水平2方向加振試験による高減衰積層ゴムの 捩れ応力に基づく捩れ歪の評価方法の提案

PROPOSAL OF A METHOD FOR EVALUATING TORSIONAL STRAIN BY USING TORSIONAL STRESS FOR HIGH-DAMPING RUBBER BEARINGS BASED ON HORIZONTAL BI-DIRECTIONAL LOADING TESTS

柿沼貴博^{*1}, 北村春幸^{*2}, 佐藤利昭^{*3},
加藤秀章^{*4}, 森 隆浩^{*5}, 小槻祥江^{*6}, 中西啓二^{*7}
Takahiro KAKINUMA, Haruyuki KITAMURA, Toshiaki SATO,
Hideaki KATO, Takahiro MORI, Sachie KOTSUKI
and Keiji NAKANISHI

Torsional strain is calculated by horizontal bi-directional loading tests, which is known to analyze the images of the dots painted on the surface of high-damping rubber bearings, because it can't be measured directly. In elliptical orbit loading tests, residual torsional strain, which increases the torsional strain, is confirmed. A method for evaluating torsional strain based on torsional stress is proposed, which consider an influence of residual torsional strain. Seismic response analyses are performed to evaluate the dynamic behavior of an isolated building under horizontal bi-directional earthquake excitations.

Keywords : *Seismic isolation, High-damping rubber bearing, Horizontal bi-directional loading, Torsional strain, Torsional stress*

免震, 高減衰積層ゴム, 水平2方向加振, 捩れ歪, 捩れ応力

1. はじめに

免震構造は、1995年兵庫県南部地震、2011年東北地方太平洋沖地震等の被災経験を経て、高い耐震性能を備えた構造形式として普及している。2000年には免震材料告示（平12建告第1446号）が施行され、積層ゴムは、定面圧下の水平1方向加振試験により、水平復元力特性を規定した基本性能や、破断歪または座屈応力を規定した限界性能などが設定されている。

2007年には、嶺脇・山本ら¹⁾により実大サイズの積層ゴムを用いた定面圧下で周期200～300秒の水平2方向加振実験が実施された。高減衰積層ゴムでは、水平1方向加振時に比べて破断に至るまでの限界せん断変形が大きく減少し、水平1方向の荷重変形関係を基にMSSモデル²⁾により計算した水平2方向加振時の履歴曲線に比べて負担せん断力が大きくなることが明らかになった。この報告を受け、日本免震構造協会ではワーキンググループを設置し、高減衰積層ゴムの水平2方向加振試験に基づく水平限界変形の設定方法とその試験方法³⁾や、水平2方向加振時の履歴特性を考慮した免震

建物の応答性状と設計上の留意点⁴⁾を提示している。限界歪に関しては、加藤、森ら⁵⁾が、縮小試験体による周期10～100秒の水平2方向加振試験及び有限要素解析を実施している。水平2方向加振時には、水平変形に対応したせん断力とそれに直交する加振方向にせん断力（捩れ力）が生じること、さらに、捩れ力により積層ゴム内部に生じる捩れ歪と水平変形により生じる平均せん断歪を加算した最大せん断歪が、水平1方向加振時の破断せん断歪に達することで破断が起きることを明らかにしている。また、水平2方向の復元力特性のモデル化に関しては、山本ら²⁾、菊地ら⁶⁾が、異なるせん断弾性率の高減衰積層ゴムについて復元力特性を提案している。その際、水平変形に対応したせん断力と変位増分方向のせん断力をもとに2方向の復元力特性を設定して、実験値との検証を行っている。さらに、下沖・北村ら⁷⁾は、観測地震動を入力とする水平2方向応答解析から、高減衰積層ゴムに生じる捩れ歪を評価し、水平2方向楕円加振による捩れ歪と比較検討している。その際、水平2方向の楕円加振試験をもとに画像解析から求めた捩れ歪と捩れ応力関係を

^{*1} 東京理科大学大学院理工学研究科建築学専攻 大学院生

^{*2} 東京理科大学理工学部建築学科 教授・博士(工学)

^{*3} 東京理科大学理工学部建築学科 助教・博士(工学)

^{*4} (株)ブリヂストン インフラ資材開発部 博士(工学)

^{*5} (株)ブリヂストン インフラ資材開発部 博士(理学)

^{*6} 清水建設(株)技術研究所 研究員・博士(工学)

^{*7} 清水建設(株)生産技術本部 副本部長・博士(工学)

Grad. Stud., Dept. of Architecture, Tokyo Univ. of Science

Prof., Dept. of Architecture, Tokyo Univ. of Science, Dr. Eng.

Assist. Prof., Dept. of Architecture, Tokyo Univ. of Science, Dr. Eng.

Infrastructure Products Development Department, Bridgestone Corporation, Dr. Eng.

Infrastructure Products Development Department, Bridgestone Corporation, Dr. Sci.

Research Engineer, Institute of Technology, Shimizu Corporation, Dr. Eng.

Deputy General Manager, Construction Technology Div., Shimizu Corporation, Dr. Eng.

実験式として設定し、応答解析より求まる振れ応力から振れ歪を算出している。

2003 年十勝沖地震を契機に、長周期地震動に対する免震建物の安全性検証が求められ、2010 年から 4 年間実施された国土交通省建築基準整備促進事業では、Eーディフェンス震動台を用いた、実大高減衰積層ゴムの楕円加振と真円加振による周期 4 秒の 2 方向多数回繰り返し加振実験、地震応答波による 2 方向加振実験が行われた¹⁰⁾。その実験から、楕円加振と真円加振は地震応答波加振に比べて大きな振れ歪を生じ、さらに同一回転方向に連続的に加振することで振れ歪が残留する（以降、残留振れ歪と呼ぶ）ことを明らかにしている。

現在、免震構造の水平 2 方向応答解析で使用されている MSS モデルや文献 2),8)の方法では、水平変位とその方向から少しずれた方向の水平力が求まり、水平変位に対応したせん断力とせん断歪、振れ力から振れ応力が得られるが、振れ歪は直接的には得られない。2 方向加振試験においても同様で、画像解析から積層ゴム表面の振れ歪を求めているのが現状である。2 方向加振時の限界歪は、水平 1 方向加振時の破断せん断歪から振れ歪を除いた値になることから、振れ歪を求める必要がある。さらに、文献 10)で明らかにされた残留振れ歪を評価し、振れ歪と応答解析より求まる振れ応力の関係性を評価する必要がある。

よって、本論文では、文献 4),10)の縮小試験体と実大試験体による水平 2 方向加振試験を用いて、画像解析により振れ歪を算出し、残留振れ歪に対する加振パターンや試験体形状の影響を分析する。その分析より、鉛直軸周りに対して同一回転方向の加振時における残留振れ歪を最大振れ歪から推定する方法を提示する。次に、残留振れ歪を加えた振れ歪と振れ応力の関係を導出し、その関係を用いて提案した振れ歪の評価方法の妥当性を、地震応答波加振試験の結果との比較により検証する。最後に、水平 2 方向の検討において広く利用されている MSS モデルを用いて、長周期地震動と直下地震の観測波による地震応答解析を実施し、提案した評価方法に基づき振れ応力から振れ歪を算出する。振れ歪、残留振れ歪、振れ歪と平均せん断歪の和である最大せん断歪を地震波ごとに分析評価し、地震動による水平 2 方向応答への影響を考察する。

2. 高減衰積層ゴムに生じる振れ歪と振れ応力の定義

高減衰積層ゴムの下部フランジを固定し、回転固定した上部フランジを楕円軌道で加振したときの上部フランジに生じる反力の概念図を Fig.1 に示す。 δ_x と δ_y は、X 方向及び Y 方向の水平変位を、 F_x と F_y は、X 方向及び Y 方向のせん断力を表す。積層ゴムの上部フランジに生じる水平力 F は、減衰性能により、X 軸と積層ゴムのなす角度が θ_1 である水平変位 δ の方向に対して角度 θ_2 進んだ方向に生じる。そのため、水平力 F は、水平変位 δ に対応したせん断力 F_r とそれに直交するせん断力 F_s に分けられ、下式で表される。

$$F_r = F \cos \theta_2, \quad F_s = F \sin \theta_2 \quad (1), (2)$$

直交方向のせん断力 F_s は、積層ゴムの各ゴム層に対して振れモーメント M_t として作用する⁴⁾。積層ゴムの外周部には、振れモーメント M_t の発生に伴い、振れ変形 u が生じる²⁾。加振時の積層ゴムの変形の様子と、振れモーメント M_t と振れ変形 u の高さ方向分布を Fig.2 に示す。試験写真も、Fig.1 に示すように X 方向より撮影したもの

Fig.1 Definitions of shear force and torsional moment

Fig.2 Calculation method of torsional deformation and distribution of torsional moment

Fig.3 Definitions of outer shear strain and outer shear stress

で、Y 方向の水平変形 δ_y に加えて、積層ゴムの高さ方向によって変形量が異なる振れ変形 u が確認できる。振れ変形 u は、積層ゴムの表面に転写した格子点を試験動画から取り込んだ静止画像より読み取り、積層ゴムの各層において全体変形から Y 方向の水平変形を取り除いた変形とする⁹⁾。Fig.2 に示すように、振れモーメント M_t は、積層ゴムの上下端部が固定されているため、最上下端部で最大となり、下式で表される。

$$M_t = \frac{F_s \cdot \delta}{2} = \frac{(F_x \cdot \delta_y - F_y \cdot \delta_x)}{2} \quad (3)$$

振れ変形 u は、Fig.2 に示すように、振れモーメント M_t の高さ方向分布が直線で変化し、積層ゴムの中間高さで向きが変化することから、 z 軸の原点を積層ゴムの中間高さに取り、積層ゴムの上下端 ($z = \pm H/2$, H : 積層ゴム高さ) の変形量を 0 として、高さ z の 2 次

関数で近似し、下式で表される。

$$u(z) = a \left(z^2 - \frac{H^2}{4} \right) \quad (4)$$

ここで、 a は近似した 2 次曲線の係数である。

積層ゴムの外周部に生じるせん断歪とせん断応力の概念図を Fig.3 に示す。その際、積層ゴムの内部鋼板は、水平変形に寄与しないと考える。積層ゴムに生じる X 方向と Y 方向、水平変位方向の平均せん断歪 $\bar{\gamma}_x$ 、 $\bar{\gamma}_y$ 、 $\bar{\gamma}$ は、それぞれ下式で算出される。

$$\bar{\gamma}_x = \frac{\delta_x}{h_r}, \quad \bar{\gamma}_y = \frac{\delta_y}{h_r}, \quad \bar{\gamma} = \frac{\delta}{h_r} \quad (5), (6), (7)$$

ここで、 h_r は積層ゴムのゴム総厚さを表す。積層ゴムの外周部には、平均せん断歪に加えて、捩れ変形 u の発生に伴い、捩れ歪 γ_s が発生する。捩れ歪 γ_s は、式(4)の捩れ変形 u を高さ z で微分することで算出され、下式のように表される。

$$\gamma_s(z) = \mp 2\alpha az \quad (8)$$

ここで、 α は捩れ変形に寄与しない内部鋼板の厚さに対する補正項（ゴム総厚 h_r に対する積層ゴム高さ H ）であり⁶⁾、捩れ歪 γ_s は、Fig.3 に示すように、鉛直軸に対して時計回りに捩れ変形が生じる時を正とする。捩れ歪 γ_s は、積層ゴムの上下端 ($z = \pm H/2$) において最大となるため、捩れ歪 $\gamma_s (\pm H/2)$ を ϕ と置き換え、捩れ歪 ϕ を用いて評価する。外周部のせん断歪 γ は、平均せん断歪に捩れ歪 ϕ を付加することで求まり、外周部の最大せん断歪 $\gamma_{\max}$ は、次式で算出される。

$$\gamma_{\max} = \bar{\gamma} + |\phi| \quad (9)$$

X 方向及び Y 方向の平均せん断歪 $\bar{\gamma}_x$ 、 $\bar{\gamma}_y$ と対応する、それぞれの方向の平均せん断応力 $\bar{\tau}_x$ 、 $\bar{\tau}_y$ は、下式で算出される。

$$\bar{\tau}_x = \frac{F_x}{A_r}, \quad \bar{\tau}_y = \frac{F_y}{A_r} \quad (10), (11)$$

ここで、 A_r は積層ゴムの断面積を表す。積層ゴムの外周部には、Fig.3 に示すように平均せん断応力 $\bar{\tau}_x$ 、 $\bar{\tau}_y$ に加えて、捩れ歪 ϕ に対応する捩れ応力 τ_s が作用する。捩れ応力 τ_s は、半径方向に一樣に変化すると仮定し、捩れモーメント M_t を用いて下式で算出される。

$$\tau_s = \frac{M_t}{Z_p} \quad (12)$$

ここで、 Z_p は極断面係数を表す。

3. 水平 2 方向加振試験に基づく捩れ歪と残留捩れ歪の関係

3.1 試験概要

本論文は、2009 年 5 月に日本免震構造協会にて実施された、縮小試験体による水平 2 方向加振試験⁴⁾（以降、縮小試験と呼ぶ）と、2012 年 10 月に国土交通省平成 24 年度建築基準整備促進事業 27-3 で E-ディフェンスの大型震動台を用いて実施された、実大試験体による水平 2 方向加振試験¹⁰⁾（以降、実大試験と呼ぶ）を使用する。縮小試験では、捩れ歪 ϕ に対する試験体形状や加振条件の影響を検討する。実大試験では、縮小試験から得られた捩れ歪 ϕ の特性値の実大サイズへの適用性、免震周期での多数回繰り返し加振による影響を確認し、提案する捩れ歪 ϕ の評価方法の地震応答波への適応性の検証に用いる。

2 つの試験におけるそれぞれの試験体諸元を Table 1 に示す。試験体は、平均せん断歪 100% 時における等価せん断弾性率 G_{eq} が 0.62 N/mm²、等価減衰定数 H_{eq} が 0.24 の高減衰積層ゴムである。縮小試

Table 1 Dimensions of HDR tested

Name of specimen	S-S33	S-S40-1,2	S-S50-1,2	F-S50
Outer diameter of rubber D (mm)	158	158	158	1000
Inner diameter of rubber (mm)	0	0	0	25
Thickness of rubber (mm)	1.26	1.26	1.26	6.7
Number of layers	38	31	25	30
Internal plate thickness (mm)	0.8	0.8	0.8	4.4
Total rubber thickness h_r (mm)	47.9	39.1	31.5	201
Height of rubber bearings H (mm)	77.5	63.06	50.7	328.6
Shape factor S_1	31.3	31.3	31.3	36.4
Second shape factor $S_2 (=D/h_r)$	3.30	4.05	5.02	4.98
Reference compressive stress σ (N/mm ²)	7.3	10.7	13.0	15.0
Shear modulus G_{eq} (N/mm ²)	0.62	0.62	0.62	0.62
Equivalent damping factor H_{eq}	0.24	0.24	0.24	0.24

Table 2 Small scaled loading program

Specimen		S-S33	S-S40-1	S-S40-2	S-S50-1	S-S50-2
Test case		Elliptical orbit	Elliptical orbit	Figure-of-8 orbit	Elliptical orbit	Elliptical orbit
Period (s)	X	10	10	100	10	10
	Y	10	10	50	10	10
Compressive stress (N/mm ²)		7.3	10.7	10.7	13.0	6.5
Cycle		3	3	3	3	3
Remarks					2 times	2 times

Fig.4 Small scaled test orbit ($S_2=4.05$)

験においては、2 次形状係数 S_2 が異なる 3 種類の試験体を用いている。縮小試験における加振条件を Table 2 に、 $S_2=4.05$ の積層ゴムにおける変位オービットを Fig.4 に示す。縮小試験は、X 軸と Y 軸の比が 2:1 となる楕円加振と 8 の字加振を行っている。楕円加振は、原点から Y 軸の最大点を目指し、その後時計回りに加振後、Y 軸の最大点から原点に戻る試験で、加振周期 10 秒で X 方向の平均せん断歪 $\bar{\gamma}_x$ を 50~250% まで 50% ずつ漸増させている。 $S_2=5.02$ の積層ゴムにおいては、繰返しと面圧による影響を確認するため、基準面圧 $\sigma=13.0$ N/mm² とその半分の面圧 $\sigma=6.5$ N/mm² で、合計 2 回行っている。8 の字加振は、原点から時計回りに加振して再び原点に戻り、その後反時計回りに加振して原点に戻る試験で、試験機能力の都合から加振周期 100 秒で X 方向の平均せん断歪 $\bar{\gamma}_x$ を 100, 200% としている。試験はそれぞれ 3 サイクル行っている。

実大試験における試験条件を Table 3 に、地震応答波加振における X 方向及び Y 方向の水平変位の時刻歴波形を Fig.5 に、楕円加振と真円加振における変位オービットを Fig.6 に示す。実大試験は、1 つの試験体で Table 3 に示す試験を 2 日で全て行うため、累積変形量が 400m 程度となり、長周期地震で想定される累積変形量の

20~30m を大きく上回る試験であった¹¹⁾。この全試験の中から、2 方向加振の試験である、2 方向の地震応答波加振と楕円加振、真円加振の結果を使用する。地震応答波加振は、高減衰積層ゴムのみで構成される免震層を有し、せん断歪 200%時の等価周期が約 4.0 秒の免震建物における上部建物を 1 質点としてモデル化した建物モデルに、長周期地震動を想定して作成された模擬波を入力した応答変位波形を使用している。楕円加振と真円加振は、加振周期 4 秒で X 方向の平均せん断歪 $\bar{\gamma}_x$ が 200%となる試験であり、楕円加振は X 軸と Y 軸の比が 2 : 1 で 5 サイクルの試験を合計 12 回、真円加振は X 軸と Y 軸の比が 1 : 1 で 3 サイクルの試験を合計 7 回行っている。

3. 2 画像解析による振れ歪の算出方法

振れ歪 ϕ は、加振時の積層ゴムで X 方向より撮影した動画から、縮小試験においては 60Hz、実大試験においては 30 Hz で静止画像を読み取る画像解析によって算出した。ただし、実大試験の真円加振においては、他の加振と比較して平均せん断歪の変化が小さく、振れ歪 ϕ の変化が小さいと考え、サンプリング周波数を 3 Hz で算出した。縮小試験における $S_2=5.02$ の積層ゴムの画像解析により求めた X 方向の平均せん断歪 $\bar{\gamma}_x=250\%$ の楕円加振時の振れ変形 u の高さ時方向分布を Fig.7 に示す。Fig.7 より、振れ変形 u は、式(4)で仮定したように、積層ゴムと X 軸のなす角度 θ_1 が $0, \pi/2, \pi, 3\pi/2$ において 2 次関数で適切に近似できる。

震動台に固定したカメラで X 方向より撮影しているため、積層ゴムがカメラに近づいた時とカメラから遠ざかった時では、画面上の積層ゴム高さ H が変化し、画像の遠近補正が必要になる¹⁰⁾。遠近補正は、この影響が大きい実大試験においてのみ行う。また、横方向への影響は微小であるため、遠近補正は高さ方向においてのみ行う。振れ変形 u の遠近補正方法の概念図を Fig.8 に示す。遠近補正は、常に計測できた上から 4 つ目の④点とそれに対応する下から 4 つ目の⑯点の間の高さを用い、実際の積層ゴム(Fig.8 (a))の④点と⑯点の間の高さを z_a 、画面上の積層ゴム(Fig.8(b))の④点と⑯点の間の高さを z_b とする。6 回目の楕円加振試験における z_a と z_b の時刻歴波形を Fig.9 に示す。 z_b が大きく変化することが確認でき、 z_a に対する z_b の比を遠近補正の補正項 $\beta (=z_b/z_a)$ とし、式(4)で表される画面上の振れ変形 u に補正項 β を乗じる。同様に、振れ歪 ϕ も式(8)に補正項 β を乗じて算出する。6 回目の楕円加振試験における、黒細線の遠近補正考慮と灰色太線の非考慮の振れ歪 ϕ の時刻歴波形を Fig.10 に示す。Fig.10 より、遠近補正を加えることで、次節で示す縮小試験と同様に、1 サイクル内の振れ歪 ϕ の 2 つの極大値が概ね同じ大きさに揃っていることから、適切に補正を行っていると考える。実大試験の画像には、遠近補正を加えて振れ歪 ϕ を算出する。

Fig.8 Calculation of torsional deformation on full scaled test

Table 3 Full scaled loading program

Test case	Compressive stress (N/mm ²)	Loading direction	Max. deformation (mm) (Average shear strain (%))	Cycle
Earthquake NS	5.0	X	200 ($\bar{\gamma}_x=100\%$)	-
Earthquake EW	5.0	Y	268 ($\bar{\gamma}_y=134\%$)	-
Earthquake NS & EW 4 times	5.0	X	200 ($\bar{\gamma}_x=100\%$)	-
		Y	268 ($\bar{\gamma}_y=134\%$)	
Interval of 30 minutes				
Elliptical orbit 12 times	5.0	X	400 ($\bar{\gamma}_x=200\%$)	5cycles × 12
		Y	200 ($\bar{\gamma}_y=100\%$)	
Interval of 17 hours				
Sinusoidal 12 times	5.0	X	400 ($\bar{\gamma}_x=200\%$)	5cycles × 12
Interval of 100 minutes				
Circular orbit 7 times	5.0	X	400 ($\bar{\gamma}_x=200\%$)	3cycles × 7
		Y	400 ($\bar{\gamma}_y=200\%$)	
Interval of 60 minutes				
Large amplitude	3.0	X	400 ($\bar{\gamma}_x=200\%$)	2cycles
		X	500 ($\bar{\gamma}_x=250\%$)

Fig.5 Time history of earthquake response wave loading

Fig.6 Full scaled test orbit

Fig.7 The result of analyzing the dot images (S-S50-1)

Fig.9 z_a and z_b caused by elliptical orbit loading at 6 times

Fig.10 Torsional strain caused by elliptical orbit loading at 6 times

3. 3 振れ歪の分析

縮小試験における $S_2=5.02$ の積層ゴムの基準面圧における楕円加振と $S_2=4.05$ の積層ゴムの 8 の字加振、実大試験における実大積層ゴムの楕円加振、真円加振、地震応答波加振による、変位方向の平均せん断歪 $\bar{\gamma}$ 、振れ歪 ϕ 、2 つの歪の絶対値の和である外周部の最大せん断歪 $\gamma_{\max}$ の時刻歴波形をそれぞれ細黒実線、太黒実線、太灰色線で Fig.11 に示す。ただし、Fig.11(a)の縮小試験の楕円加振における振れ歪 ϕ は、積層ゴムが楕円軌道上にある時のみ示す。Fig.11(a),(b),(d)より、振れ歪 ϕ は、平均せん断歪 $\bar{\gamma}$ の増加に伴い増加する傾向を示すが、振れ歪 ϕ の極値となる時刻は、平均せん断歪 $\bar{\gamma}$ の極値となる時刻より遅れるため、外周部の最大せん断歪 $\gamma_{\max}$ は、平均せん断歪 $\bar{\gamma}$ より少し遅れて最大値となる。Fig.11(c)の地震応答波加振における外周部の最大せん断歪 $\gamma_{\max}$ は、楕円加振と比較して平均せん断歪 $\bar{\gamma}$ が大きい割合を占め、振れ歪 ϕ の影響が小さい。振れ歪 ϕ が大きく生じる 2 つの時刻付近の変位オービットを Fig.12 に示す。Fig.12 より、2 つの時刻において、変位オービットが楕円や真円のように膨らむ時に振れ歪 ϕ が大きく生じる。

Fig.11(a)の縮小試験の楕円加振では、振れ歪 ϕ が楕円加振終了時に原点に戻らず、残留振れ歪 ϕ_r を確認できる。その影響で X 方向の

平均せん断歪 $\bar{\gamma}_x=50\sim250\%$ に増加させる 1 回目の楕円加振と比較して、2 回目の振れ歪 ϕ が増加した。縮小試験の楕円加振試験では、Fig.4(a)に示すように、積層ゴムの上フランジが楕円加振終了時に楕円軌道上から原点に戻り、その次の試験開始時に原点から楕円軌道上に進む。その際、楕円加振終了時の残留振れ歪 ϕ_r よりその次の試験開始時の振れ歪 ϕ が小さくなる。ここでは、小さい方の試験開始時の振れ歪 ϕ を残留振れ歪 ϕ_r と定義する。縮小試験の楕円加振における残留振れ歪 ϕ_r は、1 回目の加振において振れ歪 ϕ の増加に伴って増大し、 $\bar{\gamma}_x=250\%$ の最終加振時が最大となる。2 回目では最終加振時の残留振れ歪 ϕ_r を維持して、ほぼ同じ大きさのまま変化しない。Fig.11(d)の実大試験の楕円加振においても、加振終了時に残留振れ歪 ϕ_r が生じるが、繰返しによる振れ歪 ϕ と残留振れ歪 ϕ_r の変化は小さい。同様に、Fig.11(e)の実大試験の真円加振においても、振れ歪 ϕ と残留振れ歪 ϕ_r は、楕円加振時よりも大きく生じるが、繰返しによる変化は小さい。一方、Fig.11(b),(c)の 8 の字加振と地震応答波加振では、加振終了時に残留振れ歪 ϕ_r が小さい。8 の字加振では、振れ歪 ϕ の向きが変化することで、振れ歪 ϕ の残留が打ち消される。地震応答波加振では、同じ回転方向に振れ歪 ϕ が生じ続けることが少ないことから、大きな残留振れ歪 ϕ_r は生じにくいと考えら

Fig.11 Time history of strain

Fig.12 Orbit of earthquake response wave loading

Fig.13 $\bar{\gamma}_x - \phi_m$ relationship (specimen : S-S33, 40-1, 50-1)

Fig.14 $\bar{\gamma}_x - \phi_m$ relationship (specimen : S-S50-1, 2, F-S50)

れる。以上より、残留捩れ歪 ϕ_r は、同じ回転方向に連続的に加振する際に、経験した最大捩れ歪 ϕ_m に依存すると考えられる。

捩れ歪 ϕ に対する 2 次形状係数 S_2 の影響を検討する。縮小試験の楕円加振における最大捩れ歪 ϕ_m と X 方向の平均せん断歪 $\bar{\gamma}_x$ の関係を Fig.13 に示す。Fig.13 より、最大捩れ歪 ϕ_m は、2 次形状係数 S_2 の小さい積層ゴムほど大きくなり、 $S_2=3.30$ の積層ゴムの X 方向の平均せん断歪 $\bar{\gamma}_x=250\%$ 時において、最大で約 215% 生じている。

2 次形状係数が $S_2=5$ と等しい、縮小試験の基準面圧 $\sigma=13.0\text{N/mm}^2$ と低面圧 $\sigma=6.5\text{N/mm}^2$ における 1 回目の楕円加振、並びに実大試験における楕円加振の各試験の最大捩れ歪 ϕ_m と X 方向の平均せん断歪 $\bar{\gamma}_x$ の関係を Fig.14 に示す。その際、最大捩れ歪 ϕ_m は、1 サイクル目の最初の極大値を使用する。Fig.14 より、縮小試験の基準面圧時と低面圧時の最大捩れ歪 ϕ_m が概ね同じ値となる。縮小試験と実大試験を比較すると、X 方向の平均せん断歪 $\bar{\gamma}_x=200\%$ 時の最大捩れ歪 ϕ_m は、両者の差が 0.1 以下とほぼ同じ値となった。両者の試験では、加振周期が 10 秒と 4 秒の違いがあり、水平復元力特性においては振動数依存性¹²⁾が存在するが、捩れ歪 ϕ については、加振周期や面圧に大きく依存しないことが確認されている¹³⁾。以上の結果より、2 次形状係数 S_2 が同じであれば、積層ゴムのサイズや加振周期、面圧の違いによる捩れ歪 ϕ への影響は比較的小さい。

加振パターンによる捩れ歪 ϕ への影響を検討する。楕円加振に対する 8 の字加振、真円加振、地震応答波加振における最大捩れ歪 ϕ_m を Table 4 に示す。なお、8 の字加振は、縮小試験の $S_2=4.05$ の積層ゴムの X 方向の平均せん断歪 $\bar{\gamma}_x=200\%$ 振幅試験と、地震応答波加振は、縮小試験の $S_2=5.02$ の積層ゴムの X 方向の平均せん断歪 $\bar{\gamma}_x=150\%$ 振幅試験と比較する。また、全て 1 サイクル目の最初の極大値を使用する。楕円加振を基準としたそれぞれの加振における最大捩れ歪 ϕ_m の比率より、定振幅加振においては、8 の字、楕円、真円加振の順に最大捩れ歪 ϕ_m が大きくなる。地震応答波加振における捩れ歪 ϕ は、楕円加振と比べて半分以下となり、水平 2 方向加振時の限界歪を定める楕円加振は安全側の試験となる。

3. 4 最大捩れ歪と残留捩れ歪の関係

3.3 節で述べたように、残留捩れ歪 ϕ_r は、同じ回転方向に連続的に加振する際に、経験した最大捩れ歪 ϕ_m に依存すると考えられるため、本節では同じ回転方向に連続的に加振する時の経験した最大捩れ歪 ϕ_m と残留捩れ歪 ϕ_r の関係から、残留捩れ歪 ϕ_r の推定式を提案する。秋山ら¹⁴⁾は、弾性に留まる柔要素と完全弾塑性型復元力特性を持つ剛要素からなる柔剛混合構造において、剛要素の降伏せん断力に対する柔要素の負担せん断力比 r_q によって、残留変形倍率 $\Delta\eta$ (=残留変形/剛要素の降伏変形) の剛要素の最大塑性変形倍率 μ_m (最大塑性変形/降伏変形) に対する比率 $\Delta\eta/\mu_m$ を表している。上限値として $r_q>0.5$ の範囲で $\Delta\eta/\mu_m=0.4$ 、平均値として $r_q>1.0$ の範囲で $\Delta\eta/\mu_m=0.2$ としている。

高減衰積層ゴムは、ゴム材料自体に高いエネルギー吸収性能を持たせることで弾塑性的な履歴特性を示すため、柔剛混合構造と見做し、秋山らの方法を参考に、残留捩れ歪 ϕ_r を設定する。剛要素の最大塑性変形に対応して経験した最大捩れ歪 ϕ_m を用いると、 $\Delta\eta/\mu_m$ は残留捩れ歪/経験した最大捩れ歪 (ϕ_r/ϕ_m) で表される。同じ種類の高減衰積層ゴムを用いていることから、負担せん断力比 r_q は経験した最大捩れ歪 ϕ_m と比例関係にある。経験した最大捩れ歪 ϕ_m に

Table 4 Maximum torsional strain based on elliptical orbit loading

Test case	Figure-of-8 orbit	Circular orbit	Earthquake
$(S_2, \bar{\gamma}(\%))$	(4.05, 200)	(4.98, 200)	(4.98, 135)
Maximum torsional strain ①	0.75	1.02	0.19
Maximum torsional strain by elliptical orbit loading ②	0.96	0.84	0.53
Percentage of elliptical orbit ①/②	0.78	1.21	0.36

Fig.15 R_ϕ - maximum torsional strain relationship

Fig.16 Torsional stress and torsional strain relationship

対する残留捩れ歪 ϕ_r の比率を R_ϕ とし、経験した最大捩れ歪 ϕ_m と比率 R_ϕ の関係を Fig.15 に示す。Fig.15 より、経験した最大捩れ歪 ϕ_m が 50% より小さい範囲では、比率 R_ϕ は比較的大きくなり、50% より大きい範囲では概ね一定の値に近づく。試験結果より、比率 R_ϕ の上限値は、秋山らの上限値の式をそのまま適用する。比率 R_ϕ の平均値は、同じ回転方向に加振する楕円加振試験結果を使用しているため、残留捩れ歪 ϕ_r が打ち消し合わなく、比率 R_ϕ が比較的大きくなることを考慮して、秋山らの平均値の式よりも大きくないように、試験結果をもとに比率 R_ϕ の上限値を 0.75 倍し、下式を設定した。

$$\text{上限値: } R_\phi = \begin{cases} \frac{1}{1+3\phi_m} & (\phi_m \leq 0.5) \\ 0.4 & (\phi_m > 0.5) \end{cases} \quad (13)$$

$$\text{平均値: } R_\phi = \begin{cases} \frac{3}{4+12\phi_m} & (\phi_m \leq 0.5) \\ 0.3 & (\phi_m > 0.5) \end{cases} \quad (14)$$

4. 捩れ応力に基づく捩れ歪の評価方法

4. 1 捩れ歪と捩れ応力の関係

縮小試験の楕円加振と 8 の字加振における 1 サイクル目の捩れ歪 ϕ と捩れ応力 τ_s の関係を実線で、各試験の最大捩れ歪 ϕ_m と最大捩れ応力 τ_{sm} の関係をプロットで示し、さらに平均せん断歪依存の等価せん断弾性率 G_{eq} を表現するスケルトンカーブを太線で Fig.16 に示す。Fig.16 より、捩れ歪 ϕ は、捩れ応力 τ_s より少し遅れて最大値となるが、概ね捩れ応力 τ_s の増加に伴って増加する。最大捩れ歪 ϕ_m の小さい範囲において、スケルトンカーブが示す捩れ応力 τ_s は、試験結果より大きくなる。楕円加振と 8 の字加振における最大捩れ歪 ϕ_m と最大捩れ応力 τ_{sm} の関係を比較すると、同じ程度の最大捩れ歪

力 τ_{sm} が作用した際に、楕円加振における最大捩れ歪 ϕ_m が 8 の字加振(◇プロット)より大きい傾向を示す。この違いは、楕円加振時の最大捩れ歪 ϕ_m には、残留捩れ歪 ϕ_r が付加されているためと考えられ、捩れ歪 ϕ を捩れ応力 τ_s の影響で作用する純捩れ歪 ϕ_e と試験終了時に生じる残留捩れ歪 ϕ_r の 2 つの成分に分離して考える。試験結果の捩れ歪 ϕ を完全に 2 つの成分に分離することが出来ないため、試験結果の純捩れ歪 ϕ_e は、捩れ歪 ϕ から試験開始時の残留捩れ歪 ϕ_r を差し引いた値と仮定する。縮小試験の楕円加振と 8 の字加振における 1 サイクル目の最大純捩れ歪 ϕ_{em} と最大捩れ応力 τ_{sm} の関係を白抜きプロットで、最大捩れ歪 ϕ_m と最大捩れ応力 τ_{sm} の関係を灰色塗りプロットで、並びに 2 つの関係において原点を通るように直線回帰したそれぞれの結果を黒線と灰色線で Fig.17 に示す。同図には、回帰直線の傾きを表す捩れの等価せん断弾性率 G'_{eq} と相関係数 R を示す。Fig.17 より、 $S_2=5.02$ の積層ゴムのように 2 回の加振によって残留捩れ歪 ϕ_r が大きく生じていた楕円加振の結果(△プロット)が、残留捩れ歪 ϕ_r を差し引くことで 8 の字加振(◇プロット)の分布に近づき、さらに、回帰直線の相関係数 R が 1 に近づくことから、回帰直線のばらつきが小さくなることが確認できる。以上より、捩れ歪 ϕ を 2 つの成分に分離して、捩れ歪 ϕ と捩れ応力 τ_s の関係を評価する。

純捩れ歪 ϕ_e と捩れ応力 τ_s の関係における捩れの等価せん断弾性率 G'_{eq} と等価減衰定数 H'_{eq} の概念図を Fig.18 に示す。楕円加振と 8 の字加振時の純捩れ歪 ϕ_e と捩れ応力 τ_s の関係では、半サイクルの加振で 1 ループの履歴を描く。地震時には、捩れ歪 ϕ の向きが変化し、原点に戻ると考えられることから、2 つの特性値は、8 の字加振を基準として下式のように算出する。

$$G'_{eq} = \frac{\tau_{sm}}{\phi_{em}}, \quad H'_{eq} = \frac{\Delta W}{\pi \tau_{sm} \phi_{em}} \quad (15), (16)$$

ここで、 ΔW は、半サイクルの加振における最大純捩れ歪 ϕ_{em} と最大捩れ応力 τ_{sm} と原点の 3 点を結んだ三角形の面積を表す。縮小試験の楕円加振と 8 の字加振の 1 サイクル目における捩れの等価せん断弾性率 G'_{eq} と等価減衰定数 H'_{eq} の結果と最大純捩れ歪 ϕ_{em} の関係を Fig.19 に示す。Fig.19 より、2 つの特性値は、試験ごとにばらつきが見られるものの、歪依存性は比較的小さく、それぞれ 0.7 N/mm² と 0.1 の値を示す。

4.2 捩れ応力に基づく捩れ歪の評価方法

捩れ応力 $\tau_s(t)$ を用いた捩れ歪 $\phi(t)$ の評価方法を示す。捩れ歪 $\phi(t)$ の算出方法の概念図について実大試験の地震応答波加振結果を用いて Fig.20 に示す。Fig.20(a)に示すように、捩れ応力 $\tau_s(t)$ は、X 方向と Y 方向の水平変位 δ_x と δ_y 、及びせん断力 F_x と F_y を式(3)、(12)に代入して算出する。次に、Fig.20(b)に示すように、算出した捩れ応力 $\tau_s(t)$ を捩れの等価せん断弾性率 G'_{eq} で除し、純捩れ歪 $\phi_e(t)$ を算出する。その後、純捩れ歪 $\phi_e(t)$ と残留捩れ歪 $\phi_r(t)$ を加算し、捩れ歪 $\phi(t)$ を算出する。Fig.20(c)に示すように、残留捩れ歪 $\phi_r(t)$ は、捩れ応力の向きが変化した時刻 t_0 から経験した最大捩れ歪 ϕ_m を式(14)、(15)に代入して算出し、捩れ歪 $\phi(t_0)$ の絶対値と大きい方の値を用いる。ただし、8 の字加振のように残留捩れ歪 $\phi_r(t)$ が打ち消し合う場合($\phi(t_0) \cdot \phi_e(t) < 0$)、捩れ歪 $\phi(t_0)$ からの歪量を用いて経験した最大捩れ歪 ϕ_m を算出し、捩れ歪 $\phi(t_0)$ から残留捩れ歪 $\phi_r(t)$ を減少させる。

4.1 節で述べたように、捩れ歪 $\phi(t)$ と捩れ応力 $\tau_s(t)$ には位相ずれが生じるため、捩れの等価せん断弾性率 H'_{eq} を用いて捩れ歪 $\phi(t)$ を

Fig.17 $\phi_{em} - \tau_{sm}$ and $\phi_m - \tau_{sm}$ relationship at 1st cycle

Fig.18 Calculation of G'_{eq} and H'_{eq}

Fig.19 G'_{eq} and H'_{eq} and torsional strain relationship

Fig.20 Calculation procedure of torsional strain $\phi(t)$

Fig.21 Modification of torsional strain $\phi(t)$

Fig.22 $\phi - \tau_s$ relationship (S-S50-1)

修正する。捩れの等価せん断弾性率 H'_{eq} を考慮した捩れ歪 $\phi(t)$ の算出方法の概念図を Fig.21 に示す。捩れ歪 $\phi(t)$ は、Fig.21 に示すように、原点を残留捩れ歪 $\phi_r(t)$ だけ移動させ、捩れの等価せん断弾性率 G'_{eq} から等角度で広がる三角形の履歴を描く。Fig.21 において、傾き K_{s1} 及び K_{s2} は、捩れの等価減衰定数 H'_{eq} より、下式を設定する。

$$K_{s1} = G'_{eq} + \frac{\pi G'_{eq} H'_{eq}}{1 - \pi H'_{eq}}, \quad K_{s2} = G'_{eq} - \frac{\pi G'_{eq} H'_{eq}}{1 - \pi H'_{eq}} \quad (17), (18)$$

K_{s3} は、捩れ歪 $\phi(t)$ と捩れ応力 $\tau_s(t)$ の位相ずれを表し、直線 K_{s1} 上にある時刻 t_0 から経験した最大捩れ応力 τ_{sm} と直線 K_{s2} 上にある時刻 t_0 から経験した最大捩れ歪 ϕ_m を結び、下式を設定する。

$$K_{s3} = \frac{K_{s1}(K_{s2} - G'_{eq})}{K_{s1} - G'_{eq}} \quad (19)$$

振れ歪 $\phi(t)$ は、振れ応力 $\tau_s(t)$ が増加する時には、直線 K_{s1} 上を移動し、減少する時には、直線 K_{s2} 上を移動して残留振れ歪 $\phi_r(t)$ を目指す。ただし、振れ応力の増加量 $\Delta\tau_s$ が変化した場合、傾き K_{s3} の直線を経由して直線 K_{s1} 及び K_{s2} 上に移動する。

縮小試験の $S_2=5.02$ の積層ゴムの楕円加振における振れ歪 ϕ と振れ応力 τ_s の関係について、試験結果と提案した評価方法の結果を Fig.22 に示す。本研究では、経験した最大振れ歪に対する残留振れ歪の比率 R_ϕ は、平均値である式(13)を使用し、Fig.19 より、振れの等価せん断弾性率 G'_{eq} と振れの等価減衰定数 H'_{eq} は、それぞれ 0.7 N/mm² と 0.1 の一定値とした。Fig.22 より、評価方法の振れ歪 $\phi(t)$ は、試験結果の最大値を概ね再現でき、振れの等価減衰定数 H'_{eq} を考慮することで、位相を含めて試験結果を精度良く再現できる。

4.3 地震応答波加振試験に基づく振れ歪の評価方法の検証

実大試験の地震応答波加振試験における振れ応力 $\tau_s(t)$ を用いて、4.2 節で示した評価方法より振れ歪 $\phi(t)$ を算出し、試験結果と比較して提案した評価方法の検証を行う。地震応答波加振試験における振れ歪 ϕ の時刻歴波形を Fig.23 に示す。Fig.23 より、振れ歪 ϕ が大きく生じる時刻やその時の大きさを評価方法が概ね再現でき、試験終了時に残留振れ歪 ϕ_r が生じにくい傾向についても再現した。また、地震応答波加振試験では、楕円加振試験と異なり、振れの等価減衰定数 H'_{eq} を考慮しなくても振れ歪 ϕ の試験結果を概ね再現できる。以上の結果より、楕円加振や 8 の字加振の結果に基づいて提案した振れ歪 ϕ の評価方法の妥当性が確認できる。

5. 水平 2 方向の地震動入力時における振れ歪の評価

5.1 建物モデル

観測波による地震応答解析を実施し、4 章で提案した評価方法に基づき、振れ応力 τ_s から振れ歪 ϕ を算出し、地震動による水平 2 方向応答への影響を考察する。

免震層を高減衰積層ゴムのみで構成した免震建物を、水平 2 方向のみに自由度を有する 1 質点 2 自由度振動系にモデル化する。解析モデルの諸元を Table 5 に、解析モデルと復元力特性を Fig.24 に示す。積層ゴムは、試験で対象とした直径 1000mm、2 次形状係数 $S_2=5$ 、せん断弾性率 0.62 N/mm² とし、建物質量は、平均せん断歪 $\bar{\gamma}=100\%$ 時の免震周期が 4.0 秒となるように設定する。積層ゴムの復元力特性は、同じ復元力特性を持つせん断ばねを等角度に配置し、水平 2 方向の復元力特性を表現する MSS モデル³⁾を使用する。本検討では、せん断ばねの本数を 16 とし、せん断ばねに与える復元力特性は、修正バイリニアモデルを用いる。解析パラメータである 1 次剛性 K_1 、2 次剛性 K_2 、切片荷重 Q_d は、下式で算出する¹²⁾。

$$K_1 = 10K_2 \quad (20)$$

$$K_2 = K_{eq}(1-U) \quad (21)$$

$$Q_d = UK_{eq}\delta \quad (22)$$

ここで、 K_{eq} は等価剛性、 U は降伏荷重特性係数を表す。また、減衰は、履歴減衰のみとする。

5.2 入力地震動

入力地震動は、文献 9) において検討された地震動の NS 方向と EW 方向の観測波を使用し、EW 成分を X 方向に、NS 成分を Y 方向に

Fig.23 Comparison of proposal method with experimental results

Table 5 Analytical parameter

Diameter of rubber D (mm)	1000
Second shape factor S_2	5
Cross section A_r (mm ²)	785398
Total rubber thickness h_r (mm)	200
Isolated period T (s)	4.0
Mass M (ton)	482.4
Shear modulus G_{eq} (N/mm ²)	0.62 *
Equivalent damping factor H_{eq}	0.24 *
Characteristic value of yield load U	0.408 *

* Characteristic values at $\bar{\gamma}=100\%$

Fig.24 Analytical model and hysteretic characteristic values

Table 6 Input motions

Earthquake		Max. acceleration (cm/s ²)		Time (s)
		NS	EW	
Inland shallow	JMA KOBE	818.02	617.29	152
	K-NET NIG019	1147.42	1307.91	299
	051SFB	581.59	556.17	225
	051WCW	652.85	957.70	180
Long - period	HACHINOHE	224.95	210.10	120
	K-NET HKD129	86.67	72.92	327
	K-NET MYG006	444.15	571.50	300
	K-NET MYG013	1517.20	982.30	300
	K-NET KNG013	96.51	163.59	300

(a) Pseudo velocity response spectrum (b) Energy spectrum

Fig.25 Response spectra of input motions

入力する。直下地震は、1995 年兵庫県南部地震の JMA KOBE 波（神戸）、2004 年新潟県中越地震の K-NET NIG019 波（小千谷）、2008 年四川汶川地震の 051SFB 波（什邡八角）、051WCW 波（汶川卧龙）を用い、長周期地震動は、1968 年十勝沖地震の HACHINOHE 波（八戸港湾）、2003 年十勝沖地震の K-NET HKD129 波（苫小牧）、2011 年 3 月東北地方太平洋沖地震の K-NET MYG006 波（古川）、K-NET MYG013 波（仙台）、K-NET KNG013 波（小田原）を用いる。検討用地震動諸元を Table 6 に、地震動の水平 2 方向入力時の擬似速度応答スペクトル pSv （減衰定数：5%）とエネルギースペクトル VE （減衰定数：10%）について¹⁵⁾、直下地震を黒線で、長周期地震動を灰色線で Fig.25 に示す。Fig.25 より、直下地震では、1 秒付近で応答が卓越しており、長周期地震動では、2 秒以降においても応答が増大することが確認できる。

5.3 解析結果の分析

地震波入力時における平均せん断歪 $\bar{\gamma}$ 、振れ歪 ϕ 、2つの歪の絶対値和である最大せん断歪 $\gamma_{\max}$ のそれぞれの最大値、および残留振れ歪 ϕ_r 、平均せん断歪に対する最大せん断歪の比率 $\gamma_{\max}/\bar{\gamma}$ をTable 7に示す。Table 7に示した平均せん断歪 $\bar{\gamma}$ と振れ歪 ϕ の関係をFig.26(a)に、平均せん断歪 $\bar{\gamma}$ と最大せん断歪 $\gamma_{\max}$ の関係をFig.26(b)に示す。図中の○プロットは、直下地震の結果を、□プロットは長周期地震動の結果を、△プロットは、解析結果と同じ2次形状係数が $S_2=5$ である縮小試験の楕円加振時の結果を表す。Table 7より、全ての地震波において残留振れ歪 ϕ_r が小さい結果となり、地震時においては、3.3節に示した地震応答波加振試験の結果と同様に、残留振れ歪 ϕ_r が生じにくい傾向を示す。地震波の違いによる影響を比較すると、長周期地震動における平均せん断歪に対する最大せん断歪の比率 $\gamma_{\max}/\bar{\gamma}$ は、直下地震よりも比較的大きい傾向を示し、最大せん断歪 $\gamma_{\max}$ は、平均せん断歪 $\bar{\gamma}$ の1.2倍程度の大きさを想定する必要がある。Fig.26より、振れ歪 ϕ は、平均せん断歪 $\bar{\gamma}$ の増加に伴って大きく生じ、その影響で最大せん断歪 $\gamma_{\max}$ も同様に増加するが、3.3節の試験結果と同様に、楕円加振試験の結果より小さい傾向を示す。

6. まとめ

本研究では、縮小試験体と実大試験体による高減衰積層ゴムの水平2方向加振試験を用いて、画像解析により振れ歪を算出し、加振パターンや試験体形状による振れ歪への影響を分析し、振れ歪と振れ応力の関係に基づく振れ歪の評価方法を検討した。一連の検討から得られた知見を以下に示す。

- (1) 振れ歪は、定振幅加振において、8の字、楕円、真円加振の順に大きくなる。地震応答波加振においては、変位オービットが楕円や真円軌道のように大きく膨らむ時に振れ歪が大きくなる。
- (2) 楕円加振や真円加振のように同じ回転方向に連続で加振する試験では、試験終了時に残留振れ歪が生じ、振れ歪が増大する。一方、8の字加振と地震応答波加振試験では、残留振れ歪が試験終了時に小さく、振れ歪の向きが変化することで振れ歪の残留が打ち消されると考えられる。
- (3) 振れ歪は、2次形状係数の小さい積層ゴムほど大きくなり、積層ゴムの直径や加振周期、面圧の大きさが異なる試験においては、概ね同じ大きさとなることから、2次形状係数が同じであれば、積層ゴムのサイズや加振周期、面圧の違いによる影響は比較的小さい。
- (4) 秋山らが提案した柔剛混合構造における残留変形の予測式をもとに、同じ回転方向に連続的に加振する時の経験した最大振れ歪と残留振れ歪の関係式を提案した。残留振れ歪は、経験した最大振れ歪が50%以上の時、上限値において経験した最大振れ歪の40%、平均値において経験した最大振れ歪の30%程度の大きさとなる。
- (5) 残留振れ歪を取り除いた振れ歪（純振れ歪）と振れ応力の関係において、等価せん断弾性率と等価減衰定数を評価した。2つの特性値は、歪依存性が比較的小さく、等価せん断弾性率が0.7N/mm²、等価減衰定数が0.1の値を示す。

Table 7 Analytical results

Earthquake		$\bar{\gamma}$	ϕ	$\gamma_{\max}$	ϕ_r	$\gamma_{\max}/\bar{\gamma}$
Inland shallow	JMA KOBE	1.84	0.33	1.98	0.00	1.08
	K-NET NIG019	1.86	0.32	1.92	-0.01	1.03
	051SFB	0.93	0.15	0.96	0.00	1.03
	051WCW	0.54	0.07	0.54	0.00	1.01
Long - period	HACHINOHE	0.88	0.20	1.04	0.00	1.19
	K-NET HKD129	0.45	0.08	0.48	0.00	1.07
	K-NET MYG006	1.86	0.42	2.14	0.00	1.15
	K-NET MYG013	1.86	0.43	2.12	0.01	1.14
	K-NET KNG013	1.37	0.31	1.55	0.00	1.14

Fig.26 Comparison of analytical results with experimental results of elliptical orbit loading ($S_2=5.02$)

- (6) 解析結果より算出可能な振れ応力に着目し、振れ応力に基づく振れ歪の評価方法を示した。実大試験の地震応答波加振試験結果と比較し、提案した振れ歪の評価方法は、振れ歪が大きくなる生じる時刻やその時の大きさ、残留振れ歪を概ね再現でき、評価方法の妥当性を示した。
- (7) MSS モデルを用いた水平2方向応答解析を実施した後、提案した評価方法に基づいて振れ応力から振れ歪を算出した。地震応答では、試験結果と同様に残留振れ歪が生じにくい傾向を示す。平均せん断歪に対する最大せん断歪の比率は、直下地震よりも長周期地震動において大きい傾向を示し、1.2倍程度の大きさを想定する必要がある。
- (8) 地震応答では、平均せん断歪の増加に伴って振れ歪が増大するため、最大せん断歪も同様に増加するが、楕円加振試験に比べて小さく、水平2方向の評価に使用されている楕円加振試験が安全側の評価となる。

謝辞

本研究は、(株)ブリヂストンと東京理科大学北村研究室の共同研究の成果の一部を用いたものです。また、国土交通省平成24年度建築基準整備事業「27-3長周期地震動に対する免震建築物の安全性検証方法に関する検討」で実施した内容の一部を使用しました。ここに感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 嶺脇重雄, 山本雅史, 東野雅彦, 浜口弘樹, 久家秀雄, 曾根孝之, 米田春美, 和田章: 超高層免震建物の地震応答を想定した実大免震支承部材の性能確認試験, 構造工学論文集, vol.55B, pp.469-477, 2009.3
- 2) 山本雅史, 嶺脇重雄, 米田春美, 東野雅彦, 和田章: 高減衰積層ゴム支承の水平2方向変形時の力学特性に関する実大実験およびモデル化, 日本建築学会構造系論文集, 第74巻, 第638号, pp.639-675, 2009.4

- 3) 和田章, 木下雅彦: MSS モデルを用いた柱降伏型の建物の立体振動解析
その 1~2, 日本建築学会大会学術講演梗概集 B, pp.313~316, 1985.10
- 4) 日本免震構造協会: 水平 2 方向加力時の高減衰ゴム系積層ゴム支承の性
状についてー限界性能ー, 2009.7
- 5) 日本免震構造協会: 水平 2 方向加力時の高減衰ゴム系積層ゴム支承の性
状についてー応答性能ー, 2010.7
- 6) 加藤秀章, 森隆浩, 室田伸夫, 鈴木重信, 嶺脇重雄, 山本雅史, 米田春
美, 東野雅彦, 免震用積層ゴムの水平 2 方向加力時の限界特性に関する
研究, 日本建築学会技術報告集, 第 16 巻, 第 32 号, pp.167-172, 2010.2
- 7) 森隆浩, 加藤秀章, 室田伸夫: 変形履歴積分型の弾塑性構成則を用いた
高減衰積層ゴムの FEM 解析, 日本建築学会構造系論文集, 第 75 巻, 第
658 号, pp.2171-2178, 2010.12
- 8) 菊地優, 山本雅史, 石井建, 佐々木頼孝: 低弾性高減衰積層ゴムの水平
2 方向復元力特性に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 79 巻,
第 696 号, pp.257-265, 2014.2
- 9) 下沖航, 北村春幸, 下藺真志, 室田伸夫, 加藤秀章: 水平二方向入力時
の履歴型・粘性型減衰機構を持つ高減衰積層ゴムの振れ歪の検討, 日本
建築学会構造系論文集, 第 77 巻, 第 678 号, pp.1247-1256, 2012.8
- 10) Sachie Yamamoto, Keiji Nakanishi, Takahiro Kakinuma, Haruyuki
Kitamura, Mineo Takayama, Masanori Iiba: Study on Multi-cyclic
Characteristics of Devices for Seismic Isolation against Long Period
Earthquake Motions (Multi-cyclic Loading Experiment on Full-scale
High-damping Rubber Bearing), 13th World Conference on Seismic
Isolation, Energy Dissipation and Active Vibration Control of
Structures, 2013.9
- 11) 日本建築学会: 長周期地震動と建築物の耐震性, 2007.12
- 12) ブリヂストン(株): 高減衰積層ゴム(X0.6)技術資料, 認定番号:
MVBR-0341, 2007.4
- 13) 加藤秀章, 下沖航, 室田伸夫, 北村春幸, 山本雅史: 水平 2 方向加力実
験における高減衰積層ゴムの力学特性に関する研究 その 1, 日本建築
学会大会学術講演梗概集 B-2, pp.261~262, 2010.7
- 14) 秋山宏, 高橋誠: 地震時における柔剛混合せん断型多層骨組の残留変形,
日本建築学会大会学術講演梗概集, B-2, pp.397-398, 1998.9
- 15) 北村春幸: 性能設計のための建築振動解析入門 第 2 版, 彰国社, 2009.4

PROPOSAL OF A METHOD FOR EVALUATING TORSIONAL STRAIN
BY USING TORSIONAL STRESS FOR HIGH-DAMPING RUBBER BEARINGS
BASED ON HORIZONTAL BI-DIRECTIONAL LOADING TESTS

Takahiro KAKINUMA^{*1}, *Haruyuki KITAMURA*^{*2}, *Toshiaki SATO*^{*3},
Hideaki KATO^{*4}, *Takahiro MORI*^{*5}, *Sachie KOTSUKI*^{*6}
and Keiji NAKANISHI^{*7}

^{*1} Grad. Stud., Dept. of Architecture, Tokyo Univ. of Science

^{*2} Prof., Dept. of Architecture, Tokyo Univ. of Science, Dr. Eng.

^{*3} Assist. Prof., Dept. of Architecture, Tokyo Univ. of Science, Dr. Eng.

^{*4} Infrastructure Products Development Department, Bridgestone Corporation, Dr. Eng.

^{*5} Infrastructure Products Development Department, Bridgestone Corporation, Dr. Sci.

^{*6} Research Engineer, Institute of Technology, Shimizu Corporation, Dr. Eng.

^{*7} Deputy General Manager, Construction Technology Div., Shimizu Corporation, Dr. Eng.

Restoring force characteristics and ultimate properties of seismic rubber bearings under horizontal bi-directional loading has been evaluated by previous studies. Focusing on the High-Damping Rubber bearings (HDR), the limit of fracture strain under horizontal bi-directional loading are decreased as compared to horizontal one-directional loading, because of the influence of torsional strain caused by damping performance. However, torsional strain cannot be calculated by the existing hysteresis models, such as Multi Shear Spring (MSS) model. The purpose of this research is to present a method for evaluating torsional strain by using torsional stress, which can be obtained from horizontal bi-directional information, i.e. shear deformation and shear force.

The torsional strain is calculated by the horizontal bi-directional loading tests, which is known to analyze the images of the dots painted on the surface of HDR, because it cannot be measured directly. In elliptical orbit loading tests, residual torsional strain, which increases the torsional strain, is confirmed. In contrast, the residual torsional strain hardly occurred to HDR under figure-of-8 orbit and earthquake response wave loading. A method for evaluating the residual torsional strain is proposed based on the existing equations for the residual deformation proposed by Akiyama.

The relationship between torsional stress and torsional strain can be evaluated. The torsional strain under elliptical orbit loading is larger than that under figure-of-8 orbit loading due to the residual torsional strain. The torsional strain except the residual torsional strain under elliptical orbit loading approximately equals to that caused by figure-of-8 orbit loading. A method for evaluating torsional strain based on torsional stress is proposed, which consider an influence of residual torsional strain. The results evaluated by the proposed method shows good agreement with the result of earthquake response wave loading test.

Seismic response analyses are performed to evaluate the dynamic behavior of an isolated building under horizontal bi-directional loading earthquake excitations. The torsional strain can be calculated with the torsional stress of the analysis results by using the MSS model. The torsional strain is proportional to the average shear strain caused by the shear deformation. The ratio of total shear strain to the average under long period ground motions is larger than that under inland earthquakes, which is necessary to assume 1.2. The torsional strain and the residual torsional strain caused by earthquake ground motions are smaller than that caused by elliptical orbit loading.

(2015 年 2 月 10 日原稿受理, 2015 年 4 月 6 日採用決定)