

任意方向地震動を受ける屋根型円筒ラチスシェルの振動実験

VIBRATION TESTS OF CYLINDRICAL LATTICE SHELL ROOFS SUBJECTED TO EARTHQUAKE MOTIONS WITH ARBITRARY DIRECTION

熊谷知彦*, 竹内 徹**, 鈴木 泉***, 小河利行****

*Tomohiko KUMAGAI, Toru TAKEUCHI, Izumi SUZUKI
and Toshiyuki OGAWA*

Seismic response of cylindrical lattice shell roofs with supporting substructures is known to be amplified in vertical direction even under horizontal input, and their amplitude changes along the direction of earthquake motion. However, the seismic response behavior under the inputs in arbitrary direction has not been sufficiently investigated. In this paper, seismic vibration tests are carried out using small scale models with supporting substructure in order to make clear the effects of difference of input direction and relationship between mechanical properties of roofs and substructures on response behavior of shell roofs. It is confirmed that the simple response evaluation methods proposed in previous papers apply to the responses subjected to earthquake motions with arbitrary direction.

Keywords : *Cylindrical lattice shell roof, Vibration test, Seismic response behavior, Input in arbitrary direction, Response evaluation*

屋根型円筒ラチスシェル, 振動実験, 地震応答性状, 任意方向入力, 応答評価

1. 序

屋根型円筒ラチスシェルは, 災害時に避難所として利用される学校体育館を始め, 多くの中規模空間構造に使用されており, その耐震性能の確保は重要な課題の一つとなっている。これらの屋根構造はライズを有するため, 水平地震動に対しても鉛直振動が励起されるが, 現行設計基準では層としての水平荷重しか規定されていないため, その応答を適切に評価できる静的地震荷重の設定が望まれている。

山田ら¹⁾⁻⁶⁾は異なる境界条件の屋根型円筒シェルに関する数多くの研究を行い, その振動性状を詳細に分析している。この一連の研究の中には, スパン方向のみならず桁行方向に地震力を受けた場合の応答性状や静的地震力の提案も含まれている。しかし, 斜め方向を含む任意方向からの入力に対し, どのような影響を受けるのかに関してはまだ明らかにされていない。

筆者ら⁷⁾⁻⁹⁾は支持構造付き屋根型円筒ラチスシェル構造について, 屋根各部の加速度応答を, 屋根逆対称1次モード周期及び屋根を剛体とした1質点系等価周期との比率をパラメータとした水平・鉛直応答増幅率で表現することにより, 一定の精度で簡便に予測できることを示した。この方法は高次モードが卓越する下部構造剛性の高い屋根構造の部材応力に対する精度はやや劣るもの

の, ライズ/スパン比や下部構造剛性に応じた応答増幅率が明確化されており, また現状行われている多層骨組の設計法とも整合するため, 有用性の高い方法のひとつと考えられる。ただし上記応答評価法は主に, CQC法による応答スペクトル解析や時刻歴応答解析と比較することにより検討がなされて来たが, 実験的検証は未だ行われていない。また, 地震入力方向に関してはスパン方向, 桁行方向のみ評価式が提案されているが, 任意方向からの応答評価の検討は十分とは言えない。そこで本研究では屋根型円筒シェルの縮小模型を用いた振動実験を行い, 提案した応答評価法の妥当性の検討を行う。

空間構造の振動実験に関する研究に関して, 半谷ら¹⁰⁾⁻¹²⁾が3方向格子単層スペースフレームについて地震動観測及び振動実験を行い自由振動特性, 座屈性状の把握を行っている。また, 松井ら¹³⁾は下部構造との間に免震装置を組み込んだ大スパンアーチを用いた振動実験を行い, 免震化による応答低減効果について検討している。吉中, 川口¹⁴⁾は小規模なアーチと簡易なMTMD模型を用いた振動台実験により, 振動性状と制振効果を得ている。一方, 屋根型円筒ラチスシェルについては, 谷口, 坂¹⁶⁾がねじ込み接合形式により組み立てられた2層のモデルを対象とし, 固有振動数と減衰の関係について分析を行い, また山田ら¹⁷⁾が固

* 東京工業大学大学院理工学研究科建築学専攻
助教・博士(工学)

** 東京工業大学大学院理工学研究科建築学専攻
准教授・博士(工学)

*** (株)フジタ 修士(工学)
(元 東京工業大学 大学院生)

**** 東京工業大学大学院理工学研究科建築学専攻
教授・工博

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

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

Fujita Corporation, M. Eng.
(Ex-Graduate Student, Tokyo Institute of Technology)

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

有モードを打撃試験により求めている。しかし、地震応答に関しての実施例は少なく、地震波の入力方向や下部構造の影響について確認した例は見られない。

本研究では、振動実験により、屋根型円筒ラチスシェルの自由振動特性及び地震応答性状を確認し、地震波の入力方向、下部構造との固有周期比が屋根面の応答性状に与える影響について分析する。さらに、アーチ方向及び桁行方向入力時の地震応答について、提案されている地震応答評価手法^{7)~9)}との対応を検討し、任意方向入力に対する適用性について検討する。

2. 円筒ラチスシェルの振動実験の概要

2.1 試験体及び実験装置

対象とする実験モデルは写真1及び図1に示す下部構造を有する屋根型円筒ラチスシェルである。下部構造はレール及びスライダーで支持されたフレームで構成されている。屋根構造の試験体は、図2及び表1に示すアーチ方向スパン $L_x=60\text{cm}$ 、桁行方向スパン $L_y=80\text{cm}$ 、半開角 $\theta=30\text{deg.}$ の屋根型円筒ラチスシェルである。試験体は薄板を部材幅 $b=9\text{mm}$ の網目状に切り抜いた後、曲げ加工を施すことにより円筒状に成形し、蝶番により下部構造にピン支持されている。試験体の材料は 0.8mm 厚の冷延鋼板 (SPCC) であり、材料試験結果を表2に示す。以下では、屋根面上のアーチ方向の節点 AOA' を通る円弧を中央線、桁行方向の節点 BOB' を通る線を稜線と呼ぶ。

下部構造の剛性の調節は、下部構造と振動台の間に取り付けられた8本のパネにより行う。妻面の束材は屋根構造に固定され、

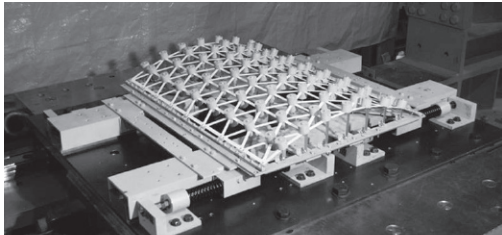


写真1 実験セットアップ

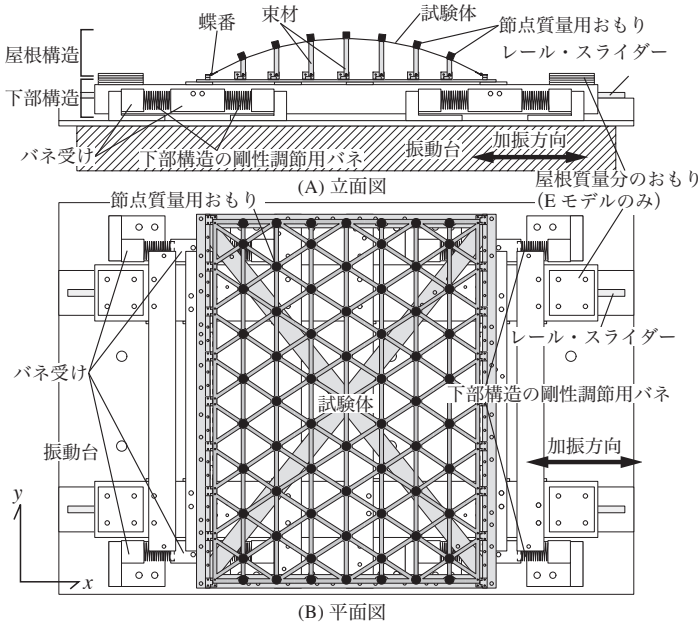


図1 実験装置 (入力角度 $\phi=0\text{deg.}$)

下部構造とは蝶番により2方向にピン支持されている。実験モデルは、屋根構造と下部構造からなるFモデル、屋根構造のみのRモデル、図1に示すように屋根構造と同等の質量を有するおもりを下部構造に上載し、屋根構造を剛と見なし等価1質点系を模したEモデルとする。さらに妻面に束材のあるシェルモデル、束材のないアーチモデルに分類する。地震波の入力方向は屋根構造を下部構造上で回転させることにより変化させる。屋根構造の回転は、下部構造にボルトで締結された屋根構造部分 (図1のグレーで示す部分) を外して回転し、回転後に再度下部構造に締結することにより行う。屋根構造の固有周期を長くし、固定荷重下での応力分布を一樣とするため、シェルモデルでは図3(A)に示す分布で、アーチモデルでは図3(B)に示す一様分布で、屋根面の各節点に真鍮製のおもりを取り付ける。

2.2 載荷計画及び計測計画

表3に実験パラメータを示す。地震波の入力角度 ϕ は 0deg. (アーチ方向)、 90deg. (桁行方向)、 45deg. (斜め方向) とする。入力角度 $\phi=0\text{deg.}$ 時のRモデルの逆対称1波 (O1) モード (図6) の固有周期 T_R に対するEモデルの固有周期 T_{eq} の比である固有周期比 R_T は、シェルモデルでは $0.8, 0.9, 1.8$ 、アーチモデルでは $0.5, 1.0, 1.8$ とする。モデル名は表3右に示すようにFa (モデルタイプ) ϕ (入力角度)- R_T (固有周期比) とする。全屋根質量 M_R に対する全質量 M_{total} の比 R_M は、シェルモデルでは 2.4 、アーチモデルでは 9.5 である。

屋根面の応答は図4に示す計測点において、接線及び法線方向加速度をひずみゲージ型加速度計により、ひずみをラチス材の表裏に1枚ずつ貼られたひずみゲージにより、水平及び上下の絶対変位を非接触画像処理変位計 (以下、MC) により計測する。屋根上の

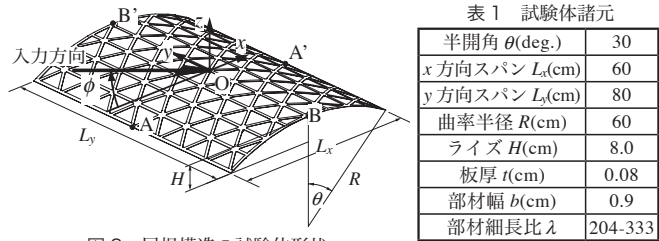


図2 屋根構造の試験体形状

表2 材料の機械的性質					
試験片 (板厚 (mm))	ヤング率 $E(\text{N/mm}^2)$	降伏応力度 $\sigma_y(\text{N/mm}^2)$	引張強さ $\sigma_b(\text{N/mm}^2)$	降伏ひずみ $\epsilon_y(\%)$	降伏比 $YR(\%)$
SPCC(0.84)	203900	190	290	0.30	64.3

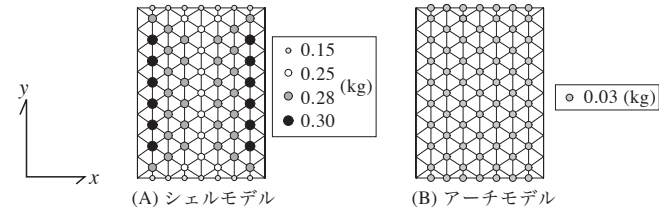


図3 固定荷重分布

表 3 実験パラメータ			モデル名 F s 0 - R _T 1 └ 固有周期比 └ 入力角度φ └ s: シェルモデル └ a: アーチモデル └ F: 下部付きモデル └ R: 屋根モデル └ E: 1 質点系モデル
	シェルモデル	アーチモデル	
入力角度 φ(deg.)	0, 45, 90		
固有周期比 R _T	0, 0.8, 1, 2	0, 0.5, 1, 2	
節点質量 (kg)	0.15-0.3	0.03	
全屋根質量 M _R (kg)	17.87	3.03	
全質量 M _{total} (kg)	43.45	28.61	
質量比 R _M	2.43	9.45	

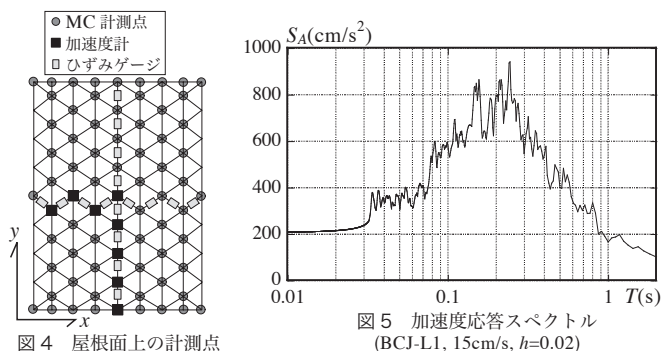


図4 屋根面上の計測点

図5 加速度応答スペクトル (BCJ-L1, 15cm/s, $h=0.02$)

加速度計は、屋根面に沿って設置するため、水平設置状態からの重力加速度方向の変化を測ることで、加速度計の傾斜角を算出しておく。この傾斜角に従い、計測した接線・法線方向加速度を水平・鉛直方向加速度に変換する。非接触画像処理変位計には、VICON 社製光学反射式モーションキャプチャーシステム MX40 を使用する。このシステムにより計測された水平・鉛直方向絶対変位を二階微分することで応答加速度を算出する。また、下部構造の応答は、加速度計により水平加速度を、MC により絶対変位を計測する。入力地震波の加速度、地動絶対変位はそれぞれ加速度計、MC により振動台上において計測する。加振には水平一軸振動台を使用する。入力地震波は時間軸を 1/2 倍にし、最大速度を 15(cm/s) に基準化した人工地震波 BCJ-L1 及び観測地震波 El Centro NS(1940), Hachinohe NS(1968), JMA Kobe NS(1995), Taft EW(1952) の計 5 波とする。図 5 に BCJ-L1 の加速度応答スペクトル (減衰定数 $h=0.02$) を示す。

3. 円筒ラシスシェルの自由振動特性

表 4 に屋根モデルである Rs, Ra モデルの固有周期 T 、減衰定数 h 及び有効質量比 M_e/M_R を、図 6 に固有モード形状を示す。ここで、 M_e は固有モードの有効質量である。モード次数は固有周期の長いモードから 1 次としている。各モードの固有周期は、入力する正弦波の振動数を徐々に変化させるスイープ加振における応答のフーリエ振幅スペクトルの卓越周期として求める。また、固有モード形状及び減衰定数は、各モードの固有周期と同周期の正弦波を、屋根面の応答が安定するまで一定時間入力し、それぞれ入力中の応答及

表 4 屋根モデルの固有モード

モデル名	モード次数	固有周期 T (s)	減衰定数 h (%)	有効質量比 M_e/M_R (%)
Rs0	1 次	0.075	2.0	2.8
	2 次	0.071	6.9	12.7
	3 次	0.066	1.7	4.9
Rs45	1 次	0.077	2.1	0.7
	2 次	0.074	7.0	11.1
	3 次	0.067	1.5	4.7
	4 次	0.046	0.6	-
Rs90	1 次	0.070	3.1	-
	2 次	0.055	2.1	-
	3 次	0.045	0.5	-
Ra0	1 次	0.136	3.8	15.1
	2 次	0.132	3.1	15.8
Ra45	1 次	0.133	1.8	6.4
	2 次	0.091	0.9	6.5
	3 次	0.059	1.0	4.2
Ra90	1 次	0.059	1.0	0.1

(-: 有意な振動モードが計測出来なかった)

び入力後の自由振動から求める。固有モード形状は、MC を用いて計測した変位から求め、モード形状より求まるモードベクトルを用いて有効質量比を算出する。減衰定数 h は、Rs, Ra モデルでは、自由振動時の振幅の絶対値に式 (1) で表される回帰曲線を引くことにより求める。

$$y = a \cdot e^{-h\omega t} \quad (1)$$

ここに、 y は振幅、 a は時間 $t=0$ における振幅、 ω は固有円振動数である。

Rs0 では 0.07s 程度、Rs90 では 0.05s 程度、Ra0 では 0.13s 程度の近接した範囲に複数のモードが計測された。Rs0 の 2 次モードは逆対称 1 波 (O1) モード、3 次モードは逆対称 2 波 (O2) モードであり、Ra0 では 2 次モードに O1 モードが見られる。なお、Rs90 では変形が小さく有意なモード形状が計測出来なかった。斜め方向入力の Rs,a45 モデルでは、Rs,a0, Rs,a90 モデルと同様の固有周期、固有モード形状も見られたが、図 7 に示すように、O 点の変位を伴う非対称のモードが卓越した。これは斜め方向からの入力により、振動の基

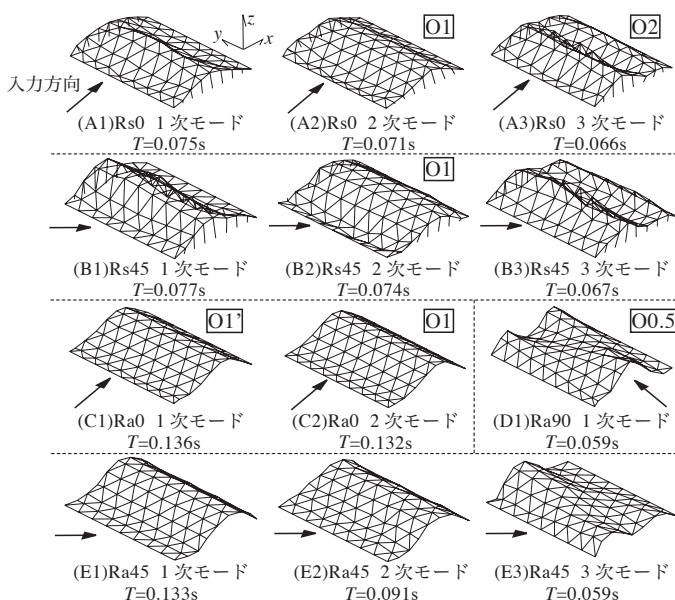


図 6 屋根モデルの固有モード形状

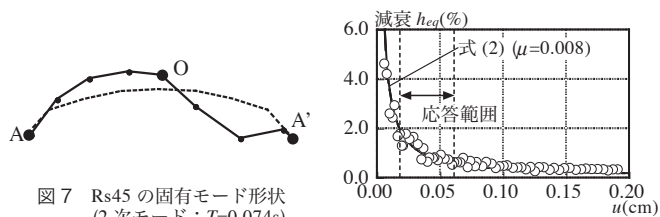


図 7 Rs45 の固有モード形状 (2 次モード: $T=0.074$ s)

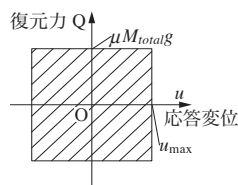


図 8 減衰と応答変位の関係 (Es-Rf0.9)

$$h_{eq} = \frac{1}{4\pi} \left(\frac{\Delta W}{W} \right) = \frac{1}{4\pi} \frac{4u_{max}\mu M_{total}g}{\frac{1}{2}ku_{max}^2} = \frac{2\mu M_{total}g}{\pi k u_{max}} \propto \frac{1}{u_{max}} \quad (2)$$

図 9 減衰定数の振幅依存性 (E モデル)

表 5 E モデルの固有周期、減衰定数

Es モデル	T_{eq} (s)	R_T	h_{eq} (%)	Ea モデル	T_{eq} (s)	R_T	h_{eq} (%)
Rf0.8	0.053	0.75	1.0	Rf0.5	0.066	0.50	2.0
Rf0.9	0.066	0.94	0.9	Rf1	0.126	0.95	1.1
Rf1.8	0.125	1.77	0.6	Rf1.8	0.242	1.84	1.4

減衰定数 h_{eq} は、BCJ-L1 入力時の値

本となるアーチが、試験体に対し斜め方向に形成されるためと考えられる。

次に E(1 質点系) モデルの自由振動特性について検討する。屋根モデルと同様に、固有周期は、スイープ加振における応答のフーリエ振幅スペクトルの卓越周期として求める。減衰定数についても、各モードの固有周期と同周期の正弦波を入力し、入力後の自由振動から求める。しかし、E モデルでは図 8 に示すように、減衰定数 h_{eq} と応答変位 u の関係には明確な振幅依存性が見られた。このことは、図 9 及び式 (2) に示すように、リニアスライダの摩擦減衰により説明ができる。以降、E モデルの減衰定数には各地震波入力時の下部構造の最大応答変位における値 h_{eq} を採用し、式 (3) より算出する。

$$d = \frac{y_1}{y_2} = e^{\frac{2\pi h_{eq}}{\sqrt{1-h_{eq}^2}}} \quad (3)$$

ここに、 d は振幅比、 y_1 は地震応答での最大振幅、 y_2 は自由振動における y_1 の 1 周期後の振幅である。

表 5 に E モデルの固有周期 T 、固有周期比 R_T 及び BCJ-L1 入力時の減衰定数 h_{eq} を示す。BCJ-L1 入力での減衰定数は 1~2% 程度となる。

4. 円筒ラチスシェルの地震応答性状

4.1 屋根モデルの基本地震応答性状

図 10 に Rs0、Ra0 の中央線 AOA' 上節点の最大応答加速度を示す。図には加速度計、MC による実験値と併せて、各モデルの固有モードを用いた応答スペクトル法による応答加速度を示す。MC による加速度値は計測変位から算出する。応答スペクトル法ではモード間の相関を考慮する CQC 法を用いる。鉛直応答加速度分布は、Ra0 では山型、Rs0 では台形となっており、Ra0 では逆対称 1 波 (O1) モードの影響が、Rs0 には O1 モードに加え O2 モードの影響が見られる。水平応答加速度は両モデル共にほぼ一定の値を示す。加速度計による計測値と MC の変位から算出された加速度の差違は比較的小さい。この差違は、加速度計による計測結果を水平・鉛直方向に変換する際の節点回転による加速度計の設置角度の変化に伴う誤差、加速度計と MC 計測点の設置位置のわずかな違いによる応答差などにより発生すると考えられる。CQC 法による応答値は、水平応答及び Rs0 の鉛直応答では実験値と良い対応を示す。ただし、Ra0 の CQC 法による応答値では、O 点で鉛直応答が生じず、AO 間の中間点において過大な応答となり、実験値と相違が見られる。これは CQC 法では考慮されていないモードが実験では出現するためと考えられる。次に、シェル全体の最大応答加速度分布について考察する。図 11 に Rs0、Ra0 の最大応答加速度分布を示す。Rs0、Ra0 共に鉛直応答加速度の分布形状は、稜線 BOB' に対しほぼ対称な分布となる。また、水平応答加速度の分布形状は概ね一定の値を示すが、Rs0 では不規則に、Ra0 では稜線と平行に最大となる領域が現れる。図 12 に Ra0 の最大応答変位を示す。応答加速度と異なり、中央線 AOA' 上節点において CQC 法と実験による応答変位は、良い対応を示す。最大応答変位分布は鉛直、水平共に、桁行方向にほぼ一様な分布となり、逆対称変形を呈している。

4.2 入力方向及び固有周期比が応答性状に与える影響

図 13 に中央線 AO 及び稜線 BO 上節点の加速度応答増幅率を示

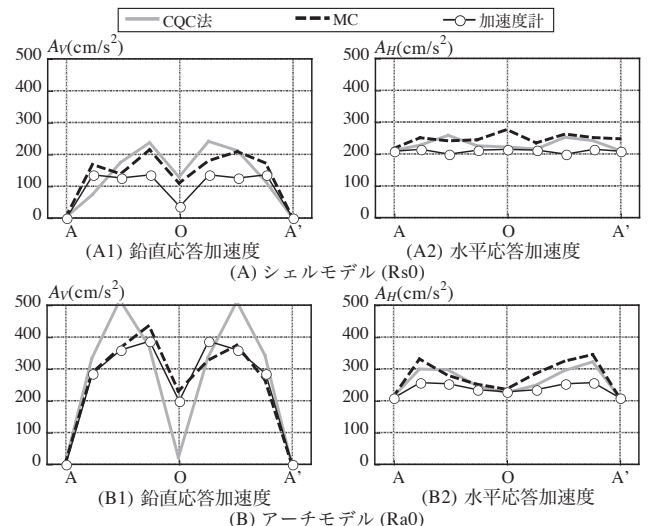


図 10 中央線 AOA' 上の最大応答加速度 ($\phi=0\text{deg.}$, BCJ-L1)

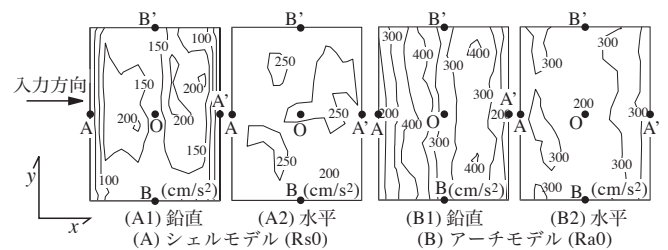


図 11 最大応答加速度分布 ($\phi=0\text{deg.}$, BCJ-L1)

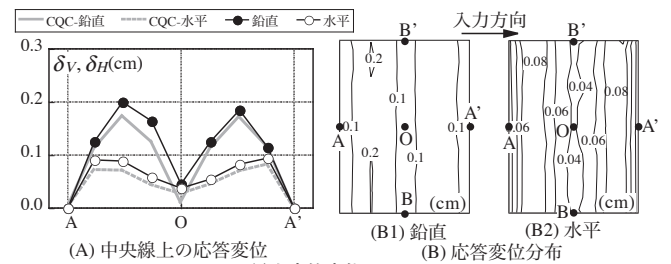


図 12 最大応答変位 (Ra0, BCJ-L1)

す。応答増幅率は最大応答加速度 A_V 、 A_H を E モデルの最大応答加速度 A_{eq} で除して求める ($A_{V,H}/A_{eq}$)。なお、水平方向は地震波の入力方向とする。図 13(A2),(B2) に示す水平増幅率は、中央線 AO 及び稜線 BO 共に全てのモデルでほぼ一定の値となり、入力角度、固有周期比による大きな差違は見られない。一方、図 13(A1),(B1) に示す鉛直増幅率はシェル、アーチモデル共に中央線 AO 上節点では、入力角度 $\phi=0\text{deg.}$ の場合に最大となる。また、入力角度の増加に伴い減少する傾向があり、 $\phi=90\text{deg.}$ の場合に最も小さくなる。また、入力角度 $\phi=0, 45\text{deg.}$ の場合には、固有周期比 $R_T=0.9(\text{Fs}), 1(\text{Fa})$ において下部構造と屋根構造の共振により増幅率は大きくなるが、 $\phi=90\text{deg.}$ では R_T による変化は見られない。シェルモデルにおいて $\phi=0\text{deg.}$ の場合では応答加速度分布に O2 モードの影響が見られるのに対し、 $\phi=45, 90\text{deg.}$ の場合ではその影響が見られない。アーチモデルでは、O1 モードの影響を受けた分布形状であるが、図 13(B1-c1) に示す Fa0-R_T1, Fa45-R_T1 では、下部構造と屋根構造の共振により、屋根構造が大きく変形するため、O 点に変位が生じ、他のモデルとは異なる分布形状となっている。稜線 BO 上において鉛直増幅率は、シェルモデルでは約 0.25 以下で一定となり、鉛直応答加速度は小さいことがわかる。しかし、図 13(A1-c1) に示す

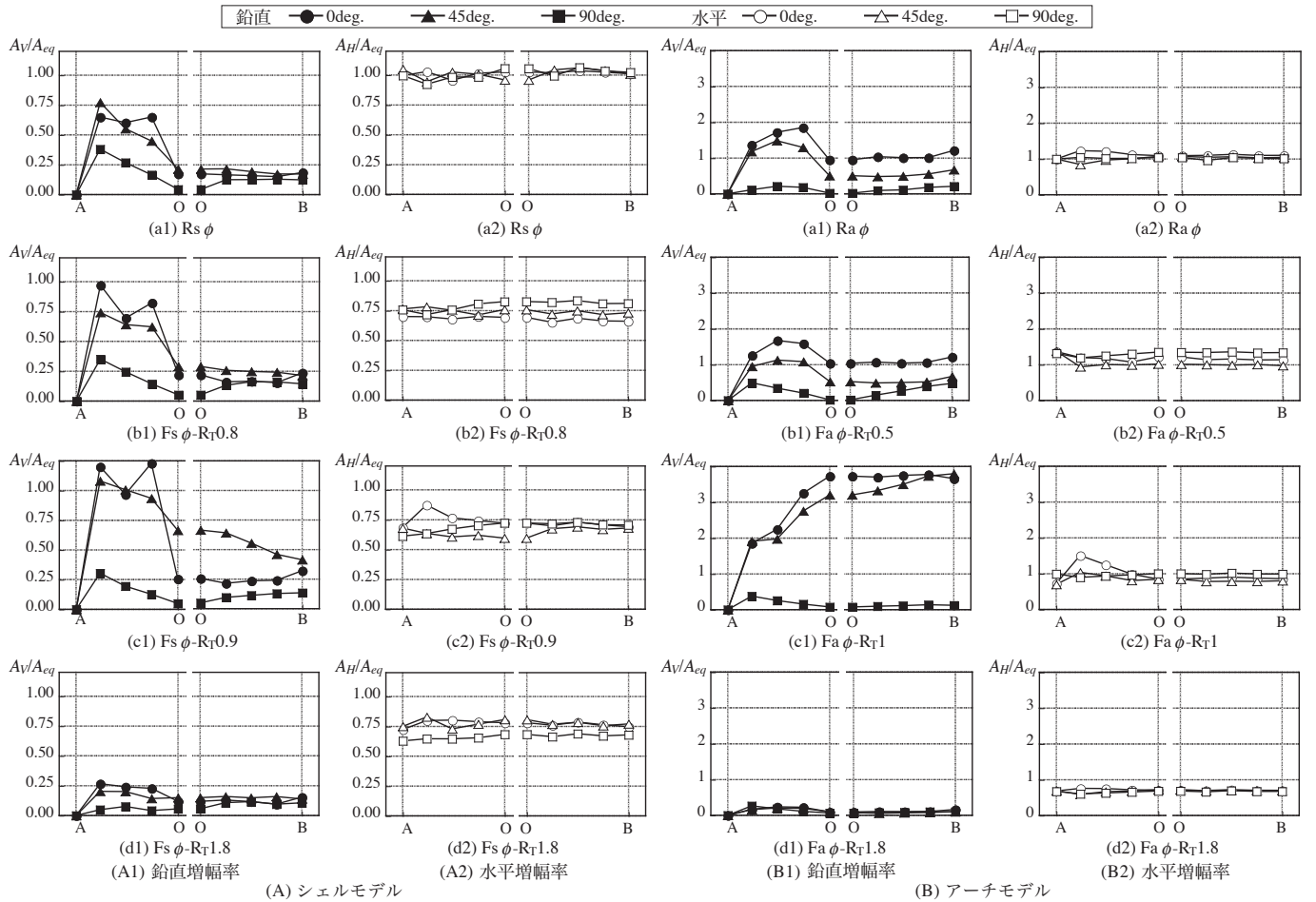


図 13 中央線 AO, 後線 BO 上の加速度応答増幅率 (BCJ-L1)

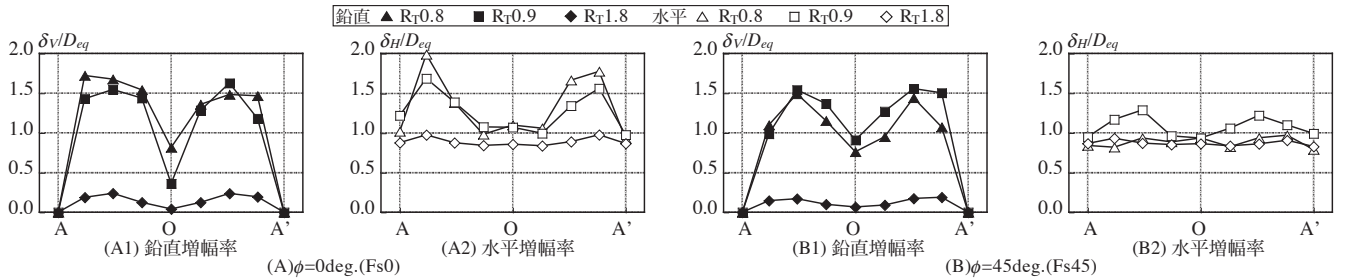


図 14 中央線 AOA' 上の変位応答増幅率 (シェルモデル, BCJ-L1)

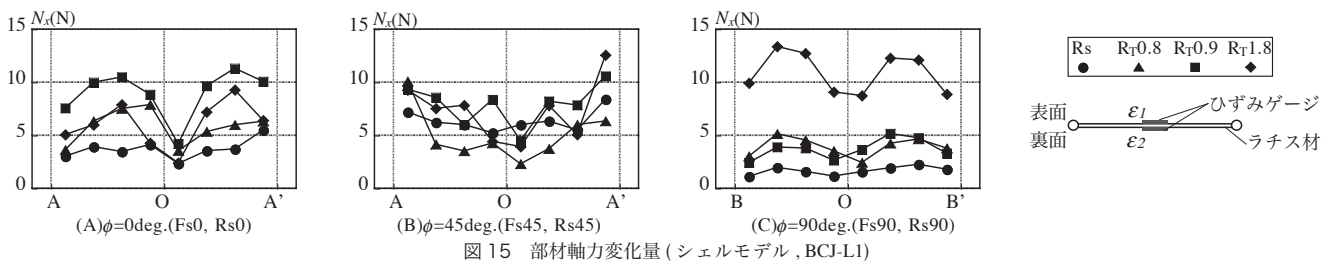


図 15 部材軸力変化量 (シェルモデル, BCJ-L1)

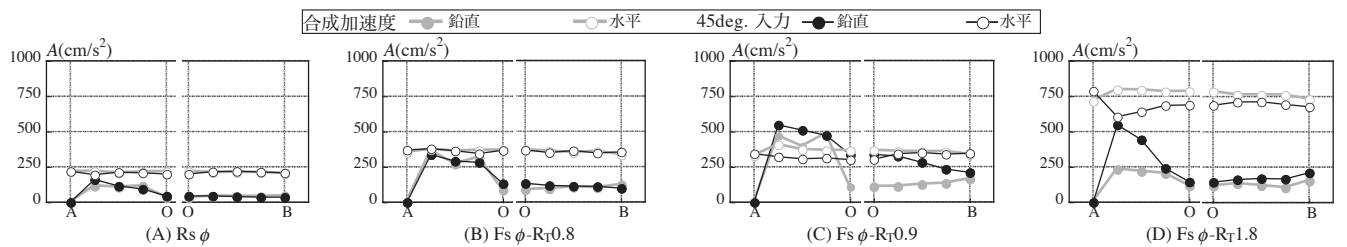


図 16 0, 90deg. 入力による合成加速度と 45deg. 入力の応答加速度 (シェルモデル, BCJ-L1)

Fs45-R_T0.9 では、増幅率が他のモデルに比べ大きく、O 点で最大となる。これは下部構造と屋根構造の固有周期が近いことにより、図 7 に示すような O 点が振動するモードが励起するためである。アーチモデルの鉛直増幅率は、中央線 AO 上と同様に、入力角度 ϕ の増加に伴い減少する傾向が見られる。なお、アーチモデルではシェルモデルより応答増幅率が大きい、これはアーチモデルの質量比 R_M がシェルモデルより大きいためである。

図 14 にシェルモデルの入力角度 $\phi=0, 45\text{deg.}$ における中央線 AOA' 上の変位応答増幅率を示す。変位応答増幅率は、下部構造による変位を含めた屋根構造の最大応答変位 δ_V, δ_H を、E モデルの最大応答変位 D_{eq} で除して求める ($\delta_{V,H}/D_{eq}$)。なお、水平応答変位は地震波の入力方向の水平変位とする。 $R_T=0.8, 0.9$ のモデルでは鉛直、水平方向共に、入力角度によらず同程度の応答増幅率となるが、固有周期比の大きな $R_T=1.8$ のモデルでは加速度応答増幅率と同様に変位応答増幅率も小さい。応答変位分布では応答加速度分布と異なり、 $\phi=0, 45\text{deg.}$ 共に O1 モードの分布となるが、 $\phi=0\text{deg.}$ に対し $\phi=45\text{deg.}$ では O 点の鉛直応答増幅率が大きく、応答加速度と同様に O 点が振動するモードの影響が見られる。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量について検討する。部材軸力変化量 N_x は式 (4) により求める。

$$N_x = \frac{(\varepsilon_1 + \varepsilon_2)}{2} EA \quad (4)$$

図 15 にシェルモデルの部材軸力変化量を示す。 $\phi=0, 45\text{deg.}$ では中央線 AOA' 上、 $\phi=90\text{deg.}$ では稜線 BOB' 上の部材について示す。鉛直加速度増幅率の大きい $\phi=0\text{deg.}$ の $R_T=0.8, 0.9$ のモデルでは、O 点両側の部材において非対称性が見られる。また、 $\phi=0, 90\text{deg.}$ では軸力変化量は AO(BO) の中間で最大となるが、 $\phi=45\text{deg.}$ では境界部の部材が最大となる分布を示す。

次に任意方向入力に対する各節点の応答加速度を、入力角度 $\phi=0, 90\text{deg.}$ の応答の組み合わせにより評価する事を試みる。屋根面上の節点 i における、任意方向入力に対する応答加速度 $A_{V\phi}^i, A_{H\phi}^i$ を、 $\phi=0, 90\text{deg.}$ の実験から得られた応答加速度を用いて、次式より求める。

$$\text{鉛直方向: } A_{V\phi}^i = |A_{V0}^i| \cos \phi + |A_{V90}^i| \sin \phi \quad (5)$$

$$\text{水平 } x \text{ 方向: } A_{Hx\phi}^i = |A_{H0}^i| \cos \phi \quad (6)$$

$$\text{水平 } y \text{ 方向: } A_{Hy\phi}^i = |A_{H90}^i| \sin \phi \quad (7)$$

$$\text{水平入力方向: } A_{H\phi}^i = \sqrt{(|A_{Hx\phi}^i| \cos \phi)^2 + (|A_{Hy\phi}^i| \sin \phi)^2} \quad (8)$$

図 16 に中央線 AO、稜線 BO 上節点における、合成による加速度と Rs45, Fs45 モデルの実験による応答加速度を示す。水平応答加速度は概ね良い対応を示す。鉛直応答加速度は、 $R_T=0.9$ のモデルでは稜線 BO 上において、O 点の振動するモードの影響により相違が見られるが、他の節点においては合成による加速度と $\phi=45\text{deg.}$ の実験値は良い対応を示す。以上より、入力角度 $\phi=0, 90\text{deg.}$ の応答の組み合わせにより、任意方向入力に対しての応答は概ね評価可能と考えられる。

5. 既往の地震応答評価手法との対応

以上、実験により得られた結果と、既報 7)~9) において提案され

ている地震応答評価手法との対応を検討する。E モデルの最大応答加速度 A_{eq} に対する屋根面上の最大応答加速度の比を応答増幅率 F_R とし、既報 7),9) に従い次式のように定義する。

$$\text{鉛直: } F_{RV} = A_{Vmax}/A_{eq} C_V \theta \quad (9)$$

$$\text{水平: } F_{RH} = A_{Hmax}/A_{eq} \quad (10)$$

ここで、 C_V は半開角に関する定数であり $C_V=1.33$ (0deg.), 0.90 (90deg.), θ は半開角 (rad) である。 A_{Vmax} は屋根面の最大鉛直応答加速度、 A_{Hmax} は地震波入力方向の最大水平応答加速度である。既報 7)~9) における、質量比 R_M による補正を考慮した応答増幅率評価式を式 (11)~(17) に示す。

a) $\phi=0\text{deg.}$ (シェル, アーチモデル)

$$\text{鉛直: } F_{RV0} = \begin{cases} 3 & (0 < R_T \leq 5/16) \\ \sqrt{5/R_T} - 1 & (5/16 < R_T \leq 5) \\ 0 & (5 < R_T) \end{cases} \quad (11)$$

$$\text{水平: } F_{RH0} = \begin{cases} 3/2 & (0 < R_T \leq 1/4) \\ (\sqrt{1/R_T} + 1)/2 & (1/4 < R_T \leq 1) \\ 1 & (1 < R_T) \end{cases} \quad (12)$$

・ $R_T=1.0$ 付近の共振を考慮した補正式

$$\text{鉛直: } F'_{RV0} = \sqrt{F_{RV0}^2 + \frac{1}{(1 - R_T^2)^2 + (1/R_M)}} \quad (13)$$

$$\text{水平: } F'_{RH0} = \sqrt{F_{RH0}^2 + \frac{1}{(1 - R_T^2)^2 + (1/R_M)^\theta}} \quad (14)$$

b) $\phi=90\text{deg.}$

$$\text{(シェルモデル)} \quad \text{鉛直: } F_{RV0} = \begin{cases} 3 & (0 < R_T \leq 3/16) \\ \sqrt{3/R_T} - 1 & (3/16 < R_T \leq 3) \\ 0 & (3 < R_T) \end{cases} \quad (15)$$

$$\text{(アーチモデル)} \quad \text{鉛直: } F_{RV90} = \begin{cases} 3 & (0 < R_T \leq 5/16) \\ \sqrt{5/R_T} - 1 & (5/16 < R_T \leq 5) \\ 0 & (5 < R_T) \end{cases} \quad (16)$$

$$\text{(シェル, アーチモデル)} \quad \text{水平: } F_{RH90} = \begin{cases} 5/2 & (0 < R_T \leq 8/25) \\ \sqrt{2/R_T} & (8/25 < R_T \leq 2) \\ 1 & (2 < R_T) \end{cases} \quad (17)$$

前節までは、固有周期比 R_T を求める際、Rs0, Ra0 の固有周期を一律に用いていたが、ここでは既報 9) に従い、Fs90 モデルでは Rs90 の 2 次モード、Fa90 モデルでは Ra90 の 1 次モードを屋根構造の固有周期 T_R とし、固有周期比 R_T を求める。図 17 に BCJ-L1 入力時の Fs,a0, Fs,a90 モデルの応答増幅率 F_R と固有周期比 R_T の関係を示す。応答増幅率評価式と併せて示す。全体的な傾向は概ね既提案式との対応が見られる。屋根モデル ($R_T=0$) においては、図 17(B1) の Fa0 モデルを除き、増幅が見られない。これは、図 5 に示すように $T < 0.08\text{s}$ の短周期において、振動台の性能上、入力地震波の加速度の短周期成分が十分に再現されないためである。アーチモデルの $R_T=1$ 付近では、4.2 節で述べた屋根構造が大きく変形することにより、提案評価法より過大な共振応答が生じている。図 18 に各入力地震波における実験値と評価法の応答増幅率の比較を示す。ややばらつきが見られるものの、概ね良い対応を示す。

次に評価法と実験による屋根各部の応答加速度の比較を行う。既往の地震応答評価手法^{7),9)} において、シェルモデルの屋根面上の応答加速度分布の予測式は応答増幅率 F_R を用いて下式のように提案されている。

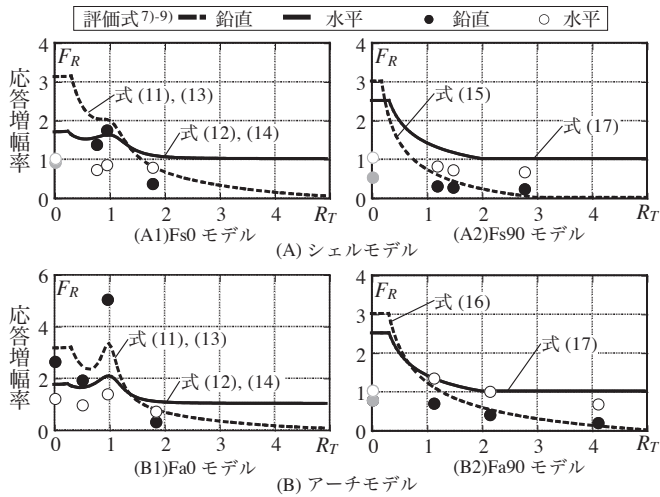


図 17 応答増幅率と固有周期比 R_T の関係 ($\phi=0, 90\text{deg.}$, BCJ-L1)

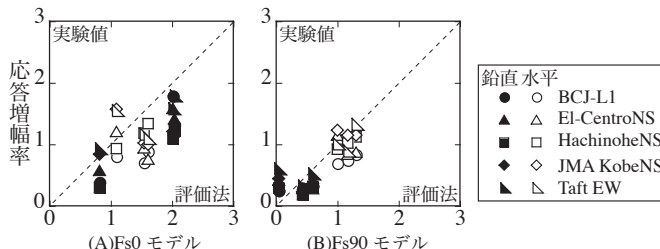


図 18 各入力地震波の実験値と評価法の応答増幅率の比較

$$\phi=0\text{deg. 鉛直: } A_{RV}(x,y) = A_{eq} F_{RV} C_V \theta \sin \pi \left(\frac{2x}{L_x} \right) \cos \pi \left(\frac{y}{L_y} \right) \quad (18)$$

$$\text{水平: } A_{RH}(x,y) = A_{eq} \left\{ 1 + (F_{RH} - 1) \cos \pi \left(\frac{x}{L_x} \right) \cos \pi \left(\frac{y}{L_y} \right) \right\} \quad (19)$$

$$\phi=90\text{deg. 鉛直: } A_{RV}(x,y) = A_{eq} F_{RV} C_V \theta \sin \pi \left(\frac{2y}{L_y} \right) \cos \pi \left(\frac{x}{L_x} \right) \quad (20)$$

$$\text{水平: } A_{RH}(x,y) = A_{eq} \left\{ 1 + (F_{RH} - 1) \cos \pi \left(\frac{x}{L_x} \right) \right\} \quad (21)$$

ここで、 L_x はアーチ方向スパン、 L_y は桁行方向スパン、 x, y はそれぞれ図 1 に示す屋根面上の x, y 座標である。図 19 に屋根面上の全節点の応答加速度の比較を、図 20 に Fs0-R_T0.9、Fs45-R_T0.9 の最大鉛直応答加速度分布を示す。図 19(A3)、図 20(B) に示す Fs45 モデルの評価法は、Fs0、Fs90 モデルの評価法を式 (5)~(8) により合成して作成する。図 19(B1)~(D1) に示す $\phi=0\text{deg.}$ のモデルにおいて、評価法と実験値は概ね良い対応を示すが、図 18(A1)~(A3) に示す $R_T=0.9$ のモデルにおいては鉛直応答が入力角度によらず、やや危険側となる。これは図 20 に示すように、実験では鉛直応答加速度が境界部から急激に増大する分布となるためである。分布の関数が若干異なるため、節点同士を比較した際に相違が生じるが、全体の分布形状は概ね対応しており、応答加速度分布は再現できている。一方、 $\phi=45\text{deg.}$ のモデルについては、4.2 節で述べたように、 $\phi=0, 90\text{deg.}$ を合成することで、他方向と同程度に評価可能であることが、図 19(A3)、図 20(B) よりわかる。

6. 結

下部構造を有する屋根型円筒ラチスシェルの縮小模型を用いて振動実験を行い、地震動の入力方向、下部構造の剛性の変化、妻面の束材の有無が屋根面の応答に与える影響について分析を行い、既往

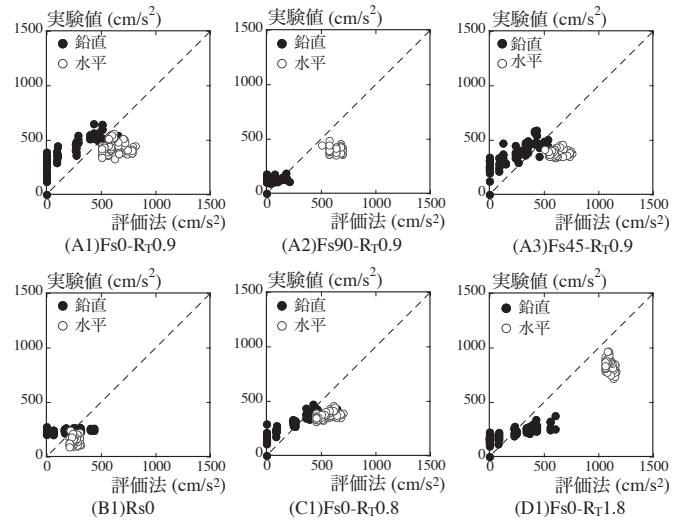


図 19 応答加速度の評価法との比較 (シェルモデル, BCJ-L1)

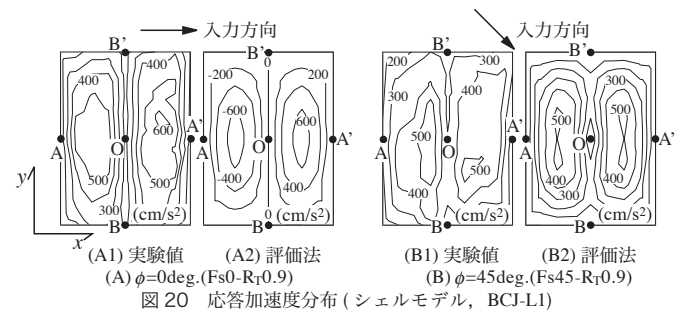


図 20 応答加速度分布 (シェルモデル, BCJ-L1)

の地震応答評価手法との比較を行った。得られた知見を以下に示す。

- 1) 屋根型円筒シェルは、斜め 45° 方向入力に対して、O 点の変位を伴うモードが卓越し、他方向入力と異なり稜線上においても鉛直応答加速度を生じる。
- 2) 任意方向からの地震動を受ける円筒シェルでは、鉛直加速度応答増幅率はアーチ方向入力で最大となる。下部構造との共振が起こるモデルでは、稜線上においては斜め方向入力の際に最大となる。また、水平加速度応答増幅率は入力方向の影響をあまり受けない。
- 3) 下部構造と屋根構造の固有周期が近く、共振が起こるモデルでは、鉛直加速度応答増幅率が増大する。束材のないモデルでは大変形を起こし、他のモデルとは異なる鉛直加速度応答増幅率の分布形状となる。
- 4) 下部構造を有する屋根型円筒シェルの屋根面の応答加速度増幅率及び応答加速度は、既往の地震応答評価手法により、概ね評価可能である。また斜め 45° 方向入力に対する応答は、アーチ方向入力及び桁行方向入力の評価式を組み合わせることで、他方向と同程度の精度で評価可能である。

なお、今回行った検討は、限られたモデル及び方向によるものであり、異なる平面形状を持つモデルや、塑性化の考慮については今後の課題とする。

謝辞

本研究の一部は、平成 19 年度科学研究費補助金基盤研究 (B) (課題番号: 19360247)、平成 18 年度科学研究費補助金若手研究 (B) (課題番号: 18760414) によるものであり、文部科学省 21 世紀 COE プログラム整備施設を用いて実施された。ここに謝意を表します。

参考文献

- 1) 竹内明子, 山田聖志, 多田敬幸: 単層円筒ラチスシェル屋根を有する鋼構造物の地震応答性状, 鋼構造論文集, 第6巻第23号, pp.91-98, 1999.9
- 2) 山田聖志, 廣澤孝明, 安田勝範: 単層屋根型円筒ラチス構造の地震時の水平反力特性, 日本建築学会大会学術講演梗概集(東北), B-1分冊, pp.925-926, 2000.9
- 3) 山田聖志, 廣澤孝明: 単層屋根型円筒ラチス構造の地震時応答特性の分析, 日本建築学会大会学術講演梗概集(関東), B-1分冊, pp.807-808, 2001.9
- 4) 山田聖志, 廣澤孝明, 近田純生, 松本幸大: 屋根型円筒ラチスシェルの振動性状と静的地震荷重 その1～その2, 日本建築学会大会学術講演梗概集(北陸), B-1分冊, pp.795-798, 2002.8
- 5) 山田聖志, 松本幸大, 加藤史郎: 屋根型単層円筒ラチスの地震動による応答性状と静的地震荷重に関する考察, 鋼構造論文集, 第11巻第41号, pp.33-46, 2004.3
- 6) 山田聖志, 松本幸大: 屋根型単層円筒ラチスシェルの静的地震荷重に関する考察, 日本建築学会大会学術講演梗概集(北海道), B-1分冊, pp.869-870, 2004.8
- 7) 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
- 8) 竹内 徹, 熊谷知彦, 調 浩朗, 小河利行: 多層架構で支持されたラチスシェル構造の地震応答評価, 日本建築学会構造系論文集, 第619号, pp.97-104, 2007.9
- 9) 鈴木 泉, 竹内 徹, 小河利行, 熊谷知彦: 桁行き方向に地震動を受ける支持架構付き屋根型円筒シェルの地震応答評価, 日本建築学会大会学術講演梗概集(関東), B-1分冊, pp.753-754, 2006.9
- 10) 田波徹行, 半谷裕彦: 単層スペースフレームの振動特性に関する研究 その1 地震観測と自由振動実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集(北海道), B分冊, pp.277-278, 1986.8
- 11) 田波徹行, 本間靖章, 半谷裕彦: 単層スペースフレームの振動特性に関する研究 その2 部材にバネを用いたモデルによる上下振動実験, 日本建築学会学術講演梗概集(近畿), B分冊, pp.1309-1310, 1987.10
- 12) 田波徹行, 瀧 論, 半谷裕彦: 単層スペースフレームの振動特性に関する研究 その3 上下動加振による座屈実験, 日本建築学会学術講演梗概集(九州), B分冊, pp.1271-1272, 1989.10
- 13) 松井徹哉, 水野啓示朗, 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
- 14) 吉中 進, 川口健一: 分散型MTMDによる大スパン建築構造の振動制御に関する研究 -アーチモデルを用いた振動台実験-, 日本建築学会構造系論文集, 第621号, pp.73-80, 2007.11
- 15) 鈴木 泉, 牛渡ふみ, 山下拓三, 熊谷知彦, 竹内 徹, 小河利行: アーチ構造物の地震応答に関する模型実験 その1～その2, 日本建築学会学術講演梗概集(九州), B-1分冊, pp.785-788, 2007.8
- 16) 谷口与史也, 坂 壽二: 二層屋根型円筒ラチスシェルの自由振動実験, 日本建築学会構造系論文集, 第570号, pp.123-128, 2003.8
- 17) 河相成樹, 山田聖志, 田口 孝: 屋根型円筒ラチスシェルの実験モード解析, 日本建築学会学術講演梗概集(北海道), B-1分冊, pp.633-634, 1995.8

(2008年4月10日原稿受理, 2008年7月29日採用決定)