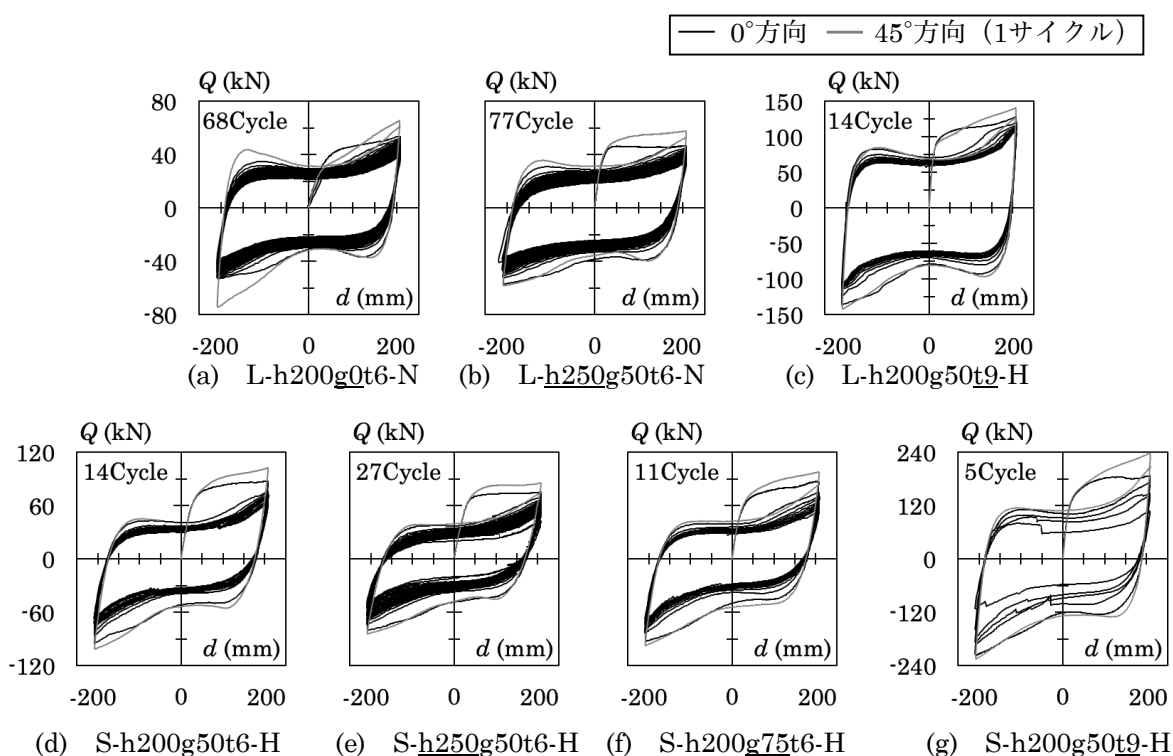
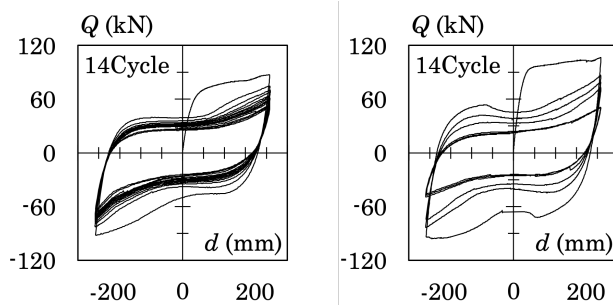


図 2.3.2 鋼板形状が荷重-変形関係に及ぼす影響 ( $d=200\text{mm}$ )

関係の違いはわずかである。写真 2.3.1 には L-h200g50t6-N 試験体 (標準形状) の  $d = 200\text{mm}$  時の  $0^\circ$  方向,  $45^\circ$  方向の変形状態を示す。いずれも最大変形時に向けて鋼板が大きく伸び、端板が離間または接触する。次に  $d=200\text{mm}$  の荷重-変形関係を代表として、各鋼板形状の影響を検討する。図 2.3.2 に鋼板形状が荷重-変形関係に及ぼす影響を示す。ただし、黒線は  $0^\circ$  方向 ( $n_i/2$  サイクルまで)、灰線は  $45^\circ$  方向 (1 サイクルのみ) の実験結果である。(a)~(c) は LY225, (d)~(g) は SN490 の実験結果である。図 2.3.2 より、LY225 の荷重-変形関係では 1 サイクル目と 2 サイクル目以降の荷重が比較的近く、バイリニア形状に近くなる。一方、SN490 の荷重-変形関係では 1 サイクル目と 2 サイクル目以降の荷重に差異が見られる。 $t = 9\text{mm}$  の S-h200g50t9-H では耐力低下が顕著である。鋼種および板厚が同じとき、鋼板形状が荷重-変形関係に及ぼす影響はわずかである。また荷重方向が荷重-変形関係に及ぼす影響はわずかであるが、L-h200g0t6-N のみ  $45^\circ$  方向の二次剛性が大きい。



(a) 高力ボルト締付け無し (b) 高力ボルト締付け有り

図 2.3.3 高力ボルト締付け有無が荷重-変形関係に及ぼす影響

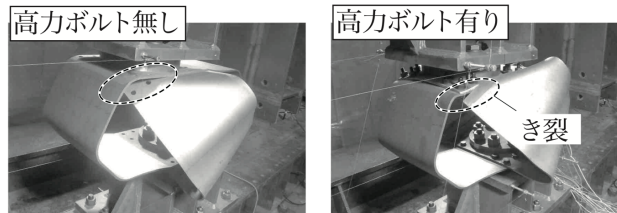


写真 2.3.2 高力ボルト締付け有無が変形状態に及ぼす影響

図 2.3.3 に高力ボルト締付け有無が荷重-変形関係に及ぼす影響を示す。(a)はボルト締付け無し、(b)はボルト締付け有りの実験結果である。図 2.3.3 より 1 サイクル目の耐力はボルト締付け有りの方が大きくなるが、ボルト締付けにより早期に耐力劣化していることが分かる。写真 2.3.2 にはボルト締付け有無が変形状態に及ぼす影響を示す。左はボルト締付け無し、右はボルト締付け有りの変形状態である。ボルト締付け有りの試験体は、端板の変形が拘束され、鋼板が大変形に追従できず早期にき裂が生じていることが分かる。以上のことから、本論ではボルト締付け無しを基本変数とする。なお、No.13~16, No.21~35 試験体にはボルト孔が存在しているが、その影響は第 3 章の FEM 解析による検討で述べる。

### 2.3.2 降伏耐力・初期剛性

前項で検討した荷重-変形関係に関して、本項では鋼板形状が降伏耐力  $iQ_y$ 、初期剛性  $iK_{ini}$  に及ぼす影響を述べる。図 2.3.4 に  $iQ_y$  と  $iK_{ini}$  の定義を示す。 $iQ_y$  は荷重-変形関係の接線剛性が  $iK_{ini}$  の 1/5 まで低下した時点の荷重、 $iK_{ini}$  は  $iQ_y$  の 1/3 割線剛性であり、 $iQ_y$  と  $iK_{ini}$  は収斂計算して求める。

表 2.3.1 に試験体の  $iQ_y$ 、 $iK_{ini}$  を示す。表中  $aQ_y$ 、 $aK_{ini}$  は同一鋼板形状の平均値である。また、図 2.3.5 に  $iQ_y$ 、 $iK_{ini}$  を図示する。ただし、(a)は LY225、(b)は SN490 の実験結果である。また、四角印は  $0^\circ$  方向、菱形印は  $45^\circ$  方向、白色印は  $d = 100\text{mm}$ 、黒色印は  $d = 200\text{mm}$  の実験結果である。図中横破線は  $aQ_y$ 、 $aK_{ini}$  である。表 2.3.1、図 2.3.5 より、同一鋼板形状では載荷振幅、載荷方向に関わらず  $iQ_y$ 、

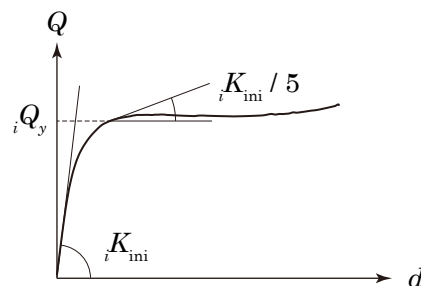


図 2.3.4 降伏耐力  $iQ_y$ 、初期剛性  $iK_{ini}$  の定義

$iK_{ini}$  ともにほぼ同一である。このことから、荷重振幅、荷重方向が  $iQ_y$ ,  $iK_{ini}$  に及ぼす影響はわずかであり、以降ではその平均値である  $aQ_y$ ,  $aK_{ini}$  で鋼板形状の影響を検討する。LY225 では、「L-h200g50t9-N>L-h200g50t6-N (標準形状)>L-h250g50t6-N>L-h200g0t6-N」の順に  $aQ_y$  が大きくなる。 $aK_{ini}$  も同様の順で大きくなるが、L-h200g0t6-N はとくに  $aK_{ini}$  が小さくなる。一方、SN490 では、「S-h200g50t9-H>S-h200g50t6-H>S-h200g75t6-H>S-h250g50t6-H」の順に  $aQ_y$ ,  $aK_{ini}$  が大きくなる。鋼種の影響では、L-h200g50t6-N は S-h200g50t6-N より  $aQ_y$  が約 0.54 倍となる。なお、 $aK_{ini}$  は形状にのみ依存する値で、鋼種には依存しない。鋼種により  $aK_{ini}$  に若干の相違があるのは、鋼板の実測板厚に違いがあるためである (表 2.2.2 参照)。また、第 3 章において示すが、端板四隅ボルト孔の有無が荷重-変形関係に及ぼす影響はない。端板四隅ボルト孔の有無により  $aQ_y$  と  $aK_{ini}$  に相違があるのは、鋼種と同様、鋼板の実測板厚に違いがあるためである。

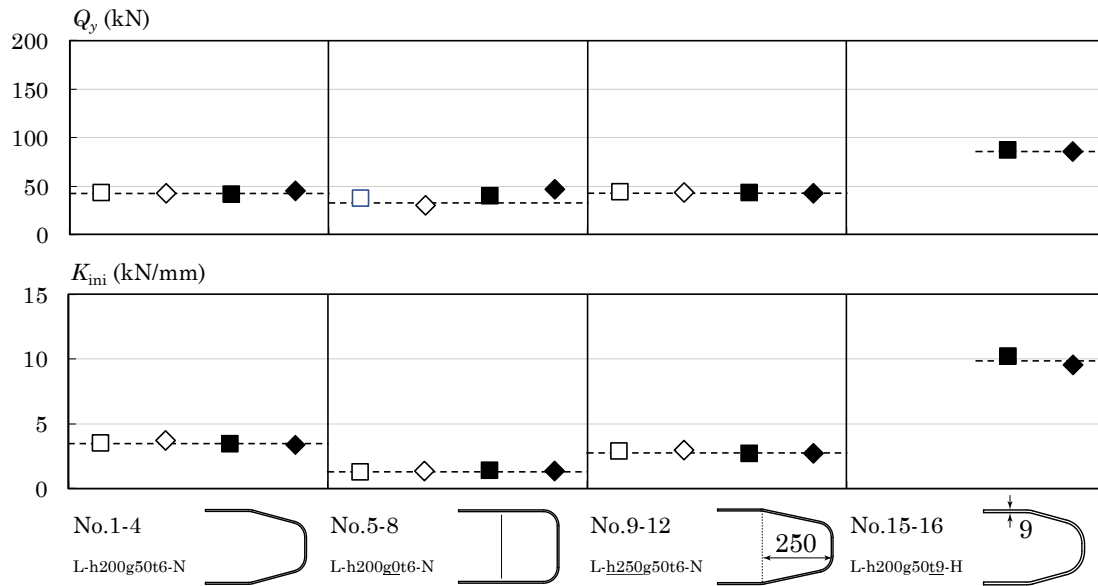
以上より、 $aQ_y$ ,  $aK_{ini}$  に及ぼす影響は板厚  $t$  が最も大きい。次いで、 $aQ_y$  に及ぼす影響は鋼種が大きい。また、鋼板形状によって  $aQ_y$ ,  $aK_{ini}$  は大小するが、板厚  $t$  と鋼種に比べてその差は小さい。

表 2.3.1 試験体の降伏耐力  $Q_y$ , 初期剛性  $K_{ini}$

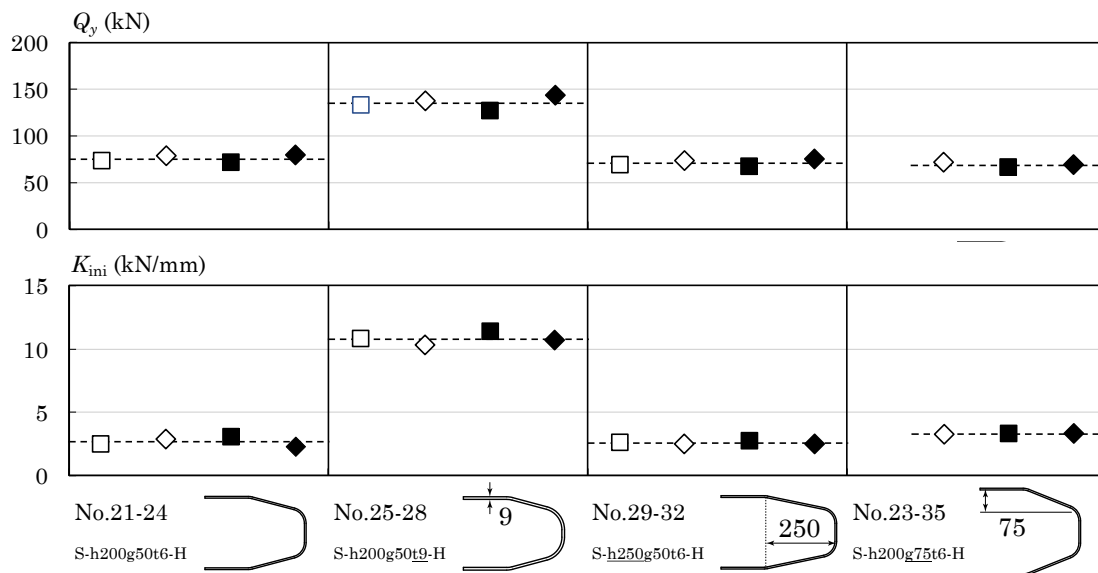
No.	試験体名	鋼種	端板四隅の仕様	鋼板形状	荷重振幅 (mm)	荷重方向	降伏耐力 (kN)		初期剛性 (kN/mm)			
							$iQ_y$	$aQ_y$	$iK_{ini}$	$aK_{ini}$		
1	L-h200g50t6-N	LY225	孔無		100	0°	43	43	3.50	3.49		
2						45°	42		3.66			
3					200	0°	41		3.40			
4						45°	45		3.39			
5	L-h200g0t6-N			孔無		100	0°	37	33		1.27	1.32
6							45°	30			1.30	
7						200	0°	35			1.35	
8							45°	30			1.34	
9	L-h250g50t6-N		孔無			100	0°	44	43	2.85	2.77	
10							45°	43		2.90		
11						200	0°	43		2.66		
12							45°	42		2.67		
13	L-h200g50t6-H	孔有		No.1~4と同様	200	0°	51	55	5.35	4.86		
14						45°	58		4.37			
15	L-h200g50t9-H			No.25~28と同様	200	0°	87	86	10.20			
16						45°	85		9.51			
17	S-h200g50t6-N	孔無		100	0°	80	79	3.39	3.32			
18					45°	82		3.19				
19				200	0°	76		3.29				
20					45°	80		3.39				
21	S-h200g50t6-H		孔無		100	0°	73	75		2.48	2.66	
22						45°	78			2.84		
23					200	0°	71			3.04		
24						45°	79			2.28		
25	S-h200g50t9-H	孔有			100	0°	133	135	10.79	10.79		
26						45°	137		10.31			
27					200	0°	127		11.38			
28						45°	143		10.67			
29	S-h250g50t6-H		孔無		100	0°	69	71	2.62		2.55	
30						45°	73		2.44			
31					200	0°	67		2.70			
32						45°	75		2.44			
33	S-h200g75t6-H	孔有			100	45°	71	69	3.20	3.26		
34						200	0°		66			3.32
35					45°		69		3.27			
36	S-h200g75t6-HTB			高力ボルト		200	0°		89			89



	0°	45°
$d=100\text{mm}$	□	◇
$d=200\text{mm}$	■	◆



(a) LY225 の  $iQ_y$ ,  $iK_{ini}$



(b) SN490 の  $iQ_y$ ,  $iK_{ini}$

図 2.3.5 試験体の降伏耐力  $iQ_y$ , 初期剛性  $iK_{ini}$

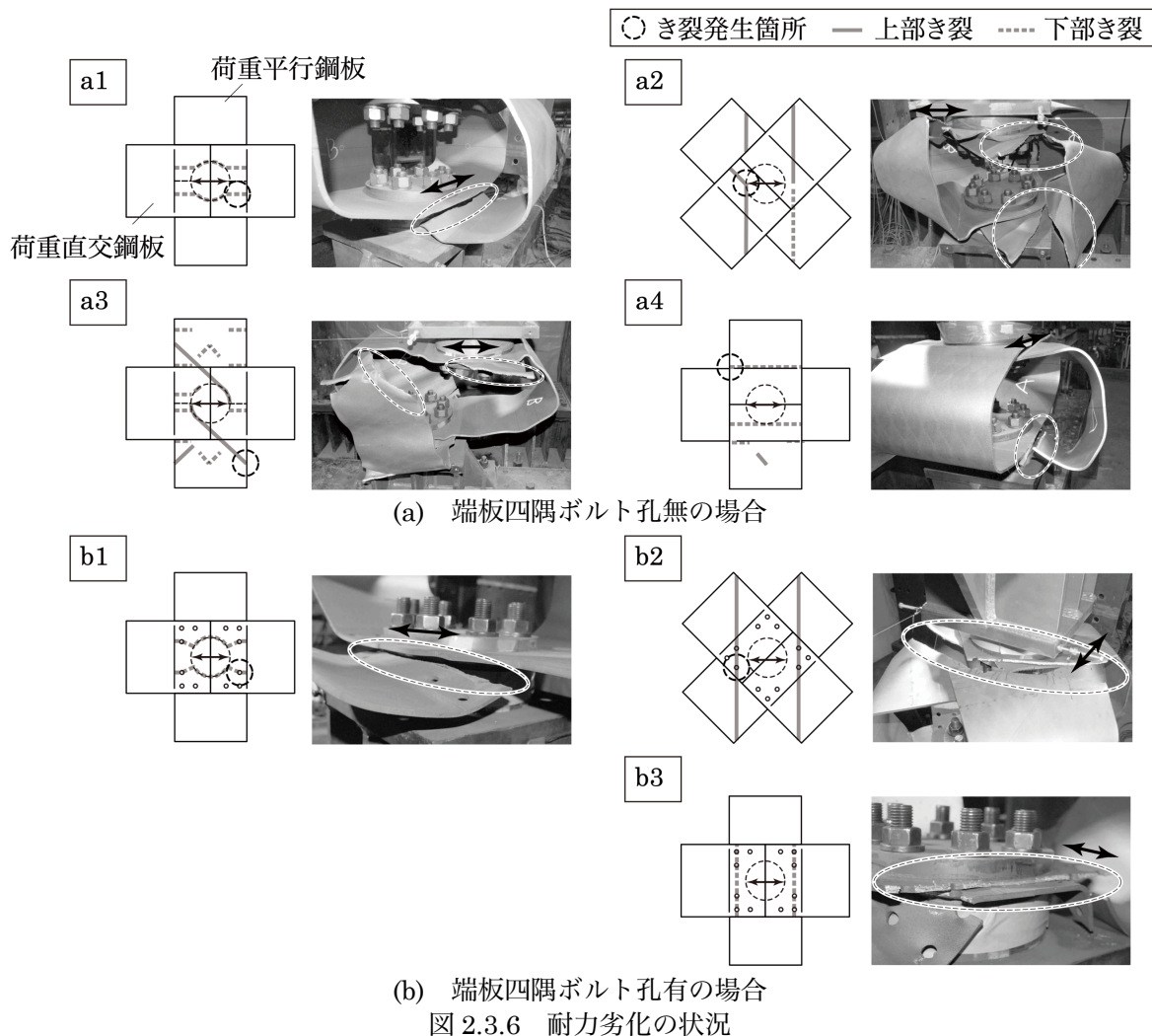
### 2.3.3 耐力劣化要因

表 2.3.2 に曲げ鋼板ダンパーの耐力劣化要因一覧を示す。耐力劣化要因は、1) 端板四隅ボルト孔の有無、2) 鋼種、3) 荷重振幅、4) 荷重方向の違いにより区分される。また、図 2.3.6 に例として標準形状のき裂状態を示す。(a)は孔無試験体、(b)は孔有試験体の場合である。図中のダンパー図は、いずれも試験体を上から見たものであり、実線はダンパー上部に生じるき裂、点線はダンパー下部に生じるき裂、○印はき裂の発生箇所を示している。ここで、(a)の左上に示すように、荷重に平行方向の鋼板を「荷重平行鋼板」、直交方向の鋼板を「荷重直交鋼板」と称する。以下、表 2.3.2 および図 2.3.6 の耐力劣化要因の分類 a1~a4, b1~b3 について詳しく説明する。

- ・ a1：孔無試験体の  $d = 100\text{mm}$ ,  $0^\circ$ 方向の時の耐力劣化要因であり，荷重平行鋼板の端板上において，円形プレート沿いにき裂が進展する．
- ・ a2：孔無試験体の  $45^\circ$ 方向の時の耐力劣化要因であり，荷重に直交にき裂が進展する．この耐力劣化要因は荷重振幅  $d = 100, 200\text{mm}$  に関わらず同様である．

表 2.3.2 耐力劣化要因一覧

端板四隅の仕様	鋼種	荷重振幅 (mm)	荷重方向	耐力劣化要因	
				図2.3.6	内容
孔無	LY225	100	$0^\circ$	a1	荷重平行鋼板の端板に円形プレート沿いにき裂
			$45^\circ$	a2	荷重に直交にき裂
		200	$0^\circ$	a3	荷重平行鋼板の斜板にき裂
			$45^\circ$	a2	荷重に直交にき裂
	SN490	100	$0^\circ$	a1	荷重平行鋼板の端板に円形プレート沿いにき裂
			$45^\circ$	a2	荷重に直交にき裂
		200	$0^\circ$	a4	荷重平行鋼板の端板と斜板の曲げ加工部にき裂
			$45^\circ$	a2	荷重に直交にき裂
孔有	LY225 SN490	100	$0^\circ$	b1	ボルト孔を起点に，荷重平行鋼板の端板に円形プレート沿いにき裂
			$45^\circ$	b2	ボルト孔を起点に，荷重に直交にき裂
		200	$0^\circ$	b1	ボルト孔を起点に，荷重平行鋼板の端板に円形プレート沿いにき裂
				b3	ボルト孔を起点に，荷重直交鋼板にき裂
			$45^\circ$	b2	ボルト孔を起点に，荷重に直交にき裂



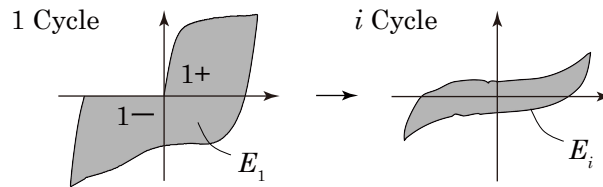


図 2.3.7 エネルギー吸収量の低下と  $n_i$  の定義

- ・ a3：孔無試験体の  $d = 200\text{mm}$ ,  $0^\circ$  方向の時の耐力劣化要因であり，荷重平行鋼板の斜板上においてき裂が進展する．この耐力劣化要因は，図 2.3.6 のように鋼板各所のき裂も伴う．
- ・ a4：S-h200g50t6-N ( $d = 200\text{mm}$ ,  $0^\circ$  方向) においてのみ見られた耐力劣化要因であり，荷重平行鋼板の端板と斜板の曲げ加工部にき裂が進展する．
- ・ b1：孔有試験体の  $d = 100\text{mm}$ ,  $0^\circ$  方向の時の耐力劣化要因であり，ボルト孔を起点に，荷重平行鋼板の端板上において円形プレート沿いにき裂が進展する．
- ・ b2：孔有試験体の  $45^\circ$  方向の時の耐力劣化要因であり，ボルト孔を起点に，荷重に直交にき裂が進展する．この耐力劣化要因は荷重振幅  $d = 100, 200\text{mm}$  に関わらず同様である．
- ・ b3：孔有試験体の  $d = 200\text{mm}$ ,  $0^\circ$  方向の時の耐力劣化要因であり，ボルト孔を起点に，荷重直交鋼板の端板上においてき裂が進展する．なお，この耐力劣化要因は上記 b1 のき裂を伴う．

次に，ダンパーの繰返し変形性能を定量化する方法を述べる．既往のダンパー<sup>例えば 2.2)~2.4)</sup>では，ダンパー鋼材が破断するときの繰返し回数を評価し，疲労曲線を導いている．本研究では安全側の評価として，第  $i$  サイクルのエネルギー吸収量  $E_i$  が第 1 サイクルのエネルギー吸収量  $E_1$  の 3 割を下回るとき，第  $i$  サイクルまでの総サイクル数  $n_i$  を繰返し変形性能として評価する（図 2.3.7 参照）．後述するとおり鋼板が破断して後に  $n_i$  に至るため，本評価方法は十分にダンパーの耐力が喪失した時点までを評価している．

### 2.3.4 実験変数が耐力-累積変形量関係に及ぼす影響

図 2.3.8~2.3.13 に各鋼板形状の耐力と累積変形量の関係を示す．縦軸に各サイクルの正負別の最大耐力  $iQ_{\max}$ ，横軸に累積変形量  $\Sigma d$  を示す．図中の  $\times$ ， $\diamond$  印は鋼板に破断が生じた時点である． $\diamond$  印は前述の b3 による破断を示しており， $\diamond$  印は  $\times$  印と比較して破断後も耐力劣化は緩やかである．縦線は  $n_i$  時の累積変形量  $\Sigma d(n_i)$  を示す．また，鋼種・荷重振幅  $d$ ・荷重方向ごとに区別して示している．

#### ○ 端板四隅ボルト孔の影響（図 2.3.8）

図中，実線は孔無試験体，破線は孔有試験体の実験結果である．(a), (b) より LY225 の試験体では，孔無試験体の方が孔有試験体より  $\Sigma d(n_i)$  が約 2 ~ 4 倍となり，繰返し変形性能に大きな改善が見られる．なお， $iQ_{\max}$  に差異があるのは，孔有試験体の板厚が若干大きいためである．一方，(b)~(f) より SN490 の試験体では， $iQ_{\max}$ ,  $\Sigma d(n_i)$  とともにほぼ同等となった．ここで，(b) の  $d = 100\text{mm}$ ,  $45^\circ$  方向では，孔有試験体の方が大幅に  $\Sigma d(n_i)$  が大きい．以上のことより，端板四隅ボルト孔をなくすことで繰返し変形性能が向上するのは，鋼種 LY225 のみである．

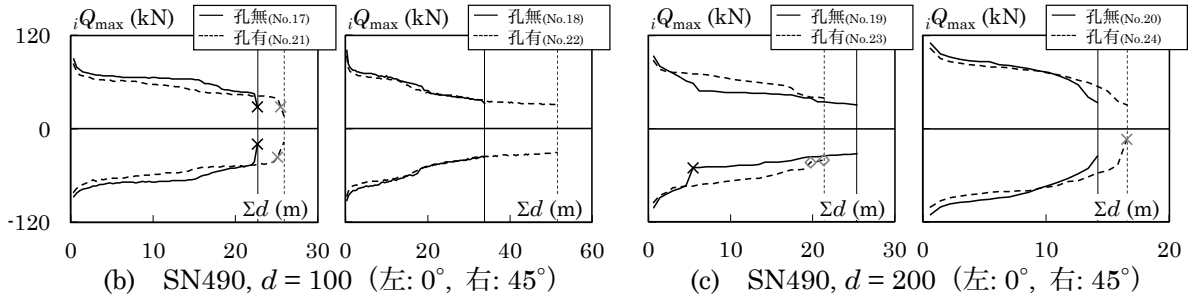
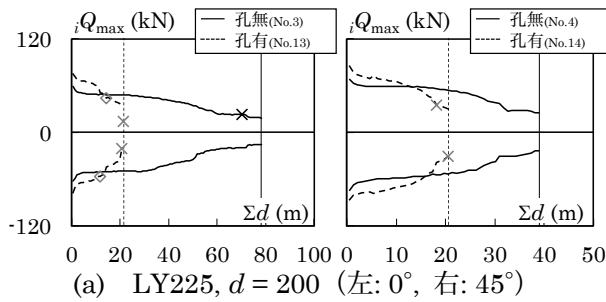


図 2.3.8  $iQ_{\max}-\Sigma d$  関係 (端板四隅ボルト孔の影響)

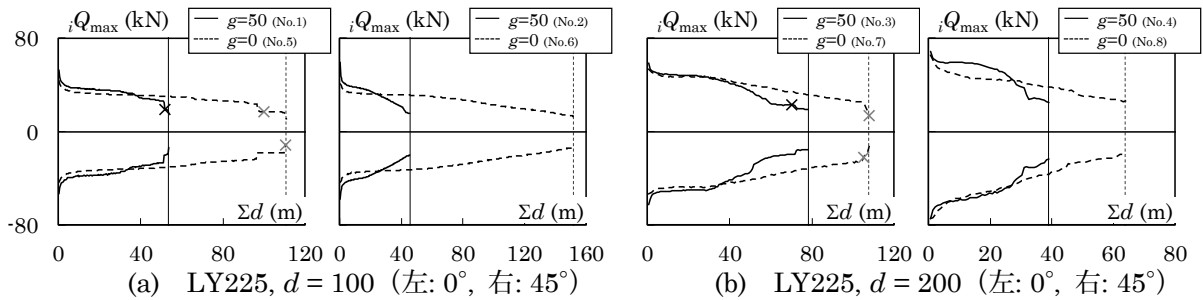


図 2.3.9  $iQ_{\max}-\Sigma d$  関係 ( $g, f$  の影響)

○  $g, f$  の影響 (図 2.3.9)

図中、実線は( $g, f$ ) = (50mm, 150mm)、破線は( $g, f$ ) = (0mm, 250mm)の試験体の実験結果である。図より  $g = 0$ mm 試験体の方が  $g = 50$ mm 試験体より  $\Sigma d(n_i)$  が大幅に大きくなる。とくに  $d = 200$ mm より  $d = 100$ mm のときに、 $g = 0$ mm 試験体の  $\Sigma d(n_i)$  が顕著に大きい。また、 $g = 0$ mm 試験体の方がわずかに  $iQ_{\max}$  は小さい。このことから、ダンパー高さ  $H$  が同一の時、 $g$  を小さくして鋼板形状を「コ形」に近づけることで、繰返し変形性能が向上する。

○  $h$  の影響 (図 2.3.10)

図中、実線は  $h = 200$ mm、破線は  $h = 250$ mm の試験体の実験結果である。図より、鋼種 LY225, SN490 に関わらず、 $h = 250$ mm 試験体の方が  $h = 200$ mm 試験体より  $\Sigma d(n_i)$  が約 1.1 ~ 2.0 倍ほど大きくなる。とくに  $d = 100$ mm より  $d = 200$ mm のときに、 $h = 250$ mm 試験体の  $\Sigma d(n_i)$  が顕著に大きい。また、 $h = 250$ mm 試験体の方がわずかに  $iQ_{\max}$  は小さい。

○  $g$  の影響 (図 2.3.11)

図中、実線は  $g = 50$ mm、破線は  $g = 75$ mm の試験体の実験結果である。図より、 $g$  に関わらず、 $iQ_{\max}, \Sigma d(n_i)$  ともにほぼ同等となり、本章の範囲では  $g$  の影響はわずかである。

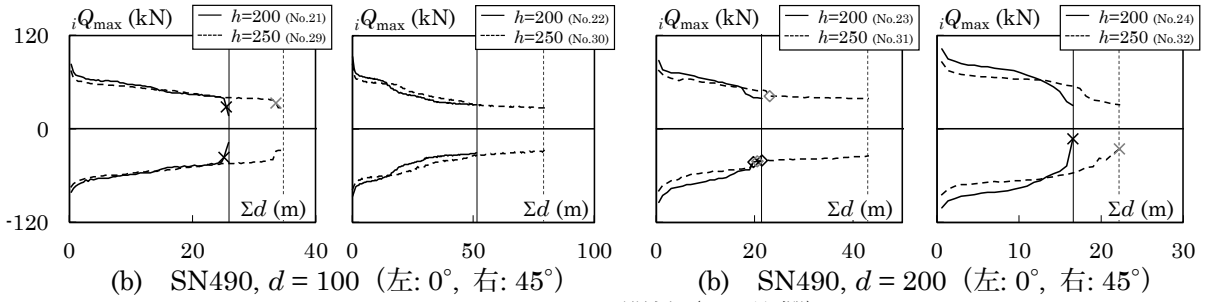
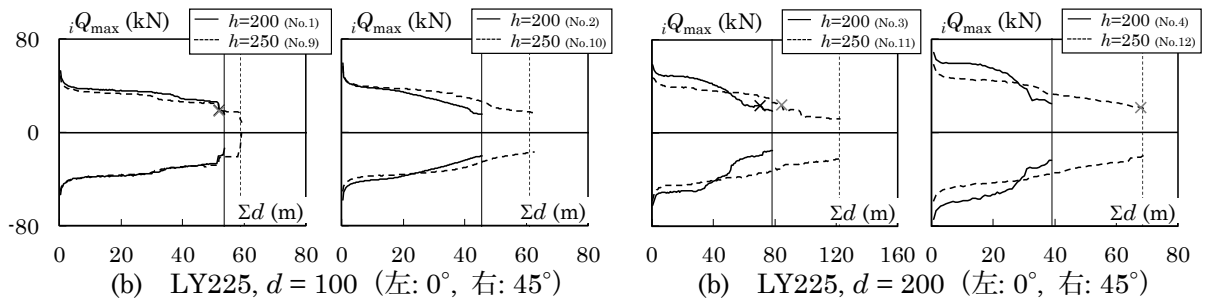


図 2.3.10  $iQ_{\max}$ - $\Sigma d$  関係 ( $h$  の影響)

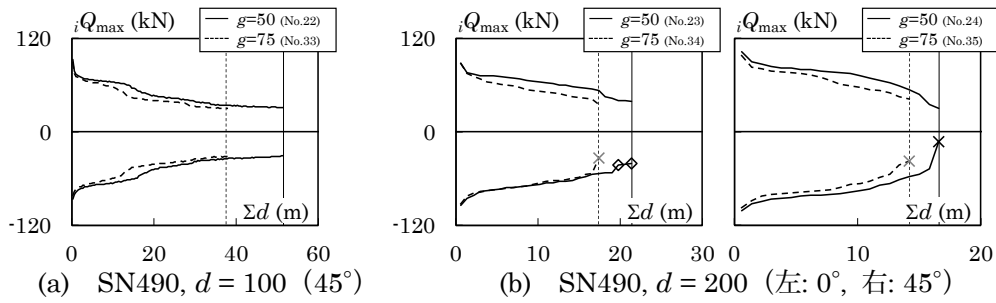


図 2.3.11  $iQ_{\max}$ - $\Sigma d$  関係 ( $g$  の影響)

○  $t$  の影響 (図 2.3.12)

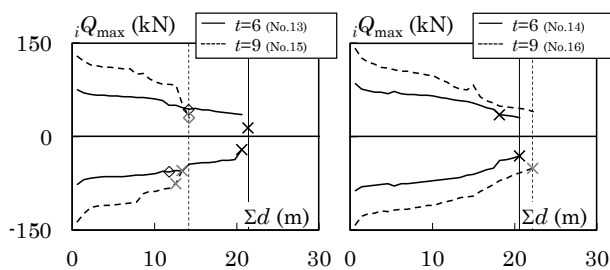
図中、実線は  $t=6\text{mm}$ 、破線は  $t=9\text{mm}$  の試験体の実験結果である。図より、 $t=9\text{mm}$  試験体の方が  $t=6\text{mm}$  試験体より  $iQ_{\max}$  が 2.0 倍ほど大きくなる。しかし、 $t=9\text{mm}$  試験体は  $iQ_{\max}$  の低下が急激であり、また  $\Sigma d(n_t)$  も小さく、繰返し変形性能に乏しい。一方で、(a) の LY225,  $d=200\text{mm}$ ,  $0^\circ$  方向の場合のみ例外的に、 $t=6\text{mm}$  試験体、 $t=9\text{mm}$  試験体ともに  $\Sigma d(n_t)$  は同等である。

○ 鋼種の影響 (図 2.3.13)

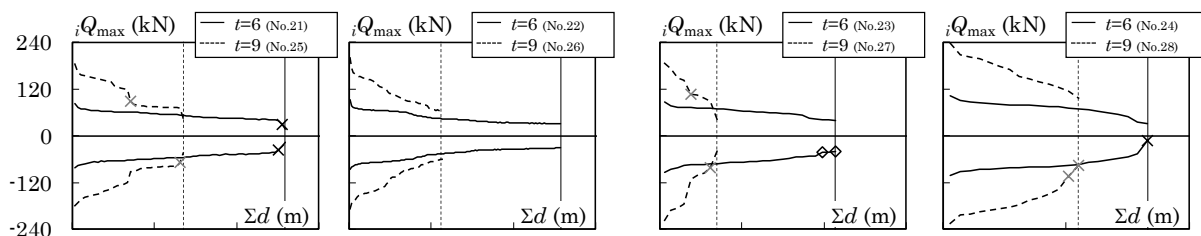
図中、実線は鋼種 LY225、破線は鋼種 SN490 の試験体の実験結果である。図より、LY225 試験体は SN490 試験体より、 $\Sigma d(n_t)$  が小さい範囲では  $iQ_{\max}$  が小さくなる。しかし、LY225 試験体の方が  $\Sigma d(n_t)$  は大幅に大きくなり、繰返し変形性能を向上するには鋼種を LY225 とするのが有効である。

2.3.5 繰返し変形性能

表 2.3.3 に試験体の繰返し変形性能を示す。表にはき裂および破断の発生サイクル、試験体の繰返し変形性能  $n_t$ 、 $n_t$  時までの総エネルギー吸収量  $\Sigma E(n_t)$  を示す。また、図 2.3.14 に  $n_t$  を図示する。(a) は LY225、(b) は SN490 の実験結果であり、四角印は  $0^\circ$  方向、菱形印は  $45^\circ$  方向、白色印は  $d=100\text{mm}$ 、黒色印は  $d=200\text{mm}$  の実験結果である。図 2.3.14 より、LY225 の場合、 $d=200\text{mm}$  では



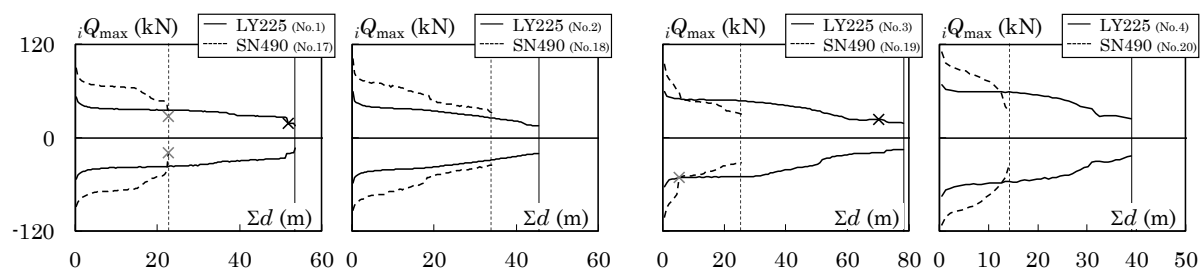
(a) LY225,  $d = 200$  (左:  $0^\circ$ , 右:  $45^\circ$ )



(b) SN490,  $d = 100$  (左:  $0^\circ$ , 右:  $45^\circ$ )

(c) SN490,  $d = 200$  (左:  $0^\circ$ , 右:  $45^\circ$ )

図 2.3.12  $iQ_{\max}-\Sigma d$  関係 ( $t$  の影響)



(a)  $d = 100$  (左:  $0^\circ$ , 右:  $45^\circ$ )

(b)  $d = 200$  (左:  $0^\circ$ , 右:  $45^\circ$ )

図 2.3.13  $iQ_{\max}-\Sigma d$  関係 (鋼種の影響)

L-h200g50t9-H 試験体を除き、 $0^\circ$ 方向の方が  $45^\circ$ 方向より  $n_t$  が大きい。  $d = 100\text{mm}$  では試験体によって  $0^\circ$ 方向と  $45^\circ$ 方向で  $n_t$  の大小が異なる。 また、基本的には荷重振幅  $d$  が大きいほど  $n_t$  は小さくなるが、L-h250g50t6-Nのみ例外的に  $d = 100\text{mm}$  より  $d = 200\text{mm}$  の方が  $n_t$  は大きい。 鋼板形状の影響では、「L-h250g50t6-N, L-h200g0t6-N > L-h200g50t6-N (標準形状)」の順に  $n_t$  が大きくなる。 L-h250g50t6-N と L-h200g0t6-N は荷重振幅  $d$  によって  $n_t$  の大小が異なる。 一方、SN490 の場合、S-h200g50t9-Hを除き、 $[d = 100\text{mm}, 45^\circ] > [d = 100\text{mm}, 0^\circ] > [d = 200\text{mm}, 0^\circ] > [d = 200\text{mm}, 45^\circ]$  の順に  $n_t$  は大きい。 鋼板形状の影響では、「S-h250g50t6-H > S-h200g50t6-H (標準形状)  $\geq$  S-h200g75t6-H > S-h200g50t9-H」の順に  $n_t$  が大きくなる。 上記のように荷重振幅  $d$  によって  $n_t$  が大きくなる荷重方向が異なるのは、耐力劣化要因が荷重振幅と荷重方向との2つに依存するためである。 以上まとめると、鋼種をLY225とし、 $h = 250\text{mm}$  または  $g$  を小さくして鋼板形状を「コ形」に近づけることで、繰返し変形性能は向上する。

次に、ダンパーの水平変形に伴う鉛直方向の伸びの追従性の評価を試みるため、板ばね剛性  $iK_{ps}$  を用いて  $n_t$  を整理する。  $iK_{ps}$  は鋼板の鉛直方向の伸びやすさを表す指標で、以下にその算定方法を示す。

$iK_{ps}$  は図 2.3.15 のように、両端ピンの境界条件を有する鋼板の剛性と定義する。 ここで各寸法は実験と同様、 $b, h, g, f, t$  である。 このとき、曲げ変形のみ考慮した仮想仕事の原理の考えから、 $iK_{ps}$  は式(2.3.1)で算定される。

表 2.3.3 試験体の繰返し変形性能

No.	試験体名	鋼種	端板四隅の仕様	鋼板形状	荷重振幅 (mm)	荷重方向	破断		$n_t$	$\Sigma E(n_t)$ (kN m)	$\frac{iK}{stK}$						
							き裂	発生サイクル数									
1	L-h200g50t6-N	LY225	孔無		100	0°	76	130	134	946	1.00						
2						45°	81	-	114	803							
3					200	0°	19	88	98	1655							
4						45°	25	-	49	891							
5	L-h200g0t6-N			LY225	孔無		100	0°	126	250, 276	277	1538	0.75				
6								45°	145	-	379	1953					
7							200	0°	44	132, 135	135	2223					
8								45°	24	-	80	1246					
9	L-h250g50t6-N					LY225	孔無		100	0°	71	130	147	910	0.57		
10										45°	40	-	153	1002			
11									200	0°	33	106	153	2192			
12										45°	16	85	86	1305			
13	L-h200g50t6-H	LY225	孔有	No.1~4と同様	200			0°	10	b1: 26, 27   b3: 15, 18	27	581	1.00				
14								45°	12	23, 26	26	594					
15	L-h200g50t9-H			LY225	孔有			No.25~28と同様	200	0°	10	b1: 16, 17   b3: 18	18	802	3.38		
16										45°	14	28	28	1062			
17	S-h200g50t6-N							SN490	孔無		100	0°	40	57	57	550	1.00
18												45°	28	-	85	745	
19		200	0°								1	7	32	602			
20			45°								9	-	18	483			
21	S-h200g50t6-H	SN490	孔無		100	0°	18			63, 64	65	512	1.00				
22						45°	29			-	129	917					
23					200	0°	1			b1: -   b3: 25, 27	27	593					
24						45°	1			21	21	494					
25	S-h200g50t9-H			SN490	孔有		100			0°	13	18, 33	34	689	3.38		
26										45°	12	-	56	1151			
27							200			0°	1	5, 8	9	481			
28										45°	4	13, 14	14	876			
29	S-h250g50t6-H					SN490	孔有		100	0°	25	84	87	583	0.57		
30										45°	44	-	198	1219			
31									200	0°	9	b1: -   b3: 26, 29	54	830			
32										45°	16	28	28	273			
33	S-h200g75t6-H	SN490	孔有						100	45°	24	-	94	649	0.98		
34										200	0°	1	22	22		460	
35									45°		1	18	18	409			
36									S-h200g75t6-HTB	高力ボルト			200	0°		1	4, 14

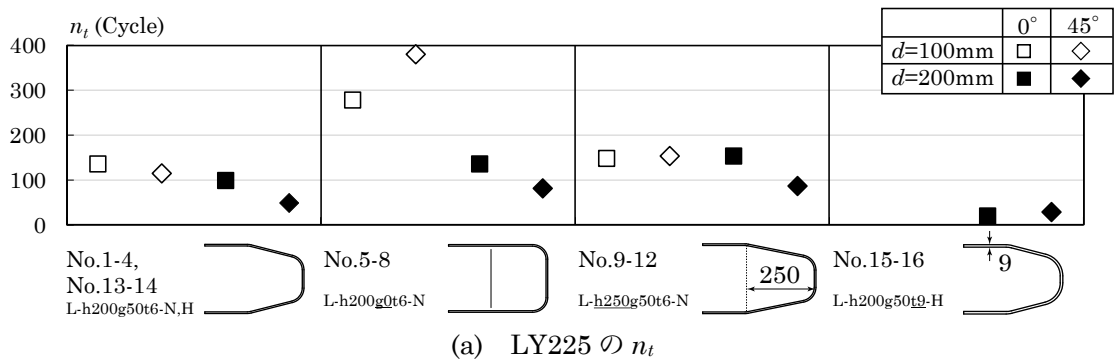
$$iK_{ps} = \frac{Q}{\delta} = \frac{E \cdot I}{\frac{2}{3} \cdot \sqrt{g^2 + h^2} \cdot h^2 + f \cdot h^2} \quad (2.3.1)$$

ここで  $E$ : ヤング係数,  $I$ : 断面 2 次モーメントであり,  $I$  は式(2.3.2)で算定される.

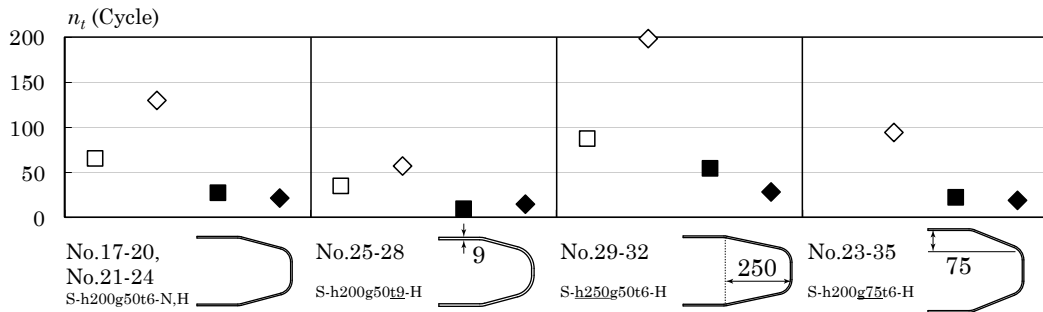
$$I = \frac{b \cdot t^3}{12} \quad (2.3.2)$$

また, 標準形状の板ばね剛性  $stK_{ps}$  は式(2.3.1), (2.3.2)において  $b = 300, h = 200, g = 50, f = 150, t = 6\text{mm}$  とすることで算定される. 本章では標準形状との比較のため,  $iK_{ps}$  を  $stK_{ps}$  で除した  $iK_{ps}/stK_{ps}$  で評価を行う.

図 2.3.16 に  $n_t$  と  $iK_{ps}/stK_{ps}$  の関係を示す. (a)は LY225, (b)は SN490 の実験結果であり, 凡例は図 2.3.14 と同様である. なお, 各試験体の  $iK_{ps}/stK_{ps}$  を表 2.3.3 に示す. 図 2.3.16 より, (a)の  $d = 100\text{mm}$  時を除いて  $iK_{ps}/stK_{ps}$  が小さいほど  $n_t$  が大きくなり,  $n_t$  と  $iK_{ps}/stK_{ps}$  には一定の関係が見られる. (a)の  $d = 100\text{mm}$  時では L-h200g0t6-N と L-h250g50t6-N とで  $n_t$  が逆転し,  $n_t$  と  $iK_{ps}/stK_{ps}$  に関係が見られない. すなわち,  $d = 100\text{mm}$  では, 水平変形に伴う鉛直方向の伸びがわずかであり,  $n_t$  と  $iK_{ps}$  との相関が小さく, 一方  $d = 200\text{mm}$  では, 水平変形に伴う鉛直方向の伸びが顕著であり,  $n_t$  と  $iK_{ps}$  との相関が大きいと考えられる. なお, 第 3 章では FEM 解析を用いて, 本項で示した繰返し回数  $n_t$  につい



(a) LY225 の  $n_t$



(b) SN490 の  $n_t$

図 2.3.14 試験体の繰返し変形性能  $n_t$

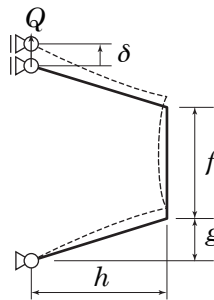


図 2.3.15 板ばね剛性  $iK_{ps}$  の定義

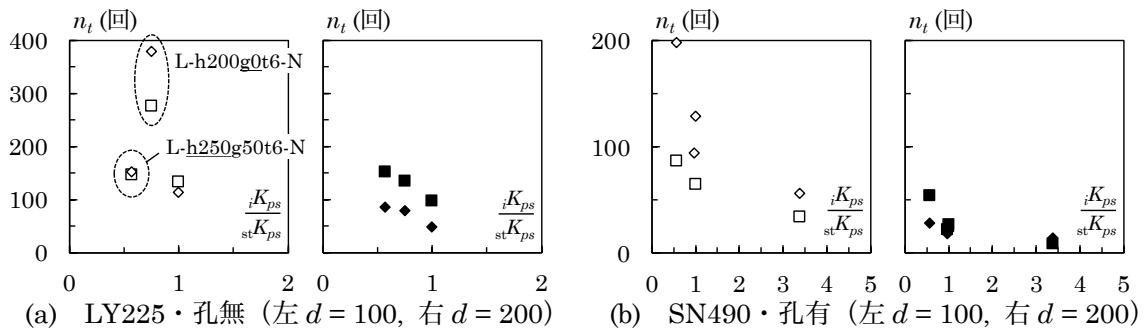


図 2.3.16  $n_t - iK_{ps} / stK_{ps}$  関係

て詳細に検討する。

## 2.4 結

本章では、曲げ鋼板ダンパーに対して、鋼種・鋼板形状・载荷振幅・载荷方向・端板四隅の仕様の違いを実験変数とした繰返し水平加力実験を行い、その力学性状を把握した。以下に得られた知見を示す。



- ・ 荷重方向が曲げ鋼板ダンパーの荷重-変形関係に及ぼす影響はわずかである。
- ・ 曲げ鋼板ダンパーは最大変形時に向けて鋼板が大きく伸びるように変形する。
- ・ 同一鋼板形状では、荷重振幅および荷重方向が降伏耐力、初期剛性に及ぼす影響はわずかである。
- ・ 耐力劣化要因は、1) 端板四隅の仕様、2) 鋼種、3) 荷重振幅、4) 荷重方向の4種類によって異なる。0°方向では荷重並行鋼板にき裂が発生し、45°方向では荷重に直交にき裂が発生する。
- ・ 斜板長さ  $h$  が小さいほど、降伏耐力、初期剛性は若干小さくなり、繰返し変形性能は大幅に向上する。
- ・ 鋼板形状をコ形に近づけるほど（斜板高さ  $g$  を小さく、上板高さ  $f$  を大きくするほど）、降伏耐力、初期剛性は若干小さくなり、繰返し変形性能は向上する。
- ・ 鋼板形状の  $t$  が大きいほど、降伏耐力、初期剛性が増大するが、繰返し変形性能は顕著に低下する。
- ・ 斜板高さ  $g$  が降伏耐力、初期剛性、繰返し変形性能に及ぼす影響は少ない。
- ・ 鋼種を SN490B から LY225 にすることで、降伏耐力はわずかに減少する。しかし繰返し変形性能は大幅に向上する。
- ・ 端板四隅ボルト孔をなくすと、LY225 の試験体では繰返し変形性能は大幅に向上する。しかし、SN490 の試験体では、端板四隅ボルト孔の有無が繰返し変形性能に及ぼす影響は少ない。
- ・ 振幅が比較的大きい  $d=200\text{mm}$  の時、ダンパーの繰返し変形性能と板ばね剛性には相関があり、板ばね剛性が小さいほど繰返し変形性能は高くなる。

## 参考文献

- 2.1) 日本建築学会: 免震構造設計指針 第4版, 2013.10
- 2.2) 吉敷祥一, 大河原勇太, 山田哲, 和田章: 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, 2002.8
- 2.3) 加藤巨邦, 大塚将, 杉沢充, 早川邦夫, 鈴木一弁, 茂木正史: 免震構棒ダンパーの実験的研究その1 大変形対応型ダンパーの加力実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.721-722, 1996.7
- 2.4) 高山大, 森田慶子, 高山峯夫, 安永亮, 安藤勝利: 鉛ダンパーの風応答に関する研究 その1~3, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.287-292, 2010.9

### 第3章 曲げ鋼板ダンパーの力学性状に関する解析的検討

#### 3.1 序

第2章では、曲げ鋼板ダンパーに対して繰返し水平加力実験を実施し、鋼板形状が力学性状および繰返し変形性能に及ぼす影響を明らかにした。ただし、当初の実験計画では、一部の試験体の端板四隅にボルト孔が存在した。このことから、別途、端板四隅のボルト孔がダンパーの力学性状に及ぼす影響を検討する必要がある。また、第2章では実験変数とした鋼板形状が限られており、さらに多くの鋼板形状についても検討する必要がある。

本章では先ず FEM 解析モデルの構築し、実験結果を再現することを目的とする。また、得られた解析モデルを用いて、端板四隅のボルト孔および鋼板形状がダンパーの力学性状（降伏耐力、初期剛性、繰返し変形性能の指標としての相当塑性歪）に及ぼす影響を明らかにする。解析プログラムには汎用非線形構造解析プログラム MSC.Marc2017 を用いる。

#### 3.2 実験結果の追跡およびボルト孔の影響

##### 3.2.1 解析モデル

本節では FEM 解析モデルを構築し、実験結果を再現することを目的とする。さらに、端板四隅のボルト孔がダンパー力学性状に及ぼす影響を検討する。図 3.2.1 に鋼板形状およびモデル作成方法を示す。鋼板形状は  $b, h, g, f, t$  および鋼板の内曲げ半径によって決定される。ただし、本章では  $b = 300\text{mm}$ 、鋼板の内曲げ半径を板厚  $t$  の 8 倍とする。解析モデルは、第2章と同様のスケールである（実大スケールの  $1/3 \sim 1/2$ ）。解析モデルの作成においては、図 3.2.1 右図の通り板厚中心に沿って四辺形四節点シェル要素を用いて作成する。図 3.2.2 に解析モデルを示す。解析モデルは上下の鋼板を重ねて（シェル同士の間隔は板厚  $t$  と同じ）接触を考慮する。また、円形プレート半径を  $R = 125\text{mm}$  とする。ただし、円形プレートの範囲では変形の生じないとして、剛体リンクで結合する。鋼板形状

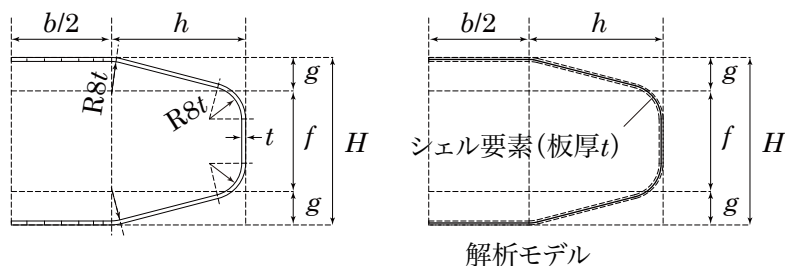


図 3.2.1 鋼板形状およびモデル作成方法

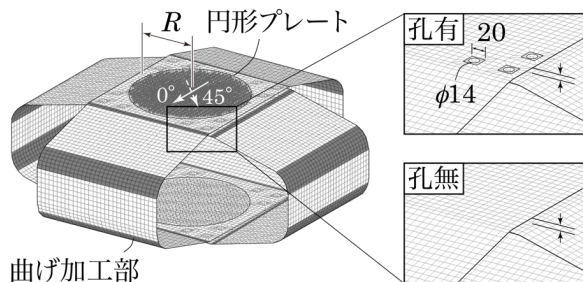


図 3.2.2 解析モデル

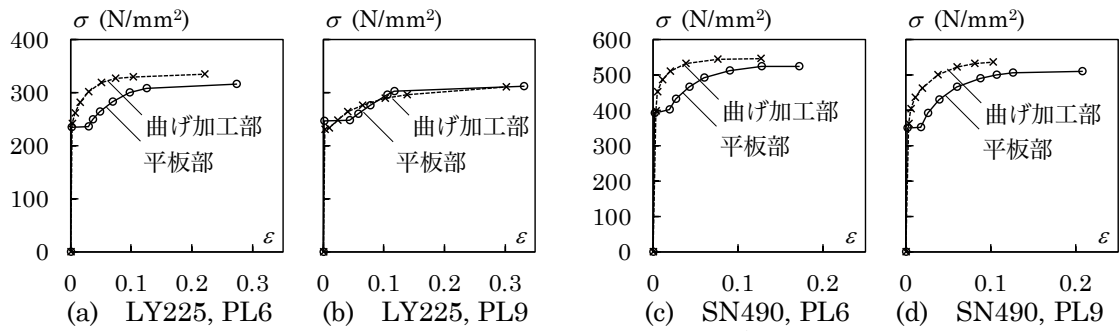


図 3.2.3 解析に入力する応力度-歪度関係

は、第 2 章の実験において設定したものと同様である。すなわち、図 3.2.2 に示すように、端板四隅のボルト孔が存在するケースについても解析を実施する。境界条件は下端を完全固定、上端を荷重方向以外の変形を拘束する。荷重方向と荷重振幅も第 2 章の実験と同様、荷重方向では  $0^\circ$ 、 $45^\circ$  方向、荷重振幅  $d$  では  $d = 100, 200\text{mm}$  として 1 サイクルのみ解析する。

材料特性は図 3.2.3 に示す応力度-歪度関係を真応力度-真塑性歪関係に変換して、解析モデルに入力する。図 3.2.3 の応力度-歪度関係は第 2 章の引張試験結果をマルチリニアで表現したものである。ただし、文献 3.1) に示されている方法に従って、破断伸びと破断後の断面積より、一様歪を補完している。図 3.2.2 の灰色で示す箇所を曲げ加工部、それ以外を平板部の材料としている。降伏条件はミーゼスの降伏条件、硬化則は SN490 で移動硬化則、LY225 で複合硬化則（移動硬化則：等方硬化則 = 7 : 3）とする。これら硬化則の比は、後述する荷重-変形関係において解析結果と実験結果が対応するように試行錯誤的に決めたものである。

### 3.2.2 荷重-変形関係

図 3.2.4 に実験および解析から得られる標準形状 (SN490) の荷重-変形関係を示す。それぞれ荷重方向と荷重振幅  $d$  で区別して示している。また、灰色線は実験結果、黒線はボルト孔無しの解析結果、黒点線はボルト孔有りの解析結果である。図 3.2.4 より、実験結果と解析結果はよく一致し、またボルト孔の有無が荷重-変形関係に及ぼす影響はわずかである。

図 3.2.5 には降伏耐力  $iQ_y$ 、初期剛性  $iK_{ini}$  の実験値と解析値との比較を示す。ここで、 $iQ_y$  と  $iK_{ini}$  の定義は第 2 章と同様であり、第 2 章の実験結果すべてを対象としている。すなわち  $iQ_y$  は荷重-変形関係の接線剛性が  $iK_{ini}$  の 1/5 まで低下した時点の荷重、 $iK_{ini}$  は  $iQ_y$  の 1/3 割線剛性であり、 $iQ_y$  と  $iK_{ini}$  は

— 解析値 (孔無)    - - - 解析値 (孔有)    — 実験結果

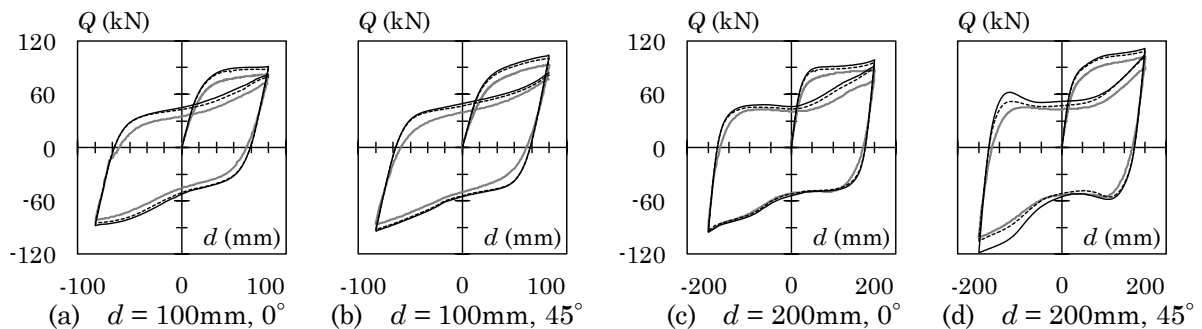


図 3.2.4 標準形状 (SN490) の荷重-変形関係

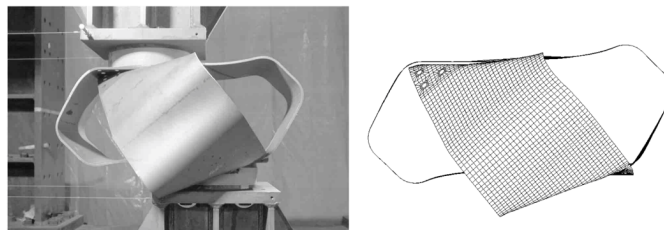
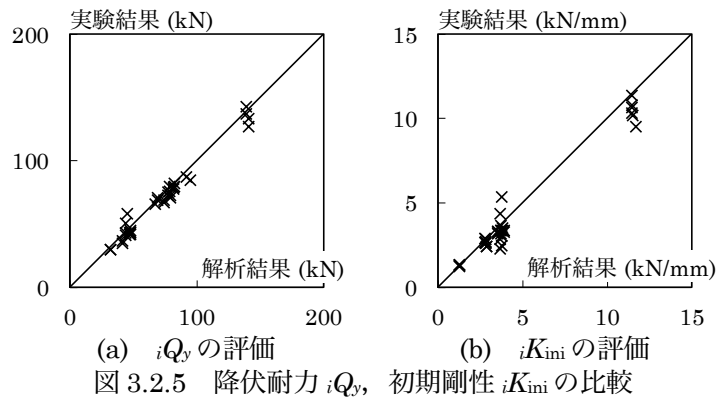


図 3.2.6 標準形状 (SN490,  $d = 200\text{mm}$ ,  $0^\circ$ 方向) の変形状態

収斂計算して求める。図 3.2.5 の横軸は解析値，縦軸は実験値である。図 3.2.5 より解析値と実験値はよく対応しており，本解析モデルを用いて  $iQ_y$ ,  $iK_{ini}$  を評価することが可能である。また，図 3.2.6 に標準形状 (SN490,  $d = 200\text{mm}$ ,  $0^\circ$ 方向) の実験および解析での変形状態を示す。変形状態についても実験および解析結果はよく一致している。以上のことから，本解析モデルは解析結果を十分再現している。

### 3.2.3 繰返し変形性能と相当塑性歪との関係

第 2 章では，SN490 の場合はボルト孔の有無が繰返し回数  $n_t$  に及ぼす影響は少ないこと，LY225 の場合はボルト孔を無くすことで  $n_t$  が大幅に改善することを示した。そこで本項では，ボルト孔を無くすことで繰返し変形性能に改善の見られた LY225 (第 2 章の No.1 ~ 12) について，さらに考察をすすめる。図 3.2.6 のように曲げ鋼板ダンパーは，水平変形に伴う鉛直方向の伸びに追随する必要がある。そこで，第 2 章ではダンパーの鉛直方向の剛性である板ばね剛性  $iK_{ps}$  を用いて  $n_t$  を整理した。第 2 章によると  $d = 100\text{mm}$  では  $iK_{ps}$  と  $n_t$  とに相関が見られず， $d = 200\text{mm}$  では  $iK_{ps}$  と  $n_t$  とに相関が見られる。このことから， $iK_{ps}$  では  $n_t$  を十分に評価することはできず，本項では FEM 解析より得られる相当塑性歪と  $n_t$  との関係を検討する。

まず FEM 解析による相当塑性歪分布と実験結果との対応を検討するため，図 3.2.7 に相当塑性歪分布および実験でのき裂位置を示す。ただし，変形状態は等倍で，载荷振幅  $d$  と载荷方向ごとに示している。参考のため第 2 章の実験におけるダンパーの最終状態もあわせて示す。 $d = 100\text{mm}$ ,  $0^\circ$ 方向の場合，荷重に平行の鋼板に歪が分布し，ダンパー下面の端板上に円形プレートに沿って歪が集中する。これは写真に示すように，実験におけるき裂の進展具合に対応している。 $d = 200\text{mm}$ ,  $0^\circ$ 方向の場合は斜板上の歪が大きい。この分布状態は実験における斜板からき裂が進展することに対応する。 $d = 100\text{mm}$ ,  $45^\circ$ 方向の場合は，荷重に直交に帯状に歪が分布する。この分布状態も実験におけるき裂の進展状況と対応する。なお， $45^\circ$ 方向では载荷振幅  $d$  による耐力劣化要因の違いは見られない。以上

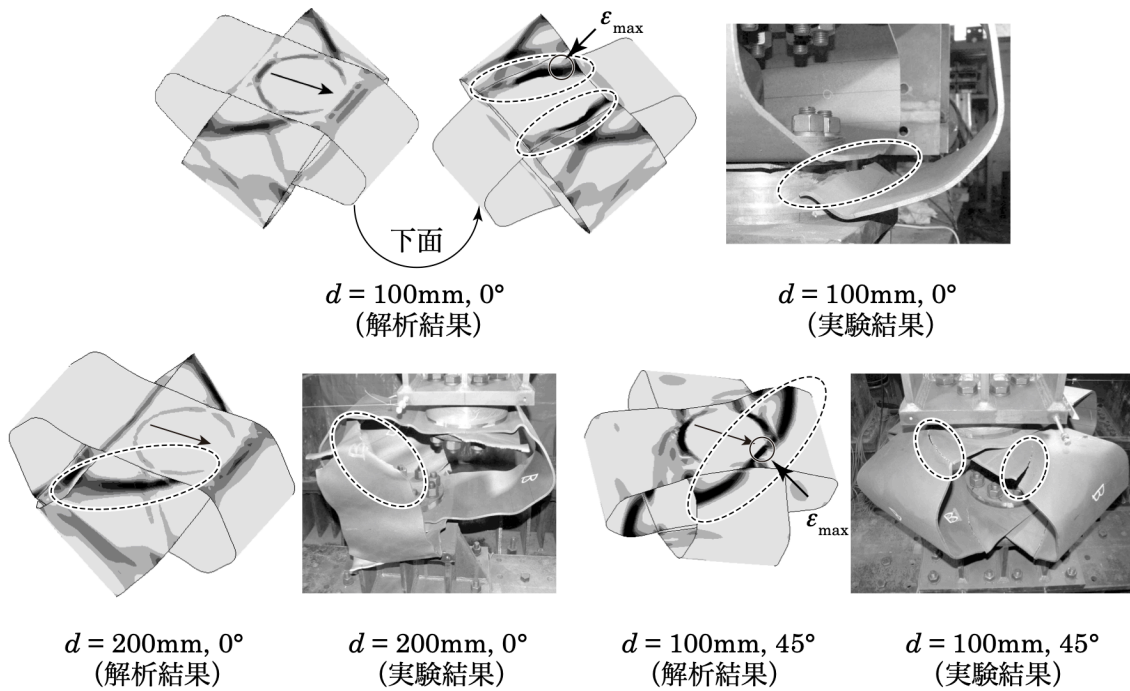


図 3.2.7 相当塑性歪分布および実験でのき裂位置 (第 2 章 No.1, 2, 3)

	0°	45°
$d=100\text{mm}$	□	◇
$d=200\text{mm}$	■	◆

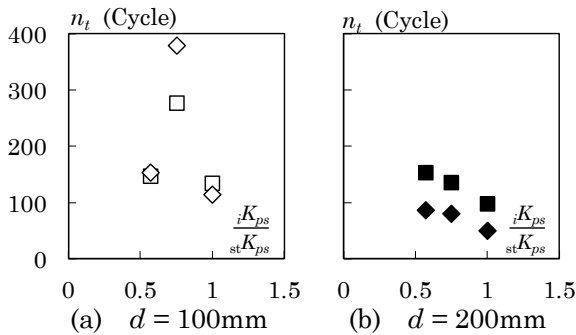


図 3.2.8  $n_t$ - $iK_{ps}/stK_{ps}$  関係  
(第 2 章 図 2.3.16 再掲)

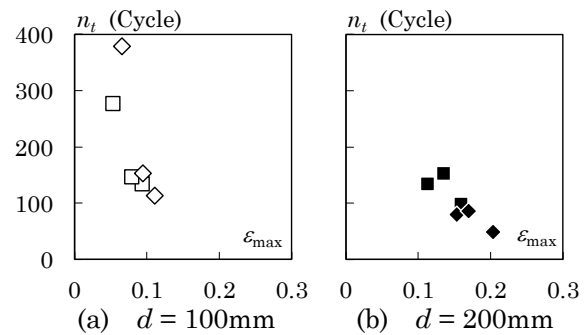


図 3.2.9  $n_t$ - $\epsilon_{\max}$  関係

より、FEM 解析による相当塑性歪分布と実験結果は概ね対応する。

図 3.2.8 に  $n_t$  と  $iK_{ps}/stK_{ps}$  の関係 (第 2 章再掲) を示す。  $iK_{ps}/stK_{ps}$  は  $iK_{ps}$  を  $stK_{ps}$  (標準形状の板ばね剛性) で除した値である。四角印は  $0^\circ$  方向、菱形印は  $45^\circ$  方向、白色印は  $d = 100\text{mm}$ 、黒色印は  $d = 200\text{mm}$  の実験結果である。前述の通り、  $d = 100\text{mm}$  では  $iK_{ps}/stK_{ps}$  と  $n_t$  とで相関がないものの、  $d = 200\text{mm}$  では  $iK_{ps}/stK_{ps}$  と  $n_t$  とで相関が見られ、  $iK_{ps}/stK_{ps}$  が小さいほど  $n_t$  が大きくなる。

図 3.2.9 に  $n_t$  と相当塑性歪の最大値  $\epsilon_{\max}$  の関係を示す。  $\epsilon_{\max}$  は FEM 解析結果から得られる、1 サイクル目の最大変形時の相当塑性歪の最大値である。図 3.2.9 より、  $d = 100\text{mm}$  では  $\epsilon_{\max}$  が小さいほど  $n_t$  が大きくなる。ただし、  $d = 200\text{mm}$  では  $\epsilon_{\max}$  と  $n_t$  とで相関が見られない。以上より、  $d = 100\text{mm}$  では FEM 解析より得られる  $\epsilon_{\max}$  の大小が支配的で、  $d = 200\text{mm}$  では水平変形に伴う鉛直方向の伸びが顕著であり  $iK_{ps}/stK_{ps}$  の大小が支配的である。

### 3.3 鋼板形状の影響

#### 3.3.1 解析モデルおよび鋼板形状一覧

本節では第2章で設定した鋼板形状を含む、より幅広い鋼板形状について力学性状に及ぼす影響を検討する。なお本節での検討は、第2章での鋼板形状の選定に寄与している。

解析モデルは前節と同様である。ただし、端板四隅ボルト孔は「無し」でモデル化する。鋼種はSN490とLY225とするが、SN490を基本変数とする。表3.3.1に解析対象となる鋼板形状一覧を示す。解析変数は $h, g, f, t$ とし、第2章と同様h200g50f150t6(No.1)を「標準形状」とする。ただし、いずれも $b = 300\text{mm}$ 、鋼板の内曲げ半径を板厚 $t$ の8倍とする。h200g50f150t6(No.1), h200g0f250t6(No.2), h200g125f0t6(No.3)では、ダンパー高さ $H$ は250mmで共通であるが、 $g$ と $f$ の寸法が異なり、 $g/H$ の影響を検討する。h200g75f150t6(No.4), h200g150f150t6(No.5)では標準形状と $f$ は150mmで共通であるが、 $g$ の寸法が異なる。一方、h200g50f350t6(No.6)では

表 3.3.1 鋼板形状一覧 (単位: mm)

No.	モデル名	$H$	$g$	$f$	$h$	$t$	鋼板形状	No.	モデル名	$H$	$g$	$f$	$h$	$t$	鋼板形状
1	h200g50f150t6 (実験変数)	250	50	150	200	6		9	h250g50f150t6 (実験変数)	250	50	150	250	6	
							10	h300g50f150t6	250	50	150	300	6		
2	h200g0f250t6 (実験変数)	250	0	250	200	6		11	h300g0f250t6	250	0	250	300	6	
3	h200g125f0t6	250	125	0	200	6		12	h300g125f0t6	250	125	0	300	6	
4	h200g75f150t6 (実験変数)	300	75	150	200	6		<div style="text-align: center;"> <p>凡例) h200g50f150t6</p> <p>板厚 <math>t</math> 縦板高さ <math>f</math> 斜板高さ <math>g</math> 斜板長さ <math>h</math></p> </div>							
5	h200g150f150t6	450	150	150	200	6									
6	h200g50f350t6	450	50	350	200	6		13	h300g150f150t6	450	150	150	300	6	
6	h200g50f350t6	450	50	350	200	6		14	h300g50f350t6	450	50	350	300	6	
7	h200g50f150t7.6	250	50	150	200	7.6		<div style="text-align: center;"> <p>凡例) h200g50f150t6</p> <p>板厚 <math>t</math> 縦板高さ <math>f</math> 斜板高さ <math>g</math> 斜板長さ <math>h</math></p> </div>							
8	h200g50f150t9 (実験変数)	250	50	150	200	9									

標準形状と  $g$  は 50mm で共通であるが、 $f$  の寸法が異なる。h200g50f150t7.6 (No.7), h200g50f150t9 (No.8) では標準形状と  $t$  のみ異なり、 $t$  の影響を検討する。また、右列に示す鋼板形状は、左列の鋼板形状のうち  $h$  を 200 mm から、250 mm または 300mm へと変更したものであり、 $h$  の影響を検討する。なお、表中モデル名において (実験変数) と表記しているのは、第 2 章の鋼板形状として選定したものである。

荷重条件は、荷重方向では  $0^\circ$ 、 $45^\circ$  方向、荷重振幅  $d$  では  $d=100\text{mm}$  として 1 サイクルのみ解析する。ただし、標準形状のみ  $d=200\text{mm}$  についても解析を実施する。

### 3.3.2 荷重-変形関係

図 3.3.1 に標準形状の荷重-変形関係を示す。(a), (b) は SN490 の  $0^\circ$  方向、 $45^\circ$  方向、(c), (d) は LY225 の  $0^\circ$  方向、 $45^\circ$  方向の解析結果である。実線は  $d=100\text{mm}$ 、点線は  $d=200\text{mm}$  の解析結果である。いずれも 1 サイクル目の耐力は 2 サイクル目の耐力より低くなる。ただし、LY225 は SN490 の解析結果に比べて、2 サイクル目の耐力が 1 サイクル目の耐力に近く、荷重-変形関係が完全弾塑性型に近くなる。また、 $45^\circ$  方向は  $0^\circ$  方向の解析結果に比べて二次勾配が若干大きくなるものの、荷重方向

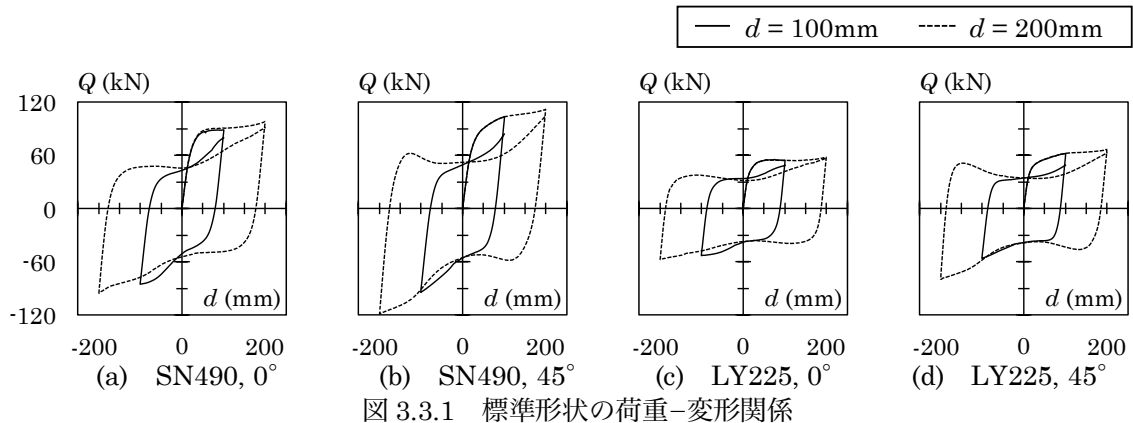


図 3.3.1 標準形状の荷重-変形関係

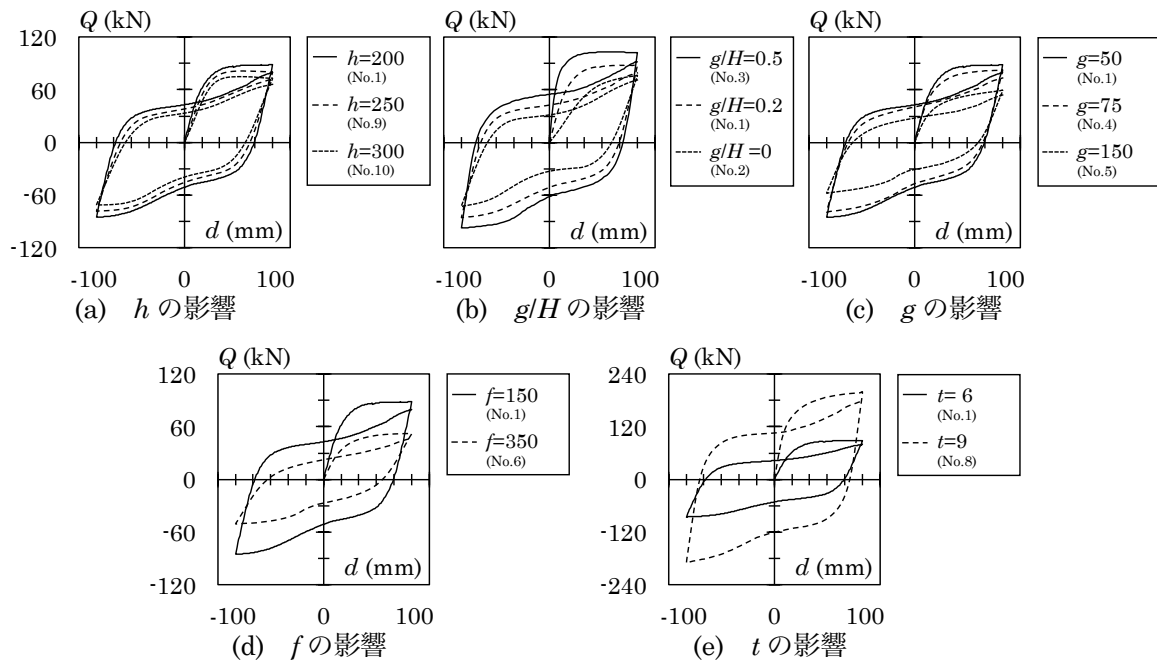


図 3.3.2 鋼板形状による荷重-変形関係の違い ( $d=100\text{mm}$ ,  $0^\circ$  方向)

が荷重-変形関係に及ぼす影響はわずかである。

図 3.3.2 に鋼板形状による荷重-変形関係の違いを示す。ただし、図 3.3.2 には  $d=100\text{mm}$ 、 $0^\circ$ 方向の解析結果のみ示している。また、鋼種はいずれも SN490 であり、凡例は各図の右に示すとおりである。図 3.3.2 より  $h, g, f$  を大きくする、または  $g/H$  を 0 に近づける（鋼板形状をコ形に近づける）ことで耐力および初期剛性が小さくなる。また、 $t$  を大きくすることで、大幅に耐力および初期剛性が大きくなる。本章の範囲では、 $t$  が最も荷重-変形関係に影響する変数である。

### 3.3.3 降伏耐力・初期剛性

次に鋼板形状が降伏耐力  $iQ_y$  と初期剛性  $iK_{ini}$  に及ぼす影響を考察する。表 3.3.2 に各鋼板形状の  $iQ_y, iK_{ini}$  一覧を示す。また、図 3.3.3 に荷重方向が  $iQ_y, iK_{ini}$  に及ぼす影響を示す。(a)は  $iQ_y$ 、(b)は  $iK_{ini}$  の解析結果を示しており、各図とも縦軸が  $0^\circ$ 方向、横軸が  $45^\circ$ 方向の解析結果である。図 3.3.3 より、荷重方向が  $iQ_y, iK_{ini}$  に及ぼす影響はわずかである。ただし、No.2 および No.11 のみ、 $iQ_y$  で荷重方向ごとの相違が見られ、 $45^\circ$ 方向の方が  $iQ_y$  は大きい。ただし、その差は高々  $7.3\text{kN}$  程度である（表 3.3.2 参照）。よって、本章では荷重方向の影響は少ないとして、以下では  $0^\circ$ 方向の  $iQ_y, iK_{ini}$  で鋼板形状の影響を検討する。

図 3.3.4 に  $h$  と  $g/H$  が  $iQ_y, iK_{ini}$  に及ぼす影響を示す。(a)はダンパー高さ  $H = 250\text{mm}$ 、(b)は  $H = 450\text{mm}$  の時の解析結果である。横方向は  $g/H$ 、奥方向は  $h$  を示しており、縦方向は左図においては

表 3.3.2 各鋼板形状の降伏耐力  $iQ_y$ 、初期剛性  $iK_{ini}$  一覧

No.	$H$ (mm)	$g$ (mm)	$f$ (mm)	$h$ (mm)	$t$ (mm)	$iQ_y$ (kN)				$iK_{ini}$ (kN/mm)	
						SN490		LY225			
						$0^\circ$	$45^\circ$	$0^\circ$	$45^\circ$	$0^\circ$	$45^\circ$
1	250	50	150	200	6	80.8	82.8	46.6	49.1	3.78	3.72
9				250		76.3	78.5	47.5	48.7	2.87	2.82
10				300		71.1	72.8	44.9	47.3	2.30	2.24
2	250	0	250	200	6	71.9	65.3	42.1	33.1	1.37	1.31
11				300		60.8	52.7			0.86	0.80
3	250	125	0	200	6	82.4	85.1			10.83	10.58
12				300		76.3	79.2			6.89	6.76
4	300	75	150	200	6	68.0	70.5			3.76	3.63
5	450	150	150	200	6	44.5				2.55	
13				300		44.0				2.10	
6	450	50	350	200	6	42.2	42.2			0.63	1.23
14				300		37.5	36.1			0.40	0.38
8	250	50	150	200	9	145.0	141.8			11.81	11.70

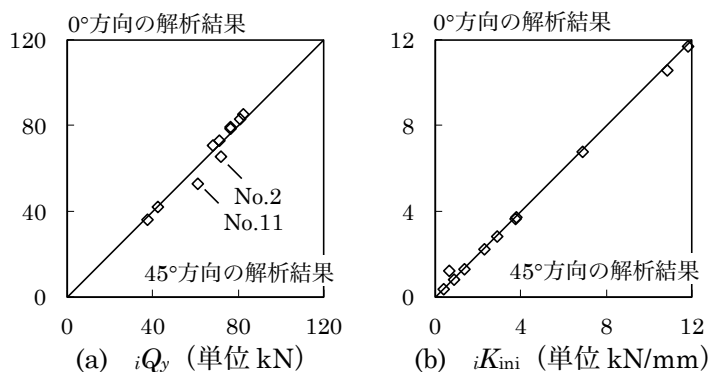


図 3.3.3 荷重方向が  $iQ_y, iK_{ini}$  に及ぼす影響



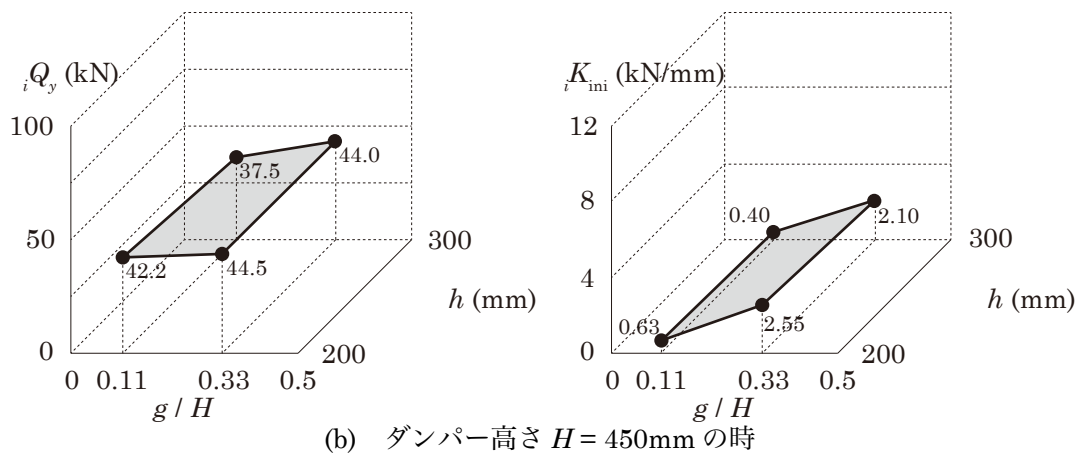
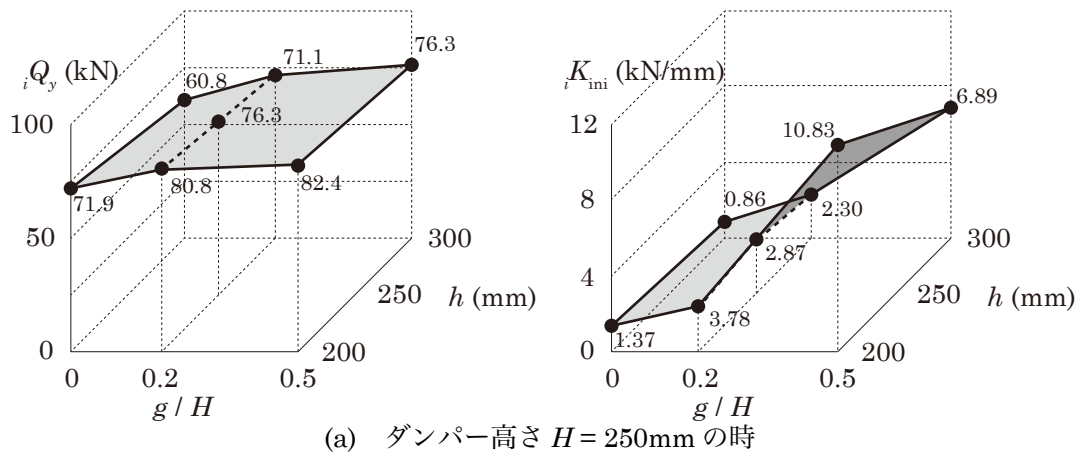


図 3.3.4 鋼板形状が  $iQ_y$ ,  $iK_{ini}$  に及ぼす影響

$iQ_y$ , 右図においては  $iK_{ini}$  を示している. 図 3.3.4(a)の左図より,  $g/H$  が大きくなると, ほぼ比例的に  $iQ_y$  が大きくなる.  $g/H$  を 0.5 から 0 とすると,  $iQ_y$  は 0.8 ~ 0.87 倍程度低減される. また,  $h$  が大きくなると比例的に  $iQ_y$  が小さくなる.  $h$  を 200mm から 300mm とすると,  $iQ_y$  は 0.84 ~ 0.92 倍程度低減される. 図 3.3.4(a)の右図より,  $iK_{ini}$  は  $iQ_y$  より鋼板形状の影響が大きい.  $g/H$  が大きくなると  $iK_{ini}$  が大幅に大きくなり,  $h$  が大きくなると比例的に  $iK_{ini}$  が小さくなる. なお  $g/H$  に関わらず,  $h$  を 200mm から 300mm とすると,  $iK_{ini}$  は 0.63 倍程度低減される. 以上のことは, 図 3.3.4(b)の  $H = 450\text{mm}$  の時についても同様である.

次に  $t$  および鋼種の影響を検討する. 付録では, 端板同士をボルトで締め付けている時のダンパーの全塑性耐力を塑性解析から求めている. 塑性解析では, FEM 解析結果による相当塑性歪分布を参考に, 鋼板上に降伏線を仮定している. このとき, 降伏線単位長さ当たりの塑性モーメント  $m_p$  は式 (3.3.1) で算定される<sup>3.2)</sup>.

$$m_p = \frac{t^2 \cdot \sigma_y}{4} \quad (3.3.1)$$

ここで,  $t$ : 板厚,  $\sigma_y$ : 降伏応力度である. 式(3.3.1)によると  $m_p$  は  $t$  の 2 乗および  $\sigma_y$  に比例する. 表 3.3.2 より,  $t$  の影響では No.1 と No.8 との  $iQ_y$  の比は  $145/80.8 \div 1.8$  である. 一方で  $t = 6\text{mm}$  と  $t = 9\text{mm}$  の  $m_p$  の比は  $9^2/6^2 = 2.25$  であり,  $iQ_y$  の比 1.8 とやや乖離している. 鋼種の影響では SN490 と LY225 との  $iQ_y$  の比は 0.6 程度である. SN490 ( $\sigma_y = 392 \text{ N/mm}^2$ ) と LY225 ( $\sigma_y = 234 \text{ N/mm}^2$ ) の  $m_p$  の比は  $234/392 = 0.6$  であり,  $iQ_y$  の比 0.6 と良く対応している. 以上より, 式(3.3.1)から推測することで,  $t$  および鋼種の影響を概ね把握することができる. また,  $iK_{ini}$  に関しては,  $t$  を 6mm から

9mm とすることで約 3.1 倍となる。本章の検討範囲では、 $t$  は  $iK_{ini}$  に最も影響する変数である。

本章では鋼板の各寸法が  $iQ_y$ ,  $iK_{ini}$  に及ぼす影響を検討した。今後はより幅広い変数に対しても検討を行うことで、鋼板形状と  $iQ_y$ ,  $iK_{ini}$  との関係性を定式化する必要がある。

### 3.3.4 相当塑性歪に関する考察

図 3.3.5 に各鋼板形状の相当塑性歪分布（1 サイクルの最大変形時）を示す。ただし、標準形状以外では  $0^\circ$  方向の相当塑性歪分布のみ示す。No.1, 2, 3 の比較により、 $g/H$  に関わらず分布形状はほとんど変わらないが、 $g/H$  が小さいほど相当塑性歪の大きさが小さくなる。No.1, 10 の比較により、 $h$  が小さいほど相当塑性歪の大きさが小さくなる。また No.1, 5, 6 の比較により、 $H$  が大きくなると相当塑性歪の大きさが極端に小さくなる。

次に各鋼板形状の相当塑性歪の大きさを考察する。参考のため、表 3.3.2 に各鋼板形状の板ばね剛性  $iK_{ps}$  と相当塑性歪の最大値  $\varepsilon_{max}$  を示す。ここで、 $\varepsilon_{max}$  は各モデルの相当塑性歪の最大値であり、1 サイクルの最大変形時点 ( $d = 100\text{mm}$ ) から取得している。なお、 $\varepsilon_{max}$  は荷重方向および鋼板形状に関わらず円形プレート周辺に生じる。表 3.3.2 より、 $g/H$  または  $h$  を大きくする、または  $t$  を小さくすることで、 $iK_{ps}$  が小さくなる。図 3.3.6 に  $\varepsilon_{max}$  と  $iK_{ps}/stK_{ps}$  との関係を示す。図 3.3.6 より、 $0^\circ$ ,  $45^\circ$  方向ともに同様の傾向であり、 $h$  ごとに（○で囲む箇所） $\varepsilon_{max}$  と  $iK_{ps}/stK_{ps}$  とに相関が見られ、 $iK_{ps}/stK_{ps}$  が小さいほど  $\varepsilon_{max}$  が小さくなる。また、図 3.3.6 の灰色で示す箇所は、 $g/H = 0.20$  の時の解析結果を結んだものである。これらの解析結果を比較すると、 $h$  が大きくなる、または  $t$  が小さくなると（ $iK_{ps}/stK_{ps}$  が小さいほど） $\varepsilon_{max}$  が小さくなる。以上より  $\varepsilon_{max}$  は、 $h$  または  $g/H$  が同一の時、 $iK_{ps}/stK_{ps}$  とに相関が見られる。

なお、第 2 章の実験で採用した鋼板形状は、図 3.3.6 に示される  $\varepsilon_{max}$  の大きさと、表 3.3.2 に示され

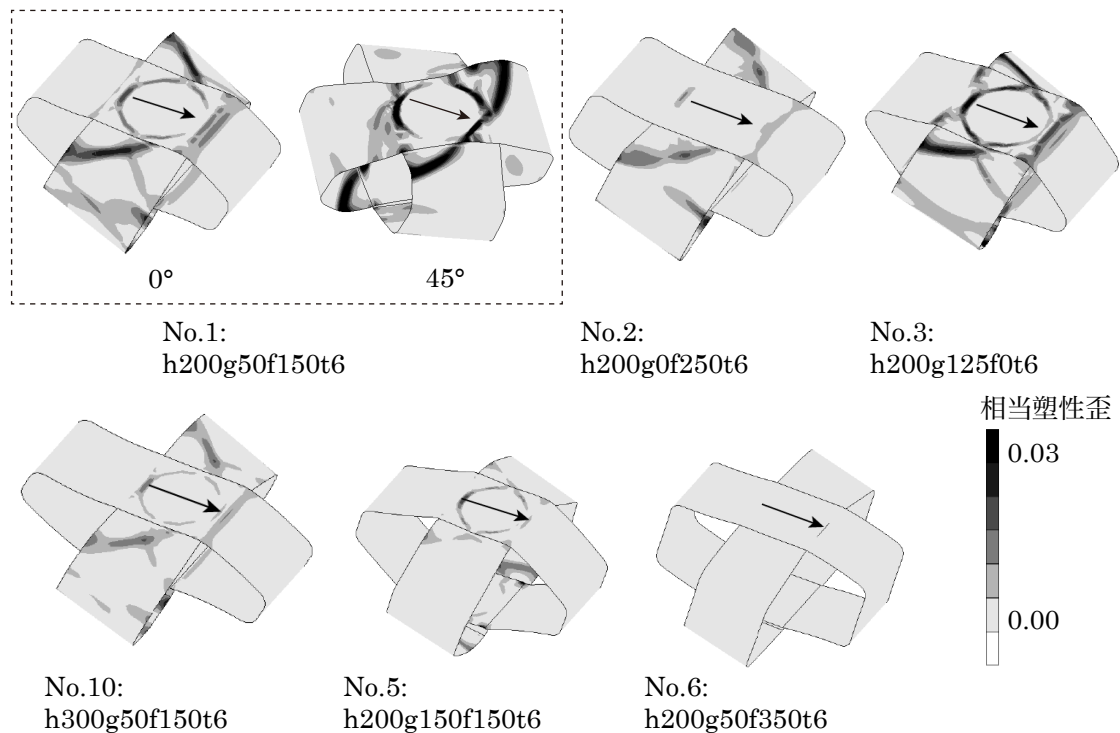


図 3.3.5 各鋼板形状の相当塑性歪分布

表 3.3.3 各鋼板形状の板ばね剛性  $iK_{ps}$

No.	H (mm)	g (mm)	f (mm)	h (mm)	t (mm)	板ばね剛性 $iK_{ps}$ (kN/mm)	標準形状との比 $iK_{ps}/stK_{ps}$	記号	$\varepsilon_{max}$	
									0°方向	45°方向
1	250	50	150	200	6	14.6	1.00	○	0.086	0.104
9				250		0.57	○	0.071	0.086	
10				300		0.36	○	0.059	0.075	
2	250	0	250	200	6	10.9	0.75	□	0.086	0.104
11				300		4.1	0.28	□	0.027	0.034
3	250	125	0	200	6	19.5	1.34	△	0.122	0.148
12				300		6.4	0.44	△	0.100	0.094
4	300	75	150	200	6	14.3	0.98	✕	0.083	0.093
5	450	150	150	200	6	13.3	0.91	✕	0.074	
13				300		5.0	0.34	✕	0.060	
6	450	50	350	200	6	8.6	0.59	+	0.041	0.033
14				300		3.4	0.23	+	0.028	0.022
7	250	50	150	200	7.6	29.9	2.05	○	0.112	
8				9	49.2	3.38	●	0.130	0.142	

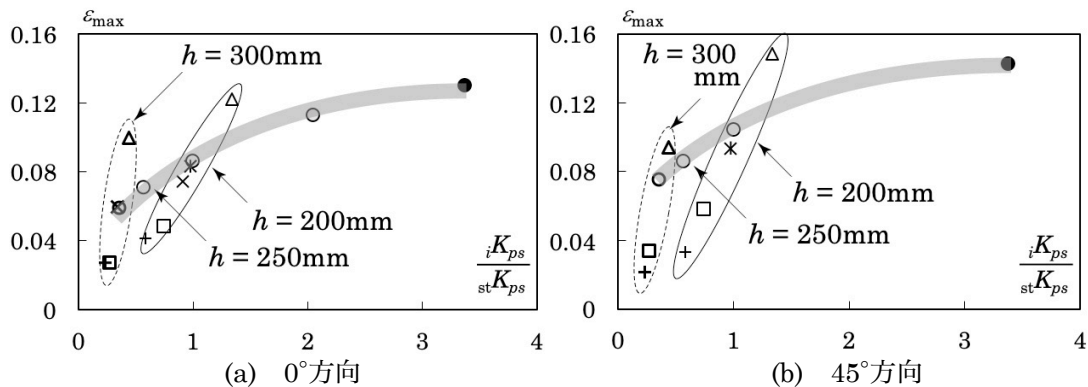


図 3.3.6  $\varepsilon_{max}-iK_{ps}/stK_{ps}$  関係 ( $d = 100\text{mm}$ )

る  $iQ_y$  の大きさを考慮した上で選定した。すなわち No.1 を標準形状として、 $\varepsilon_{max}$  が小さくなる No.9 と No.2 を実験採用モデルとして選定している。ダンパー高さ  $H$  が大きい No.5, 6 または  $h = 300\text{mm}$  の鋼板形状でも  $\varepsilon_{max}$  は小さくなるものの  $iQ_y$  が大幅に小さくなるため、実験採用モデルに含めていない。また、 $\varepsilon_{max}$  が大きくなるものの、 $iQ_y$  が比較的大きい No.8 についても実験採用モデルとして選定している。

### 3.4 結

本章では、曲げ鋼板ダンパーに対して鋼板形状を主変数とした FEM 解析を実施して、その力学的性状を把握した。以下に得られた知見を示す。

- 曲げ鋼板ダンパーは四辺形四節点シェル要素を用いて作成することで、実験結果の荷重-変形関係や変形状態を再現することが可能である。
- 载荷振幅  $d = 100\text{mm}$  では、FEM 解析から得られる相当塑性歪の最大値  $\varepsilon_{max}$  と繰返し回数  $n_t$  (実

験結果)に相関が見られ、 $\varepsilon_{\max}$ が小さいほど $n_i$ が大きくなる。

- 曲げ鋼板ダンパーの荷重-変形関係は、鋼板形状に関わらず2サイクル目の耐力は1サイクル目の耐力より低くなる。ただし、LY225はSN490に比べて、2サイクル目の耐力が1サイクル目の耐力に近く、荷重-変形関係が完全弾塑性型に近くなる。また、载荷方向が荷重-変形関係に及ぼす影響はわずかである。
- $h$ を大きくするか、 $g/H$ を0に近づけると(鋼板形状をコ形に近づけると)、降伏耐力は比例的に小さくなる。また、 $h$ を大きくすると初期剛性は比例的に増加し、 $g/H$ を0に近づけると初期剛性は大幅に増加する。 $t$ を大きくすると、降伏耐力・初期剛性とも顕著に増加する。
- 相当塑性歪分布は、 $g/H$ に関わらず分布状態はほとんど変わらないが、 $g/H$ が小さいほど相当塑性歪の大きさは小さくなる。また、 $h$ またはダンパー高さ $H$ が大きいかほど、相当塑性歪は小さくなる。
- $h$ ごとに相当塑性歪の最大値 $\varepsilon_{\max}$ と板ばね剛性とに相関が見られ、板ばね剛性が小さいほど $\varepsilon_{\max}$ は小さくなる。また、同一の $g/H$ では、 $h$ が大きくなる、または $t$ が小さくなるほど(板ばね剛性が小さいほど) $\varepsilon_{\max}$ は小さくなる。

#### 参考文献

- 3.1) 岩田善裕, 石原直, 向井昭義, 西山功, 青木博文: 鋼材の素材引張試験における一様伸びと破断伸びの関係, 日本建築学会構造系論文集, No.683, pp.223-232, 2013.1
- 3.2) 井上一朗, 吹田啓一郎: 建築鋼構造-その理論と設計-, 鹿島出版会, pp.2-158, 2007.12



## 第4章 曲げ鋼板ダンパーの復元力モデルおよび 鋼板形状がダンパー付き免震建物の地震応答性状に及ぼす影響

### 4.1 序

第2章では繰返し水平加力実験を実施し、鋼板形状が曲げ鋼板ダンパーの力学性状に及ぼす影響を把握した。また、第3章では FEM 解析により、ダンパーの荷重-変形関係を良好に模擬する解析モデルを構築した。そこで、本章ではダンパーの復元力特性について検討し、復元力特性を再現する地震応答解析用復元力モデル（以下、単に復元力モデル）を提案する。さらに、得られた復元力モデルを用いて、曲げ鋼板ダンパーを適用した免震建物の地震応答解析を実施し、以下について検討する。

- ・ 曲げ鋼板ダンパーの復元力特性を考慮した、降伏せん断力係数の評価方法について検討する。
- ・ ダンパーの鋼板形状が地震応答性状（免震層の応答変位、応答加速度など）に及ぼす影響を検討する。
- ・ ダンパーの累積損傷度を算出して破断までの余裕度を検証する。また、多数回繰返し変形によるダンパーのエネルギー吸収量低下が地震応答性状に及ぼす影響を検討する。

ただし、時刻歴応答解析には弾塑性解析プログラム SNAP Ver.7<sup>4.1)</sup>、有限要素解析には汎用非線形構造解析プログラム MSC.Marc2017<sup>4.2)</sup>を用いる。

### 4.2 ダンパーの復元力モデル

#### 4.2.1 ダンパーの復元力特性

第2,3章では、曲げ鋼板ダンパーの定常振幅載荷で検討したが、本章では FEM 解析を用いて曲げ鋼板ダンパーに漸増・漸減載荷を実施し、その復元力特性を検討する。解析モデルおよび材料特性は第3章と同様とする（図4.2.1参照）。ただし、前章において載荷方向が荷重-変形関係に及ぼす影響がわずかであることを確認したため、載荷方向は0°方向（図4.2.1のx方向）のみとする。図4.2.2に漸増・漸減の載荷プログラムを示す。漸増載荷では最大変形300mmまで1サイクルごとに50mmずつ増加させ、漸減載荷では変形300mmから1サイクルごとに50mmずつ減少させる。

図4.2.3に漸増・漸減載荷時の荷重-変形関係を示す。ただし、実線はFEM解析結果、破線は第2章の実験結果であり、両者はよく対応していることが確認される。また図4.2.3より、曲げ鋼板ダンパーの復元力特性には以下の特徴が見られる。

- ・ 塑性変形経験後に載荷が逆転すると、全塑性耐力より低いほぼ一定の耐力を維持したまま変形が進む棚状の変形領域（棚状域）が生じる。

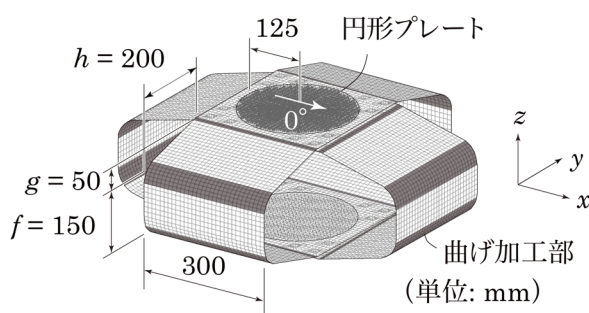


図4.2.1 FEM解析モデル（標準形状）

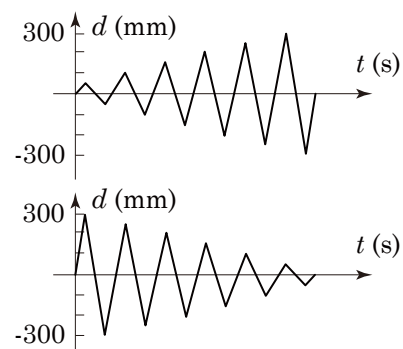


図4.2.2 漸増・漸減載荷

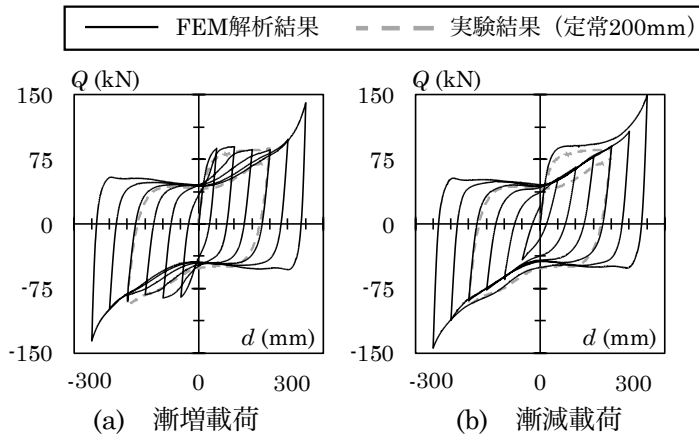


図 4.2.3 漸増・漸減载荷時の荷重-変形関係 (SN490)

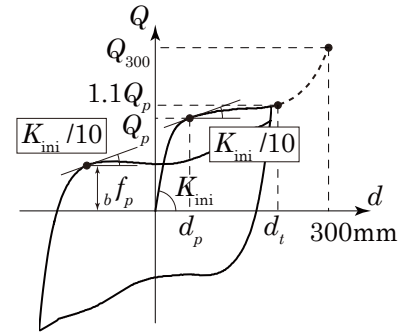


図 4.2.4 諸量の定義

- ・ さらに変形を進めると、ダンパーに局所的な張力場が形成され、最大経験変形に向かって耐力上昇が生じる。
- ・ 大変形域において耐力上昇が生じる。

以上のことから、漸増载荷と漸減载荷で荷重-変形関係が異なる。また、次節で用いる諸量として、ダンパー全塑性耐力  $Q_p$ 、棚状域の耐力  $b f_p$  を以下の通り定義する (図 4.2.4 参照)。

- ・  $Q_p$ : 荷重-変形関係において接線剛性が初期剛性  $K_{ini}$  の 1/10 である  $K_{ini} / 10$  まで低下した時点の荷重
- ・  $b f_p$ : 棚状域の荷重-変形関係において接線剛性が  $K_{ini} / 10$  まで低下した時点の荷重
- ・  $d_t$ :  $Q_p$  の 1.1 倍の耐力時点の変形 (耐力上昇の起点変形とする)
- ・  $Q_{300}$ :  $d = 300\text{mm}$  時点の荷重

#### 4.2.1 ダンパーの復元力モデル

前項の検討で確認された曲げ鋼板ダンパーの特性を表現できる復元力モデルとして、図 4.2.5 に示すバイリニアモデル、最大点指向型バイリニアスリップモデル (以下、スリップモデル)、大変形域の耐力上昇を表現するスリップモデル (以下、耐力上昇スリップモデル) の 3 つを組み合わせた並列モデルを提案する。以下に、モデル作成の具体的な手順を示す (図 4.2.6 参照)。

1. FEM 解析より、図 4.2.4 に示す初期剛性  $K_{ini}$ 、全塑性耐力  $Q_p$ 、 $Q_p$  時の変位  $d_p$  および棚状域の耐力  $b f_p$  を定義する。
2.  $Q_p$  から  $b f_p$  を引いた値をスリップモデルの最大耐力  $s f_p$  とし、 $d_p$  を用いスリップモデルの初期剛性  $s k_0$  ( $= s f_p / d_p$ ) を定義する。

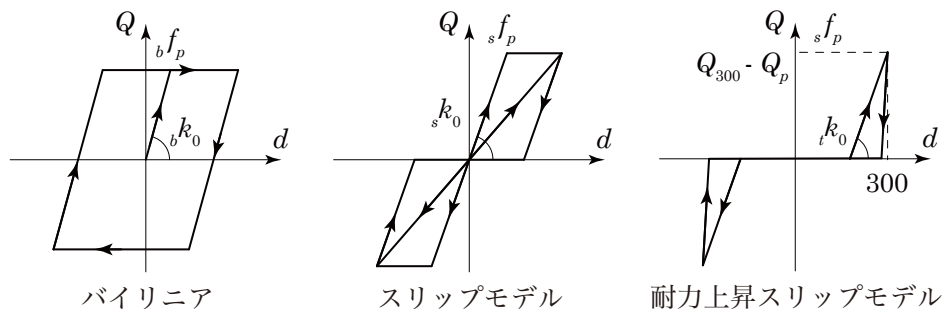


図 4.2.5 復元力モデル

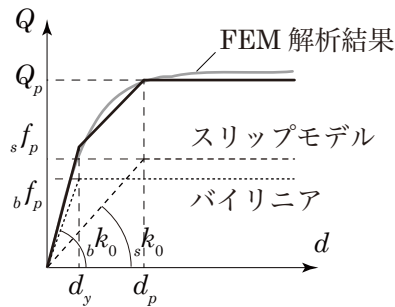


図 4.2.6 モデルの組み合わせ

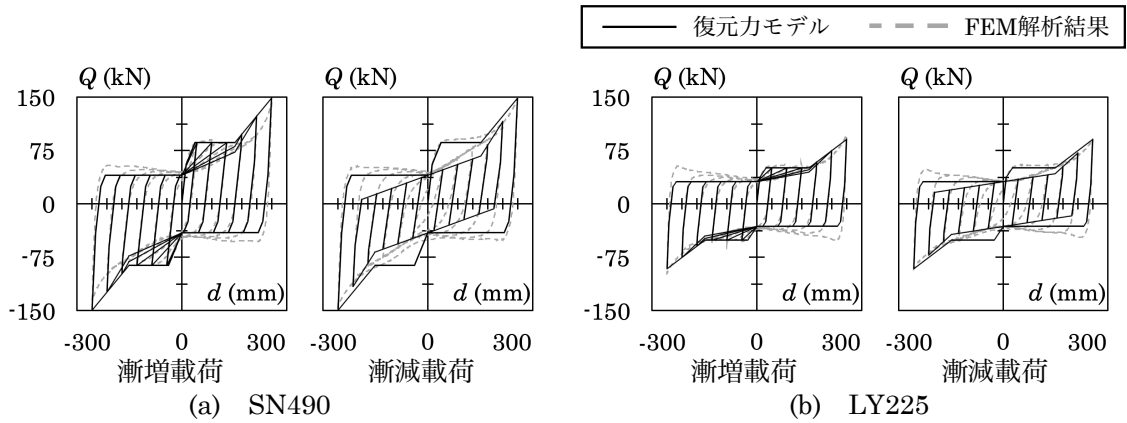


図 4.2.7 荷重-変形関係の比較

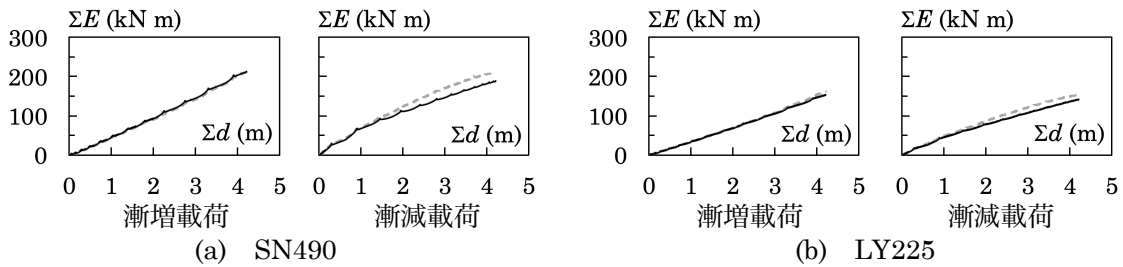


図 4.2.8 エネルギー吸収量 $\Sigma E$ -累積変形量 $\Sigma d$  関係の比較

3.  $K_{ini}$  から  $s k_0$  を引いた値をバイリニアモデルの初期剛性  $b k_0$  ( $= K_{ini} - s k_0$ ) とする。
4.  $Q_{300}$ ,  $d_t$  を算出し、耐力上昇スリップモデルの初期剛性  $t k_0$  ( $= (Q_{300} - Q_p) / (300 - d_t)$ ) を求める。

図 4.2.7 に、以上の方法によって作成された復元力モデルと FEM 解析結果との荷重-変形関係の比較を示す。実線は復元力モデル、破線は FEM 解析結果である。図 4.2.7 より、復元力モデルは FEM 解析結果と精度良く対応している。また、図 4.2.8 には復元力モデルと FEM 解析結果とのエネルギー吸収量 $\Sigma E$ -累積変形量 $\Sigma d$  関係の比較を示す。凡例は図 4.2.7 と同様である。図 4.2.8 より、(a)の漸減荷を除き、 $\Sigma E$  も復元力モデルと FEM 解析結果でほぼ一致する。また、(b)の漸減荷でも復元力モデルの $\Sigma E$ は FEM 解析結果より小さく、エネルギー吸収量は安全側となる。以上より、提案する復元力モデルは FEM 解析結果を良くモデル化し、本章では本モデルを用いて地震応答解析を実施する。

表 4.2.1 に本章で検討するダンパーの諸量を示す。ただし、ダンパーは第 2 章の実験変数のうち、繰返し変形性能にすぐれる鋼板形状を 3 種類選定している。鋼板形状名称は第 2 章と同様であり、表中に鋼板形状の寸法 (図 4.2.1 参照) を示している。また、h250g50t6 では変位 300mm までに耐力が  $1.1 Q_p$  に達しなかったため、耐力上昇スリップモデルは考慮しない。表 4.2.1 より、 $b f_p$  と  $Q_p$  との比  $b f_p / Q_p$  は鋼板形状の影響では「h200g0t6 > 標準形状 (h200g50t6) > h250g50t6」の順となる。ま



表 4.2.1 ダンパーの諸量

鋼板形状	$h$ (mm)	$g$ (mm)	$f$ (mm)	鋼種	$Q_y$ (kN)	$Q_p$ (kN)	$bf_p$ (kN)	$\frac{bf_p}{Q_p}$	$Q_{300}$ (kN)	$d_y$ (mm)	$d_p$ (mm)	$d_t$ (mm)	$K_{ini}$ (kN/mm)
h200g50t6 (標準形状)	200	50	150	SN490	55	86	40	0.47	150	15	45	177	3.77
				LY225	38	51	31	0.62	91	10	31	174	
h250g50t6	250	50	150	SN490	49	77	30	0.39	-	17	43	-	2.82
				LY225	36	49	28	0.57	-	13	34	-	
h200g0t6	200	0	250	LY225	75	87	66	0.76	90	29	63	165	1.30

た、鋼種の影響では LY225 の方が SN490 より  $bf_p / Q_p$  が大きくなる。  $bf_p / Q_p$  が大きいほど、図 4.2.5 のスリップモデルの成分が少なく、漸増载荷と漸減载荷で近い荷重-変形関係となる。このように、ダンパーの鋼板形状と鋼種によって荷重-変形関係に差異があり、棚上域のエネルギー吸収量が異なる。また、 $d_y$  は h200g0t6 で最も大きく ( $d_y = 29\text{mm}$ )、小振幅では減衰量を得にくい。

### 4.3 地震応答解析

#### 4.3.1 解析概要

本節では、提案した復元力モデルを用いて曲げ鋼板ダンパーを適用した免震建物の地震応答解析を実施する。対象とする免震建物は文献 4.3)を参考にして、図 4.3.1 に示す 1 質点系モデルを用いる。本モデルの質量  $M$  は 4900t (4 層を想定) であり、アイソレータとダンパーから構成される。アイソレータは弾性とし、ダンパーを無視したときの免震周期が 4.0s となるように、アイソレータの水平剛

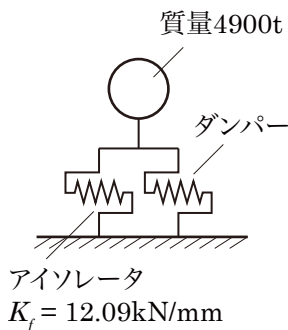


図 4.3.1 解析モデル

表 4.3.1 入力地震動

地震動	略称	最大加速度 ( $\text{cm/s}^2$ )			継続時間 (s)
		PGV 50cm/s	PGV 100cm/s	原波	
El Centro NS	EL	511	1022	-	53.74
Taft EW	TF	497	993	-	54.38
Hachinohe NS	HC	337	674	-	50.98
BCJ-L1	L1	-	-	207	60.00
BCJ-L2	L2	-	-	356	120.00

※PGV: 最大速度( $\text{cm/s}$ )

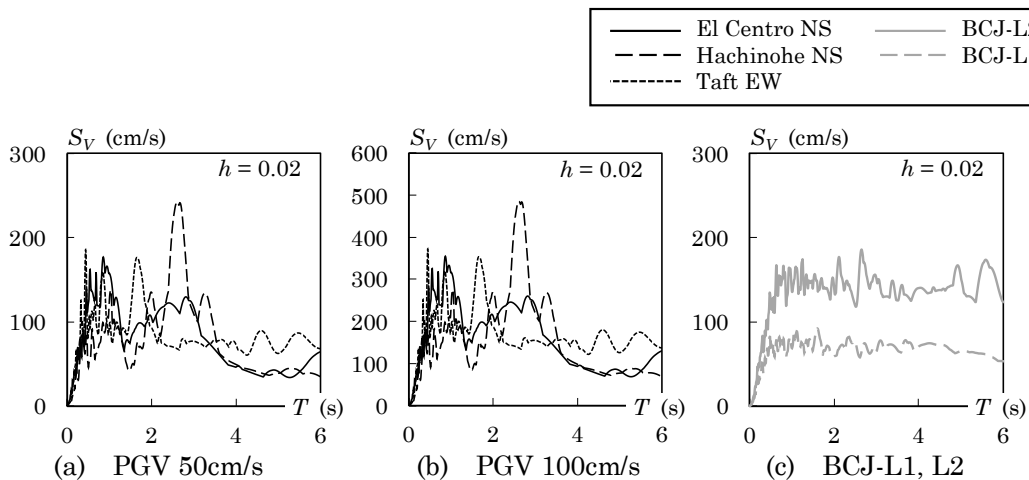


図 4.3.2 擬似速度応答スペクトル

性  $K_f$  を 12.09 kN/mm とする。

表 4.3.1 に入力地震動，図 4.3.2 に擬似速度応答スペクトルを示す。El Centro NS, Taft EW, Hachinohe NS は最大速度 PGV を 50cm/s または 100cm/s に基準化して入力し，BCJ-L1, L2 はそれぞれ原波を入力する。

#### 4.3.2 復元力特性の影響

##### ○ 解析概要

本章で提案する復元力モデルは，最大経験変形に向けて耐力が上昇するという特性をもつ。そこで，本項では曲げ鋼板ダンパーの復元力モデルと完全弾塑性型の復元力モデルを比較して，復元力特性の違いが地震応答性状に及ぼす影響を検討する。解析対象とする曲げ鋼板ダンパーは，標準形状の 2 倍とする。なお，寸法を 2 倍とすると耐力は 4 倍，変形は 2 倍される（付録付図 5 参照）。

表 4.3.2 に解析変数，図 4.3.3 に解析変数である復元力モデルを示す。解析変数は鋼種（SN490, LY225），復元力モデルの違い（曲げ鋼板ダンパー，完全弾塑性型），降伏せん断力係数  $\alpha_s$  である。No.3, 4 は No.1 の SN490 曲げ鋼板ダンパーとの比較用，No.5, 6 は No.2 の LY225 曲げ鋼板ダンパーとの比較用である。なお，完全弾塑性は図 4.3.3 に示すように初期剛性  $K_{ini}$ ，降伏耐力  $f_l Q_y$ ，二次剛性 0 を有するモデルである。 $f_l Q_y$  は曲げ鋼板ダンパーの  $Q_p$  と等しい場合と， $b f_p$  と等しい場合を考える。なお，本項での曲げ鋼板ダンパーの復元力モデルには耐力上昇スリップモデルが現れない。

曲げ鋼板ダンパーの  $\alpha_s$  はダンパー個数  $n$ ，建物質量  $M$ ，重力加速度  $g$  を用いて式(4.3.1)で算定する。

$$\alpha_s = \frac{n \cdot Q_p}{M \cdot g} \quad (4.3.1)$$

また，完全弾塑性の  $\alpha_s$  は式(4.3.1)の分子の  $Q_p$  を  $f_l Q_y$  とする。以上より， $\alpha_s$  は表 4.3.2 に示すように，曲げ鋼板ダンパーでは鋼種に関わらず 0.06 となる。完全弾塑性型では  $f_l Q_y$  を  $Q_p$  と等しくする場合と  $b f_p$  と等しくする場合があるため，0.06, 0.028 (No.3, 4) および 0.06, 0.037 (No.5, 6) となる。入力

表 4.3.2 解析変数（ダンパー1個あたり）

No.	復元力モデル	鋼種	$K_{ini}$ (kN/mm)	$Q_p$ (kN)	$b f_p$ (kN)	$\frac{b f_p}{Q_p}$	$f_l Q_y$ (kN)	ダンパー 個数 $n$	降伏せん断力係数 $\alpha_s$
1	曲げ鋼板ダンパー	SN490	7.57	344	161	0.47	-	8.38	0.06
2		LY225	7.53	202	125	0.62		14.26	0.06
3	完全弾塑性型	-	7.57	-	-	-	344	8.38	0.06
4							161		0.028 (=0.06・0.47)
5			7.53				202	14.26	0.06
6							125		0.037 (=0.06・0.62)

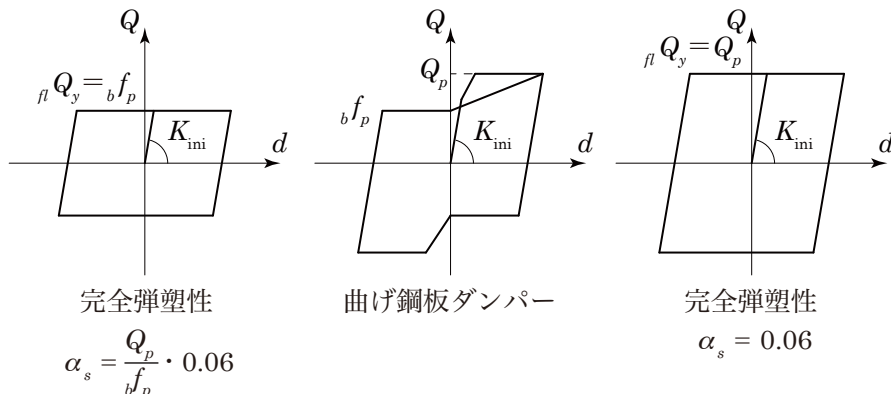


図 4.3.3 解析変数の復元力モデル

地震動は標準3波（それぞれPGVを50cm/sに基準化して入力する）およびBCJ-L1, L2とする。

○ 解析結果

図4.3.4にEl Centro NS地震動における復元力特性の違いがダンパーの荷重-変形関係に及ぼす影響を示す。(a)はSN490の曲げ鋼板ダンパーに関連する解析結果(No.1, 3, 4), (b)はLY225の曲げ鋼板ダンパーに関連する解析結果(No.2, 5, 6)である。また、黒線は曲げ鋼板ダンパー、灰色実線と灰色破線は完全弾塑性型の解析結果である。図4.3.4より、正負それぞれの最大変形を経験した後は、ダンパーはバイリニアの履歴を描き、図4.2.7の漸減载荷時の荷重-変形関係に近くなる。これは4.2.1節で設定したように、ダンパーは最大経験変位に向かって耐力が上昇する復元力特性をもつためである。以上のように、地震動におけるダンパーの荷重-変形関係は、図4.2.7の漸増・漸減载荷両者の特性をあわせもつ。また完全弾塑性型では、 $\alpha_s$ が小さい時、変形が増大していることが確認される。図4.3.5にEl Centro NS地震動における免震層の応答変位 $d$ の時刻歴を示す。黒線は曲げ鋼板ダンパー、灰色実線と灰色破線は完全弾塑性型の解析結果である。図4.3.5より、応答変位 $d$ はほぼ等しく、復元力特性が応答変位 $d$ に及ぼす影響は少ない。ただし、 $\alpha_s$ が小さい完全弾塑性型では応答変位が若干大きくなる。また、図4.3.6に一例としてEl Centro NS地震動における応答加速度 $a$ の時刻歴を示す。応答加速度 $a$ についても同様に、復元力特性が応答加速度 $a$ に及ぼす影響は少ない。ただ

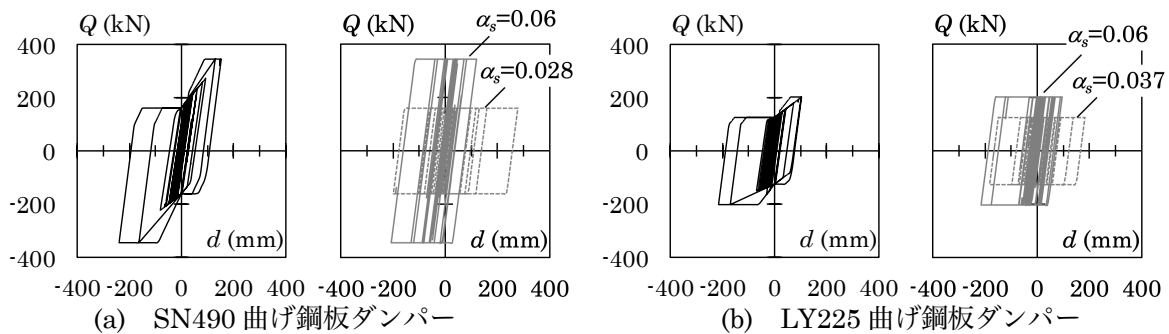


図 4.3.4 復元力特性の違いがダンパーの荷重-変形関係に及ぼす影響 (El Centro NS 地震動)

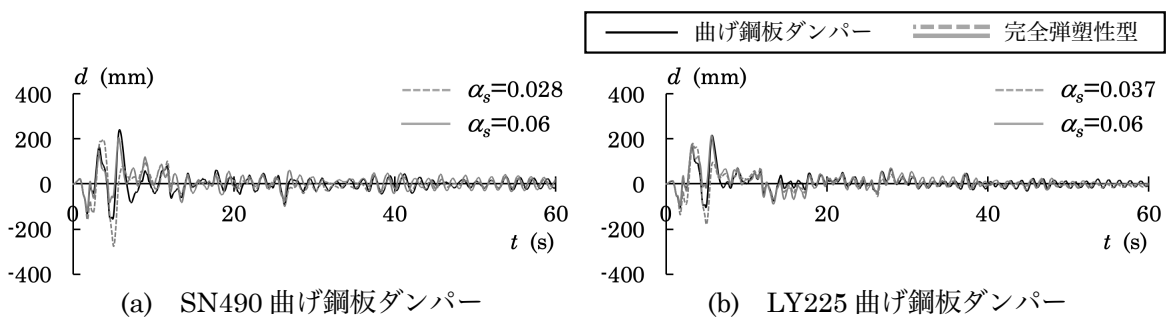


図 4.3.5 応答変位の時刻歴 (El Centro NS 地震動)

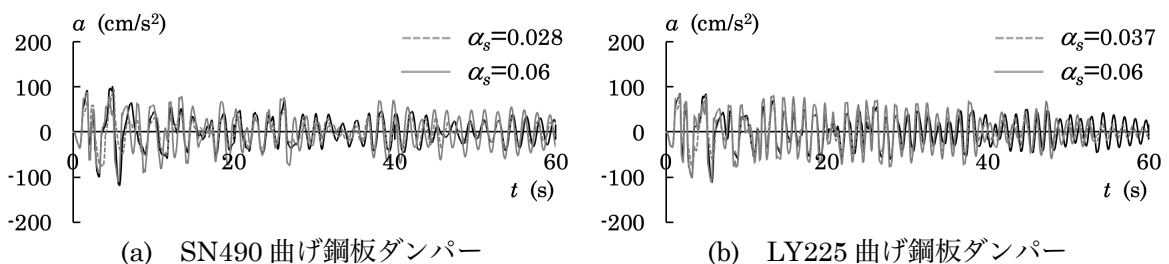


図 4.3.6 応答加速度の時刻歴 (El Centro NS 地震動)

表 4.3.3 解析結果（復元力特性の影響）

(a) SN490 曲げ鋼板ダンパー

		$d_{max}$ (mm)			$a_{max}$ (cm/s <sup>2</sup> )			$\Sigma d$ (m)			$\Sigma E$ (×103 kN m)		
復元力 モデル※		FL	BSPD	FL	FL	BSPD	FL	FL	BSPD	FL	FL	BSPD	FL
$\alpha_s$		0.028	0.06	0.06	0.028	0.06	0.06	0.028	0.06	0.06	0.028	0.06	0.06
地震動	EL	278	239	206	96	118	110	4.51	5.18	5.59	5.25	7.67	5.85
	TF	233	212	206	85	111	110	4.68	5.37	6.00	2.91	3.04	3.35
	HC	243	261	185	87	123	104	6.09	7.71	6.17	5.25	7.67	5.85
	L1	151	112	136	65	87	92	4.50	5.21	6.33	2.42	2.26	2.51
	L2	388	352	327	123	146	139	12.96	14.57	14.52	10.72	11.82	11.72

(b) LY225 曲げ鋼板ダンパー

		$d_{max}$ (mm)			$a_{max}$ (cm/s <sup>2</sup> )			$\Sigma d$ (m)			$\Sigma E$ (×10 <sup>3</sup> kN m)		
復元力 モデル※		FL	BSPD	FL	FL	BSPD	FL	FL	BSPD	FL	FL	BSPD	FL
$\alpha_s$		0.037	0.06	0.06	0.037	0.06	0.06	0.037	0.06	0.06	0.037	0.06	0.06
地震動	EL	182	215	214	81	112	112	4.05	4.61	4.66	2.99	3.23	3.48
	TF	198	166	185	85	100	104	4.38	4.78	5.13	3.51	3.87	4.19
	HC	206	196	161	87	107	99	5.07	5.65	4.65	5.64	6.56	4.36
	L1	198	166	185	66	83	84	3.82	4.09	4.24	2.52	2.44	2.32
	L2	369	350	350	128	145	145	11.61	12.18	12.76	11.89	12.32	13.62

※FL: 完全弾塑性型, BSPD: 曲げ鋼板ダンパー

し、 $\alpha_s$  が大きい完全弾塑性型では応答加速度が若干大きくなる。

表 4.3.3 に各地震動の解析結果（免震層の最大応答変位  $d_{max}$ 、最大応答加速度  $a_{max}$ 、累積変位量  $\Sigma d$ 、ダンパーのエネルギー吸収量  $\Sigma E$ ）をまとめて示す。(a)は SN490 の曲げ鋼板ダンパーに関連する解析結果 (No.1, 3, 4)、(b)は LY225 の曲げ鋼板ダンパーに関連する解析結果 (No.2, 5, 6) である。ただし、表中 FL は完全弾塑性型、BSPD は曲げ鋼板ダンパーの解析結果を表し、灰色で塗るのは 3 つの解析結果の中で中間となる値である。表 4.3.3 より、 $d_{max}$  と  $\Sigma d$  では概ね「FL ( $\alpha_s$  小) > BSPD > FL ( $\alpha_s$  大)」の順に大きく、 $a_{max}$  では概ね「FL ( $\alpha_s$  大) > BSPD > FL ( $\alpha_s$  小)」の順に大きくなる。このことから、曲げ鋼板ダンパーは、図 4.3.3 の完全弾塑性復元力モデルの中間的な性状を有することが分かる。また、 $\Sigma E$  は地震動によりばらつきがあるものの、概ね一致する。曲げ鋼板ダンパーは二次剛性が発生し、免震建物の周期が各復元力モデルで違うものの、その差異はエネルギー吸収量の観点からはわずかである。以上より、曲げ鋼板ダンパーの  $\alpha_s$  を  $Q_p$  で規定される  $\alpha_s$  と  $bfb$  で規定される  $\alpha_s$  の中間的な値で設計することで、適切にその地震応答性状を評価する。

#### 4.3.3 鋼板形状が地震応答性状に及ぼす影響

##### ○ 解析概要

本項では、曲げ鋼板ダンパーの鋼板形状が地震応答性状に及ぼす影響を把握するため、曲げ鋼板ダンパーを適用した免震建物の地震応答解析を実施する。また前項における検討から、式(4.3.1)による降伏せん断力係数  $\alpha_s$  とは別に、 $Q_p$  と  $bfb$  との中間値で規定される降伏せん断力係数  $ave\alpha_s$  を式(4.3.2)で定義する。

$$ave\alpha_s = \frac{n \cdot \frac{Q_p + bfb}{2}}{M \cdot g} \quad (4.3.2)$$

表 4.3.5 鋼板形状の解析変数

No.	モデル名	鋼板形状	鋼種	スケール	考慮する復元力モデル要素			降伏せん断力 係数の定義	n	
					バイリニア	スリップ	耐力上昇スリップ		0.03	0.06
1	std-SN-2-m	標準形状	SN490	2倍	○	○	—	$\alpha_s$ = 0.03, 0.06	4.2	8.5
2	std-SN-3-m	h200g50t6	SN490	3倍	○	○	—		1.9	3.8
3	h500-SN-2-m	h250g50t6	SN490	2倍	○	○	—		4.7	9.4
4	std-SN-2-a	標準形状	SN490	2倍	○	○	○	$ave\alpha_s$ = 0.03, 0.06	5.7	11.4
5	std-LY-2-a	h200g50t6	LY225	2倍	○	○	○		8.8	17.6
6	g0-LY-2-a	h200g0t6	LY225	2倍	○	○	○		9.5	18.9
7	h500-LY-2-a	h250g50t6	LY225	2倍	○	○	耐力上昇なし		9.4	18.7

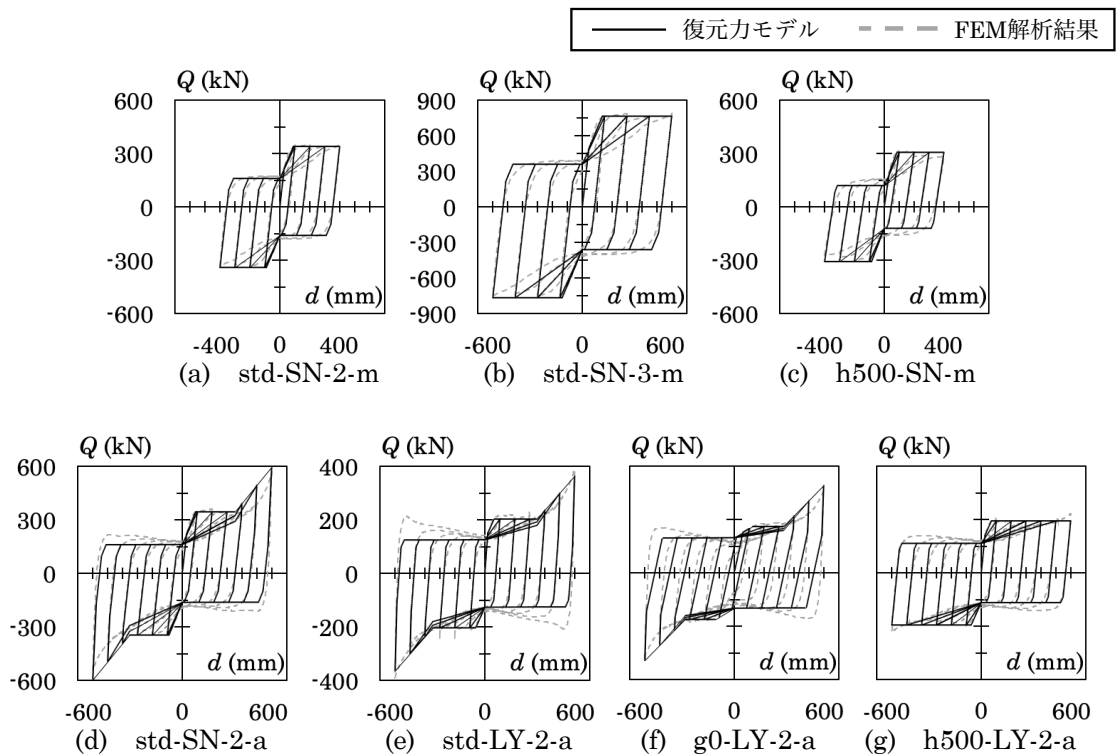
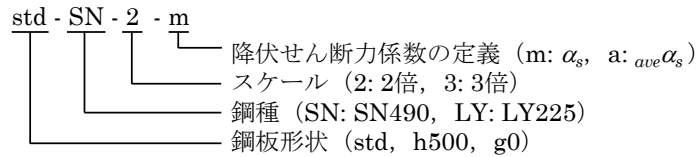


図 4.3.7 各ダンパーの復元力モデル

表 4.3.5 に鋼板形状の解析変数を示す。鋼板形状としては表 4.2.1 に示す形状をスケール 2 倍または 3 倍とする。鋼種は SN490 と LY225 とする。ただし、No.1~3 と No.4~7 では研究の時系列上、解析方針に違いがある。すなわち No.1~3 は第 2 章の孔有試験体を再現するように設定したものであり、考慮する復元力モデル要素はバイリニアとスリップ (図 4.2.5) のみであり、式(4.3.1)により  $\alpha_s$  を算定する。No.4~7 は第 2 章の孔無試験体を再現するように設定したものであり、考慮する復元力モデル要素はバイリニア、スリップ、耐力上昇スリップ (図 4.2.5) であり、式(4.3.2)により  $ave\alpha_s$  を算定する。No.1~3 は No.1, No.4~7 は No.5 を基準の変数とする (表中灰色部分)。なお、 $\alpha_s$  または  $ave\alpha_s$  を 0.03, 0.06 となるように設計したため、n は小数点を含む数値となっている。

図 4.3.7 に各ダンパーの復元力モデルを示す。実線は復元力モデル、破線は FEM 解析結果である。図 4.3.7 より、いずれのモデルも復元力モデルと FEM 解析結果は良く対応している。表 4.3.6 に各ダ

表 4.3.6 各ダンパーの諸量

No.	モデル名	鋼板形状	鋼種	スケール	$d_y$ (kN)	$K_{ini}$ (kN/mm)	$Q_p$ (kN)	$bf_p$ (kN)	$\frac{bf_p}{Q_p}$
1	std-SN-2-m	標準形状	SN490	2倍	29	7.49	340	160	0.47
2	std-SN-3-m	h200g50t6	SN490	3倍	44	11.20	750	360	0.48
3	h500-SN-2-m	h250g50t6	SN490	2倍	34	5.70	307	120	0.39
4	std-SN-2-a	標準形状	SN490	2倍	29	7.57	344	161	0.47
5	std-LY-2-a	h200g50t6	LY225	2倍	20	7.53	202	125	0.62
6	g0-LY-2-a	h200g0t6	LY225	2倍	58	2.60	173	131	0.76
7	h500-LY-2-a	h250g50t6	LY225	2倍	25	5.63	196	111	0.57

ンパーの諸量を示す。表 4.3.6 より、降伏変位  $d_y$  は std-SN-3-m と g0-LY-2-a で大きくなる。また、 $bf_p / Q_p$  は SN490 より LY225 の方が大きく、鋼板形状では「h200g0t6>h200g50t6>h250g50t6」の順に大きい。入力地震動は標準 3 波（それぞれ PGV を 50, 100cm/s に基準化して入力する）および BCJ-L1, L2 とする（4.3.1 節参照）。

○ 解析結果

図 4.3.8 に El Centro NS 地震動における降伏せん断力係数 0.06 のダンパーの荷重-変形関係を示す。図 4.3.8 より、復元力モデルの違いにより、荷重-変形関係も異なっていることが確認できる。また、耐力上昇スリップモデルは PGV100cm/s を除いて現れず、本検討範囲では耐力上昇スリップモデルが地震応答性状に及ぼす影響は少ない。

図 4.3.9 に免震層の最大応答変位変形  $d_{max}$  を示す。横軸は地震動で整理しており、それぞれの略称は表 4.3.1 に示す通りである。また、実線、点線は降伏せん断力係数 0.06, 0.03, 黒線、灰色線は地震動の最大速度 PGV50cm/s, 100cm/s の解析結果である。図 4.3.9 より、ダンパーモデルと地震動によりばらつきがあるものの、降伏せん断力係数が大きいほど  $d_{max}$  が低減され、概ね  $d_{max}$  が 100mm 程度

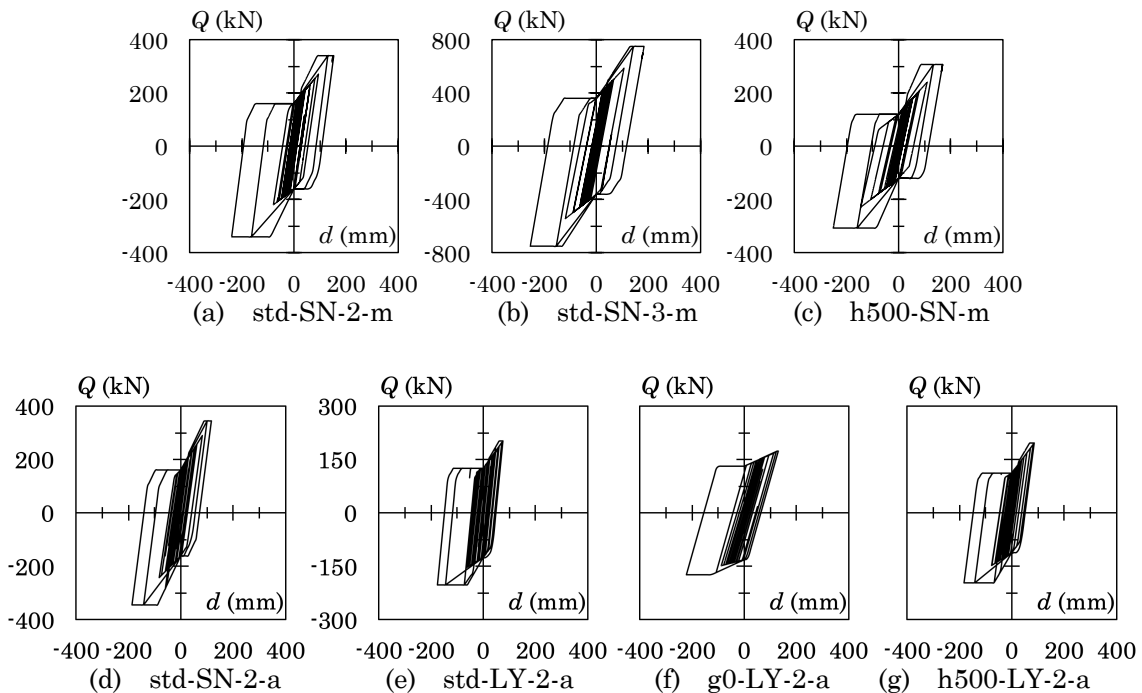


図 4.3.8 荷重-変形関係（降伏せん断力係数 0.06, El Centro NS 地震動）

	PGV 50cm/s	PGV 100cm/s
降伏せん断力係数 0.03	---○---	---○---
降伏せん断力係数 0.06	—○—	—○—

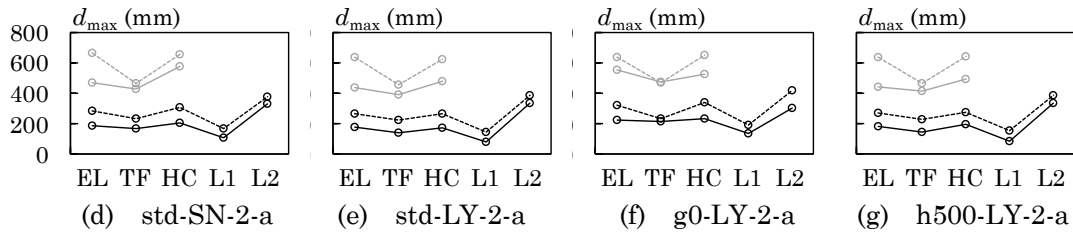
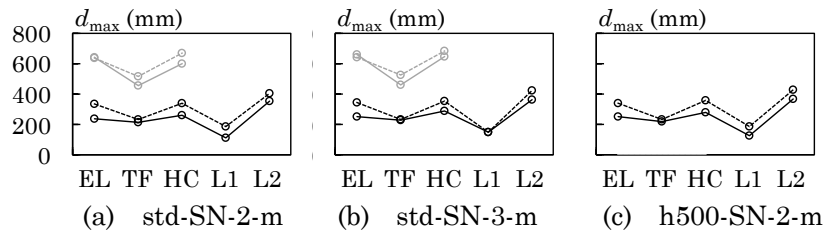


図 4.3.9 免震層の最大応答変位  $d_{max}$

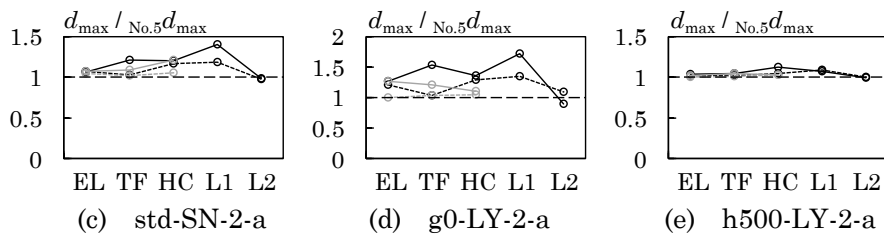
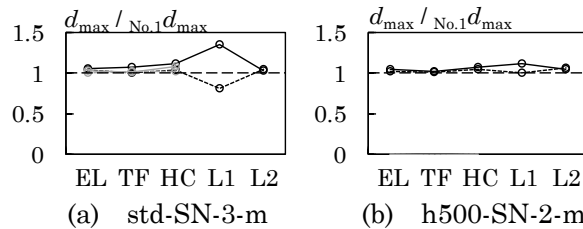


図 4.3.10 免震層の無次元化最大応答変位

小さくなる。また、PGV100cm/sではPGV50cm/sより $d_{max}$ が2倍程度となる。BCJ-L2地震動で最も $d_{max}$ が大きくなり、降伏せん断力0.03のとき $d_{max}=385\sim 429\text{mm}$ 、降伏せん断力0.06のとき $d_{max}=300\sim 368\text{mm}$ となる。一般的な免震建物のクリアランスが450～600mm程度であるため<sup>4.4)</sup>、レベル2の地震動に対してダンパーが応答変位を低減していることが分かる。

次に各ダンパーモデルが $d_{max}$ に及ぼす影響を検討するため、図4.3.10に免震層の無次元化最大応答変位を示す。ただし、No.2,3の結果である(a),(b)はNo.1で無次元化し、No.4,6,7の結果である(c),(d),(e)はNo.5で無次元化する。凡例は図4.3.9のときと同様である。(a),(b)より、std-SN-3-mとh500-SN-2-mはstd-SN-2-mよりわずかに $d_{max}$ が大きくなる。これはstd-SN-3-mは比較的 $d_y$ が大きく早期にダンパーが降伏せず、またh500-SN-2-mはstd-SN-2-mより $b_{fp}/Q_p$ が小さく棚状域でのエネルギー吸収量が小さくなるためである。(c),(d),(e)より、std-SN-2-a,g0-LY-2-a,h500-LY-2-aはいずれもstd-LY-2-aより $d_{max}$ が大きくなる。std-SN-2-a,h500-LY-2-aがstd-LY-2-aより $d_{max}$ が大きくなるのは、std-SN-2-a,h500-LY-2-aの $b_{fp}/Q_p$ が小さいためである。また、g0-LY-2-aはstd-LY-2-aより $b_{fp}/Q_p$ が大きいが、 $d_y$ が比較的大きいため $d_{max}$ が増大した。以上より、 $d_{max}$ を低減させる

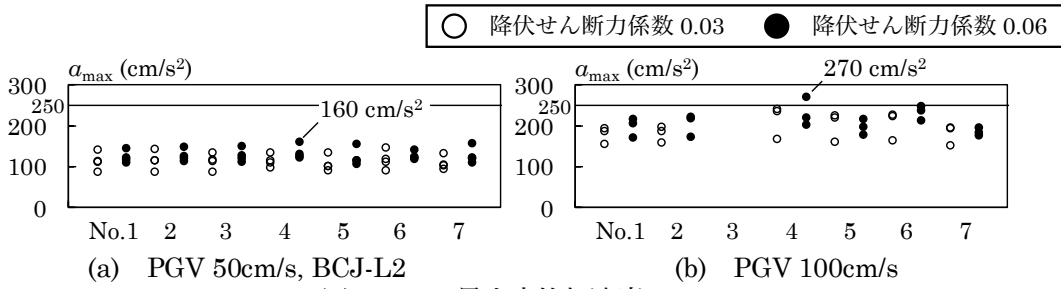


図 4.3.11 最大応答加速度  $a_{max}$

には  $d_y$  を小さくして早期にダンパーが降伏するようにし、かつ  $b_f / Q_p$  を大きくして棚状域でのエネルギー吸収量を増大することが有効である。

図 4.3.11 に最大応答加速度  $a_{max}$  を示す。(a)は PGV50cm/s または BCJ-L2, (b)は PGV100cm/s の解析結果である。また、○, ●印は降伏せん断力係数 0.03, 0.06 の解析結果である。図 4.3.11 より、いずれも降伏せん断力係数 0.06 の方が  $a_{max}$  は若干大きくなる。また、(a)よりレベル 2 の地震動では  $a_{max}$  は最大 160cm/s<sup>2</sup>, (b)より PGV100cm/s の地震動では  $a_{max}$  は最大 270cm/s<sup>2</sup> となる。PGV100cm/s の一部の地震動を除いて  $a_{max}$  は什器等の転倒が生じる目安となる 250cm/s<sup>2</sup> 以下であり、加速度応答が十分に低減されている。

次に Manson-Coffin 則および Miner 則に基づいた累積損傷度  $D$  と、Rainflow 法のサイクル計測法を用いることで、不規則な振幅をもつ応答変位下におけるダンパーの損傷度を評価する<sup>4.5)</sup>、<sup>4.6)</sup>。Miner 則では、式(4.3.3)より累積損傷度  $D$  が推定され、 $D$  が 1 以上となる時ダンパーの疲労曲線を上回る。

$$D = \sum_i \frac{n_i}{N_i} \quad (4.3.3)$$

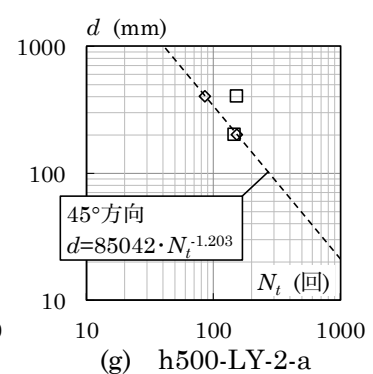
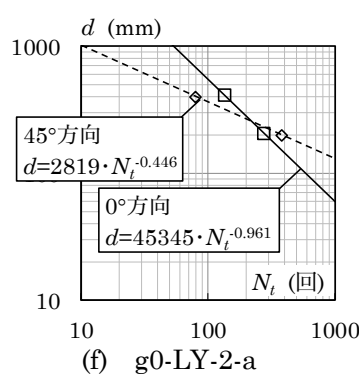
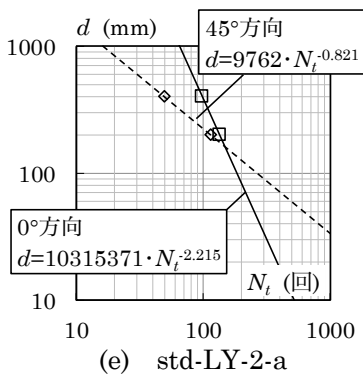
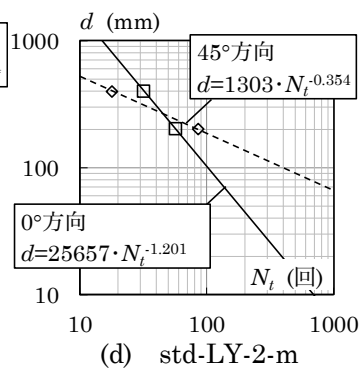
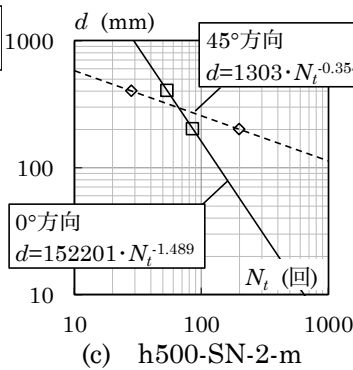
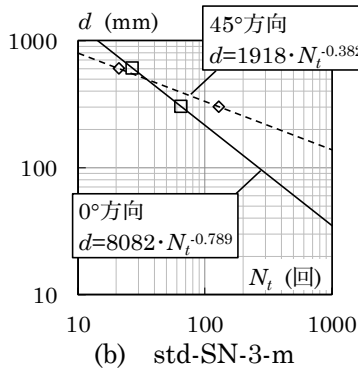
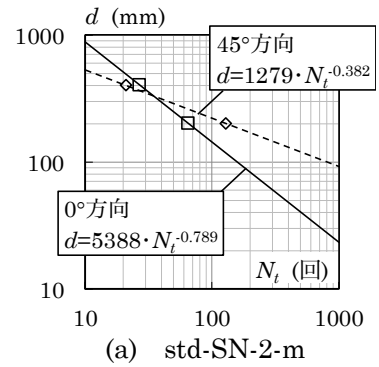


図 4.3.12 各ダンパーモデルの疲労曲線





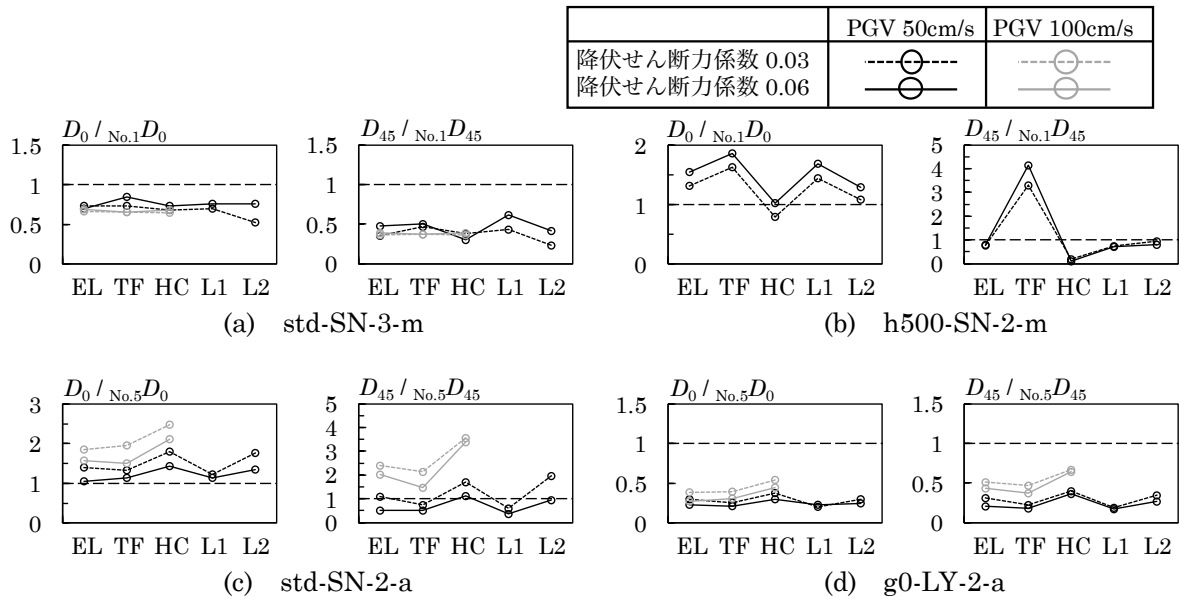


図 4.3.14 無次元化累積損傷度 (各左図：0°，各右図：45°方向)

し、No.2,3 の結果である(a), (b)は No.1 で無次元化し、No.4, 6 の結果である(c), (d)は No.5 で無次元化する。凡例は図 4.3.13 のときと同様である。(a)より、std-SN-3-m は std-SN-2-m より  $D$  が大幅に小さく、ダンパースケールを大きくすることは  $D$  を低減するのに有効である。(b)より、h500-SN-2-m は std-SN-2-m より  $D$  が大きくなる。h500-SN-2-m は std-SN-2-m より繰返し変形性能にすぐれるが、復元力モデルの違いから変形量は h500-SN-2-m の方が大きくなる。また、前述のように h500-SN-2-m の疲労曲線は小振幅で  $N_i$  を過小評価している。このことから、h500-SN-2-m において  $D$  が大きくなる。(c)より、std-SN-2-a は std-LY-2-a より  $D$  が大きくなり、鋼種を LY225 とすることは  $D$  を低減するのに有効である。(d)より、g0-LY-2-a は std-LY-2-a より  $D$  が大幅に小さい。これは g0-LY-2-a の繰返し変形性能が大きいためである。なお、h500-LY-2-a は上記のように疲労曲線を求めていないが、std-LY-2-a よりも繰返し変形性能にすぐれる。このことから、h500-LY-2-a の  $D$  も g0-LY-3-a 同様に小さくなるのが推定される。

以上より、PGV100cm/s を含むいずれの地震動でも  $D$  が 1.0 を上回らない。また、ダンパースケールを大きくすることや、端板四隅ボルト孔を無くして鋼種 LY225 を用いることで  $D$  は大幅に小さくなり、損傷度に余裕をもたせることが可能である。ただし、より継続時間が長い地震動では、 $D$  が本項で検討した場合より大きくなるのが予想され、今後の検討が必要である。

#### 4.3.4 多数回繰返し変形の影響

曲げ鋼板ダンパーは多数回繰返し変形によって耐力（エネルギー吸収量）が徐々に低下する（図 4.3.15 参照）。このような多数回繰返し変形の影響は、U 字形ダンパーや鉛ダンパーでも見られ、文献(4.7), (4.8)では多数回繰返し変形が地震応答性状に及ぼす影響を検討している。とくに本項では文献(4.7)による方法（降伏荷重低下率を簡易的に評価する方法；以下、簡易法）を用いて、曲げ鋼板ダンパーの多数回繰返し変形の影響を検討する。以下に簡易法の解析手順を示す。

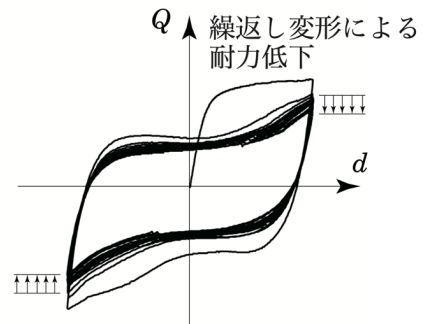


図 4.3.15 繰返し変形による耐力低下

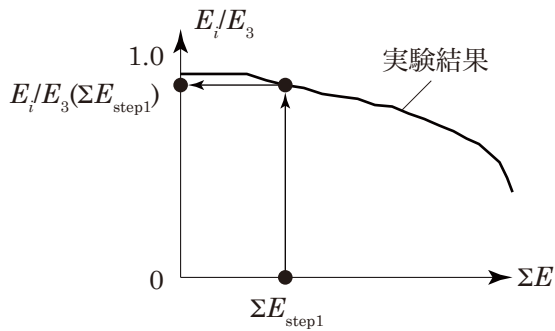


図 4.3.16 エネルギー吸収量変化率

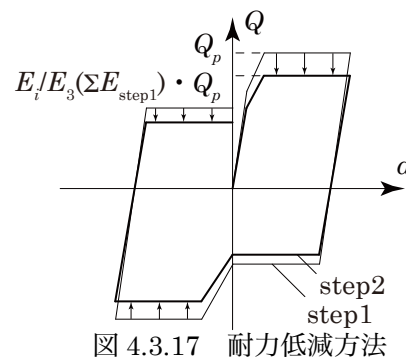


図 4.3.17 耐力低減方法

表 4.3.7 各ダンパーモデルのエネルギー低下率（累積変形量 40m 時点）

No.	モデル名	鋼板形状	鋼種	スケール	累積変形量40m時点のエネルギー吸収量低下率 $E_i/E_3$					
					片振幅 $d$ (mm)	0°	45°	片振幅 $d$ (mm)	0°	45°
1	std-SN-2-m	標準形状	SN490	2倍	$d=200$	0.58	0.59	$d=400$	0.42	-
2	std-SN-3-m	h200g50t6	SN490	3倍	$d=300$	0.74	0.82	$d=600$	0.74	0.61
3	h500-SN-2-m	h250g50t6	SN490	2倍	$d=200$	0.65	0.83	$d=400$	0.62	0.49
4	std-SN-2-a	標準形状	SN490	2倍	$d=200$	0.57	0.56	$d=400$	0.43	-
5	std-LY-2-a	h200g50t6	LY225	2倍	$d=200$	0.75	0.74	$d=400$	0.86	0.73
6	g0-LY-2-a	h200g0t6	LY225	2倍	$d=200$	0.83	0.93	$d=400$	0.96	0.79
7	h500-LY-2-a	h250g50t6	LY225	2倍	$d=200$	0.75	0.79	$d=400$	0.84	0.82

1. ダンパーの繰返し依存性を無視した地震応答解析 (step1) を実施する。なお, step1 は本章では 4.3.3 項に相当する。
2. ダンパーの吸収エネルギー  $\Sigma E_{\text{step1}}$  を評価する。
3.  $\Sigma E_{\text{step1}}$  に応じて繰返し依存性を考慮した地震応答解析 (step2) を実施する。

本項では, 3.の手順としてダンパー耐力を  $\Sigma E_{\text{step1}}$  に応じて低減させる。具体的には第 2 章の実験結果よりエネルギー吸収量変化率  $E_i/E_3$ , すなわち第  $i$  サイクルの第 3 サイクルに対するエネルギー吸収量の比率を求める (図 4.3.16 参照)。なお, 本項では第 3 サイクルを基準とし, それ以前にはダンパーの耐力を低下させない。次に,  $\Sigma E_{\text{step1}}$  に対応するエネルギー吸収量低下率  $E_i/E_3(\Sigma E_{\text{step1}})$  を算定する。最後に, 図 4.3.17 に示すようにダンパー耐力を  $E_i/E_3(\Sigma E_{\text{step1}})$  倍して, 再び地震応答解析を実施する。

文献 4.7) では U 字形ダンパー (NSUD45 タイプ) の多数回繰返し変形の影響に関する図が示されており, 片振幅 200mm の定常振幅載荷において累積変形量 40 数 m 時点で 1 サイクル目より 0.7 程度, 片振幅 650mm の定常振幅載荷において累積変形量約 30m 時点で 1 サイクル目より 0.8 程度降伏荷重が低下する。ただし, 文献 4.7), 4.9) では U 字形ダンパーの多数回繰返し変形の影響は少ないと見なしており, 多数回繰返し変形が地震応答性状に及ぼす影響を検討した研究はない。一方で鉛ダンパーは U 字形ダンパーと比べて多数回繰返し変形の影響が大きく, 多数回繰返し変形が地震応答性状に及ぼす影響はさまざまに検討されている (例えば 4.7), 4.8)。曲げ鋼板ダンパーの指標として, 表 4.3.7 に 4.3.3 項の各ダンパーモデルのエネルギー吸収量低下率  $E_i/E_3$  を示す。表には, 0° および 45° 方向の片振幅  $d$  ごとの  $E_i/E_3$  (累積変形量 40m 時点) を示しており, 0.7 以上の結果を灰色としている。表 4.3.7 より, No.5~7 の LY225 ではいずれも 0.7 以上となり, 既存のダンパーと比較してもエネルギー低下率  $E_i/E_3$  は小さい。このことから, 本項ではエネルギー吸収量低下率  $E_i/E_3$  が大きくなった SN490 の No.1~3 について, 多数回繰返し変形が耐力低下に及ぼす影響を検討する。

表 4.3.8 各ダンパーモデルのエネルギー吸収量低下率  $E_i/E_3$

(a) 降伏せん断力係数 0.03

No.	モデル名	エネルギー吸収量低下率 $E_i/E_3$								
		PGV 50cm/s			原波		PGV 100cm/s			
		EL	TF	HC	L1	L2	EL	TF	HC	
1	std-SN-2-m	1.00	1.00	0.96	1.00	0.86	0.93	0.86	0.85	
2	std-SN-3-m	0.98	0.99	0.93	1.00	0.88	0.90	0.88	0.88	
3	h500-SN-2-m	1.00	1.00	0.94	1.00	0.88				

(b) 降伏せん断力係数 0.06

No.	モデル名	エネルギー吸収量低下率 $E_i/E_3$								
		PGV 50cm/s			原波		PGV 100cm/s			
		EL	TF	HC	L1	L2	EL	TF	HC	
1	std-SN-2-m	1.00	1.00	0.96	1.00	0.86	0.93	0.86	0.85	
2	std-SN-3-m	0.98	0.99	0.93	1.00	0.88	0.90	0.88	0.88	
3	h500-SN-2-m	1.00	1.00	0.94	1.00	0.88				

表 4.3.9 各ダンパーモデルの多数回繰返し変形の影響 (降伏せん断力係数 0.03)

(a) 最大応答変位  $d_{max}$  に及ぼす影響

No.	モデル名	$d_{max}$ (mm)	PGV 50cm/s			原波	PGV 100cm/s		
			EL	TF	HC	L2	EL	TF	HC
1	std-SN-2-m	step1	333	232	339	403	636	514	668
		step2	333	232	338	419	629	546	665
		step2/step1	1.00	1.00	1.00	0.96	1.01	0.94	1.00
2	std-SN-3-m	step1	346	233	352	423	640	525	682
		step2	346	233	350	436	629	547	676
		step2/step1	1.00	1.00	1.01	0.97	1.02	0.96	1.01
3	h500-SN-2-m	step1	340	234	356	429			
		step2	340	234	353	455			
		step2/step1	1.00	1.00	1.01	0.94			

(b) 最大応答加速度  $a_{max}$  に及ぼす影響

No.	モデル名	$a_{max}$ ( $cm/s^2$ )	PGV 50cm/s			原波	PGV 100cm/s		
			EL	TF	HC	L2	EL	TF	HC
1	std-SN-2-m	step1	112	87	113	129	186	156	194
		step2	112	87	112	129	183	160	189
		step2/step1	1.00	1.00	1.01	1.00	1.02	0.98	1.03
2	std-SN-3-m	step1	115	87	116	134	187	159	198
		step2	114	87	114	134	182	161	193
		step2/step1	1.01	1.00	1.02	1.00	1.03	0.99	1.03
3	h500-SN-2-m	step1	113	87	117	135			
		step2	113	87	115	138			
		step2/step1	1.00	1.00	1.02	0.98			

表 4.3.8 に各ダンパーモデルのエネルギー吸収量低下率  $E_i/E_3$  を示す。(a) は降伏せん断力係数 0.03, (b) は 0.06 の時の解析結果である。表 4.3.8 より, 最大速度 PGV50cm/s の地震動の大部分に対しては,  $E_i/E_3 = 1.00$  であり, 耐力低下しない。ただし, BCJ-L2 地震動や PGV100cm/s (とくに Hachinohe 地震動) では,  $E_i/E_3$  が小さくなり, 0.85 まで低下する可能性がある。また, 降伏せん断力係数の比較では, 0.03 の方が 0.06 より  $E_i/E_3$  の低下が大きい。このことから, 降伏せん断力係数 0.03 に関して多数回繰返し変形の影響を検討する。

表 4.3.9 に降伏せん断力係数 0.03 の時の各ダンパーモデルの多数回繰返し変形の影響を示す。(a) は

最大応答変位  $d_{\max}$  に及ぼす影響, (b) は最大応答加速度  $a_{\max}$  に及ぼす影響である。表中, step1 は繰返し依存性非考慮 (4.3.3 項に相当), step2 は繰返し依存性考慮の解析結果である。表 4.3.9 より,  $d_{\max}$  では step1 と step2 との比は 0.94~1.01,  $a_{\max}$  では step1 と step2 との比は 0.98~1.03 の範囲にある。以上より, 本章の地震動では多数回繰返し変形によるダンパーの耐力低下が地震応答性状に及ぼす影響はわずかである。

#### 4.4 結

本章では, 曲げ鋼板ダンパーを適用した免震建物の地震応答性状を検討した。以下に得られた知見を示す。

- ・ 曲げ鋼板ダンパーの復元力モデルは, バイリニアモデル, 最大点指向型バイリニアスリップモデル, 大変域の耐力上昇を表現するバイリニアスリップモデルの 3 つを並列に組み合わせたモデルを用いることで精度良く再現できる。
- ・ 曲げ鋼板ダンパーの降伏せん断力係数を全塑性耐力  $Q_p$  と棚状域の耐力  $bfb$  の平均値で規定することで, 適切にその地震応答性状を評価することができる。
- ・ 免震層の最大応答変位  $d_{\max}$  は SN490 で「std-SN-3-m>h500-SN-2-m>std-SN-2-m」, LY225 で「g0-LY-2-a>h500-LY-2-a>std-LY-2-a」の順に大きくなる。これは棚状域のエネルギー吸収量の指標である  $bfb/Q_p$  と降伏変位  $d_y$  の大小が影響している。 $bfb/Q_p$  が大きい, または  $d_y$  が小さいほど  $d_{\max}$  は小さくなる。
- ・ ダンパーモデルに関わらず, 最大応答加速度  $a_{\max}$  は, 最大速度 50cm/s では 160 cm/s<sup>2</sup> 以下, 最大速度 100cm/s では 270cm/s<sup>2</sup> 以下である。
- ・ ダンパーの疲労曲線は Manson-Coffin 則に基づいて算定される。ただし, 本論での疲労曲線は, 対数軸上で直線近似しているため, 小振幅の繰返し回数を過小評価している。より適切な疲労曲線を求めることは今後の課題である。
- ・ 免震層の累積損傷度  $D$  は SN490 で「h500-SN-2-m>std-SN-2-m>std-SN-3-m」, LY225 で「std-LY-2-a>g0-LY-2-a」の順に大きくなる。なお, h500-LY-2-a は  $D$  を算定していないが, g0-LY-2-a と同様に  $D$  が小さくなることが予想される。 $D$  は, ダンパースケールを大きくすることや, 端板四隅ボルト孔を無くして鋼種 LY225 を用いることで大幅に小さくなる。
- ・ 一部の地震動を除き, 0°方向の  $D$  の方が 45°方向より大きい。これは振幅が比較的小さい範囲において 45°方向の方が 0°方向に比べて繰返し変形性能にすぐれるためである。
- ・ 本章の地震動では多数回繰返し変形によるダンパーの耐力低下が地震応答性状に及ぼす影響はわずかである。また多数回繰返し変形による耐力低下は, 鋼種 LY225・端板四隅ボルト孔無しのダンパーで影響が少ない。

#### 参考文献

- 4.1) 任意形状立体フレームの弾塑性解析 SNAP Ver.7 テクニカルマニュアル
- 4.2) MSC.Marc User's Guide
- 4.3) 日本建築学会: 免震構造設計指針 第3版, pp.88-93, 2001.9
- 4.4) 田中佑治, 福知伸夫, 飛田潤, 護雅史: 性能評定・評価資料のデータベース化に基づく国内免震

- 建物の現状について, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.303-304, 2010.7
- 4.5) S.S.Manson, T.J.Donald: Thermal Stress and Low Cycle Fatigue, Journal of Applied Mechanics, Vol.33, Issue4, pp.957, 1961.10
  - 4.6) 遠藤達雄, 安在弘幸: 簡明にされたレインフローアルゴリズム「P/V 差法」について, 材料, 第30巻, 第328号, pp.89-93, 1981.1
  - 4.7) 国立研究開発法人建築研究所: 免震部材の多数回繰返し特性と免震建築物の地震応答性状への影響に関する研究, 2016.4
  - 4.8) 西村拓也, 中西啓二, 飯場正紀, 菊池優: 多数回繰返し加力による変動を考慮した免震用鉛ダンパーの復元力モデルに関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第80巻, 第711号, pp.735-743, 2015.5
  - 4.9) 日本建築学会: 免震構造設計指針 第4版, 2013.10



## 第5章 水平2方向入力曲げ鋼板ダンパーの力学性状に及ぼす影響

### 5.1 序

第4章までは、水平1方向の変形を想定した曲げ鋼板ダンパーの力学性状を検討してきた。しかし、地震時には免震建物は水平2方向に変形することから、免震部材の水平2方向特性を把握することが必要である。近年、水平2方向変形を想定した免震部材の研究が進められている(5.1)~(5.5)。文献(5.1)~(5.5)によるとU字形ダンパーや鉛ダンパーは水平2方向の変形下では以下の2つの要因で、早期にダンパーが破断することが指摘されている。

- ・ 水平1方向の時と異なり、直交方向の入力に対する損傷が影響すること。
- ・ 水平2方向の円弧運動に伴い、部材自身に捩れ変形が生じることで、累積損傷度 $D$ が1.0以下でダンパーが破断に至ること。

前者に関して文献(5.3)、(5.5)では、直交方向の入力に対する損傷度を累積損傷度 $D$ に単純に足し合わせることで考慮している。これはU字形ダンパーと鉛ダンパーでは、载荷方向と直交方向でほぼ等しい繰返し変形性能を有しているためである。後者の捩れ変形に関して、U字形ダンパーに関連する文献(5.1)、(5.2)では、捩れ影響指数 $J_f$ を平均せん断変形角の3乗と回転角の積と定義して、 $J_f$ に応じて累積損傷度 $D$ を低減している。なお、捩れ変形が大きくなる時、累積損傷度 $D$ は最大 $D=0.4$ まで低減される。また、鉛ダンパーに関連する文献(5.3)では、円弧運動の形状と変形量の2つの要素で累積損傷度 $D$ を低減している。

一方で、曲げ鋼板ダンパーの水平2方向特性は以下のようにまとめられる。

- ・ 図5.1.1のように曲げ鋼板ダンパーは、水平1方向とその直交方向でき裂が生じる箇所が異なっている。そのため、文献(5.3)、(5.5)のように直交方向の入力に対する損傷度を累積損傷度 $D$ に単純に足し合わせるより、損傷度を载荷方向ごとに独立に扱うことが考えられる。なお、このことは本論の検討外であり、今後実験的に明らかにする予定である。
- ・ 鋼板の面方向の剛性が高く、部材自身に捩れ変形を生じにくい。そのため、既往のダンパーと比較して、捩れ変形が繰返し変形性能に及ぼす悪影響をうけにくいことが予想される。

本章ではまず、水平2方向入力時の曲げ鋼板ダンパーの復元力特性を精度良く再現できるモデルを検討する。次に得られた復元力モデルを用いて、曲げ鋼板ダンパーを適用した免震建物の水平2方向地震応答性状を把握する。とくに現在一般的な設計で行われている水平1方向入力の地震応答性状の解析結果(最大応答変形、最大応答加速度、損傷度など)と比較・検討する。さらに、上記で得られた免震層の変形軌跡などを参考にして、水平2方向の円弧運動を想定したFEM解析を曲げ鋼板ダン

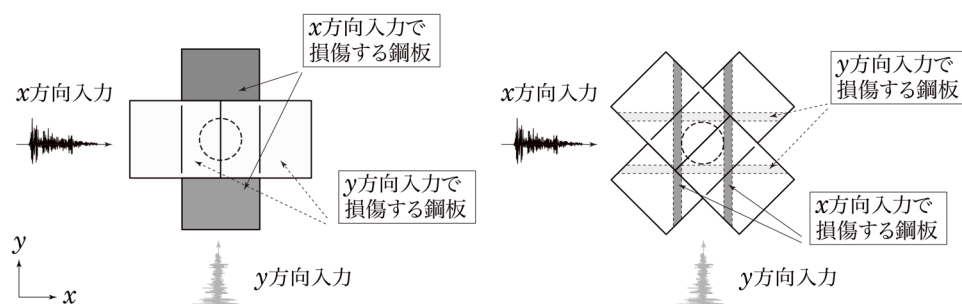


図 5.1.1 曲げ鋼板ダンパーの水平2方向入力時の損傷鋼板



パーに対して実施する。FEM 解析では、鋼板幅や水平 2 方向の载荷履歴が曲げ鋼板ダンパーの相当塑性歪に及ぼす影響を把握する。

## 5.2 水平 2 方向を想定したダンパー復元力モデル

### 5.2.1 ダンパーの復元力モデル

本節では、弾塑性解析プログラム SNAP Ver.7<sup>5.6)</sup>を用いて、水平 2 方向応答下での曲げ鋼板ダンパーの復元力モデルを提案する。ダンパーの水平 2 方向特性を表現する力学モデルとして MSS (Multiple Shear Spring) モデル<sup>5.6), 5.7)</sup>を用いる。図 5.2.1 に示すように、MSS モデルは非線形特性が同一な多数のせん断ばねを等角度に配置したモデルである。せん断ばねは  $x$  軸に平行なばねを 1 とし、反時計回りに番号が付けられる。ばね  $i$  の角度  $\theta_i$  は式(5.2.1)より求まる。

$$\theta = \frac{(i-1)\pi}{n} \quad (i = 1, 2 \cdots n) \quad (5.2.1)$$

ここで  $n$  は偶数でばねの総数である。また、ばねの初期剛性  $k_{si}$  は、ダンパーのせん断剛性から得られる。ダンパーのせん断剛性は  $x, y$  軸方向により異なる場合があるが、各ばねの剛性は、 $i = 1$  のばね剛性を  $k_{s0}$  と方向ごとの剛性差  $\Delta k$  を用いて式(5.2.2)で表される。

$$k_{si} = k_{s0} + \Delta k \cdot \sin \theta_i \quad (i = 1, 2 \cdots n) \quad (5.2.2)$$

断面の  $x$  軸方向において単位変形が発生すると、 $x$  軸方向および  $y$  軸方向のせん断剛性は式(5.2.3)および式(5.2.4)で表せる。

$$\Sigma k_{si} \cdot \cos^2 \theta_i = K_{sx} \quad (5.2.3)$$

$$\Sigma k_{si} \cdot \sin^2 \theta_i = K_{sy} \quad (5.2.4)$$

ここで、 $K_{sx}, K_{sy}$  はダンパーの初期せん断剛性である。式(5.2.1), (5.2.2)を式(5.2.3), (5.2.4)に代入することで、式(5.2.5), (5.2.6)が得られる。

$$k_{s0} \cdot \cos^2 \frac{(i-1)\pi}{n} + \Delta k \cdot \Sigma \sin \frac{(i-1)\pi}{n} \cdot \cos^2 \frac{(i-1)\pi}{n} = K_{sx} \quad (5.2.5)$$

$$k_{s0} \cdot \sin^2 \frac{(i-1)\pi}{n} + \Delta k \cdot \Sigma \sin^3 \frac{(i-1)\pi}{n} = K_{sy} \quad (5.2.6)$$

また、三角関数の公式より、式(5.2.5), (5.2.6)から式(5.2.7), (5.2.8) ( $k_{s0}$  および  $\Delta k$ ) が得られる。

$$\Delta k = \frac{K_{sy} - K_{sx}}{\Sigma \sin^3 \frac{(i-1)\pi}{n} - \Sigma \sin \frac{(i-1)\pi}{n} \cdot \cos^2 \frac{(i-1)\pi}{n}} \quad (5.2.7)$$

$$k_{s0} = \frac{K_{sy} - \Delta k \cdot \Sigma \sin^3 \frac{(i-1)\pi}{n}}{\frac{n}{2}} \quad (5.2.8)$$

ばねの耐力は、 $x, y$  軸方向のダンパーせん断耐力  $Q_{px}, Q_{py}$  から求める。ただし、 $Q_{px} \neq Q_{py}$  の場合は、ばね  $i$  の耐力  $Q_{si}$  は、式(5.2.2)と同様の考え方により式(5.2.9)より得られる。

$$Q_{si} = Q_{s0} + \Delta Q_s \cdot \sin \theta_i \quad (i = 1, 2 \cdots n) \quad (5.2.9)$$

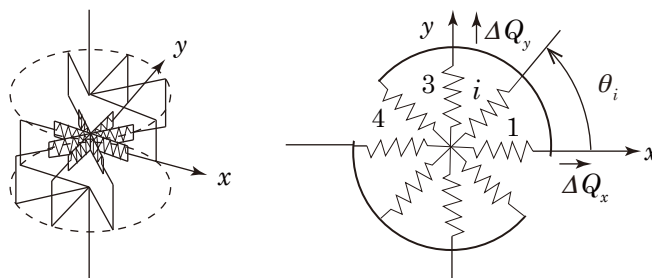


図 5.2.1 MSS モデル (ばね 4 本の場合)

ここで、 $Q_{s0}$  は  $x$  軸方向のせん断耐力 ( $\theta_i = 0^\circ$ )、 $Q_{s0} + \Delta Q_s$  は  $y$  軸方向のせん断耐力 ( $\theta_i = 90^\circ$ ) である。「ダンパーのせん断力はその耐力に到達した場合、すべてのばねもその耐力に到達する」という仮定より、 $Q_{s0}$  および  $\Delta Q_s$  が求まる。したがって、ばね  $i$  の  $x, y$  軸方向に寄与するせん断力はそれぞれ  $Q_{si} \times |\cos \theta_i|$ 、 $Q_{si} \times \sin \theta_i$  となり、式(5.2.10)、(5.2.11)で表せる。

$$\Sigma Q_{s0} \cdot |\cos \theta_i| + \Sigma \Delta Q_s \cdot \sin \theta_i \cdot |\cos \theta_i| = Q_{px} \quad (5.2.10)$$

$$\Sigma Q_{s0} \cdot \sin \theta_i + \Sigma \Delta Q_s \cdot \sin^2 \theta_i = Q_{py} \quad (5.2.11)$$

また、式(5.2.1)、(5.2.10)、(5.2.11)および  $\Sigma \sin \theta_i = \Sigma |\cos \theta_i|$  ( $i = 1, 2 \dots n$ ) より、式(5.2.12)、(5.2.13)が得られる。

$$\Delta Q_s = \frac{Q_{px} - Q_{py}}{\frac{n}{2} - \Sigma \sin \theta_i \cdot |\cos \theta_i|} \quad (5.2.12)$$

$$Q_{s0} = \frac{Q_{py} - \Delta Q_s \cdot \frac{n}{2}}{\Sigma \sin \theta_i} \quad (5.2.13)$$

ここで、 $Q_{px} = Q_{py}$  の場合、 $\Delta Q_s = 0$  となり、各ばねが同じせん断耐力  $Q_{s0}$  をもつようになる。

第 4 章では曲げ鋼板ダンパーの復元力モデルとして、バイリニアモデルと最大点指向型バイリニアスリップモデルを足し合わせたモデル（以下 S モデル）を使用した。一方で、本章では MSS モデルを使用することから、解析ソフト SNAP で設定が容易な復元力モデルとして、図 5.2.2 に示すバイリニアモデルと最大点指向型の修正 Ramberg-Osgood モデルを足し合わせたモデル（以下 R モデル）を使用する。以下に R モデルの設定方法を示す。なお、図 5.2.3 にモデル化の際に使用する諸量の定義を示す。諸量の定義は第 4 章の時と同様である。

1. FEM 解析より、図 5.2.3 に示す初期剛性  $K_{ini}$ 、全塑性耐力  $Q_p$ 、 $Q_p$  時の変位  $d_p$  および棚状域の耐力  $b f_p$  を定義する。
2.  $Q_p$  から  $b f_p$  を引いた値を修正 Ramberg-Osgood モデルの最大耐力  $R f_p$  とし、 $d_p$  を用い修正 Ramberg-Osgood モデルの初期剛性  $R k_{ini}$  ( $= R f_p / d_p$ ) を定義する。
3.  $K_{ini}$  から  $R k_{ini}$  を引いた値をバイリニアモデルの初期剛性  $b k_{ini}$  ( $= K_{ini} - R k_{ini}$ ) とする。

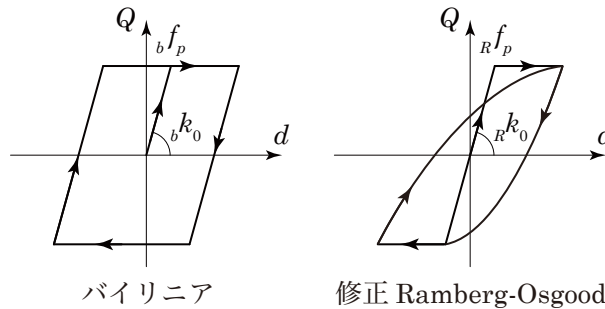
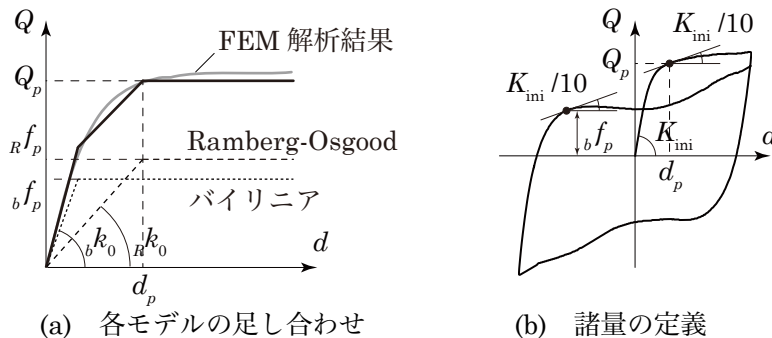


図 5.2.2 バイリニアモデルと最大点指向型修正 Ramberg-Osgood



(a) 各モデルの足し合わせ

(b) 諸量の定義

図 5.2.3 復元力モデルにおける諸量の定義

次に、本論で使用する修正 Ramberg-Osgood モデルの詳細な設定を述べる。修正 Ramberg-Osgood モデルは、図 5.2.4 の実線で示すバイリニア（またはトリリニアでも可）スケルトンカーブを持つモデルである。除荷と再载荷は、図 5.2.4 の破線で示す以下のルールに従う。つまり、任意の点  $(d_1, f_1)$  から開始される除荷カーブ上の点  $(d, f)$  は式(5.2.14)の関係を持つ。

$$(f - f_1) \cdot (1 + b \cdot |f - f_1^{\gamma-1}|) = K_u \cdot (d - d_1) \quad (5.2.14)$$

ただし、 $\gamma$  は 1.0 以上の値である。また、点  $(d, f)$  は接線剛性  $K$  は式(5.2.15)となる。

$$K = \frac{\partial f}{\partial d} = \frac{K_u}{1 + b \cdot \gamma \cdot |f - f_1|^{\gamma-1}} \quad (5.2.15)$$

ここで、 $K_u$  : 点  $(d_1, f_1)$  での除荷剛性で  $K_u = Rk_0$  である。パラメータ  $b$  は修正 Ramberg-Osgood カーブが新たな降伏点  $(d_2, f_2)$  を指向することから、式(5.2.16)で定義される。

$$b = \frac{1}{|f_2 - f_1|^{\gamma-1}} \cdot \left( \frac{K_u \cdot (d_2 - d_1)}{f_2 - f_1} - 1 \right) \quad (5.2.16)$$

図 5.2.4 のように、新たな降伏点は、塑性変形シフト量  $\phi \cdot d_p$  により決定される。ただし、 $f_2 = f_m$ 、 $d_2 = d_m - \phi \cdot d_p$  であり、 $\phi$  は 0 から 1.0 までの値である。以上のように、修正 Ramberg-Osgood モデルではパラメータ  $\gamma$  および  $\phi$  を定める必要がある。ここで、 $\phi = 0$  とすることで最大点指向型を表現できる。また、 $\gamma$  は後述するパラメトリック・スタディにより決定する。

## 5.2.2 ダンパーの復元力モデルの妥当性

前項で提案したダンパーの復元力モデルの検証および修正 Ramberg-Osgood モデルのパラメータ  $\gamma$  を決定するため、復元力モデルと FEM 解析結果を比較する。ただし、FEM 解析モデルは第 3 章の標準形状と同様とする（図 5.2.5 参照）。鋼種は SN490 および LY225 とする。

### ○ パラメータ $\gamma$ の決定

はじめに、水平 1 方向時の漸増および漸減载荷を考え、復元力モデルと FEM 解析による荷重-変形関係を比較して  $\gamma$  を決定する。なお、水平 1 方向時の復元力モデルは、第 4 章で既に提案している（S モデル）。S モデルと R モデルの相違が地震応答性状に及ぼす影響は 5.2.3 項で検討する。

図 5.2.6 に漸増および漸減载荷プログラムを示す。図 5.2.6 のように 50mm から 200mm まで 50mm ずつ漸増または漸減载荷を実施する。また、復元力モデルは修正 Ramberg-Osgood モデルの  $\gamma$  を解析変数とする。 $\gamma$  は 1.0 から 3.0 まで 0.5 刻みで検討する。

図 5.2.7 に荷重-変形関係の比較を示す。ここで、(a)は SN490 の漸増载荷、(b)は SN490 の漸減載

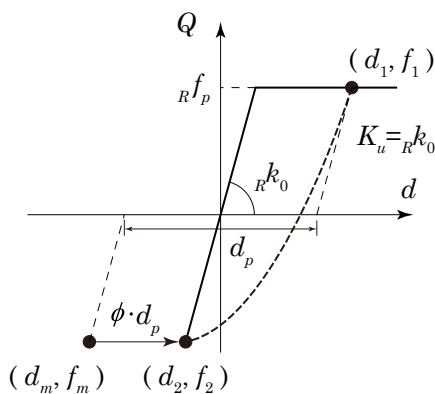


図 5.2.4 修正 Ramberg-Osgood モデル

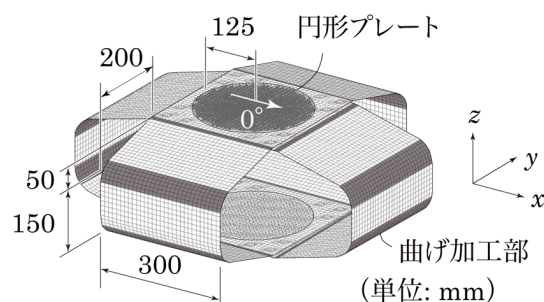


図 5.2.5 FEM 解析モデル

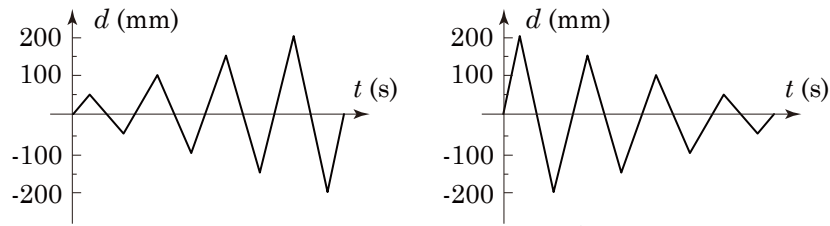


図 5.2.6 漸増・漸減荷重プログラム

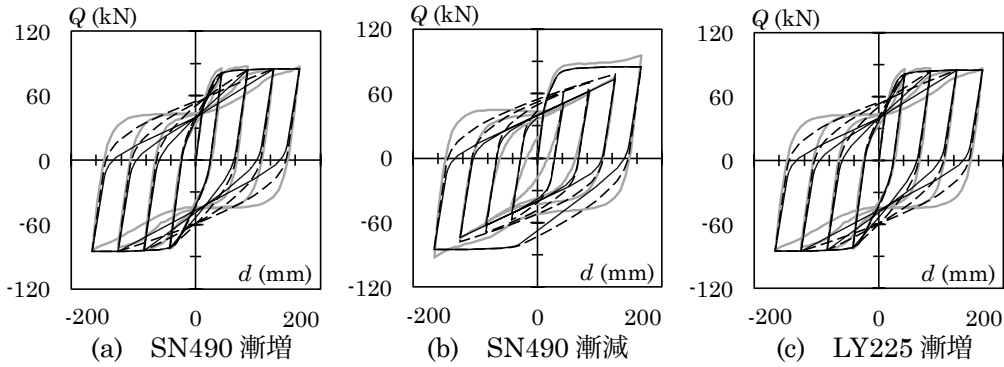
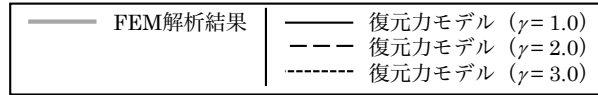


図 5.2.7 水平 1 方向入力時の荷重-変形関係

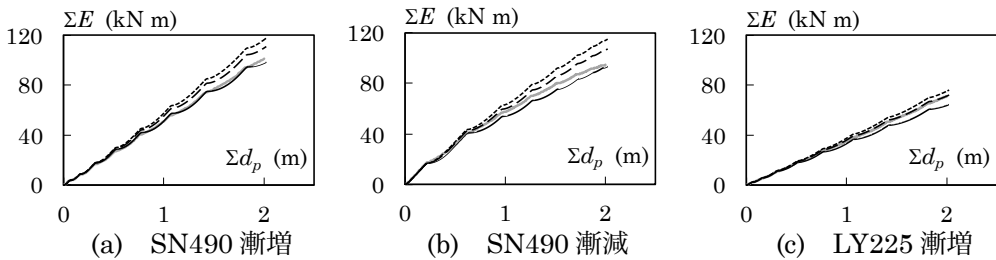


図 5.2.8 水平 1 方向入力時のエネルギー吸収量-累積塑性変形量関係

荷, (c)は LY225 の漸増荷重の解析結果である. また, 黒線は復元力モデル, 灰色線は FEM 解析結果である. 図 5.2.7 より,  $\gamma$  を大きくするほど Ramberg-Osgood カーブの膨らみが大きくなり, 正負変形反転後の荷重が大きくなる. 第 2 象限および第 4 象限の正負変形反転後に注目すると,  $\gamma$  が大きいほど FEM 解析結果と一致する. 図 5.2.8 にエネルギー吸収量  $\Sigma E$  と累積塑性変形量  $\Sigma d_p$  の関係を示す. 凡例は図 5.2.7 の時と同様である. 図 5.2.8 より,  $\gamma$  が大きくなるほど,  $\Sigma E$  は大きくなる. また, SN490 の場合  $\gamma=1.0$ , LY225 の場合  $\gamma=2.0$  のとき, FEM 解析結果と復元力モデルは最もよく対応する. このことから, 鋼種ごとに上記の値を  $\gamma$  として決定する.

#### ○ 水平 2 方向時の復元力特性

次に, 水平 2 方向のランダム荷重時を考え, そのときの復元力モデルと FEM 解析による荷重-変形関係を比較する. ランダム荷重の荷重履歴は, 水平 2 方向入力を考慮した地震応答解析から求められる免震層の変形軌跡とする.

図 5.2.9 に水平 2 方向時の解析モデルを示す. 解析モデルは, 第 4 章と同様の 1 質点系モデルとし, 免震層はアイソレータとダンパーで構成する. アイソレータとダンパーには MSS モデルを用い, ア

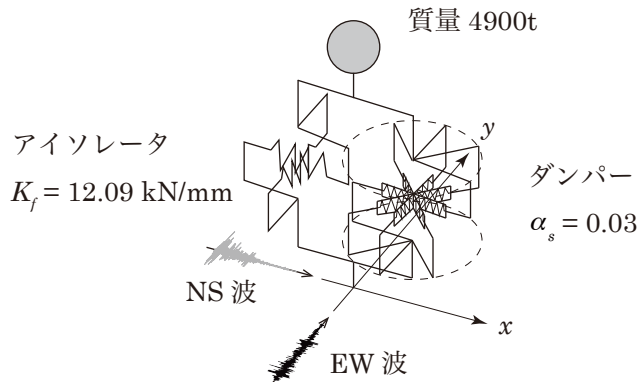


図 5.2.9 水平 2 方向時の解析モデル

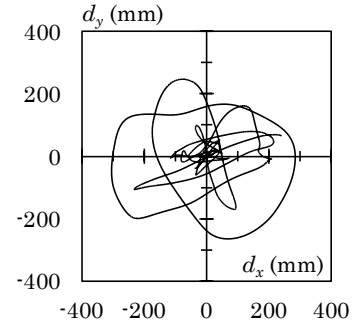


図 5.2.10 免震層変形軌跡

イソレータの復元力特性は弾性，ダンパーの復元力特性は上述の R モデルとする．ばね総数はアイソレータを弾性部材のため 4 本，ダンパーを SNAP で設定できる最大数の 12 本とする．アイソレータの弾性剛性は免震周期が 4.0s となるように決定し，ダンパーの降伏せん断力係数 $\alpha_s$ は 0.03 とする．入力地震動は Hachinohe 地震動とし，NS 波の最大速度が 50cm/s となるように基準化する．また，EW 波は NS 波と同倍率で増幅させる．なお，ダンパースケールは図 5.2.5 の 2 倍とする．図 5.2.10 に地震応答解析により得られた免震層の変形軌跡を示す．ただし，変形軌跡は応答結果の最初の 30 秒までを取り出している．

次に，図 5.2.10 の変形軌跡を強制変位として採用し，図 5.2.5 の解析モデルを用いて FEM 解析を実施する．図 5.2.11(a)にせん断力軌跡，(b)に  $x$  方向の荷重-変形関係，(c)に  $y$  方向の荷重-変形関係を示す．黒線は復元力モデル，灰色線は FEM 解析結果である．図 5.2.10 より，水平 2 方向入力時の復元力特性は複雑になっているものの，復元力モデルと FEM 解析結果は良好に対応している．図 5.2.12 に各方向のエネルギー吸収量 $\Sigma E$ -累積塑性変形量 $\Sigma d_{x,y}$  関係を示す．図 5.2.12 より，復元力モ

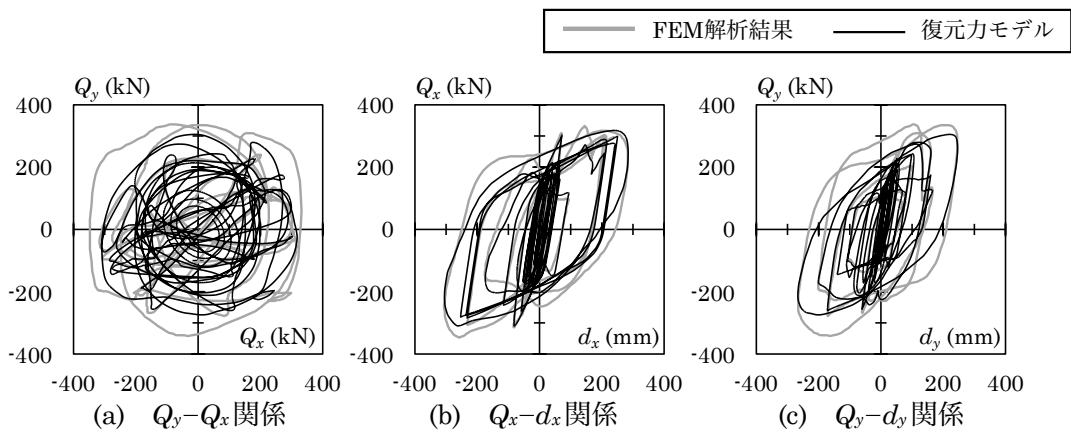


図 5.2.11 水平 2 方向入力時の荷重-変形関係

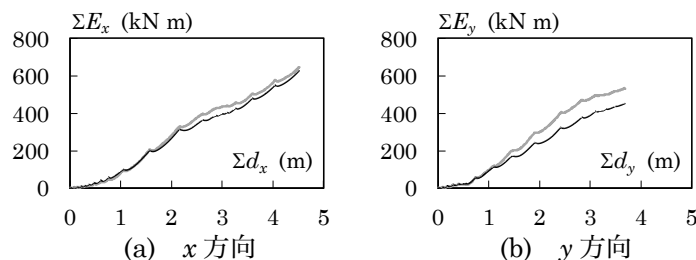


図 5.2.12 水平 2 方向入力時のエネルギー吸収量-累積塑性変形量関係

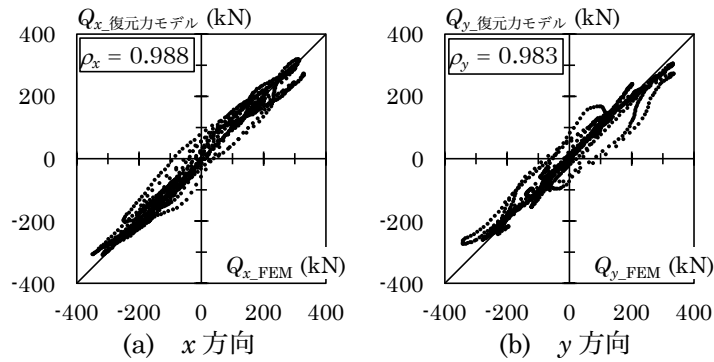


図 5.2.13 復元力モデルと FEM 解析結果との対応

デルは FEM 解析結果より  $\Sigma E$  が小さくなる。これは復元力モデルにおいてスリップ挙動を再現できておらず、棚状域の耐力が低くなるためである。図 5.2.13 に同変形時の復元力モデルと FEM 解析結果の  $x, y$  方向のせん断力  $Q$  の対応を示す。図 5.2.13 より復元力モデルと FEM 解析結果は良好に対応し、相関係数は  $x$  方向で  $\rho_x = 0.988$ 、 $y$  方向で  $\rho_y = 0.983$  といずれも高い値となる。以上より、本章で提案する水平 2 方向の復元力モデルは、曲げ鋼板ダンパーの地震時挙動を適切に再現している。

### 5.2.3 復元力モデルの違いが地震応答性状に及ぼす影響

前項において本章の復元力モデルは、FEM 解析結果を十分に再現していることを確認した。しかし、第 4 章と本章の地震応答解析で用いる曲げ鋼板ダンパーの復元力モデルは異なる。そこで、本項では復元力モデルの違いが地震応答性状に及ぼす影響を検討する。なお、本項の応答解析は水平 1 方向のみ考慮するが、ダンパーの復元力モデルとして MSS モデルばねに R モデルを適用する。

解析モデルは、前項までと同様とする (図 5.2.9 参照)。ただし、水平 1 方向入力のみ考慮し、入力する地震動およびその方向 (NS, EW) は表 5.2.1 の通りとする。標準 3 波は最大速度を 50cm/s に基準化し、BCJ-L2 は原波を入力する。解析対象のダンパーの鋼種は SN490 とし、図 5.2.5 の 2 倍とする。解析変数は曲げ鋼板ダンパーの復元力モデルの違い (R モデルと S モデル) とする。

図 5.2.14 に復元力モデルの違いによる荷重-変形関係を示す。(a)は El Centro NS, (b)は Hachinohe NS の応答解析結果であり、図中左上に R モデルと S モデルを区別している。図 5.2.14 より、R モデ

表 5.2.1 入力地震動

入力地震動	最大加速度 ( $\text{cm/s}^2$ )	継続時間 (s)
El Centro NS	511	53.74
Hachinohe NS	337	50.98
Taft EW	497	54.38
BCJ-L2	356	120.00

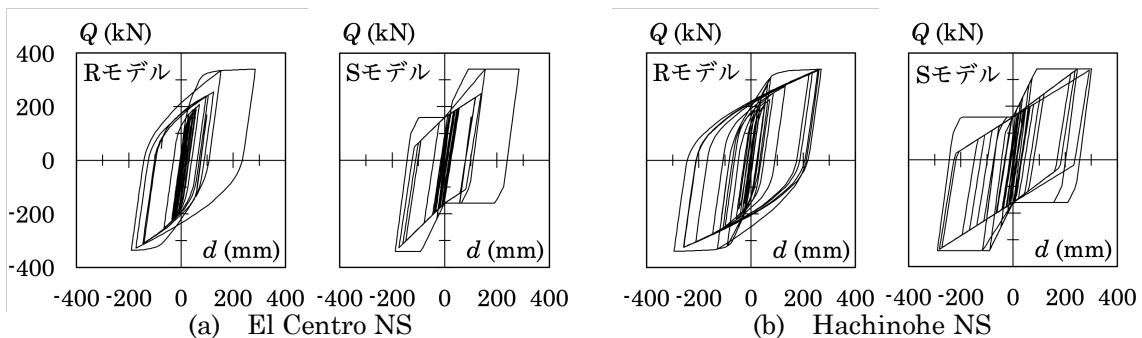


図 5.2.14 水平 2 方向入力時の荷重-変形関係

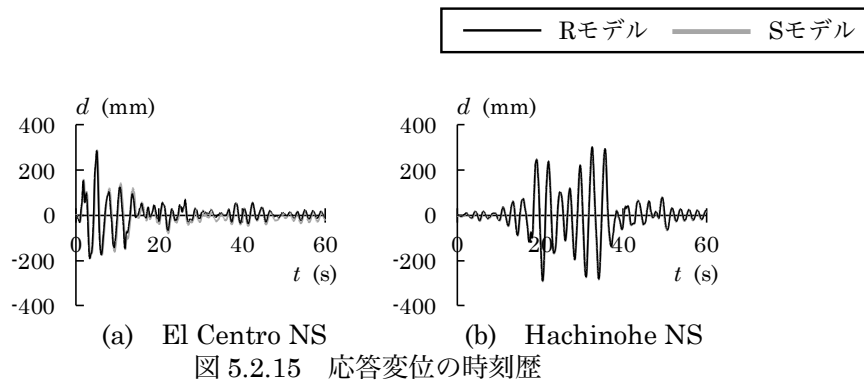


図 5.2.15 応答変位の時刻歴

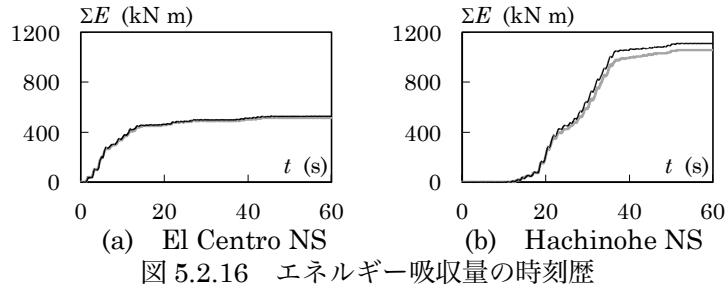


図 5.2.16 エネルギー吸収量の時刻歴

表 5.2.2 復元力モデルの違いが応答解析結果に及ぼす影響

地震動	モデル	$d_{max}$ (mm)	$\Sigma d$ (m)	$\Sigma E$ (kN m)	$a_{max}$ ( $cm/s^2$ )	$D$	
						0°	45°
El Centro NS	R	291	5.51	528	111.0	0.09	0.03
	S	285	5.69	519	109.5	0.10	0.03
	R/S	1.02	0.97	1.02	1.01	0.96	1.00
Hachinohe NS	R	295	8.45	1090	113.9	0.15	0.08
	S	301	8.61	1059	113.5	0.16	0.08
	R/S	0.98	0.98	1.03	1.00	0.97	0.96
Taft EW	R	229	5.70	488	95.6	0.09	0.02
	S	231	5.79	479	96.2	0.09	0.02
	R/S	0.99	0.99	1.02	0.99	0.98	1.00
BCJ-L2	R	382	16.21	1945	133.4	0.29	0.13
	S	374	16.20	1865	131.7	0.29	0.13
	R/S	1.02	1.00	1.04	1.01	1.00	1.03

ルではスリップ挙動できていないため、第2象限および第4象限で見られる棚上域が生じていない。一方で、最大点指向の挙動は表現できているため、最大変位経験後の挙動は、RモデルとSモデルで概ね対応している。図 5.2.15 に復元力モデルの違いによる応答変位の時刻歴を示す。黒線は R モデル、灰色線は S モデルの応答解析結果である。図 5.2.15 より、R モデルは S モデルより応答変位が小さくなる傾向にあるが、その差はわずかである。図 5.2.16 にエネルギー吸収量の時刻歴を示す。凡例は、図 5.2.15 と同様である。図 5.2.16 より、R モデルは S モデルよりエネルギー吸収量が大きくなる傾向にあるが、その差はわずかである。表 5.2.2 に復元力モデルが応答解析結果に及ぼす影響を示す。表中には、免震層最大変形  $d_{max}$ 、累積変形量  $\Sigma d$ 、エネルギー吸収量  $\Sigma E$ 、最大応答加速度  $a_{max}$ 、累積損傷度  $D$  を示している。表 5.2.2 より、解析終了時の  $\Sigma d$  は R モデルの方が S モデルより小さくなる傾向にあり、 $\Sigma E$  は R モデルの方が大きくなるが、その差は  $\Sigma d$  で 3%、 $\Sigma E$  で 4% とわずかである。また、 $d_{max}$  および  $a_{max}$  は地震動により R モデルと S モデルで大小関係が異なるが、その差は最大 2% である。R モデルの  $D$  と S モデルの  $D$  の差は最大 0.004 とわずかである。以上のことから、本検討範囲では復元力モデルの違いが地震応答性状に及ぼす影響はわずかである。

### 5.3 地震応答解析

前節までにおいて、MSS モデルに R モデルのばねを適用することで、水平 2 方向入力を受ける曲

げ鋼板ダンパーの地震時挙動を良好に再現できること、および第4章で用いたSモデルとRモデルでは、復元力モデルの違いが地震応答性状に及ぼす影響がわずかであることを確認した。本節では、曲げ鋼板ダンパーの復元力特性としてMSSモデルばねにRモデルを適用し、曲げ鋼板ダンパーを適用した免震建物の水平2方向地震応答解析を実施する。

### 5.3.1 解析概要

対象とする免震建物は第4章と同様の、アイソレータとダンパーからなる免震層と上部構造によって構成される4階建て建物<sup>5.8)</sup>を想定する。解析モデルは図5.2.9に示すものと同様であり、1質点系モデルを用い、アイソレータとダンパーをMSSモデルで模擬する。ダンパーを無視した場合の免震周期を $T_f = 4.0s$ とし、ダンパーの降伏せん断力係数 $\alpha_s$ は0.03, 0.04, 0.05, 0.06とする。質点の質量は4900t、減衰定数は2%とする。

表 5.3.1 ダンパー諸量

	ダンパー 鋼種	$Q_p$ (kN)	$Q_y$ (kN)	$d_p$ (mm)	$d_y$ (mm)	$K_0$ (kN/mm)	$b f_y$ (kN)	ダンパー 個数
単体	SN490	340	218	90	29	7.49	160	1.0
	LY225	198	141	60	19	7.50	115	1.0
$\alpha_s = 0.03$	SN490	1441	920	90	29	31.74	678	4.2
	LY225		1037	60	19	54.57	837	7.3
$\alpha_s = 0.04$	SN490	1921	1227	90	29	42.31	904	5.6
	LY225		1382	60	19	72.76	1116	9.7
$\alpha_s = 0.05$	SN490	2401	1534	90	29	52.89	1130	7.1
	LY225		1728	60	19	90.95	1394	12.1
$\alpha_s = 0.06$	SN490	2881	1841	90	29	63.47	1356	8.5
	LY225		2074	60	19	109.13	1673	14.6

表 5.3.2 入力地震動

入力地震動	原波最大加速度 (cm/s <sup>2</sup> )		原波最大速度 (cm/s)		最大加速度 (cm/s <sup>2</sup> )			
	NS	EW	NS	EW	基準化最大速度* 50cm/s		基準化最大速度* 100cm/s	
					NS	EW	NS	EW
El Centro	341.7	210.1	33.5	36.9	511	314	1022	628
Hachinohe	229.6	180.2	34.4	37.8	337	264	674	529
Taft	152.7	175.9	15.7	17.7	431	497	862	993

※ 灰色部分の成分を基準化

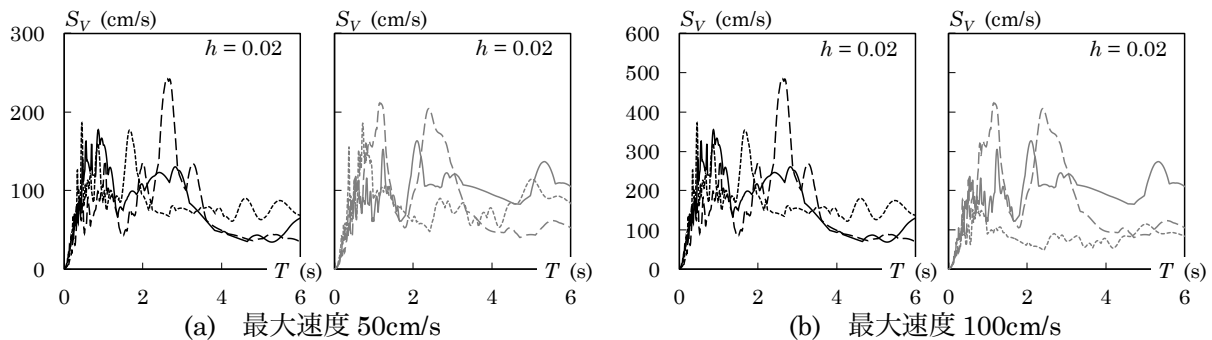
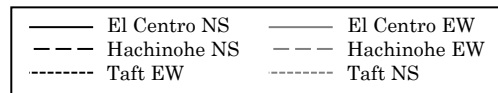


図 5.3.1 擬似速度応答スペクトル



解析対象とするダンパーは第2章の標準形状(図5.2.5参照)と同様とし、スケールを2倍とする。ただし、鋼種はSN490とLY225の2種類とする。表5.3.1にダンパー諸量を示す。なお、ダンパー個数は降伏せん断力係数 $\alpha_s$ によって決まるため小数点以下の表示となる。

表5.3.2に入力地震動の諸元、図5.3.1に各地震動の擬似速度応答スペクトルを示す。入力地震動はEl Centro, Hachinohe, Taftの標準3波である。各入力地震動は直行する2成分で構成されるが、第4章で行った応答解析での入力成分(EL Centro NS, Hachinohe NS, Taft EW)を $x$ 方向成分、他方(EL Centro EW, Hachinohe EW, Taft NS)を $y$ 方向成分とし、 $x$ 方向成分の最大速度を50cm/sおよび100cm/sとなるように基準化して入力する。また、 $y$ 方向成分は $x$ 方向成分と同じ加速度倍率を掛けて入力する。そのため、EL Centro EWおよびHachinohe EWでは最大速度が50cm/s, 100cm/sを超える(表5.3.2参照)。

### 5.3.2 水平2方向入力時の地震応答性状

本節では、曲げ鋼板ダンパーを適用した免震建物の水平2方向地震応答性状を検討する。図5.3.2~5.3.7に各鋼種・各地震動における応答解析結果を示す。ただし、いずれも最大速度50cm/s,  $\alpha_s = 0.06$ の解析結果のみ示している。(a)は免震層変形軌跡、(b)はダンパー単体のせん断力軌跡、(c)は荷重-変形関係の $x$ 方向成分、(d)は荷重-変形関係の $y$ 方向成分である。各図(a)より、免震層変形軌跡は入力地震動ごとに特徴がある。El Centroでは楕円軌道が支配的であり、Hachinoheでは正円軌跡が支配的である。また、Taftでは多方向に複雑な動きを示している。また、各図(b)より、せん断力軌跡はEl Centroを除いて、いずれの鋼種も同程度の正円で囲まれた範囲内にある。各図(c), (d)より、各方向成分の荷重-変形関係は丸みを帯びる。この理由については5.4.2節で後述する。また、El Centro入力時の $y$ 方向成分(El Centro EW)の応答変形が比較的大きくなる。これは図5.3.1に示すように、周期 $T = 4.0s$ 付近で擬似速度応答 $S_v$ が大きいためである。

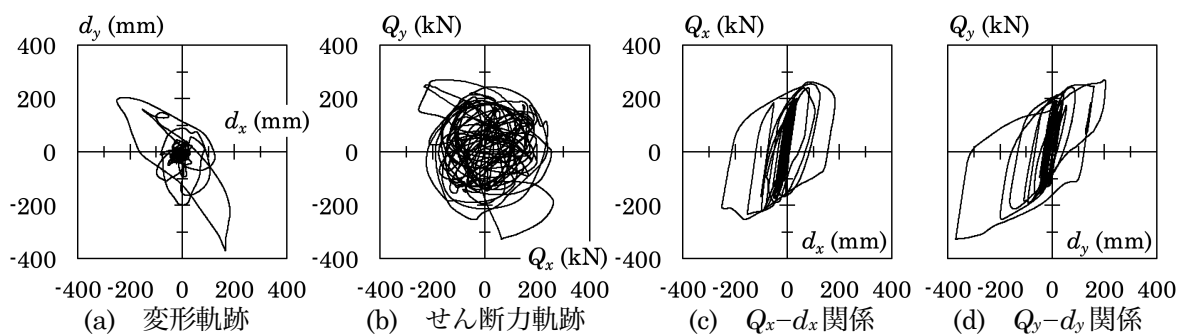


図 5.3.2 SN490 の応答解析結果 (El Centro)

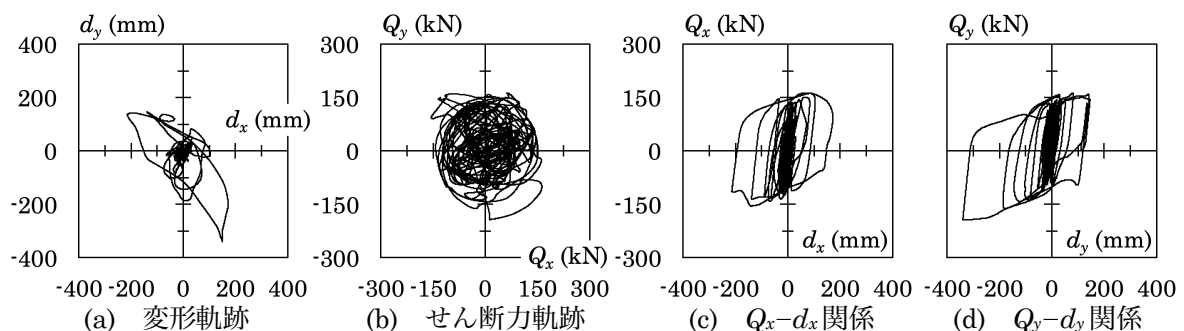


図 5.3.3 LY225 の応答解析結果 (El Centro)

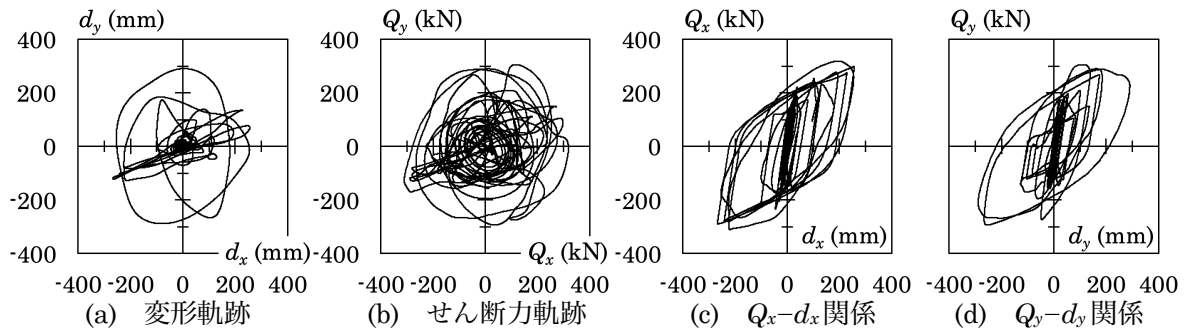


図 5.3.4 SN490 の応答解析結果 (Hachinohe)

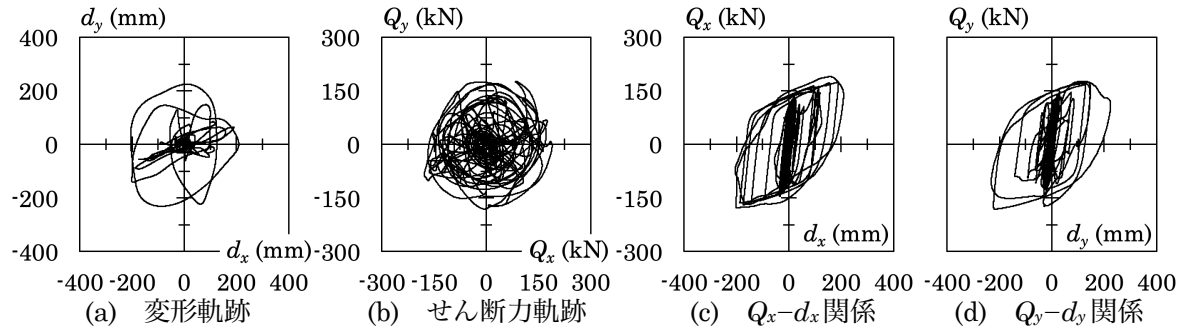


図 5.3.5 LY225 の応答解析結果 (Hachinohe)

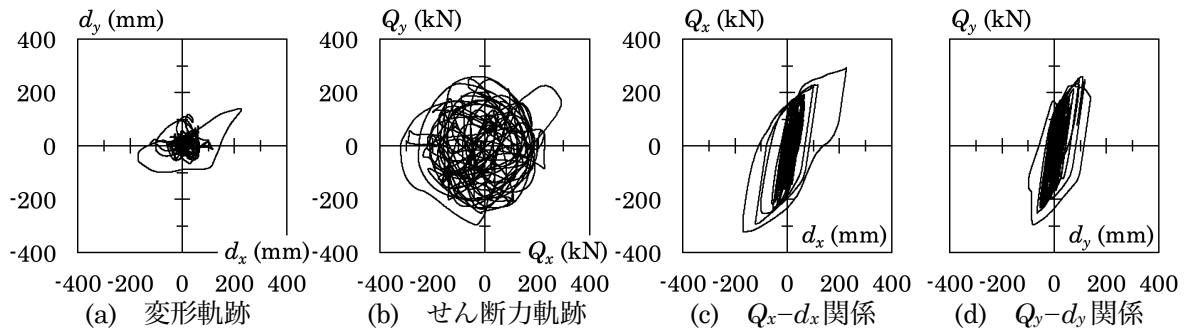


図 5.3.6 SN490 の応答解析結果 (Taft)

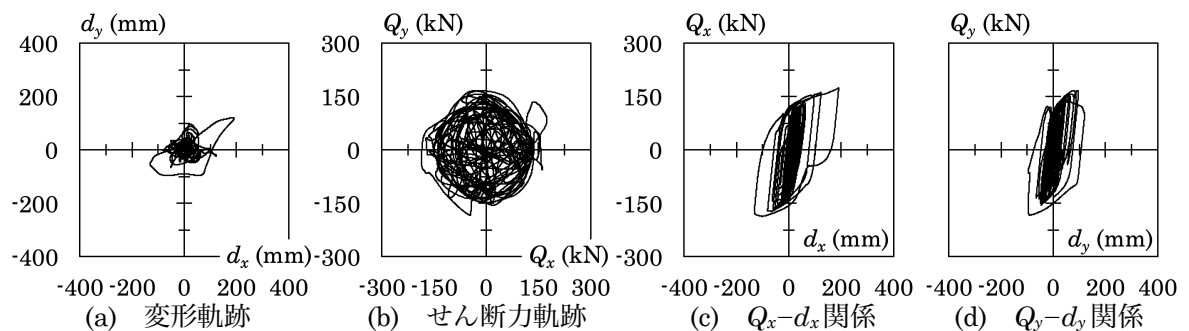


図 5.3.7 LY225 の応答解析結果 (Taft)

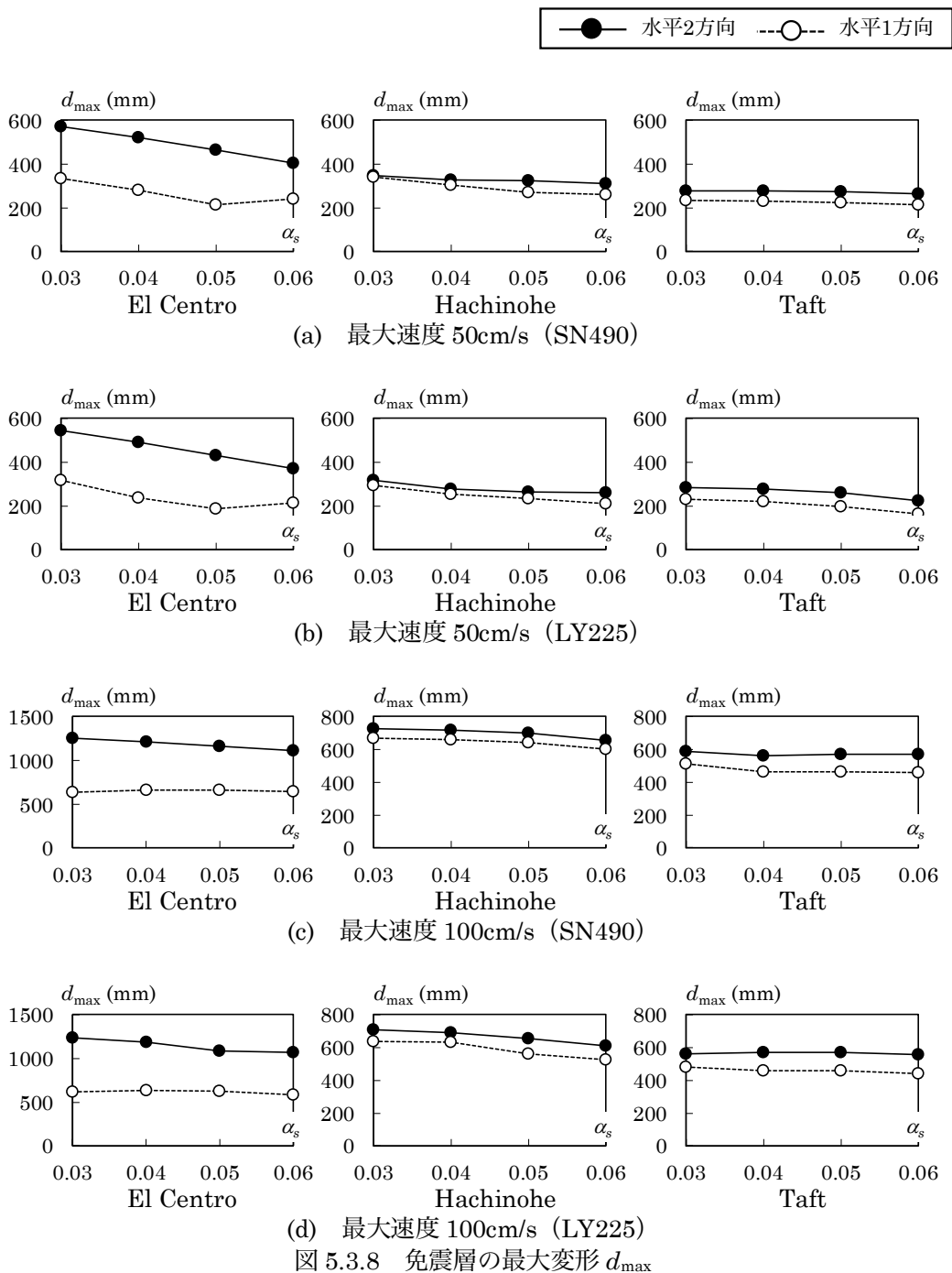
図 5.3.8 に免震層の最大変形  $d_{max}$  を示す。ただし、水平 2 方向時の  $d_{max}$  は平面上の原点からの最大距離とする。(a)~(d)は鋼種と地震動の最大速度で区別して示している。また、●印が水平 2 方向入力を受けるときの解析結果、○印が水平 1 方向入力を受けるときの解析結果である。図 5.3.8 より、El Centro の水平 2 方向時の  $d_{max}$  は、水平 1 方向と比較して 2 倍程度大きくなる。これは前述した通り、El Centro EW 波に対する応答変位が大きくなるためである。また、El Centro を除いて、水平 2 方向

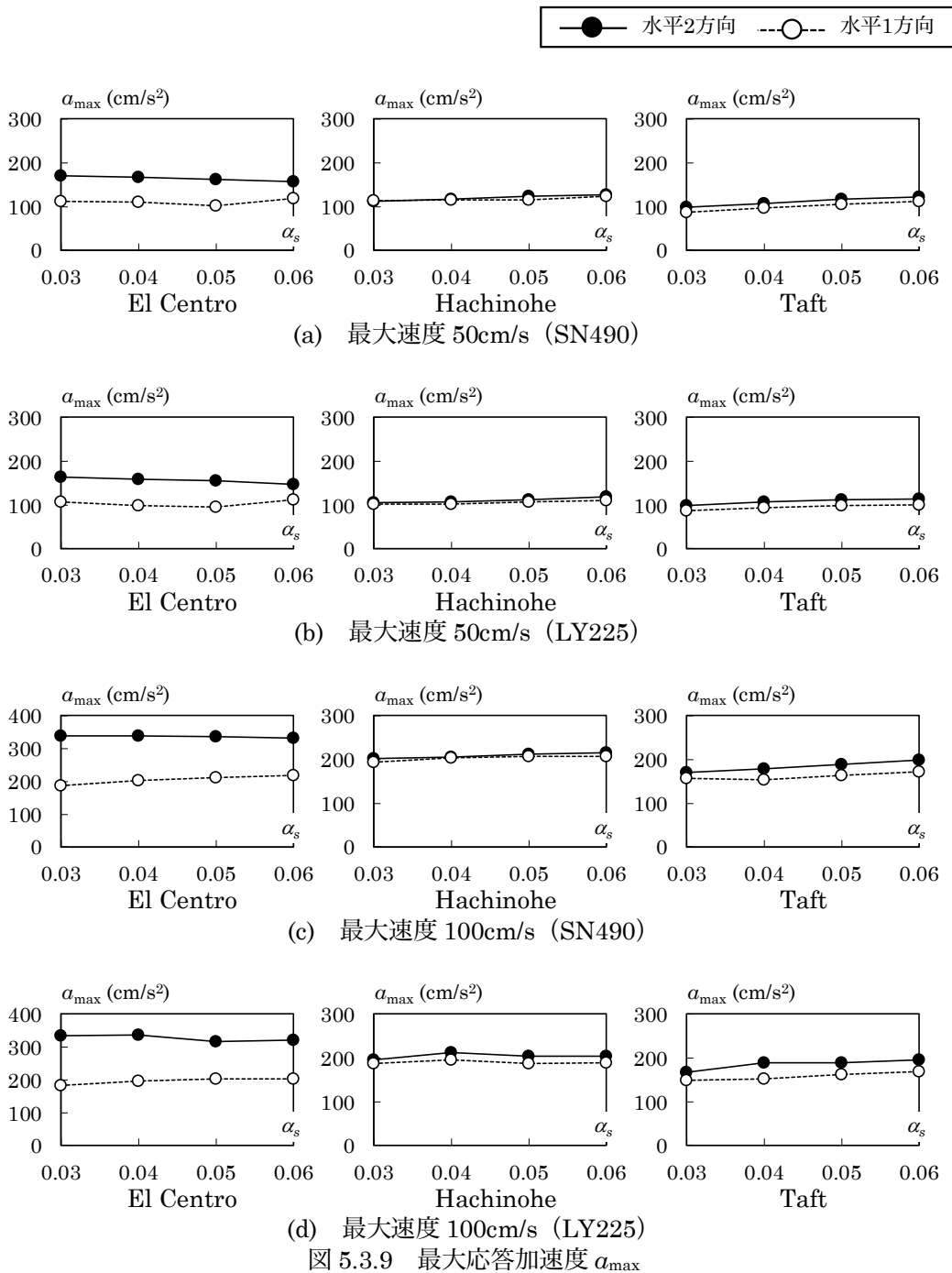
時の  $d_{\max}$  は、水平1方向と比較して1.1~1.2倍程度となる。

図 5.3.9 に最大加速度  $a_{\max}$  を示す。凡例は図 5.3.8 と同様である。図 5.3.9 より、El Centro の水平2方向時の  $a_{\max}$  は、水平1方向と比較して1.5倍程度大きくなる。また、El Centro を除いて、水平2方向時の  $a_{\max}$  は、水平1方向と比較して1.1~1.2倍程度となる。

### 5.3.3 水平2方向入力時の累積損傷度に関する考察

図 5.3.10 に入力地震動ごとの累積損傷度  $D$  を示す。 $D$  の算出方法は第4章と同様であり、ランダムな地震動波形を RainFlow 法のサイクル計数法を用いて分解し、Miner 則より求める。ただし、本節では SN490 のダンパーのみ  $D$  を算出し、計算に用いる疲労曲線は第4章の図 4.3.12(a) である。また、 $x$  方向と  $y$  方向の  $D$  はそれぞれ独立に算定している。四角印は  $0^\circ$  方向、菱形印は  $45^\circ$  方向の疲労





曲線から算出した  $D$  であり，黒色印は水平 2 方向時の  $x$  方向成分，灰色印は水平 2 方向時の  $y$  方向成分，白色印は水平 1 方向時の  $D$  である．図 5.3.10 より， $x$  方向成分の  $D$  は，水平 1 方向時と同程度となる．また，El Centro 入力時の  $y$  方向成分の  $D$  は，前述の理由により  $x$  方向成分の  $D$  より大きくなっているが，El Centro を除いては， $y$  方向成分の  $D$  は， $x$  方向成分の  $D$  より小さい．

既存のダンパーにおける水平 2 方向入力時の  $D$  は，直交する変形成分による損傷と，部材自身に生じる捩れ変形の影響を考慮して定められている (5.1)~(5.5)．具体的には，既存ダンパーの  $D$  は直交する変形成分による損傷を加算して (式(5.3.1)参照)，さらに捩れ変形に応じて  $D$  を 1.0 より低減することで評価する．

$$D = {}_x D + {}_y D \tag{5.3.1}$$

	0°方向	45°方向
水平2方向 (x方向成分)	■—	◆—
水平2方向 (y方向成分)	■—	◆—
水平1方向	□---	◇---

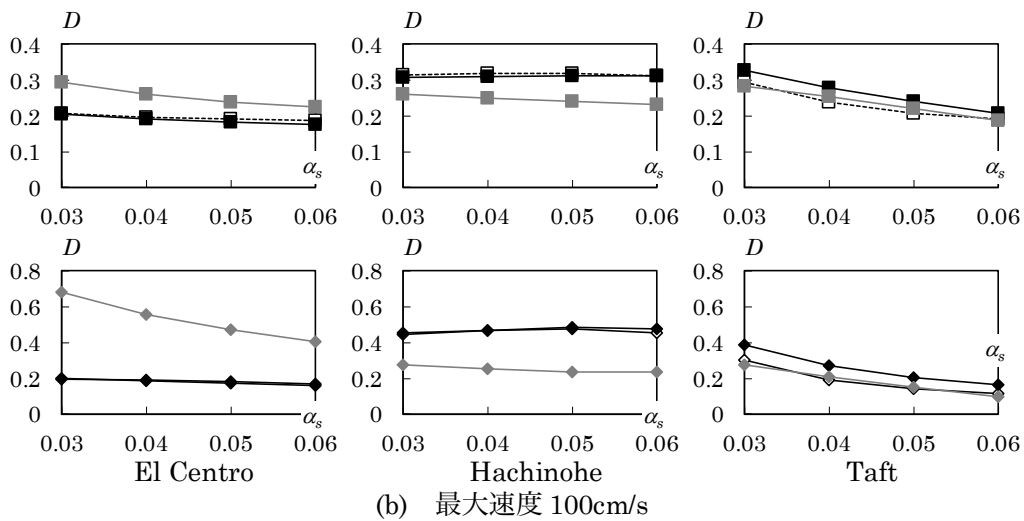
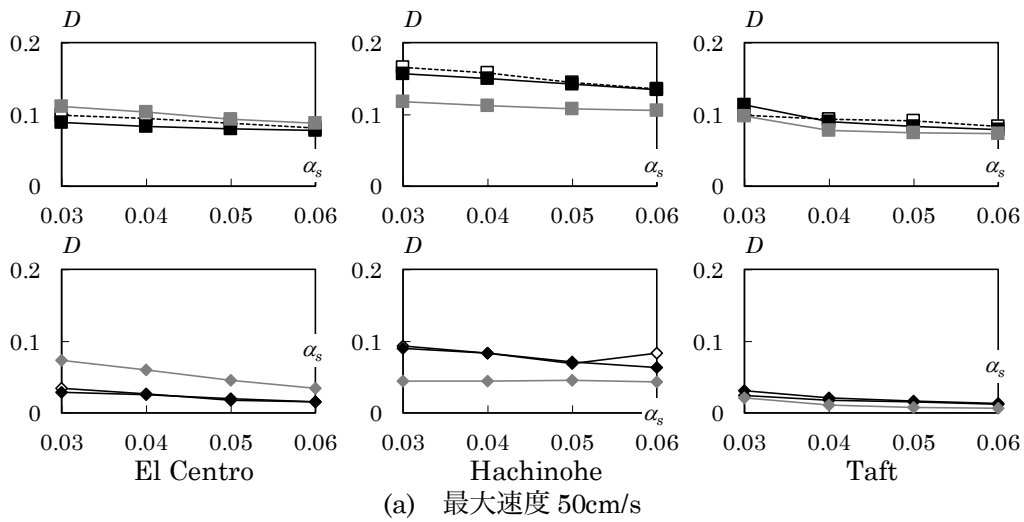


図 5.3.10 累積損傷度  $D$

ここで、 $x$ 方向入力による損傷度、 $y$ 方向入力による損傷度を示している。なお、 $D$ の計算には  $x$ 方向と  $y$ 方向にそれぞれ対応する疲労曲線を用いる。一方で、曲げ鋼板ダンパーはき裂が発生する箇所が  $x$ と  $y$ 方向で異なる (図 5.1.1 参照)。このことから、式(5.3.1)のように単純に累積損傷度を加算することは不適切と予想される。ただし、直交する変形成分が累積損傷度に及ぼす影響については本論の検討外であり、今後実験的に明らかにする必要がある。

また、水平 2 方向の変形に伴って部材自身には捩れ変形が生じる。そのため捩れ変形が曲げ鋼板ダンパーの繰返し変形性能に及ぼす影響を別途考慮する必要がある。捩れ変形の影響を定量的に把握するには、水平 2 方向の変形を想定した载荷実験を実施する必要があるが、次節では基礎検討として FEM 解析を用いて捩れ変形の影響を定性的に検討する。

## 5.4 振れ変形がダンパーの力学性状に及ぼす影響

### 5.4.1 解析概要

図 5.4.1 に FEM 解析モデルを示す。解析モデルは図 5.2.5 の時と基本的に同様であるが、本節では鋼板幅  $b$  を解析変数としている。境界条件は下端を完全固定、上端を荷重方向 ( $x, y$  方向) 以外の変形および回転変形を拘束する。鋼種は SN490 とする。解析変数は  $b = 300\text{mm}$  を基本に、 $b = 150, 60\text{mm}$  とし、 $b$  の大きさに関わらず  $b$  と円形プレート半径  $R$  の比率を一定とする。図 5.4.2 に荷重履歴を示す。荷重履歴は長半径  $r_l$ 、短半径  $r_s$  を有する楕円軌跡を 3 サイクル繰返す水平 2 方向荷重、片振幅  $d$  が  $\pm 100, 200\text{mm}$  の水平 1 方向繰返し荷重とする。表 5.4.1 に具体的な荷重履歴を示す。 $r_l$  は  $100\text{mm}$  と  $200\text{mm}$  の 2 種類とする。また、 $r_s$  と  $r_l$  との比を短長半径比  $r_s / r_l$  とし、 $r_s / r_l = 1/1$  (正円履歴)、 $1/1.5, 1/2, 1/4, 1/8$  とする。水平 2 方向荷重では図 5.4.2 の通り、 $0^\circ, 45^\circ$  方向の 2 種類とするが、 $r_s / r_l = 1/1$  は正円履歴であるため  $0^\circ$  方向のみとする。

### 5.4.2 荷重-変形関係

本節では、まず  $b = 300\text{mm}$  の解析結果について検討する。図 5.4.3 に  $r_s / r_l = 1/1$  の時、荷重振幅  $r_l$  が荷重-変形関係に及ぼす影響を示す。図 5.4.4, 5.4.5 に  $r_l = 200\text{mm}$  の時、短長半径比  $r_s / r_l$  が荷重-変形関係に及ぼす影響を示す。図 5.4.4 は  $0^\circ$  方向、図 5.4.5 は  $45^\circ$  方向の解析結果を示している。また、図 5.4.3 ~ 5.4.5 はいずれも 1 サイクル終了時点までの解析結果を示し、(a) はせん断力軌跡、(b)、(c) は  $x, y$  方向の荷重-変形関係である。図 5.4.5 では  $x, y$  軸方向のかわりに  $45^\circ$  回転させた  $x', y'$  軸方向を用いる。凡例は各図左に示す通りである。図 5.4.3(a) より、 $r_s / r_l = 1/1$  の時には、せん断力軌跡は

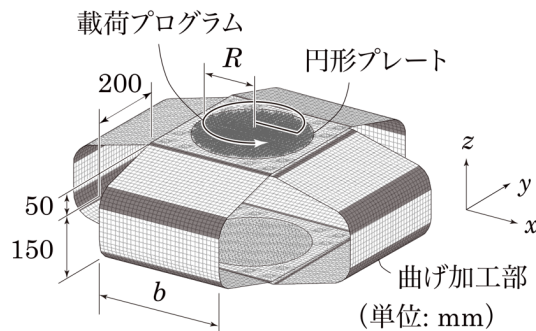


図 5.4.1 FEM 解析モデル

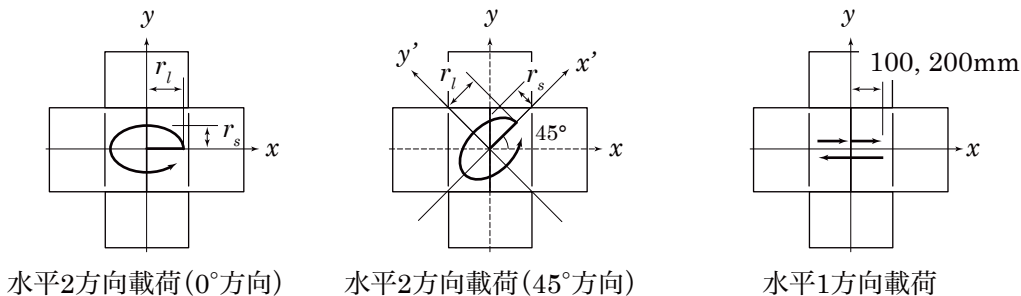


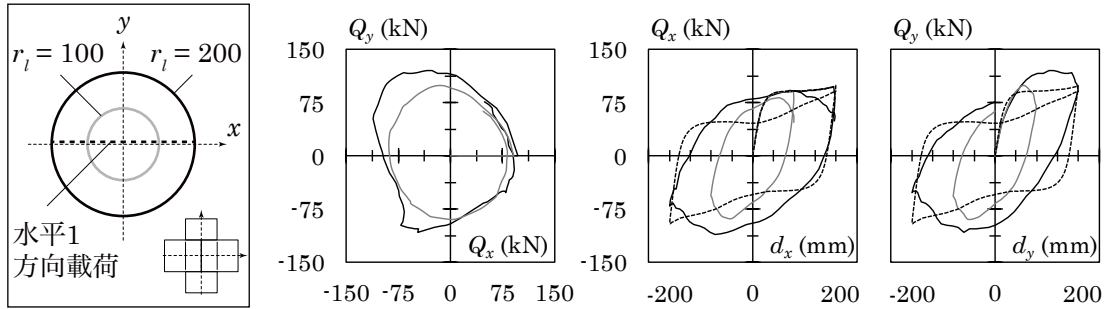
図 5.4.2 荷重履歴

表 5.4.1 荷重履歴

$r_s / r_l$	1 / 1	1 / 1.5	1 / 2	1 / 4	1 / 8
$r_l = 100\text{mm}$	(100, 100)	(100, 66.5)	(100, 50)	(100, 25)	(100, 12.5)
$r_l = 200\text{mm}$	(200, 200)	(200, 133)	(200, 100)	(200, 50)	(200, 25)

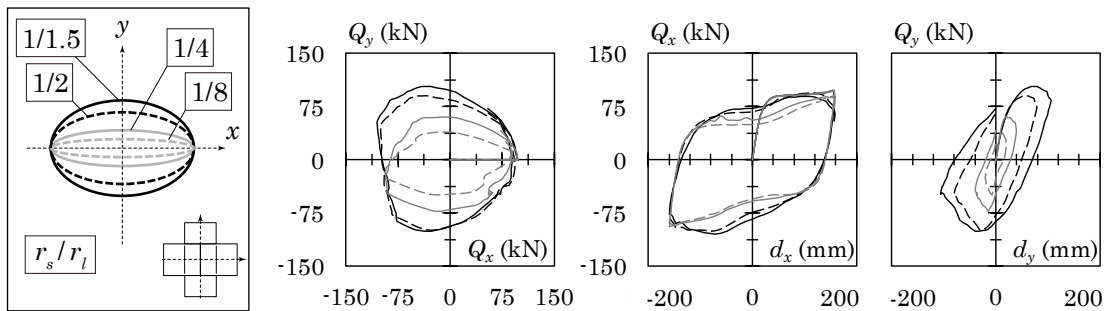
※ ( $r_l, r_s$ )  
単位: mm

円形に近くなる。これは荷重方向によらず降伏耐力がほとんど同一であるためである。図 5.4.4, 5.4.5(a)より,  $r_s / r_l$  が小さくなるほど, せん断力軌跡は円形から楕円形に近くなる。図 5.4.3(b), (c)より, 荷重-変形関係は  $r_l$  が大きくなって丸みを帯びた形状となり, 水平 1 方向で見られたようなピンチング挙動は確認されなかった。また, 最大変形時に荷重が最大値をとらず, 荷重と変形には位相差が見られる。これは図 5.4.6 のように, 荷重が変形軌跡の接線方向に作用し,  $x$  方向 (または  $y$  方



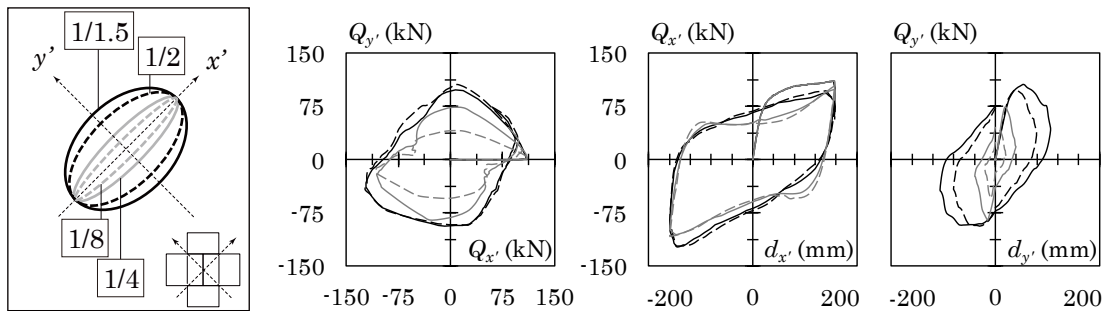
(a) せん断力軌跡 (b)  $Q_x$ - $d_x$  関係 (c)  $Q_y$ - $d_y$  関係

図 5.4.3 荷重-変形関係 ( $r_l$  の影響)



(a) せん断力軌跡 (b)  $Q_x$ - $d_x$  関係 (c)  $Q_y$ - $d_y$  関係

図 5.4.4 荷重-変形関係 ( $r_s / r_l$  の影響,  $0^\circ$  方向)



(a) せん断力軌跡 (b)  $Q_x$ - $d_x$  関係 (c)  $Q_y$ - $d_y$  関係

図 5.4.5 荷重-変形関係 ( $r_s / r_l$  の影響,  $45^\circ$  方向)

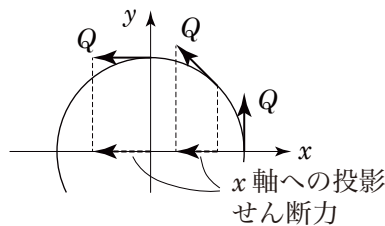


図 5.4.6 荷重と変形の位相差

表 5.4.2 エネルギー吸収量の比較

方向	水平1方向	$r_s / r_l = 1/1$		$r_s / r_l = 1/1.5$		$r_s / r_l = 1/2$		$r_s / r_l = 1/4$		$r_s / r_l = 1/8$	
	$E_m$ (kN m)	$E_b$ (kN m)	$\frac{E_b}{E_m}$	$E_b$ (kN m)	$\frac{E_b}{E_m}$	$E_b$ (kN m)	$\frac{E_b}{E_m}$	$E_b$ (kN m)	$\frac{E_b}{E_m}$	$E_b$ (kN m)	$\frac{E_b}{E_m}$
$x$	49.4	64.1	1.30	63.8	1.29	63.2	1.28	54.8	1.11	50.8	1.03
$y$	-	50.0	-	27.8	-	18.0	-	6.0	-	1.9	-

向) に投影した時に、変形 0 付近で  $x$  方向荷重が最大となり、最大変形付近で  $x$  方向荷重が 0 となるためである。図 5.4.4(b)より、 $r_s / r_l$  が小さくなるにつれ、荷重-変形関係は水平 1 方向に近づく。一方、図 5.4.5(c)より、 $45^\circ$  方向でも荷重-変形関係において荷重と変形には位相差が見られ、載荷方向による影響はあまり見られない。

表 5.4.2 にエネルギー吸収量の比較を示す。表中、 $E_m$  は水平 1 方向のエネルギー吸収量、 $E_b$  は水平 2 方向のエネルギー吸収量である。いずれのエネルギー吸収量も図 5.4.3~5.4.5 の荷重-変形関係が囲む面積を表している。水平 2 方向と水平 1 方向のエネルギー吸収量の比  $E_b / E_m$  はいずれも 1.0 以上であり、 $r_s / r_l = 1/1$  で 1.30 となる。これは水平 2 方向載荷では荷重-変形関係にくびれが見られないためである。

### 5.4.3 相当塑性歪に関する考察

まず、鋼板幅  $b$  が相当塑性歪に及ぼす影響を検討する。図 5.4.7 に  $b$  が最大相当塑性歪  $\varepsilon_{max}$  に及ぼす影響を示す。ただし、 $\varepsilon_{max}$  は回転角  $90^\circ$  ごとに相当塑性歪の最大値を有する節点から抽出する。また、凡例は図中に示す通りである。図 5.4.7 より、 $b = 150, 300\text{mm}$  では  $\varepsilon_{max}$  がサイクル数に関わらずほぼ一定であるが、 $b = 60\text{mm}$  ではサイクル数に応じて  $\varepsilon_{max}$  が増大していく。これは  $b$  が小さいほど振れ変形が生じやすくなるためである。図 5.4.8 には  $b$  が相当塑性歪分布 (3 サイクル終了時) に及ぼす影響を示す。図 5.4.8 より、 $b = 300\text{mm}$  では相当塑性歪が鋼板全体に分布している。一方、 $b = 60\text{mm}$  では相当塑性歪がダンパー端部に集中していることが確認される。以上より、 $b$  がある一定以

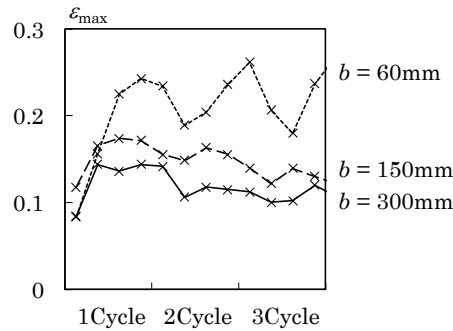


図 5.4.7  $\varepsilon_{max}$ -Cycle 関係 ( $b$  の影響)

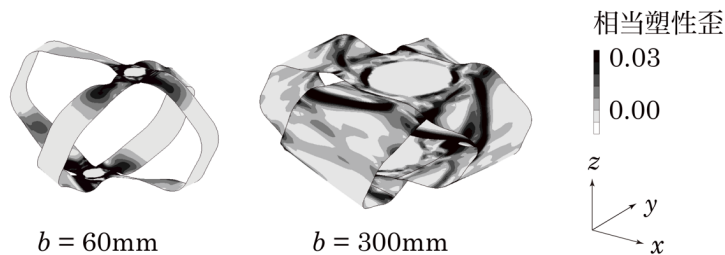


図 5.4.8 相当塑性歪分布 ( $b$  の影響)



上の大きさの場合、曲げ鋼板ダンパーは捩れ変形の悪影響を受けにくくなる事が分かる。

次に、 $b = 300\text{mm}$  の時、荷履歴が相当塑性歪に及ぼす影響を検討する。図 5.4.9 に荷履歴が  $\epsilon_{\max}$  に及ぼす影響を示す。(a)は  $r_l = 100\text{mm}$ 、(b)は  $r_l = 200\text{mm}$  の解析結果である。凡例は図中右上に示す通りである。図 5.4.9 より、 $r_s / r_l$ に関わらず  $\epsilon_{\max}$  はサイクル数が増えてもほぼ一定である。図 5.4.10 に荷履歴が相当塑性歪分布 (3サイクル終了時) に及ぼす影響を示す。○印で囲む箇所は  $\epsilon_{\max}$  が生じる箇所である。ここで、円形プレート端を「A」、端板上を「B」、斜板上を「C」と表記する。図 5.4.10 より変形が進むにつれ、相当塑性歪が鋼板全体に分布していることが確認できる。表 5.4.3 には  $\epsilon_{\max}$  が生じる箇所を示している。表 5.4.3 より、 $r_s / r_l$ が大きくなるほど  $\epsilon_{\max}$  が生じる箇所は円形プレート端 (A) から端板上 (B) または斜板上 (C) に変化している。

以上のように、曲げ鋼板ダンパーは水平 2 方向の変形を受けても相当塑性歪が大幅に増大せず、水平 2 方向に伴う捩れ変形が相当塑性歪に及ぼす影響は少ない。

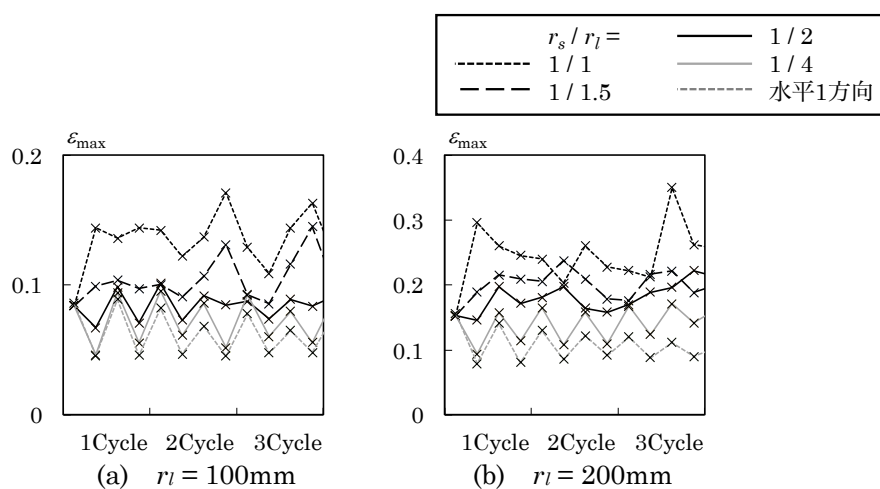


図 5.4.9  $\epsilon_{\max}$ -Cycle 関係 (荷履歴の影響)

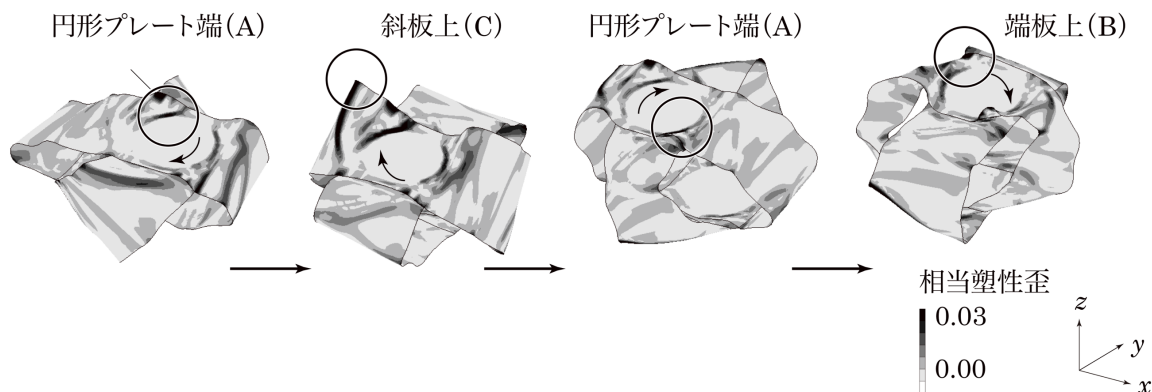


図 5.4.10 相当塑性歪分布 (荷履歴の影響)

表 5.4.3 最大相当塑性歪が生じる箇所 ( $r_l = 200\text{mm}$ )

$r_s / r_l$	1 Cycle				2 Cycle				3 Cycle			
1 / 1	B	A	B	B	A	B	B	A	A	C	A	B
1 / 1.5	A	B	B	B	C	C	A	B	C	A	A	C
1 / 2	A	A	B	A	C	B	B	C	C	A	C	C
1 / 4	B	A	B	A	B	A	B	A	C	A	C	A
1 / 8	B	A	B	A	B	A	B	A	B	C	B	C
水平1方向	A	A	A	A	A	A	A	A	A	A	A	A

## 5.5 結

本章では、水平 2 方向入力曲げ鋼板ダンパーの力学性状に及ぼす影響を検討するため、時刻歴地震応答解析および FEM 解析結果を実施した。以下に得られた知見を示す。

- ・ 水平 2 方向入力を受ける曲げ鋼板ダンパーの復元力モデルは、MSS モデルばねに、バイリニアモデルと修正 Ramberg-Osgood モデルを適用することで概ね再現できる。
- ・ 水平 2 方向入力の各方向成分の荷重-変形関係は、免震層の変形軌道により異なる。円弧状の軌道を描く場合にはやや丸みを帯びたバイリニア形の挙動を示し、直線上の軌道を描く場合は最大変形で最大耐力をむかえるバイリニア形の挙動を示す。
- ・ 本章の範囲では El Centro を除いて、水平 2 方向入力時の免震層最大変形は、水平 1 方向入力時の 1.03 倍から 1.37 倍となる。また、水平 2 方向入力時の最大応答加速度は、El Centro を除いて水平 1 方向入力時の 0.98 倍から 1.24 倍となる。
- ・ ダンパーのエネルギー吸収量は、水平 1 方向と比べて水平 2 方向の方が大きくなる。これは水平 2 方向の荷重-変形関係はくびれないためである。
- ・ 鋼板幅  $b$  が大きいほど、相当塑性歪の最大値  $\epsilon_{\max}$  はサイクル数が増加してもほぼ一定となる。これは  $b$  が大きい時、部材自身に捩れ変形が生じにくくなるためである。
- ・ 水平 2 方向時、相当塑性歪は鋼板全体に分布する。また、相当塑性歪の最大箇所は変形がすすむにつれて、円形プレート端から端板上または斜板上に変化する。

## 参考文献

- 5.1) 吉敷祥一, 高山大, 山田哲, エネディアナ, 小西克尚, 川村典久, 寺嶋正雄: 水平 2 方向載荷下における繰り返し変形性能に関する実験-免震構造用 U 字形鋼材ダンパーの水平 2 方向特性その 1-, 日本建築学会構造系論文集, 第 77 巻, 第 680 号, pp.1579-1588, 2012.10
- 5.2) 吉敷祥一, エネディアナ, 山田哲, 寺嶋正雄, 小西克尚, 川村典久: ランダムな水平 2 方向変形に対する繰り返し変形性能-免震構造用 U 字形鋼材ダンパーの水平 2 方向特性その 2-, 日本建築学会構造系論文集, 第 79 巻, 第 704 号, pp.1457-1467, 2014.10
- 5.3) 山田哲, エネディアナ, 吉敷祥一, 焦瑜, 小西克尚, 帆足勇磨: 免震構造用 U 字形鋼材ダンパーの損傷評価における水平 2 方向入力の影響, 日本建築学会構造系論文集, 第 81 巻, 第 724 号, pp.1027-1037, 2016.6
- 5.4) 吉敷祥一, 田中恵大, 石田孝徳, 安永亮, 山田哲: 免震構造用鉛ダンパーの水平 2 方向特性に関する研究 その 1, 2, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.397-400, 2016.8
- 5.5) TANAKA Kei, KISHIKI Shoichi, ISHIDA Takanori, YASUNAGA Akira and YAMADA Satoshi: Bi-directional Characteristics of Lead Damper for Base-isolated Structures Part3 Evaluation of low cycle fatigue life under bi-axial loading, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1001-1002, 2017.8
- 5.6) 任意形状立体フレームの弾塑性解析 SNAP Ver.7: テクニカルマニュアル
- 5.7) 和田章, 広瀬景一: 2 方向地震動を受ける無限均等ラーメン構造の弾塑性応答性状, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 399 号, pp.37-47, 2005.1
- 5.8) 日本建築学会: 免震構造設計指針 第 4 版, 2013.10



## 第6章 曲げ鋼板ダンパーを適用した免震建物の応答予測法と累積損傷度

### 6.1 序

前章までにおいて、曲げ鋼板ダンパーの鋼板形状が力学性状および地震応答性状に及ぼす影響を把握した。また、水平2方向の地震応答性状を水平1方向の時と比較して、その影響を把握した。本章では前章までに得られた知見を総括し、曲げ鋼板ダンパーを適用した免震建物の応答予測法と累積損傷度について考察する。まず、鋼板形状がダンパーの力学性状に及ぼす影響を整理する。次に、第1章で示したエネルギーの釣合いの基づく応答予測法により最大応答変位と累積変形量を算出し、第4章の解析結果と比較する。さらに累積損傷度と地震動の関係を考察し、累積損傷度の小さくなる鋼板形状について言及する。最後に曲げ鋼板ダンパーを実用に供するため、今後の課題について述べる。

### 6.2 曲げ鋼板ダンパーを適用した免震建物の応答予測法

#### 6.2.1 鋼板形状がダンパーの力学性状に及ぼす影響

本項では第2~4章で検討した中で、繰返し変形性能にすぐれた端板四隅のボルト孔無しの試験体について、実大スケールに換算したダンパーの設計値を示す。表6.2.1にダンパーの復元力モデル設計値および繰返し回数を示す。(a)は第2章の実験スケール、(b)は2,3倍スケールの値である。また、全塑性耐力 $Q_p$ 、棚上域の耐力 $bf_p$ 、降伏変位 $d_y$ の定義は図6.2.1、鋼板形状は図6.2.2に示す通りである。鋼板形状はL-h200g50を標準形状とし、 $g$ を50mmから0mmとしたL-h200g0、 $h$ を200mmから250mmとしたL-h250g50である。鋼種はLY225を基本とする。 $bf_p/Q_p$ は、棚状域のエネルギー吸収量を評価する指標であり、1.0に近いほどダンパーの荷重-変形関係が弾塑性型に近くなる(図6.2.1参照)。表6.2.1(a)より $bf_p/Q_p$ は「L-h200g0>L-h200g50>L-h250g50>S-h200g50」の順に大きくなる。すなわち鋼種をLY225とし、 $g, h$ を小さくすることで $bf_p/Q_p$ は1.0に近づく。また、 $d_y$ に関しては、L-h200g0は他のモデルより大きくなり、小振幅では減衰量を発揮しにくい。表6.2.1より、ダンパーごとの繰返し回数 $n_t$ の大小は、载荷振幅と载荷方向によって異なる。図6.2.3には表6.2.1の $n_t$ からMiner則を用いて算出した疲労曲線を示す。ただし、いずれも2倍スケールに換算した結

表6.2.1 ダンパーの復元力モデル設定値および繰返し回数

(a) 実験スケール

No.	モデル名	$h$ (mm)	$g$ (mm)	$H$ (mm)	鋼種	復元力モデル				繰返し回数 $n_t$			
						$Q_p$ (kN)	$bf_p$ (kN)	$bf_p/Q_p$	$d_y$ (mm)	片振幅100mm		片振幅200mm	
										0°	45°	0°	45°
1	L-h200g50	200	50	250	LY225	51	31	0.61	10	134	114	98	49
2	S-h200g50				SN490	86	40	0.47	15	57	85	32	18
3	L-h200g0	200	0		LY225	43	33	0.77	29	277	379	135	80
4	L-h250g50	250	50		LY225	49	28	0.57	13	147	153	153	86

(b) 2,3倍スケール

No.	モデル名	2倍スケール							3倍スケール						
		$h$ (mm)	$g$ (mm)	$H$ (mm)	鋼種	$Q_p$ (kN)	$bf_p$ (kN)	$d_y$ (mm)	$h$ (mm)	$g$ (mm)	$H$ (mm)	鋼種	$Q_p$ (kN)	$bf_p$ (kN)	$d_y$ (mm)
1	L-h200g50	200	50	250	LY225	204	124	20	200	50	250	LY225	459	279	30
2	S-h200g50				SN490	344	160	30				SN490	774	360	45
3	L-h200g0	200	0		LY225	172	132	58	200	0		LY225	387	297	87
4	L-h250g50	250	50		LY225	196	112	26	250	50		LY225	441	252	39

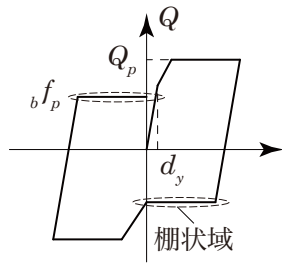
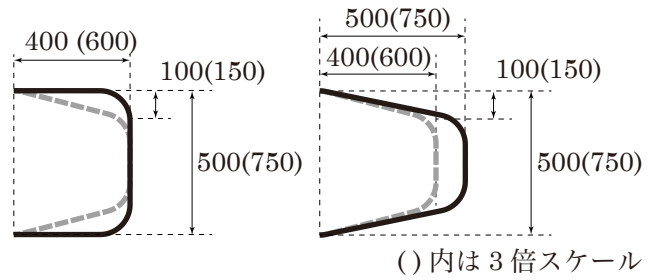


図 6.2.1 復元力モデル



(a) L-h200g0 の形状 (b) L-h250g50 の形状

図 6.2.2 2, 3 倍スケールの鋼板形状

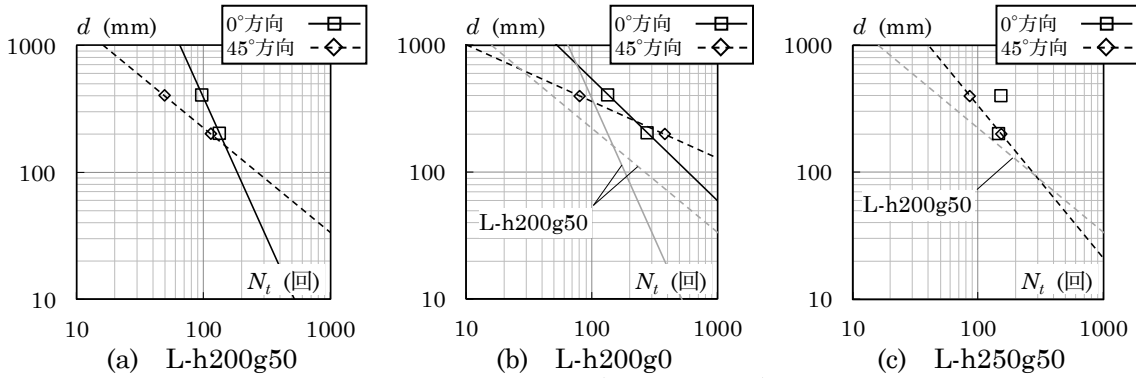


図 6.2.3 疲労曲線 (2 倍スケール)

果であり, (b), (c)では L-h200g50 の疲労曲線を併せて示している. 図 6.2.3 より, L-h200g0 は L-h200g50 と比べて小振幅で  $n_t$  が大きく, L-h250g50 は L-h200g50 と比べて大振幅で  $n_t$  が大きくなる. ただし, 疲労曲線は対数軸上で直線近似しているため, 小振幅の繰返し回数を過小評価する.

また, ダンパーの繰返し変形性能を増大させる鋼板形状を検討する際に参考とすべき指標について述べる. 図 6.2.4 に第 3 章で示した,  $\varepsilon_{\max}$  および  $iK_{ps}/stK_{ps}$  が  $n_t$  に及ぼす影響を示す.  $\varepsilon_{\max}$  は FEM 解析から得られる 1 サイクル目の最大変形時の相当塑性歪の最大値である.  $iK_{ps}/stK_{ps}$  は各鋼板形状の板ばね剛性  $iK_{ps}$  を標準形状の板ばね剛性  $stK_{ps}$  で除した値である. 図 6.2.4 のように, 片振幅  $d = 100\text{mm}$  では  $\varepsilon_{\max}$  を小さくすることで繰返し変形性能が向上し,  $d = 200\text{mm}$  では  $iK_{ps}/stK_{ps}$  を小さくすることで繰返し変形性能が向上することが第 3 章で示されている. 以上のように, 小振幅と大振幅では繰返し変形性能が向上する鋼板形状に相違があり, 今後の課題としては図 6.2.4 の指標を活用して, より繰返し変形性能にすぐれる鋼板形状を検討していく.

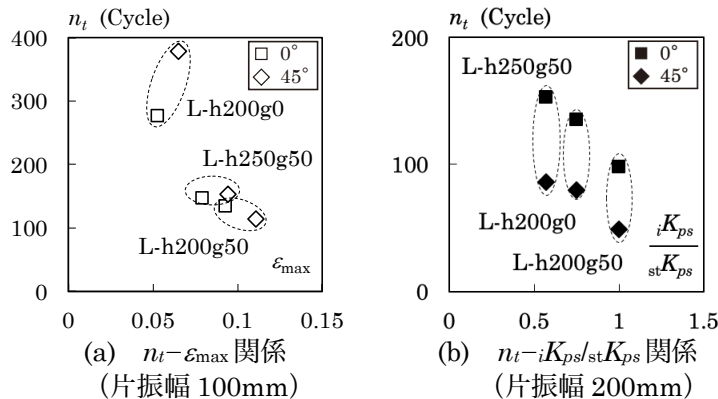


図 6.2.4 鋼板形状が繰返し回数  $n_t$  に及ぼす影響

## 6.2.2 曲げ鋼板ダンパーを適用した免震建物の応答予測法

第1章で示したエネルギーの釣合いの基づく応答予測法により最大応答変位  $d_{\max}$  と累積塑性変形量  $\Sigma d_p$  を算出し、第4章の解析結果と比較検討する。なお、式(6.2.1), (6.2.2)には  $d_{\max}$  および  $\Sigma d_p$  の算定式を再掲する。

$$d_{\max} = -s_n \cdot \alpha_s \cdot \left(\frac{T_f}{\pi}\right)^2 \cdot g + \sqrt{(s_n \cdot \alpha_s)^2 \cdot \left(\frac{T_f}{\pi}\right)^4 \cdot g^2 + \left(\frac{T_f \cdot V_E}{2\pi}\right)^2} \quad (6.2.1)$$

$$\Sigma d_p = \frac{V_E^2}{2g\alpha_s} \quad (6.2.2)$$

ここで、 $s_n$ ：等価繰返し係数、 $\alpha_s$ ：降伏せん断力係数、 $T_f$ ：免震周期、 $g$ ：重力加速度、 $V_E$ ：エネルギーの等価速度である。

図 6.2.5 に式(6.2.1)による  $d_{\max}$  の予測値と第4章の解析結果との関係を示す。縦軸は  $d_{\max}$ 、横軸は  $V_E$  である。また各線は予測値、各プロットは地震動ごとの解析結果を示しており、具体的な凡例は図中右上に示す通りである。予測値および解析結果は、降伏せん断力係数  $\alpha_s$  を 0.03 または 0.06 としている。ただし、式(6.2.1)より  $\alpha_s = 0.06$ ,  $s_n = 2.0$  の予測値は、 $\alpha_s = 0.03$ ,  $s_n = 4.0$  の予測値と等しい。図 6.2.5 より、El Centro NS, Hachinohe NS, BCJ-L1 は  $s_n = 2.0$  の予測結果に概ね対応し、Taft EW, BCJ-L2 は  $s_n = 4.0$  の予測値に概ね対応する。ダンパーモデルの相違では、L-h200g0 は他のダンパーモデルより  $d_{\max}$  が大きくなる。これは 6.2.1 項で述べたように L-h200g0 は他のダンパーモデルより  $d_y$  が大きく、小振幅で減衰量を発揮しにくいいためである。図 6.2.6 には式(6.2.2)による  $\Sigma d_p$  の予測値と

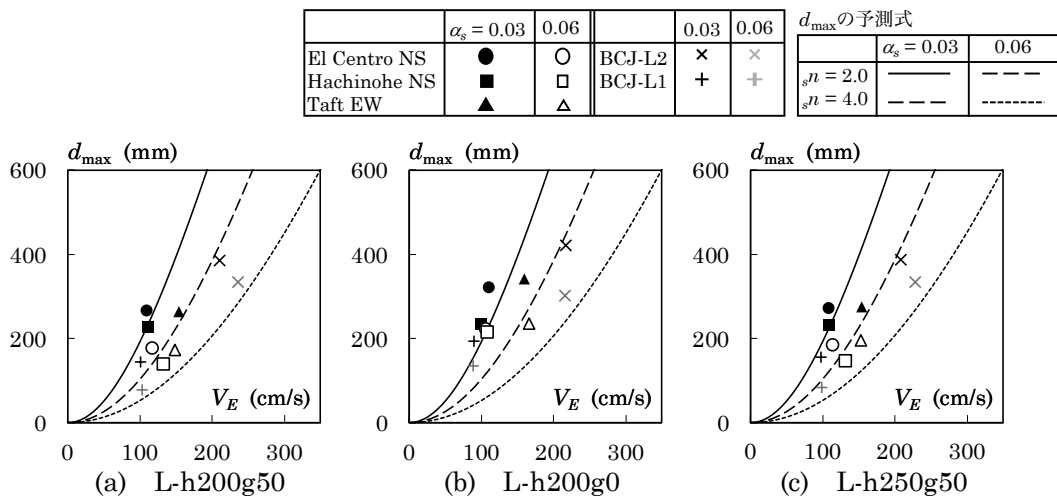


図 6.2.5 最大応答変位  $d_{\max}$  の予測値

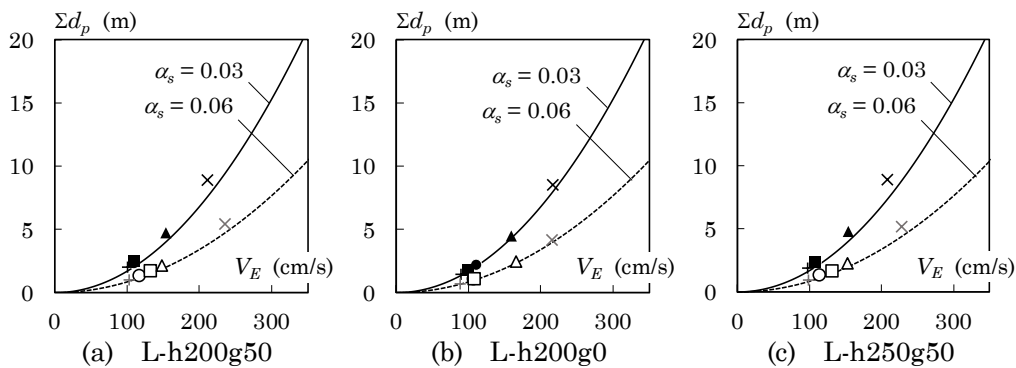


図 6.2.6 累積塑性変形量  $\Sigma d_p$  の予測値

表 6.2.2 累積塑性変形量 $\Sigma d_p$ の実験値

No.	モデル名	$h$ (mm)	$g$ (mm)	$H$ (mm)	鋼種	実験スケールの $\Sigma d_p$ (m)				2倍スケールの $\Sigma d_p$ (m)			
						片振幅100mm		片振幅200mm		片振幅100mm		片振幅200mm	
						0°	45°	0°	45°	0°	45°	0°	45°
1	L-h200g50	200	50	250	LY225	46.8	40.3	71.4	62.1	93.6	80.6	142.8	124.2
2	S-h200g50				SN490	16.1	26.4	21.5	12.1	32.2	52.8	43	24.2
3	L-h200g0	200	0		LY225	97.9	133.4	97.2	57.3	195.8	266.8	194.4	114.6
4	L-h250g50	250	50		LY225	50.1	54.2	106.7	60.1	100.2	108.4	213.4	120.2

第4章の解析結果との関係を示す。縦軸は $\Sigma d_p$ 、横軸は $V_E$ である。各プロットの凡例は図6.2.5のときと同様であるが、予測値は実線が $\alpha_s = 0.03$ 、実線が $\alpha_s = 0.06$ を表す。図6.2.6より予測値と解析結果は良く対応し、式(6.2.2)により $\Sigma d_p$ を算定することが可能である。表6.2.2には第2章による $\Sigma d_p$ の実験値を示す。ただし、表中の2倍スケールが図6.2.6の解析結果と対応する。表6.2.2より、载荷振幅と载荷方向により $\Sigma d_p$ は異なるものの、いずれも20m以上をこえる。また、鋼種SN490のNo.2を除くと、 $\Sigma d_p$ は80m以上あり、最大で266mとなる。このことから、図6.2.6による $\Sigma d_p$ の予測値を考慮しても、本論で検討した鋼板形状は十分な繰返し変形性能を有することが確認できる。

### 6.3 曲げ鋼板ダンパーの累積損傷度に関する考察

次に、曲げ鋼板ダンパーの累積損傷度 $D$ と地震動の関係を考察し、 $D$ の小さくなる鋼板形状について述べる。図6.2.7に累積損傷度 $D$ と $V_E$ との関係を示す。ただし、(a)はL-h200g50、(b)はL-h200g0の解析結果であり、0°と45°方向に区別して示している。凡例は図6.2.5のときと同様である。図6.2.7より、 $D$ は概ね「L-h200g50, 0° > L-h200g50, 45° > L-h200g0, 0° > L-h200g0, 45°」の順に大きくなる。L-h200g50では最大0.30程度、L-h200g0では最大0.08程度であり、いずれも $D$ は1.0に対して余裕がある。図6.2.8には各地震動の振幅頻度を示す。ただし、(a)はL-h200g50、(b)はL-h200g0の解析結果である。各地震動で区別しており、凡例は図中右上に示す通りである。図6.2.8より、変形は片振幅 $d = 100\text{mm}$ 以下に集中している。次いで、図6.2.9に各振幅における累積損傷度の割合 $iD/D$ を示す。 $iD/D$ は図6.2.8に示した片振幅 $d$ ごとに累積損傷度 $iD$ を算出し、全体の累積損傷度 $D$ に占める割合を計算したものである。凡例は図6.2.8と同様である。図6.2.9よりL-h200g50の0°方向では $d = 100\text{mm}$ 以下の $iD/D$ が大きくなる。これは図6.2.8に示すように $d = 100\text{mm}$ 以下の頻度が多く、かつL-h200g50の0°方向の疲労曲線は、小振幅において繰返し回数を過小評価しているためである。一方、それ以外では、比較的均等に $iD/D$ が分散している。これはL-h200g50の45°方向およびL-h200g0の疲労曲線は小振幅においても繰返し回数が大きくなるためである(図6.2.3参照)。

以上のことから、本論で検討した地震動では、小振幅において繰返し変形性能にすぐれる鋼板形状L-h200g0で累積損傷度 $D$ が小さくなる。ただし、6.2.2節で前述したようにL-h200g0では最大応答 $d_{\max}$ が若干大きくなるため、 $g$ を0~50mmにおいて設定することで $d_{\max}$ を抑制し、かつ $D$ を小さくすることが期待できる。また、より継続時間のある長周期地震動では大振幅における累積損傷度の割合が大きくなるため、大振幅で繰返し変形性能にすぐれるL-h250g50において $D$ が小さくなることが予想される。今後は長周期地震動も含めて検討をすすめることで、最適な鋼板形状を探す必要がある。

	$\alpha_s = 0.03$	0.06		0.03	0.06
El Centro NS	●	○	BCJ-L2	×	×
Hachinohe NS	■	□	BCJ-L1	+	+
Taft EW	▲	△			

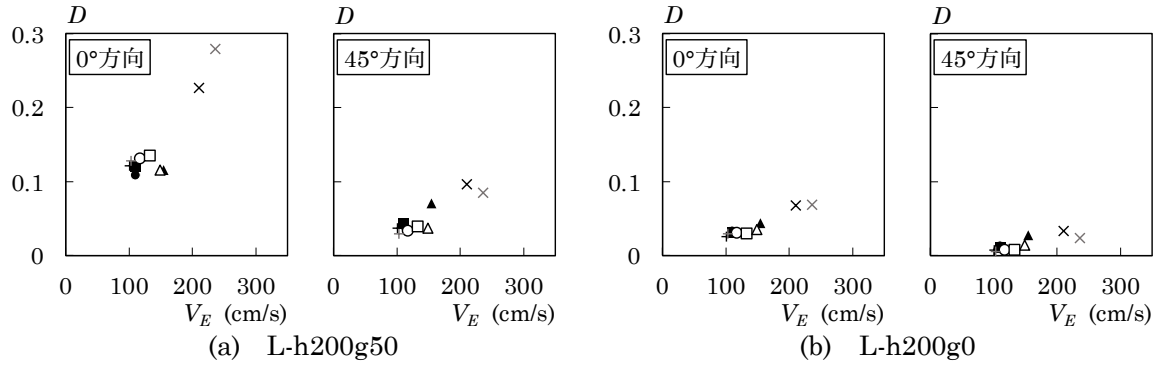
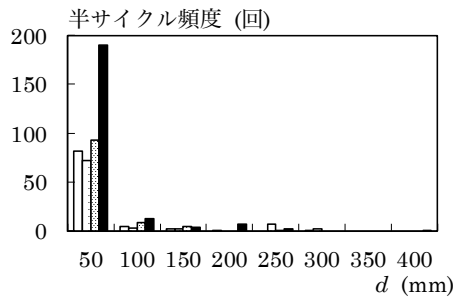
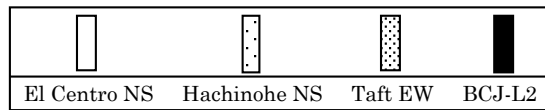
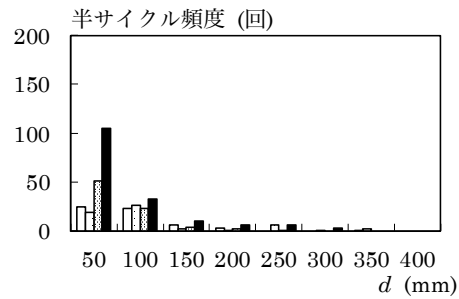


図 6.2.7 累積損傷度  $D$  と  $V_E$  との関係

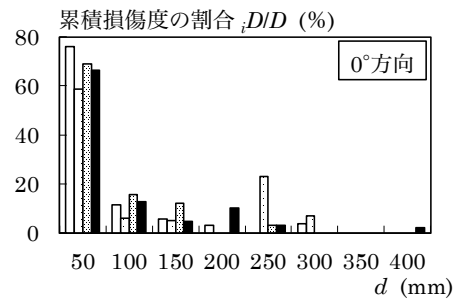


(a) L-h200g50

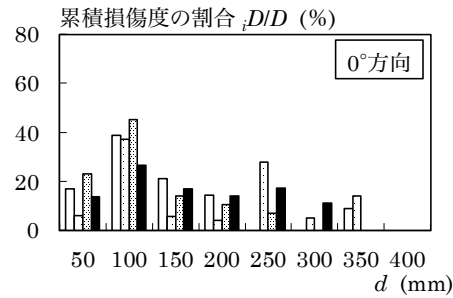
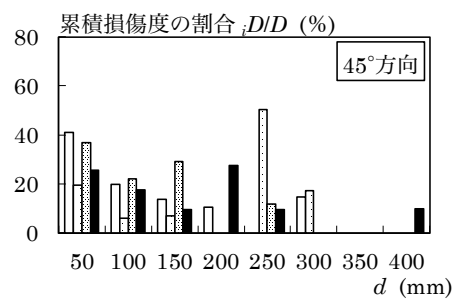


(b) L-h200g0

図 6.2.8 各地震動における振幅頻度 ( $\alpha_s = 0.03$ )



(a) L-h200g50



(b) L-h200g0

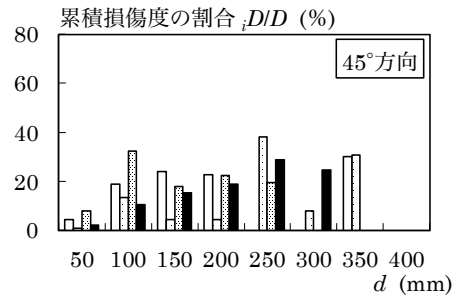


図 6.2.9 各振幅における累積損傷度の割合  $iD/D$  ( $\alpha_s = 0.03$ )



## 6.4 今後の課題

本節では曲げ鋼板ダンパーを実用に供するため、今後の課題について述べる。図 6.3.1 に参考のため、今後の課題についての概要図を示す。以下それぞれ具体的に示す。

### i) 最適鋼板形状の選定

本論では、繰返し水平加力実験や FEM 解析を用いて鋼板形状がダンパーの力学性状に及ぼす影響を明らかにした。しかしながら、本論で検討した鋼板形状は一部に限られており、今後さらなる鋼板形状について検討する必要がある。具体的には、FEM 解析を用いて鋼板形状が荷重-変形関係に及ぼす影響を把握し、復元力モデルの設計値 ( $Q_p$ ,  $K_{ini}$ ,  $f_p$ ) を定式化することが望ましい。また得られた復元力モデルより地震応答解析を行うことで、鋼板形状が地震応答性状に及ぼす影響を幅広く明らかにする。さらに、第 3 章で得た知見により、繰返し変形性能について予測を立てる。以上の検討より、最適な鋼板形状を選定する必要がある。

### ii) 各変位の繰返し変形性能

選定した鋼板形状に対して、繰返し変形性能を定量化するには繰返し水平加力実験を行う必要がある。とくに本論で考慮した振幅  $d$  (100mm と 200mm) の他に、 $d = 100\text{mm}$  以下および  $d = 200\text{mm}$  以上の振幅を振幅とする必要がある。6.3 節で示したように、免震層は  $d = 100\text{mm}$  以下の変形が生じることが多く、累積損傷度の算出では  $d = 100\text{mm}$  以下の損傷度の寄与が大きい。また、長周期地震動では大振幅の変形が多数回入力されることが考えられ、 $d = 200\text{mm}$  以上の繰返し変形性能を明らかにする必要がある。U 字形ダンパーでは繰返し回数が 5 回程度となるときの変位  $d$  を「限界変形」と定義しており、曲げ鋼板ダンパーについても限界変形を把握することは重要である。

### iii) 実大動の実験

曲げ鋼板ダンパーを実用に供するには、実大動の実験を実施して、静的加力実験と動的加力実験の相違、スケール効果について検討する必要がある。また、曲げ鋼板ダンパーは振幅ごとに変形状態が異なるため、き裂の発生および進展する箇所も異なる。そのため、別途 Miner 則の適用性を検討

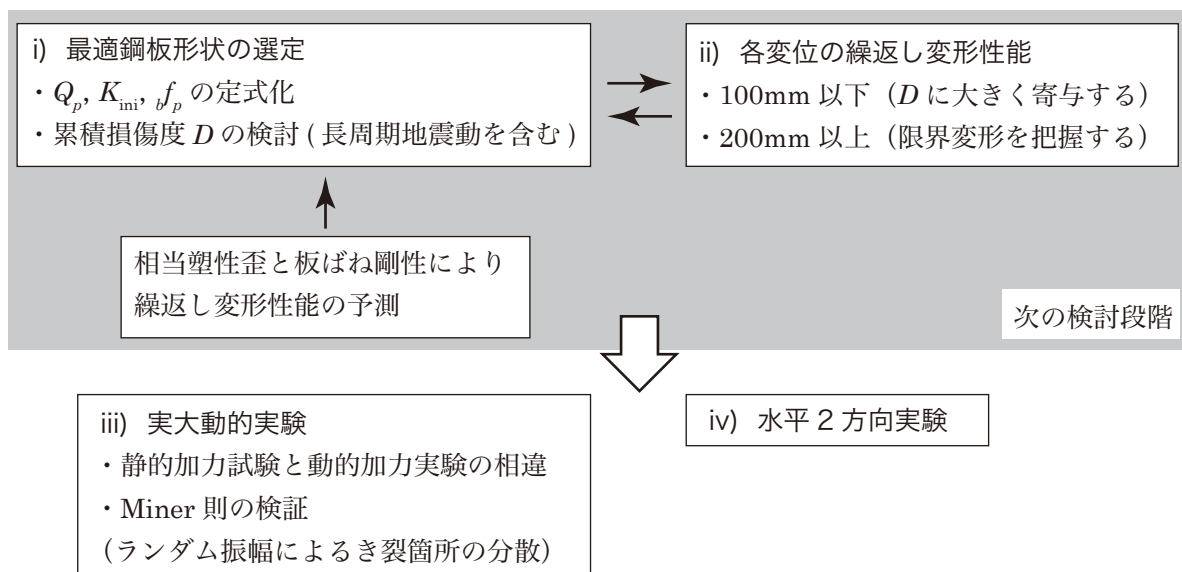


図 6.3.1 今後の課題について

する必要がある。

#### iv) 水平2方向実験

第5章でも示したように、水平2方向の変形下では以下の2つの要因で、累積損傷度  $D$  が増加する可能性がある。すなわち、1) 水平1方向の時と異なり直交方向の入力に対する損傷が影響し、2) 水平2方向の円弧運動に伴い部材自身に捩れ変形が生じることで累積損傷度  $D$  が1.0以下でダンパーが破断に至る可能性がある。このため、水平2方向載荷実験を行い、直交方向の損傷度および捩れ変形の影響を明らかにする必要がある。また、第5章でも一部示したが、水平2方向の地震応答解析についてもさらに研究を進めることが望まれる。

## 6.5 結

本章では、曲げ鋼板ダンパーを適用した免震建物の応答予測法を検討した。また、ダンパーの累積損傷度についても考察した。以下に得られた知見を示す。

- ・ 曲げ鋼板ダンパーはやや複雑な復元力モデルを示すものの、既往のエネルギーの釣合いに基づく応答評価法により、式(6.2.1)で最大応答変位  $d_{\max}$  を予測することが可能である。
- ・ 式(6.2.2)で累積塑性変形量  $\Sigma d_p$  を予測することが可能である。また、本章で示した鋼種 LY225 のダンパーでは、 $\Sigma d_p$  は80m以上あり、最大266mとなる。図6.2.6による  $\Sigma d_p$  の予測値を考慮しても、曲げ鋼板ダンパーは十分な繰返し変形性能を有することが確認できる。
- ・ 累積損傷度  $D$  は「L-h200g50, 0° > L-h200g50, 45° > L-h200g0, 0° > L-h200g0, 45°」の順に大きくなる。L-h200g50では最大0.30程度、L-h200g0では最大0.08程度であり、いずれも  $D$  は1.0に対して余裕がある。
- ・ L-h200g50の0°方向では、累積損傷度  $D$  に占める  $d = 100\text{mm}$  以下の損傷度の割合が大きい。これは免震層に生じる振幅の頻度は100mm以下が最多であり、L-h200g50の0°方向の疲労曲線は小振幅において繰返し回数を過小評価しているためである。一方、L-h200g50の45°方向およびL-h200g0では、各変位で比較的均等に損傷度が分散する。これは、これらの疲労曲線が小振幅においても繰返し回数が大きくなるためである。



## 第7章 結論

本論では、曲げ加工された鋼板を用いた免震構造用履歴型ダンパー（曲げ鋼板ダンパー）を提案し力学性状を明らかにした。また、曲げ鋼板ダンパーを適用した免震建物に対して地震応答解析を実施して、その有効性を示した。第2章から第6章までに得られた結論を以下に述べる。

第2章では、曲げ鋼板ダンパーに対して水平加力実験を実施した。その目的は、1) ダンパーの大変形追従性能を検証すること、2) 疲労破断に関してダンパーの繰返し変形性能を定量化すること、3) 載荷方向がダンパーの力学性状に及ぼす影響を把握すること、4) ダンパー鋼板形状が力学性状に及ぼす影響を把握することである。設定した実験変数は、鋼種（LY225, SN490）・鋼板形状・載荷振幅（片振幅  $d = 100, 200\text{mm}$ ）・載荷方向（ $0^\circ, 45^\circ$ ）・端板四隅の仕様とした。以下に得られた知見を示す。

- 1) 曲げ鋼板ダンパーの荷重-変形関係は、鋼板形状に関わらず2サイクル目の耐力は1サイクル目の耐力より低くなる。ただし、LY225はSN490に比べて、2サイクル目の耐力が1サイクル目の耐力に近くなる。また、載荷方向が荷重-変形関係に及ぼす影響はわずかである。
- 2) 曲げ鋼板ダンパーは最大変形時に向けて鋼板が大きく伸びるように変形する。
- 3) 耐力劣化要因は、1) 端板四隅の仕様、2) 鋼種、3) 載荷振幅、4) 載荷方向の4種類によって異なる。 $0^\circ$ 方向では荷重に平行な鋼板にき裂が発生し、 $45^\circ$ 方向では荷重に直交にき裂が発生する。
- 4) 鋼板形状がダンパーの力学性状に及ぼす影響は以下の通り。
  - ・ 斜板長さ  $h$  が大きいほど、降伏耐力  $Q_y$ 、初期剛性  $K_{ini}$  は若干小さくなるが、繰返し変形性能は向上する。
  - ・ 鋼板形状をコ形に近づけるほど（斜板高さ  $g$  とダンパー高さ  $H$  との比  $g/H$  を0に近づけるほど）、 $Q_y, K_{ini}$  は若干小さくなり、繰返し変形性能は向上する。
  - ・ 板厚  $t$  が大きいほど、 $Q_y, K_{ini}$  が増大する。しかし繰返し変形性能は顕著に低下する。
  - ・ 斜板高さ  $g$  が  $Q_y, K_{ini}$  および繰返し変形性能に及ぼす影響は少ない。
- 5) 鋼種をSN490BからLY225にすることで、 $Q_y$  はわずかに減少する。しかし、繰返し変形性能は大幅に向上する。
- 6) LY225の試験体では、端板四隅ボルト孔をなくすことで繰返し変形性能は大幅に向上する。しかし、SN490Bの試験体では、端板四隅ボルト孔の有無が繰返し変形性能に及ぼす影響は少ない。
- 7)  $d = 200\text{mm}$  ではダンパーの繰返し変形性能と板ばね剛性  $K_{ps}$  には相関があり、 $K_{ps}$  が小さいほど繰返し変形性能は高くなる。

第3章では、FEM解析を用いて鋼板形状がダンパーの力学性状に及ぼす影響を解析的に把握した。本章では先ずFEM解析モデルの構築し、実験結果を再現した。得られた解析モデルを用いて、端板四隅のボルト孔の影響を検討し、第2章よりさらに多くの鋼板形状についてダンパーの力学性状に及ぼす影響を明らかにした。以下に得られた知見を示す。

- 8) 曲げ鋼板ダンパーは四辺形四節点シェル要素を用いて作成することで、実験結果の荷重-変形関係や変形状態を再現することが可能である。

- 9)  $d = 100\text{mm}$  では、FEM 解析から得られる相当塑性歪の最大値 $\epsilon_{\max}$ と繰返し変形性能（第 2 章の実験結果）に相関があり、 $\epsilon_{\max}$ が小さいほど繰返し変形性能が大きくなる。
- 10)  $h$  を大きくするか、 $g/H$  を 0 に近づけるほど（鋼板形状をコ形に近づけるほど）、 $Q_y$  は比例的に小さくなる。また、 $h$  を大きくすると  $K_{\text{ini}}$  は比例的に増加し、 $g/H$  を 0 に近づけると  $K_{\text{ini}}$  は大幅に増加する。 $t$  を大きくすると、 $Q_y, K_{\text{ini}}$  とも顕著に増加する。
- 11) 相当塑性歪分布は、 $g/H$  に関わらず分布状態はほとんど変わらないが、 $g/H$  が小さいほど相当塑性歪の大きさは小さくなる。
- 12)  $h$  または  $g/H$  が同一値の時、 $\epsilon_{\max}$  と  $K_{ps}$  とに相関があり、 $K_{ps}$  が小さいほど  $\epsilon_{\max}$  は小さくなる。

第 4 章では、ダンパーの復元力特性について検討し、復元力特性を再現する地震応答解析用復元力モデル（以下、単に復元力モデル）を提案した。さらに、得られた復元力モデルを用いて、曲げ鋼板ダンパーを適用した免震建物の地震応答解析を実施し、鋼板形状が地震応答性状に及ぼす影響を明らかにした。以下に得られた知見を示す。

- 13) 曲げ鋼板ダンパーの復元力モデルは、バイリニアモデル、最大点指向型バイリニアスリップモデル、大変域の耐力上昇を表現するバイリニアスリップモデルの 3 つを組み合わせたモデルを用いることで精度良く再現できる。
- 14) 曲げ鋼板ダンパーの降伏せん断力係数を全塑性耐力  $Q_p$  と棚状域の耐力  $bfb$  の平均値で規定することで、適切にその地震応答性状を評価することができる。
- 15) 免震層の最大応答変位  $d_{\max}$  は、棚状域のエネルギー吸収量の指標である  $bfb/Q_p$  と降伏変位  $d_y$  による影響が大きい。 $bfb/Q_p$  が大きい、または  $d_y$  が小さいほど  $d_{\max}$  は小さくなる。
- 16) ダンパーモデルに関わらず、最大応答加速度  $a_{\max}$  は、最大速度  $50\text{cm/s}$  では  $160\text{cm/s}^2$  以下、最大速度  $100\text{cm/s}$  では  $270\text{cm/s}^2$  以下である。
- 17) 免震層の累積損傷度  $D$  はダンパースケールを大きくすることや、端板四隅ボルト孔を無くして鋼種 LY225 を用いることで大幅に小さくなる。
- 18) 本章の地震動では多数回繰返し変形によるダンパーの耐力低下が地震応答性状に及ぼす影響はわずかである。また多数回繰返し変形による耐力低下は、鋼種 LY225 の端板四隅ボルト孔無しのだんぱーで影響が少ない。

第 5 章では、曲げ鋼板ダンパーの水平 2 方向特性を把握することを目的とした。まず水平 2 方向入力時の曲げ鋼板ダンパーの復元力特性を精度良く再現できるモデルを検討し、得られた復元力モデルを用いて曲げ鋼板ダンパーを適用した免震建物の水平 2 方向地震応答性状を把握した。本章では現在一般的な設計で行われている水平 1 方向入力の地震応答性状の解析結果と比較した。さらに、上記で得られた免震層の変形軌跡を参考にして、水平 2 方向の円弧運動を想定した FEM 解析を曲げ鋼板ダンパーに対して実施した。以下に得られた知見を示す。

- 19) 水平 2 方向入力を受ける曲げ鋼板ダンパーの復元力モデルは、MSS モデルばねに、バイリニアモデルと修正 Ramberg-Osgood モデルを適用することで概ね再現できる。
- 20) 水平 2 方向入力の各方向成分の荷重-変形関係は、免震層の変形軌道により異なる。円弧状の軌道を描く場合にはやや丸みを帯びたバイリニア形の挙動を示し、直線上の軌道を描く場合は最大変形で最大耐力をむかえるバイリニア形の挙動を示す。

- 21) 本章の範囲では El Centro を除いて、水平 2 方向入力時の免震層最大変形は、水平 1 方向入力時の 1.03 倍から 1.37 倍となる。また、水平 2 方向入力時の最大応答加速度は、El Centro を除いて水平 1 方向入力時の 0.98 倍から 1.24 倍となる。
- 22) ダンパーのエネルギー吸収量は、水平 1 方向と比べて水平 2 方向の方が大きくなる。これは水平 2 方向の荷重-変形関係は、水平 1 方向で見られた棚状域が現れないためである。
- 23) 鋼板幅  $b$  が大きいほど、 $\varepsilon_{\max}$  はサイクル数が増加してもほぼ一定となる。これは  $b$  が大きい時、部材自身に捩れ変形が生じにくくなるためである。また、水平 2 方向時には相当塑性歪は鋼板全体に分布する。当塑性歪の最大箇所は変形がすすむにつれて、円形プレート端から端板上または斜板上に変化する。

第 6 章では、第 2 章から第 5 章までの総括と今後の展望を述べるため、鋼板形状がダンパーの力学性状に及ぼす影響を整理し、免震層の最大応答変位  $d_{\max}$  と累積変形量  $\Sigma d_p$  に対する予測式の精度と累積損傷度について考察をすすめた。また、累積損傷度  $D$  の小さくなる鋼板形状について言及した。以下に得られた知見を示す。

- 24) 曲げ鋼板ダンパーはやや複雑な復元力モデルを示すものの、既往のエネルギーの釣合いに基づく応答評価法により、 $d_{\max}$  を予測することが可能である。また、累積塑性変形量  $\Sigma d_p$  を予測することも可能である。本章で示した鋼種 LY225 のダンパーでは、 $\Sigma d_p$  は 80m 以上あり、最大 266m となる。このことから、曲げ鋼板ダンパーは十分な繰返し変形性能を有することが確認できる。
- 25)  $D$  は標準形状では最大 0.30 程度、 $g/H = 0$  とした形状では最大 0.08 程度であり、いずれも  $D$  は 1.0 に対して余裕がある。また、 $45^\circ$  方向の方が  $0^\circ$  方向より  $D$  は小さい。
- 26) 標準形状の  $0^\circ$  方向では、累積損傷度  $D$  に占める  $d = 100\text{mm}$  以下の損傷度の割合が大きい。これは免震層に生じる振幅の頻度は  $100\text{mm}$  以下が最多であり、標準形状の  $0^\circ$  方向の疲労曲線は小振幅において繰返し回数を過小評価しているためである。一方、標準形状の  $45^\circ$  方向および  $g/H = 0$  とした形状では、各変位で比較的均等に損傷度が分散する。これは、これらの疲労曲線は小振幅においても繰返し回数が大きくなるためである。
- 27) 以上の検討から、本論の範囲では  $g$  を  $0 \sim 50\text{mm}$  において設定することで  $d_{\max}$  を抑制し、かつ  $D$  を小さくすることが期待できる。一方で、より継続時間のある長周期地震動では、 $h$  の大きい鋼板形状で  $D$  が小さくなることが予想される。この点は今後の課題である。

以上のように、曲げ鋼板ダンパーは高い繰返し変形性能を有する。また、水平 2 方向の変形が繰返し変形性能に及ぼす悪影響が少ないと予想される。このことから曲げ鋼板ダンパーは、近年発生が懸念される大振幅多数回の振動を有する長周期地震動に対して有効なダンパーとなりうる。



## 付録 ダンパーの全塑性耐力の算定方法に関する考察

付録では崩壊機構を仮定することで、曲げ鋼板ダンパーの全塑性耐力を算定する。なお、本崩壊機構は、第2章に示す端板四隅ボルトの締付け有りの状況（以下、締付け有り）を想定している。そのため締付け無しの時とは崩壊機構が異なり、付録で得られる算定値と第2,3章で得られる実験値・解析値は対応しない。しかし、本付録で得られる算定式を考察することで、全塑性耐力に及ぼす各寸法の影響を明快に把握できる。また、この各寸法の影響は締付けの有無に関わらず、定性的にはおおよそ同様であると考えられる。そのため、本付録で得られる知見を一部、締付け無し時に活用することも可能である。なお、本論で主に検討している締付け無しの曲げ鋼板ダンパーの全塑性耐力算定式を導出することは今後の課題である。

付図1に仮定する崩壊機構を示す。付図1に示すように降伏線1～5を仮定し、それぞれのヒンジ回転角を $\theta_1 \sim \theta_5$ とする。幾何学的関係により、点Cの変位 $y_C, z_C$ は $\theta_1$ を用いて式(1), (2)により算定される。

$$y_C = g \cdot \theta_1 \quad (1)$$

$$z_C = h \cdot \theta_1 \quad (2)$$

付図2に斜板上の崩壊機構を示す。点Dを通る降伏線2の交線を考えるとき、図2のように寸法 $h, l, m$ を定義する。このとき、点Dの変位 $z_D$ は式(3)により算定される。

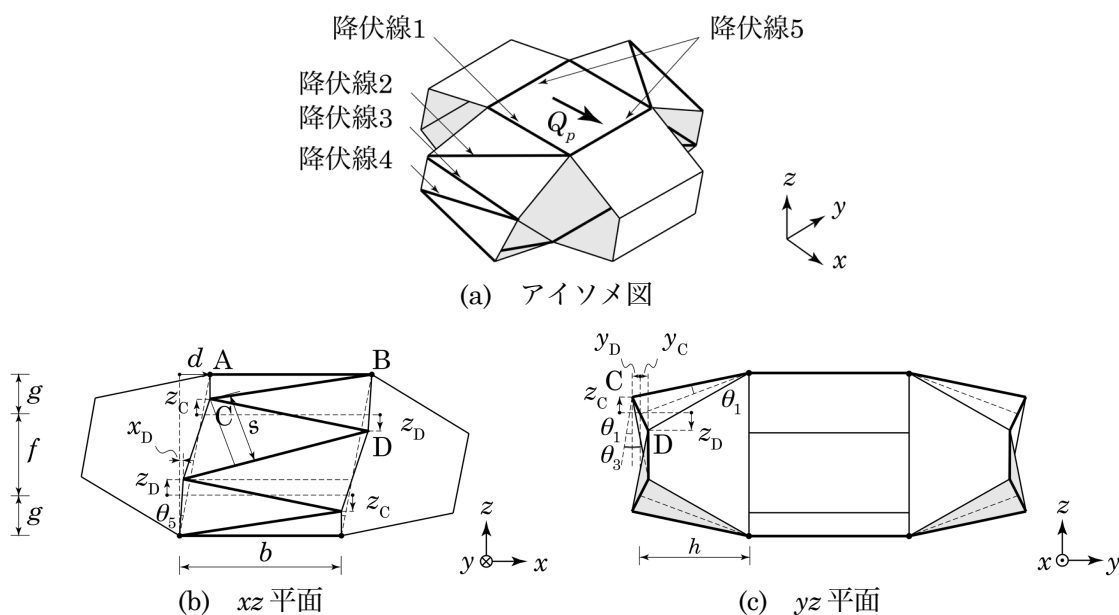
$$z_D = \sqrt{k^2 + l^2} \cdot \theta_2 - z_C \quad (3)$$

微小変形の仮定より縦板は伸縮せず、 $z_C$ と $z_D$ とは同値である。よって、 $\theta_2$ は式(4)で算定される。

$$\theta_2 = \frac{2h}{\sqrt{k^2 + l^2}} \cdot \theta_1 \quad (4)$$

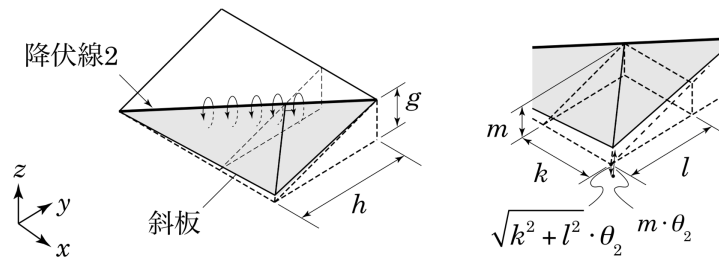
また、点Dの変位 $x_D, y_D$ は付図2による幾何学的関係により $m \theta_2$ を分解して式(5), (6)で算定される。

$$x_D = \frac{k}{\sqrt{k^2 + l^2}} \cdot m \cdot \theta_2 \quad (5)$$



付図1 崩壊機構





付図2 斜板上の崩壊機構

$$y_D = \frac{l}{\sqrt{k^2 + l^2}} \cdot m \cdot \theta_2 - y_C \quad (6)$$

よって、 $\theta_3$ 、 $\theta_4$ は式(7)、(8)で算定される。ここで、 $s$ は付図1(b)に示すように、点Cを通る降伏線4の交線である。

$$\theta_3 = \frac{y_C + y_D + f \cdot \theta_1}{f} \quad (7)$$

$$\theta_4 = \frac{2 \cdot (y_C + y_D)}{s} \quad (8)$$

ダンパーの水平変位  $d$  は、付図1(b)による幾何学的関係により式(9)で算定される。また、 $\theta_5$ は  $d$  を用いて式(10)で算定される。

$$d = \frac{z_C + z_D}{b} \cdot f + x_D \quad (9)$$

$$\theta_5 = \frac{d}{f + 2g} \quad (10)$$

内力仕事と外力仕事の釣合いは、式(11)の通りである。

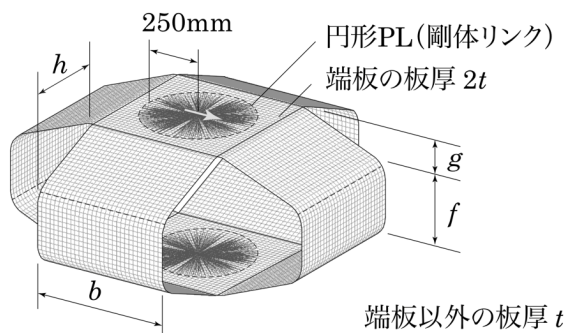
$$2m_p(2b \cdot \theta_1 + 2\sqrt{g^2 + h^2 + b^2} \cdot \theta_2 + 2b \cdot \theta_3 + \sqrt{f^2 + b^2} \cdot \theta_4 + 2b \cdot \theta_5) = Q_p \cdot d \quad (11)$$

ここで、 $Q_p$ は外力（全塑性耐力）、 $m_p$ は降伏線単位当たりの塑性モーメントである。 $m_p$ は式(12)により算定される。

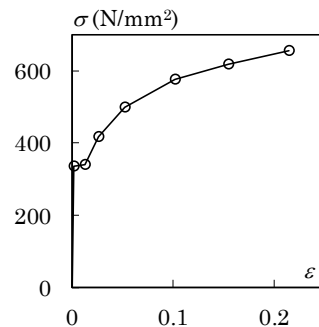
$$m_p = \frac{t^2 \cdot \sigma_y}{4} \quad (12)$$

ここで、 $\sigma_y$ は降伏応力度、 $t$ は板厚である。全塑性耐力  $Q_p$ は、式(11)を解くことで求められる。

次に、得られた算定式を検証するため、FEM解析による解析結果と比較する。付図3に使用する解析モデルを示す。解析モデルは第3章のモデルと異なり、端板をその他の鋼板厚  $t$  の2倍 ( $2t$ ) としている。これは四隅ボルトの締付け有りの場合を想定しているためである。境界条件は下端を完全



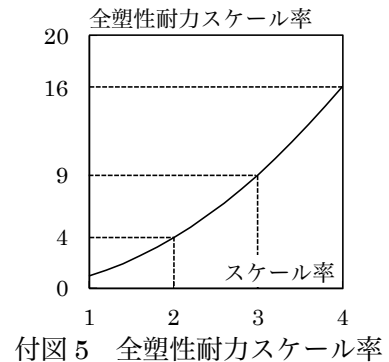
付図3 解析モデル



付図4 応力度-歪度関係

付表1 計算値と解析値との比較

No.	b	h	g	f	t	Q <sub>p</sub>		計算値 解析値
						計算値 (kN)	解析値 (kN)	
1	600	400	150	300	12	388	387	1.00
2	500					296	308	0.96
3	700					496	459	1.08
4	600	300	0	100	200	460	459	1.00
5		500				347	335	1.04
6		0				452	425	1.06
7		400	150	100	405	386	1.05	
8				200	370	390	0.95	
9				200	549	505	1.09	
10		400	303	314	0.96			
11		300	9	218	215	1.02		
12				16	690	665	1.04	



固定，上端を載荷方向以外の変形を拘束する。また，解析変数は付表1に示す  $b, h, g, f, t$  の5種類である。付図4に解析モデルに入力する応力-歪度関係を示す。応力度-歪度関係についても第3章と異なり，平板部と曲げ加工部によって応力度-歪度関係を区別していない。

付表1の右図に算定式から得られる計算値と解析値との比較を示す。Q<sub>p</sub>の解析値の算定方法は本文中と同様であり，荷重-変形関係において接線剛性が初期剛性の1/10まで低下した時点の荷重とする。付表1より計算値と解析値との比は0.96～1.08である。よって，上記で求めた全塑性耐力の算定方法は妥当である。ここで，第2章の実験スケールを1として，実験スケールに対する比率をスケール率とする。また，あるスケール率のQ<sub>p</sub>と実験スケールのQ<sub>p</sub>との比率を全塑性耐力スケール率とする。付図5に全塑性耐力スケール率とスケール率との関係を示す。ただし，付図5は解析変数に関わらず，いずれも図のような関係となる。付図5より，スケール率を2, 3, 4倍とすると全塑性耐力スケール率は4, 9, 16倍される。このことから，本章においてスケール率2ではQ<sub>p</sub>を実験スケールの4倍，スケール率3ではQ<sub>p</sub>を実験スケールの9倍とする。



## 本論文に関連する発表論文

### 主要発表論文

- 1) Yuki Hatanaka, Susumu Kuwahara, Fumihito Tamamura, Ryouta Tobari and Tomohiro Kinoshita: Mechanical Behavior of Hysteresis Dampers Using Bent Steel Plates for Base-isolated Structures, The 12<sup>th</sup> International Symposium on Architectural Interchanges in Asia, pp.1040-1044, 2018.10
- 2) 畑中祐紀, 桑原進, 玉村典士, 平山達規, 戸張涼太, 吉永光寿, 森岡宙光: 曲げ加工された鋼板を用いた免震構造用履歴型ダンパーの変形性能, 日本建築学会構造系論文集, 第 84 巻, 第 759 号, pp.713-723, 2019.5
- 3) 畑中祐紀, 玉村典士, 桑原進, 戸張涼太: 曲げ加工された鋼板を用いた免震構造用履歴型ダンパーの復元力モデルおよび地震応答性状, 日本鋼構造協会, 鋼構造論文集, Vol.26, No.103, pp.45-54, 2019.9
- 4) Hatanaka Yuki, Kuwahara Susumu, Hirayama Tatsunori, Tobari Ryota and Kinoshita Tomohiro: Study on the influence of bi-directional loading on the mechanical behavior of hysteresis damper using bent steel plates for base-isolated structures, 12<sup>th</sup> Pacific Structural Steel Conference, 2019.11

### 日本建築学会大会学術講演会・日本建築学会近畿支部研究報告会

- 1) 畑中祐紀, 桑原進, 玉村典士, 平山達規, 戸張涼太, 吉永光寿, 宮川和明: 曲げ加工された鋼板を用いた免震構造用履歴型ダンパーの力学性状 その 1 载荷方向の影響と全塑性耐力の算定, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 III, pp.769-770, 2018.9
- 2) 玉村典士, 桑原進, 畑中祐紀, 平山達規, 戸張涼太, 吉永光寿, 宮川和明: 曲げ加工された鋼板を用いた免震構造用履歴型ダンパーの力学性状 その 2 形状パラメータが力学性状に与える影響, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 III, pp.771-772, 2018.9
- 3) 平山達規, 桑原進, 畑中祐紀, 玉村典士, 戸張涼太, 吉永光寿, 宮川和明: 曲げ加工された鋼板を用いた免震構造用履歴型ダンパーの力学性状 その 3 水平 2 方向载荷時の力学性状, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 III, pp.773-774, 2018.9
- 4) 畑中祐紀, 桑原進, 玉村典士, 平山達規, 岡本みなみ, 戸張涼太, 吉永光寿, 宮川和明, 森岡宙光, 木下智裕: 曲げ加工された鋼板を用いた免震構造用履歴型ダンパーの変形性能 その 1 繰返し変形性能, 日本建築学会近畿支部研究発表会, 2019.6
- 5) 平山達規, 桑原進, 畑中祐紀, 玉村典士, 岡本みなみ, 戸張涼太, 吉永光寿, 宮川和明, 森岡宙光, 木下智裕: 曲げ加工された鋼板を用いた免震構造用履歴型ダンパーの変形性能 その 2 ボルト孔と鋼板形状が力学性状に及ぼす影響, 日本建築学会近畿支部研究発表会, 2019.6
- 6) 岡本みなみ, 桑原進, 畑中祐紀, 玉村典士, 平山達規, 戸張涼太, 吉永光寿, 宮川和明, 森岡宙光, 木下智裕: 曲げ加工された鋼板を用いた免震構造用履歴型ダンパーの力学性状に及ぼす水平 2 方向载荷の影響, 日本建築学会近畿支部研究発表会, 2019.6
- 7) 玉村典士, 桑原進, 畑中祐紀, 平山達規, 岡本みなみ, 戸張涼太, 吉永光寿, 宮川和明, 森岡宙光,

木下智裕: 曲げ加工された鋼板を用いた履歴型ダンパーを適用した免震建物の地震応答性状, 日本建築学会近畿支部研究発表会, 2019.6

- 8) 桑原進, 畑中祐紀, 玉村典士, 平山達規, 岡本みなみ, 戸張涼太, 吉永光寿, 宮川和明, 森岡宙光, 木下智裕: 曲げ加工された鋼板を用いた免震構造用履歴型ダンパーの変形性能 その 1 繰返し水平加力実験概要, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 III, pp.1291-1292, 2019.9
- 9) 畑中祐紀, 桑原進, 玉村典士, 平山達規, 岡本みなみ, 戸張涼太, 吉永光寿, 宮川和明, 森岡宙光, 木下智裕: 曲げ加工された鋼板を用いた免震構造用履歴型ダンパーの変形性能 その 2 繰返し水平加力実験結果, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 III, pp.1293-1294, 2019.9
- 10) 平山達規, 桑原進, 畑中祐紀, 玉村典士, 岡本みなみ, 戸張涼太, 吉永光寿, 宮川和明, 森岡宙光, 木下智裕: 曲げ加工された鋼板を用いた免震構造用履歴型ダンパーの変形性能 その 3 ボルト孔と鋼板形状が力学性状に及ぼす影響, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 III, pp.1295-1296, 2019.9
- 11) 岡本みなみ, 桑原進, 畑中祐紀, 玉村典士, 平山達規, 戸張涼太, 吉永光寿, 宮川和明, 森岡宙光, 木下智裕: 曲げ加工された鋼板を用いた免震構造用履歴型ダンパーの力学性状に及ぼす水平 2 方向載荷の影響, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 III, pp.1297-1298, 2019.9
- 12) 玉村典士, 桑原進, 畑中祐紀, 平山達規, 岡本みなみ, 戸張涼太, 吉永光寿, 宮川和明, 森岡宙光, 木下智裕: 曲げ加工された鋼板を用いた履歴型ダンパーを適用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, 構造 III, pp.1299-1300, 2019.9

## 謝辞

本論は、筆者が平成 29 年 4 月に大阪大学大学院工学研究科博士後期課程に入学してより、3 年間の研究成果をまとめたものです。本論文を完成させるにあたり、多くの方々から支援・ご鞭撻をいただき、感謝申し上げます。

大阪大学大学院准教授 桑原進先生には、私が鉄骨系構造学領域に所属して以来 6 年間卒業論文、修士論文から本論文にいたるまで、終始的確かつ親身なご指導を賜りました。筆者が菲才を顧みず、博士後期課程に入学し、研究に邁進することを決心したのも、桑原先生に懇篤なるご指導をいただいたためです。心より感謝申し上げます。

大阪大学大学院教授 多田元英先生には、終始暖かくも的確なご指導を賜りました。多田先生のご助言は、筆者の研究者としての姿勢にも至るものでした。心より感謝申し上げます。

大阪大学大学院元助教 金眞佑先生には、丁寧なご指導を賜りました。また、公私ともに親身に接していただきました。心より感謝申し上げます。

JFE シビル 宮川和明氏、吉永光寿氏、戸張涼太氏、JFE スチール 木下智裕氏、森岡宙光氏には、学部 4 回から本研究に至るまで、さまざまなご指導・ご助言を賜りました。共同研究として、本論文に参画いただき、心より感謝申し上げます。

大阪大学大学院教授 宮本裕司先生、同教授 真田靖士先生にはお忙しい中、本論のご指導・ご鞭撻を賜りました。頂いたご指摘により、本論を大きく前進させることができました。また、大阪大学技術職員松井貴志氏には、実験全般において多大なるご支援を賜りました。ここに感謝申し上げます。

本研究に関連して、修士論文・卒業論文として研究の遂行に尽力頂いた、玉村典士氏（現・竹中工務店）、平山達規氏、岡本みなみ氏、勝間溪太氏には、研究全般でご協力いただきました。本論文は、皆様のご協力がなければ完成することはありませんでした。ここに深く感謝申し上げます。

また、貴重な研究成果を引用させていただいた、文献著者に感謝申し上げます。

本研究は、日本学術振興会特別研究員奨励費 JP18J10124 の助成を受けました。記して謝意を示します。

最後に、静かにも暖かく見守ってくださった友人そして両親、家族に感謝致します。

令和元年 12 月