【カテゴリーⅡ】

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 RESPONSE EVALUATION OF HIGH-RISE LATTICE DOMES WITH SUPPORTING SUBSTRUCTURES

竹内 徽^{*1}, 熊谷知彦^{*2}, 岡山俊介^{*3}, 小河利行^{*4} Toru TAKEUCHI, Tomohiko KUMAGAI, Shunsuke OKAYAMA and Toshiyuki OGAWA

Seismic response of raised domes with substructures are known to be very complicate, because of the roof having large numbers of parallel vibration modes, and their amplitude changing drastically along the relationship between domes and substructures. The authors have proposed simple method for estimating the response of such domes with amplification factors, however, they do not cover high-rise domes. In this paper, simple response evaluation method of lattice domes with high-rise proportions supported by various stiffness of substructures is proposed using continuous approach as the previous studies, and their validities are discussed against response spectrum analyses with CQC method.

Keywords: Lattice Dome, Seismic Response Analysis, Response Spectrum Analysis, CQC method ラチスドーム, 地震応答解析, 応答スペクトル法, CQC 法

1. 序

展示場やスポーツ施設,温室等に使用されるライズの高いラチ スドーム構造は,屋根と壁の区分が明確で無く,層の概念も適用し 難いため,その地震荷重を既往の重層構造物を対象とした荷重評価 法に従って評価することは妥当ではない。特にラチスドームは水平 地震入力に対し,鉛直振動を伴う多くの振動モードが並列に現れ, さらにそれが支持架構の動的特性により様々に励起されるため,単 純な重層モデルの設計用せん断力を水平方向に加えるだけではその 応答を表現することはできない。応答を正確に把握するためには部 材モデルを用いた固有値解析および得られた固有振動モードを合成 する応答スペクトル評価や,時刻歴応答解析が必要となるが,その 解が離散的に与えられるため,合理的な構造計画を行うための手が かりにはなりにくい。もしその応答性状がドーム自身の形状や重量 をパラメータとして等価な静的地震力で連続的な関数として表現で きれば,構造計画・設計を行う上で極めて有効となる。

これらの課題に対し、加藤、向山ら¹⁾²⁾は、半開角60~120°のラ イズの高い単層ラチスドームについて固有値解析および時刻歴応 答解析による分析を行い、等価な静的地震力についての提案を 行っている。同研究では、半開角60°のドームでは水平入力に対し 鉛直振動が励起されるものの、半開角90°になると応答は水平方向 が主体となり、外周下部で耐力が決定されるモードに移行して行 くことを示している。しかし、提案された等価静的荷重は低ライ

- *2 東京工業大学理工学研究科建築学専攻 助教・博士(工学)
- *3 東京工業大学大学院 修士課程
- *4 東京工業大学理工学研究科建築学専攻 教授・工博

ズのドームに対するものから連続的に与えられておらず,また支 持架構がある場合の影響についても触れられていない。

筆者ら³⁾⁻⁰は下部構造で支持されたラチスドームについて、ドーム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 質量比の関係を用いてドーム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。この適用 範囲には、下部構造が塑性化する場合⁵⁾や、下部構造とドームが 共振する場合⁶⁾の応答評価も含まれる。ただし、これらの分析で 対象としたドームは、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ドームについての適用 性は確認されていない。上記範囲では屋根面の鉛直応答は半開角 の増加に伴いほぼ線形的に増加するが、先述した加藤らの研究や、 アーチモデルを用いた地震応答特性の研究⁷⁾からは、半開角が60° を超える高ライズのドームでは、ドーム屋根面における鉛直応答 の励起は次第に頭打ちとなって水平応答が再び主体となり、半開 角に対する非線形性が顕著となることが示唆されている。

そこで、本研究では既論文⁵⁾と同様の考え方を応用して下部構 造に支持された高ライズドーム構造の応答を弾性範囲において 評価する手法を誘導し、その精度を確認することを目的とする。 まず半開角30~90°の網目形状の異なるラチスドーム屋根モデル の振動モードを分析し、単純アーチモデルの応答理論解を参照して応

^{*1} 東京工業大学理工学研究科建築学専攻 准教授・博士(工学)

Assoc. Prof., Dept. of Arch. and Building Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng. Assist. Prof., Dept. of Arch. and Building Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng. Graduate School Student, Dept. of Arch. and Building Eng., Tokyo Institute of Technology Prof., Dept. of Arch. and Building Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

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を調査する。これらにより下部構造 による増幅効果を考慮した,低ライズドームから連続的に定義された 高ライズドームの静的荷重の設定を試みる。さらに,高ライズドーム 屋根部の有効質量の評価を行い,前論文⁶で指摘した下部構造との共 振が生ずる場合における評価式の有効性についても論じる。

2. 網目形状・半開角の異なる屋根モデルの応答特性

検討モデルは、図1に示す3種の網目形状の屋根架構とする。既 論文³⁾⁴⁾で用いられた三角グリッド網目形状をRSとし、RSと部材の 単位面積重量が同程度となるように設計したラメラ,放射網目モデ ルをそれぞれ RL, RPとする。以降,地震波入力方向に沿った節点 A, O, A'を通る円弧を稜線と呼ぶ。屋根架構の半開角 θ は30°から 90°まで10°刻みの7種とし、半開角を30,40°では6分割,50~70° では8分割,80,90°では12分割として網目を形成する。各半開角 におけるモデルの形状緒元を表1に、モデルの節点数及び部材数 を表2に示す。また、半開角 θ の単位は図表及び文中では(deg.)で 表示するが、式中では(rad.)を使用するものとする。

構成部材は全て円形鋼管とする。屋根架構は,鉛直荷重1.18kN/m²を受けるときの部材応力が,ほぼ一様になるように設計する。 さらに屋根架構の面外剛性を100倍とし,約1/50のデプス/スパン 比を有するダブルレイヤードームを模擬する。また,支持条件は テンションリングでローラー支持とする。検討モデルの部材緒元 を表3に示す。モデル名は,R(L,P,S)(半開角*θ*)のように表記する。

鉛直荷重による幾何非線形性(剛性低下)を考慮した固有値解析 を行い,得られた RL30,60,90,RS60,RP60の卓越固有モードを有 効質量比,固有周期と併せて図2に示す。同図より,半開角の増 加に伴い,逆対称1波モード(図中'O1')の有効質量比が増加して いることがわかる。また,網目形状が異なる場合も同様である。 図3に各網目形状モデルの逆対称1波モード固有周期を示す。節点 数・部材数の最も少ない RP モデルにおいて他のモデルに比べ固有 周期が長くなっているものの,同程度の単位面積重量をもつドー ムは網目形状に依らず振動特性は共通に扱えることがわかる。

次に、地震応答解析を行い、地震応答特性に網目形状・半開角が 与える影響を分析する。検討方法として、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を用いる。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³⁾を参考に90% 以上とする。応答スペクトルは図4に示す BRI-L1³⁾⁸⁾⁹⁾を用いる。

図5に CQC 法より得られる水平・鉛直応答増幅率($_{CQC}F_{H,V}$)と θ との 関係を既論文 $^{3)5)6}$ で提案されている下式の応答増幅率と併せて示す。





4.2%,0.086s 3.2%,0.050s 2.8%,0.086s _____3) RL90 ___(ラメラグリッドの=90°)



78.8%,0.273s

$$F_{H} = \begin{cases} 3 & (0 \le R_{T} \le 5/36) \\ \sqrt{5/4R_{T}} & (5/36 < R_{T} \le 5/4) \\ 1 & (5/4 < R_{T}) \end{cases}$$
(1)
$$F_{V} = \begin{cases} 3C_{V}\theta & (0 \le R_{T} \le 5/16) \\ (\sqrt{5/R_{T}} - 1)C_{V}\theta & (5/16 < R_{T} \le 5) \\ 0 & (5 < R_{T}) \end{cases}$$
(2)

ただし、 C_{F} =1.85 である。式(1)、(2)において下部構造の無い屋 根モデルでは、 R_{T} = T_{eq}/T_{R} =0 (T_{eq} :ドーム部を質点に置換した1質 点系の固有周期、 T_{R} :屋根モデル逆対称1波モードの固有周期)で あり、 F_{H} =3 で一定、 F_{F} =3 C_{F} θ 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 50°を超えたあたりより式(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、鉛直応答 増幅率 F_{V} は逆に減少傾向に転じる。そこで、文献7)を参照し、逆 対称1波で振動するドームを図6に示すような側面質点を有する 3 質点アーチモデルに模擬して応答増幅率を誘導することを考え る。稜線アーチ上の軸変位は無いものとし、各節点は回転バネを 有する。頂点の水平変位に対する側面質点の水平変位の比を r_{k} (0< r_{k} <1)とおくと、固有ベクトルは以下のようになる。

ただし、 $u=2R\alpha sin(\theta/4)$ である。これより、水平入力に対する曲 げ変形モードの刺激係数 β_{R1} ,有効質量 M_{R1} は次式で表される。

$$\beta_{R1} = \frac{u^{T} m I_{x}}{u^{T} m u} = \frac{1}{u} \cdot \frac{\sin \frac{3}{4} \theta + (2r_{k} + r_{m}) \sin \frac{\theta}{4}}{1 + (4r_{k}^{2} + 2r_{m}) \sin^{2} \frac{\theta}{4}}$$
(3b)
$$M_{R1} = \frac{(u^{T} m I_{x})^{2}}{u^{T} m u} = \frac{2m_{l} \left\{ \sin \frac{3}{4} \theta + (2r_{k} + r_{m}) \sin \frac{\theta}{4} \right\}^{2}}{1 + (4r_{k}^{2} + 2r_{m}) \sin^{2} \frac{\theta}{4}}$$
(3c)

ただし, r_m=m₂/m₁である。この時,応答増幅率は次式で表せる。

$$\frac{a_{Rl}}{S_{Ag}} = \sqrt{(3\beta_{R1}u_l)^2 + \left(I_{xl} \cdot \frac{M_{R2}}{M_R}\right)^2}$$
(4a)

 $M_{R2} =$

 M_{p}

$$1 - \frac{2\left\{\sin\frac{3}{4}\theta + (2r_{k} + r_{m})\sin\frac{\theta}{4}\right\}}{(4 + r_{m})\left\{1 + (4r_{k}^{2} + 2r_{m})\sin^{2}\frac{\theta}{4}\right\}}$$
(4b)

ここに、 a_{Ri} は屋根部の応答加速度ベクトル、 S_{Ag} は入力加速度、 u_i は逆対称1波モードの固有ベクトル、 β_{R1} は刺激係数、 M_R はドーム部 全重量、 M_{R1} は有効質量、 $M_{R2}=M_R-M_{R1}$ である。ここで、式(4a)はドー ム部での応答加速度が図4中の S_{Ap} であることを前提にしている。既 往の研究⁵⁾では、上記設計条件を用いたスパン30~120mのドームに おいてこの条件がほぼ満足されることが確認されている。図7に式 (4a),(4b)中の r_k , r_m の値を変化させた際の応答増幅率を示す。同図よ り、 r_k , r_m により応答増幅率は変化するものの、その特性はあまり変 わらないことがわかる。球形ドームにおいては、 $r_k=0.7$, $r_m=0.3$ 程度 と考えられるが、 $r_k=r_m=0$ を採用して式を単純化し、水平・鉛直応答 増幅率を求めると、次式を得る。

$$\frac{(a_R)_x}{S_{Ag}} = \sqrt{\left(3\beta_{R1}u\sin\frac{3}{4}\theta\right)^2 + \left(\frac{M_{R2}}{M_R}\right)^2} = \sqrt{\left(3\sin^2\frac{3}{4}\theta\right)^2 + \left(1-\sin^2\frac{3}{4}\theta\right)^2} = \sqrt{10\sin^4\frac{3}{4}\theta - 2\sin^2\frac{3}{4}\theta + 1}$$
(5)



これらの式を参考に、図5で示した $_{CQC}F_{H,V}$ の近似式を式(7),(8) のように設定する。

$$\frac{(a_R)_x}{S_{Ag}} \approx C_H(\theta) = \sqrt{\left(C_1 \sin^2 \frac{3}{4}\theta - C_2 \sin \frac{3}{4}\theta + C_3\right)^2}$$
$$= C_1 \sin^2 \frac{3}{4}\theta - C_2 \sin \frac{3}{4}\theta + C_3$$
(7)

$$\frac{\left(a_{R}\right)_{y}}{S_{Ag}} \approx C_{y}(\theta) = C_{4}\sin\frac{3}{4}\theta\cos\frac{3}{4}\theta$$
(8)



ここで、式(7), (8)における係数は C_1 =1.85 × 4/3=2.47, C_2 =4/3=1.33, C_3 =3.00, C_4 = C_1 =2.47 とする。図5中に式(7), (8)の値を加えて示す。式 (7), (8)は θ が0に近づくにつれ式(1), (2)と一致する式となっており、 $F_{H,V}$ の傾向を表現できていることがわかる。式(7), (8)を用いて下部構造 付きの式(1), (2)は半開角の大きい範囲で次のように補完できる。

$$F_{H} = \begin{cases} C_{H}(\theta) & \left(0 < R_{T} \le 5/4 \left(C_{H}(\theta)\right)^{2}\right) \\ \sqrt{5/4R_{T}} & \left(5/4 \left(C_{H}(\theta)\right)^{2} < R_{T} \le 5/4\right) \\ 1 & \left(5/4 < R_{T}\right) \end{cases}$$
(9)
$$F_{V} = \begin{cases} 3C_{V}(\theta) & \left(0 < R_{T} \le 5/16\right) \\ \left(\sqrt{5/R_{T}} - 1\right)C_{V}(\theta) & \left(5/16 < R_{T} \le 5\right) \\ 0 & \left(5 < R_{T}\right) \end{cases}$$
(10)

式(9),(10)で加速度応答最大値は得られるので,次にドーム部 各部の応答加速度分布について分析する。図8にRL30,60,90の稜 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加速度 は増大する一方,その分布形状も外周部でより大きな値が分布す る形状へと変化している。これは,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点に起因している。低ライズの場 合は水平・鉛直と面内・面外方向はほぼ一致するが,高ライズの 場合には,その差が顕著となる。そこで,図9に示す極座標をドー ム部節点に導入し,以下に示す既往の加速度分布評価式の作用方 向を水平から面内,鉛直から面外へと読み替えることで半開角の変 化に対応した加速度分布評価式を導出する。文献3)で仮定した 加速度応答分布式は下式となる。

$$A_{H}(x,y) = A_{eq} \left\{ 1 + (F_{H} - 1)\cos\frac{\pi\sqrt{x^{2} + y^{2}}}{L} \right\}$$
(11)

$$A_{V}(x,y) = A_{eq}F_{V}\frac{x}{\sqrt{x^{2}+y^{2}}}\sin\frac{2\pi\sqrt{x^{2}+y^{2}}}{L}$$
(12)

式(11), (12)を図9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(13),(14)のようになる。

$$A_{H}(x,y) \rightarrow A_{in}(\varphi_{1},\varphi_{2}) = A_{eq} \left\{ 1 + \left(F_{H} - 1\right)\cos\frac{\pi\varphi_{1}}{2\theta} \right\}$$
(13)

$$A_V(x,y) \to A_{out}(\varphi_1,\varphi_2) = A_{eq} F_V \cos \varphi_2 \cdot \sin \frac{\pi \varphi_1}{\theta}$$
(14)

さらに、図10に示す各加速度の最大値の作用方向を考慮し、面外加速度 $A_{out(\varphi_1,\varphi_2)}$ 及び面内加速度の振動成分 $A_{in1(\varphi_1,\varphi_2)}$ を傾斜角 φ_1 に沿って水平・鉛直方向に分解し、その水平成分及び鉛直成分をそれぞれ $A_{H(\varphi_1,\varphi_2)}, A_{I'(\varphi_1,\varphi_2)}$ に足し込むと下式の様になる。



-1122 -

 $A_H(\varphi_1,\varphi_2) = A_{in0}(\varphi_1,\varphi_2) + A_{in1}(\varphi_1,\varphi_2) \cdot \cos\alpha_H \varphi_1 + A_{out}(\varphi_1,\varphi_2) \cdot \sin\alpha_V \varphi_1$

$$= A_{eq} \left\{ 1 + (F_H - 1)\cos\frac{\pi\varphi_1}{2\theta} \cdot \cos\alpha_H \varphi_1 + F_V \cos\varphi_2 \cdot \sin\frac{\pi\varphi_1}{\theta} \cdot \sin\alpha_V \varphi_1 \right\}$$
(15)

 $A_V(\varphi_1,\varphi_2) = A_{out}(\varphi_1,\varphi_2) \cdot \cos \alpha_V \varphi_1 + A_{in1}(\varphi_1,\varphi_2) \cdot \sin \alpha_H \varphi_1$

=

$$A_{eq}\left\{F_{V}\cos\varphi_{2}\cdot\sin\frac{\pi\varphi_{1}}{\theta}\cdot\cos\alpha_{V}\varphi_{1}+(F_{H}-1)\cos\frac{\pi\varphi_{1}}{2\theta}\cdot\sin\alpha_{H}\varphi_{1}\right\}$$
(16)

なお,再配分に用いる傾斜角は φ_1 そのものを用いると過大となる ことが CQC 法による結果と比較し分かっている。図 11 に示すよう に式(15),(16)中の $\alpha_{H,V}$ を0~1.0の範囲で変化させ比較を行った結果, $\alpha_V=0.5$ 程度, $\alpha_H=$ 微小とすると CQC 法による振動モード及び屋根加速 度分布を適切に表現できることが確認できる。これより,以降式 (15),(16)中の $\alpha_V=0.5$, $\alpha_H=0$ とし,ドーム部の加速度分布を評価する。

図12に式(15),(16)より得られる RL30,60,90の稜線上応答加速度 比較を太線で示す。式(15)において*Fv*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対し ても対応できていることがわかる。*θ*=90°の鉛直加速度において過 大評価となっている他は、概ねよい対応を示している。なお、同 図に示した以外の網目形状・半開角が異なるモデルにおいても同 様の精度で予測できることが確認されている。同図中、*θ*=60,90° のプロットには加藤ら²⁾による地震層せん断力係数より算出した 応答加速度を破線で併せて示す。

図13に応答加速度を式(15),(16)を用いて評価し,これを等価静 的荷重係数として使用した際の評価法の精度を示す。水平・鉛直 変形及び軸力については,提案評価法の精度は半開角90°に至るま で良好な精度を示す。曲げモーメントについての精度は必ずしも 高くないが,これは既論文3),7)で述べたように最大加速度の包 絡による静的荷重が,高次モードによる部材応力を補捉しきれな い為であり,屋根面内の最大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。その他に関しては概ねよい精度 で予測できていると考えられる。

3. 周期比の異なる支持架構付モデルの応答特性

本章では2章で検討した屋根モデルに下部構造を付加し,下部 構造の周期を変化させることで周期比の地震応答特性に与える影 響を分析する。下部構造は全ての屋根モデルに対して同一とし, テンションリング上の節点と下部構造の柱頭位置が異なる場合や, 下部構造の梁の変形によるドーム部への影響を取り除くために下 部構造の梁を剛とする。柱は、ベースシアー係数*C*₀=0.3 のせん断 力及びドーム部の固定荷重相当の軸力に対して弾性範囲とし,層 間変形が1/200以下となるよう設計する。下部構造の固定荷重を 0.98kN/m²とし,柱の長さは6.0mとする。また,柱脚はピン支持と し、ドーム部のテンションリングと下部構造の間はピン接合とす る。下部構造の部材緒元を表4に示す。

表4に示した部材を基準とし,柱の曲げ剛性を0.01倍,0.1倍,10 倍,100倍に変化させることで固有周期を変化させる。本章ではモ デル名を新たにF(L, P, S)(半開角 θ)-(下部構造剛性倍率)と表記する。

図14にFL30,60,90の下部構造剛性1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。半開角の増加に伴って,面外変形モードから下部構造がスウェイするモードへと移行して

表4 下部構造部材諸元

(de	eg.)	30,40	50,60	70	80	90	
外径	D(cm)	91.44					
厚さ	t(cm)	1.6	1.9	2.2	2.5	2.7	
断面積	$A(\mathrm{cm}^2)$	452	534	617	699	753	
断面二次 モーメント	$I(\text{cm}^4)$	4.56×10^{5}	5.36×10^{5}	6.14×10^{5}	6.91×10 ⁵	7.42×10^{5}	
ヤング係数	$E(N/mm^2)$	2.05×10^{5}					





いることがわかる。下部構造剛性1倍のモデルにおいては網目形 状に依らず同様の傾向が確認できる。なお、下部構造剛性0.01倍, 0.1倍においては半開角に依らずスウェイモードのみで100%に近 い有効質量比和を占め、下部構造剛性10倍,100倍においては面外 変形モードが卓越し、半開角の増加に伴ってO1モードの有効質量 比が増加し、屋根モデルと同様の傾向を示す。

そこで2章と同様,検討モデルにCQC法を適用してその地震応 答特性を分析する。図15に θ =30,60,90°におけるCQC解析値と R_T との関係を式(9),(10)の値と併せて示す。同図より,水平応答増 幅率は式(9)で概ね表現できているが,鉛直応答増幅率は半開角が 大きくなるにつれ,急速に0に収斂する傾向がわかる。これらの 傾向は同図で示していないその他の半開角においても確認できる。

そこで、半開角の大きな範囲においては、式(10)中の第2式を半 開角を含む下式を用いて補完する。

$$F_{V} = \begin{cases} 3C_{V}(\theta) & \left(0 < R_{T} \le 5/32\theta\right) \\ \left(\sqrt{5/2\theta}R_{T} - 1\right)C_{V}(\theta) & \left(5/32\theta < R_{T} \le 5/2\theta\right) \\ 0 & \left(5/2\theta < R_{T}\right) \end{cases}$$
(17)

ただし、 θ の単位は(rad.)とする。式(17)において、 θ =30°=0.52rad. のとき、32 θ =16、2 θ =1となり、式(10)と一致する。図14に式(17) で評価した鉛直応答増幅率を破線で示す。 図16に応答増幅率を式(9), (17)で、応答加速度分布を式(15), (16)で 評価した応答加速度とCQC 法の結果との稜線上の値の比較を、図17 に水平・鉛直変位における提案評価法の精度を下部構造剛性、半開 角ごとに示す。4)FL30-1 は $R_T = 1.0$ のため4章で検討する共振によ る応答増幅が生じているために、やや危険側の評価となる他は、半 開角90°に至るまで概ね精度よく予測できていることが確認できる。

4. 質量比の異なる支持架構付モデルの応答特性

既論文⁶のでは $R_T=1$ 近傍で、ドーム部と下部構造の質量比 $R_M=M_{eq}/M_R$ (M_{eq} :構造物全重量、 M_R :ドーム部重量)が大きい場合、ドーム部と下部構造の共振による応答増幅が生じることを述べている。そこで、本章では半開角の大きなドームにおける質量比の影響を分析する。

検討モデルとして、3章で用いた下部構造剛性1倍の下部構造重量を変化させることで質量比を変化させ、その地震応答特性に与える影響を分析する。また、周期比を R_T =1近傍で変化させる。本章ではモデル名を $FL(半開角 \theta)$ - $R_T(周期比)$ - $R_M(質量比)$ と表記する。表5に解析モデルのパラメーター覧を示す。表中の R_M 1.2は質量比 R_M =1.2としたモデルであることを、 R_M 2は下部構造重量 M_S を10倍としたモデルであり、 R_M =2程度であることを、 R_M 12は下部構造重

量を100倍としたモデルであり、 $R_M = 12$ 程度であることを示す。

既論文6),10),11)では質量比 R_M>2.0, 周期比 R_T=0.8~1.2 の範囲 で、下部構造とドーム部の共振を考慮した以下の式を提案している。

$$F_{H}^{'} = \sqrt{F_{H}^{2} + \frac{1}{\left(1 - R_{T}^{2}\right)^{2} + \left(1/R_{M}\right)^{\theta}}}$$
(18)

$$F_{\nu}' = \sqrt{F_{\nu}^2 + \frac{1}{\left(1 - R_T^2\right)^2 + \left(1/R_M\right)}}$$
(19)

ただし、 $R_M = M_{eq}/M_R$ とし、質量比を評価する為の屋根部実効質 量 M' を3 質点アーチモデルの逆対称モード有効質量比と比較する ことで、以下のように評価している。

$$M_{R}^{'} = C_{M}(\theta) \cdot M_{R} \tag{20}$$

同論文6)では 0=20~40°の範囲の円筒シェル,アーチ,球形ドー ムにおいて、半開角に依らず $C_{M}(\theta)$ を一定値として評価している が,式(4)より明らかなように、3質点アーチモデルの有効質量 比は、半開角の増加に伴って増加するため、この影響を補完す るため $C_{M(\theta)}$ を半開角 θ (rad.)の関数として設定する。

$$C_{M}^{(\theta)} = (M_{ea} / M_{R})^{(\theta - \pi/6)/2}$$
(21)

図18に式(21)より評価した M'_{R} より $R_{M}=M_{eq}/M'_{R}$ として式(18), (19) より求めた応答増幅率と3質点アーチモデルに関し式(3)(4)で求 まる応答増幅率の比較を示す。同図より、M'aを用いた応答増幅率 の評価で3質点アーチモデルの応答増幅率を概ね表現できている ことがわかる。

さらに、球形ドームとアーチの実効屋根質量の比を文献6)と同 様に評価し、球形ドームのC_M(θ)を下式のように設定する。

$$C_{M(\theta)} = 0.55 \cdot (M_{eq} / M_{R})^{(\theta - \pi/6)/2}$$

4.0

3.0

2.0

5.0

3.0 2.0 1.0 (22)

図19に $R_T=1.0$ における $cocF_{H,V}$ と式(22)より評価した M'_R より $R_M = M_{ea}/M_R'$ として式(18), (19)より求めた応答増幅率を示す。式(22) を用いることで、質量比が大きく、かつ半開角の大きな範囲でも 概ね良い精度で共振時の増幅率が表現できていることがわかる。

表5 解析モデルパラメータ一覧

(kN)		<i>R_M</i> 1.2			<i>R_M</i> 2.0			R _M 12		
?	M_R	M _{eq}	M_S	R_M	M _{eq}	M_S	R_M	M _{eq}	M_S	R_M
30	3806	4568	707	1.2	9406	5546	2.5	59316	55455	15.6
40	4003	4804	745	1.2	9604	5546	2.4	59514	55455	14.9
50	4249	5099	752	1.2	9892	5546	2.3	59802	55455	14.1
60	4627	5552	824	1.2	10273	5546	2.2	60183	55455	13.0
70	5137	6165	921	1.2	10789	5546	2.1	60699	55455	11.8
80	5801	6961	848	1.2	11659	5546	2.0	61569	55455	10.6
90	6771	8125	1045	1.2	12626	5546	1.9	62535	55455	9.2

*R_rに関してはR_r=0.4, 0.6, 0.8, 1.0, 1.2 の5パターンとする







図20 提案式による応答増幅率評価

水平応答増幅率に関しては、 $0.4 < R_r < 1.0$ のモデルで多少のばらつき はあるものの、その傾向は概ね評価できている。しかし、鉛直応 答増幅率では $0.4 < R_r < 1.0$ において提案式の値を大きく上回るモデル が見られる。

図21 に固有値解析より得られた主要4モード³⁾⁴⁾の有効質量比分 布の R_T =0.6, 1.0 の場合を示す。同図より、 R_T =0.6 と 1.0 では全く傾 向が異なっていることがわかる。 R_T =1.0 では質量比に依らず O1 モードが 80%以上を占めているが、 R_T =0.6 では特に半開角の小さ なモデルでO1モードの有効質量比が著しく減少しており、その傾 向は質量比の増加に伴って顕著に現れ、 R_M 12 においては全ての半 開角でO1モードの有効質量比は 20% 以下となっている。この傾向 は R_T =0.8 を境にして現れており、 R_T =1.0, 1.2 ではO1モードが卓越 するが、 R_T =0.4~0.8 では質量比の増加に伴ってO1モードが減少し、 その代わりに高次モードが増加することが確認できる。

以上より, *R*_M≥2.0, 0.4<*R*_T<1.0 の鉛直加速度応答における増幅は高 次モードと下部構造の共振による影響によるものと考えられる。 従って上記の範囲では, 鉛直応答の評価に*R*_T=1.0 の値を使用するな どの配慮が必要となる。一方, それ以外のケースでは, 概ね高ライ ズのドームについても提案した評価式で応答を捕捉できている。

5. 結

半開角30~90°に至る高ライズのドームについて網目形状の異 なる屋根モデルを用いて、その応答増幅率及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。これを応用し、支持架 構を有し周期比及び質量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。

- 網目形状の異なるモデルにおいても、単位面積当たりの部材重量 を等しく設計することで、その振動特性及び地震応答特性は概 ね共通に扱える。
- 2)半開角90°に至るまでのライズの大きなモデルに対しても,3質 点アーチモデルより導出される近似式を用いて既往式を補完す ることにより,精度良く応答増幅率を評価できる。
- 3)同様に、ドーム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・合成することで屋根各部の応答加速度分布を精度良く評価できる。
- 4)下部構造付きのドームの周期比・質量比の地震応答への影響も、 既往の予測式に半開角の影響を考慮して補完を加えることで評 価できる。今回提案した補完式は既往の研究の適用範囲である 半開角20~40°を超え、90°に至る範囲まで有効となる。
- 5) 下部構造の重量比が10を超え、屋根の1次固有周期に対し、下 部構造の固有周期が1倍以下の範囲では、高次モードが下部構 造により励起され共振することにより、提案評価法では危険側 の評価となる可能性がある。



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)(一般)(課題番号19360247)の助成を受けたものである。ここに謝意を表します。

参考文献

- 1)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
- 2)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報告集、No.466, pp.87-95, 1994.12
- 3)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集、No.579,pp.71-78, 2004.5
- 4)竹内 徹、小河利行、中間明子、熊谷知彦:弾塑性架構で支持されたラチス ドームの地震応答評価、日本建築学会構造系論文集、No.596, pp.49-56, 2005.10
- 5)竹内 徹、小河利行、佐藤英輔、中間明子、熊谷知彦:支持架構付きラチス ドームにおける地震応答評価手法の適用範囲、日本建築学会構造工学論文集、 Vol.52B, pp.53-61,2006.3

6)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屋根 構造の地震応答評価、日本建築学会構造系論文集、No.619, pp.97-104, 2007.9

- 7)竹内 徹、小河利行、山形知香、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、No.596, pp.57-64, 2005.10
- 8)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
- 9) 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
- 10)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
- 11)竹内 徹、小河利行、熊谷知彦、調浩朗:等価な静的地震荷重による骨組 膜屋根構造の応答評価 格子状シングルレイヤードームへの適用例、膜構 造研究論文集、No.19, pp.9-16, 2005.12

(2007年12月6日原稿受理, 2008年4月15日採用決定)