

弾塑性架構で支持されたラチスドームの地震応答評価

RESPONSE EVALUATION OF LATTICE DOMES
SUPPORTED BY ELASTO-PLASTIC SUBSTRUCTURES竹内 徹^{*1}, 小河利行^{*2}, 中間明子^{*3}, 熊谷知彦^{*4}
Toru TAKEUCHI, Toshiyuki OGAWA, Akiko NAKAMA
and Tomohiko KUMAGAI

Seismic responses of lattice domes with substructures are known to be very complicated, because of the dome having large numbers of parallel vibration modes, whose amplitude changes drastically along the stiffness of substructures. Also they are required plastic design for ultimate state design in heavy seismic areas. In this paper, simple response evaluation method of domes supported by elasto-plastic substructure are proposed using response amplification factors and linearization techniques. Their validities are discussed against response spectrum analyses with CQC method and time history analyses.

Keywords : *Lattice Domes, Elasto-plastic, Seismic Response Analysis, Response Spectrum Analysis*

ラチスドーム, 弾塑性, 地震応答解析, 応答スペクトル法

1. 序

ドーム構造に代表される空間構造の耐震設計を考えたとき, 数百年の再現期間で極めて稀に遭遇する大地震による応答に対しこれを弾性範囲内で設計することはしばしば不経済となる。この場合, 通常の多層構造と同様, 架構の一部を塑性化させて固有周期を伸ばし, 履歴減衰を得ることにより応答を低減させる設計が有効となる。しかしドーム部を塑性化させることは固定荷重との相互作用により全体座屈を誘発する危険性があることから^{1)~3)}, 下部支持構造を積極的に塑性化させ, ドーム部は弾性に留めることが望ましいと考えられる。現状でもドームを支持する下部構造には多層骨組と同様の設計ルートが採られる事が多く, 大地震時には塑性化を想定していると言える。更に下部構造を弾性架構と, 取替え可能な弾塑性制振部材を組合せて構成することにより, 支持架構付ドーム建造物の損傷制御設計も可能と考えられる⁴⁾⁵⁾。以上の設計においては, 下部構造が塑性化した場合のドーム各部の応答性状の把握が必要となる。

一般的にドーム構造は多くの振動モードが近接した固有周期において卓越するため, 下部構造との関係によりその応答が大きく変化し, これを包括的に把握し表現することは容易ではない。この問題を解決するため, 加藤, 中澤, 小西ら^{4)~7)}は, ドーム部を複数の並列する振動系に置き換え, 下部構造振動系と直列配置した簡易振動モデルを提案し, これを用いた応答評価法, および有効質量比と精度の関係を明らかにしている。また, 下部構造が塑性化する場合, 1次モード支配型, または1, 2次モード支配型的前提下同モデルを

1自由度系または2自由度系に縮約し限界耐力計算法を行う方法を提案し, これらの有効質量比が0.8以上あれば精度が確保されることを示している。

一方, 筆者らは文献8)で固有値解析や時刻歴応答解析を用いず, 支持架構付きドーム屋根構造の応答性状を模擬する等価静的地震荷重を誘導することを目指し, 屋根部逆対称モードと支持構造との周期比 R_T , 質量比 R_M , および半開角の3パラメータのみを用いて, 他の振動モードの影響を全て上記パラメータを変数とする「応答増幅率」で表現する評価法の提案を行い, 有効となるデプス/スパン比の検討を行っている。ドーム屋根を一旦同一層とみなしてその水平応答加速度を評価し, そこからドーム各部の応答を算出する方法は, 現状行われている多層骨組の設計法とも整合するため, これを弾塑性領域にまで拡張できればドームを頂部に有する建造物の静的設計法として有効な方法のひとつになると思われる。

そこで, 本研究では上記手法において支持構造の塑性化を等価線形化法で表現した場合の適用可能性およびその精度についての検討を行う。支持構造が塑性化した場合の等価線形化法を用いたドームの応答性状については, 既に加藤, 中澤, 小西らにより詳細に分析が行われているが, ドームの持つ数種の振動モード応答を増幅率に内包したまま, 支持構造塑性化後の等価剛性, 等価周期を支持構造特性に読み替えてその影響を評価する手法の精度については, 改めて検証を加える必要がある。本検討では既往の研究成果を参照しつつ, 誘導した静的評価法の有効性を数値解析結果と比較しながら検

^{*1} 東京工業大学大学院理工学研究科建築学専攻
助教授・博士(工学)

^{*2} 東京工業大学大学院理工学研究科建築学専攻 教授・工博

^{*3} 東京工業大学大学院理工学研究科建築学専攻
修士課程(当時)

^{*4} 東京工業大学大学院理工学研究科建築学専攻
助手・博士(工学)

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

Prof., Dept. of Arch. and Building Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng. Graduate Student (Previous), Dept. of Arch. and Building Eng., Tokyo Institute of Technology

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

証すると共に、下部構造降伏時の剛性変化がドーム構造の応答に与える影響を確認する。

2. 検討モデル

検討対象とする基本モデルは、前報⁸⁾と同じ図1、表1に示するようなスパン $L=60\text{m}$ の中規模単層ラチスドームとし、半開角は $\theta=20^\circ$ 、 30° 、 40° の3種類とする。以降、AOA'を結ぶ線を稜線と呼ぶ。柱脚はピン支持とし、下部構造柱頭上とテンションリング間はピン接合とする。ドーム部材には前報にて面外剛性を単層ラチスドームの100倍とした想定デプス/スパン比($=d/L$)が約1/50に相当するモデルを使用する。本モデルは卓越モードが主要4モードに限定され、弾性域での簡易応答評価法の精度が確認されたモデルでもある。このモデルを弾性モデル(以降Fモデル)として下部構造剛性を変化させ、モデル名をF(半開角)-(下部剛性倍率)とする。下部剛性倍率は、ベースシア係数 $C_0=0.3$ に対し弾性設計した支持構造を基準とし、その剛性を変化させた比率を示す。更に図1に示すようなFモデルの支持架構の一部が塑性化し、水平剛性が K_1 から K_2 に低下したドーム構造物を弾塑性モデル(以降Fyモデル)とする。本モデルは弾塑性ダンパー付きの支持構造又は免震支承で支持されたドームのモデルと考える事も出来る。Fyモデルの支持架構は半開角 30° のモデルにおいてベースシア係数 $C_0=0.2$ の水平力を加えた時に降伏するものを想定し、塑性化後の剛性比を $K_2/K_1=0.5$ とする。モデル名はFy(半開角)-(塑性化前の下部剛性倍率)とし、入力地震波の加速度応答スペクトル一定領域に固有周期を持つFy(半開角)-1($T_1=0.4\text{s}$)と速度応答スペクトル一定領域に固有周期を持つFy(半開角)-0.2($T_1=1.0\text{s}$)を設定する。図2にFy30-1、Fy30-0.2を各節の質量に比例した水平力で増分解析を行った時の荷重-変位関係を示す。横軸はテンションリングの水平変位、縦軸は架構全体にかかる水平力を示す。 Q_y, δ_y はそれぞれ部材が塑性化し始めた時の荷重及び変位である。

図3にF30-0.2、F30-0.5、F30-1の弾性時の卓越固有モードを示す。前報と同様、共通の主要4モード(O1:逆対称1波、O2:逆対称2波、O2.5:逆対称2.5波、I:面内変形)で90%以上の有効質量比を占めている事が分かる。図中には有効質量比が90%以上に達する範囲も示す。これらの範囲では下部構造がドーム部に比べて柔らかい為、大きくスウェイする逆対称1波のモードが卓越しており、その有効質量比は殆どのモデルで90%以上を占めている。

これらのモデルを用い幾何非線形性を考慮した時刻歴応答解析と応答スペクトル法を比較し、採用モード数による応答スペクトル法の精度を検討する。応答スペクトル法では、前報と同様の方法でモード間の相関を考慮したCQC法を用いる^{9)~11)}。入力地震波は、人工地震波BCJ-L1、El Centro NS(1940)、Taft EW(1952)、Hachinohe NS(1968)、JMA Kobe NS(1995)とし、最大速度を 50cm/s に規準化して用いる。

図4にF30-1における有効質量比90%以上になるモードを用いた場合¹²⁾と、主要4モードを用いた場合の応答スペクトル解析と時刻歴応答解析による応答加速度の比較を示す。両者とも良い対応を示しているが、主要4モードを用いた場合の方がより精度が良く、鉛直方向でその精度の違いが顕著である。これは今回検討の範囲では、有効質量比90%以上の採用モード数が1~2モードしかなく、

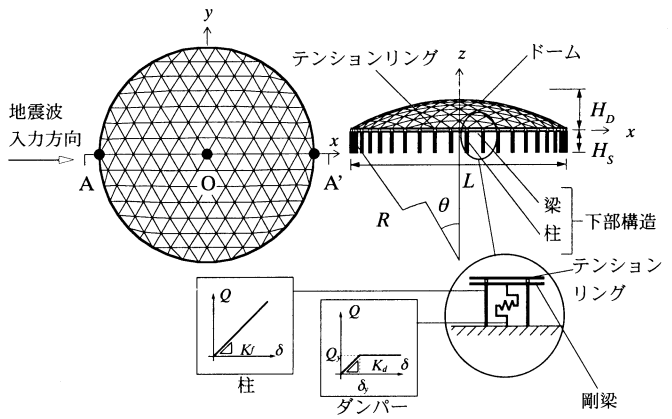


図1 解析モデル(Fyモデル)

表1 形状諸元

半開角 θ	20°	30°	40°
ドームのスパン L (cm)	6000		
ドームの曲率半径 R (cm)	8771	6000	4667
ドームのライズ H_D (cm)	529	804	1092
支持柱長さ H_S (cm)	600		
稜線部材長さ l (cm)	510	523	543

F 30 - 1
下部構造
剛性倍率
半開角
F : 弾性
Fy : 弾塑性

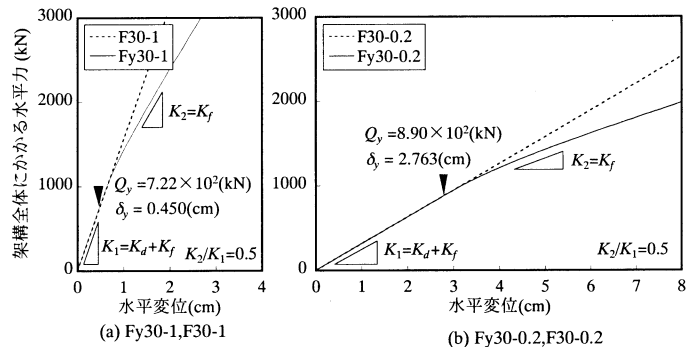


図2 荷重-変位関係

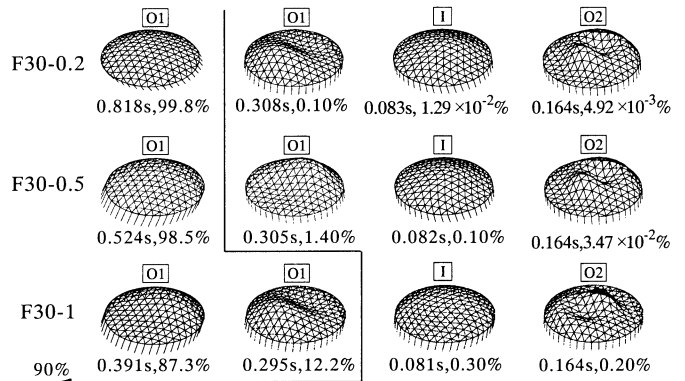


図3 卓越固有モード(主要4モード)

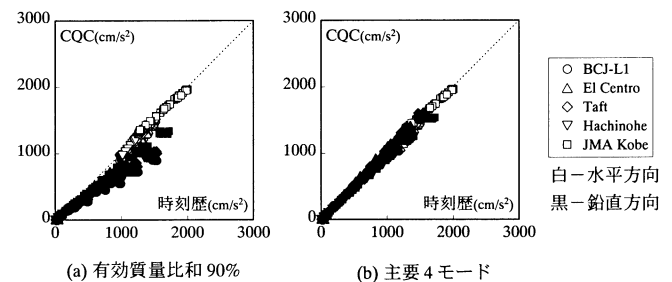


図4 採用モードによる応答スペクトル解析の精度(応答加速度, F30-1)

他の主要モードが考慮されない為である。これより、以降は有効質量比90%以上かつドーム自身の主要振動4モードをCQC法による検討に含むこととする。

3. 検討用増幅率の設定

本検討で用いるモデルにおいて、まず弾性範囲で前報により提案された予測法の精度を確認する。

使用する解析モデルは半開角 30° のモデルとし、F30-0.1, F30-0.2, F30-0.5, F30-1 とし、前報の倍のレベル2の地震波に相当する入力地震波モデルとして、文献13)によるレベル2の水平動基準応答スペクトルに、減衰による応答換算率 D_{h0} ¹⁶⁾ を乗じた式(1)(2)で表されるモデル化加速度応答スペクトル BRI-L2 を設定する。

$$S_A(T) = \begin{cases} 350D_{h0} & (T < 0.05) \\ 350D_{h0}(T/0.05)^{(1+\log(5/7)/2\log 2)} & (0.05 \leq T < 0.2) \\ 1000D_{h0} & (0.2 \leq T < \pi/5) \\ 100D_{h0}/(T/2\pi) & (\pi/5 \leq T) \end{cases} \quad (1)$$

$$D_{h0} = \sqrt{(1+75h_r)/(1+75h_0)} \quad (2)$$

ここで、 T は固有周期 (s), $h_r=0.05$, h_0 は対象とする構造物の減衰定数である。図5に前出の5つの地震波と共に減衰定数 $h_0=0.02$ ($D_{h0}=1.38$) の場合の加速度応答スペクトルを示す。

ドーム各部の最大応答加速度は式(3)(4)に示す式⁸⁾から求める。

$$\text{水平: } A_H(x, y) = A_1 \left\{ 1 + (F_{DH} - 1) \cos \frac{\pi \sqrt{x^2 + y^2}}{L} \right\} \quad (3)$$

$$\text{鉛直: } A_V(x, y) = A_1 F_{DV} C_V \theta \frac{x}{\sqrt{x^2 + y^2}} \sin \frac{2\pi \sqrt{x^2 + y^2}}{L} \quad (4)$$

上式中、 A_1 は架構を1質点系とみなした時の応答加速度であり、図6のようにドームを剛体とした時の固有周期 T_1 と前述した BRI-L2 から算出する。 F_{DH} , F_{DV} は下部構造に対するドーム部水平方向及び鉛直方向の応答増幅率を示し、等価1質点系に対するドーム部の逆対称1波モードの固有周期比 $R_T = T_1/T_D$ の関係として与えられ

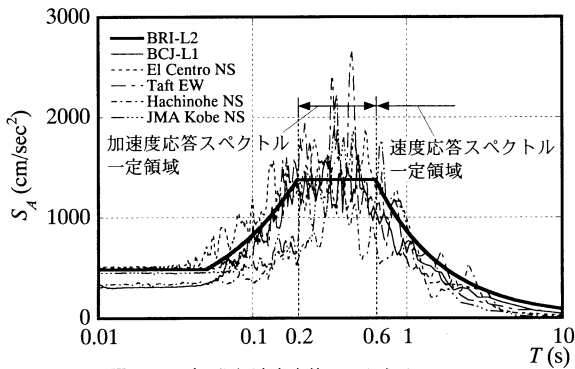


図5 モデル化加速度応答スペクトル ($h=0.02$)

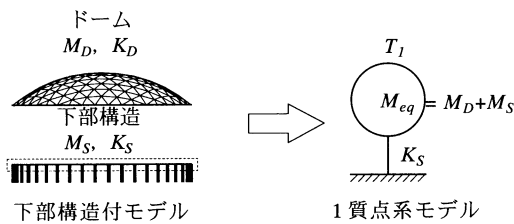


図6 1質点系モデルへの変換

ている。又、 $C_V=1.85$, θ は半開角 (rad) である。

これに対し、2章で設定したモデルの応答増幅率 F_D を以下の式(5)(6)によって求め、前報による応答増幅率 F_{DH} , F_{DV} や前報の数値解析結果と併せて逆対称1波モードの固有周期比 R_T に対してプロットしたものを図7に示す。

$$\text{水平: } F_{DH} = \frac{A_{Hmax}}{A_1} \quad (5) \quad \text{鉛直: } F_{DV} = \frac{A_{Vmax}}{(C_V \theta A_1)} \quad (6)$$

ここで、 A_{Hmax} , A_{Vmax} はドーム節点の水平及び鉛直応答加速度の最大値である。図7を見ると、前報では検討されなかった $R_T=1 \sim 3$ の範囲で、 F_{DV} が解析値と比較し、上回っている事が分かる。また、 $R_T < 0.7$ の範囲で F_{DH} もやや大きい。前報で設定したこれらの増幅率は、安全側の値を与えるものの、下部構造塑性化の予測精度を検証する今回のモデルに適用するにはやや過大となる。そこで本研究では検討用の増幅率 F_{DH} , F_{DV} の式を以下のように補正し、増幅率による誤差を除去して検討する。

$$\text{水平: } F_{DH} = \begin{cases} 3.5 & (0 < R_T \leq \sqrt{14}/35) \\ (7/10 R_T)^{(2/3)} & (\sqrt{14}/35 < R_T \leq 7/10) \\ 1 & (7/10 < R_T) \end{cases} \quad (7)$$

$$\text{鉛直: } F_{DV} = \begin{cases} 3 & (0 < R_T \leq 3/8) \\ (3/R_T)^{(2/3)} - 1 & (3/8 < R_T \leq 3) \\ 0 & (3 < R_T) \end{cases} \quad (8)$$

補正した式(7)(8)を図7に併せて示す。又、図8に弾性モデルF30-0.5について式(7)(8)を用いて算出した最大応答加速度の精度を示す。弾性モデルにおいては水平、鉛直加速度がほぼ適切に評価できている。なお、式(7)(8)は今回の検討用に設定したものであり、得られた結果を上限值としての前報の増幅率式と比較して評価を行う。

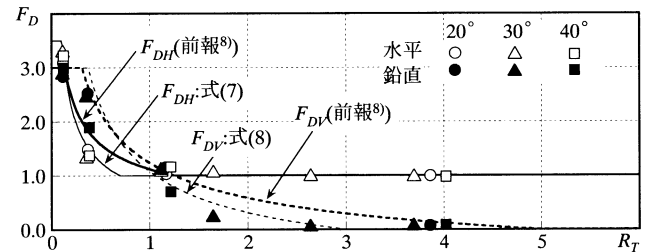


図7 応答増幅率

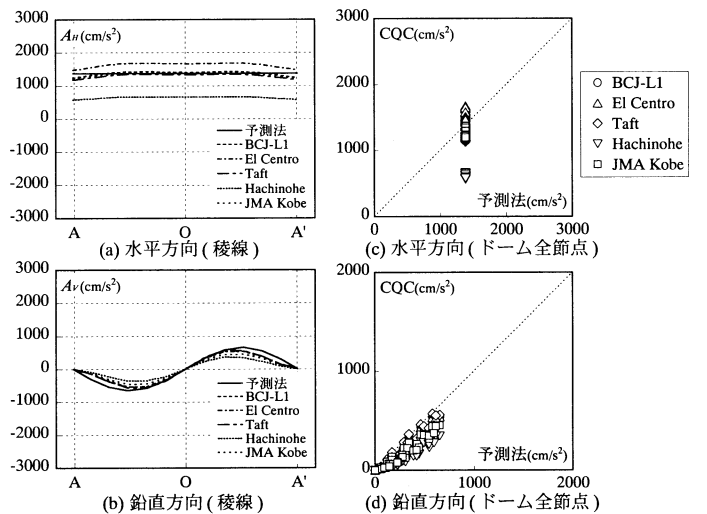


図8 補正した応答増幅率による応答予測法の精度 (応答加速度, F30-0.5)

4. 等価線形化法の誘導

次に下部構造が塑性化した場合を考える。下部構造の一部が塑性化すると水平剛性及び R_T の値が変化し、ドームに与える応答加速度の増幅率も変わる為、3章に示した予測法をそのまま用いる事は出来ない。

そこで、等価線形化法を用いて、一部が塑性化した下部構造の等価剛性、等価減衰定数、及び等価固有周期を求めて予測法に適用させる事を考える。

等価線形化法には様々な方法が提案されているが、本研究では解析モデルの固有周期が存在する領域により、等価固有周期 $T_{eq}=0.2 \sim 0.6s$ の加速度応答スペクトル一定領域、及び $T_{eq}=0.6s$ 以上の速度応答スペクトル一定領域に分けて以下のように行う。ここで A_{eq} 、 A_1 はそれぞれFyモデル、Fモデルにおける等価1質点系の最大応答加速度、 δ_{eq} 、 δ_1 はそれぞれの最大応答変位を表す。

1) 加速度応答スペクトル一定領域

弾性剛性による固有周期、塑性化後の二次勾配による固有周期が、加速度応答スペクトル一定の領域に存在する時、応答加速度低減率 A_{eq}/A_1 、応答変位低減率 δ_{eq}/δ_1 を次の式(9)(10)で評価する。

$$\text{応答加速度低減率} : \frac{A_{eq}}{A_1} = D_h \quad (9)$$

$$\text{応答変位低減率} : \frac{\delta_{eq}}{\delta_1} = D_h \frac{K_1}{K_{eq}} \quad (10)$$

ここで K_1 :Fyモデルの弾性時の剛性、 K_{eq} :等価剛性、 D_h :履歴減衰による応答低減率である。

2) 速度応答スペクトル一定領域

弾性剛性による固有周期、塑性化後の二次勾配による固有周期が、速度応答スペクトル一定の領域に存在する時、応答加速度低減率 A_{eq}/A_1 、応答変位低減率 δ_{eq}/δ_1 を次の式(11)(12)で評価する。

$$\text{応答加速度低減率} : \frac{A_{eq}}{A_1} = D_h \sqrt{\frac{K_{eq}}{K_1}} \quad (11)$$

$$\text{応答変位低減率} : \frac{\delta_{eq}}{\delta_1} = D_h \sqrt{\frac{K_1}{K_{eq}}} \quad (12)$$

本検討では、等価剛性 K_{eq} 、等価減衰 h_{eq} 、および減衰による応答低減率 D_h について、それぞれ最大点剛性法¹⁴⁾、減衰平均法¹⁵⁾¹⁶⁾、笠井、伊藤らの方法¹⁶⁾を参考に、以下の式を設定する。

$$\frac{K_{eq}}{K_1} = \frac{1}{\mu_m} + \left(1 - \frac{1}{\mu_m}\right) \frac{K_2}{K_1} \quad (13)$$

$$h_{eq} = h_0 + \frac{2(K_1/K_2)}{\pi\mu_m} \ln \frac{K_1/K_2 + \mu_m - 1}{(K_1/K_2)\mu_m^{K_2/K_1}} \quad (14)$$

$$D_h = \sqrt{\frac{(1+\alpha h_0)}{(1+\alpha h_{eq})}} \quad (15)$$

ここで、 K_2 は塑性化後の二次勾配による剛性、 μ_m は下部構造の最大塑性率、 h_0 は弾性時の減衰定数(=0.02)である。 α は観測波に対応した25を採用する。

A_1 、 δ_1 を基準化加速度スペクトルBRI-L2により求め、仮の μ_m を計算し、式(9)(10)(13)～(15)または式(11)～(15)を繰り返す事により、 μ_m 、 δ_{eq} を収斂させ、水平応答加速度 A_{eq} を求める¹⁷⁾¹⁸⁾。なお塑性化後の等価固有周期 T_{eq} はFモデルを1質点系として考えた時の固有周期 T_1 を用いて、式(16)より得られる。

$$T_{eq} = T_1 \sqrt{\frac{K_1}{K_{eq}}} \quad (16)$$

表2に得られた各弾性、弾塑性モデルの(等価)剛性、(等価)減衰定数、及び(等価)固有周期を示す。

5. 支持構造弾塑性時の応答予測法の精度

続いて1質点系の水平応答加速度 A_{eq} を、等価固有周期 T_{eq} と等価

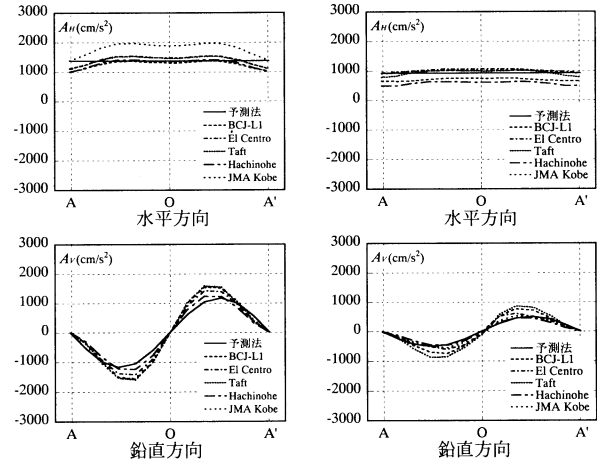
表2 下部構造特性と応答の評価

(a) 弾性モデル

	K_1 (kN/cm)	T_1 (sec)	h_0	D_h	A_1 (cm/s ²)	R_T	F_{DH}	F_{DV}
F20-1	1605	0.345	0.020	1.000	1378	1.132	1.000	0.915
F30-1	1604	0.350				1.148	1.000	0.898
F40-1	1605	0.357				1.172	1.000	0.871
F20-2	316	0.783			1106	2.566	1.000	0.110
F30-2	316	0.794			1076	2.603	1.000	0.099
F40-2	316	0.811			1069	2.658	1.000	0.084

(b) 弾塑性モデル

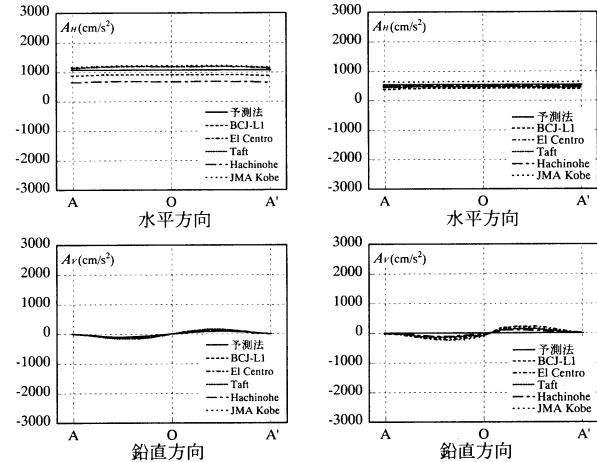
	K_{eq} (kN/cm)	T_{eq} (sec)	h_{eq}	D_h	μ_m	A_{eq} (cm/s ²)	R_T	F_{DH}	F_{DV}
Fy20-1	876	0.461	0.093	0.671	8.30	924	1.51	1.00	0.579
Fy30-1	873	0.468	0.093	0.672	8.58	926	1.54	1.00	0.562
Fy40-1	869	0.480	0.092	0.674	9.01	928	1.57	1.00	0.538
Fy20-2	183	0.982	0.095	0.667	5.00	572	3.31	1.00	0.000
Fy30-2	182	1.026	0.095	0.667	5.08	563	3.37	1.00	0.000
Fy40-2	182	1.050	0.095	0.666	5.19	550	3.44	1.00	0.000



(a) 弾性モデル (F30-1)

(b) 弾塑性モデル (Fy30-1)

(A) 加速度応答スペクトル一定領域



(a) 弾性モデル (F30-2)

(b) 弾塑性モデル (Fy30-2)

(B) 速度応答スペクトル一定領域

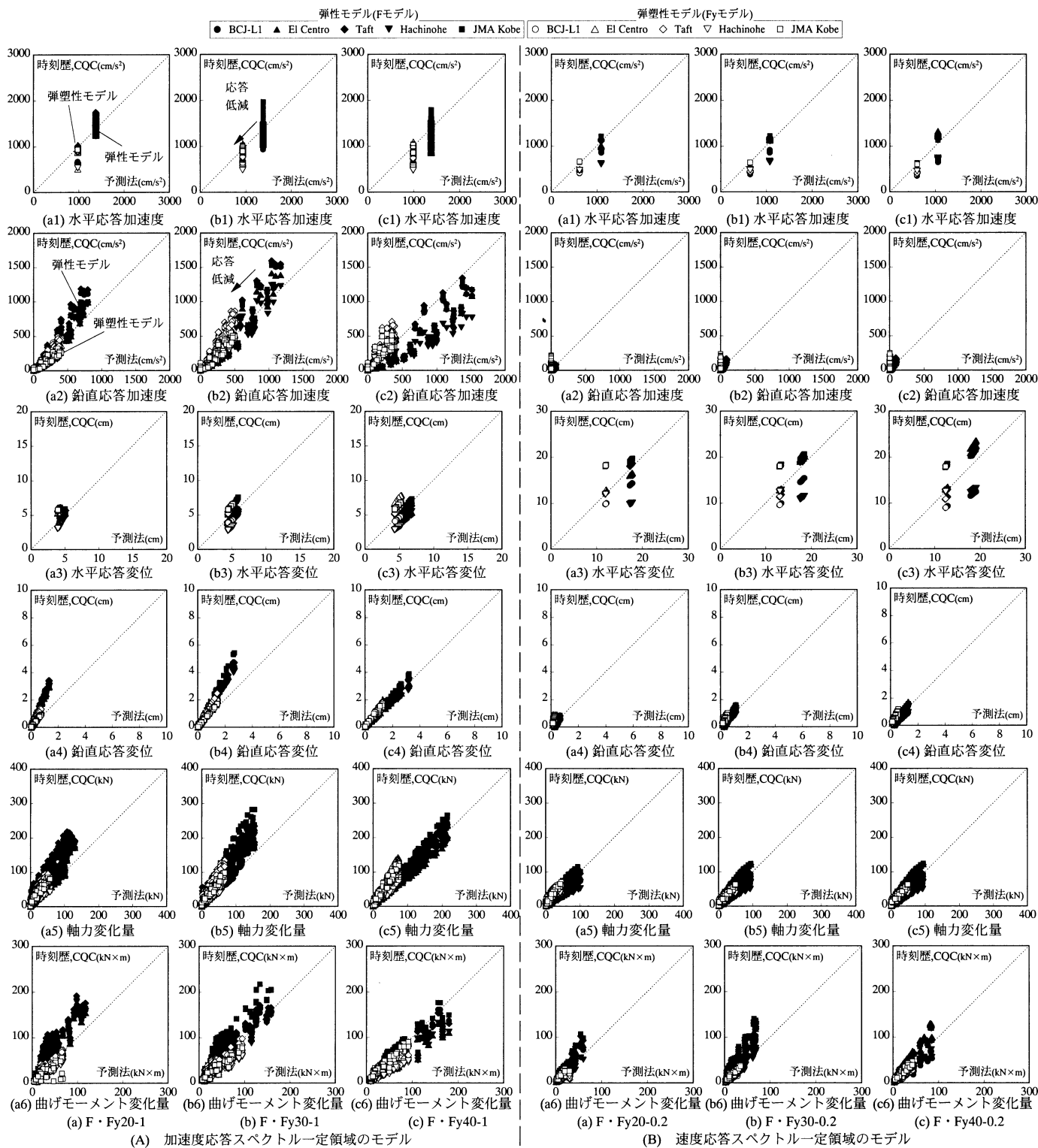
図9 等価固有周期、等価減衰を用いて予測した最大応答加速度(稜線)

減衰定数 h_{eq} を用いて低減した BRI-L2 から求め、3 章で紹介した方法によりドーム部の代表固有周期 T_D との周期比 $R_T = T_{eq}/T_D$ よりドーム各部の水平加速度応答及び鉛直加速度応答を求める。 T_D は本解析で使用した半開角 $20^\circ, 30^\circ, 40^\circ$ 、デプス/スパン比が $1/50$ 程度のドーム逆対称 1 波モードの固有周期平均値 $T_D = 0.305(s)$ を使用する。又、弾塑性モデルに式 (3)(4) を適用する際には、 A_1 の代わりに A_{eq} を使用する。各モデルの応答評価値の計算過程を表 2 に併せて示す。得られた応答を弾性モデルについて主要 4 モードを用いた CQC

法、弾塑性モデルについては時刻歴応答解析(以降、両者共に数値解析と呼ぶ)と比較する。

図 9 に稜線上の最大応答加速度を示す。横軸は x 座標、縦軸は最大応答加速度である。水平応答加速度では全てのモデルで良い対応を示している。一方、鉛直応答加速度では F_y モデルにおいて予測される応答加速度より数値解析による結果がやや上回る傾向が見られる。

ドーム部節点における最大加速度を静的地震荷重係数とみなし、応力解析を行った場合の精度を、最大応答加速度と併せて図 10 に



示す。横軸は応答予測法の結果、縦軸は数値解析結果とし、弾性モデルを黒印、弾塑性モデルを白印で示している。(A)は加速度応答スペクトル一定領域に固有周期を持つモデル、(B)は速度応答スペクトル一定領域に固有周期を持つモデルにおける結果である。(A)(B)共に加速度、変位は減少しており、塑性化による応答低減効果が見られる。同様に軸力、曲げモーメントについても低減効果が見られる。曲げモーメントにおいて多少ばらつきが見られるが、これは最大加速度を静的地震荷重係数として载荷した状態が、必ずしも最大部材応力発生時の状態と対応していない為で、前報と同様の精度となっている。またFyモデルの鉛直応答加速度では応答増幅率 F_{DV} の値の精度は十分であるにも関わらず数値解析結果が予測値をやや上回っている箇所が見られる(例えば図10 (A),(B)-(b2),(c2))。

図11にF, Fy両モデルのBCJ-L1波の時刻歴応答解析結果から、ドーム部の最大鉛直応答加速度を示す節点、テンションリング上で

最大鉛直応答加速度を示す節点、柱頭で最大鉛直応答加速度を示す節点の鉛直応答加速度を、節点Oとテンションリング上で最大水平応答加速度を示す節点、柱頭で最大水平応答加速度を示す節点の水平応答加速度を、更に下部構造にかかるせん断力の合計を示し、これらを比較する事により、下部構造からドームへの応答増幅の様子を分析する。横軸は地震波を入力した時間、図中の縦軸に平行となる実細線は最大鉛直応答加速度が観測された時間を示す。

水平方向についてはF, Fyモデル共に、下部構造の応答がそのままの形でドームに達し、Fyモデルでは下部構造が塑性化する事で応答が低減している様子が分かる。鉛直方向について、Fモデルでは柱頭-テンションリングは同等の加速度応答を示し、ドーム節点で増幅された加速度を示しており、その分布形状は良く似ている。一方、Fyモデルに関しては、柱頭、テンションリング節点の応答加速度においてパルス波が生じており、最大加速度はFモデルより増大

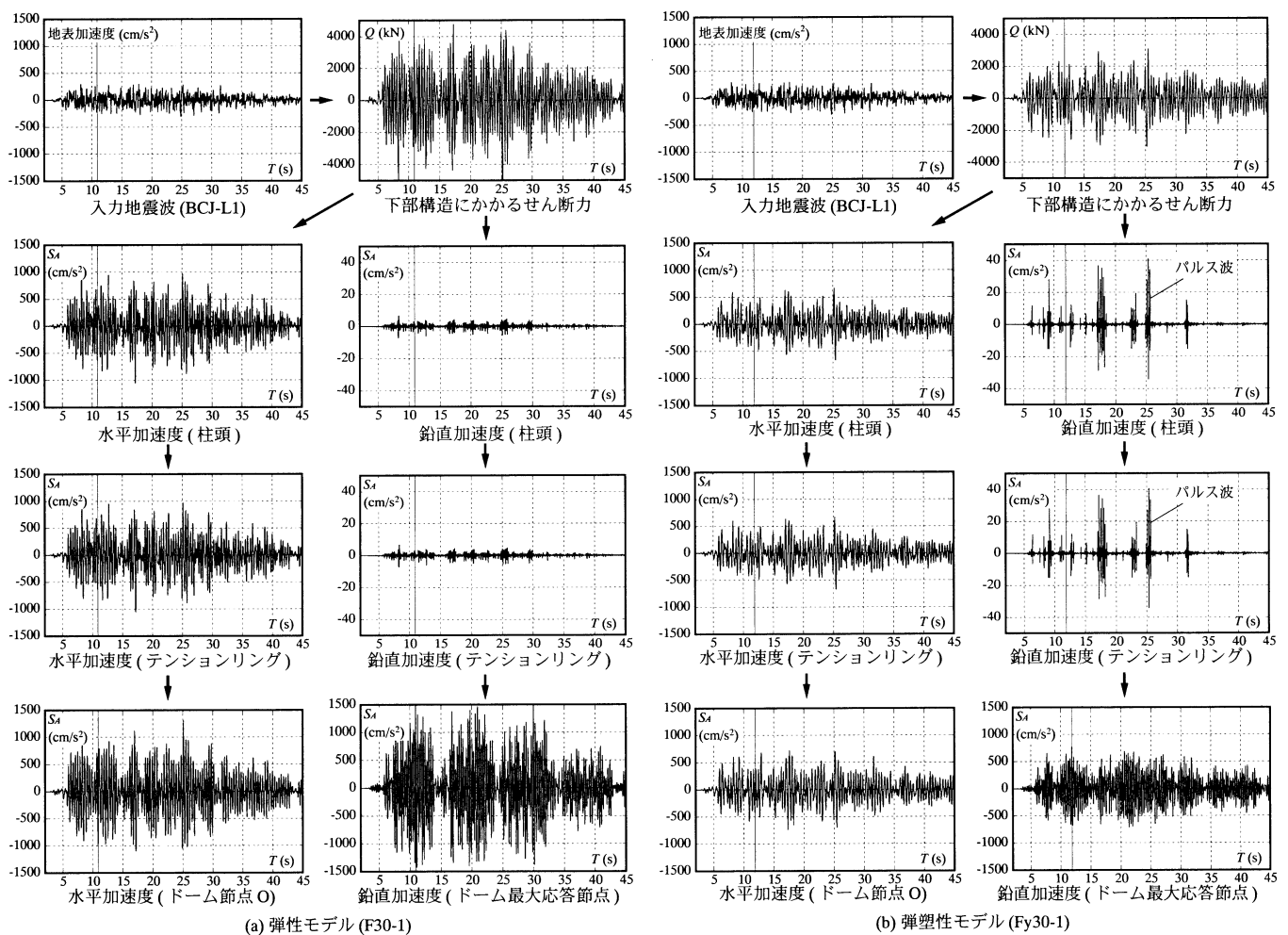


図11 応答加速度及び下部構造にかかるせん断力の時刻歴応答

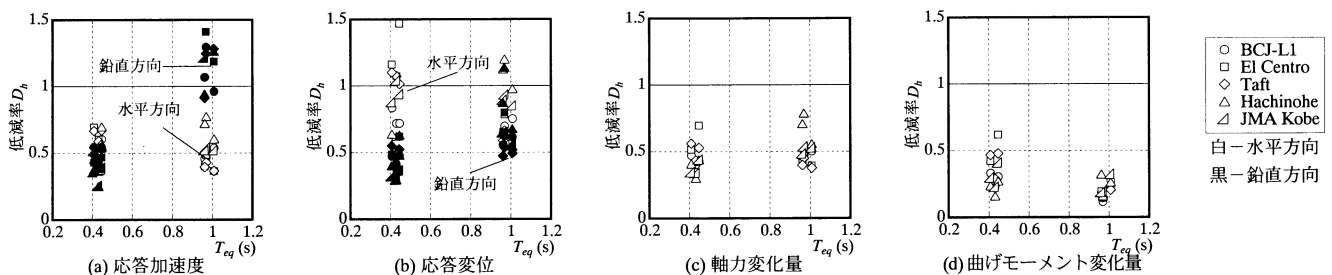


図12 下部構造塑性化による応答低減率

している。このパルス波により瞬間的に励起される鉛直応答加速度がFyモデルにおけるドーム部の鉛直加速度を増大させている一因と考えられる。パルス波の発生時刻は下部構造の降伏時刻と一致する事から、下部構造の急激な剛性変化がドーム部の鉛直振動を増幅させていることが考えられる。ただし、図10中の最大応答変位及び部材応力は塑性化により一様に低減されている事から、これらのパルス波が最大変位、応力に与える影響は小さい。

図12に各応答の最大値を示す節点、部材における応答低減率を示す。横軸は等価固有周期、縦軸はFyモデルの応答値をFモデルの応答値で除したものである。加速度応答低減率にはばらつきが見られるが、部材応力では最大応答が安定して約半分に低減されている事が分かる。ここでも塑性化により瞬間的に励起される応答加速度は変位や部材応力の低減に大きく影響しない事が確認できる。

6. 弾塑性剛性比の影響

次に半開角 30° のモデルを用い、弾塑性剛性比 K_2/K_1 が変化した場合の精度について検討する。表3に示すように、加速度一定領域、速度一定領域のそれぞれについて、 K_2/K_1 を0.5から0.2および0.7に変化させたモデルを設定する。これらのモデルについて時刻歴応答解析を実施し、5章と同様の方法で応答評価を行う。

図13に、得られた各モデルの応答加速度、およびこれらを静的地震荷重とした時の変位および部材軸力の精度を示す。同図を見ると、全てのモデルにおいて、4章で設定した応答評価手法は概ね時刻歴応答解析結果と同等の値を示している。

次に時刻歴応答解析結果から逆算した増幅率と R_T との関係を、5章の解析結果と併せて図14に示す。同図を見ると、4章で設定した等価線形化法を用いる場合、得られる支持構造塑性時の増幅率は鉛直方向で弾性時よりやや高めとなることが分かる。塑性時の鉛直方向応答増幅率は今回設定した式(7)(8)による値をやや上回るが、前報で設定した増幅率の範囲内にはほぼ納まっている。

以上より、今回対象としたデプス/スパン比1/50程度の中規模ラチスドームにおいて、下部構造塑性化を考慮した応答加速度を、以下に示す過程で概ね求める事が出来ると思われる。

- 1) ドーム部と下部構造を一体とみなした時の、支持構造弾性時の固有周期 T_1 を計算する。
- 2) 下部構造の水平剛性 K_1 と下部構造塑性化後の二次勾配 K_2 、下部構造部材が最初に降伏する時の水平変位 δ_1 を求める。
- 3) T_1 とモデル化スペクトルBRI-L2から δ_1 を求め、仮の μ_m を求める。
- 4) 式(9)～(16)より等価固有周期 T_{eq} 、等価減衰定数 h_{eq} を求める。
- 5) 設計用応答スペクトル及び T_{eq} 、 h_{eq} よりドーム支持部の水平応答加速度 A_{eq} を求める。
- 6) ドーム部の逆対称1波モードの固有周期 T_D と等価固有周期 T_{eq} との周期比 R_T を求める。
- 7) 前報の増幅率式より、ドーム部の応答増幅率 F_{DH} 、 F_{DV} を求める。
- 8) 式(3)(4)より、ドーム部の最大応答加速度 A_H 、 A_V を求める。

これらの結果は、塑性化する多層骨組の頂部に設置されたドームにおいても、多層骨組で使用されている各種の応答評価法でドーム支持層の応答を求め、そこからドーム各部の応答を評価できる可能性を示唆していると思われる。

ただし、今回検討した範囲は質量比 $M_S/M_D=0.2$ 程度に固定され

表3 下部構造特性と応答の評価

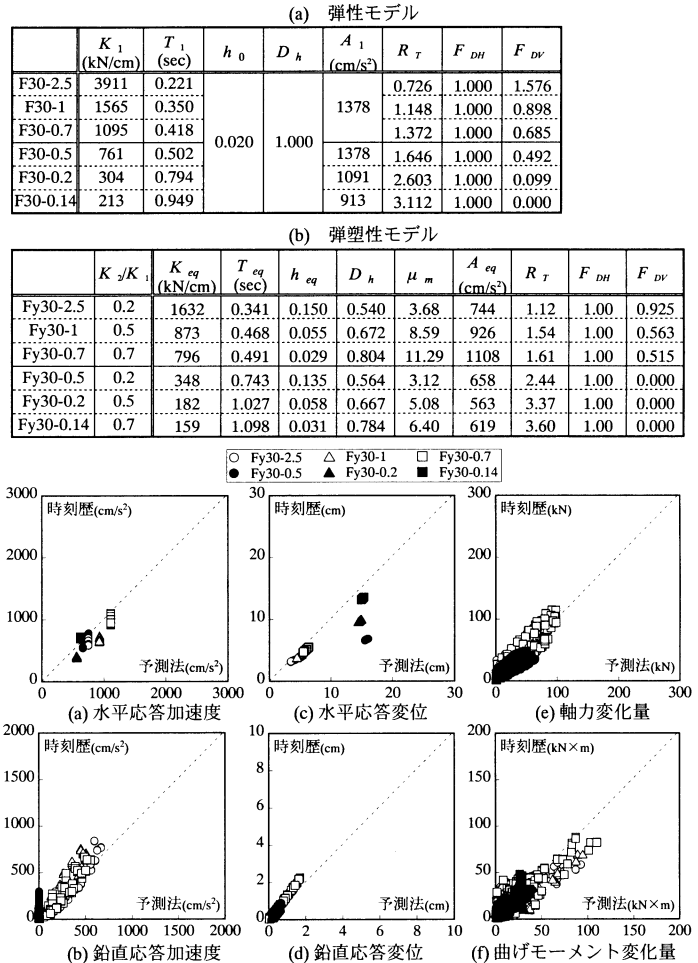


図13 予測応答加速度及び静的地震荷重の精度

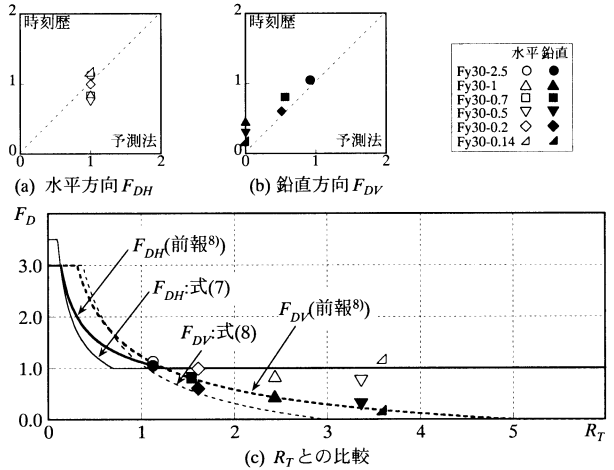


図14 応答増幅率の精度

ている事から、同様の手法が適用可能な範囲を明らかにしていく事を今後の課題としたい。

7. 結

下部構造に支持されたスパン60m、デプス/スパン比が約1/50の中規模ラチスドームにおいて、弾塑性剛性比 K_2/K_1 が0.2～0.7の範囲で、下部構造の一部が塑性化する場合の応答を分析し、応答増幅率と等価線形化手法を組み合わせた応答予測法の誘導を行い、その精度を確認した。得られた知見を以下に示す。

- 1) 下部構造の一部が塑性化するラチスドームの最大応答加速度は、等価1質点モデルの等価固有周期と等価減衰定数を求め、これを下部構造の剛性および応答評価用減衰定数に読み替え、ドーム支持部応答とドーム各部の応答増幅率を評価する事により、ある程度の精度で予測可能である。
- 2) 周期比 R_T が1～3の範囲の弾性モデルでは、前報の応答増幅率は安全側の応答を与える傾向がある。一方、支持構造塑性化時の最大応答加速度は、弾性応答に合わせて今回設定した応答増幅率および等価線形化手法により予測された加速度より鉛直方向で、やや高めとなる傾向があり、その最大値は前報で設定した増幅率によりほぼ包絡される範囲にある。
- 3) 今回検討したデプス/スパン比が比較的大きいドームにおいては、上記手法で算定されたドーム各部の加速度を静的地震荷重係数として各部の変位・部材軸力を求める手法は、支持構造が塑性化した場合でも、ある程度の精度を有している事が確認された。

参考文献

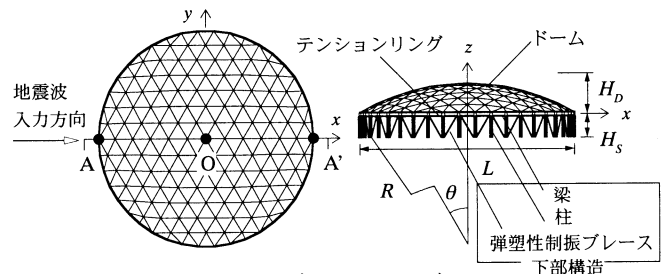
- 1) 小河利行, 熊谷知彦: 単一パルス波を受ける剛接合単層ラチスドームの動的座屈性状, 日本建築学会構造系論文集, 第552号, pp.117-124, 2002.2
- 2) 熊谷知彦, 小河利行: 鉛直および水平方向ステップ波を受ける剛接合単層ラチスドームの動的座屈性状, 鋼構造論文集, 第11巻第42号, pp.111-120, 2004.6
- 3) 熊谷知彦, 小河利行: 水平方向単一パルス波を受ける単層ラチスドームの動的座屈性状, 日本建築学会構造系論文集, 第585号, pp.115-122, 2004.11
- 4) 加藤史郎, 小西克尚, 中澤祥二, 向山洋一, 打越瑞昌: 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
- 5) 中澤祥二, 加藤史郎ほか: 下部構造降伏型単層ラチスドームの地震応答推定法, 鋼構造年次論文集, No.10, 2002.11
- 6) 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物に対する検討, 日本建築学会構造系論文集, 第561号, pp.153-160, 2002.11
- 7) 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—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, 第569号, pp.89-96, 2003.7
- 8) 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単層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579号, pp.71-78, 2004.5
- 9) E. L. Wilson, et al.: Short Communications a Replacement for the SRSS Method in Seismic Analysis, Earthquake Engineering and Structural Dynamics, Vol.9, pp.187-194, 1981
- 10) 渡辺基史, 滝澤春男: モード別単振子の時刻歴応答間に見られる相関度, 日本建築学会大会学術講演梗概集(東海), 構造1, pp.743-744, 1994.9
- 11) 大網浩一: CQC法におけるモード相関係数の簡便な近似式とその適用例, 日本建築学会構造系論文集, 第515号, pp.83-89, 1999.1
- 12) 小河利行, 中川美香, 熊谷知彦: 応答スペクトル解析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
- 13) 建設省建築研究所: 建築研究資料 第83号 設計用入力地震動作成手法, 1994.11
- 14) P.C. Jennings: Equivalent Viscous Damping for Yielding Structures, Proc. ASCE, Vol.94, No.EM1, 1968.2, pp.103-116
- 15) W.D. Iwan and N.C. Gates: Estimating Earthquake Response of Simple Hysteretic Structures, Journal of Engineering Mechanics Division, ASCE, pp.391-405, 1979.7
- 16) 笠井和彦, 伊藤浩資, 渡辺 厚: 等価線形化による一質点弾塑性構造の最大応答予測, 日本建築学会構造系論文集, 第571号, pp.53-62, 2003.9
- 17) 日本建築技術者協会: 応答制御構造設計法, 彰国社, 2000.12
- 18) 山形智香, 小河利行, 竹内 徹, 熊谷知彦, 中川美香: 履歴型制振ブレースを有する立体トラス架構の地震応答性状, 日本建築学会大会学術講演梗概集(東海), 構造1, pp.807-808, 2003.9

付1. 弾塑性制振ブレースを使用した場合の応答への影響

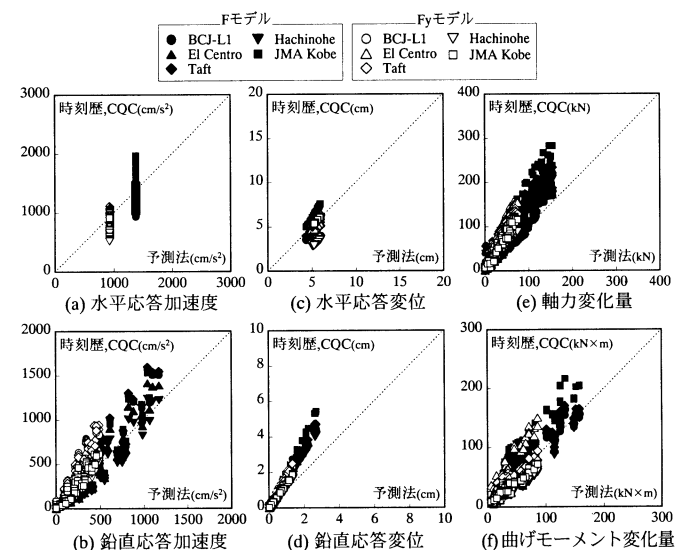
下部構造に制振部材を加える方式としては、付図1のように制振ブレースをFモデルに付加する方式も一般的と考えられる。これを用いて5章と同様の検討を行い、パルス波の影響を見る。半開角は30°とし、ブレースはFyモデルと弾性時の剛性、塑性化後の二次勾配、降伏応力度が等しくなるように設計し、Fybモデルと呼ぶ。

加速度スペクトル一定領域に固有周期を持つFyb30-1について、Fyモデルと同様の手順で応答予測を行い数値解析結果と比較した結果を付図2に示す。

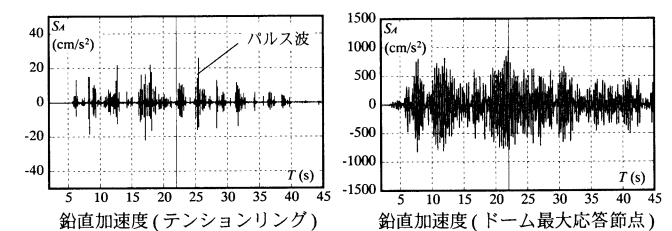
全てのFybモデルにおいても制振ブレースはFyモデルと同様、低減効果を発揮している。ただし(b)の鉛直応答加速度については、Fyb30-1よりも更に数値解析結果が予測応答加速度を上回っている。図11と同様にFyb30-1のドーム部節点およびテンションリング節点にかかるせん断力の時刻歴応答を抽出したものを付図3に示す。Fyモデルと同様、柱頭及びテンションリングにはブレースの塑性化と同時にパルス波が生じており、その発生頻度はFyモデルより高い。これは、塑性化するブレースが水平方向のみならず、鉛直方向にも急激な剛性変化を与える為、ドーム支持部鉛直方向の加速度におけるパルス波がより励起されたものと考えられる。ただし、鉛直応答変位及び曲げモーメント変化量は弾性時の精度とそれ程違いはなく、ここでもこれらのパルス波が変形や部材応力に与える影響は比較的小さい。



付図1 ブレース(Fyb)モデル



付図2 ブレースモデルにおける応答予測法の精度 (Fyb30-1)



付図3 ブレースモデルにおけるパルス波の発生状況 (Fyb30-1)

(2004年12月15日原稿受理, 2005年7月19日採用決定)