ライズの高い支持架構付き円筒ラチスシェルの地震応答評価 RESPONSE EVALUATION OF HIGH-RISE CYLINDRICAL LATTICE SHELL ROOFS WITH SUPPORTING SUBSTRUCTURES

竹内 徹^{*1}, 渡辺 覚^{*2}, 熊谷知彦^{*3}, 小河利行^{*4}
Toru TAKEUCHI, Satoru WATANABE, Tomohiko KUMAGAI
and Toshiyuki OGAWA

Seismic response of cylindrical lattice shell roofs are known to be affected by its rise and supporting substructures. The authors have proposed simple method for estimating response of such shell roofs using amplification factors, however, that does not cover high-rise shell roofs. In this paper, simple response evaluation method for lattice shell roofs with high-rise proportions supported by various stiffness of substructures is proposed using continuous approach as the previous studies including those for high-rise domes, and their validities are discussed against response spectrum analyses based on CQC method.

Keywords : Cylindrical Lattice Shell, Seismic Response Evaluation, High-rise, Response Spectrum Analysis, CQC method

円筒ラチスシェル, 地震応答評価, 高ライズ, 応答スペクトル法, CQC 法

1. 序

屋根型円筒ラチスシェルは学校体育館をはじめ展示場やスポーツ施設など多くの中規模空間構造に使用されており, 災害時には避難所として利用される等, 内装材も含めた耐震性能の確保が重要な課題となる。これらの屋根架構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ため, その地震応答を既往の重層構造物を対象とした設計用水平荷重に従って評価することは妥当ではない。円筒ラチスシェルおよびアーチ構造物では梁間方向の水平地震入力に対し, 鉛直振動を伴う多くの振動モードが現れ, さらにそれらが支持架構の動的特性によりさまざまに励起されるため, 単純な重層モデルの設計用せん断力を水平に加えるだけではその応答を表現することができない。

これらの課題に対し, 過去に行われた多くの研究¹⁾⁻¹⁵⁾では山田聖志らを中心に静的地震荷重の設定や時刻歴応答解析結果を簡便に予測する様々な手法が提案されているが, その多くは低ライズの屋根を対象としている。高ライズの屋根を対象とした研究として, 加藤, 向山ら^{10), 11)}は半開角 60°~120°の高ライズ単層ラチスドームについて固有値解析および時刻歴応答解析による分析から等価な静的地震力についての提案を行っている。また, 筆者ら¹⁵⁾は半開角 30°~90°の異なる網目形状, 支持架構を有するラチスドームに対し, 固有値解析や応答スペクトル法による分析, 単純アーチモデルの応答理論解を参照して低ライズドームから高ライズドームまで連続的に定義された静的荷重の設定法を提案している。このように高ライズド

ームを対象とした静的地震荷重の設定法についての研究は行われているが, 高ライズ円筒ラチスシェルを対象としたものは見当たらない。筆者ら¹²⁾⁻¹⁴⁾は下部構造で支持された円筒ラチスシェルおよびドームについて, 屋根部の面外剛性がある程度以上確保されれば卓越モードが数種類に集約されることを明らかにし, 下部支持構造との剛性比および質量比の係数を用いて屋根各部の応答加速度をある程度の精度で簡便な式で表現することが可能であることを示した。ただし, 対象とした円筒ラチスシェルは半開角が 20°~40°(ライズ/スパン比 0.18~0.36)に限られており, これ以上高ライズの円筒シェルについての適用性は確認されていない。

そこで本研究では竹内, 小河ら^{13), 14)}による低ライズドームおよび円筒シェルに関する研究および竹内, 熊谷ら¹⁵⁾による高ライズドームに関する研究を応用し, 支持架構付き高ライズ円筒ラチスシェルおよびアーチ構造の梁間方向の地震入力に対する応答を弾性範囲において評価する手法を誘導すると共に, その精度を確認することを目的とする。まず半開角 30°~90°の円筒シェルおよびアーチの屋根モデルの振動モードを固有値解析や応答スペクトル法により分析し, 2 質点アーチモデルの応答理論解を参照して応答増幅率の設定を行う。この際, 屋根面の加速度分布関数の表現に極座標を導入する。続いて下部構造の剛性を変化させることによる屋根構造の卓越モードおよび最大応答の変化を調査する。以上により下部構造による増幅効果を考慮し, 低ライズから連続的に定義された高ライズの静的荷重の設定を試みる。

*1 東京工業大学建築学専攻 教授・博士(工学)

*2 東京工業大学建築学専攻 大学院生

*3 東京工業大学建築学専攻 助教・博士(工学)

*4 東京工業大学建築学専攻 教授・工博

Prof., Dept. of Arch. And Building Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.
Graduate Student, Dept. of Arch. And Building Eng., Tokyo Institute of Technology
Assist. Prof., Dept. of Arch. And Building Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.
Prof., Dept. of Arch. And Building Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

2. 検討モデル

検討モデルは図1に示すような学校体育館規模の屋根型円筒シェルおよび円筒アーチである。節点A, O, A'を通る円弧を中央線と呼ぶ。屋根架構の半開角 θ は30°~90°まで10°刻みの7種とする。構成部材は全て円形鋼管とし、固定荷重は屋根荷重1.18kN/m²、壁荷重で0.98kN/m²とする。屋根架構は固定荷重のみを受ける時の部材応力がほぼ一様になるよう設計する。支持架構は、ベースシア係数 $C_0=0.3$ (Z, R, A=1.0)のせん断力、および屋根架構の固定荷重相当の軸力に対して弾性範囲とし、層間変形角が1/200以下となるよう設計する。各モデル間でラチス材の部材長の差を小さくするため、部材長が400mm以下となるよう開角方向分割数を決定する。表1に形状諸元、表2に部材諸元、表3に屋根架構の節点数および部材数を示す。屋根架構だけで構成されるシェル、アーチ屋根モデル(RS, RA)と支持架構を有するモデルを用いる。後者には、上記のように決定した非剛床モデル(FS, FA)と、支持架構の妻面梁、桁行梁を剛梁に置換し水平ブレースを設け、支持架構の梁の変形による屋根架構の地震応答への影響を無くした剛床モデル(FSf, FAf)を設定する。

RSモデルでは四隅の支持点をピン支持、それ以外の周辺節点は辺直方向ローラー支持とし、RAモデルでは桁行方向の節点をピン支持、妻面節点は自由としている。支持架構付きモデルでは、柱脚を固定支持、屋根架構と支持架構の間はピン接合とする。それぞれ弾性範囲で設計した柱を基準に曲げ剛性を0.01, 0.1, 1, 10, 100倍の5通りに設定することで支持架構の固有周期を変化させる。

3. 屋根モデルの応答特性

固定荷重による幾何非線形性を考慮した固有値解析を行う。RS30, 60, 90, RA30, 60, 90の卓越固有モードを、有効質量比および固有周

図1 解析モデル

表1 形状諸元

半開角 $\theta(^{\circ})$	30	40	50	60	70	80	90
梁間スパン L_x (m)	36.0						
桁行スパン L_y (m)	48.0						
曲率半径 R (m)	36.0	28.0	23.5	20.8	19.2	18.3	18.0
ライズ H_R (m)	4.82	6.55	8.39	10.4	12.6	15.1	18.0
支持柱長さ H_S (m)	6.0						

表3 屋根架構節点数および部材数

半開角 $\theta(^{\circ})$	30,40	50	60,70	80,90
節点数	RS 185	245	255	373
	RA 175	229	337	
部材数	RS 496	664	686	1016
	RA 474	628	936	
開角方向分割数	6	8	12	

表2 部材諸元

半開角 $\theta(^{\circ})$	外径 D (mm)	厚さ t (mm)	断面積 A (mm ²)	断面二次 モーメント $I(\times 10^4 \text{mm}^4)$	ヤング係数 E (N/mm ²)
ラチス材	165.2	4.0 6.0 8.0	2027 3001 3951	658 952 1224	205000
表面アーチ	558.8	19	32200	117500	
表面梁	355.6	11	11900	17695	
桁行梁	1016	3.0	92900	1130352	
東材 風受け材	30-70 80,90	6.0 7.9	5890 7709	719 930	

期と併せて図2に示す。半開角の増加に伴い、円筒シェルRSモデル、円筒アーチRAモデルともに逆対称1波モード(O1)の有効質量比が増加する。図3にRS, RAモデルの逆対称1波モード固有周期を示す。半開角 θ が30°~60°までの範囲ではRSモデルとRAモデルは同程度の固有周期となるが、 $\theta=60^{\circ}$ 以上の範囲では半開角の増加に伴ってRAモデルの固有周期が増加しているのに対し、RSモデルではあまり増加しない。以上より高ライズの範囲では円筒シェルと円筒アーチは異なる振動特性を持つことがわかる。

次に、地震応答解析を行い、地震応答特性にモデル形状・半開角が与える影響を分析する。解析方法は、モード間の相関を考慮するCQC法を用いた応答スペクトル法とする。本研究ではCQC法で採用すべき振動モードの有効質量比和を既論文¹⁴⁾を参考に98%以上とする。入力地震波の応答スペクトルには図4に示すBRI-L1^{16), 17)}を用いる。

図5にCQC法より得られる水平・鉛直応答加速度増幅率と θ との関係を既論文¹²⁾で提案されている次式の応答増幅率 $F_{H,V}$ と併せて示す。

図2 半開角の変化と卓越モード

図3 O1モード固有周期

図4 加速度応答スペクトル

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

$$F_V = \begin{cases} 3C_v\theta & (0 < R_T \leq 5/16) \\ (\sqrt{5/R_T} - 1)C_v\theta & (5/16 < R_T \leq 5) \\ 0 & (5 < R_T) \end{cases} \quad (2)$$

ただし、 $C_v=1.33$ である。周期比 $R_T=T_{eq}/T_R$ 、 T_{eq} は屋根部を質点に置換した 1 質点系での等価固有周期、 T_R は屋根モデル逆対称 1 波モードの固有周期である。

式(1),(2)において支持架構の無い屋根モデルでは R_T は 0 であり、 F_H は 3/2 で一定、 F_V は $3C_v\theta$ で θ と比例関係となる。しかし図 5 を見ると、CQC 解析値は半開角 40° 以上では式(1),(2)より外れ、水平応答増幅率 F_H は一定値を超えて増大し、円筒アーチ RA の鉛直応答増幅率 F_V は半開角 60° 以上の範囲において半開角の増加に伴い減少する。これらの傾向は既論文¹⁵⁾の高ライズドームにおいても確認されている。一方、円筒シェル RS の鉛直応答増幅率 F_V はドームとは異なり半開角の増加に伴い増加する傾向を示す。そこで既論文^{14), 15)}を参照し、簡易アーチモデルを用いて応答増幅率を誘導することを試みる。

円筒シェルおよび円筒アーチを図 6 に示すような 2 質点の線形モデルに置換して水平応答増幅率および鉛直応答増幅率を誘導する。各部材の軸変形は無いものとし、各節点で回転バネを有するものとする、既論文¹⁴⁾より水平・鉛直応答増幅率として次式が得られる。

$$\frac{(a_R)_x}{S_{Ag}} = \sqrt{\left(3\beta_{R1}u \sin \frac{3}{4}\theta\right)^2 + \left(I_x \cdot \frac{M_{R2}}{M_{R1}}\right)^2} \quad (3)$$

$$= \sqrt{10 \sin^4 \frac{3}{4}\theta - 2 \sin^2 \frac{3}{4}\theta + 1}$$

$$\frac{(a_R)_y}{S_{Ag}} = \sqrt{\left(3\beta_{R1}u \sin \frac{3}{4}\theta\right)^2 + 0} = 3 \sin \frac{3}{4}\theta \cdot \cos \frac{3}{4}\theta \quad (4)$$

ここに、 a_R は屋根部の応答加速度ベクトル、 S_{Ag} は最大入力加速度、 u は逆対称 1 波モードの固有ベクトルの要素、 β_{R1} は水平入力に対する曲げ変形モードの刺激係数、 M_R は全有効質量、 M_{R1} は曲げ変形モードの有効質量、 M_{R2} は M_{R1} を除いた残りの有効質量であり、 $M_{R2}=M_R-M_{R1}$ である。

式(3),(4)を参考にして応答増幅率近似式を以下のように設定する。

水平方向：

$$\frac{(a_R)_x}{S_{Ag}} \approx C_{H(\theta)} = C_1 \sin^2 3\theta/4 - C_2 \sin 3\theta/4 + C_3 \quad (5)$$

鉛直方向(円筒アーチ)：

$$\frac{(a_R)_y}{S_{Ag}} \approx C_{V(\theta)} = C_4 \sin 3\theta/4 \cdot \cos 3\theta/4 \quad (6)$$

ここで、 $C_1=4.00$ 、 $C_2=1.33$ 、 $C_3=1.50$ 、 $C_4=6.00$ である。

図 5 中に式(5)、(6)の値を加えて示す。水平応答増幅率 F_H は式(5)により円筒シェル、円筒アーチともにその傾向を表現できている。また、鉛直応答増幅率 F_V は式(6)により円筒アーチの傾向を捉えられているが、円筒シェルでは高ライズ領域で増加する傾向を表現できていない。そこで円筒シェルにおける鉛直応答増幅率を高ライズ領域で補正することを試みる。円筒シェルの F_V が高ライズの範囲で

図 5 半開角に伴う応答増幅率の変化

図 6 2 質点アーチモデル

図 7 桁行/スパン比の異なるモデル

図 8 桁行/スパン比の影響

図 9 $L_y/L_x=3.0$ における円筒シェルの鉛直応答増幅率

も増加傾向を示すのは表面の拘束によるものと考え、梁間方向長さ L_x に対する桁行方向長さ L_y の比である桁行/スパン比 L_y/L_x を図 7 のように変化させる。各桁行/スパン比での最大応答増幅率を図 8 に示す。同図よりその上昇率はスパンに対し桁行長が長くなると小さくなる。以上より式(6)に、図 8 に示す桁行/スパン比(L_y/L_x)の影響を考慮して円筒シェルの鉛直応答増幅率 F_V を下式のように設定する。

鉛直方向(円筒シェル)：

$$\frac{(a_R)_y}{S_{Ag}} \approx C_{V(\theta)} = C_4 \sin 3\theta/4 \cdot \cos 3\theta/4 + C_5 (\theta - 1/2)^4 (L_x/L_y) \quad (7)$$

ここで $C_5=0.60$ 、 $L_x/L_y < 1$ とする。

図 5 中に式(7)の値を加えて示す。式(7)により高ライズの領域でも増加する傾向を捕捉できている。ここで円筒シェルを桁行方向へ伸長し、 $L_y/L_x=3.0$ とした時の鉛直応答増幅率の比較を図 9 に示す。

このように桁行/スパン比 L_y/L_x が大きくなるにつれてライズの影響はアーチに近づく。式(5)~(7)は θ が 0 に近づくにつれ既定案式(1),(2)とほぼ一致するようになっていく。そこで式(5)~(7)を用いて支持架構付きの式(1),(2)を次式に置き換える。式(8)、(9)は θ が 40° 以下の範囲では式(1)、(2)とほぼ同等の値となる。

$$F_H = \begin{cases} C_{H(\theta)} & (0 < R_T \leq 1/(2C_{H(\theta)} - 1)^2) \\ 1/2(\sqrt{1/R_T} + 1) & (1/(2C_{H(\theta)} - 1)^2 < R_T \leq 1) \\ 1 & (1 < R_T) \end{cases} \quad (8)$$

$$F_V = \begin{cases} 3C_{V(\theta)} & (0 < R_T \leq 5/16) \\ (\sqrt{5/R_T} - 1)C_{V(\theta)} & (5/16 < R_T \leq 5) \\ 0 & (5 < R_T) \end{cases} \quad (9)$$

式(8),(9)より屋根部各方向の最大加速度応答値が得られるので、次に中央線 AOA' 上の応答加速度分布について分析する。図 10 に中央線上応答加速度を示す。水平方向では半開角の増加に伴い応答加速度は増大し、その分布形状も外周部でより大きな形状へと変化している。既論文¹⁵⁾における高ライズドームにおいても同様の傾向が見られる。既論文¹⁵⁾では既往の評価式が屋根部の水平投影座標に対し定義されていることに起因するとして、以下の手順によって評価式を補正している。まず極座標を屋根部節点に導入し、既往の加速度分布評価式における応答加速度の作用方向を水平から面内へ、鉛直から面外へと読み替える。次に面内・面外方向加速度を水平・鉛直方向に分解し再合成することで加速度分布を得る。本研究においても同様の手法を用いて半開角の変化に対応した加速度分布評価式を導出する。既論文¹⁴⁾における加速度応答分布式は下式である。

円筒シェル：

$$A_H(x, y) = A_{eq} \left\{ 1 + (F_H - 1) \cos \pi \left(\frac{x}{L_x} \right) \cos \pi \left(\frac{y}{L_y} \right) \right\} \quad (10)$$

$$A_V(x, y) = A_{eq} F_V \sin \pi \left(\frac{2x}{L_x} \right) \cos \pi \left(\frac{y}{L_y} \right) \quad (11)$$

円筒アーチ：

$$A_H(x, y) = A_{eq} \left\{ 1 + (F_H - 1) \cos \pi \left(\frac{x}{L_x} \right) \right\} \quad (12)$$

$$A_V(x, y) = A_{eq} F_V \sin \pi \left(\frac{2x}{L_x} \right) \quad (13)$$

式(10)~(13)を図 11 に示す極座標を用い、面内・面外方向の加速度と考え表現すると式(14)~(17)のようになる。

円筒シェル：

$$A_{H(x,y)} \rightarrow A_{in0(\varphi,y)} + A_{in1(\varphi,y)} = A_{eq} + \left\{ A_{eq} (F_H - 1) \cos \left(\frac{\pi\varphi}{2\theta} \right) \cos \pi \left(\frac{y}{L_y} \right) \right\} \quad (14)$$

$$A_{V(x,y)} \rightarrow A_{out(\varphi,y)} = A_{eq} F_V \sin \left(\frac{\pi\varphi}{\theta} \right) \cos \pi \left(\frac{y}{L_y} \right) \quad (15)$$

円筒アーチ：

$$A_{H(x,y)} \rightarrow A_{in0(\varphi,y)} + A_{in1(\varphi,y)} = A_{eq} + \left\{ A_{eq} (F_H - 1) \cos \left(\frac{\pi\varphi}{2\theta} \right) \right\} \quad (16)$$

$$A_{V(x,y)} \rightarrow A_{out(\varphi,y)} = A_{eq} F_V \sin \left(\frac{\pi\varphi}{\theta} \right) \quad (17)$$

ここで、図 12 に示すように、 $A_{in0(\varphi,y)}$ は水平入力加速度 A_{eq} であり、 $A_{in1(\varphi,y)}$ 、 $A_{out(\varphi,y)}$ はそれぞれシェルの振動によって生じる面内方向の加速度の増幅成分、および面外方向の加速度である。

さらに各加速度の作用方向を考慮し、面内加速度成分 $A_{in1(\varphi,y)}$ および面外加速度 $A_{out(\varphi,y)}$ を水平・鉛直方向に座標変換し、その水平成分、鉛直成分をそれぞれ $A_{H(\varphi,y)}$ 、 $A_{V(\varphi,y)}$ に加えると下式のようになる。

円筒シェル：

$$\begin{aligned} A_{H(\varphi,y)} &= A_{in0(\varphi,y)} + A_{in1(\varphi,y)} \cdot \cos \alpha_H \varphi + A_{out(\varphi,y)} \cdot \sin \alpha_V \varphi \\ &= A_{eq} \left\{ 1 + (F_H - 1) \cos \left(\frac{\pi\varphi}{2\theta} \right) \cos \pi \left(\frac{y}{L_y} \right) \cdot \cos \alpha_H \varphi \right. \\ &\quad \left. + F_V \sin \left(\frac{\pi\varphi}{\theta} \right) \cos \pi \left(\frac{y}{L_y} \right) \cdot \sin \alpha_V \varphi \right\} \end{aligned} \quad (18)$$

図 10 中央線上の応答加速度

図 11 屋根部の極座標表示

図 12 屋根部加速度分布

図 13 a_H, a_V の変化に伴う応答加速度分布 ($\theta=60^\circ$)

図 14 屋根モデルにおける提案評価法の応答加速度の精度

$$\begin{aligned}
A_{V(\varphi,y)} &= A_{out(\varphi,y)} \cdot \cos \alpha_V \varphi + A_{inl(\varphi,y)} \cdot \sin \alpha_H \varphi \\
&= A_{eq} \left\{ F_V \sin \left(\frac{\pi \varphi}{\theta} \right) \cos \pi \left(\frac{y}{L_y} \right) \cdot \cos \alpha_V \varphi \right. \\
&\quad \left. + (F_H - 1) \cos \left(\frac{\pi \varphi}{2\theta} \right) \cos \pi \left(\frac{y}{L_y} \right) \cdot \sin \alpha_H \varphi \right\}
\end{aligned} \quad (19)$$

円筒アーチ：

$$\begin{aligned}
A_{H(\varphi,y)} &= A_{inl(\varphi,y)} \cdot \cos \alpha_H \varphi + A_{out(\varphi,y)} \cdot \sin \alpha_V \varphi \\
&= A_{eq} \left\{ 1 + (F_H - 1) \cos \left(\frac{\pi \varphi}{2\theta} \right) \cdot \cos \alpha_H \varphi + F_V \sin \left(\frac{\pi \varphi}{\theta} \right) \cdot \sin \alpha_V \varphi \right\}
\end{aligned} \quad (20)$$

$$\begin{aligned}
A_{V(\varphi,y)} &= A_{out(\varphi,y)} \cdot \cos \alpha_V \varphi + A_{inl(\varphi,y)} \cdot \sin \alpha_H \varphi \\
&= A_{eq} \left\{ F_V \sin \left(\frac{\pi \varphi}{\theta} \right) \cdot \cos \alpha_V \varphi + (F_H - 1) \cos \left(\frac{\pi \varphi}{2\theta} \right) \cdot \sin \alpha_H \varphi \right\}
\end{aligned} \quad (21)$$

θ が小さくなるにつれ、式(18)~(21)は水平面投影式(10)~(13)とほぼ同等となる。なお、高ライズドームと同様に、再合成に用いる傾斜角に φ そのものを用いると評価が過大となることが CQC 法による結果との比較よりわかっている。図 13 に示すように式(18)~(21)中の $\alpha_{H,V}$ を 0~1.0 の範囲で変化させ比較した結果から既論文¹⁵⁾と同様に式(18)中の $\alpha_V=0.5$, $\alpha_H=0$ とし、屋根部の加速度分布を評価する。

図 14 に式(18)~(21)より得られる RS30, 60, 90, RA30, 60, 90 の中央線上応答加速度分布の精度を示す。式(18), (20)において F_V の成分を導入することで、半開角の増加に伴う水平応答加速度の外周部の分布形状の変化についても概ね表現できている。全ケースを通じ、 $\theta=30^\circ$ の水平応答加速度において外周部を過大評価している他は、概ねよい対応を示している。

図 15 に式(18)~(21)を用いて評価した屋根各部の応答加速度に、屋根単位荷重を乗じて静的地震荷重として使用した際の評価法の精度を示す。水平・鉛直変位および軸力について、提案評価法は半開角 90° に至るまで良好な対応を示す。曲げモーメントの精度は必ずしも高くないが、既論文^{12)~15)}でも述べられているように、これは最大加速度の包絡による静的荷重が高次モードによる部材応力を捕捉できないためであり、屋根面内の最大曲げモーメントを全部材の断面検定に使用するなどの対処が必要となる。

4. 周期比の異なる支持架構付きモデルの応答特性

本章では 3 章で検討した屋根モデルに支持架構を付加し、支持架構の周期を変化させることで周期比 R_T の地震応答特性に与える影響を分析する。

まず、支持架構の梁の変形による屋根架構の地震応答への影響を無くした剛床モデルについて検討する。図 16 に FSf30, 60, 90, Faf30, 60, 90 の下部構造剛性 0.01, 1, 10, 100 倍のモデルの卓越固有モードを有効質量比、固有周期と併せて示す。既論文¹⁵⁾と同様に下部構造剛性が 1 倍から 100 倍と大きくなるにつれ卓越固有モードの有効質量比は低下するとともに、有効質量比和 98%に必要なモード数は増加し、高次の固有モードの有効質量比が増加する。また低ライズの 30° では逆対称 2 波モード(O2)が卓越するが、高ライズになるにつれ逆対称 1 波モード(O1)が卓越し、下部構造剛性増加に伴う有効質量比の低下率は下がる傾向を示す。下部構造剛性 0.01 倍では半開角に依らず下部構造がスウェイするモードのみで 100%に近い有効質量比を持つ。また円筒シェルと円筒アーチはライズと下部構造剛性の高い範囲で異なる固有周期、有効質量比を示す。

図 15 提案評価法の各変化量の精度(RS, RA モデル)

図 16 支持架構付きモデルの卓越固有モード

3章と同様の解析を行い、その地震応答特性を分析する。図17に $\theta=30, 60, 90^\circ$ におけるCQC法による解析値と周期比 R_T との関係を式(8),(9)の値と併せて示す。水平応答増幅率は式(8)により概ね表現できているが、鉛直応答増幅率 F_V は半開角が大きくなるにつれ、 R_T の増加に伴う F_V の低下が大きくなり、より小さな R_T で0に収束する。そのためライズの高い範囲では式(9)による評価は過大となる。これらの傾向は同図に示していない他の半開角においても確認できる。また既論文¹⁴⁾における高ライズドームにおいても類似した特性を示す。そこで半開角の大きな範囲での鉛直増幅率 F_V の傾向を捕捉できるように式(8)中の第2式に半開角 θ を含む下式を用いる。

$$F_V = \begin{cases} 3C_{V(\theta)} & (0 < R_T \leq 5/16\sqrt{2\theta}) \\ (\sqrt{5/\sqrt{2\theta}R_T} - 1)C_{V(\theta)} & (5/16\sqrt{2\theta} < R_T \leq 5/\sqrt{2\theta}) \\ 0 & (5/\sqrt{2\theta} < R_T) \end{cases} \quad (22)$$

ただし、 θ の単位は(rad)とする。

式(22)は $\theta=30^\circ=0.52\text{rad}$ のとき、 $\sqrt{2\theta} \approx 1$ となり、式(9)とほぼ一致する。図17に式(22)で評価した鉛直応答増幅率を破線で示す。半開角 θ を用いて補正したことで、半開角の大きな範囲でもその傾向を精度よく表現できていることがわかる。ただし、図17の2)のa)において、 $R_T=1$ 付近でCQC法による解析値が予測式を大上回っている。これは既論文^{14), 15)}で述べられているように、屋根に対する支持架構の質量比 R_M が1.2を超える場合には、 $R_T=0.8\sim 1.2$ の範囲で屋根部が共振を起こし、応答増幅率が增大するためである。

次に、式(5)~(9), (22)で評価した応答増幅率 $F_{H, V}$ を用いて、式(18)~(21)により応答加速度分布を評価する。図18にCQC法による解析値と評価式による応答加速度分布との中央線 AOA'上の値の比較を下部構造剛性、半開角ごとに示す。図18の4)FSf30-1, Faf30-1では $R_T \approx 1.0$ となり屋根部が共振を起こすために応答増幅率が増大

1)水平応答増幅率(FSf, Faf) 2)鉛直応答増幅率(FSf)
図17 支持架構付きモデルにおける提案評価法の精度

し、やや危険側の評価となる他は、半開角、下部構造剛性倍率によらず概ね精度よく表現できていることがわかる。

図19に式(5)~(9), (18)~(22)で求まる屋根各部の応答加速度に屋根単位荷重を乗じたものを静的地震荷重として使用した際の水平・鉛直変位、軸力、曲げモーメントにおける提案評価法の精度を示す。屋根モデルと同様に、曲げモーメントについての精度は必ずしも高くはないが、水平・鉛直変位および軸力については半開角 90° に至るまで良好な精度を示す。

図18 支持架構付きモデルにおける中央線上応答加速度

次に非剛床モデルにおける提案評価法の精度について分析する。図 20 に非剛床モデルと剛床モデルの応答加速度および式(5)~(9), (18)~(22)を適用した際の提案評価法の精度の比較を示す。低ライズでの非剛床モデル(FS30-1)は剛床モデル(FSf30-1)よりも外周部の水平応答加速度がやや増幅する傾向がある。ただし、高ライズになるにつれて非剛床モデル(FS60,90-1, FA60,90-1)では剛床モデル(FSf60,90-1, FAF60,90-1)とほぼ等しい応答加速度となる。この傾向は同図で示していないその他のモデルにおいても同様の傾向が見られ

る。これは高ライズの屋根では図 2 に見るように屋根全体のスウェイモードが主体となり、支持架構平面のゆがみを伴う振動モードの有効質量比が低下するためと考えられる。しかし、低ライズにおいても非剛床モデルと剛床モデルの応答変化量の差は小さく、同図より非剛床モデルも剛床モデルと同様に提案評価法によって精度よく評価できていることがわかる。従って、今回の網目形状の円筒シェル屋根では屋根支持面のゆがみによる影響は限定的であると言える。

図 19 支持架構付きモデルにおける提案評価法の精度(屋根部変化量)

図 20 支持架構付き非剛床モデルにおける提案評価法の精度

5. 結

半開角 30°~90°の高ライズの円筒シェルおよび円筒アーチについて、まず屋根モデルを用いてその応答増幅率および応答加速度分布を分析し、既往の応答評価法の精度を確認した。次にこれに応用し、支持架構を有し周期比の異なるモデルに対する応答評価法を提案し、その精度の確認を行った。以下に得られた知見を示す。

- 1) 半開角 90°のライズの大きな円筒アーチに対して 2 質点アーチより導出される近似式を用いることで精度よく応答増幅率を評価できる。また半開角 90°のライズの大きな円筒シェルに対しては 2 質点アーチより導出される近似式に、桁行/スパン比の影響を考慮し既往式を高ライズ領域で補正することにより、精度よく応答増幅率を評価できる。
- 2) 高ライズドームに関する既論文¹⁵⁾と同様の手法を用いて、屋根部節点を極座標表示し、既往の水平・鉛直応答加速度を分解・再合成することでライズの増加に伴う屋根各部の応答加速度分布の変化を表現することができる。
- 3) 支持架構付き円筒ラチスシェルの周期比の地震応答への影響は高ライズドームに関する既論文¹⁵⁾と同様の手法を用いて、既往の予測式に半開角の影響を考慮し、高ライズ領域の補正を行うことで精度良く評価できる。提案した補正式は既往の研究の適用範囲である半開角 20°~40°を超え、90°まで適用可能となる。
- 4) 屋根支持面のゆがみにおける影響は、今回採用した網目形状のラチスシェルでは限定的であり、高ライズになる程その影響は小さい。

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) 安田勝範，山田聖志：RS 座屈設計された単層屋根型円筒ラチスシェルの地震応答特性，日本建築学会大会学術講演梗概集(東北)，B-1 分冊，pp.923-924, 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，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
- 5) 山田大彦：空間構造の地震応答に及ぼす下部構造の影響に関する初歩的考察，第 10 回シェル・空間構造セミナー資料，日本建築学会，2001.11
- 6) 鄭讃愚，山田大彦：アーチの地震時加速度応答分布特性 —変位，加速度，縁応力または反力を判定基準とした分布特性—，日本建築学会大会学術講演梗概集(東北)，B-1 分冊，pp.859-860, 2000.9
- 7) 加藤史郎，石川浩一郎，高シン：上下振動を考慮した大スパンアーチ構造の等価静的地震力，日本建築学会大会学術講演梗概集(関東)，B-2 分冊，pp.479-480, 2001.9
- 8) 篠原陽介，鄭讃愚，山田大彦：アーチの地震時加速度応答分布特性(その 2)，(その 3)，日本建築学会大会学術講演梗概集(関東)，B-1 分冊，pp.765-768, 2001.9
- 9) 末岡利之，元結正次郎，佐賀信輔，日比野智也：水平地震動を受けるアーチ架構の幾何学的非線形性を考慮した静的地震力の推定法(その 1)，(その 2)，(その 3)，日本建築学会大会学術講演梗概集(北海道)，B-1 分冊，pp.791-792, 2004.8
- 10) 加藤史郎，向山洋一，植木隆司：高ライズの単層ラチスドームの地震応答性状，日本建築学会構造系論文報告集 No.442，pp.101-109, 1992.12
- 11) 加藤史郎，向山洋一：高ライズラチスドームの地震層せん断力係数に関する研究，日本建築学会構造系論文集 No.466，pp.87-95, 1995.1
- 12) 竹内徹，小河利行：空間構造の応答性状と制振・免震技術の応用，2005 年度日本建築学会大会(近畿)構造部門(シェル・空間構造)パネルディスカッション資料 体育館・公共ホールの地震被害と耐震改修，pp.28-39, 2005.9
- 13) 小河利行，中川美香，熊谷知彦：応答スペクトル解析法を用いた単層ラチスドームの地震応答解析，構造工学論文集，Vol.49B，pp.291-296, 2003.3
- 14) 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 619 号，pp.57-64, 2005.10
- 15) 竹内徹，熊谷知彦，岡山俊介，小河利行：ライズの高い支持架構付き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 629 号，pp.1119-1126, 2008.7
- 16) 建設省建築研究所：建築研究資料 No.83 設計用入力地震動作成手法，1994.11
- 17) 笠井和彦，伊藤浩資，渡辺厚：等価線形化法による一質点系弾性構造の最大応答予測，日本建築学会構造系論文集，No.571，pp.53-62, 2003.9

(2011年3月6日原稿受理，2011年4月26日採用決定)