任意方向地震動を受ける直線推動型 HP ラチスシェルの
下部構造との固有周期比および質量比を考慮した応答評価SEISMIC RESPONSE EVALUATION CONSIDERING NATURAL PERIOD RATIOS AND MASS RATIOS
WITH SUPPORTING SUBSTRUCTURE OF HP LATTICE SHELLS WITH STRAIGHT EDGE LINES
SUBJECTED TO EARTHQUAKE MOTIONS WITH ARBITRARY DIRECTION熊谷知彦^{*1}, 若尾真里^{*2}, 新田和哉^{*3}, 小河利行^{*4}*Tomohiko KUMAGAI, Mari WAKAO, Kazuya NITTA
and Toshiyuki OGAWA*

The seismic response behavior of HP shells is affected by the stiffness and mass of supporting substructure and the stiffness of roof. Also, the response behavior is expected to vary depending on the input direction of seismic wave because HP shells have directionality. In this paper, the response behavior of HP lattice shells considering the change of natural period ratios, mass ratios and input directions is investigated. The evaluation methods for maximum response accelerations of HP shells subjected to earthquake motions with arbitrary direction are proposed. In addition, the natural period estimation formula for HP shells is proposed.

Keywords : *HP lattice shell with straight edge lines, natural period ratio, mass ratio, seismic response evaluation, arbitrary direction input, natural period estimation formula*

直線推動型 HP ラチスシェル, 固有周期比, 質量比, 地震応答評価, 任意方向入力, 固有周期評価式

1. 序

HP(Hyperbolic Paraboloidal) シェルは, 任意の放物線を自身とは正負が逆の曲率を持つ放物線に沿って推動することによって得られる推動 2 次曲面からなる。基本的な形状は, 放物線を推動することにより得られる鞍型曲面と, その一部を切り出すことにより得られる縁辺が直線形状の直線推動型曲面の 2 種類である。

HP シェルに関してはこれまでに様々な研究が成されている。数値解析による静的な力学特性に関しては, 小河らが鞍型単層 HP ラチスシェルの対象に, 座屈性状および座屈荷重の評価を行っている^{1),2)}。また, 直線推動型 HP ラチスシェルにおいても, 荷重不整および形状初期不整を有する場合について座屈解析を行うことにより, 各種不整が座屈性状に及ぼす影響を明らかにしている³⁾。また, 静的な力学特性に関する実験的研究としては, 小河らによる鞍型 HP ラチスシェルの対象として等分布荷重と偏載荷重に対する載荷実験を行い, その座屈性状への影響を把握した研究がある⁴⁾。直線推動型 HP シェルに関しては, 藤本らによる中央集中載荷時における変形状および PC 鋼棒による導入初期軸力量の影響について把握した研究がある⁵⁾。

以上のように, 静的な力学特性については, 数値解析, 載荷実験

により座屈性状および破壊性状が分析され, 座屈荷重の推定法が提案されるに至っている。

一方, 動的な振動特性に関する研究については, 武藤厚らが RC 造 HP シェルを対象として, 地震応答解析により応答性状を把握した上で, 耐震性能評価を行った研究がある^{6),7)}。また, 武藤清らは RC 造 HP 型タワーを対象に, 自由振動解析, 地震応答解析によって振動特性, 地震応答性状を検討している⁸⁾。鉄骨造の HP ラチスシェルの対象とした研究としては, 熊谷らによる地震応答予測式を提案した研究^{9),10)}がある。

以上のように, HP シェルの動的応答性状についての研究の多くが RC 造を対象としており, 鉄骨造の HP ラチスシェルについて体系的にまとめた研究は数少ない。

空間構造物の振動性状は, 屋根構造と下部構造の固有周期比, 質量比の影響を受けることが知られている。竹内らは屋根型円筒ラチスシェル, ラチスドームを対象として下部構造の剛性, 固有周期, 質量の違いが応答性状に与える影響について分析している^{11)~13)}。HP ラチスシェルにおいても実際に屋根構造として用いる場合には下部構造を有することが多く, それらの影響を受けると考えられるが, 上述の文献 10) において, 屋根構造と下部構造の固有周期比の

^{*1} 明治大学理工学部建築学科 准教授・博士(工学)

^{*2} 元明治大学大学院理工学研究科建築・都市学専攻
大学院生・修士(工学)

^{*3} 鴻池組 修士(工学)(元明治大学大学院 大学院生)

^{*4} 東京工業大学 名誉教授・工博

Assoc. Prof., Dept. of Arch., School of Science and Technology, Meiji University, Dr.Eng.
Former Grad. Student, Dept. of Arch. and Urbanism Eng., Graduate School of Science and
Engineering, Meiji University, M.Eng.
Konoike Construction Co., Ltd., M.Eng. (Former Grad. Student, Meiji Univ.)
Prof. Emeritus, Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

影響は考慮されているものの、質量比の影響については検討されていない。

そこで本研究では、提案されている応答評価式¹⁰⁾を基にして、固有周期比および質量比を変化させたときの HP ラチスシェルの自由振動特性および地震応答性状を明らかにする。また、それらの変化を考慮した地震応答評価式を提案し、その精度を確認する。加えて、入力方向が HP ラチスシェルの自由振動特性、地震応答性状に与える影響について分析し、任意方向地震動に対する応答評価手法を提案する。さらに、文献 15) において提案されているラチスシェルを対象とした固有周期評価式を基に直線推動型 HP ラチスシェルに対応した評価式を提案し、応答評価法の汎用性の向上を図る。

2. HP ラチスシェルの数値解析概要

2-1. 解析モデル

解析モデルは、式 (1) で表される曲面で構成されている下部構造を有する鉄骨造の単層 HP ラチスシェルであり、Fig.1 に全体図、立面図、地震波の入力方向を、Table 1 に形状諸元を示す。

$$z = -\frac{4H^2}{L_x^2}x^2 + \frac{4H^2}{L_y^2}y^2 \quad (1)$$

対象とする解析モデルは、HP シェル屋根面のみ R モデルと、下部構造を有する F モデルである。 $x(0\text{deg.})$ 方向入力に沿った対角線上の節点 A, O, A' を中央線と呼ぶ。また、中央線と直交する対角線上の節点を B, O, B' とする。境界条件は、R モデルでは、4 隅においてピン支持とし、縁辺上の節点は外向き方向に移動を許す一方向ピン・ローラー支持とする。F モデルでは柱脚部で固定支持とし、屋根構造と下部構造はピン接合とする。網目形状は上に凸の方向に斜材を設ける arch タイプと、下に凸の方向に斜材を設ける

Table 1 Dimensions of shells

Half open angle of member θ_0 [deg.]	2.0	2.5	3.0
Half open angle θ [deg.]	15.9	19.8	23.7
Span $L_{s1}=L_{s2}$ [cm]	2000		
Span $L_x=L_y$ [cm]	5657		
Rise H [cm]	395	494	593
Shell radius $R_s=L_{s1}L_{s2}/H$ [cm]	10322	8345	7043
Rise-span ratios H/L_{s1}	0.20	0.25	0.30
Height of supporting substructure H_s [cm]	700~1095	700~1194	700~1293

suspension (以降, sus) タイプとする。中央部材半開角 θ_0 は中心部の斜材が水平となす角であり、R, F モデルともに 2.0, 2.5, 3.0deg. とする。各 θ_0 に対応する半開角 θ は 15.9, 19.8, 23.7deg. となる。

Table 2 に部材諸元を示す。構成部材は全て円形鋼管とする。固定荷重は、屋根荷重 1.18kN/m^2 、壁荷重 0.98kN/m^2 とする。屋根構造の部材断面は、固定荷重に対し部材安全率 $\nu = 2.5$ 以上となるように短期許容応力度設計により設計する。なお、屋根境界部材については $\nu = 5.0$ とする。下部構造は、ベースシアー係数 $C_0=0.3$ のせん断力、および屋根構造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 $1/200$ 以下となるように設計する。なお、設計における F 値は 235N/mm^2 、ヤング係数 E は 206000N/mm^2 とする。

地震波の入力角度 ϕ は Fig.1 の (iii) に示すように x 方向を 0deg. , y 方向を 90deg. とし、任意方向として $\phi=22.5, 45, 66.5\text{deg.}$ を採用する。

Fig.2 に各モデルを屋根構造と下部構造の合計質量および下部構造の水平剛性を持つ 1 質点系モデルに置換した場合の等価固有周期 T_{eq} を示す。各モデルの剛性および質量を変化させたときの固有周期比を R_T 、質量比を R_M として下式のように定義する。

$$R_T = T_{eq} / T_R \quad (2) \quad R_M = M_{eq} / M_R \quad (3)$$

ここに、 T_{eq} は Fig.2 に示す 1 質点モデルの等価固有周期、 T_R は R モデルの Fig.4 に示す逆対称 1 波 (O1) モードの固有周期、 M_{eq} は

Table 2 Member properties

	Half open angle of member θ_0 [deg.]	Member slenderness ratio λ	Diameter D [cm]	Thickness t [cm]	Sectional area A [cm ²]	Geometrical moment of inertia I [cm ⁴]
Grid member	2.0	31.80	45.72	0.90	126.7	3.183×10^4
	2.5	36.20	40.64	1.10	136.6	2.672×10^4
	3.0	41.96	35.56	1.27	136.8	2.014×10^4
Diagonal member	2.0	31.80	64.48	0.90	179.2	9.060×10^4
	2.5	36.20	57.29	1.10	193.2	7.631×10^4
	3.0	41.96	50.10	1.26	193.5	5.773×10^4
Edge beam, Upper beam	2.0	18.09		1.60	400.5	3.180×10^5
	2.5	18.26		1.50	376.0	2.992×10^5
	3.0	18.46		1.40	351.3	2.803×10^5
Lower beam, Column		45.72	42.92	1.40	194.9	4.790×10^4

Fig.2 Equivalent natural period T_{eq} of single mass system model

Table 3 Natural period ratios R_T

			Half open angle of member θ_0 [deg.]		
	Magnification of out of plane stiffness of roof	Magnification of supporting substructure stiffness	2.0	2.5	3.0
archF	1	1	1.7	1.6	1.5
	10		5.1	4.8	4.3
	50		11.0	10.4	9.4
	100		15.0	14.2	12.9
	1	0.1	5.3	5.1	4.7
		3	1.0	1.0	0.9
		10	0.6	0.5	0.5
		100	0.2	0.2	0.2
susF	1	1	1.6	1.7	1.6
	10		4.4	4.3	4.1
	50		9.4	9.1	8.4
	100		12.9	12.5	11.6
	1	0.1	5.1	5.3	5.2
		3	1.0	1.0	1.0
		10	0.5	0.6	0.6
		100	0.2	0.2	0.2

1 質点モデルの等価質量, M_R は屋根構造の質量である。

以上の変数に従いモデル名は, 次のように表記する。

R モデル: [網目形状] [部材半開角 θ_0] R- [屋根構造の面外剛性倍率]

F モデル:

[網目形状] [部材半開角 θ_0] F-R_T [固有周期比] -R_M [質量比] - [入力角度 ϕ]

なお, [] には対応する変数の名称または値が入る。

各モデルの固有周期比 R_T を Table 3 に示す。固有周期比 R_T は, 屋根構造の面外剛性 (以降, 屋根面外剛性) を 1 倍, 10 倍, 50 倍, 100 倍, 下部構造の水平剛性を 0.1 倍, 1 倍, 3 倍, 10 倍, 100 倍とすることで変化させる。屋根面外剛性, 下部構造の水平剛性は共に, 構成部材の断面二次モーメント I により定める。なお, 部材断面積 A は変化させない。屋根面外剛性が 10 倍 ~ 100 倍のモデルは, Table 4 に示すように, 同断面積でデプス / スパン比が 1/50, 1/20, 1/15 程度の二層 HP ラチスシェルに相当する。次に, 検討モデルの質量比 R_M の一覧を Table 5 に示す。質量比 R_M は, Table 6 に示す基準とする下部構造上半分の質量 M_S を 1, 10, 30, 50 倍することで変化させる。また, 質量比を変化させたモデルの R_T は, 1.0 付近で 0.6 ~ 1.4 (0.2 刻み) に設定する。任意方向においては, $R_T=1.0$ に固定し, 質量比 R_M を変化させたモデルについて検討を行う。

Table 4 Depth span ratios (d/L_x)

Half open angle of member θ_0 [deg.]	Magnification of out of plane stiffness of roof			
	1	10	50	100
2.0	-	1/40	1/18	1/13
2.5	-	1/46	1/20	1/14
3.0	-	1/52	1/23	1/16

Table 5 Mass ratios R_M

Magnification of mass supporting substructure	Half open angle of member θ_0 [deg.]		
	2.0	2.5	3.0
1	1.6	1.7	1.8
10	7.1	7.9	8.6
30	19.4	21.7	23.9
50	31.6	35.4	39.2

Table 6 Mass of upper half of supporting substructure M_S

Half open angle of member θ_0 [deg.]	Mass of upper half of supporting substructure M_S [t]
2.0	119
2.5	135
3.0	151

2.2. 解析方法

解析方法は, 自由振動解析およびモード間の相関を考慮可能な CQC 法を用いた応答スペクトル解析である。減衰は Rayleigh 型とし, 減衰定数は 1 次と 2 次モードに対して 2% とする。既論文 (11), (12) では, CQC 法で採用すべき振動モードの有効質量比和を球形ドームでは 90% 以上, 屋根型円筒シェルでは 98% 以上としている。本研究では, 有効質量比和 100% の結果と比較した上で, 有効質量比和 99.5% 以上となる振動モードを採用する。

2.3. 入力波

入力地震波は, Fig.3 に示す告示第 1461 号の稀に発生する地震動の第 2 種地盤における加速度応答スペクトルを使用する。入力方向は Fig.1 に示す水平 x 方向, y 方向, 任意方向とする。

Fig.3 Response spectrum (the second type ground of notification)

3. R モデルの自由振動特性および地震応答性

Fig.4 に arch2.5R-* モデルの x 方向入力における上位 4 つの卓越固有モードを有効質量比, 固有周期と併せて示す。屋根面外剛性の増加に伴い, 卓越固有モード形状は波数の少ない形状に単純化される。また, 屋根面外剛性 50 倍, 100 倍において, 屋根の逆対称 1 波モード (O1 モード) が上位 2 モードに現れる。Fig.5 に arch2.5R-* モデルにおける中央線上の最大加速度応答倍率分布を示す。水平方向では, 屋根面外剛性によらず分布は一山型となる。鉛直方向では, 剛性倍率の小さいモデルでは高次のモードが励起される影響で台形状の二山型となり, 剛性倍率が大きくなるに従い O1 モードの影響を受けた分布となる。また, 屋根面外剛性の増加に伴い応答倍率が減少し, 50 倍以上で収束している。これらの傾向は, 網目形状, 半開角によらず同様である。

4. R モデルの地震応答評価

Fig.6 に O1 モードの有効質量比が大きい剛性倍率が 50, 100 倍の R モデルにおける CQC 法による最大応答加速度倍率と半開角の

Fig.4 Eigenmodes of R model

Fig.5 Distributions of maximum response accelerations magnification factors of R model (arch2.5R-*)

Fig.6 Relationships between maximum response accelerations magnification factors and half open angles (R model)

Fig.7 Comparisons between responses by CQC method and those by proposed method (arch2.5R-*)

関係を示す。ここで、水平応答では、屋根面節点の水平応答加速度の最大値 A_H を入力加速度の最大値 S_{Ag} で除している。また、鉛直応答では、屋根面節点の鉛直応答加速度の最大値 A_V を O1 モードの周期に対応する応答スペクトル (Fig.3) の値 S_{AO1} で除している。水平応答加速度倍率は半開角によらずほぼ一定であり、arch タイプでは半開角の増加に伴い減少する傾向は見られるものの、約 1.5 倍、sus タイプでは約 2.0 倍である。水平加速度では、2.2 倍の一定と設定することで両タイプを統一的に評価し、最大値を包含できる。一方、鉛直応答では、応答加速度倍率は半開角が増加するにつれて増大する。文献 11), 12) に倣い、応答倍率が比例関係 $C_V \times \theta$ にあるとして評価する。ここで C_V は定数であり、 θ の単位は rad である。本研究では、応答の大きい arch タイプを包含するように、 $C_V=3.5$ と

Fig.8 Eigenmodes of F model (arch2.5F-R*-R_M1.7-0)

する。上記および文献9)を参考に屋根構造のみのRモデルの最大応答加速度分布を以下のように設定する。

$$\text{水平: } A_{RH}(x,y) = S_{A_g} \left\{ 1 + \frac{6}{5} \cos \pi \left(\frac{x}{L_x - 2|y|} \right) \cos \pi \left(\frac{y}{L_y - 2|x|} \right) \right\} \quad (4)$$

$$\text{鉛直: } A_{RV}(x,y) = S_{A_g} C_r \theta \sin \pi \left(\frac{2x}{L_x} \right) \cos \pi \left(\frac{y}{L_y - 2|x|} \right) \quad (5)$$

Fig.7にRモデルの応答評価法の精度を示す。応答評価法による加速度 A_{RH} , A_{RV} および A_{RH} , A_{RV} と質量の積を静的地震荷重として載荷した場合の変位, 軸力, 曲げモーメントをCQC法による解析値と比較する。図中には誤差の程度を表す割合を示す。誤差の程度は, CQC法による応答値に対する応答評価法による評価値とCQC法による応答値の差として定義し, 応答評価法がCQC法の応答値より大きい場合には安全側(+), 小さい場合には危険側(-)としている。誤差は, 応答の種類によらず約50~60%である。変位は分布性状をとらえており, 安全側の評価となっている。加速度, 軸力および曲げモーメントでは, 危険側の評価となっているケースもあるが, 卓越するO1モードの有効質量比の小さい屋根面外剛性が1, 10倍のモデルを含めほとんどの応答を安全側に評価できており, 分布性状も捉えられている。

5. R_T が異なるFモデルの自由振動特性および地震応答性状

Fig.8にarch2.5F- $R_T^*-R_M1.7$ -0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。下部構造剛性が大きい $R_T=0.2$ のモデルを除いて, O1モードと下部構造のスウェイモードが同位相で連成するO1+モードと逆位相で連成するO1-モードが卓越する。また, O1+モードの有効質量比は, R_T が増加するに従い増加する。各 R_T に対するO1+, O1-モードの有効質量比をFig.9に示す。O1+とO1-モードの有効質量比の合計は, 94%以上となる。この傾向は, 半開角によらない。次に, arch2.5F- $R_T^*-R_M1.7$ -0モデルの中央線AOA'上の最大加速度応答倍率分布をFig.10に示す。水平方向では, R_T が5.0程度以上のモデルの応答は一定となる。それ以外のモデルでは, 概ね一山型の分布形状を示す。鉛直方向では, R_T が1.0付近で

Fig.9 Effective mass ratios of O1+ mode and O1- mode (arch2.5F- $R_T^*-R_M1.7$ -0)

Fig.10 Distributions of maximum response accelerations magnification factors of F model (arch2.5F- $R_T^*-R_M1.7$ -0)

は屋根構造と下部構造が共振することにより, 応答が大きい。その分布は, Rモデルと同様に卓越するO1モードの影響を受け, 概ね二山型の分布形状となる。また, R_T が約5.0以上のモデルでは屋根構造がほとんど振動せず, 応答は微小である。図には示していないが, 鉛直方向においては, 半開角 θ の増加に伴い, 応答は増加する。

6. R_M が異なるFモデルの自由振動特性および地震応答性状

Fig.11に質量比 R_M の異なるarch2.5F- $R_T1.0$ - R_M^* -0の卓越固有モードを有効質量比, 固有周期と併せて示す。Fig.8(iii)に示した $R_M=1.7$ の場合と同様に質量比 R_M が大きい場合でもO1±が上位2モードに現れ, それらの合計有効質量比は95%以上となる。Fig.12にarch2.5F- $R_T1.0$ - R_M^* -0モデルの最大加速度応答倍率分布を示す。応答の方向によらず R_M の増加に伴い, 応答倍率は増加するが, 分布形状に変化はない。また, 鉛直方向において, 卓越するO1モードの影響により, 分布形状は R_M によらず二山型となる。

7. 任意方向入力に対する自由振動特性および地震応答性状

Fig.13に90, 22.5deg. 入力に対するarch2.5F- $R_T1.0$ - $R_M1.7$ モデルの卓越固有モードを示す。 y 方向90deg. 入力ではO1-モードが67%,

Fig.11 Eigenmodes of F model (arch2.5F- $R_T1.0$ - R_M^* -0)

Fig.12 Distributions of maximum response accelerations magnification factors of F model (arch2.5F- $R_T1.0$ - R_M^* -0)

Fig.13 Eigenmodes of F model

Fig.14 Distributions of maximum response accelerations magnification factors of F model (arch2.5F-R_T1.0-R_M35.4-*)

O1+ モードが 31% となる。22.5deg. 入力時では、 x 方向 0deg. 入力時に現れたモードの有効質量比が約 85%、 y 方向 90deg. 入力時の約 15% となり現れている。これらの割合は、 x 方向 0deg. 入力時に対して $\cos^2\phi$ 、 y 方向 90deg. 入力時に対して $\sin^2\phi$ の割合となっている。Fig.14 に arch2.5F-R_T1.0-R_M35.4-* モデルの $\phi=0, 22.5, 45, 90$ deg. 入力時の AOB' 上における最大応答加速度倍率分布を示す。任意方向入力である 22.5, 45deg. 入力では入力角度に対応して 0, 90deg. 入力時の双方の影響を受けることが最大応答倍率分布からもわかる。

8. F モデルの地震応答評価

8.1. x 方向 0deg. 入力の場合の地震応答評価

本章では、前章までの分析を踏まえて下部構造を有する F モデルの最大応答加速度分布の評価を試みる。まず、 x 方向 0deg. 入力について検討する。Fig.2 に示す 1 質点系モデルの応答加速度 A_{eq} に対する屋根面上の最大応答加速度の比である応答増幅率を、文献 2) に従い、下式のように定義する。

$$\text{水平: } F_{RH} = A_{Hmax}/A_{eq} \quad (6)$$

$$\text{鉛直: } F_{RV} = A_{Vmax}/C_V \theta A_{eq} \quad (7)$$

ここに、 A_{Hmax} 、 A_{Vmax} はそれぞれ屋根面節点の水平、鉛直応答加速度の最大値、 A_{eq} は等価 1 質点系モデルの応答加速度である。

Fig.15 Relationships between amplification factors for HP lattice shells and R_T

Fig.16 Amplification factors for HP lattice shells with different R_T ($R_M=31.6, 35.4, 39.2, \phi=0$)

CQC 法により得られた最大応答加速度 A_{Hmax} 、 A_{Vmax} から式 (6)、(7) より求めた R_M の小さな arch θ_0 F-R_T*- R_M 1.6, 1.7, 1.8-0 モデルの応答増幅率 F_{RH} 、 F_{RV} を、固有周期比 R_T に対してプロットして Fig.15 に示す。これらの応答増幅率 F_{RH} 、 F_{RV} を包絡する屋根面の応答増幅率評価式を固有周期比 R_T の関数として次式のように設定する。

$$\text{水平: } F_{RH} = \begin{cases} 2 & (0 < R_T \leq 2/9) \\ 1/2(\sqrt{2/R_T} + 1) & (2/9 < R_T \leq 2) \\ 1 & (2 < R_T) \end{cases} \quad (8)$$

$$\text{鉛直: } F_{RV} = \begin{cases} 2 & (0 < R_T \leq 1) \\ \sqrt{9/R_T} - 1 & (1 < R_T \leq 9) \\ 0 & (9 < R_T) \end{cases} \quad (9)$$

次に、質量比 R_M の変化を考慮した場合の応答評価について検討する。Fig.16 に CQC 法により得られた最大応答加速度 A_{Hmax} 、 A_{Vmax} から式 (6)、(7) より求めた応答増幅率 F_{RH} 、 F_{RV} と R_T の関係を示す。図中には、式 (8)、(9) および式 (10)、(11) を併せて示す。屋根型円筒ラチスシェルを対象とした文献 13) と同様に、HP ラチスシェルにおいても $R_T=1.0$ 近傍において R_M の増加に伴い式 (8)、(9) の応答増幅率を超過する領域が生じる。その領域における応答増幅率の超過を考慮した補正式を文献 13) に倣い、次式のように設定する。

$$\text{水平: } F_{RH}' = \sqrt{F_{RH}^2 + \frac{1}{(1-R_T^2)^2 + (0.5/R_M)^\theta}} \quad (10)$$

$$\text{鉛直: } F_{RV}' = \sqrt{F_{RV}^2 + \frac{1}{(1-R_T)^2 + (0.8/R_M)^\theta}} \quad (11)$$

図中には、式 (8)、(9) および式 (10)、(11) を併せて示す。質量比 R_M

Fig.17 Comparisons between responses by CQC method and those by proposed method (arch2.5F- R_T^* - $R_M1.7-0$)

Fig.18 Comparisons between responses by CQC method and those by proposed method (arch2.5F- $R_T1.0$ - R_M^*-0)

の増加による $R_T=1.0$ の応答増幅を提案した式 (10), (11) により捉えられている。

さらに、屋根構造のみの R モデルに対する式 (4), (5) を基に下部構造を有するモデルの屋根面の最大応答加速度分布評価式を、次式のように設定する。

$$\text{水平: } A_H(x, y) = A_{eq} \left\{ 1 + (F_{RH} - 1) \cos \pi \left(\frac{x}{L_x - 2|y|} \right) \cos \pi \left(\frac{y}{L_y - 2|x|} \right) \right\} \quad (12)$$

$$\text{鉛直: } A_V(x, y) = A_{eq} F_{RV} C_V \theta \sin \pi \left(\frac{2x}{L_x} \right) \cos \pi \left(\frac{y}{L_y - 2|x|} \right) \quad (13)$$

arch2.5F- R_T^* - $R_M1.7-0$ のモデルの式 (8) ~ (13) による応答評価法により求められる A_H および A_V と CQC 法による最大応答加速度の比較を Fig.17(i), (ii) に示す。なお、 A_H , A_V の値は絶対値としている。固有周期比 R_T によらず、応答評価法と CQC 法による加速度は 60% 程度の誤差がみられるが、安全側に評価できている。また、応答評価法による A_H または A_V と質量の積を静的地震荷重として載荷した場合の変位、軸力、曲げモーメントと CQC 法による解析値の比較を Fig.17(iii) ~ (vi) に示す。変位においては、応答評価法と CQC 法による値は R モデルの場合と同様に分布性状を捉えており、安全側の評価となっている。軸力、曲げモーメントにおいては、誤差が 60% 程度となるが概ね安全側に評価されている。次に、質量比 R_M を変化させた arch2.5F- $R_T1.0$ - R_M^*-0 モデルにおける式 (10) ~ (13) を用いた応答評価法の精度および静的地震荷重としての精度を Fig.18 に示す。Fig.18(i), (ii) より応答加速度は、質量比 R_M を変化させた場合でも、提案した応答評価式により安全側に評価されている。また、変位、曲げモーメントにおいても良い精度が得られている。軸力においては、ばらつきが生じているが、その誤差は 50% 程度である。

8.2. y 方向 90deg. 入力の場合の地震応答評価

次に、y 方向 90deg. 入力における質量比 R_M の変化を考慮した場合の応答評価について検討する。式 (8) ~ (11) の応答増幅率 F_{RH} , F_{RV}

における y 方向 90deg. 入力の場合への適用性を確認する。Fig.16 と同様に、Fig.19 に CQC 法により得られた y 方向 90deg. 入力における最大応答加速度 A_{Hmax} , A_{Vmax} から求めた応答増幅率 F_{RH} , F_{RV} と R_T の関係を示す。図中に式 (8), (9) および式 (10), (11) を併せて示す。y 方向 90deg. 入力においても、x 方向 0deg. 入力と同様に O1 モードが卓越するため、応答評価式は解析値による応答増幅率を概ね捉えることができている。y 方向 90deg. 入力に対する応答加速度分布についても O1 モードが卓越することから、x 方向 0deg. 入力における場合の分布形状と同様の分布とし、次式のように設定する。

$$\text{水平: } A_H(x, y) = A_{eq} \left\{ 1 + (F_{RH} - 1) \cos \pi \left(\frac{y}{L_y - 2|x|} \right) \cos \pi \left(\frac{x}{L_x - 2|y|} \right) \right\} \quad (14)$$

$$\text{鉛直: } A_V(x, y) = A_{eq} F_{RV} C_V \theta \sin \pi \left(\frac{2y}{L_y} \right) \cos \pi \left(\frac{x}{L_x - 2|y|} \right) \quad (15)$$

式 (8) ~ (11), (14), (15) を用いた応答評価法の精度を Fig.20 に示す。Fig.20(i), (ii) より x 方向 0deg. 入力の場合と同様に、水平加速度では 50% 程度、鉛直加速度 65% 程度の誤差となるが、Fig.20(i), (ii) より

Fig.19 Amplification factors for HP lattice shells with different R_T ($R_M=31.6, 35.4, 39.2, \phi=90\text{deg.}$)

Fig.20 Comparisons between responses by CQC method and those by proposed method (arch2.5F-R71.0-RM*-90)

Fig.22 Comparisons between responses by CQC method and those by proposed method (arch2.5F-R71.0-RM35.4-*)

Fig.21 Relationship of direction of O1 mode and positive and negative border (arch model ($\phi=22.5\text{deg.}$))

加速度は概ね安全側に評価されている。また、Fig.20(iii),(iv)より、変位においても概ね良い対応を示している。Fig.20(v),(vi)より、軸力、曲げモーメントにおいては、60%程度の誤差となるが、概ね安全側に評価されている。

8.3. 任意方向入力の場合の地震応答評価

本節では、任意方向入力に対する屋根面の各節点 i の応答加速度を、CQC 法より得られた入力角度 $\phi=0, 90\text{deg.}$ の応答加速度を SRSS 法により合成することで評価することを試みる。ここでは、任意方向として $\phi=22.5, 45, 67.5\text{deg.}$ について検討する。提案式を下記に示し、得られた応答加速度を以降、合成加速度と呼ぶ。

$$\text{水平: } A_{H\phi}^i = \sqrt{(A_{H0}^i \cos^2 \phi)^2 + (A_{H90}^i \sin^2 \phi)^2} \quad (16)$$

$$\text{鉛直: } A_{V\phi}^i = \sqrt{(A_{V0}^i \cos^2 \phi)^2 + (A_{V90}^i \sin^2 \phi)^2} \quad (17)$$

CQC 法に用いる刺激係数 β 、固有ベクトル u の双方を任意方向の入力角度 ϕ に分解するため、その際に各々にかかる係数 $\cos \phi$ または $\sin \phi$ の二乗を $\phi=0, 90\text{deg.}$ の加速度にかけている。ここで、任意方向入力に対する応答加速度を、 $\phi=0\text{deg.}$ と $\phi=90\text{deg.}$ の応答加速度から評価できるとした理由は、7 章で分析したように、入力角度 ϕ において卓越する固有モードは、 $\phi=0\text{deg.}$ と $\phi=90\text{deg.}$ において卓越するモードと同一のモードとなることからである。また、式 (16), (17) では応答加速度が絶対値として得られるため、卓越固有モードである O1 モードの影響を考慮した応答分布に従い、Fig.21 に示すように、鉛直加速度では、中央節点 O を通る入力方向に対して垂直な線を境界線とし正負を決定する。なお、境界線と交わる節点につい

ては振幅の小さくなる側に含める。Fig.22 に arch2.5F-R71.0-RM35.4-* モデルに対する式 (8) ~ (17) を用いた応答評価法の精度を示す。Fig.22(i), (ii) より加速度においては、70%程度の誤差となるが安全側に評価できている。一方、Fig.22(iii), (iv) より変位においては概ね分布性状を捉えられている。また、Fig.22(v), (vi) より軸力および曲げモーメントにおいては 50%程度の誤差でばらつきが生じているが概ね評価できている。

9. 固有角振動数評価式の提案

提案した応答評価法を利用するためには、自由振動解析を実行し、逆対称 1 波 (O1) モードの固有周期を求める必要がある。そこで、本章では応答評価法の汎用性を高めるために文献 15) において提案されている固有角振動数の算定式を参考に直線推動型 HP ラチスシェルを対象とした固有角振動数を定式化する。式 (18) に x 方向 0deg. 入力に対する算定式を示す。

$$\omega = \sqrt{\frac{1}{\rho} \left\langle \frac{1}{n} \sum_{k=1}^n \frac{L_{xk}}{L_x} \left[\left\{ D_x M_k^4 + 2(D_x v_{Bxy} + D_{xy}) M_k^2 N^2 + D_y N^2 \right\} + \frac{\left(\frac{1}{R_x} N^2 + \frac{1}{R_y} M_k^2 \right)^2}{\frac{K_y}{\frac{G}{2}} N^4 + \frac{K_x}{\frac{G}{2}} M_k^4 + \left(\frac{1}{K_{xy}} - \frac{2K_{xy}}{K} \right) M_k^2 N^2} \right] - Bp \right\rangle} \quad (18)$$

ここに、 ρ は屋根の単位面積あたりの質量、 p は単位面積あたりの荷重、 R_x, R_y は曲率半径 (曲率半径は下に凸を正とする)、 γ は主曲率 R_x/R_y の比、 m, n はそれぞれ x, y 方向の半波数 ($m=2, n=1$)、 L_x, L_{xk} は Fig.23 に示す $k=1 \sim 11$ に対応するスパン、 $D_x, D_y, D_{xy}, K_x, K_y, K_{xy}, v_{Bxy}, v_{xy}$ は Table 7 に示す有効剛性¹⁶⁾ である。Table 7 中の G はせん断弾性係数、 A は断面積、 I は断面 2 次モーメント、 J は断面 2 次極モーメント (添え字 1, 2 はそれぞれブレース材、格子材) とする。また、式中の b_1, b_2 は式 (19), (20) のように定義する。

$$b_1 = \frac{l_0 \tan \theta}{2} \quad (19)$$

$$b_2 = l_0 \sin \theta \quad (20)$$

Table 7 Effective stiffness

In-plane stiffness			
Extensional stiffness K_x	Extensional stiffness K_y	Shear stiffness K_{xy}	Poisson's ratio ν_k
$K_x = \frac{EA_1}{b_1} + \frac{EA_2}{2b_2}$	$K_y = \frac{EA_2}{2b_2}$	$K_{xy} = \frac{EA_2}{2b_2}$	$\nu_k = \frac{A_2}{2\sqrt{2A_1 + A_2}}$
Out of plane stiffness			
Bending stiffness D_x	Bending stiffness D_y	Torsional stiffness D_{xy}	Poisson's ratio ν_d
$D_x = \frac{EI_1}{b_1} + \frac{EI_2 + GJ_2}{2b_2}$	$D_y = \frac{EI_2 - GJ_2}{2b_2}$	$D_{xy} = \frac{EI_2 + GJ_1}{b_1}$	$\nu_{dy} = \frac{EI_2 - GJ_2}{2\sqrt{2EI_1 + EI_2 + GJ_2}}$

Fig.23 Effective stiffness of three-way mesh (arch model)

ここで、 l_0 は斜材の部材長さである。文献 16) を参考に、本研究対象モデルの格子材、斜材を Fig.23 のように定義する。また、式 (18) の B 、 M 、 M_k 、 N 、 $\bar{K}^2$ を式 (21) ~ (25) に示す。

$$B = -R_x \frac{(1 + \nu_{xy}\gamma)M^2 + (\gamma + \nu_{xy})N^2}{1 + 2\nu_{xy}\gamma + \gamma^2} \quad (21) \quad M = \frac{m\pi}{L_{x6}} = \frac{m\pi}{L_x} \quad (22)$$

$$M_k = \frac{m\pi}{L_{xk}} \quad (23) \quad N = \frac{n\pi}{L_y} \quad (24) \quad \bar{K}^2 = K_x K_y - (K_{xy} \nu_{xy})^2 \quad (25)$$

Fig.24 に示すように、O1 モードの形状が現れる方向に対して $k=1 \sim 11$ の場合のスパンとして、 L_{xk} 、 L_{yk} を定義する。本研究において対象とする HP ラチスシェルでは、 $n=11$ 、 $k=1 \sim 11$ となる。

式 (18) において $\phi=0\text{deg}$ に対する ω を求める際に、 $\sin$ 波に逆対称 1 波 (O1) が現れる x 方向に対する L_{xk} をスパンとした場合の各 k に対応する剛性を求める。その際、各スパン L_{xk} により求まる剛性の寄与率を $L_{x6}=L_x$ での質量を基準とした質量の比 L_{xk}/L_x として考慮する。なお、本研究における対象構造物では、屋根面 1m^2 あたりの重量を 1.18kN/m^2 と一定としているため、質量の比をスパンの比としている。また、固有値解析により得られたモードベクトルを分析した結果より、振動しない隅角部における 2 スパン (1/4 の部分) を式 (18) に考慮しない。なお、 y 方向に現れる場合には、式 (22) における L_y を L_{yk} 、 N を N_k とする (L_{ky} は L_x 、 M_k は M とする) ことで適用できる (Fig.24(ii))。

式 (18) より求めた固有周期と自由振動解析により得られた

Fig.24 Relationships of direction of O1 mode and L_{xk} 、 L_{yk} (arch model)

Fig.25 Comparisons between natural periods by eigenvalue analysis and those by evaluation formula (arch model)

Fig.26 Comparisons between F_{RH} 、 F_{RV} by CQC method and those by evaluation formula (arch model ($R_M=31.6, 35.4, 39.2$))

archR0-1 モデルの固有周期の比較を Fig.25 に示す。20% 程度の誤差があるものの、どちらの入力角度においても良い精度が得られている。さらに、式 (18) より算出した固有周期を用いて式 (8) ~ (11) より求まる F_{RH} 、 F_{RV} と CQC 法により求まる F_{RH} 、 F_{RV} を比較して Fig.26 に示す。最大 30% 程度異なっているが、良い精度で評価できる。

10. 結

下部構造を有する鉄骨造の HP ラチスシェルの網目形状、部材半開角、屋根面外剛性、下部構造剛性、下部構造質量、入力方向を変化させたモデルについて、自由振動特性および地震応答性状を明らかにした。さらに、任意方向入力に対する応答評価手法を提案し、その精度を確認した。得られた知見を以下に示す。

- 1) 屋根構造のみのモデルにおける卓越固有モードは、屋根面外剛性が 50 倍 (デプス/スパン比 1/20) 以上で逆対称 1 波 (O1) モードの有効質量比が大きくなる。下部構造を有するモデルでは屋根構造に対する等価 1 質点系モデルの固有周期比 R_T が 0.2 程度以下では高次モードが卓越するが、0.2 以上では、逆対称 1 波 (O1) モードと下部構造のスウェイモードが同位相で連成する O1+ モードと逆位相で連成する O1- モードが卓越し、それらのモードの有効質量比和は 94% 以上となる。O1± モードは屋根構造に対する下部構造の質量比 R_M を増加させた場合においても卓越する。
- 2) 屋根面外剛性が 50 倍以上の屋根構造のみのモデルでは、屋根面のアーチ方向入力に対する中央線上の応答加速度分布は、卓越モードである逆対称 1 波モードの影響を受け、水平方向で一山型、鉛直方向で二山型となる。下部構造を有するモデルでは、 R_T が 5.0 程度以下では、水平方向では、一山型、鉛直方向では、二山型の分布となる。一方、 R_T が 5.0 以上では、水平方向では一定、鉛直応答は微小となる。また、 R_T が 1.0 近傍において屋根構造と下部構造の共振により応答は増幅し、その応答は質量比 R_M の増加に伴い、増大する。
- 3) 下部構造を有する HP ラチスシェル屋根面の最大応答加速度は、

文献 11), 12) のドーム屋根や円筒シェル屋根と同様の手法により, 屋根面外剛性倍率によらず, 屋根の逆対称 1 波モードと等価 1 質点系モデルの固有周期の比である R_T の関数で表される増幅率を用いて概ね評価できる。

- 4) 任意方向入力による卓越固有モードの有効質量比は, アーチ, サスペンション方向入力時の卓越固有モードの有効質量比にそれぞれ $\cos^2\phi$, $\sin^2\phi$ (ϕ はアーチ方向入力に対する任意方向入力の角度) を乗じた値の和として算定できる。また, 任意方向入力に対する最大応答加速度は, アーチ方向, サスペンション方向の応答評価式による応答加速度にそれぞれ $\cos^2\phi$, $\sin^2\phi$ を乗じて二乗和平方根とすることで評価可能である。
- 5) 固有周期比および質量比, 入力方向を考慮した HP ラチスシェルの屋根面の応答評価式は, 安全側に最大で 60% 程度の誤差があるが, ほとんどの節点において CQC 法による結果と良い対応を示す。また, 評価式による加速度と質量の積を静的地震荷重として載荷した場合の応答変位, 応力においても安全側, 危険側共に最大で 60% 程度の誤差があるが CQC 法による結果と良い対応を示す。
- 6) 提案した固有周期算定式により固有周期の算出可能である。得られた固有周期を用いることで自由振動解析を実行せずに応答評価が可能となる。

参考文献

- 1) Ogawa, T., Kumagai, T., Kobayashi, A., Shigeta, Y. and Kato, S.: Strength Estimation of Saddle-Shaped HP Lattice Shells under Uniform and Non-Uniform Loadings, *Journal of Structural Engineering*, Vol.59B, pp.455-462, 2013.3
小河利行, 熊谷知彦, 小林晃子, 重田幸乃, 加藤史郎: 等分布荷重および偏載荷重を受ける鞍型 HP ラチスシェルの耐力評価, 構造工学論文集, Vol.59B, pp.455-462, 2013.3
- 2) Ogawa, T., Kumagai, T., Kuruma, S. and Minowa, K.: Elastic and Elasto-Plastic Buckling Loads of Saddle-Shaped HP Lattice Shells under Vertical Distributed Load, *Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ)*, Vol.76, No.660, pp.337-346, 2011.2
小河利行, 熊谷知彦, 車 創太, 箕輪健一: 鉛直分布荷重を受ける鞍型 HP ラチスシェルの弾性および弾塑性座屈荷重, 日本建築学会構造系論文, 第 76 巻, 第 660 号, pp.337-346, 2011.2
- 3) Ogawa, T., Kato, S., Isohata, T. and Kumagai, T.: Buckling Behavior and Strength Estimation of Single Layer HP Lattice Shells with Loading Imperfection, *Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ)*, No.560, pp.139-145, 2002.10
小河利行, 加藤史郎, 五十畑徹, 熊谷知彦: 荷重不整および形状初期不整を有する単層 HP ラチスシェルの座屈挙動と耐力評価, 日本建築学会構造系論文, 第 560 号, pp.139-145, 2002.10
- 4) Ogawa, T., Kumagai, T. and Shigeta, Y.: Buckling Experiments of Saddle-Shaped HP Lattice Shells under Uniform or Non-Uniform Loadings, *Journal of Structural Engineering*, Vol.58B, pp.481-488, 2012.3
小河利行, 熊谷知彦, 重田幸乃: 等分布荷重および偏載荷重を受ける鞍型 HP ラチスシェルの座屈実験, 構造工学論文集, Vol.58B, pp.481-488, 2012.3
- 5) Okamoto, K., Imai, K., Fujimoto, M., Morita, T., Haginoya, M. and Kushima, S.: On Central Loading Experiment on Single Layer Two Way Grid HP Shell with PC Bars as Diagonal Members, *AIJ Kinki Chapter research meeting*, Vol.40, pp.69-72, 2000.5
岡本圭生, 今井克彦, 藤本益美, 森田時雄, 萩野谷学, 九嶋壮一郎: PC 鋼棒を組み込んだ単層 2 方向格子 HP シェルの中央集中載荷実験について, 日本建築学会近畿支部研究報告集, 第 40 号, pp.69-72, 2000.5
- 6) Maekawa, T., Nukaya, M., Mutoh, A., Mihara, Y., Katoh, T., Hanai, K. and Sakaida, N.: A Study on the Evaluation of Earthquake Performance of an Existing RC Arena, Part.1-3, *Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan*, B-1, pp.729-734, 2002.7

- 7) Nukaya, M., Mutoh, A., Rikitsu, T. and Hanai, K.: A Study on the Evaluation of Earthquake Performance of an Existing RC Arena, Part.4 Numerical Examples for the Evaluation of Seismic Response Characteristics, *Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan*, B-1, pp.747-748, 2003.7
熊谷真理, 武藤 厚, 力津卓也, 花井建吾: 既存の RC 系アリーナの耐震性能評価に関する研究: その 4 地震応答性状評価のための数値解析例, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-1 分冊, pp.747-748, 2003.7
- 8) Mutoh, K., Ujiie, K., Murata, T., Takase, H. and Motohashi, S.: Dynamic Analysis of Shell Structures by FEM, *Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan*, B-1, pp.859-862, 1974.7
武藤 清, 氏家浩司, 村田豊弥, 高瀬啓元, 本橋章平: FEM によるシェル構造物の動的解析, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-1 分冊, pp.859-862, 1974.7
- 9) Nitta, K., Kumagai, T. and Ogawa, T.: Seismic Response Evaluation of HP Lattice Shells with Supporting Substructures, *IASS 2016 Tokyo Symposium*, Tokyo, Japan, ID:1454, 2016.9 (ISSN 2518-6582)
- 10) Nitta, K., Kumagai, T. and Ogawa, T.: Seismic Response Evaluation of HP Lattice Shells with Various natural period ratios between roofs and supporting substructures *IASS 2017 Hamburg Symposium*, Hamburg, Germany, ID:9591, 2017.9 (USB flash drive)
- 11) Takeuchi, T., Ogawa, T., Nakagawa, M. and Kumagai, T.: Response Evaluation of Medium-Span Lattice Domes with Substructures Using Response Spectrum Analysis, *Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ)*, No.579, pp.71-78, 2004.5
竹内 徹, 小河利行, 中川美香, 熊谷知彦: 応答スペクトル法による中規模ラチスドームの地震応答評価, 日本建築学会構造系論文, 第 579 号, pp.71-78, 2004.5
- 12) 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
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, 第 596 号, pp.57-64, 2005.10
- 13) Takeuchi, T., Kumagai, T., Shirabe, H. and Ogawa, T.: Seismic Response Evaluation of Lattice Shell Roofs Supported by Multistory Structure, *Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ)*, No.619, pp.97-104, 2007.9
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, 第 619 号, pp.97-104, 2007.9
- 14) Kumagai, T., Takeuchi, T., Suzuki, I. and Ogawa, T.: Vibration Tests of Cylindrical Lattice Shell Roofs Subjected to Earthquake Motions with Arbitrary Direction, *Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ)*, Vol.73, No. 633, pp.1985-1992, 2008.11
熊谷知彦, 鈴木 泉, 竹内 徹, 小河利行: 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, 日本建築学会構造系論文, 第 73 巻, 第 633 号, pp.1985-1992, 2008.11
- 15) Minowa, K.: Evaluation formula of Vibrational Eigenvalue including Effect of Dead Load for Lattice Shell Roofs, *Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan*, B-1, pp.807-808, 2019.7
箕輪健一: 固定荷重の影響を考慮したラチスシェル屋根の固有周期評価式, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-1 分冊, pp.807-808, 2019.7
- 16) Heki, K.: Effects of Twisting Rigidity of Constituent Members on the Effective Bending Rigidity of Single-layer Lattice Plates, *Architectural Institute Japan Tokai branch Report*, pp.165-168, 1991.2
日置興一郎: 一層剛節ラチス平板の有効曲げ剛性に与える個材のねじり剛性の効果, 日本建築学会東海支部研究報告集, Vol.29, pp.165-168, 1991.2

SEISMIC RESPONSE EVALUATION CONSIDERING NATURAL PERIOD RATIOS AND MASS RATIOS WITH SUPPORTING SUBSTRUCTURE OF HP LATTICE SHELLS WITH STRAIGHT EDGE LINES SUBJECTED TO EARTHQUAKE MOTIONS WITH ARBITRARY DIRECTION

Tomohiko KUMAGAI^{*1}, *Mari WAKAO*^{*2}, *Kazuya NITTA*^{*3}
and *Toshiyuki OGAWA*^{*4}

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

^{*2} Former Grad. Student, Dept. of Arch. and Urbanism Eng., Graduate School of Science and Engineering, Meiji University, M.Eng.

^{*3} Konoike Construction Co., Ltd., M.Eng. (Former Grad. Student, Meiji Univ.)

^{*4} Prof. Emeritus, Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

A hyperbolic paraboloidal (HP) shell with straight edge lines is generated by translating a straight line with varying the tilt of line. On the dynamic response behavior of the HP shells, there are few studies about the steel structure differently from the RC structure. In this paper, the effects of natural period ratios, mass ratios and input directions on the natural vibration characteristics and the seismic response behavior of HP lattice shells are made clear by the Complete Quadratic Combination (CQC) method. In addition, the evaluation methods for maximum seismic response accelerations of HP lattice shells taking natural period ratio, mass ratio and input direction into consideration are proposed. Furthermore, improvement of versatility of the response evaluation method is attempted by proposing the natural period estimation formula for HP lattice shells based on that for lattice shells on the previous study.

It is concluded as follows, from the above results.

- 1) When the depth span ratio d/L_x of shell roof exceeds 1/20 (the magnification of out of plane stiffness of roof=50 times), the effective mass ratio of antisymmetric one wave (O1) mode becomes the maximum in the vibration modes of model with only a roof structure. In the vibration modes of the model with a supporting substructure, higher-order modes appear when the natural period ratio R_T is less than about 0.2. However, as R_T becomes more than 0.2, the modes which O1 mode and the sway mode of supporting substructures are combined (O1±) appear. The sum of effective mass ratios of those modes becomes more than 94%. Even when the mass ratio R_M changes, O1± modes appear in the top 2 modes.
- 2) In the distributions of maximum response accelerations magnification factor of the model with only a roof structure, the distribution shapes are influenced by O1 mode. The distribution shapes are influenced by O1± modes also in the model with a supporting substructure, when R_T is less than about 5.0. While as R_T is 5.0 or more, the response accelerations are uniform in horizontal direction and do not occur in vertical direction. The maximum vertical response accelerations increase in the near of $R_T=1.0$. In addition, those increase following an increase of R_M .
- 3) The maximum response accelerations on roof structure of HP lattice shell with supporting substructure can be evaluated regardless of d/L_x by the response evaluation formulae considering the amplification factors expressed as a function of R_T calculated by the natural period of O1 mode and that of equivalent single mass system.
- 4) The maximum response accelerations subjected to earthquake motions with arbitrary direction can be evaluated by the square root of sum of squares for the response accelerations by the response evaluation formulae in the arch and suspension directions multiplied by $\cos^2\phi$ and $\sin^2\phi$, respectively.
- 5) The response displacements and member stresses under the static seismic loads by response evaluation formulae considering R_T , R_M and input direction agree with those calculated by CQC method though the errors at some nodes and members are up to about 60%.
- 6) The natural periods can be calculated by the proposed natural period estimation formula for HP lattice shell with straight edge lines. By using the obtained natural period, the response values can be evaluated without executing the eigenvalue analyses.

(2020年3月4日原稿受理, 2020年10月19日採用決定)