

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

SEISMIC RESPONSE EVALUATION OF LATTICE SHELL ROOFS
SUPPORTED BY MULTISTORY STRUCTURES竹内 徹^{*1}, 熊谷知彦^{*2}, 調 浩朗^{*3}, 小河利行^{*4}Toru TAKEUCHI, Tomohiko KUMAGAI, Hiroo SHIRABE
and Toshiyuki OGAWA

Seismic responses of raised lattice roofs are known to be different from those of multistory structures, which include vertical response even against horizontal input, and their amplitudes are affected by the stiffness of supporting structures. Especially when the own period of the roof meets that of substructures, the response of the roof is known to be significantly amplified. In this paper, seismic response of latticed arches, cylindrical shells, and domes on multistory structures are studied including their amplification factors, followed by proposing simple evaluation method which is consistent with contemporary design method of multistory buildings.

Keywords : Lattice Shell Roof, Seismic Response, Response Spectrum Analysis, Multistory Structure

ラチスシェル構造, 地震応答, 応答スペクトル法, 多層架構

1. 序

過去に行われた多くの研究¹⁾⁻¹⁵⁾により, 屋根型円筒アーチ, 屋根型円筒シェル, 球形ドームなど, ライズを有する屋根構造に水平地震動が入力された場合には, ライズ/スパン比に応じ屋根各部に水平応答のみならず鉛直応答が励起されることが明らかになっている。また, 屋根部の応答はそれを支持する架構の特性にも影響を受け, 屋根構造自身の固有周期と下部支持構造の固有周期との比や, 屋根部と下部構造との質量比により変化することがわかってきている¹⁶⁾⁻¹⁸⁾。筆者らは屋根部の振動モードがある程度限定される面外剛性の高い屋根型円筒アーチ, 屋根型円筒シェル, 球形ドームの屋根部の加速度応答を, 屋根部の代表1次固有周期に対する屋根部を質点とし下部構造と一体化した全体系の固有周期の比 R_T をパラメータとして簡便に表現する手法を提案し, その精度について検証してきた¹⁷⁾¹⁸⁾。一方, 屋根部に対する全体系の質量比による影響は未だに明らかになっていない。屋根の逆対称振動モードのみを表現した3質点アーチモデルを用いた分析¹⁸⁾によると, 屋根部の固有周期と全体系固有周期が一致する $R_T=1$ 付近では, 屋根構造が下部構造の振動と共振し, 応答増幅率が増大する傾向が見られる。この傾向は, 屋根質量に対して下部構造の質量が増大すると顕著になることが予想される¹⁶⁾。

このような下部構造による屋根構造の応答増幅は, 質量の大きい多層構造の上に質量の小さい屋根構造が設置され, さらに両者の代表的固有周期が近接した場合に問題となる。例えば吹き抜けのある多層架

構上に設置されたアトリウム屋根や, 複層のRC造教室の上に設置された学校体育館鉄骨屋根等がこれに当たる。こういった多層構造で支持された屋根構造の応答は, 屋根構造および下部構造を全て部材レベルでモデル化し, 時刻歴応答解析, または固有値解析および応答スペクトル法を適用することにより評価できる。しかしながら通常が多層構造は高層建物を除き, せん断モデルと1次振動モード応答を代表させた設計用静的水平地震荷重により設計が行われており, 屋根構造が付随した事により部材レベルの振動解析を行うことは負荷が大きく, またせん断モデルを前提とした設計指標への読み替えに困難を生じる。その一方, 質量の大きい下部構造による屋根部の応答増幅, 及び多層架構に支持された屋根構造の応答を分析した研究は殆ど見当たらない。

そこで, 本研究ではライズを有する屋根構造が, 多層架構を含む重量の大きな下部構造に支持されている場合の応答評価について取り扱う。まず第1段階として, 屋根型円筒アーチおよびシェル, 球形ドームについて, 1層モデルを用いて下部構造の質量比が屋根部の応答増幅に与える影響を分析する。分析に際しては, 立体モデルを用いた固有値解析, CQC法および3質点アーチモデル応答評価を行い, 既提案の評価式の適用範囲を確認すると共に, 下部構造の質量比が増大した場合の補足式を提案する。以上の結果を用い, 下部構造が多層となった場合でも, 最上層の応答層せん断力係数に提案した応答増幅率を乗じることで, 屋根各部の応答を評価する手法を提案し, その精度を確認する。

^{*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)

^{*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(当時)

^{*4} 東京工業大学理工学研究科建築学専攻 教授・工博

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

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

Graduate Student (Previous), Tokyo Institute of Technology

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

2. 質量比が屋根構造の応答性状に与える影響

既論文¹⁷⁾¹⁸⁾では、固有周期比 $R_T = T_{eq} / T_R$ (T_{eq} :1質点モデルの固有周期, T_R :屋根部の代表1次固有周期)の関数として、図1(c)に示す1質点モデルの応答加速度とする基準加速度 A_{eq} に対する、屋根架構の最大水平・鉛直応答加速度 A_{Hmax} 、 A_{Vmax} の増幅率(以降、応答増幅率 F_H 、 F_V)の評価式を提案している。

前論文¹⁸⁾では、逆対称1波モードでのみ振動する3質点アーチモデル(図2)と2質点モデル(図1(b))を用い、ライズ及び固有周期比と応答増幅率の関係を説明している。この分析によると、応答増幅率は $R_T=1.0$ 近傍で、屋根架構の振動が全体系の振動と共振して増幅する。この影響は下部構造の質量が屋根架構の質量に対して増大すると顕著になると考えられる¹⁶⁾。そこで、3質点アーチモデルによる応答増幅率(以降、3質点アーチモデル増幅率)に質量が与える影響を調べる。質量に関するパラメータとして、質量比 R_M を下式のように定義する。

$$R_M = M_{eq} / M_R \quad (1)$$

ここで、 M_{eq} は1質点モデルの等価質量、 M_R は屋根架構の質量である。前報で行った3質点アーチモデル増幅率に関する分析は、 $R_M=1.2$ 程度の構造物を対象としているが、これを最大25程度まで増大させ計算を行う。鉛直方向の3質点アーチモデル増幅率 F_V と、固有周期比 R_T 、及び質量比 R_M の関係を図3に示す。同図の $R_T=1.0$ 近傍に着目すると、共振の影響は質量比 R_M が大きいほど顕著になることが確認できる。

3. 質量比の異なるラチスシェルの応答特性

既論文¹⁷⁾¹⁸⁾により、質量比 $R_M=1.2$ 程度での振動特性が既知である屋根型円筒アーチ、屋根型円筒シェル、球形ドームについて、 R_M を増大させ、下部構造による共振の影響を分析する。

3.1. 検討モデルの設定

検討モデルは、図4に示す下部構造を有するラチスシェル構造である。形状は図4(a)に示す屋根型円筒シェルFs、Fs、円筒シェルの表面の束材を取りはずした屋根型円筒アーチFa、及び図4(b)に示す球形ドームFdである。各モデルの屋根部分のみを取り出したモデルをそれぞれRs、Ra、Rdと呼ぶ。屋根架構の半開角 θ は30°を基準とし、20°、40°のモデルについても検討を行う。以降、地震波入力方向に沿った節点A、O、A'を通る円弧を中央線と呼ぶ。各モデルの形状諸元を表1に示す。また、半開角 θ の単位は図表および文中では(°)で表示するが、式の中では(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設計する。さらに、屋根架構の面外剛性を100倍とし、屋根型円筒アーチ、屋根型円筒シェルで約1/30、球形ドームで約1/50のデプス/スパン比を有するダブルレイヤーラチスシェルの模擬する。下部構造の頂部つなぎ梁と屋根外周梁(テンションリング、桁行・表面梁)は2重に設け、両者間をピンで繋ぐことにより屋根架構をピン支持とする。下部構造の重量は、壁荷重0.98kN/m²とする。検討は下部構造上半分の質量 M_S を1倍、10倍、100倍して質量比 R_M を増加させ、それぞれについて固有周期比 R_T を1.0付近で変化させたモデルを用いて行う。検討モデルの質量比 R_M の一覧を表2に示す。モデル名は、次のように表記する。

F(下部構造階数)(a,s,d)(半開角 θ)- R_T (固有周期比)- R_M (質量比)
ただし、下部構造階数は1層の場合は省略し、屋根のみを取り出したモデルはR(a,s,d)(半開角 θ)と表記する。

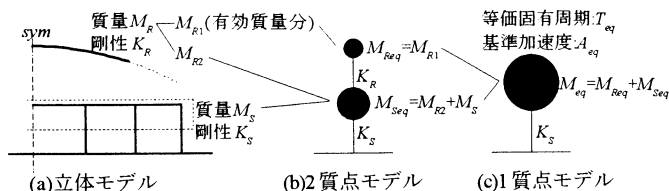


図1 簡易質点系モデルへの置換

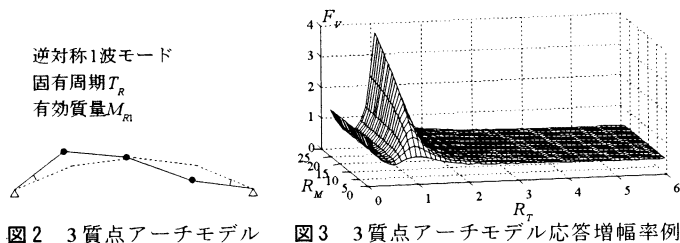


図2 3質点アーチモデル

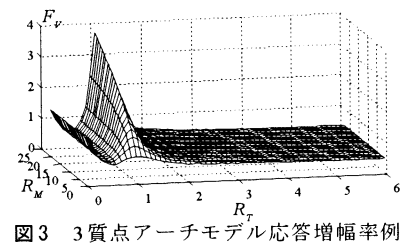


図3 3質点アーチモデル応答増幅率例

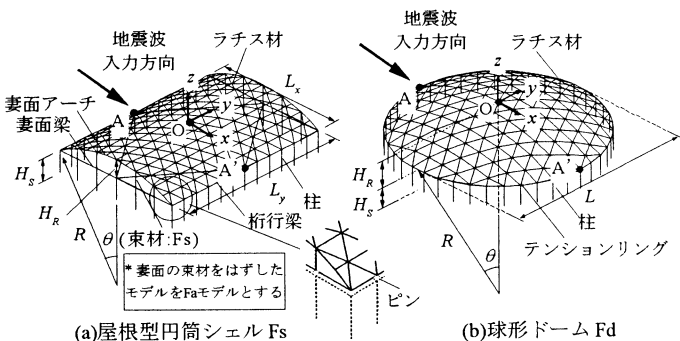


図4 検討モデル

表1 形状諸元

半開角 θ (°)	20	30	40
Fa			
x方向スパン L_x (cm)	3600		
y方向スパン L_y (cm)	4800		
曲率半径 R (cm)	5263	3600	2800
ライズ H_R (cm)	317	482	655
支持柱長さ H_S (cm)	600		
Fs			
スパン L (cm)	6000		
曲率半径 R (cm)	8771	6000	4667
ライズ H_R (cm)	529	804	1092
支持柱長さ H_S (cm)	600		
Fd			
スパン L (cm)	6000		
曲率半径 R (cm)	8771	6000	4667
ライズ H_R (cm)	529	804	1092
支持柱長さ H_S (cm)	600		

表2 質量比 R_M 一覧

半開角 θ (°)	20	30	40
Fa			
下部構造質量1倍	1.2	1.2	1.2
下部構造質量10倍	3.4	3.3	3.2
下部構造質量100倍	25	24	23
Fs			
下部構造質量1倍	1.2	1.3	1.2
下部構造質量10倍	3.2	3.4	3.0
下部構造質量100倍	23	24	21
Fd			
下部構造質量1倍	1.2	1.2	1.2
下部構造質量10倍	3.2	3.1	3.0
下部構造質量100倍	23	22	21

鉛直荷重による幾何非線形性を考慮した固有値計算を行い、図5に固有周期比 $R_T=1.0$ となる屋根型円筒アーチFa30の卓越固有モードを有効質量比、固有周期と併せて示す。同図より、 $R_T=1.0$ 近傍ではいずれの質量比 R_M においても屋根架構の逆対称1波モード(図中‘01’)と下部構造がスウェーするモードが同位相(図中‘+1’),及び逆位相(図中‘-1’)で連成するモードが卓越し、その有効質量比和は98%以上に達する。これは、半開角が異なる場合も同様となる。また、屋根型円筒シェルFs、球形ドームFdの卓越固有モードも同様の傾向を示す。

次に地震応答解析を行い、ラチスシェル構造物の地震応答特性に質量比 R_M が与える影響を分析する。まず、3質点アーチモデルに近い基本的な形状である屋根型円筒アーチFa¹⁸⁾について検討を行う。

○1±1 屋根の逆対称1波と支持架構1次モードが同位相(+), 逆位相(-)で連成

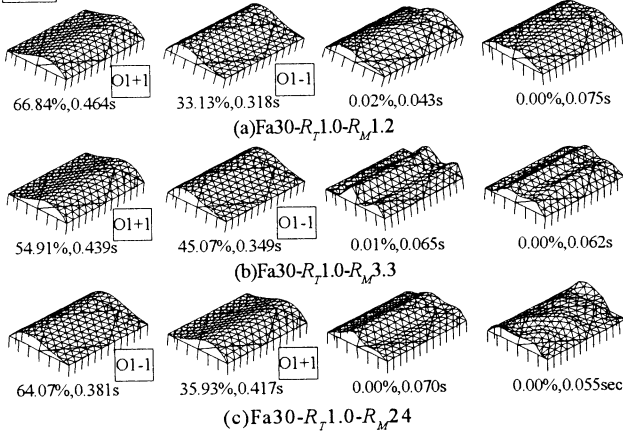


図5 質量比の変化と卓越固有モード(屋根型円筒アーチ Fa30)

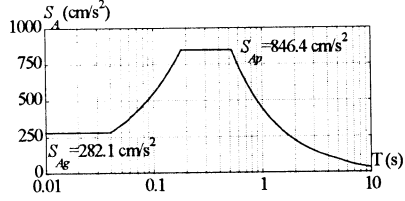


図6 検討用加速度応答スペクトル(BRI-L1)

3.2. 検討方法

地震応答解析は、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。既論文¹⁷⁾¹⁸⁾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Fdは90%以上、屋根型円筒アーチFa、屋根型円筒シェルFsは98%以上としている。本研究では、いずれのモデルも有効質量比和98%以上となる振動モードを採用する。応答スペクトルは図6に示すBRI-L1¹⁷⁾¹⁹⁾²⁰⁾を用いる。

3.3. 地震応答特性に対する質量比の影響

まず、質量比 R_M を変化させた半開角 $\theta = 30^\circ$ の屋根型円筒アーチFa30にCQC法を適用して地震応答特性を確認する。図7に、Fa30のCQC法による中央線上の応答加速度を固有周期比 R_T 毎に示す。CQC法による鉛直応答加速度では絶対値が得られるが、逆対称1波モードが卓越するため、AO節点間の正負を反転させ、地震波入力方向と位相を合わせている。同図より、質量比 R_M が大きいと、 $R_T = 1.0$ 近傍で共振の影響により加速度応答が増幅する。図8に、CQC法より得られる水平・鉛直応答増幅率 F_H 、 F_V と R_T の関係を、低質量比のシェルについて提案した次の応答増幅率評価式¹⁸⁾及び3質点アーチモデル増幅率と併せて示す。

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

$$\text{Fa, Fs 鉛直} \quad F_V = \begin{cases} 3C_V\theta & (0 < R_T \leq 5/16) \\ (\sqrt{5/R_T} - 1)C_V\theta & (5/16 < R_T \leq 5) \\ 0 & (5 < R_T) \end{cases} \quad (3)$$

ただし、 $C_V = 1.33$ であり、 θ の単位は(rad)とする。CQC法より得られた屋根型円筒アーチFa30の応答増幅率は、質量比 R_M が大きいくほど固有周期比 $R_T = 1.0$ 近傍で水平・鉛直方向共に増大し、3質点アーチモデル増幅率と良く対応している。また、 R_M の大きい範囲では式(2)(3)で示す評価式を超過する領域が生じる。そこで、共振に対する R_M の影響が大きな $R_M > 1.2$ かつ $R_T < 1.5$ の範囲で、式(2)(3)

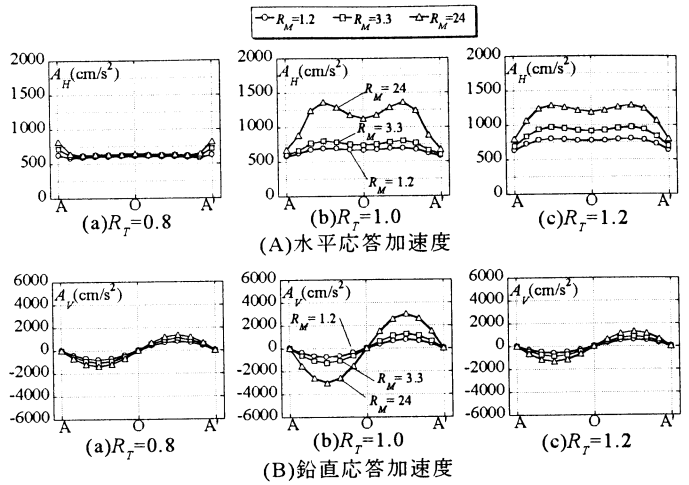


図7 屋根型円筒アーチ中央線上応答加速度(Fa30)

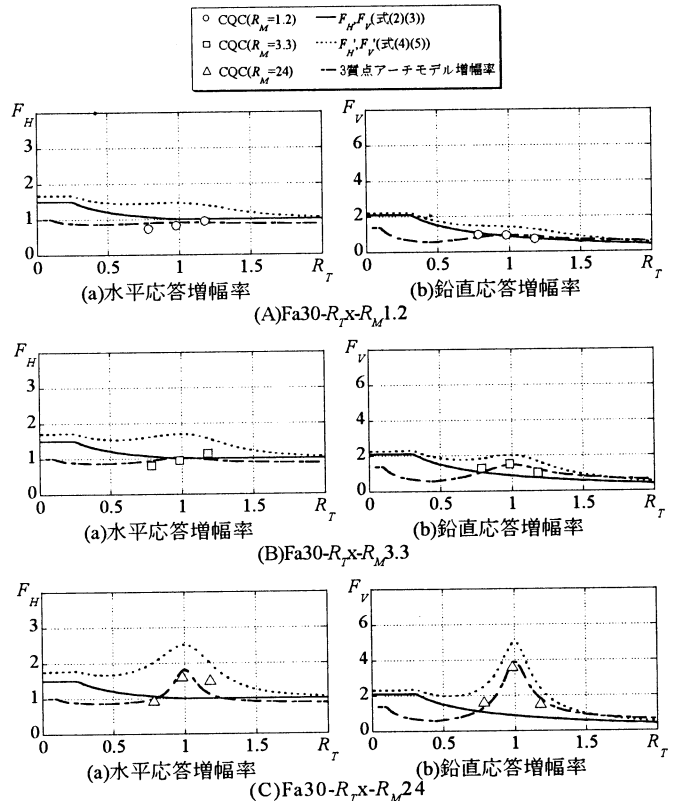


図8 屋根型円筒アーチの応答増幅率(Fa30)

および3質点アーチモデル増幅率の両方を包絡する共振を考慮した応答増幅率近似式を以下の様に設定する(付録1参照)。ここでも、 θ の単位は(rad)とする。

$$\text{水平} \quad F_H' = \sqrt{F_H^2 + \frac{1}{(1-R_T^2)^2 + (1/R_M)^\theta}} \quad (4)$$

$$\text{鉛直} \quad F_V' = \sqrt{F_V^2 + \frac{1}{(1-R_T^2)^2 + (1/R_M)^\theta}} \quad (5)$$

図8中に式(4)(5)を点線で示す。同式は質量比が大きい場合においてもCQC法解析結果を上限側に評価し、半開角が異なる場合も同様の結果が得られる。

次に屋根型円筒シェルFs、球形ドームFdにCQC法を適用し、地震応答特性を確認する。Faと同様の検討を行いその応答増幅率を求

める。図9にFs30, Fd30の質量比 $R_M=24.22$ のモデルの応答増幅率を、既論文¹⁷⁾¹⁸⁾で提案した評価式、3質点アーチモデル増幅率、及び式(4)(5)と併せて示す。円筒シェル、ドームにおける共振考慮前の評価式はアーチと同様式(2)(3)であり、球形ドームの評価式は下式となる¹⁷⁾。

$$\text{Fd 水平} \quad F_H = \begin{cases} 3 & (0 < R_T \leq 5/36) \\ \sqrt{5/4R_T} & (5/36 < R_T \leq 5/4) \\ 1 & (5/4 < R_T) \end{cases} \quad (6)$$

$$\text{Fd 鉛直} \quad F_V = \begin{cases} 3C_V\theta & (0 < R_T \leq 5/16) \\ (\sqrt{5/R_T} - 1)C_V\theta & (5/16 < R_T \leq 5) \\ 0 & (5 < R_T) \end{cases} \quad (7)$$

ただし、 $C_V=1.85$ であり、 θ の単位は(rad)とする。図9を見ると、円筒シェル、ドームにおける応答増幅率(Δ)は3質点アーチモデル増幅率を上回っており、円筒シェルにおいては式(4)(5)を上回る場合も見られる。この理由について以下考察する。

図1(b)からも分かるように、3質点アーチモデル増幅率に関する質量のパラメータは屋根全体の質量比 R_M ではなく、屋根の逆対称1波モードの有効質量 M_{R1} と全体系の質量 M_{eq} の比である。屋根型円筒シェルRs, 球形ドームRdは屋根型円筒アーチRaと境界条件が異なり、Rsは妻面の束材により、Rdは外周のテンションリングにより拘束されている。このためRs, RdはRaと比べ、屋根部の振動に関与する質量の比率が小さく、これがFs, Fdの共振応答を増大させていると考えられる。屋根の全質量中、屋根面の応答に関わる質量の比は、屋根架構の逆対称1波モードの有効質量 M_{R1} の屋根質量 M_R に対する比 M_{R1}/M_R が代表すると考え、Ra, Rs, Rdの M_{R1}/M_R と、3質点アーチモデルの M_{R1}/M_R に対する比を表3に示す。屋根質量 M_R の内、屋根の振動に関与する質量の比は、同表中の比率の平均値程度であるとし、振動に関与する実効的な屋根質量を次のように換算する。

$$M_R' = C_M M_R, \quad C_M = 1.0(\text{Fa}), 0.50(\text{Fs}), 0.55(\text{Fd}) \quad (8)$$

M_R' を、以降実効屋根質量と呼ぶ。実効屋根質量 M_R' を用いた実効質量比 $M_{R1}' = M_{eq}/M_R'$ を式(4)(5)、及び3質点アーチモデル増幅率に適用し、図10で新たに評価する。CQC法解析結果より得られる応答増幅率(Δ)は、3質点アーチモデル増幅率と良く対応しており、式(4)(5)により包絡できる。以降モデル名には質量比 R_M を用いるが、応答の評価には実効質量比 R_M' を用いる。

3.4. 提案評価法の精度の確認

既論文¹⁷⁾¹⁸⁾では、屋根型円筒アーチFa, 屋根型円筒シェルFs, 球形ドームFdの屋根面の加速度分布評価式を提案し、得られる加速度と屋根面各節点質量の積を設計用静的地震荷重とする応答評価法を提案している。加速度分布評価式を式(9)-(14)に示す。

$$\text{Fa 水平} \quad A_H(x, y) = A_{eq} \left\{ 1 + (F_H - 1) \cos \pi \left(\frac{x}{L_x} \right) \right\} \quad (9)$$

$$\text{Fa 鉛直} \quad A_V(x, y) = A_{eq} F_V \sin \pi \left(\frac{2x}{L_x} \right) \quad (10)$$

$$\text{Fs 水平} \quad A_H(x, y) = A_{eq} \left\{ 1 + (F_H - 1) \cos \pi \left(\frac{x}{L_x} \right) \cos \pi \left(\frac{y}{L_y} \right) \right\} \quad (11)$$

$$\text{Fs 鉛直} \quad A_V(x, y) = A_{eq} F_V \sin \pi \left(\frac{2x}{L_x} \right) \cos \pi \left(\frac{y}{L_y} \right) \quad (12)$$

$$\text{Fd 水平} \quad A_H(x, y) = A_{eq} \left\{ 1 + (F_H - 1) \cos \frac{\pi \sqrt{x^2 + y^2}}{L} \right\} \quad (13)$$

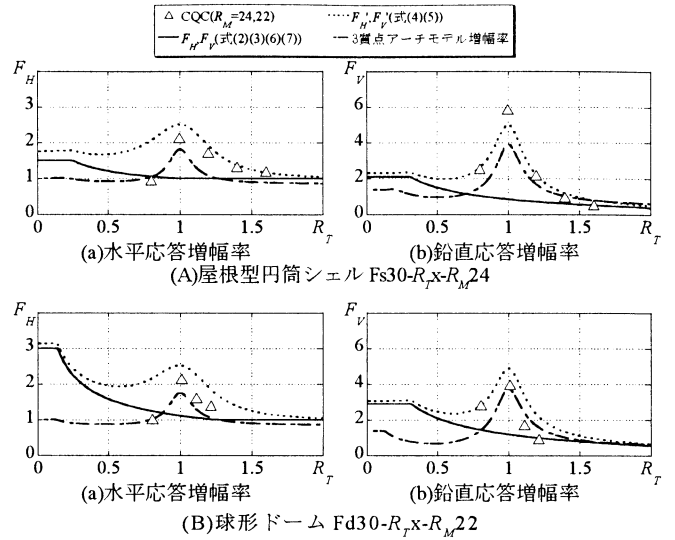


図9 境界条件が異なるモデルの応答増幅率(Fs30, Fd30)

表3 屋根逆対称1波モードの影響度

半開角 θ (°)	20	30	40	平均値
3質点 M_{R1}/M_R	7.86%	17.0%	28.5%	-
Ra M_{R1}/M_R	7.98%	16.8%	27.5%	-
Ra/3質点	1.016	0.989	0.965	0.99
Rs M_{R1}/M_R	4.33%	8.85%	12.7%	-
Rs/3質点	0.551	0.521	0.445	0.51
Rd M_{R1}/M_R	3.63%	9.19%	16.8%	-
Rd/3質点	0.461	0.541	0.589	0.53

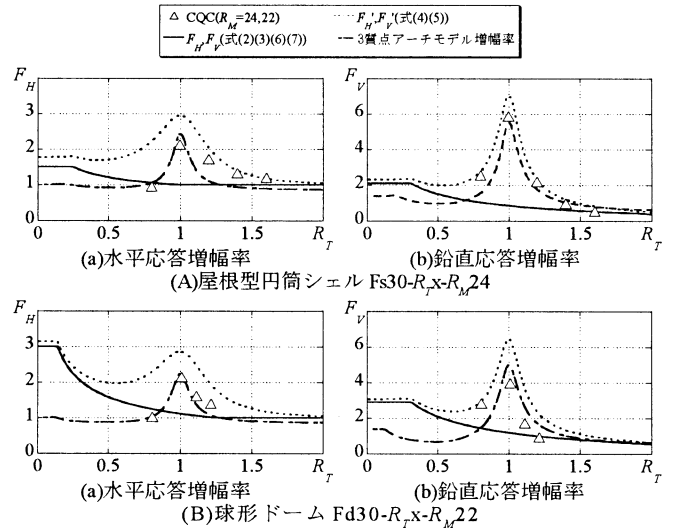


図10 実効屋根質量を用いた応答増幅率(Fs30, Fd30)

$$\text{Fd 鉛直} \quad A_V(x, y) = A_{eq} F_V \frac{x}{\sqrt{x^2 + y^2}} \sin \frac{2\pi \sqrt{x^2 + y^2}}{L} \quad (14)$$

上式の F_H' , F_V' に本論で提案した式(4)(5)による F_H' , F_V' を適用して質量比 R_M が大きなラチスシェルの地震応答を評価し、その妥当性を検証する。

図11に質量比 R_M が大きなモデルに対する提案評価法の精度を示す。同図はCQC法により得られた屋根架構全節点または全部材における最大応答値を、提案式(2)~(14)を用いた静的地震荷重による解析値と比較してプロットしたものである。(a)(b)の応答加速度に関しては、提案した共振増幅率による応答評価値は計算したすべてのモデルでCQC法解析値を概ね安全側に評価している。(c)(d)の応答変位について

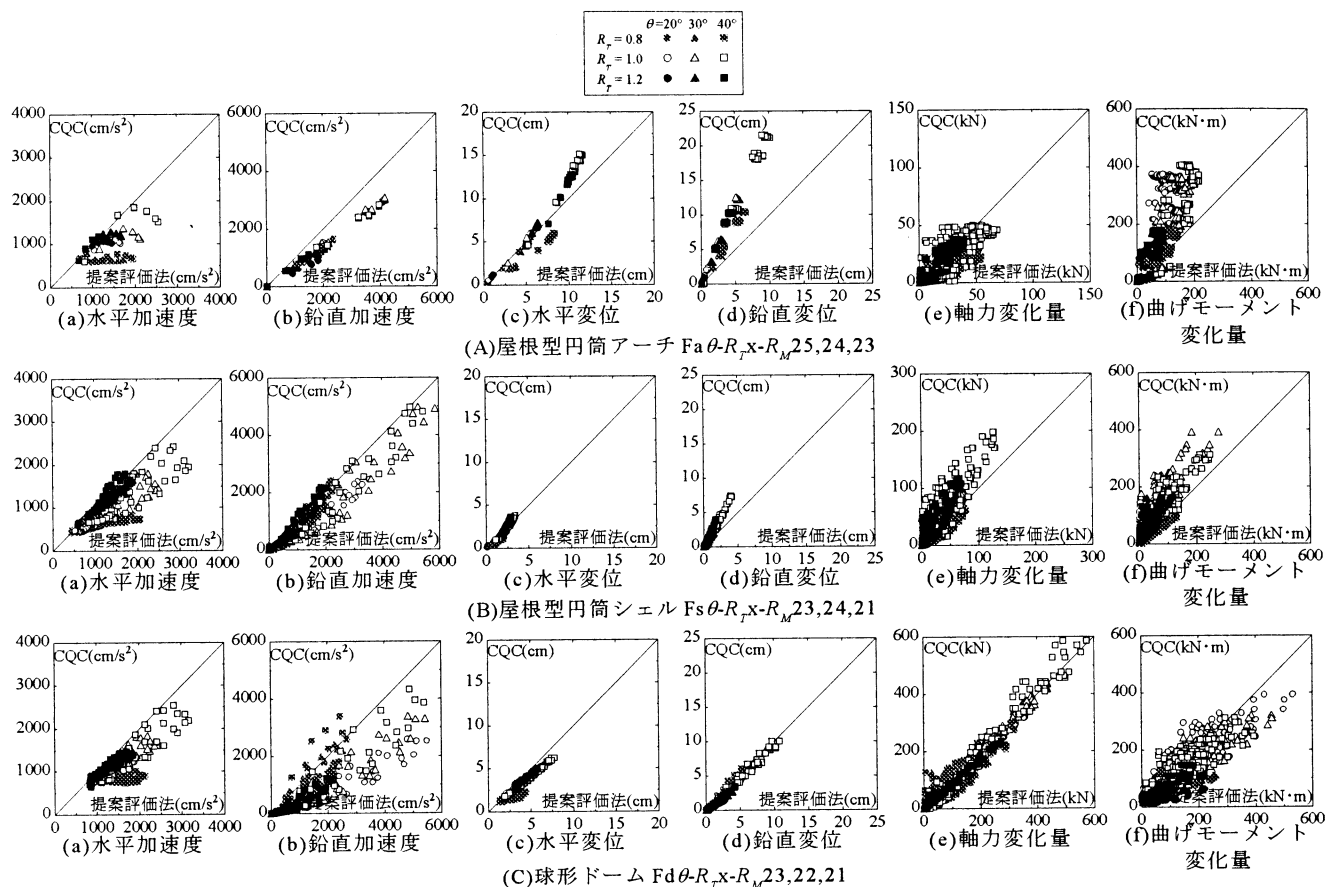


図11 質量比が大きなモデルに対する提案評価法の精度

ては、Fa、Fsにおいて若干危険側の評価となっているが、分布傾向は評価できている。(e)(f)の軸力変化量、曲げモーメント変化量については、ややばらつきが生じており、これは既論文¹⁷⁾¹⁸⁾で述べたように、最大加速度応答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しきれない点が原因と考えられる。しかし、共振時のラチスシェルの応答は概ね表現されており、設計用地震荷重として、実用的な精度を有していると考えられる。

4. 多層架構で支持されたラチスシェルの応答特性

具体的に質量比 R_M が大きなラチスシェル構造としては、多層架構上に設置されたアトリウム屋根や、RC架構の教室上に設置された学校体育館鉄骨屋根等が想定される。本章では、多層架構に支持されたラチスシェル構造モデルを構築し、その地震応答特性を確認すると共に、提案した応答評価法の適用を試みる。

4.1. 検討モデルの設定

検討モデルは、図12(a)に示す3層の支持架構を有する3層屋根型円筒シェルF3s、F3s妻面の束材をはずした3層屋根型円筒アーチF3a、図12(b)に示す3層球形ドームF3dの3種である。屋根架構は、3章で用いた半開角 $\theta=30^\circ$ のRs30、Ra30、Rd30である。

3章の単層モデルと同様、屋根架構の支持条件はピン支持とする。下部構造の重量は、壁荷重を 0.98kN/m^2 、床荷重を 4.98kN/m^2 とし、各重量に相当する質量を周辺接点に配分する。下部構造の床は十分に剛な梁を設置して剛床を模擬し外周柱と剛に接合する。また、各層の柱はベースシア係数 $C_0=0.3$ で荷重分布を A_i 分布とした際に部材が弾性かつ図13に示すように各層の層間変形角が一樣となる様に設計す

る。各層の柱の高さを表4に示す。

設計した各モデルの縮約1質点モデルを図14に示す様に設定し、等価質量 M_{eq} 、等価固有周期 T_{eq} を計算する。具体的には、立体モデルの弾性解析より i 層の剛性 K_i を求め、 i 層の質量を m_i とする3質点モデルを作成する。次に、式(15)(16)を用いて、等価質量 M_{eq} 、等価固有周期 T_{eq} を有する縮約1質点モデルを作成する²¹⁾。

$$M_{eq} = \left(\sum_{i=1}^N m_i \sum_{j=1}^N \frac{B_j}{K_i} \right)^2 / \sum_{i=1}^N m_i \left(\sum_{j=1}^N \frac{B_j}{K_i} \right)^2 \quad (15)$$

$$T_{eq} = 2\pi \sqrt{\sum_{i=1}^N m_i \sum_{j=1}^N \frac{B_j}{K_i}} \quad (16)$$

ここで、 B_i は、荷重分布を A_i 分布としたときの i 層のせん断力 Q_i のベースシア Q_b に対する比である。得られた M_{eq} 、 T_{eq} を用いて固有周期比 $R_T=T_{eq}/T_R$ 、質量比 $R_M=M_{eq}/M_R$ 、及び実効質量比 $R_M'=M_{eq}/M_R'$ を計算し、 R_T をパラメータとして検討モデルを作成する。3層屋根型円筒アーチF3a30、3層屋根型円筒シェルF3s30、3層球形ドームF3d30の R_M は9.2、9.2、7.6程度である。

図15にF3a30、F3s30、F3d30の $R_T=1.0$ となるモデルの卓越固有モードを有効質量比、固有周期と併せて有効質量比順に示す。各モデルは、いずれも屋根架構の逆対称1波モードと、下部構造の1次モードが同位相、逆位相で連成するモードが卓越している。また同図中(c)のO2+2等、下部構造の高次モードと屋根架構の高次波形振動モードが連成するモードも見られる。

次に、応答増幅率を算出する際に用いる基準加速度 A_{eq} について考える。下部構造が3層の場合には、図16に見るように3質点モデル最

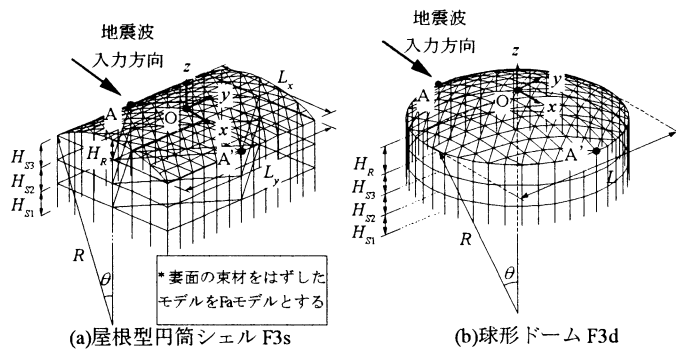


図12 3層架構を有する検討モデル

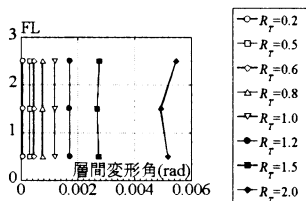


図13 F3a層間変形角

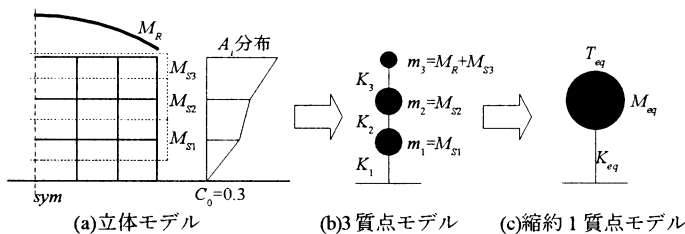


図14 簡易質点系モデルへの置換

上部質点の応答加速度 a_3 を A_{eq} として、以下の手法で算出する。まず、縮約1質点モデルを応答スペクトルに適用して得られる加速度 a_0 と等価質量 M_{eq} の積であるベースシア Q_b を、3質点モデルのベースシアとし、全質量で除することで最下部質点の応答加速度 a_1 を得る。次に、 a_1 を A_i 分布の比率で増幅させて得られる、3質点モデル最上部質点の応答加速度 a_3 を A_{eq} とする。 A_i 分布を用いて得られた3質点モデルの各層の水平応答加速度(以降、3質点 A_i 分布)を、3質点モデルにSRSS法を用いた応答スペクトル法を適用した結果(以降、3質点SRSS)と併せて図17に示す。同図より、3質点 A_i 分布は、3質点SRSSを包絡しており、3質点 A_i 分布を基準加速度 A_{eq} の算出に用いることは応答増幅率を安全側に評価することとなる。

4.2. 地震応答特性に対する多層支持架構の影響

3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確認する。図17中にCQC法で得られた3層屋根型円筒アーチF3a30の各層の平均加速度(以降、立体モデルCQC)を加える。立体モデルCQCの各階加速度は3質点SRSSより小さくなっている。これは、屋根の振動により下部構造の振動エネルギーが吸収されているからである。図18にF3a30- R_r - x - R_M 9.2の中央線上の応答加速度を、図7で示したFa30- R_r - x - R_M 1.2($R_r=0.8, 1.0, 1.2$ のみ)、及びFa30- R_r - x - R_M 9.2の中央線上の応答加速度と併せて示す。同図より、下部構造が多層の場合も共振の影響が確認できる。水平応答加速度は、下部構造の増幅により、下部構造が1層の場合より更に過大となっている。また、 $R_r > 1.0$ における鉛直応答加速度も下部構造が1層の場合と比較して増大する。これは、 $R_r > 1.0$ において下部構造の高次モードが屋根架構の逆対称1波モードを励起するためである。3層屋根型円筒シェルF3s30、3層球形ドーム

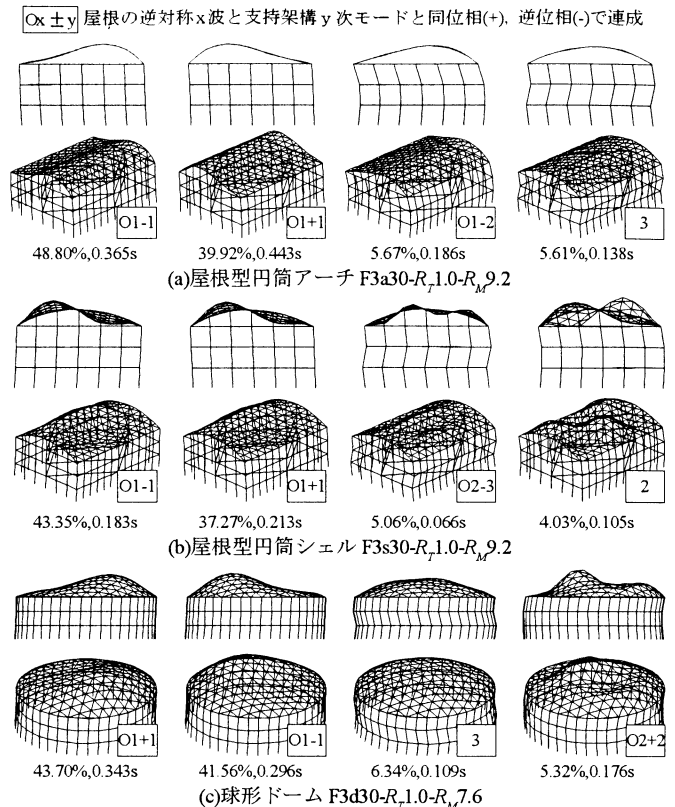


図15 3層架構に支持されたモデルの卓越固有モード

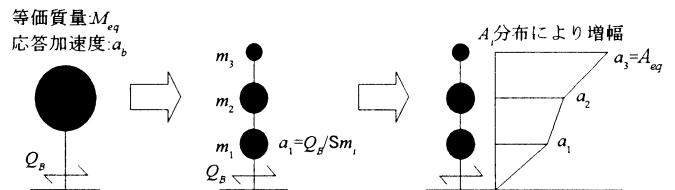


図16 水平加速度の設定

F3d30においても、 $R_r < 1.0$ の範囲で屋根架構に高次波形のモードが見られるが、ほぼ図18に示すF3a30の応答と同様の傾向を有する。

図19に3層屋根型円筒アーチF3a30、3層屋根型円筒シェルF3s30、3層球形ドームF3d30のCQC法より得られる、3質点モデル最上部質点からの応答増幅率を示す。基準加速度 A_{eq} として、図16に示す3質点 A_i 分布による評価と、3質点SRSSによる評価を併せて示す。3質点 A_i 分布による A_{eq} を適用して得られる増幅率に対して、式(4)(5)は全体的に安全側の評価となっている。これは、下部構造の高次モード卓越により、屋根の逆対称1波モードと下部構造の1次モードが連成するモードの有効質量比和が80%程度に低下し、共振の効果が低減することによる。

4.3. 提案評価法の精度の確認

式(4)(5)による共振を考慮した応答増幅率と、式(9)-(14)による屋根面の加速度分布を組合わせた応答評価法を多層架構に支持されたラチスシェル構造について適用し、その精度を検証する。

図20に提案する応答評価式を静的地震荷重として使用し得られた屋根架構全節点または全部材における最大応答値をCQC法による結果と比較して白印で示す。また、現行の設計で慣用的に使用されている、 A_i 分布より求められる屋根支持部の水平設計用せん断力のみを屋根部各節点に与えた結果を同図中に黒印で示す。各図(b), (d), (f)においては、現実には発生する鉛直加速度、鉛直変位および曲げモーメントが水平荷重のみでは評価されないため、各値はy軸に沿って分布し

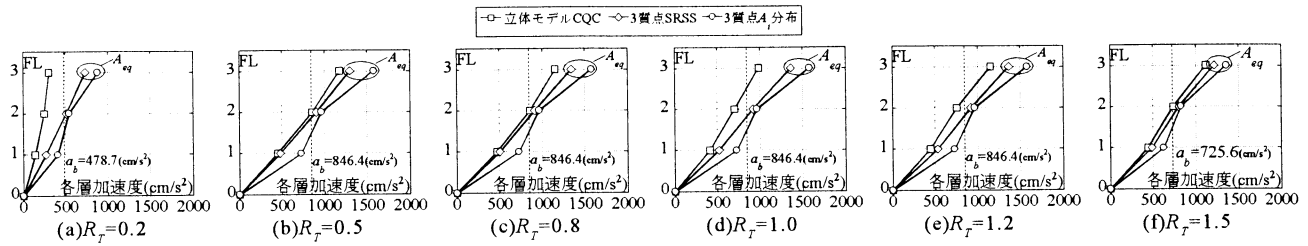


図 17 3 層屋根型円筒アーチ各層応答加速度比較(F3a30- R_T - R_M 9.2)

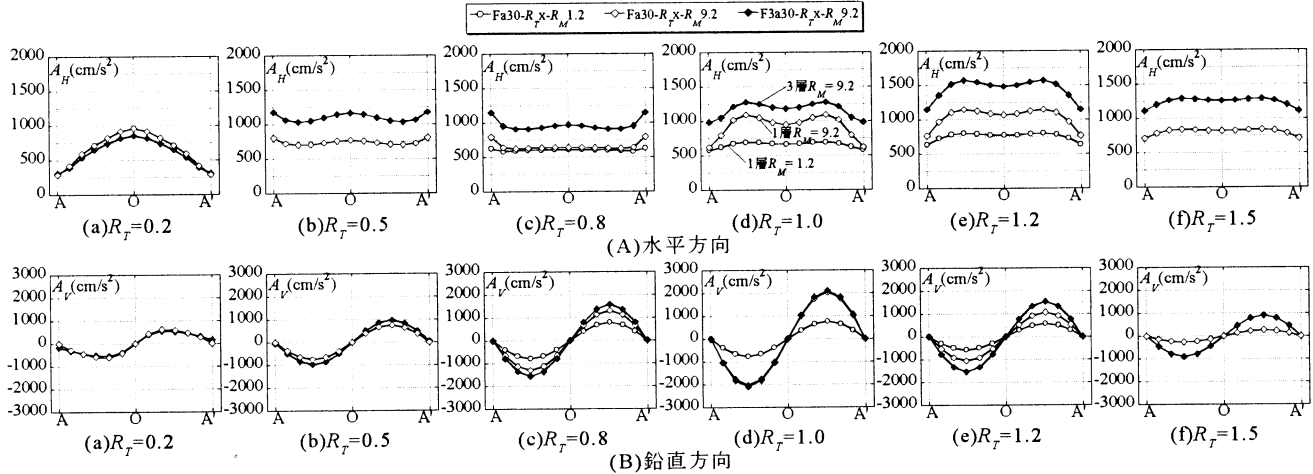


図 18 3 層屋根型円筒アーチ中央線上応答加速度比較(F3a30- R_T - R_M 9.2)

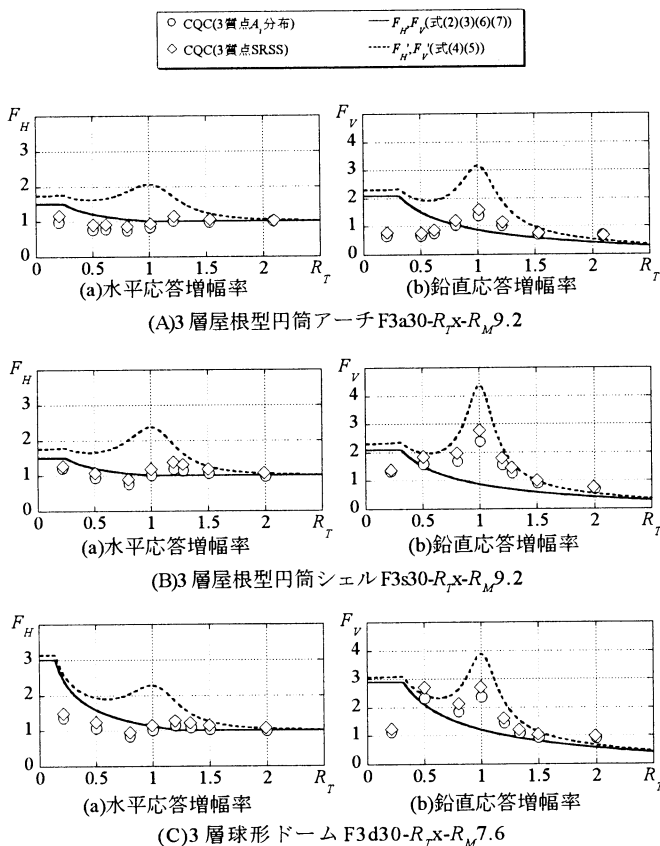


図 19 3 層架構に支持されたモデルの応答増幅率

危険側となる。一方、提案式による評価(白印)では、すべての項目についてCQC法による最大値をほぼ安全側で評価できている。ただし、予測精度のばらつきは全般的に1層モデルより大きい。これは、下部構造の高次モードにより、屋根部で対応する高次モードが励起される効果を見逃しているためである。しかし、危険側の設計である現行の慣用設計法に比べると、提案した予測法はほぼ妥当な範囲に分布している。これらの屋根構造設計用荷重は、許容応力度設計法や、限界耐力計算法等、現行設計法の最上部層せん断力より換算が可能であり、実用性の高い設計法と考えられる。

5. 結

3 質点アーチモデルを用いて、屋根部の質量 M_R に対する全体系の質量 M_{eq} の比 R_M が応答増幅率に与える影響を確認し、これを基に R_M が大きなラチスシェル構造の簡易な応答評価法を提案した。これを応用し、多層架構に支持されたラチスシェル構造の応答評価を行った。得られた知見を以下に示す。

- 1) R_M が大きい場合、屋根部の代表1次固有周期に対する全体質点系の固有周期比 R_T が1.0近傍では、屋根が下部構造の振動と共振し増幅する。
- 2) 屋根が下部構造の振動と共振する場合の応答増幅率は、提案した評価法によりほぼ適切に表現することができる。
- 3) 質量比の地震応答への影響は、屋根架構の境界部の拘束条件により異なるが、屋根形状による有効質量比を考慮した実効屋根質量を用いて評価できる。
- 4) 提案した応答評価法は多層架構に支持されたラチスシェル構造にも適用が可能であるが、精度は支持架構が1層のモデルよりやや悪化する。

なお、今回行った検討はいずれも弾性の範囲であり、部材が塑性に至った場合の応答評価に関しては今後の課題としたい。

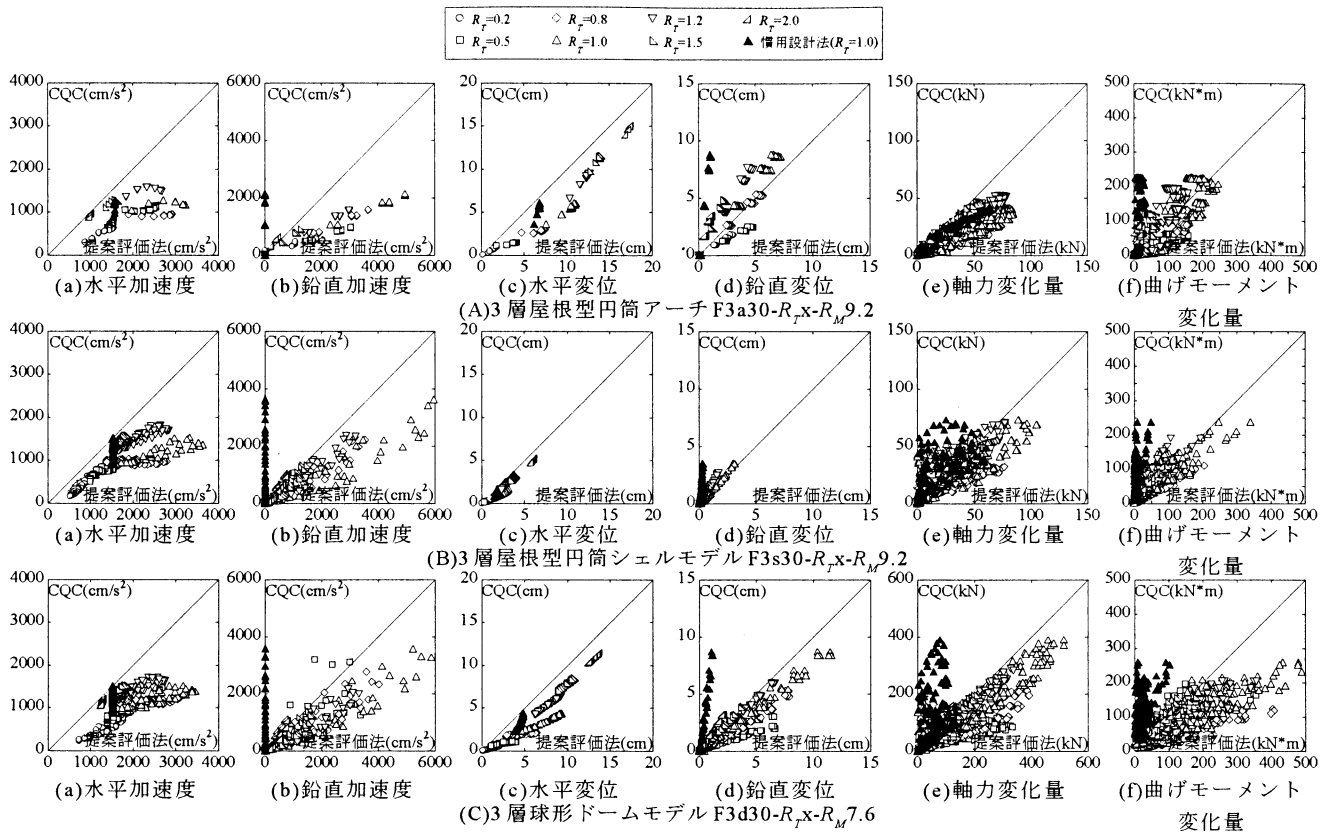


図20 3層モデルについての提案評価法の精度

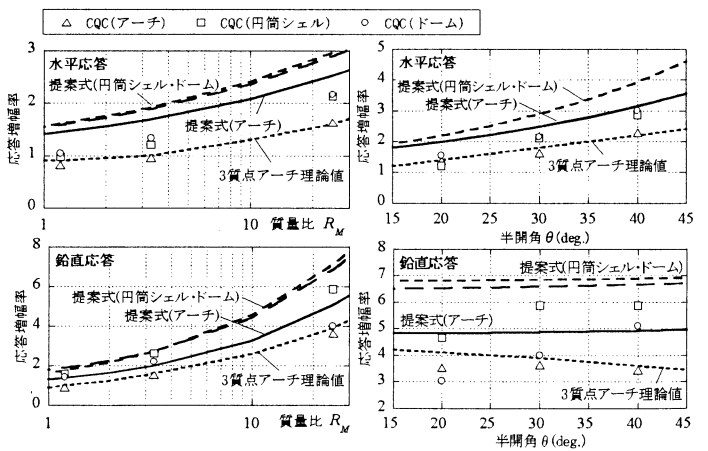
参考文献

- 加藤史郎, 小西克尚, 中澤祥二, 向山洋一, 打越瑞昌: 下部構造に支持された空間構造の振動解析用質点簡易モデル, 構造工学論文集, Vol.48B, pp.37-47, 2002.3
- 加藤史郎, 小西克尚: ラチスドームのPush-over analysisに基づく地震応答推定に関する一考察-1次モード支配型の空間構造に対する検討, 日本建築学会構造系論文集, No.561, pp.153-160, 2002.11
- 小西克尚, 加藤史郎, 中澤祥二, 倉本洋: ラチスドームのPush-over analysisに基づく地震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, 日本建築学会構造系論文集, No.569, pp.89-96, 2003.7
- 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
- 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, pp.923-924, 2000.9
- 山田聖志, 廣澤孝明, 安田勝範: 単層屋根型円筒ラチス構造の地震時の水平反力特性, 日本建築学会大会学術講演梗概集(東北), B-1, pp.925-926, 2000.9
- 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, pp.807-808, 2001.9
- 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, No.11, Vol.41, pp.33-46, 2004.3
- 山田聖志, 松本幸大: 屋根型単層円筒ラチスの静的地震荷重に関する考察, 日本建築学会大会学術講演梗概集(北海道), B-1, pp.869-870, 2004.8
- 山田聖志, 松本幸大, 齋藤英二: 単層円筒ラチスシェル構造物の連続体置換を用いた静的地震荷重設定法, 日本建築学会構造系論文集, No.610, pp.115-122, 2006.12
- 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, pp.859-860, 2000.9
- 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, pp.765-768, 2001.9
- 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4), 日本建築学会大会学術講演梗概集(北陸), B-1, pp.739-740, 2002.8
- 加藤史郎, 石川浩一郎, 高シシ: 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
- 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), (その4), 日本建築学会大会学術講演梗概集(北海道), B-1, pp.791-796, 2004.8
- 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

- 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シェルドームの地震応答評価, 日本建築学会構造系論文集, No.561, pp.71-78, 2004.5
- 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
- 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
- 笠井和彦, 伊藤浩資, 渡辺厚: 等価線形化法による一質点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
- 建設省住宅局建築指導課: 平成12年6月施行 改正建築基準法(2年目施行)の解説, 2000.7

付録1:

共振時の応答増幅率提案式(4)(5)は、振動理論より直接導出されたものではなく、個別の解析により得られた離散値を安全側に包絡するよう設定された近似式である。CQC法による個別の応答値と提案式の関係を、3質点アーチモデルによる理論値と合わせて下図に示す。なお、式(4)(5)に使用する半開角 θ の単位は(rad)であり、ライズ/スパン比と同等の無次元量として使用されている。



(a) R_M - 最大増幅率($R_r=1$) 関係 ($\theta=30^\circ$) (b) θ - 最大増幅率($R_r=1$) 関係 ($R_M=24$)

付図1

(2007年1月29日原稿受理, 2007年6月19日採用決定)