

地震動を受ける球面すべり支承に支持された
屋根型円筒ラチスアーチの振動台実験SHAKING TABLE TESTS OF CYLINDRICAL LATTICE ARCH ROOFS
SUPPORTED BY SPHERICAL SLIDING BEARINGS SUBJECTED TO EARTHQUAKE MOTIONS熊谷 知彦^{*1}, 六本木 元太^{*2}, 高橋 寿太郎^{*3}, 松井 良太^{*4}, 竹内 徹^{*5}*Tomohiko KUMAGAI, Genta ROPPONGI, Jutarō TAKAHASHI,
Ryota MATSUI and Toru TAKEUCHI*

In recent years, damages such as member buckling and falling of ceilings and lightings have occurred in relatively new gymnasiums. In order to solve these damages, introduction of seismic isolation system to spatial structures is cited. Above all, spherical sliding bearing (SSB) has a characteristic its natural period does not depend on the supported weight. Therefore, SSB is considered to be a seismic isolation system suitable for spatial structures consisting of steel members and having light dead load. From these backgrounds, the seismic response behavior of cylindrical lattice arch roofs supported by SSBs by shaking table tests are investigated.

Keywords: Cylindrical lattice arch roof, Shaking table test, Spherical Sliding Bearing,

Seismic response behavior, Finite element analysis, Seismic response evaluation

屋根型円筒ラチスアーチ, 振動台実験, 球面すべり支承, 地震応答性状, 有限要素法解析, 地震応答評価

1. 序

屋根型円筒ラチス架構を有する空間構造物は、学校の体育館などの建物に多く使われており、災害時には防災拠点として使用される。そのため、過大な地震入力に対しても、十分な耐震性能を確保することが必要である。しかしながら、近年では、比較的新しい体育館においても地震被害事例が報告されている。また、ライズを有する空間構造物では水平地震動に対して鉛直振動が励起され、屋根トラスの座屈や天井・照明等の取り付け部材の損傷・落下等の被害が発生している。これらの被害を解消する手段の1つとして、重層構造物に多くの適用例^(例えば, 1)-3)がある免震支承の空間構造物への導入が挙げられる。

空間構造物の免震に関する研究としては以下の研究が行われている。加藤ら⁴⁾⁻⁶⁾は、中間層免震ドームを対象に検討を行い、水平応答加速度および水平動により励起される鉛直応答加速度を大幅に低減できること、下部構造の剛性や重量分布はドームの応答にほとんど影響せず、安定して免震効果が得られることを示している。文献7), 8)では、中間層免震単層または複層ラチスドームに対し、等価線形化法と応答スペクトルを用いたモード解析から最大応答値を推定する方法を示し、その有用性と地震荷重の設定方法を検討している。著者ら⁹⁾は、免震支承が挿入された支持架構付きラチスド

ームを対象に等価線形化手法を用いた応答評価手法を誘導し、その精度を確認している。松井ら¹⁰⁾は、転がり支承と積層ゴム支承の併用による免震層の導入を想定した大スパンアーチ模型の振動台実験を行い、免震化による応答低減効果や下部構造の剛性が全体系の応答性状に及ぼす影響について検討している。

以上の研究によって、免震機構による空間構造物の応答低減効果が示されているが、鉄骨造により屋根架構が形成された空間構造物は軽量であり、積層ゴムによる長周期化は困難である。そのため、固有周期が支持する構造物の質量によらない球面すべり支承の空間構造物への適用が検討されている。著者ら¹¹⁾は、球面すべり支承により支持された屋根型円筒ラチスシェルを対象に、応答評価手法を提案し、その精度の確認を行っている。また、免震支承のモデル化にMSSモデルまたはFPモデルを用い、モデル化の違いが屋根面の応答に与える影響についても検証している。しかし、球面すべり支承を用いた空間構造物を対象とした振動台実験による研究は行われておらず、振動台実験により空間構造物への免震層の導入を検討した研究は、松井ら¹⁰⁾による研究のみである。

そこで本研究では、球面すべり支承（以下、SSB）により支持された屋根型円筒ラチスアーチを対象として振動台実験を行い、地震動入力時の屋根面の応答性状および応答低減効果を分析する。また、

^{*1} 明治大学理工学部建築学科 准教授・博士(工学)^{*2} 大成建設(株) 修士(工学)(元明治大学大学院 大学院生)^{*3} 明治大学大学院 大学院生^{*4} 東京工業大学建築学系 助教・博士(工学)^{*5} 東京工業大学建築学系 教授・博士(工学)

Assoc. Prof., Dept. of Arch., School of Science and Technology, Meiji University, Dr.Eng. Taisei Corporation, M.Eng. (Former Grad. Student, Meiji University)

Grad. Student, Meiji University

Assist. Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

数値解析により地震応答性状を分析し、振動台実験により得られた結果と比較する。最後に、既往の研究において提案されている水平方向入力に対する地震応答評価手法と実験結果との対応を確認する。

2. SSB に支持された屋根型円筒ラチスアーチの実験概要

2.1. 屋根型円筒ラチスアーチの試験体概要

Fig.1 に試験体形状、Table1 に試験体形状諸元を示す。対象とする実験モデルは、アーチ方向スパン $L_x=750\text{mm}$ 、桁行方向スパン $L_y=1000\text{mm}$ 、ライズ $H=100\text{mm}$ 、半開角 $\theta=30\text{deg.}$ の長方形平面を持つ屋根型円筒ラチスアーチである。なお、文献 11) では対象構造物を屋根型円筒ラチスシェルと呼んでいるが、本研究で対象とする構造物では文献 11) とは異なり逆対称 1 波モードが卓越するため、屋根型円筒ラチスアーチと呼ぶ。また、想定する屋根構造の実大モデルは、30m のスパン、4~5Hz の固有振動数を有するアーチ構造物である。Fig.1 に示すモデルの節点 AOA' を結ぶ線を中央線とする。屋根構造の材料は、0.8mm 厚の冷延鋼板 (SPCC) である。屋根構造は SPCC 鋼板を 9mm 幅の網目状に切り抜き、節点において曲げ加工を施すことで、円弧状に成形する。Table2 に使用する鋼材の材料特性を示す。屋根構造の固有振動数を実構造物の固有振動数に近づけるため、屋根面の各節点にアルミ製の節点質量用おもりを取りつける。節点質量用おもりは、屋根面節点にボルトを用いて固定する。節点質量用おもりの質量分布を Fig.2 に示す。なお、部材の接合条件は剛接合とする。また、妻面境界部は自由とし、桁行方向境界部は蝶番を用いることで y 軸周りの回転を許すピン支持とする。

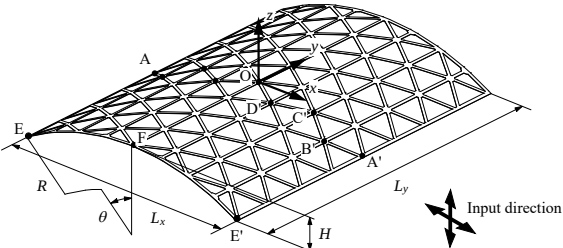


Fig.1 Shape of shell roof

Table1 Dimensions of shape of shell roof

Half open angle $\theta(\text{deg.})$	Span for gable direction $L_x(\text{mm})$	Span for longitudinal direction $L_y(\text{mm})$	Radius of curvature $R(\text{mm})$	Rise $H(\text{mm})$	Member width $b(\text{mm})$	Member thickness $t(\text{mm})$
30	750	1000	750	100	9	0.79

Table2 Material properties

Specimen (Plate thickness(mm))	Young's modulus $E(\text{N/mm}^2)$	Yield stress $\sigma_y(\text{N/mm}^2)$	Tensile strength $\sigma_B(\text{N/mm}^2)$	Yield strain $\epsilon_y(\%)$	Yield ratio $YR(\%)$
SPCC-0.79	1.87×10^5	211	330	0.10	64.0

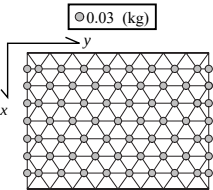


Fig.2 Distribution of aluminous weights

2.2. 実験装置概要

Photo1 に実験セットアップ、Fig.3 に振動台実験に用いる実験装置を示す。本実験の試験体における時間軸、変位に関しては実大のスケールで行い、実大構造物に相当するものとする。実験装置は支承台座、SSB、おもり台座、アーチ台座および試験体により構成される。試験体の四隅に SSB および SSB の面圧増加用のおもりを配置する。なお、非免震モデル (Fig.3(B)) では、支承台座とおもり台座の間に固定材を各 SSB の 4 隅 (計 16 箇所) に挟み、ボルトで固定することで、SSB の移動を拘束する。Table3 に検討モデルを示す。Fig.4 に本研究に用いる SSB の概念図を示す。SSB の固有周期 T_{SSB} は式 (1) により決まる。

$$T_{SSB} = 2\pi \sqrt{2R_{SSB}/g}$$
 (1)

ここに、 R_{SSB} はコンケイブプレート (凹型プレート) の球面半径、 g は重力加速度である。

SSB の固有周期は建物重量ではなく、コンケイブプレートの球面半径により決定される。実験に用いる SSB は、汎用的に用いられるサ

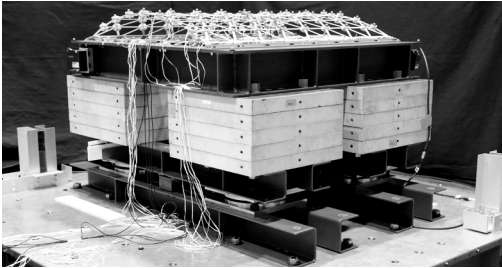
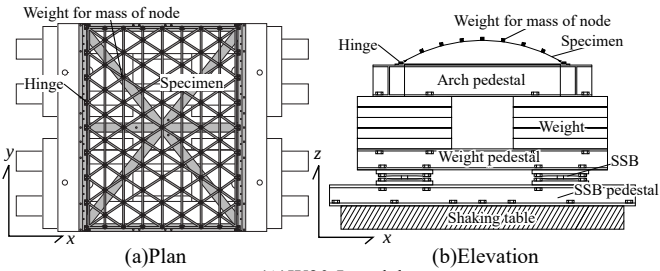


Photo1 Experimental setup (W20-I model)



(A)W20-I model

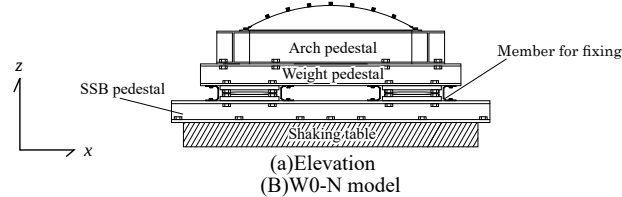


Fig.3 Experimental device

Table3 Model name

Model name	Number of weights(Total mass)	Presence or absence of SSB
W0-I	0(494kg)	with SSB
W0-N		without SSB
W20-I	20(2054kg)	with SSB
W20-N		without SSB



Fig.4 Conceptual scheme of SSB

イズの 1/3 とするが、固有周期は約 4.5s とし、実際に用いられるものと同様とする。また、SSB の摩擦係数は面圧依存性および速度依存性を有しており、その摩擦係数は式 (2) により表現されている¹²⁾。

$$\mu(\sigma, v) = \mu_0 \times (1.746\sigma^{-0.141} + 0.02) \times (1 - 0.55e^{-0.019v}) \times e^{(20+v^{0.4})\sigma^2} \quad (2)$$

ここに、 μ_0 は基準摩擦係数 (0.047)、 σ はスライダに作用する面圧 (N/mm²)、 v は SSB 上部の速度 (mm/s) である。

Fig.5 に、SSB の摩擦係数と面圧の関係を示す。おもりを 20 個積載した W20 モデルの面圧は 6.4N/mm² であり、摩擦係数は 0.070 である。この面圧は今回採用した SSB の基準面圧 (60N/mm²) の約 1/9 の面圧であるため、実際の使用状況下における摩擦係数より大きい。なお、W20 モデルにおける面圧は、振動台の積載能力等による制約条件により決定された。また、おもりを積載しない W0 モデルの面圧は 1.0N/mm² であり、式 (2) の適用範囲外であるため、摩擦係数 $\mu=0.16$ と仮定する。

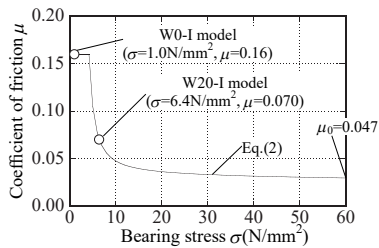
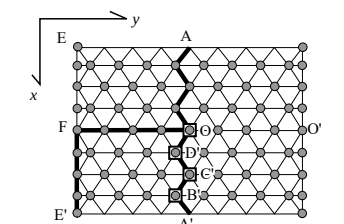


Fig.5 Coefficient of friction - bearing stress relationship ($v=20\text{mm/s}$)

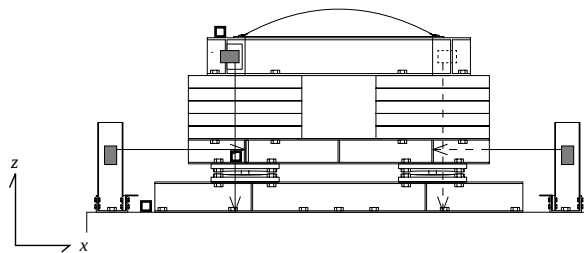
2.3. 計測方法

屋根面および実験装置の応答は Fig.6 に示すそれぞれの計測点において、加速度を MEMS 型加速度計により、ひずみをラチス材の表裏に 1 枚ずつ貼付されたひずみゲージにより、水平および鉛直方向の絶対変位を非接触画像処理変位計 (以下、MC) により、SSB の相対変位をレーザー変位計により計測する。MC には Nobby Tech 社製モーションキャプチャーシステム VENUS3D-1.7MW を使用する。サンプリング周波数は、加速度計、ひずみゲージ、レーザー変位計においては 1000Hz、MC においては 360Hz とする。なお、MC の計測変位の参考精度は 0.1mm である。MC により計測された変位を二

● MC measuring point ■ Strain gauge □ Accelerometer ■ Laser disp. sensor



(A) Positions for measurements on roof



(B) Positions for measurements on experimental device
Fig.6 Positions for measurements

階微分することで応答加速度を算出する。振動台実験には明治大学理工学部振動実験解析棟の 3 次元永久磁石地震波振動台を使用する。

2.4. 入力地震波

入力地震波には、Taft EW, UD(1952) の位相特性を採用した模擬地震波 (以降、模擬波と呼ぶ) を用いる。模擬波の水平成分は、告示第 1461 号 (国交省) で規定される II 種地盤用の増幅係数に基づき、告示第 1457 号 (国交省) で規定される表層地盤の増幅特性を考慮して作成する。また、鉛直成分は、文献 13) における上下変換係数を考慮して作成する。ここで、目標スペクトルはレベル 1, 2 の加速度応答スペクトルとする。入力地震波には加振終了時に速度が 0cm/s となるように基線補正を施す。Fig.7 に入力地震波の加速度応答スペクトルを示す。

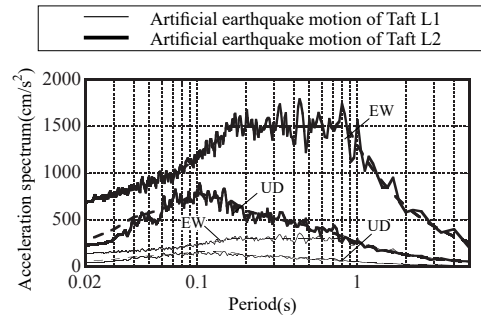


Fig.7 Acceleration spectra($h=0.02$)

3. 屋根型円筒ラチスアーチの自由振動特性

屋根型円筒ラチスアーチの自由振動特性を W0-N モデルより分析する。スイープ加振を水平方向、鉛直方向それぞれに対して行い、得られた応答加速度のフーリエ振幅スペクトルの卓越から固有振動数を求める。それぞれの入力方向に対して得られた固有振動数を重ね合わせ、それらモードについて、固有振動数の小さいものから 1 次とする。スイープ波には式 (3) を適用する。

$$T = \log_2(f_2/f_1)/v_{sw} \quad (3)$$

ここに、 T は掃引に要する時間 (s)、 f_1 は掃引前の振動数 (Hz)、 f_2 は掃引後の振動数 (Hz)、 v_{sw} は掃引速度 (oct/s) である。

スイープ加振は振動数域を 0.65~25Hz とする。スイープ波は 3 回に分けて入力し、10Hz 程度の振動数域を有するスイープ波を 0.4~2.3oct/min で振動数を増加させ入力する。なお、スイープ波の振動数域は 0.65~10Hz、8~18Hz のように 2Hz 重ねて入力する。また、フーリエ変換には矩形窓関数を用いる。固有モード形状および減衰定数は、各モードの固有振動数と同振動数の正弦波を屋根面の応答が安定するまで一定時間入力し、入力中の応答から求める。固有モード形状は、MC を用いて計測した変位から求める。MC により計測された応答には、入力正弦波の振動数に 5Hz を足した振動

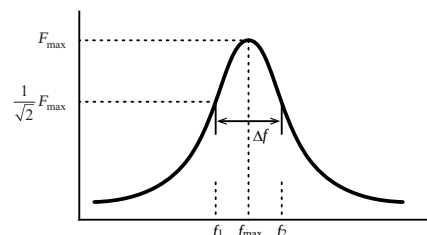


Fig.8 Evaluation method of damping factor(half power method)

数をカットオフ周波数としたローパスフィルターを適用する。Fig.8に減衰の評価方法を示す。減衰定数 h は、ハーフパワー法により評価し、正弦波入力時の屋根面節点の鉛直応答加速度からフーリエ振幅スペクトルを求め、その卓越振動数から式(4)より求める。

$$h = \Delta f / 2f_{\max} \quad (4)$$

ここに、 $f_{\max}$ は卓越振動数、 Δf はフーリエ振幅スペクトルが最大値 $F_{\max}$ の $1/\sqrt{2}$ となる振動数 f_1 , f_2 の差である。

Table4に試験体の自由振動特性、Fig.9に各モードの減衰定数を示す。固有モードは9次モードまで計測された。減衰定数は、1次モードで4.8%と大きい値を示し、振動数が大きくなるに従い小さくなる。なお、1次モードは他のモードと比べ、アーチ境界部の回転量が大きいモードであり、蝶番の回転が大きくなるため、減衰定数が大きくなっている。

Fig.10に各モードの鉛直応答増幅率を示す。応答増幅率は、屋根面上の最大応答節点における最大鉛直応答加速度を各入力方向の正弦波の最大加速度 $A_g^{H_{\max}}$, $A_g^{V_{\max}}$ で除すことで求める。水平方向入力に対する応答増幅率は、1次モードにおいて最大となり、8次モードにおいても大きい値となる。鉛直方向入力では、3次モードにおいて応答増幅率が大きくなる。Fig.11に卓越モードの固有モード形状を示す。水平方向入力に対して卓越する1次モードは逆対称1波、8次モードは逆対称2波の形状を呈する。また、鉛直方向入力に対して卓越する3次モードは対称1.5波の形状を呈する。なお、逆対称1波モードである1次モードの固有振動数は4.4Hzであり、想定する実大モデルと同等となっている。

Table4 Natural vibrational characteristics

Mode	Frequency f (Hz)	Damping factor h (%)	Input direction
1	4.4	4.8	Horizontal
2	8.8	2.5	Horizontal
3	11.6	1.8	Vertical
4	12.05	1.8	Horizontal
5	13	1.6	Horizontal
6	13.1	1.5	Vertical
7	20.1	1.1	Horizontal
8	21.5	0.96	Horizontal
9	22.3	1.0	Vertical

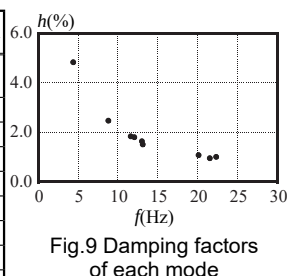


Fig.9 Damping factors of each mode

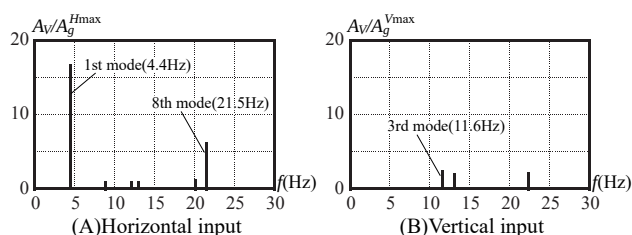


Fig.10 Vertical response magnification factors of each mode

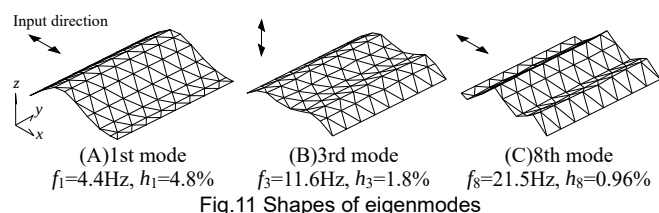


Fig.11 Shapes of eigenmodes

4. SSB に支持された屋根型円筒ラチスアーチの地震応答性状

4.1. 水平方向入力に対する地震応答性状

Fig.12に免震モデルにおけるSSBの時刻歴相対変位を示す。面圧の大きいW20-IモデルはW0-Iモデルと比べ、SSBの相対変位の變動が大きい。これは、SSBの面圧が大きくなり、SSBの摩擦係数が小さくなるためである。

Fig.13に水平方向入力に対する中央線AOA'上の最大応答加速度倍率分布を示す。加速度値はMCの計測変位から算出する。また、応答加速度倍率は各節点の最大応答加速度を水平入力加速度の最大値 $A_g^{H_{\max}}$ で除して求める。Taft EW 模擬波 L1 入力時では、非免震モデルに比べ、免震モデルの方が応答が低減されているものの、その応答低減効果は小さい。一方、Taft EW 模擬波 L2 入力時では、非免震モデルに比べ、免震モデルでは応答が大きく低減されており、面圧の大きいW20-Iモデルでは、W0-Iモデルと比較し応答低減効果が大きい。また、鉛直応答において非免震モデルでは幾何学的非線形性が現れ、O点において応答が大きくなる一山型の分布となっている。アーチ構造物を対象とした文献(14)においても同様の現象がみられており、O点の鉛直応答が大きくなる原因として、対称モードの励起や有限拘束変形が挙げられている。一方、免震モデルでは二山型の応答分布となっている。Fig.14にW20モデルにおけるTaft EW 模擬波 L2 入力時の応答加速度のフーリエ振幅スペクトルを示す。Fig.14(A)より、W20-Iモデルでは、W20-Nモデルと比べ、振動数によらずSSB上の水平応答加速度が小さくなっている。Fig.14(B)より、屋根面節点においてW20-Nモデルでは、Fig.11に示す卓越モードの固有振動数付近において応答の卓越がみられるが、W20-Iモデルでは、卓越モードである1次、3次、8次モード付近で応答が大きく低減されている。また、O点の応答を見ると、W20-Nモデル

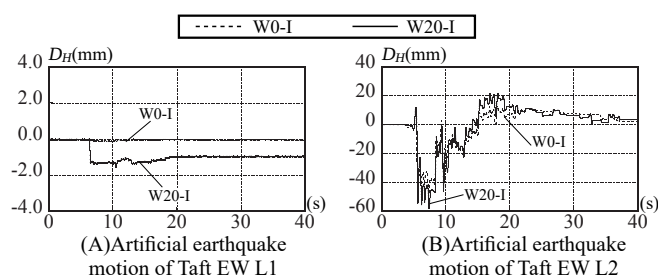


Fig.12 Time history relative displacement of SSB

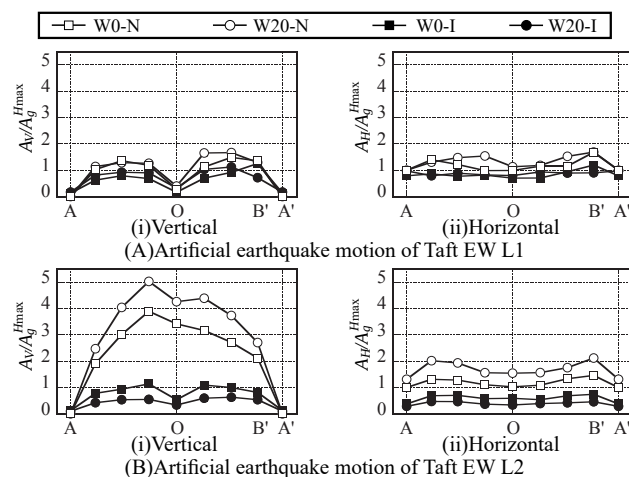
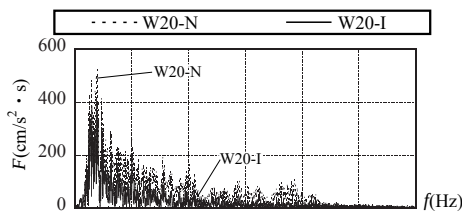


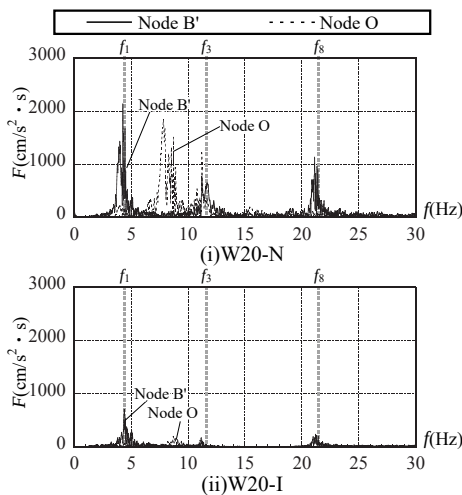
Fig.13 Maximum response acceleration amplification factors on AOA'

では1次モードの2倍の振動数付近で1次モードにおけるB'点と同程度の応答となっている。このことから、上記の原因である対称モードの励起、有限曲げ変形のうち、頂点であるO点が1次モードの腹付近の節点(B'点)の2倍の振動数付近で連動して振動する有限曲げ変形の影響が大きいことが確認できる。また、W20-IモデルではO点の応答がほとんど生じておらず、有限曲げ変形がほとんど生じていないことがわかる。Fig.15に水平入力に対する中央線AOA'上の最大相対応答変位分布を示す。Taft EW 模擬波 L1 入力時では、モデルによる応答の違いは小さい。一方、Taft EW 模擬波 L2 入力時では、応答の方向によらず免震モデルの応答が非免震モデルと比べ小さくなっている。

次に、ひずみゲージの計測値より求めた屋根構造の部材軸力変化



(A) Fourier amplitude spectra of horizontal response accelerations of SSB



(B) Fourier amplitude spectra of vertical response accelerations of node B', O
Fig.14 Fourier amplitude spectra of response accelerations (Artificial earthquake motion of Taft EW L2, W20 model)

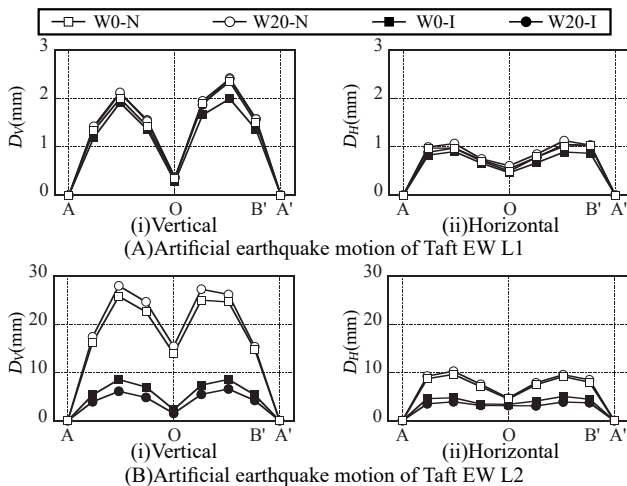


Fig.15 Maximum relative response displacements on AOA'

量 $N(N)$ および曲げモーメント変化量 $M(N \cdot mm)$ について検討する。Fig.16に最大および最小軸力、曲げモーメント分布を示す。 N 、 M は式(5)、(6)により求める。

$$N = \frac{(\varepsilon_1 + \varepsilon_2)}{2} EA \quad (5)$$

$$M = \frac{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)}{2} EZ \quad (6)$$

ここに、 ε_1 、 ε_2 はそれぞれ部材の表面、裏面におけるひずみ度、 E はヤング率(N/mm^2)、 A は断面積(mm^2)、 Z は断面係数(mm^3)である。各部材の軸力 N および曲げモーメント M は、降伏軸力 $N_y=1552N$ 、降伏曲げモーメント $M_y=207N \cdot mm$ により除すことで無次元化する。モデル、入力地震波によらず曲げモーメント主体の応答となっている。Taft EW 模擬波 L1 入力時には、SSBの面圧によらず免震の有無による曲げモーメントの変化は小さいが、Taft EW 模擬波 L2 入力時には免震モデルの曲げモーメントが非免震モデルの約3割に低減されている。また、面圧の大きいW20-Iモデルでは、W0-Iモデルと比較し曲げモーメントが小さくなっている。

以上より、地震の入力レベルが大きくなるに従い、SSBによる屋根面の応答低減効果は大きくなるといえる。また、W20-IモデルはW0-Iモデルに比べ、応答加速度、変位、曲げモーメントが小さくなる。

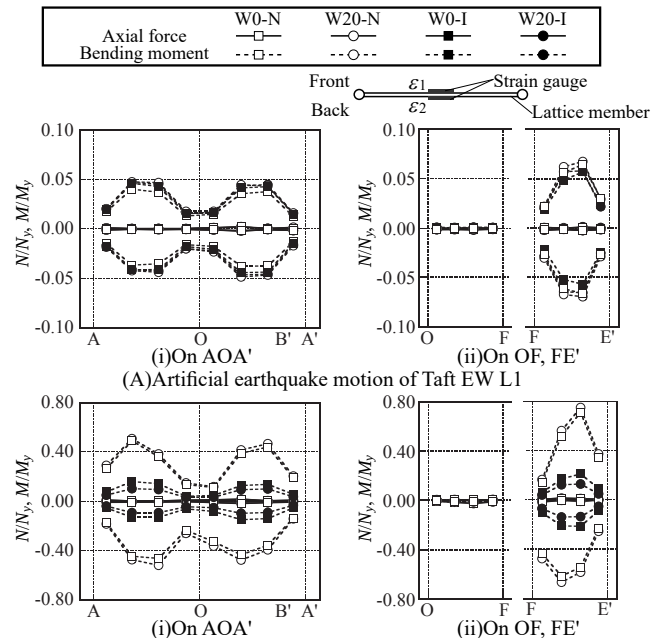


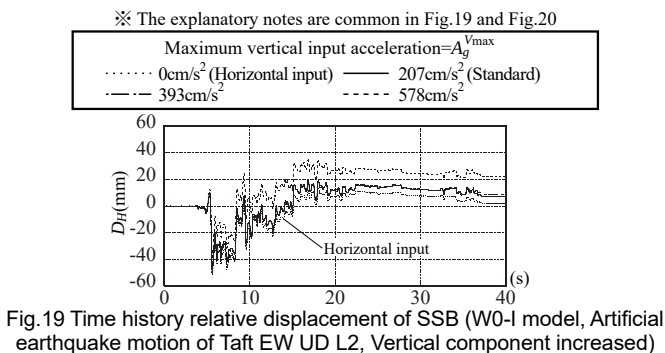
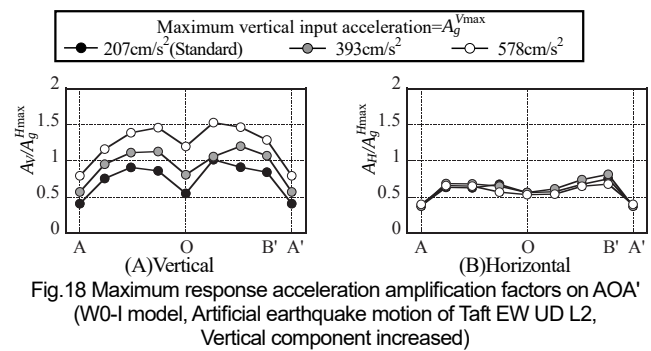
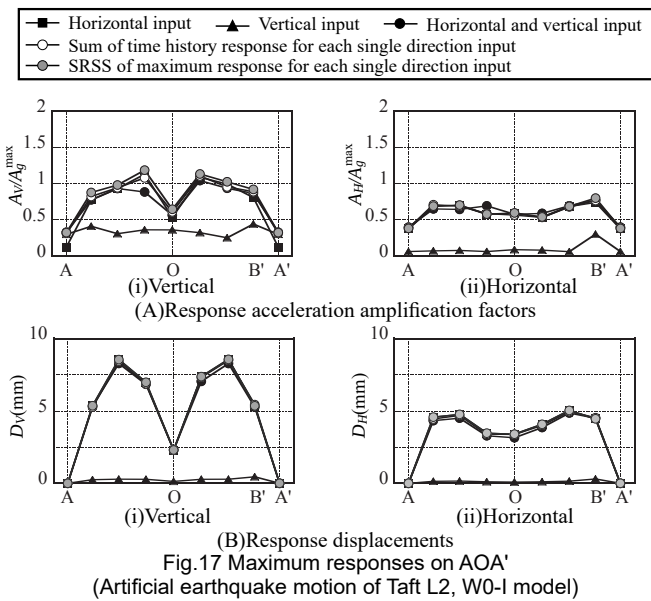
Fig.16 Max and min value of axial forces and bending moments

4.2. 水平・鉛直方向入力に対する地震応答性状

本節では、地震動の鉛直成分がSSBの挙動や屋根面の応答性状に与える影響について明らかにするため、水平・鉛直方向入力に対するW0-Iモデルの応答性状の分析を行う。Fig.17にTaft 模擬波 L2 入力時の中央線AOA'上の最大応答を示す。加速度値はMCの計測変位から算出する。図には、各単一方向入力時の時刻歴和の最大値および最大応答の二乗和平方根も示す。ここで、時刻歴和の最大値とは、水平方向または鉛直方向の各単一方向入力に対する屋根面上節点における鉛直方向と水平方向の応答を、それぞれ同時刻の同一方向応答同士で足し合わせた値の時刻歴の最大値である。また、応答加速度倍率は各節点の最大応答加速度を、入力地震波の各時刻において加速度の水平、鉛直成分を二乗和平方根し、その最大値 $A_g^{\max}$

で除して求める。水平・鉛直方向入力時の応答は、各単一方向入力の時刻歴および最大応答の二乗平方根と良い対応を示す。

次に、鉛直入力加速度を漸増させ、水平・鉛直方向入力を行った場合の地震応答性状について分析を行う。Fig.18 に Taft EW UD 模擬波 L2 入力時の AOA' 上の加速度応答倍率を示す。応答加速度倍率は各節点の最大応答加速度を入力水平加速度の最大値 A_g^{Hmax} で除した値である。鉛直応答加速度は、鉛直入力加速度の増加に準じて増加している。水平応答加速度は、鉛直入力加速度の大きさによらず、ほぼ同様の値となっているが、Fig.19 に示す SSB の時刻歴相対変位では、最大鉛直入力加速度が 578cm/s^2 の場合に SSB の応答変位が A_g^{Vmax} が 393cm/s^2 以下の場合と異なっている。Fig.20 に各計測値の時刻歴を示す。図中の灰色の縦線は、鉛直入力加速度 A_g^V が鉛



直下向きに大きく、かつ、SSB の水平応答加速度が大きくなる時刻を示す。 A_g^V が鉛直下向きとなる場合に、SSB の水平応答加速度が水平方向のみの単一方向入力に対する応答より大きくなり、それに伴い屋根面節点の水平応答も増加している。この現象は、鉛直下向きに加速度が入力されることによって SSB の等価面圧 σ' が小さくなり、摩擦係数が增大することで生じるものである。本実験で対象とした面圧 1.0N/mm^2 において SSB の水平応答に顕著に違いが現れるのは、約 -170cm/s^2 以下となる場合であり、その際の等価面圧 σ' は式 (7) により求められる。

$$\sigma' = M(A_g^V - g)/a_{SSB} \quad (7)$$

ここに、 M :SSB の支持質量、 a_{SSB} :SSB のスライダ断面面積である。なお、鉛直入力加速度 A_g^V および重力加速度 g は鉛直上側を正とし、等価面圧 σ' は圧縮側を正とする。

A_g^V が -170cm/s^2 以下となる場合の等価面圧は、約 0.85N/mm^2 となる。

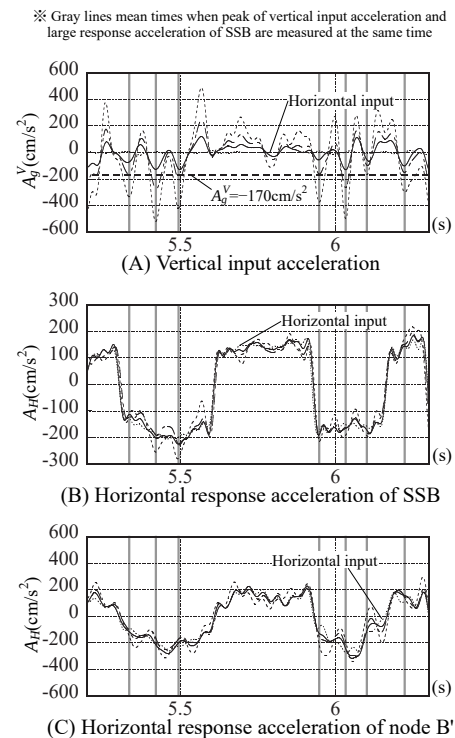


Fig.20 Time history measured value (W0-I model, Artificial earthquake motion of Taft EW UD L2, Vertical component increased, 5.2-6.3s)

5. 有限要素法解析による地震応答性状

5.1. 解析概要

SSB により支持された屋根型円筒ラチスアーチの地震応答性状を有限要素法解析プログラム ANSYS18.0 を用いて検討する。Fig.21 に解析モデルを示す。解析モデルの形状諸元、部材諸元は実験モデルと同様とし、支持条件は実験モデルと同様の回転自由度を有するピン支持とする。解析方法は幾何学的非線形を考慮した時刻歴応答解析とし、入力波には実験で計測された振動台上の加速度を用いる。減衰には Rayleigh 型を用い、固有振動数と減衰定数の関係が実験モデルと同様の傾向となるよう設定する。

SSB は MSS(Multiple Shear Spring) モデルによりモデル化し、せん断バネ 8 本の構成とする。なお、鉛直振動による摩擦係数の変化は考慮しない。なお、文献 11) において、摩擦係数の変化が与える影響は小さいことが確認されている。せん断バネは、2 次剛性 K_f 、初

期剛性 K_0 のバイリニア型履歴とし、 K_f は固有周期が 4.5s となるように設定する。履歴モデルにおいて、初期剛性 K_0 時の応答の増幅を防ぐため、初期剛性 K_0 時の固有振動数 f_0 が約 50Hz となるように $K_0=5.0 \times 10^4 K_f$ として近似する。また、免震層の降伏せん断力は Fig.5 に示す摩擦係数 μ を用いて設定する。

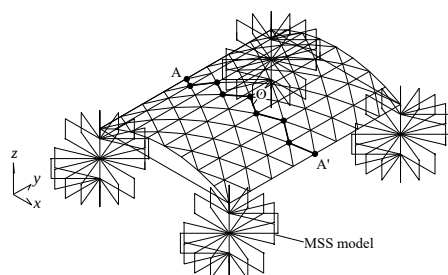


Fig.21 Numerical analysis model

5.2. 数値解析結果と実験結果の比較

Fig.22 に水平方向入力時の実験と解析における AOA' 上の加速度応答倍率を示す。Taft EW 模擬波 L1 入力時には、おもりの有無によらず鉛直応答において解析値が実験値よりも大きくなっているが、分布形状は捉えられており概ね対応している。Taft EW 模擬波 L2 入力時には、非免震モデルにおいて、4.2 節でも述べた幾何学的非線形性が解析モデルにおいても現れているが、実験値が解析値よりも

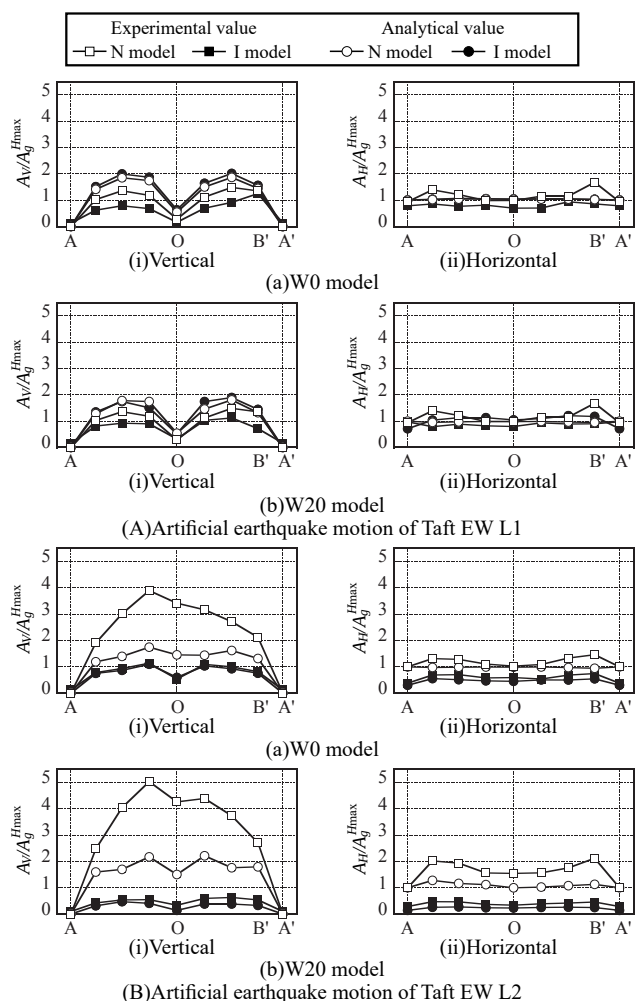


Fig.22 Response acceleration amplification factors on AOA' (Experiment vs. numerical analysis, horizontal input)

大きくなっている。一方、免震モデルでは、応答方向によらず、解析値と実験値はよい対応を示している。非免震モデルにおいて、実験値が解析値よりも大きくなる原因として、Taft EW 模擬波 L2 のような過大な地震動入力時に、解析モデルにおいて減衰の値が大きく設定されている低振動数側に固有振動数が移動することが挙げられる。この低振動数側への固有振動数の移動は、幾何学的非線形性による剛性低下によって生じるものである。また、種々の Rayleigh 型の減衰特性を設定することで低振動数側の減衰定数が小さい場合には応答が増大することを確認している。Fig.23 に水平・鉛直方向入力時の実験と解析における AOA' 上の加速度応答倍率を示す。Taft EW UD 模擬波 L1 入力時には、鉛直応答において解析値が実験値よりも大きくなっているが、Taft EW UD 模擬波 L2 入力時には、応答の方向によらず解析値は実験値を再現できている。以上より、SSB を MSS モデルによりモデル化することにより、SSB に支持された屋根型円筒ラチスアーチの地震応答性状を再現することができるといえる。

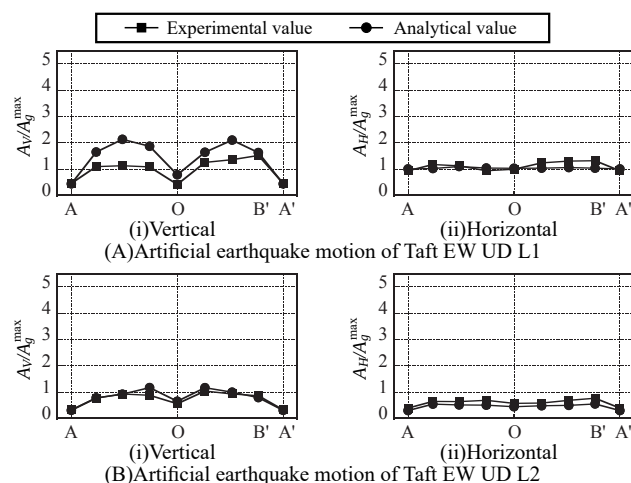


Fig.23 Response acceleration amplification factors on AOA' (Experiment vs. numerical analysis, horizontal and vertical input, W0-I model)

6. 水平方向入力に対する応答加速度評価

本章では、既往の文献において提案されている水平方向入力に対する免震層の等価剛性評価および屋根面の応答加速度分布の予測式を用い、水平方向入力を受ける屋根型円筒ラチスアーチの応答加速度評価を試みる。

6.1. 免震層の等価剛性評価

免震層の等価剛性評価は、文献 15) と同様の手法で行う。Fig.24 に等価線形化法による応答評価を示す。免震層の復元力特性をバイリニア曲線でモデル化し、SSB の固有周期 $T_f=4.5s$ とし、免震層支持質量 M を用いて式 (8) により、免震層の 2 次剛性 K_f を求める。また、

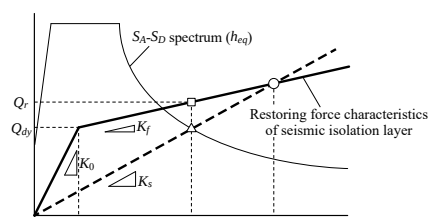


Fig.24 Response evaluation by equivalent linearizing method

文献 11) に基づき、免震層の 1 次剛性 K_0 は $1000K_f$ として近似する。

$$T_f = 2\pi\sqrt{M/K_f} \quad (8)$$

免震層の限界変形 δ_s を 0.2m に設定し、式 (9), (10) により限界変形時固有周期 T_s , δ_s 時の割線剛性 K_s を求める。

$$T_s = 2\pi\sqrt{M/K_s} \quad (9) \quad K_s = K_f + Q_{dy}/\delta_s \quad (10)$$

ここに、 Q_{dy} は免震層の降伏せん断力である。

変位振幅 δ_s 時の等価減衰 h_{eq} を式 (11) より、免震層の塑性率 μ_{ma} を式 (12) より求める。

$$h_{eq} = \frac{2K_0/K_f}{\pi\mu_{ma}} \ln \frac{K_0/K_f + \mu_{ma} - 1}{(K_0/K_f)\mu_{ma}^{K_f/K_0}} \quad (11)$$

$$\mu_{ma} = \delta_s/\delta_{dy} \quad (12)$$

ここに、 δ_{dy} は免震層の降伏変位である。

免震層の等価減衰 h_{eq} で S_A - S_D スペクトル、免震層の復元力特性および限界変形時の割線剛性 K_s から免震層に働くせん断力 Q_r を求め、式 (13) ~ (15) により応答加速度 $H A_{eq}$, $V A_{eq}$ を求める。

$$H A_{eq} = \frac{Q_r}{M} \quad (13) \quad V A_{eq} = \frac{H A_{eq}}{F_h} \quad (14) \quad \text{ここに、} F_h = \sqrt{\frac{1+25h_0}{1+25h_{eq}}} \quad (15)$$

屋根応答評価のための固有周期比 R_T および屋根応答評価用の固有周期 T_{eq} を式 (16), (17) により求める。

$$R_T = T_{eq}/T_R \quad (16) \quad T_{eq} = 2\pi\sqrt{\frac{2M}{K_0 + K_s}} \quad (17)$$

ここに、 T_R は屋根の逆対称 1 波モードの固有周期である。

得られた値を Table5 に示す。

Table5 The values calculated by the evaluation method¹⁵⁾

	W0-I	W20-I
Supported weight M (kg)	297	1857
Secondary stiffness K_f (N/mm)	5.79×10^2	3.62×10^3
Initial stiffness K_0 (N/mm)	5.79×10^5	3.62×10^6
Secant stiffness K_s (N/mm)	2.91×10^3	1.00×10^4
Ductility factor μ_{ma}	248	567
Equivalent damping factor h_{eq} (%)	0.55	0.50
Period for evaluating method T_{eq} (s)	0.20	
Natural period ratio R_T	0.88	

6.2. 既往の評価式による最大応答加速度分布の予測値と実験結果の比較

6.2.1. 支持架構付き屋根型円筒ラチスシェルの地震応答評価¹⁶⁾における応答評価

文献 16) において妻面の束材を省略した屋根型円筒ラチスアーチの最大応答加速度分布の予測式が次式のように提案されている。

$$A_H(x, y) = {}_H A_{eq} \left\{ 1 + (F_H - 1) \cos \pi \left(\frac{x}{L_x} \right) \right\} \quad (18)$$

$$A_V(x, y) = {}_V A_{eq} F_V C_V \theta \sin \pi \left(\frac{2x}{L_x} \right) \quad (19)$$

ここに、 F_H , F_V はそれぞれ水平、鉛直方向応答増幅率 (式 (20), (21))¹⁷⁾ である。

また、非免震モデルにおいては、 ${}_H A_{eq} = {}_V A_{eq} = A_g^{Hmax}$ である。

$$F_H = \begin{cases} 3/2 & (0 < R_T \leq 1/4) \\ 1/2(\sqrt{1/R_T} + 1) & (1/4 < R_T \leq 1) \\ 1 & (1 < R_T) \end{cases} \quad (20)$$

$$F_V = \begin{cases} 3C_V\theta & (0 < R_T \leq 5/16) \\ (\sqrt{5/R_T} - 1)C_V\theta & (5/16 < R_T \leq 5) \\ 0 & (5 < R_T) \end{cases} \quad (21)$$

なお、本研究では、屋根構造を下部構造を有していない免震層で直接支持しているため、文献 17) における質量比 R_M による応答増幅率への影響は考慮しない。

Fig.25 に実験値と予測値^{15),16)} の応答加速度倍率の対応を示す。応答評価は屋根面 AOA' 上の節点および妻面上の節点において行う。Taft EW 模擬波 L1 入力時では、モデルによらず実験値と予測値は良い対応を示している。一方、Taft EW 模擬波 L2 入力時では、免震モデルにおいては実験値と予測値は良い対応を示しているが、非免震モデルにおいて応答分布を捉えておらず、危険側の評価となっている。これは、4.1 節で考察したように、非免震モデルにおいて有限曲げ変形により、AOA' 上の鉛直応答加速度分布が一山型となり、予測式ではその応答分布を模擬できないためである。

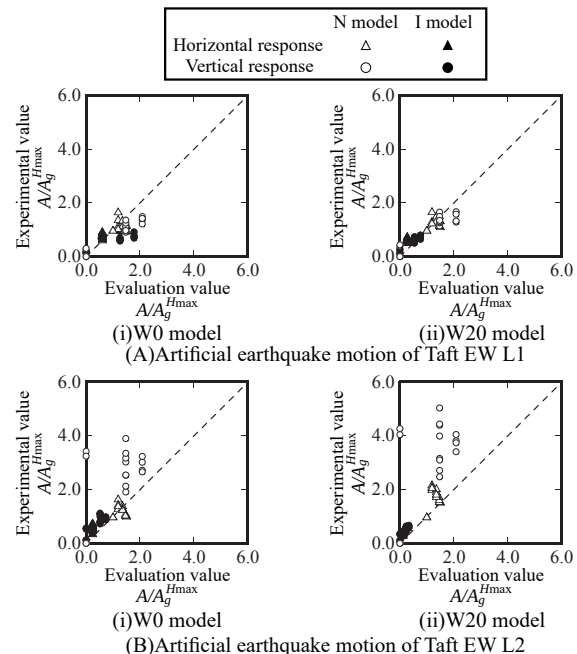


Fig.25 Comparisons between experimental values and evaluation values^{15),16)} of response acceleration amplification factors

6.2.2. ラチスシェル屋根構造設計指針¹⁷⁾による応答評価

文献 17) において定義されている円筒ラチスシェルの等価静的荷重による予測値と実験値の比較を行う。Fig.26 に円筒ラチスシェルの屋根面加速度増幅係数分布を示す。本研究に用いる屋根型円筒ラ

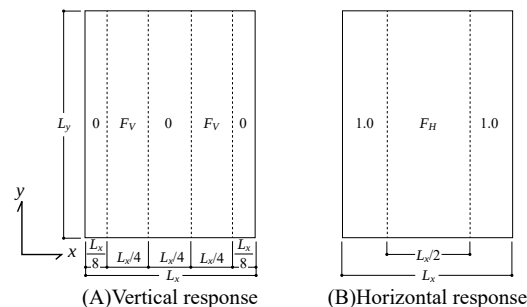


Fig.26 Distribution of response acceleration amplification factors of cylindrical lattice arch

チスアーチは妻面の束材を省略しているため、本研究では提案されている桁行方向の応答増幅係数の分布は一樣とする。

Fig.27 に実験値と予測値^{15),17)}の応答加速度倍率の対応を示す。応答評価は屋根面 AOA' 上の節点および妻面上の節点において行う。文献 16) の予測式と比べ簡易的な評価手法であるため、Fig.25 に示す実験値と予測値^{15),16)}の対応ほど分布特性を捉えられていないが、実験値と概ね良い対応を示している。

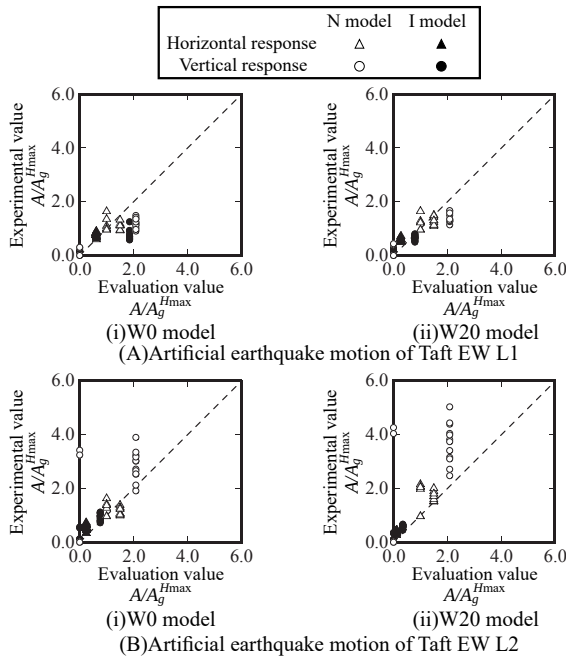


Fig.27 Comparisons between experimental values and evaluation values^{15),17)} of response acceleration amplification factors

7. 結

本研究では、球面すべり支承 (SSB) に支持された屋根型円筒ラチスアーチを対象として、地震動入力時の屋根面の応答低減効果について分析を行った。また、有限要素法解析により地震応答性状を分析し、実験結果との比較を行った。さらに、文献 16) または文献 17) において提案されている応答加速度分布の予測式を用い、水平方向入力に対する屋根型円筒ラチスアーチの応答加速度評価を行った。得られた知見を以下に示す。

- 1) SSB に支持された屋根型円筒ラチスアーチにおいて、地震動の入力レベルが大きくなるに従い、SSB による応答低減効果は大きくなる。また、面圧の増加に伴う摩擦係数の低下により応答低減効果は大きくなる。
- 2) 水平・鉛直地震動を受ける SSB に支持された屋根型円筒ラチスアーチの応答は、水平、鉛直 1 方向入力時の応答の時刻歴または最大応答の二乗和平方根により再現できる。また、鉛直入力加速度が鉛直下向きに大きくなる場合、SSB の面圧が小さくなり、応答低減効果は小さくなる。
- 3) 数値解析において、SSB を MSS モデルでモデル化することにより、SSB に支持された屋根型円筒ラチスアーチの応答を再現できる。
- 4) 水平地震動を受ける SSB に支持された屋根型円筒ラチスアーチの応答加速度分布は、文献 15) による免震層の等価剛性評価および文献 16) または文献 17) において提案されている屋根面の応答加速度の予測式を用いることにより評価可能である。

- 5) 非免震モデルにおいて、地震動の入力レベルが大きくなるに従い、有限曲げ変形により、鉛直応答加速度分布が二山型から一山型に変化し、既往の予測式における応答分布とは異なる形状となる。

謝辞

本研究は科学研究費（基盤研究 (B)No15H04075、鉄骨置き屋根構造の地震被害解消を目的とした応答制御型支承の研究、研究代表：竹内徹）のもとで実施された。実験、分析にあたっては東北工業大学：薛松濤博士のご助言、ご助力を頂いた。実験では、当時明治大学修士 1 年生の楠田健氏、当時明治大学学部 4 年生の塩見泰氏に多大な協力を得た。ここに深謝したい。

参考文献

- 1) Kobayashi, M., Koh, T.: Earthquake Response Prediction and Aseismic Performance of Mid-Story Isolated system, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.558, pp.109-116, 2002.8 (in Japanese)
小林正人, 洪 忠恵: 中間層免震構造の地震応答予測と動的設計手法の合理化, 日本建築学会構造系論文集, 第 558 号, pp.109-116, 2002.8
- 2) Higashino, S., Kitamura, H.: Energy-Balance Based Response Prediction Methods for Seismic Isolated Buildings with Rubber Bearings and Viscous Dampers, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.588, pp.79-86, 2005.2 (in Japanese)
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の釣合に基づく応答評価法, 日本建築学会構造系論文集, 第 588 号, pp.79-86, 2005.2
- 3) Kikuchi, M., Tamura, K., Wada, A.: Safety Evaluation of Base-Isolated Structures, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.470, pp.65-73, 1995.4 (in Japanese)
菊地 優, 田村和夫, 和田 章: 免震構造物の安全性評価に関する一考察, 日本建築学会構造系論文集, 第 470 号, pp.65-73, 1995.4
- 4) Kato, S., Nakazawa, S., Uchikoshi, M., Osugi, F. and Mukaiyama, Y.: Dynamic Response Characteristics of Domes with Large Span Implemented by Hysteresis Dampers for Earthquake Isolation, Effect of the Yield Shear Coefficient of the Seismic Isolation, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.518, pp.57-64, 1999.4 (in Japanese)
加藤史郎, 中澤祥二, 打越瑞昌, 大杉文哉, 向山洋一: 入力低減型支持機構を有する大スパンドーム構造物の地震応答性状, 免震層の降伏せん断力係数の影響について, 日本建築学会構造系論文集, 第 518 号, pp.57-64, 1999.4
- 5) Kato, S., Uchikoshi, M., Osugi, F., Nakazawa, S. and Mukaiyama, Y.: Dynamic Response Characteristics of Domes with Large Span Implemented by Hysteresis Dampers for Earthquake Isolation, Effect of the Stiffness and Weights of the Support Structure, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.525, pp.71-78, 1999.11 (in Japanese)
加藤史郎, 打越瑞昌, 大杉文哉, 中澤祥二, 向山 洋一: 入力低減支持機構を有する大スパンドーム構造物の地震応答性状, 下部構造の剛性と重量の影響について, 日本建築学会構造系論文集, 第 525 号, pp.71-78, 1999.11
- 6) Kato, S., Nakazawa, S., Uchikoshi, M. and Mukaiyama, Y.: Dynamic Response Characteristics of Domes with Large Span Implemented by Hysteresis Dampers for Earthquake Isolation, Effects of Non-Uniform Vibration Characteristics of Substructure on the Responses, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.532, pp.111-118, 2000.6 (in Japanese)
加藤史郎, 中澤祥二, 打越瑞昌, 向山洋一: 入力低減型支持機構を有する大スパンドーム構造物の地震応答性状, 下部構造の不均質性が応答に与える影響, 建築学会構造系論文集, 第 532 号, pp.111-118, 2000.6
- 7) Kato, S. and Nakazawa, S.: Estimation of Seismic Responses of Single Layer Reticular Domes with Intermediate Isolation System Based on Equivalent

- Linearization Method, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, B-1, pp.803-804, 2003.9 (in Japanese)
中澤祥二, 加藤史郎: 等価線形化法を用いた中間層免震単層ラチスドームの地震応答推定法, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-1 分冊, pp.803-804, 2003.9
- 8) Saito, K., Nakazawa, S. and Kato, S.: Estimation of Seismic Response of Double Layer Reticular Domes with Intermediate Isolation System Based on Equivalent Linearization Method, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, B-1, pp.871-874, 2004.8 (in Japanese)
斎藤慶太, 中澤祥二, 加藤史郎: 等価線形化法を用いた中間免震複層ラチスドームの地震応答推定法, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-1 分冊, pp.871-874, 2004.8
- 9) Takeuchi, T., Takamatsu, K., Kumagai, T. and Ogawa, T.: Response Evaluation of Lattice Domes Supported by Substructures with Seismic Isolation System, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.74, No.641, pp.1259-1266, 2009.7 (in Japanese)
竹内 徹, 高松謙伍, 熊谷知彦, 小河利行: 免震支承が挿入された支持架構付ラチスドームの地震応答評価, 日本建築学会構造系論文集, 第 74 巻, 第 641 号, pp.1259-1266, 2009.7
- 10) Matsui, T., Mizuno, K., Sugiyama, E., Esaka, Y. and Hibino, T.: Shaking Table Tests on a Seismically-Isolated Large-Span Arch supported by Base Structures, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.582, pp.87-94, 2004.8 (in Japanese)
松井徹哉, 水野啓啓朗, 杉山 映, 江坂佳賢, 日比野智也: 下部構造に支持された免震大スパンアーチ模型の振動台実験, 日本建築学会構造系論文集, 第 582 号, pp.87-94, 2004.8
- 11) Takeuchi, T., Miyazaki, T. and Ogawa, T.: Seismic Response Evaluation of Cylindrical Lattice Shell Roofs Supported by Spherical Sliding Bearings, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.81, No.728, pp.1673-1682, 2016.10 (in Japanese)
竹内 徹, 宮崎 崇, 小河利行: 球面すべり支承で支持された屋根型円筒ラチスシェルの地震応答評価, 日本建築学会構造系論文集, 第 81 巻, 第 728 号, pp.1673-1682, 2016.10
- 12) Takeuchi, T., Nakamura, S., Uchida, M., Yoshida, M. and Matsui, R.: Shaking Table Tests on Spherical Sliding Bearings Taking Eccentricity and Uplift into Account, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.80, No.715, pp.1385-1393, 2015.9 (in Japanese)
竹内 徹, 中村秀司, 内田正颯, 吉田道保, 松井良太: 偏心および浮き上がりを考慮した球面すべり支承の振動実験, 日本建築学会構造系論文集, 第 80 巻, 第 715 号, pp.1385-1393, 2015.9
- 13) Building Research Institute, The Building Center of Japan: Recommendations for Method Calculating the Waves in the Time Domain for Structural Design, 1992.3 (in Japanese)
建設省建築研究所, 日本建築センター: 設計用入力地震動作成手法技術指針 (案), 1992.3
- 14) Kumagai, T., Takeuchi, T., Ushiwata, F., Seta, H. and Ogawa, T.: Vibration Tests on Seismic Responses of Arch Structures Supported by Substructures with Various Natural Periods and Masses, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.74, No.637, pp.503-510, 2009.3 (in Japanese)
熊谷知彦, 竹内 徹, 牛渡ふみ, 瀬田紘子, 小河利行: 固有周期及び質量の異なる下部構造に支持されたアーチ構造物の地震応答実験, 日本建築学会構造系論文集, 第 74 巻, 第 637 号, pp.503-510, 2009.3
- 15) Yoshida, M., Takeuchi, T., Kumagai, T. and Ogawa, T.: Response Evaluation of Base Isolated Lattice Roof Structure using Secant-Stiffness at Ultimate Deformation, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, B-1, pp.903-904, 2013.9 (in Japanese)
吉田道保, 竹内 徹, 熊谷知彦, 小河利行: 限界変形時の割線剛性を用いた免震ラチス屋根構造の地震応答評価, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-1 分冊, pp.903-904, 2013.9
- 16) Takeuchi, T., Ogawa, T., Yamagata, C. and Kumagai, T.: Response Evaluation of Cylindrical Lattice Shell Roofs with Supporting Substructures, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.596, pp.57-64, 2005.10 (in Japanese)
竹内 徹, 小河利行, 山形智香, 熊谷知彦: 支持架構付き屋根型円筒ラチスシェルの地震応答評価, 日本建築学会構造系論文集, 第 596 号, pp.57-64, 2005.10
- 17) AIJ: Recommendation for Design of Latticed Shell Roof Structures, 2016.11
日本建築学会: ラチスシェル屋根構造設計指針, 2016.11

SHAKING TABLE TESTS OF CYLINDRICAL LATTICE ARCH ROOFS SUPPORTED BY SPHERICAL SLIDING BEARINGS SUBJECTED TO EARTHQUAKE MOTIONS

*Tomohiko KUMAGAI^{*1}, Genta ROPPONGI^{*2}, Jutaro TAKAHASHI^{*3},
Ryota MATSUI^{*4} and Toru TAKEUCHI^{*5}*

^{*1} Assoc. Prof., Dept. of Arch., School of Science and Technology, Meiji University, Dr.Eng.

^{*2} Taisei Corporation, M.Eng. (Former Grad. Student, Meiji University)

^{*3} Grad. Student, Meiji University

^{*4} Assist. Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

^{*5} Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

Spatial structures are expected to be shelters and aid stations after large earthquake disasters, and required to keep immediate occupancy performance without damages. However, in recent years, damages such as member buckling and falling of ceilings and lightings have occurred in relatively new gymnasiums. In order to solve these damages, introduction of seismic isolation system to spatial structures is cited. Above all, spherical sliding bearing (SSB) has a characteristic its natural period does not depend on the supported weight. Therefore, SSB is considered to be a seismic isolation system suitable for spatial structures consisting of steel members and having light dead load. However, there is no research in which the seismic response behavior of spatial structures supported by SSBs by shaking table tests is investigated. From these backgrounds, the purpose of this study is investigations of seismic response behavior of spatial structures supported by SSBs by shaking table tests. The roof structure for experimental model is the cylindrical lattice arch roof with span for gable direction is 750 mm. The half open angle is 30deg. The arch roof is made of cold rolled steel plates (SPCC) with 0.8 mm thick. The responses of structures are measured with the accelerometers, the motion capture system (VENUS3D-1.7MW made by Nobby Tech), the strain gauges and the laser displacement sensors.

First, the seismic response behavior and the response reduction effects of cylindrical lattice arch roofs supported by SSBs are examined by shaking table tests. Next, the experimental results are compared with the results of finite element analyses. Finally, correspondence between the experimental results and the seismic response evaluation methods under horizontal earthquake motions proposed in previous papers is examined.

From the experimental results, it is concluded as follows.

- 1) In cylindrical latticed arch roofs supported by SSBs, response reduction effects become larger as the accelerations of input earthquake motions increase. In addition, response reduction effects become larger because of the decrease of coefficient of friction due to the increase of bearing stress.
- 2) Responses of cylindrical lattice arch roofs supported by SSBs subjected to horizontal and vertical earthquake motions can be reproduced by the sum of time history responses of each single inputs or SRSS of the maximum responses under each single inputs. In addition, when vertical input acceleration increases downward, bearing stress of SSBs decreases and response reduction effects become smaller.
- 3) It is possible to reproduce the seismic response behavior of cylindrical lattice arch roofs supported by SSBs by the results of numerical analyses using the numerical analysis models with SSB modeled with Multiple Shear Spring (MSS) model.
- 4) It is possible to evaluate the distributions of maximum response accelerations for cylindrical lattice arch roofs supported by SSBs subjected to horizontal earthquake motions by using the equivalent rigidity evaluation methods of isolation layers proposed in ref. 15) and the response acceleration evaluation methods for roofs proposed in ref. 16) or ref. 17).
- 5) In non-isolated models, as the accelerations of input earthquake motions increase, the distributions of experimental values vary, resulting in the shapes of distributions different from those by evaluation methods in previous papers. The reason for disagreement between the results of experiments and those of evaluation methods is that the shapes of distributions of response accelerations on centerline AOA' of experimental values change from the shape with two peaks to that with one peak due to symmetrical mode appearing and finite bending deformations occurring.

(2018年3月8日原稿受理, 2018年6月28日採用決定)