

正負のライズを有するラチスシェルの地震応答評価

SEISMIC RESPONSE EVALUATION OF LATTICE SHELL ROOFS WITH POSITIVE AND NEGATIVE CURVATURE

竹内 徹^{*1}, 前原 航^{*2}, 小河 利行^{*3}
Toru TAKEUCHI, Kou MAEHARA and Toshiyuki OGAWA

When lattice shell roofs with a rise are subjected to horizontal ground motions, coupled horizontal and vertical responses are dominated, and the responses are complicated to estimate. The authors have proposed simple evaluation methods of spherical domes, cylindrical shells, and freeform lattice shells for computing the responses by use of equivalent static loads. However, these evaluation methods are examined for shells and domes constituted only by a positive curvature. This paper presents a response evaluation method of shells with a positive and negative curvature by applying the previously proposed method. This kind of shell is dominated by two main eigenmodes: bending mode with pin supports, and swaying mode with roller supports. Results of the response evaluation method using the equivalent static loads are provided by comparing the complete quadratic combination (CQC) method.

Keywords : Lattice Shell, Seismic Response Evaluation, Response Spectrum Analysis, CQC method

ラチスシェル, 地震応答評価, 応答スペクトル法, CQC 法

1. 序

近年, 形状作成を容易に行える設計ツールの登場により, 凸曲面となる正のライズだけでなく, 凹曲面となる負のライズ, そして凹凸曲面となる正負のライズを併せ持つ曲面シェルが建築設計に盛んに取り入れられるようになってきている^{1),2)}。異なる天井高の空間表現や換気の効率化など, 意匠, 計画, 設備からの様々な要求に対し正負のライズを有するラチスシェルが設計上優位となる場合も多く, 採用例は増加している。しかし正負のライズを有する形状のラチスシェルにおける地震時挙動は明らかになっておらず, 構造計画に应用できる等価静的地震荷重を検討した研究例はまだ少ない。応答を正確に評価するためには部材モデルを用いた時刻歴応答解析や固有値解析により得られた固有振動モードを合成する応答スペクトル法による評価が必要になるが, その解は離散的にしか得ることができない。既往研究で提案されている正のライズを有する形状と同様に, 正負のライズを有するラチスシェル屋根についても, 応答特性を屋根自身の形状や質量をパラメータとして等価静的地震荷重により連続的な関数として表現することでその基本構造が把握でき, 構造計画および設計を行う上で有効となるものと考えられる。

ライズを有する屋根構造における水平地震動入力時の応答特性に関する研究は, これまでに数多く行われており, さまざまな設計法が提案されている。山田ら^{3),4)}は空間構造物において上部, 下部構造を分離し, それぞれが固有の動的特性を有する2質点系に置換する

ことで上部構造と下部構造の固有周期比および質量比をパラメータとして屋根部の応答増幅について論じている。筆者ら⁵⁾⁻⁹⁾は一定の構面外剛性を有する球形ラチスドームや円筒ラチスシェル, 自由な平面形状を有する曲面シェルを対象として, ライズ/スパン比や屋根部と支持架構との周期比および質量比をパラメータとした応答増幅率の評価式を提案し, 得られた等価静的地震荷重の検討および精度の検証を行ってきた。一方, 加藤ら¹⁰⁾⁻¹³⁾はラチスドームや円筒ラチスに対して固有振動モードから屋根部節点加速度を算定し, 刺激係数や歪エネルギーの関係から静的地震荷重を導き, 最大部材応力の評価精度の検証を行っている。しかし, 対象とする屋根形状は正のライズを有するものに限定されており, 負のライズおよび正負のライズを有する形状のラチスシェルに対する検討例はまだ少ない。

本研究では, 正負のライズを有するラチスシェル屋根について, 内部支持点の水平変位が微小なOPモードと内部支持点の水平移動が顕著なORモードにおいて固有ベクトルから応答増幅率を導出する。また, 外周以外の内部の柱を想定した支持点の位置やその水平剛性を変化させた際の応答特性を把握し, 変化する卓越固有振動モードを確認する。続いて既往の加速度分布評価手法を, 屋根部各節点をゾーニングし援用することで屋根部各節点応答加速度の評価を試みる。最後に, 支持架構が付加された場合の屋根との固有周期比を変化させた際の構造特性が屋根部の応答に与える影響を分析し, 等価静的地震荷重の精度の検証を行う。

^{*1} 東京工業大学建築学系 教授・博士(工学)

^{*2} 元 東京工業大学建築学専攻 大学院生・修士(工学)

^{*3} 東京工業大学 名誉教授・工博

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

Former Grad. Student, Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, M. Eng.

Prof. Emeritus, Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

2.解析モデルの設定

2.1 パラメータの設定

Fig. 1 に解析モデル名称に用いるパラメータを示す。検討対象の平面は36m 四方の正方形とする。①ライズパターンはその個数を1 つまたは2 つとする。RP2 モデルでは山と谷を有するモデルを指し、その形状境界は中央に統一する。②屋根形状の半開角 θ (図表および文中では (deg.) , 式中では (rad.)) はライズ/スパン比から算出する円弧の半開角で定義し、 $\theta=30^{\circ}\sim 60^{\circ}$ の範囲で 10° 刻みに変化させる。Table 1 にライズ/スパン比を示す。なお、本研究の主な検討対象は RP2 モデルであるが、固定荷重による軸力が地震応答性状に与える影響を確認するためにまず RP1 モデルの検討を行う。③内部支持点位置は RP2 モデルにおいて中央から最下点の間で c0~c3 まで変化させる。④剛性比は屋根面主材 (1) の曲げ剛性 k_{roof} に対する内部支持点の水平剛性 k_{col} の比に 10^{-3} を乗じた値 R_k を変化させる。なお、 k_{roof} を算出する際に用いる I_k は大きいスパン l_{xmax} とする。⑤支持架構剛性倍率は後述する柱部材を基準に曲げ剛性を変化させることで屋根と支持架構の固有周期比 R_T を変化させる。

2.2 屋根の形状作成法

Fig. 2 に本検討屋根形状である吊り下げ曲面の作成方法を示す。直交格子の線材 (節点数 : n , 部材数 : m) が初期長さ l_j , 軸剛性 k_j を持つ部材 j ($1 \leq j \leq m$) として構成する。各節点 i ($1 \leq i \leq n$) に対して鉛直荷重 P_i を作用させると、部材 j は軸方向に Δl_j 変形し、軸方向力 N_j の内力が発生する。外力である鉛直荷重 P_i と内力である軸方向力 N_j が釣り合っている状態の形状を吊り下げ曲面と定義する。なお、境界部はピンで移動拘束し、部材軸剛性 k_j および鉛直荷重 P_i を調整することにより Table 1 に示すライズを有する形状を作成する。RP2 モデル作成の際は、屋根形状境界を移動拘束し形状作成を行う (付録 1)。

2.3 使用部材諸元の決定

Fig. 3 に解析モデルおよび部材諸元を示す。主材は全て円形鋼管とし、単位面積荷重 1.18kN/m^2 を作用させた際に軸力および曲げによる許容応力度設計の検定値が概ね一様となるように決定するが、外周材のみ剛とし、部材断面は半開角 θ に依らない。同図中、AOA' を以降準線と呼ぶ。主材接合部は剛とし、これらに取り付く斜材はピン接合とする。Fig. 3 (b), (c) に示す RP2 モデルにおける内部支持点は地震波入力方向にのみ可動とし、スパンは6m とする。c0 と c1, c2 と c3 モデルは同一部材を用いる。既往研究⁵⁾において、屋根部の面外剛性が大きい場合に卓越振動モードが限定され、静的地震荷重が適用できることが報告されている。本研究においても応答加速度を評価するにあたり、屋根モデルの部材曲げ剛性を Fig.3 に示す部材より RP1 モデルで 85 倍、RP2 モデルで 3 倍または 4 倍とし、約 1/50 (RP1), 1/100 (RP2) のデプス/スパン比を有するダブルレイヤーシェルの模擬する⁵⁾。

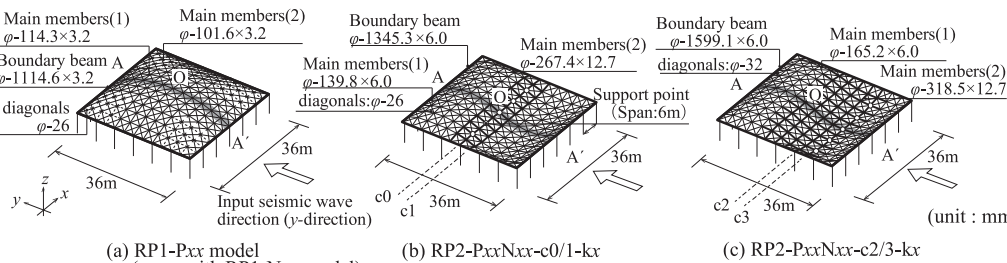


Fig. 3 Analysis models and member sections

RP2 - P30N30 - c1 - k5 - f0.5

① ② ③ ④ ⑤

- ① Rise pattern RP=1, 2
- ② Roof shape and half subtended angle θ
P : Positive curvature
N : Negative curvature ($\theta = 30^{\circ}, 40^{\circ}, 50^{\circ}, 60^{\circ}$)
- ③ Position of support
c0 (Center point), c1, c2, c3 (Bottom point)
- ④ Stiffness ratio
 k : Ratio of horizontal stiffness of supporting point against bending stiffness of roof main member (1) : $R_k (= \frac{k_{col}}{k_{roof}} \times 10^{-3})$
 $k_{roof} = \frac{3EI_k}{(l_{xmax})^3}$ I_k : Moment of inertia of roof main member (1)
 l_{xmax} : Longer span in ridge line AOA'
- ⑤ Magnitude of substructure bending stiffness
 $f = 0.1, 0.5, 0.75, 1, 1.5, 3, 10, 50$

Fig. 1 Model names, dimensions and properties

Table 1 Rise-span ratio

Rise pattern	Span L (m)	Half subtended angle θ (°)	Radius of curvature R (m)	Rise H (m)	Rise span ratio H/L (-)
1	36	30	36.000	4.823	0.134
		40	28.003	6.551	0.182
		50	23.497	8.394	0.233
		60	20.785	10.392	0.289
		30	18.000	2.412	0.134
2	18	40	14.002	3.276	0.182
		50	11.749	4.197	0.233
		60	10.392	5.196	0.289

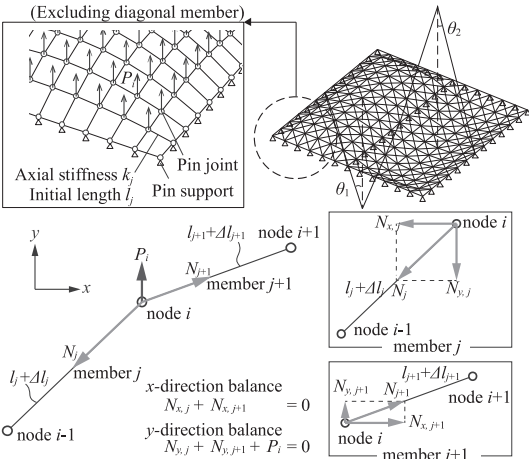


Fig. 2 Shape making method

Table 2 Substructure column section range

Positive curvature half subtended angle θ_1 (deg.)	Negative curvature half subtended angle θ_2 (deg.)	Outside diameter D (mm)	Inside diameter d (mm)	Thickness t (mm)	Sectional area A (mm ²)	Moment of inertia I (mm ⁴)	R_T
30	30	711.2	693.2	9	1.99×10^4	1.22×10^9	0.99
60	60	812.8	794.8	12	3.02×10^4	2.42×10^9	1.07

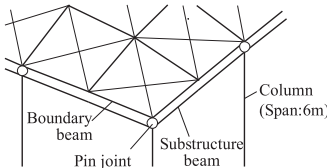


Fig. 4 Detail of capital of columns

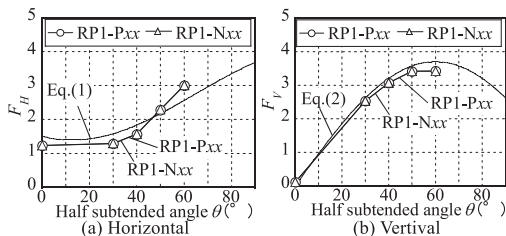


Fig. 5 Amplification factor (RP1 model)

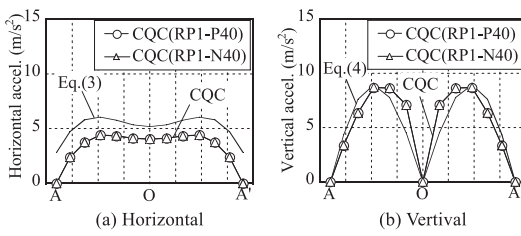


Fig. 6 Response acceleration on ridge of roof AOA'

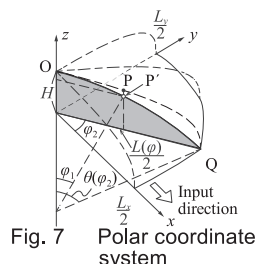


Fig. 7 Polar coordinate system

2.4 支持架構付きモデルの設定

Fig. 4 に支持架構の柱頭部モデル図を示す。支持架構は、ベースシア係数 $C_0 = 0.3$ のせん断力および屋根部の固定荷重相当の軸力に対し弾性範囲とし、層間変形角が $1/200$ 以下となるように設定する。全てのモデルにおいて支持架構の固定荷重は 0.98kN/m^2 、柱の長さには 6.0m とする。柱脚は固定支持、屋根部と支持架構の間はピン接合として分離する。また、支持架構の梁は剛とし、変形による屋根部への影響を取り除く。Table 2 示す RP2 モデルにおける支持架構の柱部材断面を基準とし、柱の曲げ剛性のみを変化させ、周期比 $R_T (= T_{eq} / T_R)$ (T_{eq} : 屋根部を 1 質点に置換した系の固有周期, T_R : 屋根モデルの代表振動モードの固有周期) が地震応答特性に与える影響を分析する。また、質量比 $R_M (= M_{eq} / M_R)$ (M_{eq} : 構造物全重量, M_R : 屋根重量) を定義し、支持架構共振による応答増幅の影響も分析する。なお、地震応答特性の検討方法として BRI-L1¹²⁾ を用いたモード間の相関を考慮する CQC 法による応答スペクトル法を使用する。考慮する振動モードは有効質量比上位 90% を占めるモードとする。

3. 負のライズを有する屋根モデルの地震応答評価

3.1 既往応答増幅率評価手法の適用性の確認

RP1 屋根モデルについて鉛直荷重下における幾何非線形性を考慮した固有値解析を実施した結果、ライズの正負による自由振動特性の差は僅かであった。既往研究⁹⁾により正のライズを有する屋根モデルに対する応答増幅率評価式 (1), (2) が提案されている。

$$F_H = C_H(\theta) = C_1 \sin^2(3\theta/4) - C_2 \sin(3\theta/4) + C_3 \quad (1)$$

$$F_V = 3C_V(\theta) = 3 \cdot C_4 \sin(3\theta/4) \cos(3\theta/4) \quad (2)$$

なお、(C_1, C_2, C_3, C_4) = (4.00, 1.33, 1.50, 2.47) とする⁹⁾。また、半開角 θ は入力方向準線のスパン L_x とライズ H により決定される円弧の半開角とし、式 (3) で算出する。

$$\theta = \sin^{-1} \left[4(L_x/H) / \left\{ 4 + (L_x/H)^2 \right\} \right] \quad (3)$$

Fig. 5 に示すように、既往評価式は水平、鉛直ともにライズの正負に関わらず CQC 解析値を精度良く評価している。

3.2 既往加速度分布評価手法の適用性の確認

既往研究⁹⁾では以下の加速度分布評価式が提案されている。なお、低減係数は $\alpha_H=0$, $\alpha_V=0.5$ とする。

$$A_H = A_{eq} \left\{ 1 + (F_H - 1) \cdot \cos(\pi\phi_1/2\theta(\phi_2)) \cdot \cos(\pi y/L_y) \cdot \cos\alpha_H\phi_1 + F_V \cos\phi_2 \cdot \sin(\pi\phi_1/\theta(\phi_2)) \cdot \cos(\pi y/L_y) \cdot \sin\alpha_V\phi_1 \right\} \quad (4)$$

$$A_V = A_{eq} \left\{ F_V \cos\phi_2 \cdot \sin(\pi\phi_1/\theta(\phi_2)) \cdot \cos(\pi y/L_y) \cdot \cos\alpha_V\phi_1 + (F_H - 1) \cdot \cos(\pi\phi_1/2\theta(\phi_2)) \cdot \cos(\pi y/L_y) \cdot \sin\alpha_H\phi_1 \right\} \quad (5)$$

A_{eq} は地動加速度であり、 ϕ_1, ϕ_2, L_y の定義は Fig. 7 に示す。Fig. 6 に示すように、ライズの正負に関わらず水平、鉛直方向ともに評価式は CQC 解析値を精度良く捉えている。従って本検討範囲において、固定荷重による軸力が地震応答性状に与える影響は微小と言える。

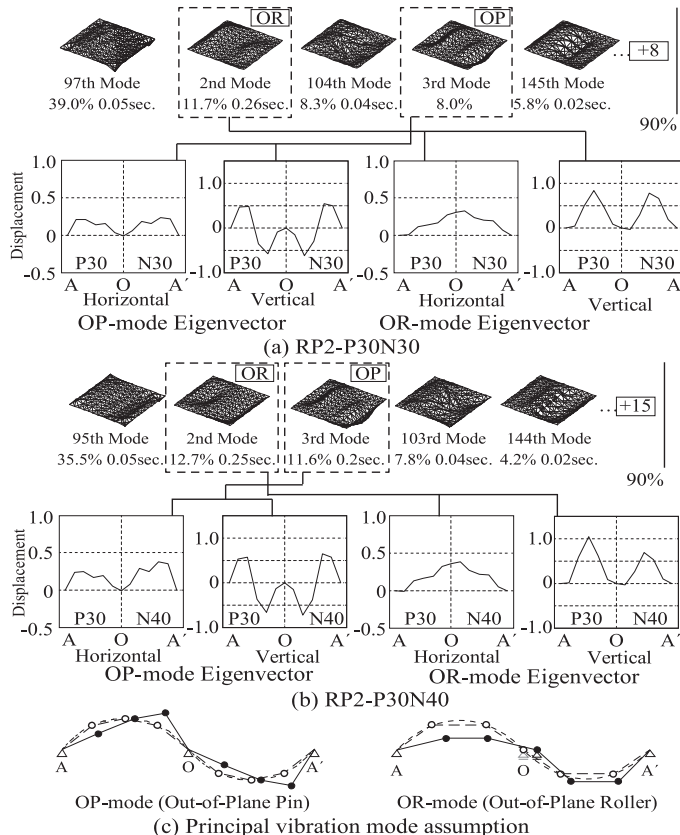


Fig. 8 Eigenvalue analysis result (RP2-P30N30/40-c0-k0 model)

4. 正負のライズを有する屋根モデルの地震応答評価

4.1 自由振動特性の分析

Fig. 8 (a), (b) に正負のライズを有する中央ローラー支持モデル (c0-k0) に対する固有値解析結果と、有効質量上位 5 位の固有振動モードおよび卓越低次振動モードにおける準線 AOA' の固有ベクトルをそれぞれ示す。この内卓越低次振動モードとして単純化した同図 (c) の 2 種類のモードを仮定する。OP モード (Out-of-Plane Pin) は支持点 O での水平変位が微小でそれぞれで逆対称一波の変形を生じるモード、OR モード (Out-of-Plane Roller) は支持点 O で大きな水平移動が生じ、屋根部が一体としてスウェイ変形するモードである。いずれの半開角のモデルでも有効質量上位 3 位までに OP または OR モードが含まれる。固有ベクトルは、OP モードは点 O を境界に 2 アーチが独立に逆対称一波モードで振動し、OR モードの水平固有ベクトルが点 O で最大、鉛直固有ベクトルが各アーチの最高点で最大となる。

Fig. 9 に有効質量上位 5 位の固有モードそれぞれに対する応答スペクトル解析結果と、有効質量比和 90% を有するモードに対する CQC 解析結果から得られた準線 AOA' の節点加速度を示す。水平、鉛直加速度は CQC90% に対して OP および OR モードが同等に寄与しており、高次モードの影響は小さいことがわかる。

4.2 応答増幅率評価式の誘導

(1) OP モードにおける応答増幅率評価式

OP モードの応答増幅率は既往研究⁵⁾で提案されているアーチが連続しているものとし、本検討の形状における応答増幅率の評価に応用する。Fig. 10 に示すように、OP モードでは検討モデルを6質点の簡易アーチモデルに置換し、内部支持点を境界として左右のアーチが独立して挙動すると考える。対称性を考慮すると、固有ベクトルは式 (6) により与えられる。

$$\mathbf{u}^T = [\delta_{1x}, \delta_{1y}, \delta_{2x}, \delta_{2y}, \delta_{3x}, \delta_{3y}, \delta_{4x}, \delta_{4y}, \delta_{5x}, \delta_{5y}, \delta_{6x}, \delta_{6y}]$$

$$= \begin{bmatrix} u_{11} \sin\left(\frac{3\theta_1}{4}\right), -u_{11} \cos\left(\frac{3\theta_1}{4}\right), 2u_{11} \sin\left(\frac{\theta_1}{4}\right), 0, u_{11} \sin\left(\frac{3\theta_1}{4}\right), u_{11} \cos\left(\frac{3\theta_1}{4}\right) \\ u_{12} \sin\left(\frac{3\theta_2}{4}\right), -u_{12} \cos\left(\frac{3\theta_2}{4}\right), 2u_{12} \sin\left(\frac{\theta_2}{4}\right), 0, u_{12} \sin\left(\frac{3\theta_2}{4}\right), u_{12} \cos\left(\frac{3\theta_2}{4}\right) \end{bmatrix} \quad (6)$$

ただし、 $u_{11}=2R_1 \alpha \sin(\theta_1/4)$, $u_{12}=2R_2 \beta \sin(\theta_2/4)$

既往研究⁹⁾に従い、 θ_1 および θ_2 の応答増幅率 F_{H1} (θ_1 側アーチ) および F_{H2} (θ_2 側アーチ) は式 (7) のようになる。(n=1, 2)

$$\begin{cases} F_{Hn} = \frac{(\mathbf{a}_R)_{Hn}}{S_{Ag}} = 4 \sin^2 \frac{3\theta_n}{4} - 1.33 \sin \frac{3\theta_n}{4} + 1.5 \\ F_{Vn} = \frac{(\mathbf{a}_R)_{Vn}}{S_{Ag}} = 2.47 \sin \frac{3\theta_n}{4} \cos \frac{3\theta_n}{4} \end{cases} \quad (7)$$

(2) OR モードにおける応答増幅率評価式

Fig. 11 に示す5質点に置換された簡易アーチモデルについて、変形に伴う支点部での角度増分からスウェイ変形モードを導き、微小変形および左右の対称性を考慮すると、同図 (d) より固有ベクトルとして式 (8) を得る。

$$\mathbf{u}^T = [\delta_{1x}, \delta_{1y}, \delta_{2x}, \delta_{2y}, \delta_{3x}, \delta_{3y}, \delta_{4x}, \delta_{4y}, \delta_{5x}, \delta_{5y}]$$

$$= u_2 \begin{bmatrix} \sin \frac{2\theta_1}{3}, -\cos \frac{2\theta_1}{3}, \sin \frac{2\theta_1}{3}, -\cos \frac{2\theta_1}{3}, \sin \frac{2\theta_1}{3}, \cos \frac{2\theta_1}{3} \\ \sin \frac{2\theta_2}{3}, -\cos \frac{2\theta_2}{3}, \sin \frac{2\theta_2}{3}, -\cos \frac{2\theta_2}{3}, \sin \frac{2\theta_2}{3}, \cos \frac{2\theta_2}{3} \end{bmatrix} \quad (8)$$

ただし、 $u_2=2R_1 \alpha \sin(\theta_1/3)$

水平入力に対する変形モードの刺激係数 β_{R1} および有効質量 M_{R1} は以下の式 (9), (10) にて表すことができる。

$$\beta_{R1} = \frac{\mathbf{u}^T \mathbf{m} \mathbf{I}_x}{\mathbf{u}^T \mathbf{m} \mathbf{u}} = \frac{\sin(2\theta_1/3) \cdot (m_1 + m_2 + m_3)}{u_1 + 2m_3 \sin^2(2\theta_1/3) + m_2 \frac{\sin^2(2\theta_1/3)}{\sin^2(2\theta_2/3)}} \quad (9)$$

$$M_{R1} = \frac{(\mathbf{u}^T \mathbf{m} \mathbf{I}_x)^2}{\mathbf{u}^T \mathbf{m} \mathbf{u}} = \frac{\sin(2\theta_1/3) \cdot (m_1 + m_2 + m_3)}{m_1 + 2m_3 \sin^2(2\theta_1/3) + m_2 \frac{\sin^2(2\theta_1/3)}{\sin^2(2\theta_2/3)}} \quad (10)$$

ただし、 $\mathbf{m}$: 対角項が $\mathbf{m}=[m_1, m_1, m_1, m_1, m_2, m_2, m_2, m_2, m_3, m_3]$ となる質量マトリクス

$\mathbf{I}_x$: 水平成分のみ1で他は0となるベクトル

ここで、本検討では屋根質量を形状の表面積から算出しており、左右の扇形円弧長さ l_1, l_2 は式 (11) で表されるため、 m_2 は扇形円弧長さ比 γ を用いて式 (12) により表される。

$$l_n = 2\pi R_n \cdot \frac{2\theta_n}{360} = 2\pi \cdot \frac{L_x}{2 \sin \theta_n} \cdot \frac{2\theta_n}{360} = \frac{\pi L_x \theta_n}{180 \sin \theta_n} \quad (n=1, 2) \quad (11)$$

$$m_1 : m_2 = l_1 : l_2 = \frac{\theta_1}{\sin \theta_1} : \frac{\theta_2}{\sin \theta_2} \Leftrightarrow m_2 = \frac{\theta_2 \sin \theta_1}{\theta_1 \sin \theta_2} m_1 = \gamma m_1 \quad (12)$$

ただし、扇形円弧長さ比 $\gamma = m_2/m_1 = (\theta_2 \sin \theta_1)/(\theta_1 \sin \theta_2)$

全有効質量 M_R が $2m_1 + 2\gamma m_1 + m_3$ であり、 M_{R1} (式 (10)) を除いた残りの有効質量 M_{R2} は軸変形に伴う振動モードにより与えられるが地

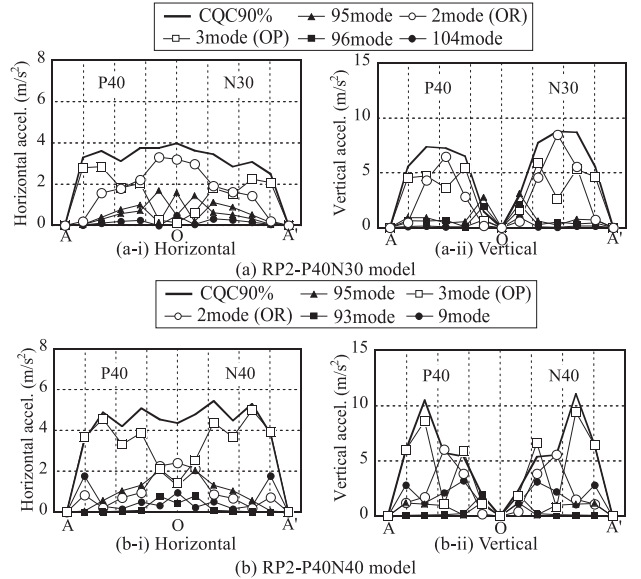


Fig. 9 Response acceleration on ridge of roof by mode

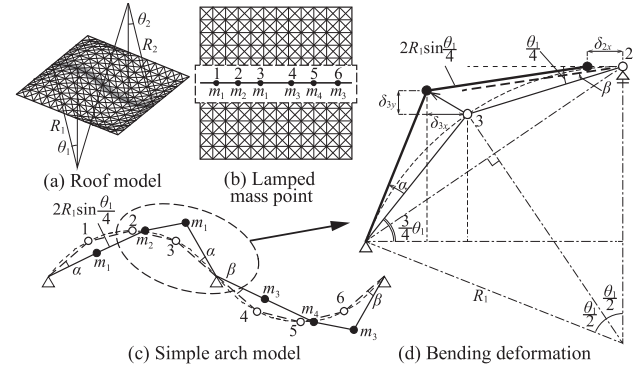


Fig. 10 Simple arch model (OP mode)

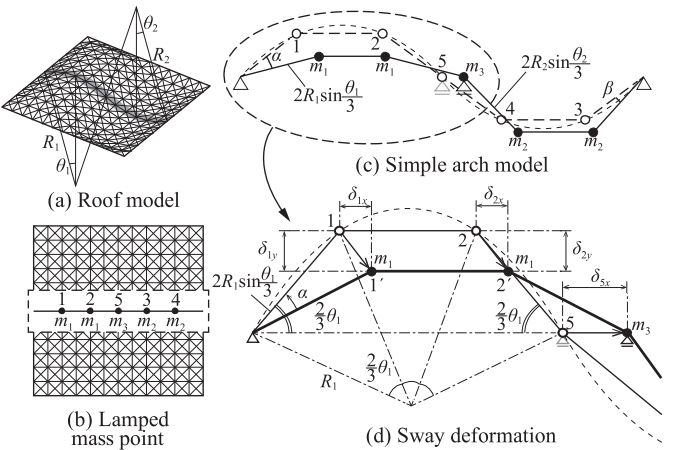


Fig. 11 Simple arch model (OR mode)

動と同一となることを考慮すると、式 (12) での結果を刺激係数 β_{R1} (式 (9)) および M_{R2}/M_R に反映させると以下の式を得る。

$$\beta_{R1} = \frac{1}{u_2} \frac{\{1 + \gamma + (m_3/m_1)\} \cdot \sin(2\theta_1/3)}{\left(1 + \gamma \frac{\sin^2(2\theta_1/3)}{\sin^2(2\theta_2/3)}\right) + 2 \frac{m_3}{m_1} \sin^2(2\theta_1/3)} \quad (13)$$

$$\frac{M_{R2}}{M_R} = 1 - \frac{\{1 + \gamma + (m_3/m_1)\}^2 \cdot \sin^2(2\theta_1/3)}{\left\{2\left(1 + \gamma + \frac{m_3}{m_1}\right) \left\{1 + \gamma \frac{\sin^2(2\theta_1/3)}{\sin^2(2\theta_2/3)}\right\} + 2 \frac{m_3}{m_1} \sin^2 \frac{2\theta_1}{3}\right\}} \quad (14)$$

アーチ各点の応答加速度 $\mathbf{a}_R$ を、変形モードの応答と軸変形(地動)モードの応答の SRSS 合成により式 (15) で評価する。

$$\mathbf{a}_R = [a_{1x}, a_{1y}, a_{2x}, a_{2y}, a_{3x}, a_{3y}, a_{4x}, a_{4y}, a_{5x}, a_{5y}]$$

$$= \sqrt{(S_{Ap} \beta_{R1} \mathbf{u})^2 + (S_{Ag} \mathbf{I}_x \cdot (M_{R2}/M_R))^2} \quad (15)$$

ただし、 S_{Ap} ：屋根部の応答加速度、 S_{Ag} ：入力加速度（地動）

モデル化加速度応答スペクトル BRI-L1 が本検討の OR モードの固有周期帯において $S_{Ap}=3S_{Ag}$ であることを利用し、応答加速度ベクトル $\mathbf{a}_R$ を地動加速度 S_{Ag} で除して応答増幅率を得ると節点 1 については式 (16)、(17) のようになる。

$$\frac{\mathbf{a}_{1x}}{S_{Ag}} = \left\{ \frac{3 \left(1 + \gamma + \frac{m_3}{m_1} \right) \sin^2 \frac{2\theta_1}{3}}{1 + \gamma \frac{\sin^2(2\theta_1/3)}{\sin^2(2\theta_2/3)} + 2 \frac{m_3}{m_1} \sin^2 \frac{2\theta_1}{3}} + \frac{2 \left(1 + \gamma + \frac{m_3}{m_1} \right) \sin^2 \frac{2\theta_1}{3}}{\left\{ 2(1+\gamma) + \frac{m_3}{m_1} \right\} \left\{ 1 + \gamma \frac{\sin^2(2\theta_1/3)}{\sin^2(2\theta_2/3)} + 2 \frac{m_3}{m_1} \sin^2 \frac{2\theta_1}{3} \right\}} \right\}^2 \quad (16)$$

$$\frac{\mathbf{a}_{1y}}{S_{Ag}} = \frac{3 \left(1 + \gamma + \frac{m_3}{m_1} \right) \sin \frac{2\theta_1}{3} \cos \frac{2\theta_1}{3}}{\left(1 + \gamma \frac{\sin^2(2\theta_1/3)}{\sin^2(2\theta_2/3)} + 2 \frac{m_3}{m_1} \sin^2 \frac{2\theta_1}{3} \right)} \quad (17)$$

Fig. 12 に各節点に固有ベクトルを代入し得られた水平および鉛直応答増幅率において $\theta_2=40^\circ$ とし、 m_3/m_1 を変化させたグラフを示す。

Fig. 12 より、いずれの節点の方向の応答増幅率においても m_3/m_1 への依存度は比較的小さい。これより中央節点質量 $m_3=0$ とした場合に相当する 4 質点 OR モードに対し、同様に応答増幅率の導出を行うと式 (18)~(20) を得る。

$$\frac{(\mathbf{a}_R)_H}{S_{Ag}} = \sqrt{\left(3\beta_{R1} u_2 \sin \frac{2\theta_1}{3} \right)^2 + \left(\frac{M_{R2}}{M_R} \right)^2}$$

$$= \sqrt{10 \frac{(1+\gamma)^2 \sin^4 \frac{2\theta_1}{3}}{\left(1 + \gamma \frac{\sin^2(2\theta_1/3)}{\sin^2(2\theta_2/3)} \right)^2} - 2 \frac{(1+\gamma) \sin^2 \frac{2\theta_1}{3}}{\left(1 + \gamma \frac{\sin^2(2\theta_1/3)}{\sin^2(2\theta_2/3)} \right)^2} + 1} \quad (18)$$

$$\frac{(\mathbf{a}_R)_{V1}}{S_{Ag}} = 3\beta_{R1} u_2 \cos \frac{2\theta_1}{3} = \frac{3(1+\gamma) \sin(2\theta_1/3)}{1 + \gamma \frac{\sin^2(2\theta_1/3)}{\sin^2(2\theta_2/3)}} \cdot \cos \frac{2\theta_1}{3} \quad (19)$$

$$\frac{(\mathbf{a}_R)_{V2}}{S_{Ag}} = 3\beta_{R1} u_2 \sin \frac{2\theta_1}{3} \cdot \frac{\cos(2\theta_2/3)}{\sin(2\theta_2/3)}$$

$$= \frac{3(1+\gamma) \sin(2\theta_1/3)}{1 + \gamma \frac{\sin^2(2\theta_1/3)}{\sin^2(2\theta_2/3)}} \cdot \frac{2\theta_1}{3} \cdot \frac{\cos(2\theta_2/3)}{\sin(2\theta_2/3)} \quad (20)$$

Fig. 13 に OR モードより求めた各ライズ側における水平・鉛直応答増幅率を示す。なお、CQC 解析値は最大応答加速度を入力加速度で除したものを示している¹⁴⁾。同図 (b)、(c) に示す鉛直応答増幅率は良い精度で捉えているものの、(a) に示す水平応答増幅率は過小評価の傾向にある。これは、CQC 解析値が OR モードだけでなく OP モードも含んでいる点、および OR モードでは中央節点で固有ベクトルが最大となるにも関わらず中央質点を無視している点が理由として考えられる。そのため、応答加速度評価の際は OP および OR モード双方を考慮することが有効となる。

Fig. 14 に OP および OR モードそれぞれの水平、鉛直応答増幅率の半開角との関係を示す、正のライズ側、負のライズ側それぞれ示す。

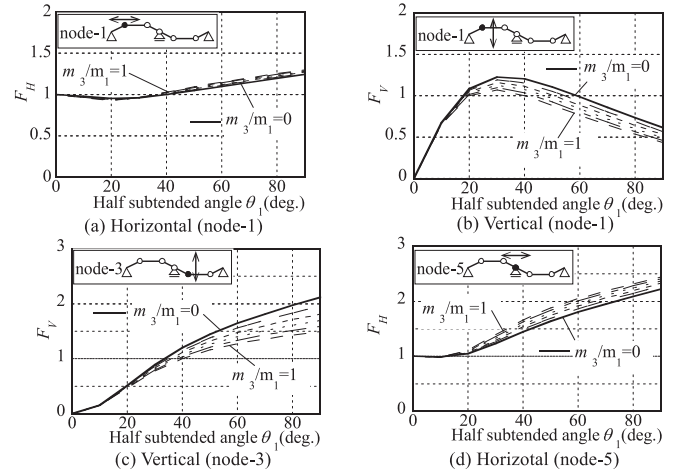


Fig. 12 OR-mode amplification factor by changing m_3/m_1 ($\theta_2=40^\circ$ is fixed)

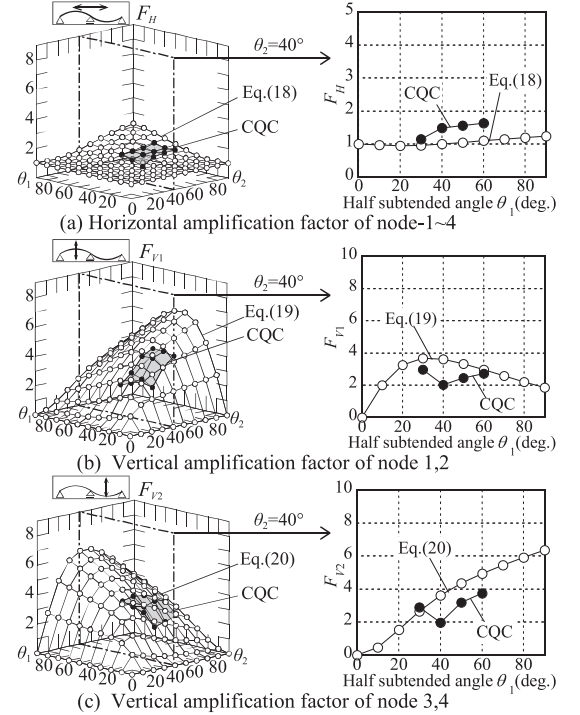


Fig. 13 Amplification factor by OR mode

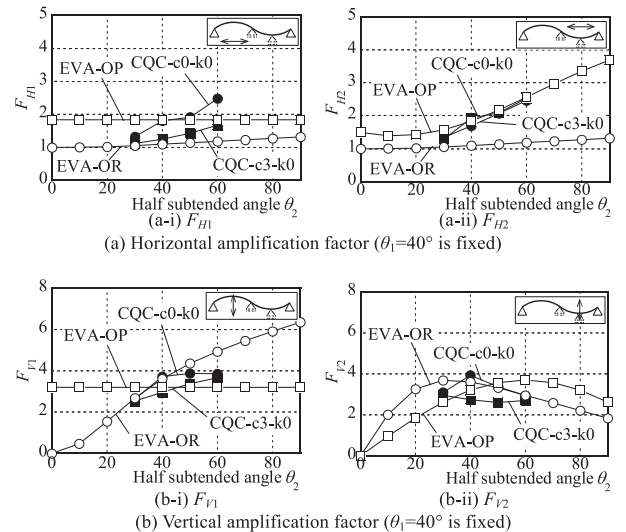


Fig. 14 Comparison of amplification factor by vibration mode

水平方向に関しては (a-i,a-ii) に示すように OP モードによる応答増幅率 F_{OP-H} (EVA-OP) が OR モードによる応答増幅率 F_{OR-H} (EVA-OR) よりも常に大きく、OR モードのみでは過小評価となる。一方で (b-i,b-ii) に示すように、鉛直方向については半開角を変化させると OR モードによる応答増幅率 F_{OR-V} (EVA-OR) が OP モードによる応答増幅率 F_{OP-V} (EVA-OP) を上回る。

4.3 内部支持点位置および水平剛性による応答加速度の変化

Fig. 15 に内部支持点位置およびその水平剛性を変化させた際の固有値解析結果を示す。Fig. 15 (a) に示す c0 では、 $R_k=0$ (a-i) で OR-1 モードが卓越するが、 $R_k=7$ (a-ii) になると OP-1 モードが卓越し、それ以上 R_k を大きくすると OR モードの有効質量が小さくなっていく。Fig. 15 (b) に示す c3 モデルでも同様である。

Fig. 16 に、有効質量上位 5 位のモードに対して行った応答スペクトル解析および有効質量比和 90%を有するモードに対する CQC 解析による準線加速度を示す。支持点位置は c1 に統一し、 $R_k=0$ の場合と $R_k=7$ の場合を比較する。Fig. 16 (a) より $R_k=0$ では水平加速度 (a-i) , 鉛直加速度 (a-ii) とともに CQC90%に対して OP/OR の主要低次振動モード (OR-1, OR-1.5, OP-1.5) が同等に寄与している。Fig. 16 (b) に示すように、 $R_k=7$ まで高めることで CQC90%への寄与は OP モード (OP-1, OP-1.5) が支配的となり、OR モードによる加速度は小さくなる。ただし、剛性比を大きくしても頂点の鉛直振動を抑え左右で完全に独立した OP モードのみの振動として加速度を評価することは難しい。

4.4 正負のライズを有するモデルの加速度分布評価

(1) OP モードにおける加速度分布形状

Fig. 17 に示すように、OP モードにおける加速度分布形状を既往研究⁹⁾での考え方を 2 つのゾーンに分割して表現する。内部鉛直支持点を境界に正のライズ側を Zone1, 負のライズ側を Zone2 とゾーニングし、Zone1, 2 の中心をそれぞれ参照点 O_1 , O_2 とする。以降上下の対称性より Zone1 について議論する。参照点を移動した場合でも、点 O_1 と屋根部各節点 P を x-y 平面に水平投影した 2 点を通り、屋根端部の点 Q を結ぶ線分の水平距離 $L/2$ および平面傾斜角 φ_2 は既往研究⁹⁾と同様の手法により求めることが可能となる。次に、応答増幅率 F_H , F_V をライズ H_1 から算出していることを考慮し、屋根端部から円弧を描くための仮想の点 O_1' の高さを H_1 とする。Fig.17 中薄墨色の領域に示すように点 O_1' および屋根端部の点 Q を通る円弧を描き、その半開角を $\theta(\varphi_2)$ 、曲率半径を $R(\varphi_2)$ とする。また、その円弧上に屋根部節点 P を水平投影した点 P' を配し、円弧の中心と点 O_1' を結ぶ線分と点 P' がなす角度を傾斜角 $\varphi_1(\varphi_2)$ とする。以上により式 (21)~(24) のように屋根部各節点の加速度の算出に必要なスパン L_x 、半開角 θ 、曲率半径 R 、傾斜角 φ_1 全てを平面傾斜角 φ_2 の関数として表すことが可能となり、式 (4),(5) で示した節点加速度評価式に代入することで A_{OP-H} および A_{OP-V} が評価できる。

$$\varphi_2 = \tan(y/x) \quad (21); \quad \theta(\varphi_2) = \sin^{-1} \left(\frac{H \cdot L(\varphi_2)}{H^2 + (L(\varphi_2)/2)^2} \right) \quad (22)$$

$$R(\varphi_2) = \frac{H^2 + (L(\varphi_2)/2)^2}{2H} \quad (23); \quad \varphi_1(\varphi_2) = \sin^{-1} \left(\frac{\sqrt{x^2 + y^2}}{R(\varphi_2)} \right) \quad (24)$$

ただし、 $L(\varphi_2)$: O-P-Q のスパンの 2 倍、 H : シェル最高点高さ、 (x,y,z) : 屋根部の各節点座標 (直交座標系) である。

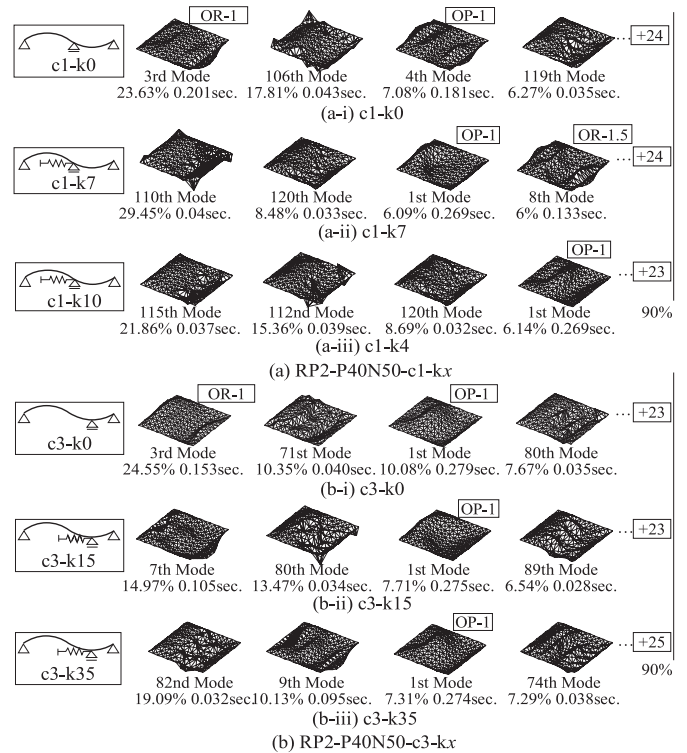


Fig. 15 Principal Eigenmodes (RP2-P40N50-c1/3-kx)

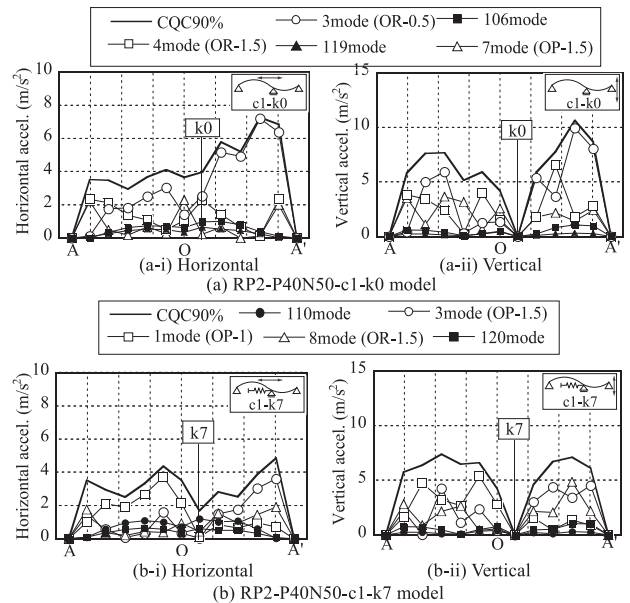


Fig. 16 Response acceleration on ridge of roof by mode

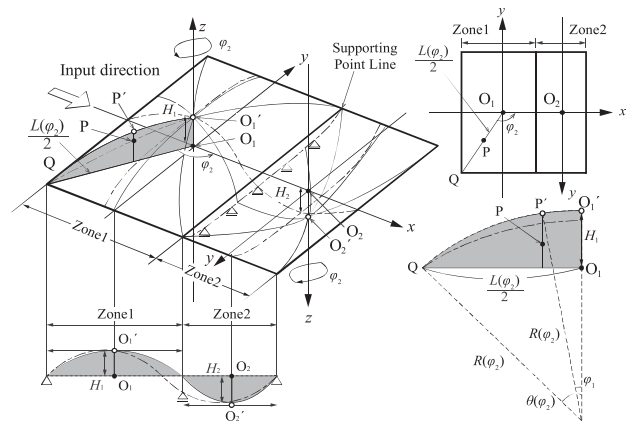


Fig. 17 Polar coordinate system (OP-mode)

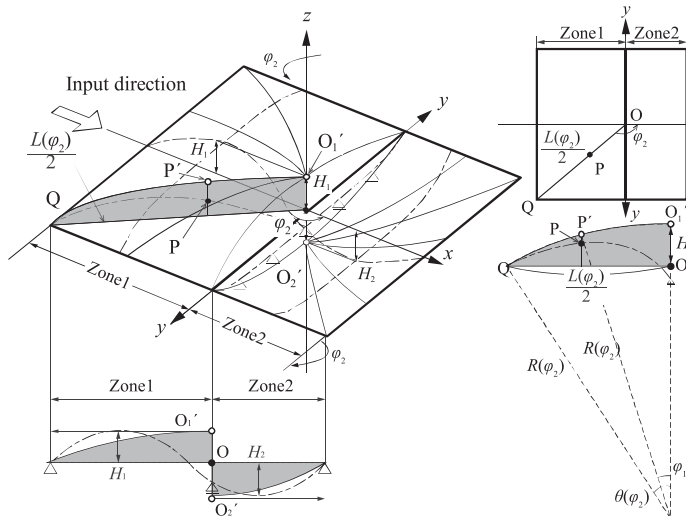


Fig. 18 Polar coordinate system (OR-mode)

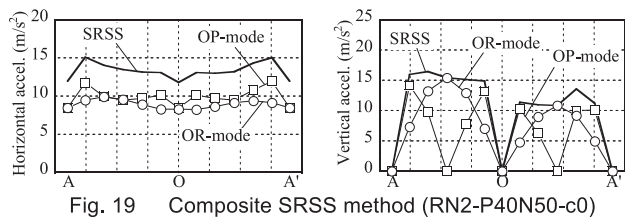


Fig. 19 Composite SRSS method (RN2-P40N50-c0)

(2) OR モードにおける加速度分布形状

OR モードに対しては、全体で 1 つの正弦波の変形を生じること
を考慮し、Fig. 18 に示すように参照点 O をゾーニングの境界に設定
する。そこから OP モードにおける手法と同様に屋根部各節点の加
速度の算出に必要なスパン L 、半開角 θ 、曲率半径 R 、傾斜角 ϕ_1 全
てを平面傾斜角 ϕ_2 の関数として表すことで、OR モードに対しても
式 (21)~(24) が利用可能であり、式 (4), (5) で示した節点加速度評
価式に代入することで A_{OR-H} および A_{OR-V} が評価できる。

参照点を移動し、内部鉛直支持点位置を境界としてゾーニングす
ることで OP モード、OR モードそれぞれの加速度評価が可能となり、
得られた加速度 $A_{OP-H/V}$ 、 $A_{OR-H/V}$ を式 (25) に示すように SRSS 合成す
ることで最大応答加速度を評価することを提案する。

$$A_{SRSS-H} = \sqrt{A_{OP-H}^2 + A_{OR-H}^2}, A_{SRSS-V} = \sqrt{A_{OP-V}^2 + A_{OR-V}^2} \quad (25)$$

Fig. 19 に OP モードと OR モードから求めた準線加速度を SRSS
により合成した際の分布形状を、水平および鉛直方向に対して示す。
双方の振動モードを考慮することにより、各々の加速度分布特性を
補完した評価式となっていることがわかる。

Fig. 20 に準線部の節点加速度を評価した値と有効質量比 90% を
対象とした CQC 解析値を比較したものを示す。なお、屋根形状
P40N50 における内部支持点位置 $c1$, $c3$ について検討し、剛性比 R_k
を変化させる。同図に示すようにどの支持点位置においても R_k が
大きくなるにつれて応答が小さくなる傾向にある。また、前節にて求
めた卓越振動モードが切り替わる境界の $R_k (=7, 15)$, 0 (ローラー),
 ∞ (ピン) を示しているが、提案した手法により最大となるローラ
ー支持モデルの応答を概ね安全側に評価できる。

加速度評価値に節点質量を乗じて得た等価静的地震荷重による
節点変位および部材軸力変化量の CQC 解析値との比較を Fig. 21 に
示す。なお、検討モデルは RP2-P40N50-c0-k0 である。水平および鉛
直変位は 20%、軸力変化量は 40% 程度の誤差があるものの、概ね安
全側の評価となっている。

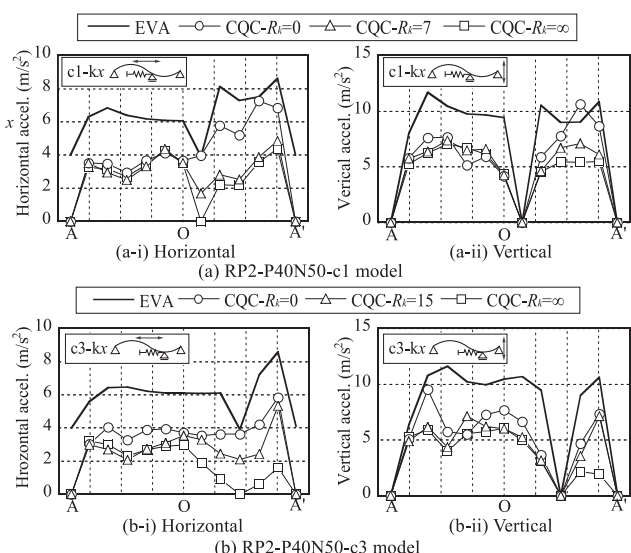


Fig. 20 Response acceleration on ridge line by supporting point (RP2-P40N50-c1, 3-kx)

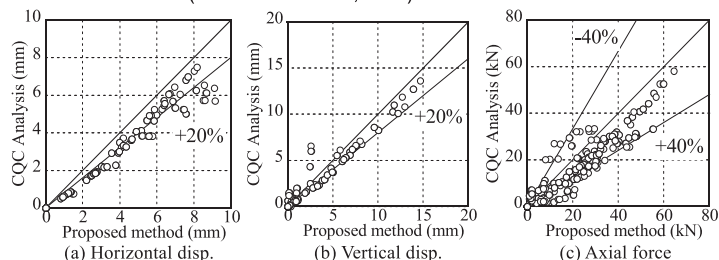


Fig. 21 Accuracy of equivalent static actions (RP2-P40N50-c0-k0)

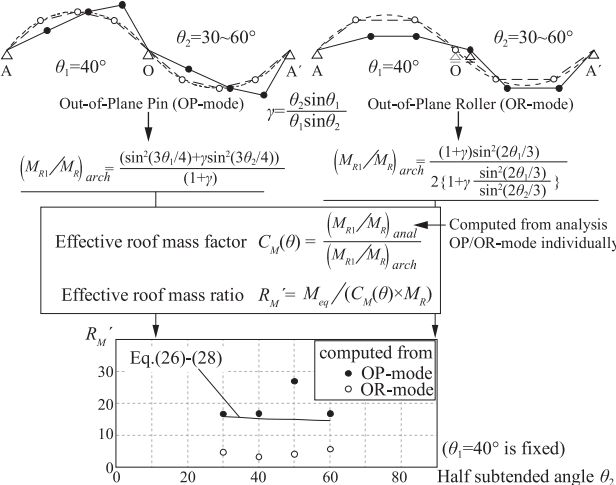


Fig. 22 Comparison effective roof mass ratio by vibration mode

5. 正負のライズを有する支持架構付きラチスシェルの地震応答評価

5.1 支持架構の設計における主要振動モードの決定

続いて支持架構付きモデルにおける地震応答特性を分析する。既往研
究^{7,8)}では固有周期比 $R_T=1$ 近傍の応答増幅について検討しているが、
本検討の正負のライズを有するラチスシェル屋根モデルでは主要な
モードとして OP および OR モードを用いているため、簡易アーチ
モデルによる実効屋根質量比 R_M' を比較することで支持架構を付加
した際により振動に寄与するモードを決定する。既往研究^{7,8)}より屋
根部の振動には式 (26) に示される実効屋根質量比 R_M' が大きく寄
与すると報告されている。実効屋根質量 M_R' は式 (27) によって算出
し、外周材の拘束効果を考慮した実効屋根質量係数 $C_M(\theta)$ は式 (28)
によって定義されている。

$$R_M' = M_{eq}/M_R' \quad (26); \quad M_R' = C_M(\theta) \cdot M_R \quad (27)$$

$$C_M(\theta) = 0.55 \cdot (M_{eq}/M_R)^{\frac{(\theta-\pi/6)}{2}} \quad (28)$$

Fig. 22 に OP/OR 各々のモードの $C_M(\theta) (= (M_{R1}/M_R)^{anal} / (M_{R1}/M_R)^{arch})$ を用いて算出した R_M' を示す。なお $\theta_1=40^\circ$ としている。同図中グラフより、OP モードから導いた R_M' は OR モードから導いた R_M' よりも十分に大きく、より振動に寄与すると考えられる。また、Fig.21 中のグラフには式 (26)~(28) に $\theta_{1,2}$ を代入し、 R_M' が大きい値を採用した評価値も併せて示しており、評価式は概ね解析値を捉えている。これより屋根の主要固有モードの固有周期 T_R の算出には OP モードを用いる。既往研究⁹⁾では、 $R_T=1$ 近傍の増幅を考慮した応答増幅率評価式として式 (29)~(31) が提案されている。

$$F_H = \begin{cases} C_H(\theta) & (0 \leq R_T \leq 5/4 (C_H(\theta))^2) \\ \sqrt{\frac{5}{4R_T}} & (5/4 (C_H(\theta))^2 < R_T \leq 5/4) \\ 1 & (5/4 < R_T) \end{cases} \quad (29)$$

$$F_V = \begin{cases} 3C_V(\theta) & (0 \leq R_T \leq 5/32\theta) \\ \left(\sqrt{\frac{5}{4R_T}} - 1 \right) C_V(\theta) & (5/32\theta < R_T \leq 5/2\theta) \\ 0 & (5/2\theta < R_T) \end{cases} \quad (30)$$

$$F_H' = \sqrt{F_H^2 + \frac{1}{(1-R_T^2)^2 + (1/R_M')^2}}, F_V' = \sqrt{F_V^2 + \frac{1}{(1-R_T^2)^2 + (1/R_M')^2}} \quad (31)$$

ここで、 $F_H' : R_M' > 2.0$, $R_T=0 \sim 1.1$ のとき、 $F_V' : R_M' > 1.0$, $R_T=0 \sim 1.1$ のとき $R_T=1.1 \sim 1.2$ では F_H と F_H' , F_V と F_V' を線形補間する。

本検討では、支持架構の曲げ剛性倍率および質量倍率が 1 倍の場合には $R_T=0.99 \sim 1.07$, $R_M=1.2$ となるため、 F_H および F_V' を使い、OP/OR モードから算出した応答増幅率それぞれに適用する。Fig. 23 にこれらの評価値と CQC 解析値の比較を示す。評価値は、支持架構付加による増幅を考慮した応答増幅率評価式 (29)~(32) を OP/OR モードそれぞれに適用し、加速度評価式 (25) より得られる正のライズ側、負のライズ側の最大加速度を等価 1 質点系の応答加速度 A_{eq} で除した値である。解析値も同様に最大加速度を A_{eq} で除した値である。水平、鉛直ともに評価式 (EVA) は解析値 (CQC) を安全側に捉えており、支持架構を付加した際は OP モードを用いて、実効屋根質量比を適用することで屋根部と支持架構の共振による応答増幅についても概ね評価できている。ただし、 $\theta_{1,2}=50^\circ$ 以上となると特に鉛直応答増幅率の解析値が著しく低減し、評価精度が悪化する。

5.2 周期比を変化させた際の地震応答評価

支持架構の柱部材を、Table 2 に示す $R_T=1$ となる柱断面諸元を基準に曲げ剛性のみを 0.1~50 倍と変化させることで周期比 R_T をパラメータとし、応答特性を分析する。Fig. 23 において比較的评价精度の良い P40N40 モデルにおいて、Fig. 24 に支持架構の曲げ剛性を変化させた際の応答増幅率における評価値と解析値の比較を示す。同図より、鉛直方向では評価式 (EVA) は精度良く解析値 (CQC) を捉え、水平方向ではやや精度が劣るものの安全側で評価しており、共に周期比の変化に対応している。 $\theta_{1,2}=50^\circ$ 以上の場合に精度が下がる現象については、Table 3 に示すように有効質量比の分配が影響している。同表 (a) に示す P40N40 では、 $R_T=0.99$ で支持架構のスウェイ

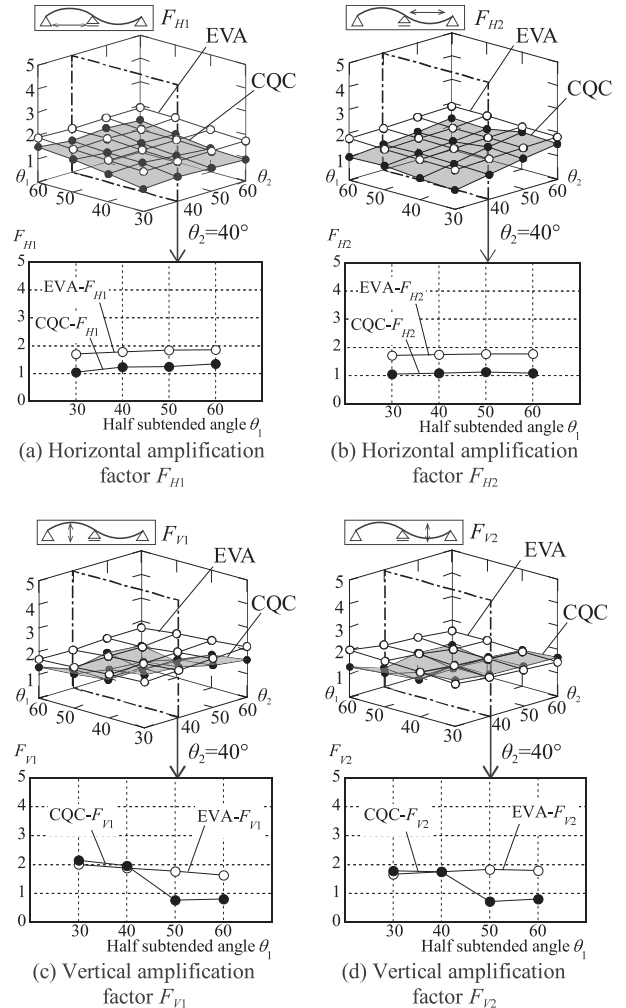


Fig. 23 Amplification factor by changing θ_1 and θ_2 ($R_T=0.99 \sim 1.07$, $R_M=1.2$)

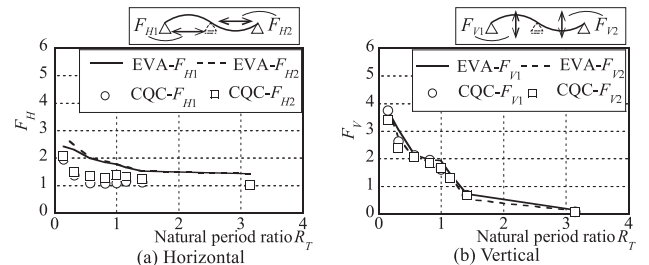


Fig. 24 Amplification factor by changing R_T ($R_M=1.2$)

Table 3 Effective mass ratio distribution

R_T	(a) RP2-P40N40-c0-fx						(b) RP2-P50N50-c0-fx					
	Effective mass ratio						Effective mass ratio					
1.14	1st	2nd	5th	6th	10th	11th	1st	2nd	5th	6th	10th	11th
	85.25%	12.86%	0.78%				97.21%	2.04%	0.33%			
0.99	2nd	6th	10th	11th			2nd	6th	10th	11th		
	74.15%	22.90%	1.04%				94.77%	3.77%	0.67%			
0.81	3rd	8th	13th				2nd	6th	10th	11th		
	55.86%	35.17%	3.10%				87.73%	8.40%	1.92%			
0.57	3rd	15th	9th				2nd	6th	10th	11th		
	35.32%	21.62%	18.77%				51.55%	17.52%	11.36%			
0.31	3rd	57th	47th				25th	2nd	OP-1	4th	OR-2	
	19.20%	13.30%	9.21%				25.30%	20.62%	16.88%			
0.14	93th	3th	182th				3rd	OR-1	2nd	OP-1	88th	
	25.29%	20.34%	7.49%				16.88%	11.78%	9.96%			
0.10	93th	3th	206th				3rd	OR-1	2nd	OP-1	96th	
	26.16%	20.01%	7.84%				16.69%	10.99%	9.31%			
0.00	93th	3th	102th				3rd	OR-1	94th	2nd	OP-1	
	30.04%	29.67%	5.75%				24.42%	23.44%	14.83%			

Sway : Supporting substructure swaying

OP/OR- n : Vibrating by OP/OR-mode with n waves (h : higher mode)

モードの有効質量比が75%程度まで下がり始め、 $R_T=0.81, 0.57$ では面外に一波で変形するモードが十分な有効質量を有する。一方同表(b)に示すP50N50では、面外剛性が大きくなるため、 $R_T=1.00\sim 0.62$ で依然として支持架構のスウェイモードの有効質量比が卓越し、面外変形モードの有する有効質量が小さくなるため式(31)の値ほどには屋根部応答が励起されない。これらのケースでは最も固有ベクトルの大きいOP-1モード、OR-1モードのみを対象とし、両者をSRSS合成により全体を包絡している本提案評価式では、 $R_T=0.5\sim 1.0$ の範囲で過大評価となる。Fig. 25に支持架構付きモデルにおけるP40N40とP50N50の準線AOA'の加速度分布を示す。同図(a)に示すP40N40-f3($R_T=0.57$)は応答が励起されているが、同図(b)に示すP50N50-f3($R_T=0.62$)はOP/OR-1モードの有する有効質量が小さくなり、面外応答が低減している。これらの簡便な補正の例として、 $\theta_{1,2}\geq 50^\circ$ の場合には低減率 $m=0.7$ を共振応答増幅補正式(31)に乗じることを考える。Fig. 26にP40N40/50、P50N40/50モデルにおける等価静的地震荷重による節点変位および部材軸力変化量におけるCQC解析値との比較を示す。なお、半開角 $\theta_{1,2}\geq 50^\circ$ となるモデルには低減率 $m=0.7$ を式(31)に乗じた加速度評価値を用いている。同図に示すように、水平変位、鉛直変位、軸力変化量ともに安全側で評価できている。

6. 結

デプス/スパン比1/50程度のダブルレイヤーを模擬したラチスシェルにおいて、地震応答性状はライズの正負による軸力の変化に影響されないことを確認した。凹凸曲面となる比較的単純な正負のライズ(デプス/スパン比1/100程度のダブルレイヤーを模擬)を有するラチスシェルについて、内部支持点でピンとなるOPモード、ローラーとなるORモードそれぞれの固有振動モードから応答増幅率を誘導し、既往の加速度分布評価手法をゾーニングし援用することで屋根部各節点応答加速度を評価した。さらに、内部支持点位置およびその水平剛性を変化させた際の提案加速度応答評価手法の適用性を確認した。最後に、支持架構と屋根の固有周期比を変化させた際の屋根部の応答について分析し、等価静的地震荷重による精度の検証を行った。以下に得られた知見を示す。

- 1) 同一符号の曲率を有するラチスシェルに対しては既往の加速度評価手法がライズの正負に関わらず適用可能である。一方、正負のライズを併せ持つモデルでは卓越固有振動モードとしてOPおよびORモードが現れ、どちらも屋根部の振動に寄与する。
- 2) OPおよびORモードについて固有ベクトルから応答増幅率を算出し、屋根部各節点をゾーニングし参照点をモードに応じて移動させ、既往の加速度分布評価手法を援用することで各モードの応答加速度を評価できる。さらに双方のモードによる加速度評価値は、SRSS合成することで屋根面全体の応答加速度安全側に捉えることができる。
- 3) 支持架構付きモデルでは、OPモードを屋根部の主要固有振動モードとして用いた実効屋根質量比を適用することで共振による応答増幅を考慮した応答加速度が評価可能であり、屋根部と支持架構の固有周期比 R_T を変化させても解析値と対応する。ただし、半開角 $\theta_{1,2}\geq 50^\circ$ では $R_T=0.5\sim 1.0$ の範囲で共振応答増幅補正式が過大評価となり、0.7倍程度の低減を行うことで精度が向上する。

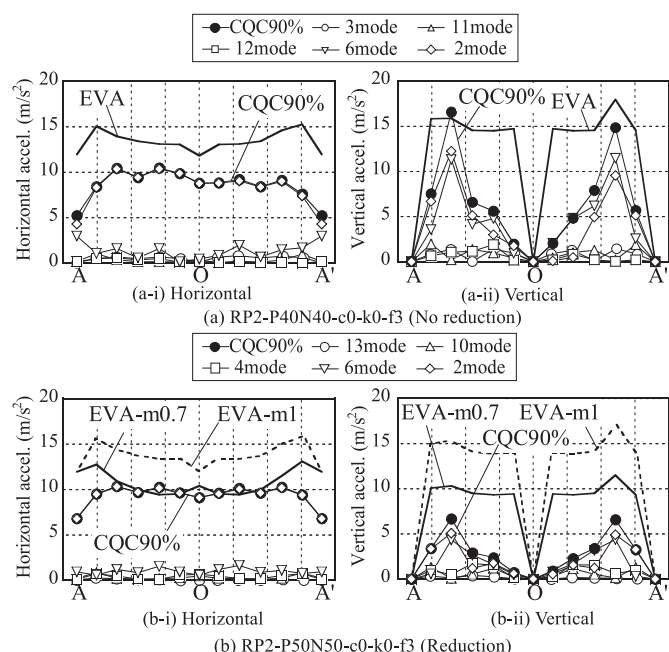


Fig. 25 Acceleration on ridge of roof (Considering reduction)

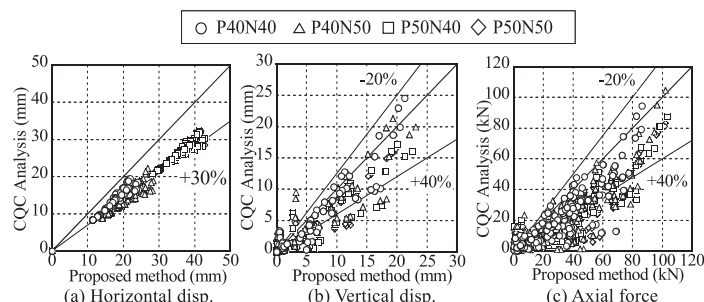


Fig. 26 Accuracy of equivalent static actions ($R_T=0.5, R_M=1.2$)

謝辞

本研究は平成28年度科学研究費補助金基盤(B)(課題番号15H04075)の助成を受けている。

参考文献

- 1) ぎふメディアコスモス, 新建築, 2015.9
- 2) 瞑想の森, 新建築, 2006.7
- 3) Jung, C., and Yamada, M.: The Characteristics of Acceleration Response Distributions of Arches Subjected to Seismic Motions, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, B-1, pp.859-860, 2000.9 (in Japanese)
鄭 讚愚, 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, B-1 分冊, pp.859-860, 2000.9
- 4) Shinohara, Y., Jung, C. and Yamada, M.: The Characteristics of the Instantaneous Acceleration Response Distributions of the Arches Subjected to Seismic Motions Part2 The Study on the Evaluation of the Static Force for Arches, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, B-1, pp.765-766, 2001.9 (in Japanese)
篠原陽介, 鄭 讚愚, 山田大彦: アーチの地震時加速度応答分布特性—その2. 静的地震力の評価に関する研究—日本建築学会大会学術講演梗概集, B-1 分冊, pp.765-766, 2001.9
- 5) Ogawa, T., Nakagawa, M. and Kumagai, T.: Earthquake Response Analysis of Single Layer Lattice Domes with Response Spectrum Analysis, Journal of Structural Engineering, Vol.49B, pp.291-296, 2003.3 (in Japanese)

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

6) 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

7) Takeuchi, T., Kumagai, T., Shirabe, H. and Ogawa, T.: Seismic Response Evaluation of Lattice Shell Roofs Supported by Multistory Structures, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.619, pp.97-104, 2007.9 (in Japanese)

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

8) Takeuchi, T., Kumagai, T., Okayama, S. and Ogawa, T.: Response Evaluation of High-Rise Lattice Domes with Supporting Substructures, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.73, No.629, pp.1119-1126, 2008.7 (in Japanese)

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 73 巻, 第 629 号, pp.1119-1126, 2008.7 (DOI <http://doi.org/10.3130/aijs.73.1119>)

9) Takeuchi, T., Okada, K. and Ogawa, T.: Seismic Response Evaluation of Freeform Lattice Shell Roofs with Supporting Substructures, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.81, No.727, pp.1467-1477, 2016.9 (in Japanese)

竹内 徹, 岡田康平, 小河利行: 支持架構付き自由曲面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 727 号, pp.1467-1477, 2016.9 (DOI <http://doi.org/10.3130/aijs.81.1467>)

10) Kato, S., Nakazawa, S. and Gao, X.: Elastic Seismic Response and Equivalent Static Seismic Forces of Large Span Arches, Journal of Structural and Construction Engineering, Vol.48B, pp.23-36, 2002.3 (in Japanese)

加藤史郎, 中沢祥二, 高 鑫: 大スパンアーチ構造の地震時応答性状の分析と静的地震力の推定, 構造工学論文集, Vol.48B, pp.23-36, 2002.3

11) Kato, S. and Konishi, Y.: A Study on Seismic Response Estimation Based on Push-Over Analysis Applied to Reticular Domes - Investigation in Case of Domes with One Predominant Vibration Mode, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.561, pp.153-160, 2002.11 (in Japanese)

加藤史郎, 小西克尚: ラチスドームの Push-over analysis に基づく地震時応答推定に関する一考察-1 次モード支配型の空間構造物に対する検討一, 日本建築学会構造系論文集, 第 561 号, pp.153-160, 2002.11

12) Konishi, Y., Kato, S., Nakazawa, S. and Kuramoto, H.: A Study Seismic Response Estimation Based on Push-Over Analysis Applied to Reticular Domes - Investigation in Case of Domes with Two Predominant Vibration Modes, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.569, pp.89-96, 2003.7 (in Japanese)

小西克尚, 加藤史郎, 中沢祥二, 倉本 洋: ラチスドームの Push-over analysis に基づく地震時応答推定に関する一考察-2 つのモードが支配的な空間構造物に対する検討一, 日本建築学会構造系論文集, 第 569 号, pp.89-96, 2003.7

13) Yamada, S., Matsumoto, Y. and Kato, S.: Vibration Behavior of Shingle Layer Latticed Cylindrical Roofs under Seismic Motion and the Static Load Modeling, Journal of Japanese Society of Steel Construction, Vol.11, No.41, 2004.3 (in Japanese)

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, 2004.3

14) Kitagawa, Y., Okawa, I., and Kashima, T.: Evaluation of Design Earthquake Ground Motion for Buildings, Building Research Data, No.83, pp.80, 1994.11

北川良和, 大川 出, 鹿島俊英: 設計用入力地震動作成手法, 建築研究資料, 建設省建築研究所, No.83 1994.11

付録 1

2.2 節で設定した屋根形状の作成法は「逆さ吊り」と呼ばれている手法と同様の考え方の形状作成手法となる。作成した形状を組み合わせて形成した屋根形状の代表例として, RP2-P30N30 の屋根節点座標を下記に示す。

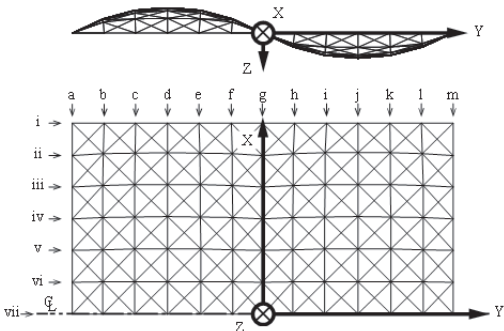


Fig. A1 Elevation and half plan of RP2-P30N30

Table A1 Coordinate of each node (mm)

[cm]	a	b	c	d	e	f	g	h	i	j	k	l	m
i	X 1800	1800	1800	1800	1800	1800	1800	1800	1800	1800	1800	1800	1800
	Y -1800	-1500	-1200	-900	-600	-300	0	300	600	900	1200	1500	1800
	Z 0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
ii	X 1500	1514	1523	1525	1523	1514	1500	1514	1523	1525	1523	1514	1500
	Y -1800	-1510	-1206	-900	-594	-289	0	289	594	900	1206	1510	1800
	Z 0	-100	-132	-140	-132	-100	0	100	132	140	132	100	0
iii	X 1200	1212	1222	1226	1222	1212	1200	1212	1222	1226	1222	1212	1200
	Y -1800	-1513	-1210	-900	-590	-286	0	286	590	900	1210	1513	1800
	Z 0	-122	-187	-207	-187	-122	0	122	187	207	187	122	0
iv	X 900	909	917	920	917	909	900	909	917	920	917	909	900
	Y -1800	-1514	-1211	-900	-589	-286	0	286	589	900	1211	1514	1800
	Z 0	-128	-205	-231	-205	-128	0	128	205	231	205	128	0
v	X 600	606	611	613	611	606	600	606	611	613	611	606	600
	Y -1800	-1514	-1211	-900	-588	-286	0	286	588	900	1211	1514	1800
	Z 0	-130	-211	-238	-211	-130	0	130	211	238	211	130	0
vi	X 300	303	306	307	306	303	300	303	306	307	306	303	300
	Y -1800	-1514	-1212	-900	-588	-286	0	286	588	900	1212	1514	1800
	Z 0	-130	-213	-241	-213	-130	0	130	213	241	213	130	0
vii	X 0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	Y -1800	-1514	-1212	-900	-588	-286	0	286	588	900	1212	1514	1800
	Z 0	-130	-213	-241	-213	-130	0	130	213	241	213	130	0

SEISMIC RESPONSE EVALUATION OF LATTICE SHELL ROOFS WITH POSITIVE AND NEGATIVE CURVATURE

*Toru TAKEUCHI^{*1}, Kou MAEHARA^{*2} and Toshiyuki OGAWA^{*3}*

^{*1} Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

^{*2} Former Grad. Student, Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, M. Eng.

^{*3} Prof. Emeritus, Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

1. Introduction

When lattice shell roofs with a rise are subjected to horizontal ground motions, coupled horizontal and vertical responses are dominated, and the responses are complicated to estimate. The authors have proposed simple evaluation methods of various shells for computing the responses by use of equivalent static loads. However, these evaluation methods are examined for shells and domes constituted only by a positive curvature. This paper presents a response evaluation method of shells with a positive and negative curvature by applying the previously proposed method.

2. Material and dimension properties of models in numerical examinations

The material and dimension properties of models in numerical examinations are described. These models are defined by six parameters: the rise pattern, the roof shape (positive or negative curvature), the half subtended angle, the position of supports, the stiffness ratio of the column support to the roof, and the magnitude of substructure bending stiffness.

3. Seismic response evaluation of roof models with negative curvature

The seismic characteristic of shells with a positive curvature is not quite different from those with a negative curvature.

4. Seismic response evaluation of roof models with positive and negative curvature

Calculation of eigenvalues gives that the dominant vibration modes of the shells with a positive and negative curvature are constituted by two modes: the bending mode with pin supports (OP-mode), and the sway mode with roller supports (OR-mode). The amplification factors of the shell subjected to horizontal ground motions in these two modes can be predicted taking eigenvectors based on previous method. As the horizontal stiffness of column support increases, the OP-mode generally dominates compared to the OR-mode. The response acceleration distribution of each mode is also examined by applying the previous evaluation method, shifting reference points, and extracting a zone with single curvature. The response acceleration of the shell roof nodes can be predicted by combination of these two modes calculated by SRSS.

5. Seismic response evaluation of lattice shell roofs with positive and negative curvature with supporting substructures

When a substructure supports a lattice shell roof with positive and negative curvature, the numerical examination provides that the OP-mode is more dominant in a response amplification factor by resonance between the roof and substructure, than the OR-mode regarding the effective roof mass. The response amplification factor, obtained from an evaluation method in the previous research, coincides with that from the CQC method except for a condition that θ is larger than 50° and R_f ranges from 0.5 to 1.0. Although on this condition the response amplification factor is drastically conservative, the accuracy of this factor is improved when a reducing factor is introduced.

6. Conclusions

- 1) In lattice shell roofs with single curvature, the evaluation method in the previous research can be applied for both with positive and negative curvatures. However, the lattice shell roof with positive and negative curvatures is dominated by two main eigenmodes: bending mode with pin supports, and swaying mode with roller supports.
- 2) The dominant vibration modes of the shells with a positive and negative curvature are constituted by two modes: the bending mode with pin supports (OP-mode), and the sway mode with roller supports (OR-mode). The response acceleration of the shell roof nodes can be predicted by combination of these two modes calculated by SRSS.
- 3) Even when a substructure supports a lattice shell roof with positive and negative curvature, the proposed response evaluation method combining OP and OR modes is found to be valid, by using effective roof mass ratio derived from OP-mode only.

(2017年2月9日原稿受理, 2017年6月1日採用決定)