

# 固定荷重と地震荷重に対する総歪エネルギーの トレードオフ関係に着目したグリッドシェル構造の構造形態創生

## FORM-FINDING OF METAL GRIDSHELLS FOCUSING ON THE TRADEOFF RELATIONSHIP BETWEEN TOTAL STRAIN ENERGY FOR DEAD LOAD AND SEISMIC LOAD

寺澤友貴\*<sup>1</sup>, 金子亮太\*<sup>2</sup>, 新美敦也\*<sup>3</sup>, 竹内 徹\*<sup>4</sup>Yuki TERAZAWA, Ryota KANEKO, Atsuya NIIMI  
and Toru TAKEUCHI

A series of the proposed GRSA-based computational morphogenesis subjected to dead load and seismic load was performed for metal gridshell with square plane to investigate the effect of the level of seismic load, the period ratio between the roof and the supporting structure and the seismic-energy dissipation by the supporting structures with buckling-restrained braces on the form-found roof shape of the pareto solutions. Furthermore, the dynamic characteristic, seismic performance and buckling load were analyzed by linear static analysis, non-linear response history analysis, linear buckling analysis, non-linear buckling analysis.

**Keywords:** Form-finding, Multi-objective optimization, Parametric design, Metal gridshell, Seismic response, Buckling load factor

形状探索, 多目的最適化, パラメトリックデザイン, 鉄骨グリッドシェル, 地震応答, 座屈荷重係数

### 1. 序

構造形態創生<sup>1),2)</sup>とは, 意匠性を含む制約条件を満たしつつ設計荷重に対して構造合理性に関する目的関数を最小(最大)化する最適な構造形態を探索する形状最適化の一分野である。Isler<sup>3)</sup>やOtto<sup>4)</sup>の懸垂模型で知られるように, 構造形態創生は屋根形状の実験的な設計手法として誕生し, 現在は数値的な設計手法として発展している。

日本では, 大森ら・大崎らが固定荷重に対するシェル構造の構造形態創生法の開発を牽引してきた。まず, 大森・山本ら<sup>5),6)</sup>が, 曲げモーメントを生じない形態がシェル構造の理想という通説に基づきその総和を最小化する手法を提案し, 次に大崎ら<sup>7)</sup>, 浜田・大森ら<sup>8),9)</sup>が, 変形の影響を含む総歪エネルギーを最小化(≒剛性を最大化)する手法を提案し, 佐々木らの実作<sup>10)</sup>により有効性が示され, 一般的な手法となった。木村・大森ら<sup>11),12)</sup>は連続体シェルの形状と厚みを同時最適化する手法, 藤田・大崎ら<sup>13),14)</sup>は意匠性・施工性を幾何学的制約とする手法, 山本ら<sup>15)</sup>は人工知能を援用した手法へと発展させた。その他にも山本・皆川ら<sup>16),17)</sup>, 小河・大崎ら<sup>18)</sup>, 木村・大森ら<sup>19)</sup>を始め, シェル構造で重要な座屈荷重を目的関数とする手法も提案されている。かつて一部の専門家の独占技術だった長期荷重に対する構造形態創生手法は, Visual Programming 機能の有る 3DCAD<sup>20)</sup>が普及し, 誰もが利用できる設計ツール(例えば<sup>21),22)</sup>が整備されている。

一方で, 地震荷重に対するシェル構造の構造形態創生法は未だ発展途上にあり, 汎用的な設計ツールも整備されていない。これは地震応答を精算する時刻歴応答解析の計算時間が長く, 実用的な構造

形態創生に組込むには現実的でないことが原因である。例えば Michiels ら<sup>23)</sup>, 林・竹内ら<sup>26)</sup>, 重田・小河ら<sup>27)</sup>が, 等価静的地震荷重と静的解析を用いる代替手法を提案しているものの, 対象構造物毎に個別の荷重分布を吟味する必要があり未だ汎用的とは言えない。

これに対して寺澤・新美ら<sup>28)</sup>は, 一般化応答スペクトル解析法<sup>29)-38)</sup>(Generalized Response Spectrum Analysis, GRSA)に基づくグリッドシェル構造の構造形態創生手法と 3DCAD 上の計算環境を提案した。GRSA は複素固有値解析と応答スペクトル法の収斂計算を中核とした数値解析手法であり, 実用的な計算時間で, 任意形状の立体モデルの複雑な振動特性や制振部材による地震応答低減効果を考慮した地震応答評価が可能である。特に前報<sup>28)</sup>では, 地震荷重の考慮が構造形態に与える影響を検討し, 固定荷重(長期荷重)のみの場合では, 屋根全体が単峰で隆起する従来の構造形態が得られる一方, 地震荷重を考慮すると扁平な形が得られ, 各荷重に対して探索される構造形態にトレードオフ関係の可能性が示唆された。しかし, 前報は対象が特定の建物の単目的最適化に限定されていた。

本研究は, 地震応答に効果的な屋根形状の基礎情報整備として, 固定荷重と地震荷重に対する総歪エネルギーを最小化する多目的最適化を行い, パレート解とその力学特性を比較分析する。まず, 2章では構造形態創生手法を解説する。次の3章と4章では, 支持架構の剛性, 地震荷重レベル, 制振部材による屋根部入力への低減効果がパレート解と動的応答特性に与える影響を分析する。最後の5章では, 代表的な最適屋根形状の座屈荷重安全率を検証する。

\*1 東京工業大学 建築学系 助教・博士 (工学)

\*2 (株)竹中工務店 修士 (工学) (元東京工業大学 大学院生)

\*3 Arup 修士 (工学)

\*4 東京工業大学 建築学系 教授・博士 (工学)

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

Takenaka Corporation, M.Eng. (Former Grad. Student, Tokyo Institute of Technology)

Arup, M.Eng.

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

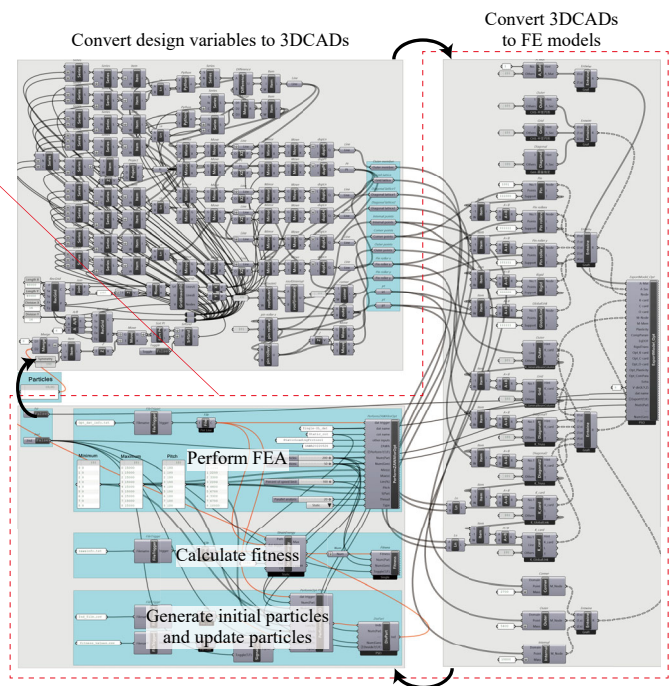
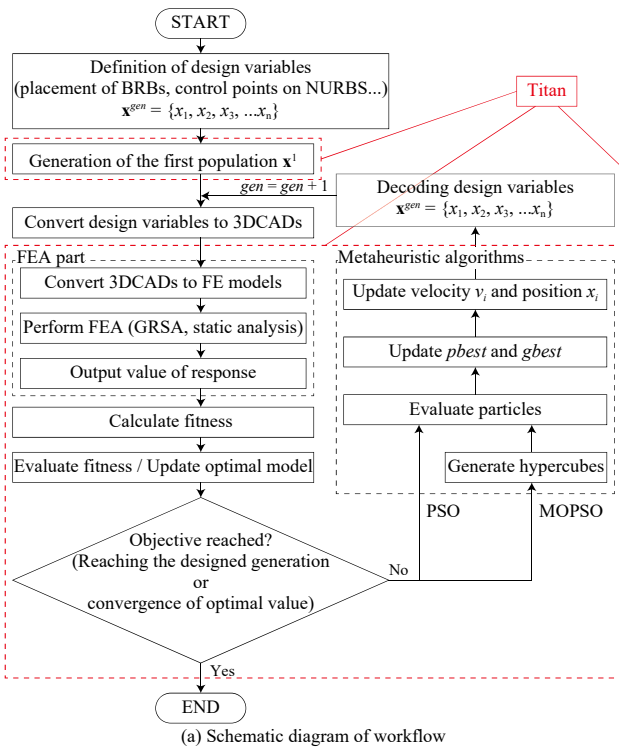


Fig. 1 GRSA-based computational morphogenesis<sup>28)</sup>

## 2. 数値解析概要

### 2.1 一般化応答スペクトル解析法に基づく構造形態創生手法<sup>28)</sup>

Fig.1 に前報にて提案した構造形態創生手法<sup>28)</sup>を示す。Fig.1(a)に示すように、提案手法は寺澤による一般化応答解析スペクトル解析 (GRSA)<sup>29),31)</sup>と静的応力解析と最適化アルゴリズムの繰り返し計算により最適屋根形状と支持架構の制振部材配置を探索できる。Fig.1(b)に示すように、提案手法は 3DCAD<sup>20)</sup>上の計算環境として構築され、NURBS 曲面の屋根形状発生、グリッド割、部材割付けなど設計変数に基づく 3D モデルの生成は 3DCAD の標準機能を用い、数値解析モデルへの変換、数値解析の実行、解析結果に基づく目的関数値の計算、最適化アルゴリズムによる設計変数の更新などプリ/ポスト処理は C#の自作プラグイン Titan<sup>28)</sup>を用い、数値解析は Fortran 90/95 の自作プログラム<sup>30)</sup>を用いる。前報<sup>28)</sup>では、固定荷重と設計用スペクトルの地震荷重に対して設計案を複数探索し、時刻歴応答解析等により力学特性を改めて分析・評価して実現性を議論するという提案手法の運用方法も提案され、その有効性が確かめられた。

### 2.2 想定建物の数値解析モデル

Fig.2 に想定建物の数値解析モデルを、Table 1 に部材諸元を示す。検討対象は体育館や商業施設を想定したスパン 48m の正方形平面を有する鉄骨造の 3 層支持架構付単層グリッドシェル構造とする。屋根架構は 3m でグリッド分割して直交材、斜材、外周材を割付け、一次設計時の初期ライズを 7.9m とした。支持架構外周部には弾性ブレースまたは座屈拘束ブレース (BRB) を配置する。構造材と仕上材を考慮した屋根・外壁荷重は 1.2kN/m<sup>2</sup>、床荷重は 5.0kN/m<sup>2</sup> とする。Fig.2 は最適化の初期解ではないが、屋根質量は同形状で固定する。

Table 1 に示すように、屋根ブレースは中空円形断面、その他は中空円形断面とし、固定荷重と保有水平耐力計算法<sup>30)</sup>の一次設計時の地震荷重(ベースシア係数 0.2)に対して屋根架構安全率 2.0、支持架構安全率 1.5 で許容応力度設計した。ただし、本検討の BRB は合計

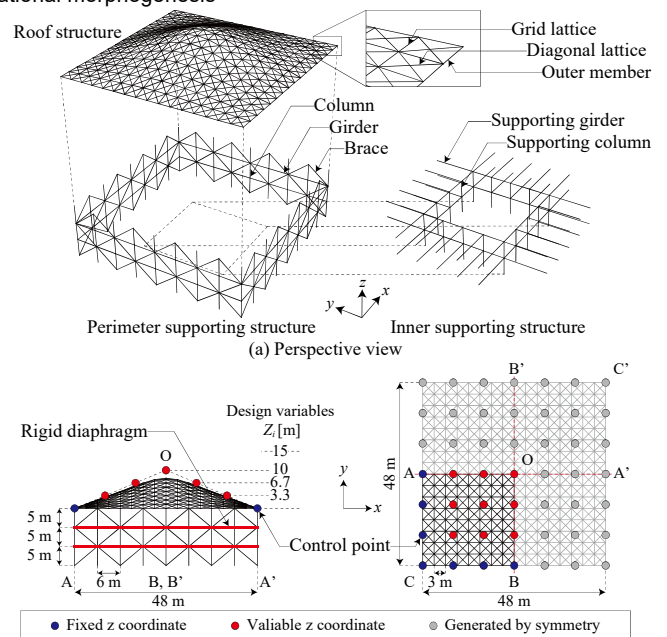


Fig. 2 Numerical model

Table 1 Member specification

Member		Section		
		def	soft	hard
Roof structure	Grid lattice	φ406.4×16		
	Diagonal lattice	φ26		
	Outer member	φ406.4×9.5		
Supporting structure	Column & Girder	φ406.4×16	φ355.6×11.1	φ609.6×22
	Brace	φ216.3×12.7	φ216.3×5.8	φ355.6×12.7
	Supporting column	φ406.4×9.5	φ318.5×10.3	φ558.8×19
	Supporting girder	φ267.4×6	φ216.3×5.8	φ355.6×12.7

(a) Elastic members

(b) Buckling-restrained brace (BRB)							
Story	w [kN]	A <sub>i</sub>	C <sub>i</sub>	Q <sub>u</sub> [kN]	Q <sub>un</sub> [kN]	N [kN]	A <sub>eq</sub> [mm <sup>2</sup> ]
3rd	11952	1.54	1.53	23176	5794	236	1676
2nd	11952	1.22	1.21	32858	8215	334	2376
1st	11376	1.00	1.00	38285	9571	389	2769

で 2 次設計時の必要保有水平耐力  $Q_{un}$ (構造特性係数 0.25)を満たす軸力  $N$  で降伏し、全長に対する芯材の塑性化部の長さ比  $L_p/L_0=0.25$  と芯材弾性部に対する塑性化部の断面積比  $A_p/A_e=0.50$  の等価断面積 ( $A_{eq}=A_p\{(L_p/L_0)+(A_p/A_e)(1.0-L_p/L_0)\}$ , LY225)を有する部材で固定する。

数値解析モデルでは、屋根斜材と BRB はトラス要素、その他は梁要素でモデル化し、BRB は二次剛性比 2%の単純 Bilinear 型の履歴特性を与え、他の部材は弾性とする。また、2FL と 3FL には剛床を設定し、1F 柱脚部はピン支持とする。各節点には負担面積に対応した集中質量を与える。比例減衰行列は初期の剛性・質量行列に比例する Rayleigh 型とし、1 次と 2 次の減衰比は 2%とする。

### 2.3 検討パラメータ

Fig.3 にモデル名規則を、Fig.4 に設計用応答スペクトルを示す。本研究の検討パラメータは、①目的関数の数(単目的, 多目的), ②荷重条件(固定荷重 DL のみ, 地震荷重  $EL_{xy}$  のみ,  $DL+EL_{xy}$ ), ③地震荷重レベル(設計用加速度応答スペクトル<sup>40</sup>)のピーク値が 1.0G か 0.5G), ④支持架構水平剛性(2.2 節の初期設計を標準 *def* として 1/2 倍の場合 *soft*, 5 倍の場合 *hard*), ⑤BRB による支持架構の地震エネルギー吸収の有無とし、各パラメータが得られる屋根形状とその力学特性に与える影響を比較分析する。また、弾性ブレース付モデルを CB モデル, BRB 付モデルを BRB モデルと呼称する。

### 2.4 設計変数, 目的関数と最適化問題の定義

本検討は、設計変数と制約条件に Fig.2(b)に示す屋根形状を生成する NURBS 曲面の制御点の鉛直方向  $z$  座標値  $Z_i$  を適用し、最小化する目的関数に固定荷重に対する総歪エネルギー  $U_{DL}$  または地震荷重に対する総歪エネルギー  $U_{EL_{xy}}$  を適用し、単目的最適化問題 P-S と多目的最適化問題 P-M を式(1)-式(5)で定義する。なお、本検討では、得られる設計解の現実性に関わらず、各荷重に対する総歪エネルギーのトレードオフ関係から導き出される最適屋根形状のパレートフロントを隈無く調査するため応力や形状の制約は考慮していない。

$$U = \frac{1}{2} \sum_{k=1}^{MEM} \frac{A_k l_k}{E_k} ({}_k\sigma_N^2 + ({}^i\sigma_M^2 + ({}^j\sigma_M^2)) \quad (1)$$

$$\text{P-S) Minimize : } f(\mathbf{Z}) = U_{DL} \text{ or } U_{EL_{xy}} \text{ or } U_{DL} + U_{EL_{xy}} \quad (2)$$

$$\text{P-M) Minimize : } f_1(\mathbf{Z}) = U_{DL}, f_2(\mathbf{Z}) = U_{EL_{xy}} \quad (3)$$

$$\text{P-S)&P-M) Subject to : } 0m \leq Z_i \leq 15m \quad (4)$$

$$\text{P-S)&P-M) Variables : } Z_i \quad (5)$$

ここに MEM は部材数, A は断面積, l は部材長, E はヤング率,  $\sigma_N$  は軸応力度,  ${}^i\sigma_M$  は i 端の曲げ応力度である。  $U_{EL_{xy}}$  は各方向入力の結果を  $1/\sqrt{2}$ 倍した和(斜め 45 度方向入力)として評価する<sup>28</sup>。

また、本検討は単目的最適化に粒子群最適化法を用い、多目的最適化に多目的粒子群最適化法<sup>41),30)</sup>を用いる。粒子数は 200, 慣性定数  $w$  は 1.0, 個体ベストへの加速定数  $c_1$  は 2.0, 粒子群ベストへの加速定数  $c_2$  は 2.0, 繰返し計算回数は 50 とする。同手法は乱数によりランダム生成した初期解から最適解を探索する。

### 2.5 数値解析手法

数値解析手法は静的応力解析, 振動固有値解析, 時刻歴応答解析(NLRHA), 線形・弾性・弾塑性座屈解析, 一般化応答スペクトル解析(GRSA)を用いる。静的応力解析は  $U_{DL}$  の算出と設計案の力学特性評価に用いる。振動固有値解析, NLRHA, 線形・弾性・弾塑性座屈解析は設計案の力学特性評価に用いる。NLRHA の増分変位は Newmark  $\beta$  法( $\beta=1/4$ )で計算し、弾性・弾塑性座屈解析は弧長増分法

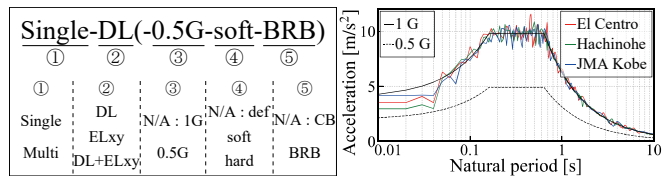


Fig. 3 Model ID Fig. 4 Response spectra

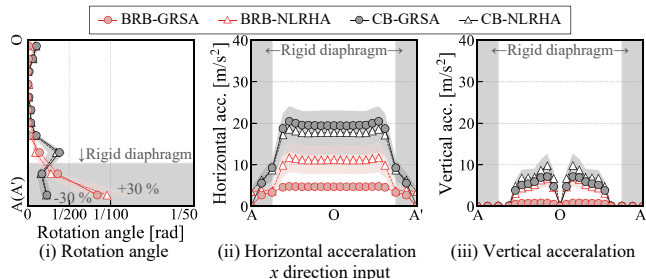


Fig.5 Comparison of NLRHA and GRSA (Single-DL+ELxy)

を用い、どちらも幾何学的非線形・材料非線形を考慮する。

GRSA は  $U_{EL_{xy}}$  の算出に用いる。GRSA は複素固有値解析と応答スペクトル法の収斂計算を中核とする数値解析群であり、最大変位応答時に対応する振動系の地震応答を評価する。最大応答値は非比例減衰用の修正 CQC 法<sup>42)</sup>より式(6)で算出し、BRB はこの最大応答評価値に基づき振幅依存型の弾塑性減衰を模擬する複素剛性要素に繰返し等価線形置換され、全体剛性行列に含まれて複素固有値解析に反映される。BRB の非線形性を模擬する複素剛性は等価剛性係数  $a$  とエネルギー吸収係数  $b$  と平均減衰法<sup>30)</sup>より式(7)で評価する。主要な減衰比  $\xi_0$  の応答スペクトル値は数表として与え、任意減衰比  $\xi$  の応答スペクトル値は減衰比の近い上記の応答スペクトル値に式(8)の応答低減効果係数  $D_h$ <sup>43)</sup>を乗じて換算する。

$$R_{CQC} = \sqrt{\sum_{s=1}^n \sum_{r=1}^n B_s B_r S_s(\omega_s, \xi_s) S_r(\omega_r, \xi_r) \cos(\theta_s - \theta_r) \rho_{sr}} \quad (6)$$

$$(a + ib \operatorname{sgn} \omega) k_d \quad (7)$$

$$D_h = \begin{cases} (D_{h0}-1)(5T)+1 & (0 \leq T < 0.2) \\ D_{h0} & (0.2 \leq T < 2.0) \\ D_{h0} \{ \sqrt{\xi/\xi_0} (T-2)/40 + 1 \} & (2.0 \leq T < 8.0) \end{cases} \quad (8)$$

ここに  $s$  と  $r$  はモード番号,  $\xi$  はモード減衰比,  $\rho$  は各種モード相関係数,  $\omega$  は固有円振動数,  $S$  は応答スペクトル値,  $B = \operatorname{Re}(\lambda^* \beta \phi) / \sin \theta$ ,  $\theta = \tan^{-1}(-\operatorname{Re}(\lambda^* \beta \phi) / \operatorname{Re}(\beta \phi))$ ,  $\lambda$  は複素固有値,  $\beta$  は複素刺激係数,  $\phi$  は複素固有ベクトル成分,  $*$  は複素共役,  $\omega_e$  は仮想外力円振動数,  $a = \gamma_K$ ,  $b = 2\xi_e \gamma_e$ ,  $\gamma_K = \{1+p(\mu-1)\} / \mu$ ,  $\gamma_e = (4/\pi)(1-p)(\mu-1)/\mu^2$ ,  $\xi = (1/\mu) \{ (1/2)(\gamma_K/\gamma_e) \}$ ,  $\mu$  は塑性率,  $D_{h0} = \sqrt{(1+75\xi_0)(1+75\xi)}$  である。

Fig.5 に NLRHA と GRSA における支持架構を含む視線 AOA' の地震応答値の比較例を示す。地震応答は Fig.4 に示すスペクトル適合 3 波に対する平均値である。Fig.5(i) の Rotation angle は部材回転角<sup>28)</sup>であり、GRSA は架構全体の変位応答を良好な精度で評価する。一方、前報<sup>28)</sup>より、BRB 付き支持架構の弾性または除荷弾性剛性時に生じる最大応答加速度は最大 0.8G 過小評価されることが判明しており本検討も同様の傾向が確認された。以降では、得られた設計案の地震応答は BRB の有無に関係なく NLRHA を用いて評価する。

最適化計算は Intel Core i9-7940X と DDR4 メモリを内蔵するワークステーションで行い、多目的最適化は BRB を考慮しない場合で約 4 時間、BRB を考慮する場合で約 24 時間の計算時間を要した。最適化計算は複数回行い同じ解に収束することを確認している。

### 3. 支持架構による地震エネルギー吸収が無い場合の最適屋根形状

支持架構による地震エネルギー吸収が無い場合について、荷重条件、目的関数の数、地震荷重レベル、支持架構剛性が最適屋根形状の設計案に与える影響を分析する。なお、本章の最適屋根形状や力学特性の図版(Fig.7~Fig.16)は各検討パラメータの影響を比較できるように各節を横断してまとめて掲載する。また、Fig.6に例示するように、視認性の都合で最適屋根形状は屋根架構の斜材を省略して示す。

#### 3.1 荷重条件と単目的最適化が最適屋根形状に与える影響

まず、Fig.6に単目的最適化により得られた最適屋根形状を、Fig.7に部材力分布を示す。固定荷重のみに対する最適屋根形状(Single-DL, Fig.6(a-0))は、従来から固定荷重に対する有効性が知られるライズの高い逆さ吊り形状となる一方、地震荷重のみに対する最適屋根形状(Single-ELxy, Fig.6(b-0))は水平力に対して面内剛性に抵抗する扁平な形状となる。Fig.7(a-1)(f-1)の比較に示すように、探索時の対象荷重に対する最適屋根形状の部材応力は効果的に抑えられるが、探索時に考慮しない荷重に対する部材応力は増大する。特に扁平なSingle-ELxy(Fig.6(b-0))では、次節で述べるFig.13に示すように、屋根部の鉛直撓み角(スパンに対する鉛直応答変位)ピーク値はグラフ外に及ぶ大きな値(実際には約1/10rad.)となり、非現実的な設計案となっている。次節で述べるFig.12に示すように、固定荷重のみに対する最適屋根形状 Single-DL の地震応答もまた、他の形状より著しく大きくなる。これらに対して固定荷重と地震荷重に対する最適屋根形状(Single-DL+ELxy, Fig.6(c-0))は両者の中間かつ逆対称一波モードなど空間構造特有の振動モードに抵抗するような局部的隆起を有する扁平形状となる。このように最適屋根形状の特にライズの間にはトレードオフ関係が示唆され、各荷重組合せの単目的最適化はそのパレート解の一部を探索している可能性がある。

#### 3.2 荷重条件と多目的最適化が最適屋根形状に与える影響

次に Fig.8(i)に総歪エネルギーの目的関数空間上のパレート解(Pareto solutions)、各荷重組合せの単目的最適化の最適屋根形状(Single models)、分析対象の最適屋根形状(Focused model)を色付きマーカーで示す。3.1節の仮説の通り、単目的最適化の最適屋根形状はパレート解の一部であることが分かる。また、各荷重に対する総歪エネルギーの下限を Fig.8 の赤色一点鎖線軸で整理すると、パレート解は横鎖線の上側、縦鎖線の右側に位置し、固定荷重または地震荷重のみに対する最適屋根形状はこの軸上に存在する。

そこでこの赤色一点鎖線軸交点と各パレート解座標を結ぶ直線の傾きを総歪エネルギー比  $U_0$  と定義し、 $U_0$  を指標として最適屋根形状を抜粋して分析する。ここで  $U_0 \rightarrow$  小は  $U_{ELxy}$  が小さく地震荷重に対して効率的であること、 $U_0 \rightarrow$  大は  $U_{DL}$  が小さく固定荷重に対して効率的であることを表す。Fig.9(i)に  $U_0$  で整理したパレート解のライズを、Fig.7とFig.10(i)~Fig.12(i)に代表的な屋根部材応力、最適屋根形状、卓越振動モード、地震応答を、Fig.13(i)に  $U_0$  で整理したパレート解の屋根部材応力と鉛直撓み角(スパンに対する鉛直応答変位)ピーク値を示す。同図らの  $R_T$  は屋根部逆対称一波モードに対する支持架構周期比、 $R_M$  は屋根部に対する架構全体の質量比である。

Fig.9(i)に示すように、パレート解のライズは  $U_0$  に対して対数的に増加する。Fig.10(a-1)~(f-1)に示すように、固定荷重に対して効果的な程( $U_0 \rightarrow$  大)、最適形状は全体が単峰の隆起形状となり、地震荷重に対して効果的な程( $U_0 \rightarrow$  小)、最適屋根形状は屋根部振動モード

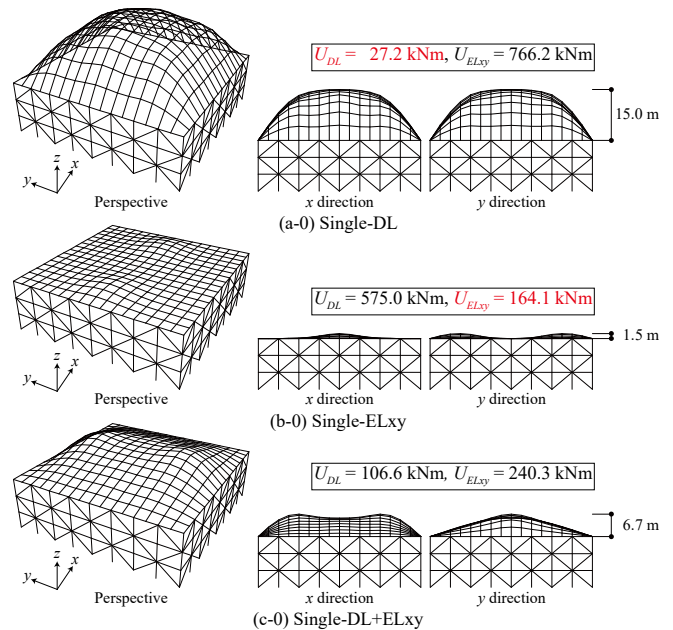


Fig.6 Geometry of form-found models (Elastic brace CB model)

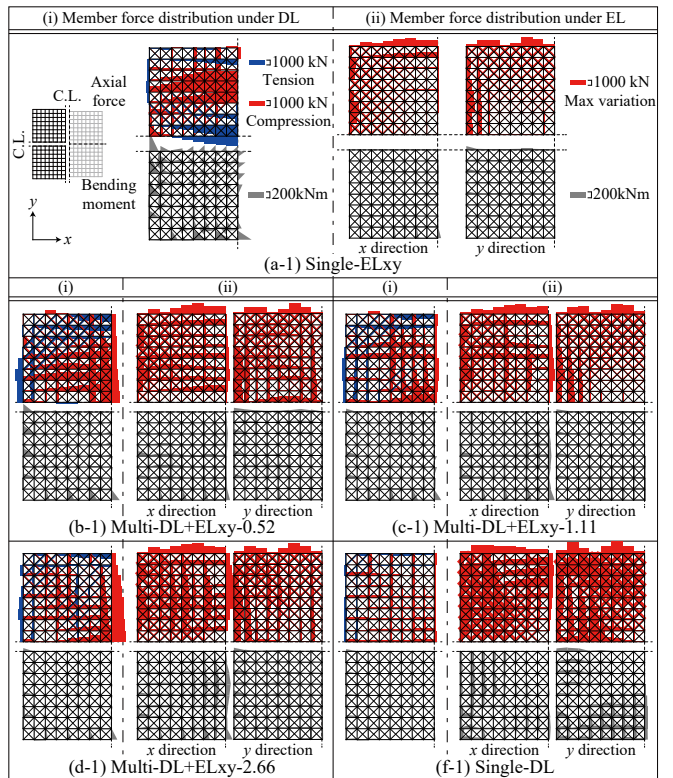


Fig.7 Member force distribution of form-found models

(例: Fig.11(i))に抵抗するような局部的隆起を有する扁平形状となる。

Fig.12(i)に示すように、固定荷重のみに対する最適屋根形状(Single-DL)では、その他と比べて著しく大きな部材回転角や水平・鉛直応答加速度が生じる。これに対してパレート解では、地震荷重に対して効果的な程( $U_0 \rightarrow$  小)、水平応答加速度は顕著に低減する。また、部材回転角や鉛直応答加速度も低減するものの、 $U_0$  に対応して低減するとは限らず、特異的な応答を生じる場合がある。これは屋根部振動モードが原因であり、例えば Fig.9(d-1)と Fig.11(i)と Fig.12(i)に示すように、Multi-DL+ELxy-2.66 は逆対称一波振動モードに抵抗する屋根形状であるが、対応する  $x$  方向入力地震応答はその他より顕

著に低減する一方、 $y$  方向入力地震応答はやや増大する。ただし、Single-DL+ELxy のように、同様な屋根形状でも部材応力と相関のある総歪エネルギーがより小さく効率的な場合もあり、必ずしも振動モードに沿った形状が悪い設計案とは言えない。なお、本検討の範囲では、相対的に軽量の屋根架構の形状が支持架構の地震応答に与える影響は殆ど確認されなかった。

Fig.7 の比較に示すように、同様な屋根形状を含むパレート解の部材応力は、単独荷重に対して最適化された極端な場合から緩和され

る。また、Fig.13(i)に示すように、パレート解の部材応力は総歪エネルギー比  $U_0$  に対して緩やかに変動する一方、極端に扁平な場合 (Single-ELxy) など地震荷重に対する総歪エネルギーの効率性に偏った屋根形状 (本節では  $U_0 < 0.25$ ) では、固定荷重時の鉛直撓み角ピーク値がラチスシェル屋根構造設計指針<sup>44)</sup> の設計クライテリア  $1/300\text{rad}$  を超える。以上に示したように、単独荷重に対して屋根形状を最適化すると非現実的な設計案が生成されるため、実務設計では、荷重組合せの単目的最適化が多目的最適化のパレート解から  $U_0$  を指標

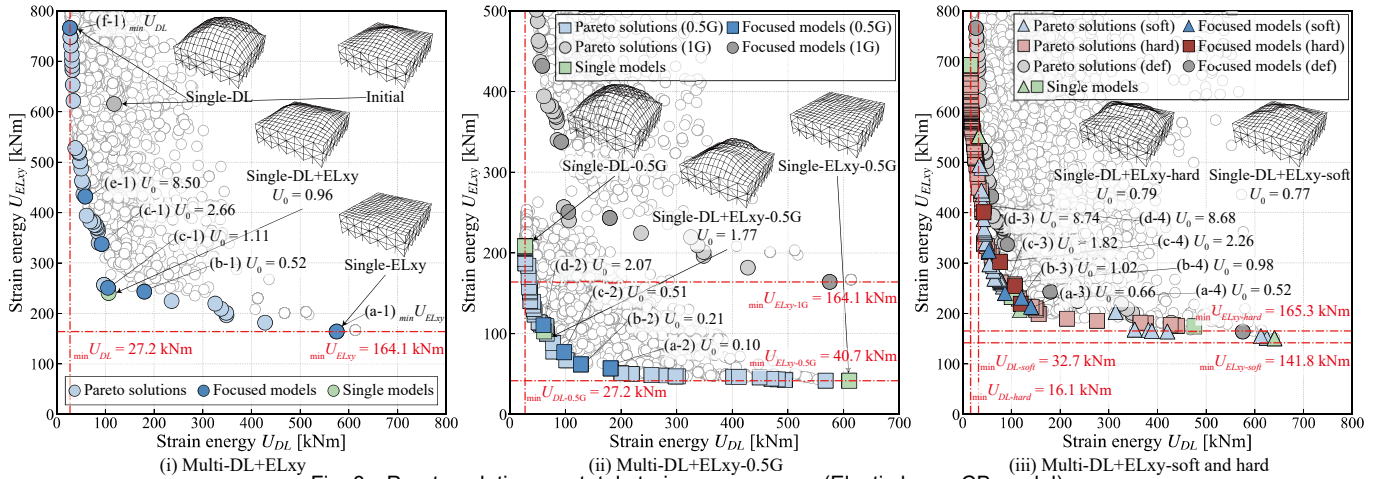


Fig. 8 Pareto solutions on total strain energy space (Elastic brace CB model)

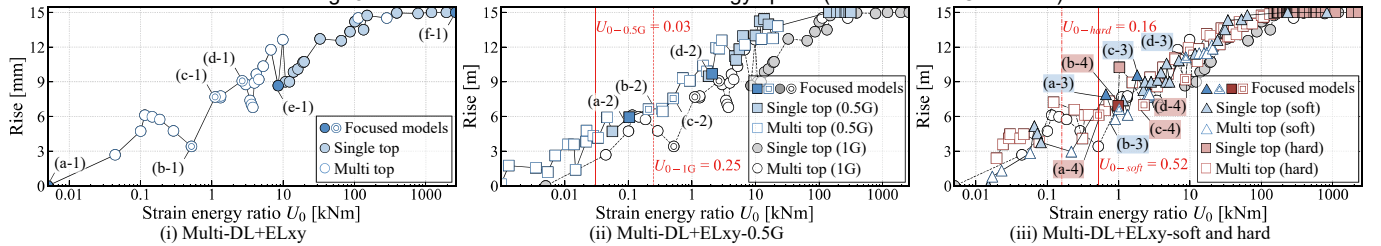


Fig. 9 Rise - strain energy ratio  $U_0$  relationships (Elastic brace CB model, pareto solutions)

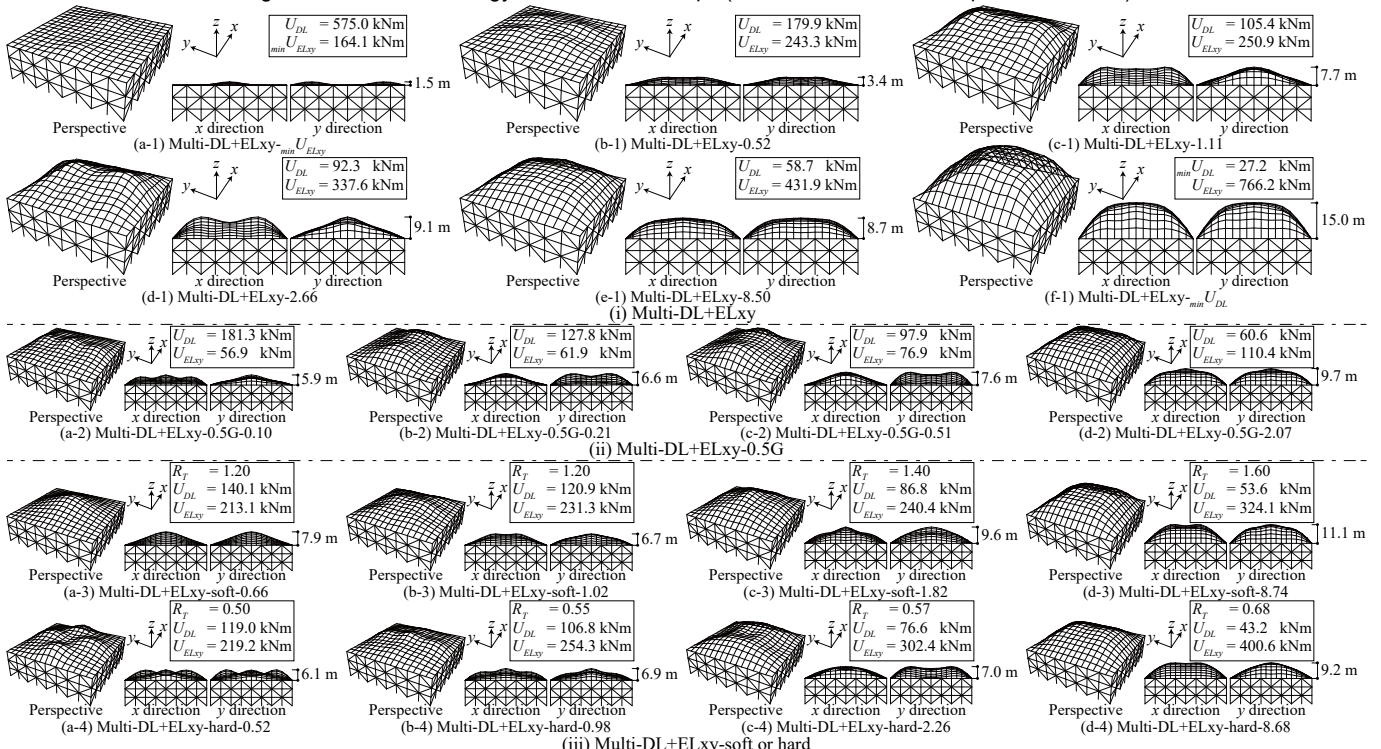


Fig. 10 Geometry of form-found models (Elastic brace CB model, focused model)

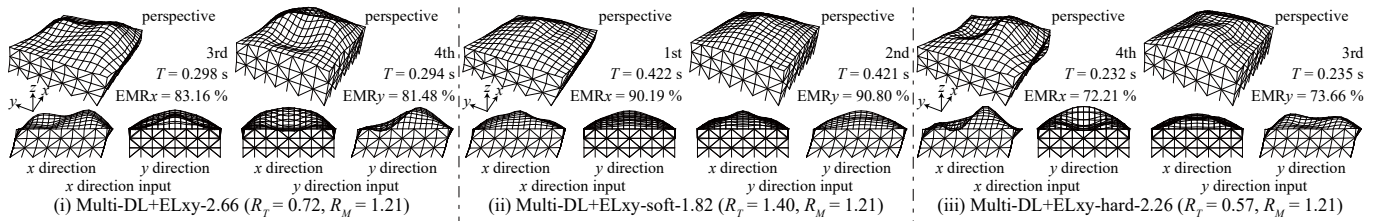


Fig. 11 Dominant vibration modes of form-found models (Elastic brace CB model, pareto solutions)

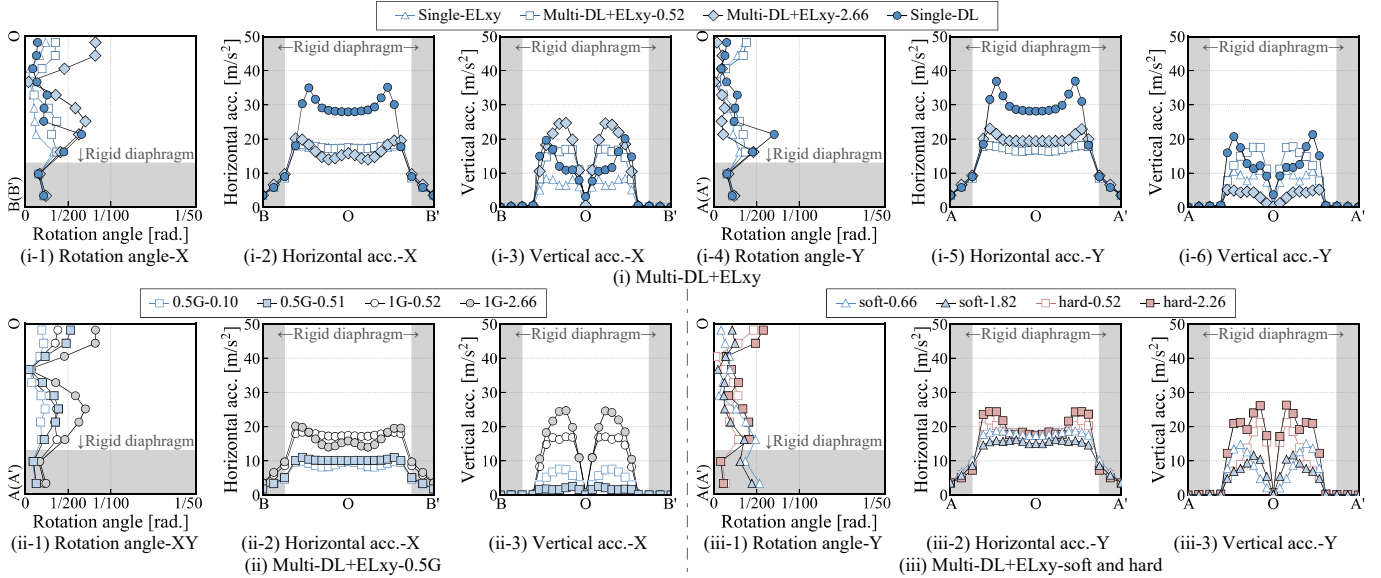


Fig. 12 Seismic response of form-found models (Elastic brace CB model, pareto solutions)

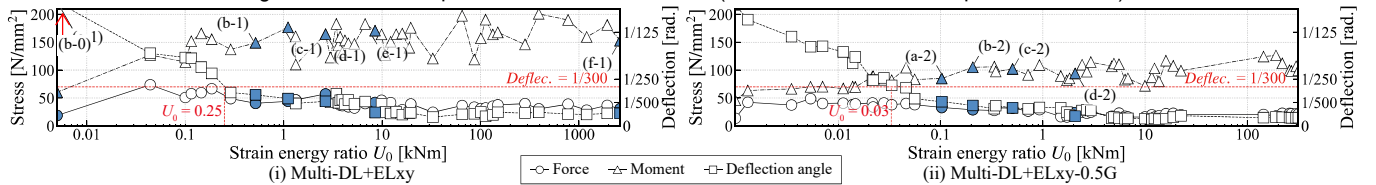


Fig. 13 Peak stress and vertical displacement - strain energy ratio  $U_0$  relationships (Elastic brace CB model, pareto solutions)

に設計クライテリアを満足する屋根形状を採用することが望ましい。なお、本節で述べた傾向は検討パラメータに依らず同様であった。

### 3.3 地震荷重レベルが最適屋根形状に与える影響

地震荷重レベルが最適屋根形状に与える影響を分析する。Fig.8(ii)に目的関数空間上の設計案を、Fig.9(ii)に  $U_0$  で整理したパレート解のライズを、Fig.10(ii)と Fig.12(ii)に代表的な最適屋根形状と地震応答を、Fig.13(ii)に  $U_0$  で整理したパレート解の屋根部材応力とライズに対する鉛直撓み角ピーク値を示す。ここでピーク 0.5G の地震荷重(Fig.4)に対する探索結果は、日本より地震荷重レベルの低い地域の場合や、弾性ブレース付き支持架構のまま剛性が変動せず付加的な減衰機構により屋根部材力が半減された場合に対応する。

Fig.8(ii)に示すように、ピーク 0.5G の地震荷重では、地震荷重に対する総歪エネルギー  $U_{ELxy}$  の下限値がピーク 1G の場合の約 0.25 倍(式(1)より荷重比の 2 乗)となる。ただし、固定荷重に対する総歪エネルギー  $U_{DL}$  は変動しないため、Fig.9(ii)と Fig.10(ii)に示すように、同じ総歪エネルギー比  $U_0$  で比較すると、ピーク 0.5G の地震荷重に対するパレート解のライズが相対的に高くなる。一方、Fig.10(ii)に示すように、地震荷重に対する  $U_{ELxy}$  の影響が微小な範囲(例:  $U_0 \geq 10$ )では、パレート解の最適屋根形状はピーク 1G の場合とあまり変わらない。また、Fig.8 と Fig.10(i)(ii)に示すように、それ以外の範囲の

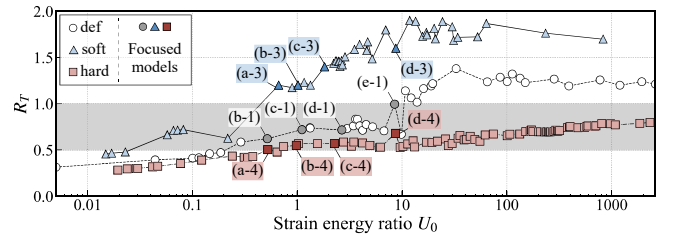


Fig. 14  $R_T$ - strain energy ratio  $U_0$  relationships

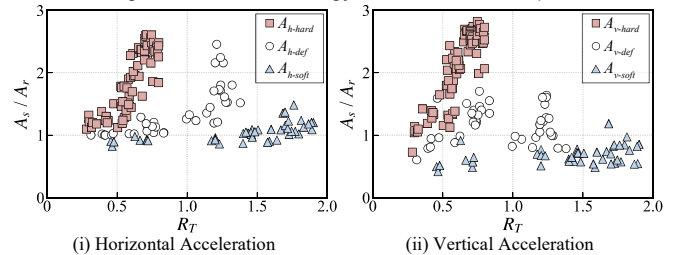


Fig. 15 Acceleration amplification

パレート解の最適屋根形状は、その  $U_0$  を約 4.0 倍したピーク 1G 時の最適屋根形状と概ね対応する。この結果は、支持架構剛性が変動しない場合は、各種の地震荷重レベルに対する最適屋根形状のパレート解は、ある地震荷重レベルに対するパレート解と  $U_0$  から類推できる可能性を示唆していると考えられる。

Fig.12(ii)や Fig.13(ii)に示すように、最適屋根形状のパレート解の部材応力と鉛直撓み角は地震荷重レベルに応じて低減し、代表的な最適屋根形状の稜線応答は、左記の地震荷重レベルに対して概ね等価な  $U_0$  を有する最適屋根形状の結果から同様に低減する。

### 3.4 支持架構剛性が最適屋根形状に与える影響

支持架構剛性が最適屋根形状に与える影響を検証する。Fig.8(iii)に目的関数空間上の設計案を、Fig.9(iii)に総歪エネルギー比  $U_0$  で整理したパレート解のライズを、Fig.10(iii)~Fig.12(iii)に代表的な最適屋根形状と卓越振動モードと地震応答を、Fig.14 に  $U_0$  で整理した周期比  $R_T$  を、Fig.15 に周期比  $R_T$  で整理した屋根部応答増幅率(軒高さの水平応答加速度  $A_r$  に対する屋根部最大応答加速度  $A_s$  の比)を示す。

Fig.8(iii)と Fig.9(iii)に示すように、標準設計(*def*)の 0.5 倍(*soft*)~5 倍(*hard*)の範囲の支持架構剛性がパレート解の総歪エネルギー分布や  $U_0$  とパレート解のライズの関係性に与える影響は小さい。ただし、Fig.10(iii)に示すように、同程度の  $U_0$  を有するパレート解の最適屋根形状を比較すると、支持架構剛性が高い方(*hard*)が局部的隆起を有する場合が多い。Fig.11(ii)(iii)と Fig.14 に示すように、これは支持架構剛性が高い場合の周期比  $R_T$  は低次から高次の屋根地震応答が励起されやすい 1.0 以下であり、結果的にその振動性状に抵抗する屋根形状がパレート解に選択されやすくなったためと考えられる。また、Fig.12(iii)に示すように、同程度の  $U_0$  を有するパレート解の最適屋根形状を比較すると、同様の理由で支持架構剛性が高い方(*hard*)が屋根部の地震応答は大きい。さらに Fig.15 に示すように、同じ周期比  $R_T$  でも支持架構剛性が高い方がその励起も大きくなる。

## 4. 支持架構による地震エネルギー吸収が有る場合の最適屋根形状

支持架構による地震エネルギー吸収が有る場合について、荷重条件と目的関数の数が最適屋根形状の設計案に与える影響を分析する。地震エネルギーを吸収する支持架構の BRB の諸元は 2.2 節に示す。

### 4.1 荷重条件と単目的最適化が最適屋根形状に与える影響

Fig.16 と Fig.17 に単目的最適化により得られた最適屋根形状を、Fig.18 に架構全体の稜線地震応答を、Fig.19 に最適屋根形状のガウス曲率分布を示す。ここでガウス曲率  $K(x,y)$  は、 $x$  方向と  $y$  方向の各グリッドで切断した断面曲線と主曲率をそれぞれ  $f(x)$ 、 $\kappa(x)$ 、 $f(y)$ 、 $\kappa(y)$  として式(9)で計算した。

$$K(x,y) = \kappa(x)\kappa(y) \quad \therefore \kappa(x) = \frac{f''(x)}{(1+f'(x)^2)^{3/2}} \quad (9)$$

Fig.6 と Fig.16 の比較に示すように、支持架構による地震エネルギー吸収が有る場合では、無い場合と比べて地震荷重に対する総歪エネルギーが顕著に低下する。Fig.12 と Fig.18 の比較に示すように、これは 3.2 節の地震荷重レベルの調整で模擬できるような付加減衰効果だけでなく、支持架構(本検討では BRB)の塑性化に伴う長周期化の効果により、屋根部の変位応答が劇的に低減されるためである。Fig.16 と Fig.17 に示すように、支持架構の地震エネルギー吸収により地震荷重に対する総歪エネルギーの負担が激減された結果として、地震荷重のみに対する最適屋根形状(Single-ELxy-BRB)は殆ど扁平な形状(Fig.6(ii))ではなく局部的隆起を有する扁平形状(Fig.16(ii))が選ばれ、固定荷重と地震荷重に対する最適屋根形状(Single-DL+ELxy-BRB)は固定荷重のみに対する最適屋根形状(Single-DL)とほぼ同等な屋根全体が単峰で隆起する形状が選ばれた。ただし、前報<sup>28)</sup>

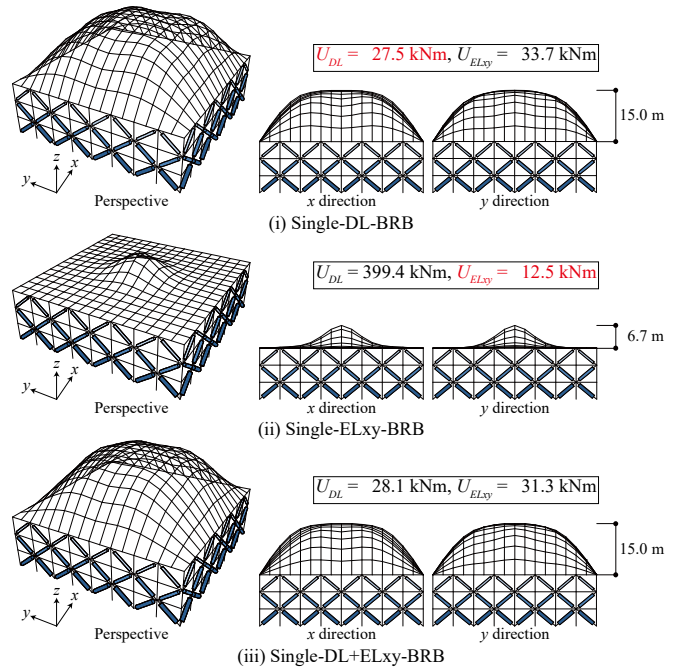


Fig.16 Geometry of form-found models (BRB model)

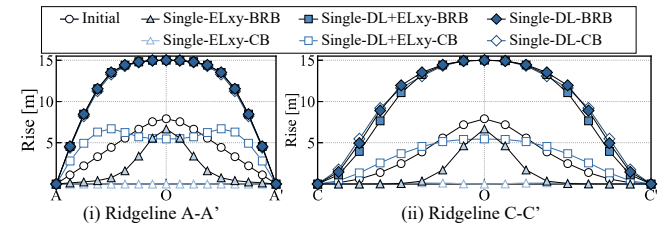


Fig.17 Rise of single-objective form-found models

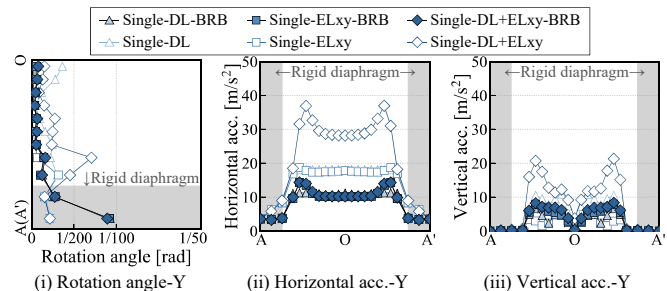


Fig.18 Seismic response of single-objective optimization models

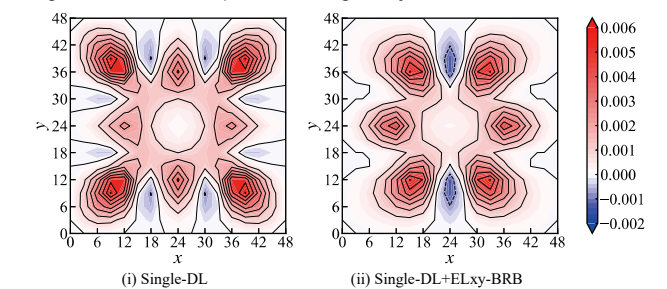


Fig.19 Gaussian curvature of single-objective optimization model

では固定荷重と地震荷重に対する最適屋根形状に局部的隆起を有する扁平形状が選ばれており、この最適屋根形状は支持架構の設計仕様に依存し、Fig.16 は BRB に構造特性係数 0.25 の必要保有水平耐力相当の降伏耐力を発揮する断面を与えた場合の結果と考えられる。一方、Fig.19 の比較に示すように、固定荷重のみに対する最適屋根形状(Single-DL)では、隅各部の屋根立ち上がりの部分に主要な正のガウス曲率を有するものの、固定荷重と地震荷重に対する最適屋根

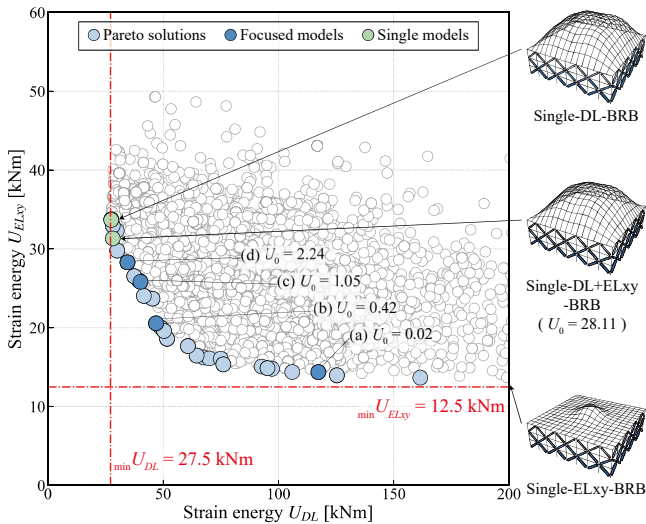


Fig.20 Pareto solutions on total strain energy space (BRB model)

形状(Single-DL+ELxy-BRB)では、隅各部だけでなく、 $y$ 方向のBOB'の稜線にも主要な正のガウス曲率を有しており、屋根全体が単峰で隆起する形状ではあっても両者は細部が一致しない形状であることが分かる。なお、本研究では、制振構造の支持架構を検討したが、長周期化の効果がより明確に発揮される屋根免震構造の場合でも同様な最適屋根形状の探索結果が得られるものと考えられる。

#### 4.2 荷重条件と多目的最適化が最適屋根形状に与える影響

Fig.20 に目的関数空間上の設計案を、Fig.21 に総歪エネルギー比  $U_0$  で整理したパレート解のライズを、Fig.22 に代表的な最適屋根形状を、Fig.23 に  $U_0$  で整理したパレート解の屋根部材応力とライズに対する鉛直撓み角ピーク値を示す。Fig.21 に示すように、支持架構の地震エネルギー吸収により地震荷重に対する総歪エネルギーの負担が激減された結果として、支持架構による地震エネルギー吸収が無い場合(3.2節の弾性ブレース付き支持架構CBモデル)と同等の  $U_0$  を有する最適屋根形状と比較すると、パレート解のライズはより高くなる。また、Fig.20 と Fig.22 に示すように、パレート解の最適形状は殆ど全体が単峰で隆起する形状となる。Fig.13 と Fig.23 の比較に示すように、部材応力も顕著に低減される。このように支持架構の地震エネルギー吸収がある場合には、複雑な隆起の無い単純な形状がパレート解となる。一方、Fig.18 と Fig.23 に例示するように、屋根部の地震応答が効果的に低減されていることを考慮すると、Fig.20 の白丸マーカーに示す最適でないがパレート解近傍にあり意匠上望ましい屋根形状も設計案としては十分実現可能と考えられる。

3章と4章の総括として、パレート解に含まれる固定荷重と地震荷重に対する単目的最適化の最適屋根形状の総歪エネルギー比  $U_0$  は、支持架構に地震エネルギー吸収が無い場合で約 0.7(Fig.8 (ii))~約 1.0(Fig.8(i))、支持架構による付加減衰効果のみ有る場合で約 1.8 (Fig.8(iii))、支持架構による付加減衰効果と長周期化が有る場合で約 28.0(Fig.20)であり、この  $U_0$  は地震荷重に対する総歪エネルギーの負担に依存し、必ずしも赤色一点鎖線軸の原点から  $45^\circ$  の傾き ( $U_0=1.0$ ) とならないことが分かる。

同等の  $U_0$  を有する弾性ブレース付き支持架構 CB モデルと BRB 付き支持架構 BRB モデルのパレート解の地震応答を比較分析する。Table 2 に代表的なパレート解の卓越固有振動特性を、Fig.24 に BRB

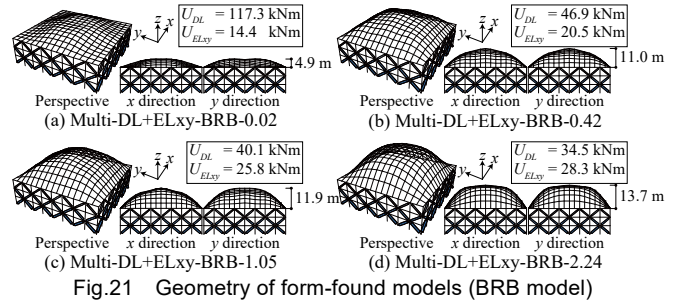


Fig.21 Geometry of form-found models (BRB model)

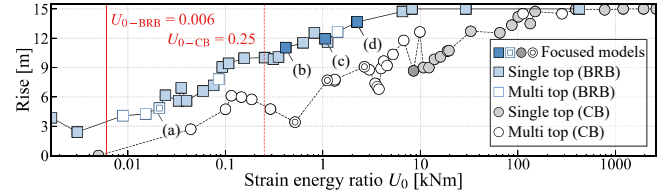


Fig.22 Rise - strain energy ratio  $U_0$  relationships (BRB model)

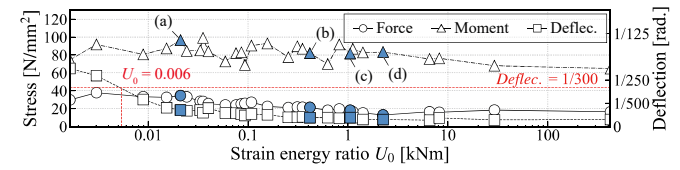


Fig.23 Peak response -  $U_0$  relationships

Table 2 Fundamental vibration mode characteristic

No.	CB models				BRB models			
	$U_0$	$\xi$ [%]	$T$ [sec]	$R_T$	$U_0$	$\xi$ [%]	$T$ [sec]	$R_T$
i	0.12	2.34	0.293	0.416	0.11	21.01	0.858	2.781
ii	0.52	2.09	0.296	0.622	0.42	21.01	0.859	3.955
iii	1.11	2.10	0.296	0.720	1.05	20.99	0.859	4.005
iv	2.66	2.07	0.298	0.717	2.24	20.96	0.860	3.985
v	8.50	2.00	0.302	0.995	8.19	20.90	0.861	3.579

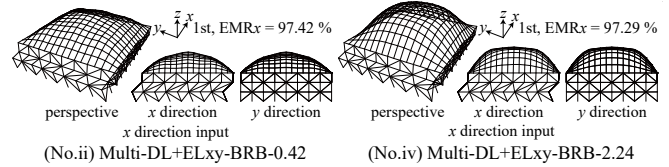


Fig.24 Fundamental vibration modal shape

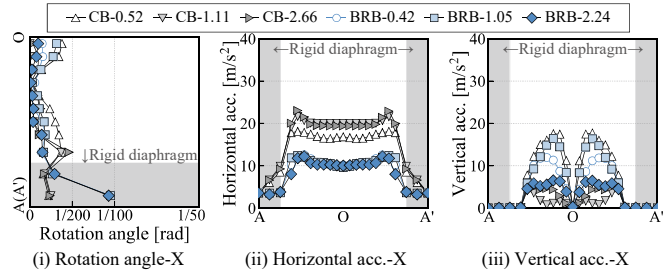


Fig.25 Comparison of seismic response

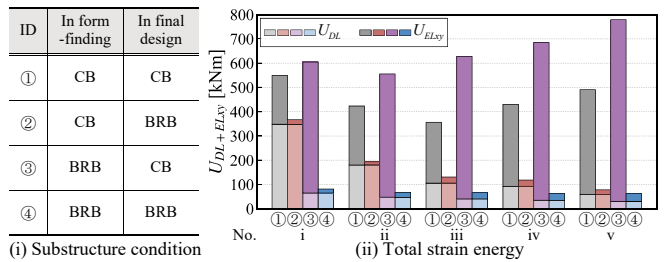


Fig.26 Comparison of total strain energy

モデルの卓越固有振動モードを、Fig.25 に稜線の地震応答の比較を示す。BRB モデルでは最大変位応答時の等価な固有振動特性を示す。



Table 2 と Fig.24 に示すように、BRB モデルでは、約 18%の付加減衰効果と屋根部の剛体振動モードを誘発する約 0.4s の長周期化の効果があり、Fig.25 に示すように、これが 4.1 節で述べた加速度だけでなく変位の屋根部応答も低減できる理由となっている。

### 4.3 形状探索時からブレースの仕様を変更した場合の応答の変化

形状探索時と構造性能評価時でブレースの仕様を切り替えた場合の応答の変化を考察する。Fig.26 に支持架構の地震エネルギー吸収の有無に着目した最適屋根形状と支持架構の組合せに対する総歪エネルギーの比較を示す。同図は Table 2 の i~v に示すパレート解に対応しており、①と②は、支持架構の地震エネルギー吸収が無い場合(弾性ブレース付き支持架構 CB モデル)の最適屋根形状に地震エネルギー吸収の無い支持架構(同 CB モデル)を組合せた場合(①)と地震エネルギー吸収の有る支持架構(BRB 付き支持架構 BRB モデル)を組合せた場合(②)であり、③と④は、支持架構の地震エネルギー吸収が有る場合(同 BRB モデル)の最適屋根形状に地震エネルギー吸収の無い支持架構(同 CB モデル)を組合せた場合(③)と地震エネルギー吸収の有る支持架構(同 BRB モデル)を組合せた場合(④)である。同図の比較から、支持架構の地震エネルギー吸収が無いと仮定して屋根形状を探索し、その後で設計クライテリアを満たすように支持架構に BRB を挿入して屋根部地震応答の低減を図るという設計手順(①→②)は有効であるものの、最初から支持架構の地震エネルギー吸収を考慮して探索する方(④)が固定荷重と地震荷重両方にとって合理的であることが分かる。一方、同図④→③設計手順に示すように、支持架構の地震エネルギー吸収を考慮した最適屋根形状の支持架構に形状探索時と異なる耐震要素を加えると、屋根部の総歪エネルギーは①より悪化する。

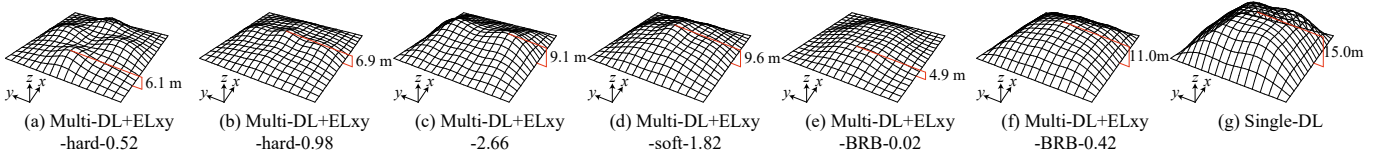


Fig.27 Form-found roof shapes for buckling analysis

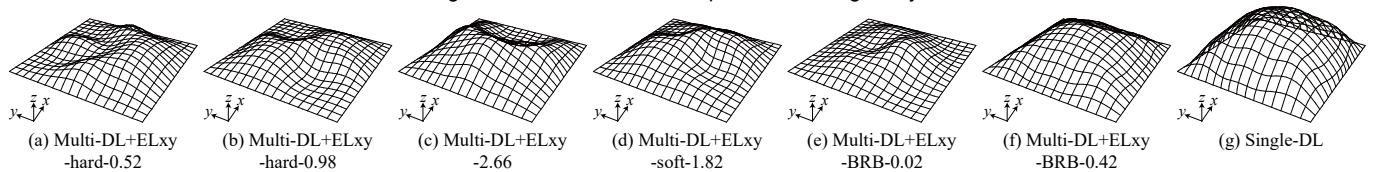


Fig.28 Fundamental linear buckling mode shape

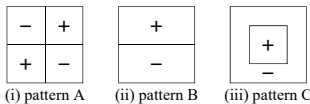


Fig.29 Buckling pattern

Table 3 Buckling load factor

Model	a	b	c	d	e	f	g
$U_{DL}$	119.0	106.8	92.3	86.8	117.3	46.9	27.2
$\lambda_{cr}^{lin}$	25.6	25.0	17.6	48.7	36.3	82.6	85.3
$\lambda_{cr}^{el}$	18.4	21.2	32.0	32.9	32.8	79.0	62.0
$\lambda_{cr}^{pl}$	7.1	7.2	5.0	13.2	9.7	31.5	25.0

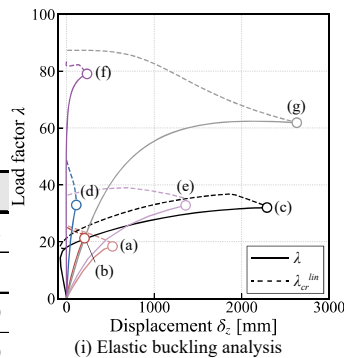


Fig.30 (i) Elastic buckling analysis

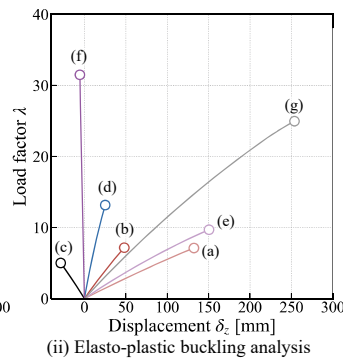


Fig.30 (ii) Elasto-plastic buckling analysis

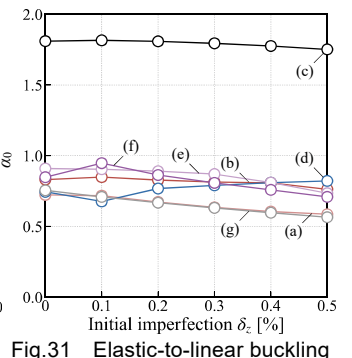


Fig.31 Elastic-to-linear buckling load reduction factor  $\alpha_0$

## 5. 各荷重組合せに対して探索した最適屋根形状の座屈荷重係数

最後に各種の座屈解析を用いてパレート解の最適屋根形状の線形座屈モードと座屈荷重係数を分析する。また、実務設計では、弾性・弾塑性の座屈解析を実行することは未だ容易ではないため、最適屋根形状の力学特性評価の代用として、ラチスシェル屋根構造設計<sup>44)</sup>が提案する弾塑性座屈荷重係数の簡易評価法の適用性も検証する。

### 5.1 座屈解析の対象とする最適屋根形状と座屈荷重係数の定義

Fig.27 に対象とする最適屋根形状を示す。本章では、局部的隆起を有する屋根形状の例として 3.4 節の Multi-DL+ELxy-hard-0.52 (Fig.27(a)), 3.4 節の Multi-DL+ELxy-hard-0.98(Fig.27(b)), 3.2 節の Multi-DL+ELxy-2.66(Fig.27(c)), 3.4 節の Multi-DL+ELxy-soft-1.82(Fig.27(d))を、屋根全体が単峰で隆起する形状の例として、4.2 節の Multi-DL+ELxy-BRB-0.02(Fig.27(e)), 4.2 節の Multi-DL+ELxy-BRB-0.42 (Fig.27(f)), 3.1 節の Single-DL(Fig.27(g))を対象とする。

各種の座屈解析は屋根部を抽出した屋根モデルに対して実行する。このとき線形座屈荷重係数  $\lambda_{cr}^{lin}$  は線形座屈解析の固有値とする。弾性座屈荷重係数  $\lambda_{cr}^{el}$  は弾性座屈解析時の接線剛性行列の固有値が 1.0 となった時点の荷重係数とする。弾塑性座屈荷重係数  $\lambda_{cr}^{pl}$  は弾塑性座屈解析時の荷重変位関係の極大点、または解析刻みを調整しても計算が収束しない場合はその時点の荷重係数とする。座屈解析の荷重分布は固定荷重とし、荷重係数は固定荷重に対する屋根の座屈安全率を意味する。

屋根モデルでは、直交材は一次元有限要素(軸方向分割数 2, 周方向分割数 16, 板厚方向分割数 1, 復元力特性は冷間成形時の加工硬化を考慮して降伏応力度 295N/mm<sup>2</sup>, 二次剛性比 1%の Bilinear 型とする)でモデル化し、中間節点を設けて個材座屈を表現する。斜材と外周材は弾性とする。本章では、屋根形状が座屈荷重に与える影響を纯粹に調査するため、屋根外周部はピン支持とし、支持架構の水

平剛性は考慮しないこととした。また、弾性・弾塑性座屈解析では、最大振幅を屋根スパンの 0.1%(本検討では 48mm)に調整した線形座屈モード形状の初期不整<sup>44)</sup>を節点座標に与える。特に弾性座屈解析では、弾性座屈荷重低減係数(線形座屈荷重係数 $\lambda_{cr}^{lim}$ に対する弾性座屈荷重係数 $\lambda_{cr}^e$ の低減率)の初期不整敏感性を調査するため、0.1%以上の初期不整量も検討する。

## 5.2 線形座屈モード

Fig.28 に 1 次の線形座屈モードを、Fig.29 に線形座屈モードの山谷のパターン(+が山、-が谷)を示す。Fig.29 に示すように、自由形状の正方形平面単層グリッドシェルの線形座屈モードは、平面を循環する逆対称一波モード系のパターン A、平面に対して一方の逆対称一波モード系のパターン B、平面中央をピークとして全方向に広がる逆対称半波モード系のパターン C に大別され、局部的隆起を有する場合(Fig.28(a)(b)(c)(d))かライズ約 7m 以下の扁平形状の場合(Fig.28(e))にパターン A またはパターン B、ライズ約 10m 以上かつ屋根全体が単峰で隆起する形状の場合(Fig.28(f)(g))にパターン C に分岐する。

## 5.3 座屈荷重係数(固定荷重に対する屋根の座屈安全率)

Table 3 に座屈荷重係数を、Fig.30 に屋根中央部の鉛直変位-荷重係数関係を、Fig.31 に初期不整量-弾性座屈荷重低減係数関係を示す。Fig.30(i)の点線は弾性座屈解析のステップ毎に線形座屈解析を行い、その接線剛性行列の固有値に荷重係数を乗じた座屈荷重係数を示しており、点線と実線が交差する点が弾性座屈荷重係数を意味する。

Table 3 と Fig.30 に示すように、線形座屈荷重係数 $\lambda_{cr}^{lim}$ は、ライズが高く固定荷重に対する総歪エネルギー $U_{DL}$ が小さいほど概ね大きくなり、 $U_{DL}$ 最小の Single-DL で最大となる傾向にある。一方、Fig.30 (i)(ii)の(f)と Single-DL の比較に示すように、固定荷重と地震荷重の両方を考慮した最適屋根形状の中には、Single-DL よりも弾性・弾塑性座屈荷重係数が高くなる屋根形状が存在することも分かった。

Fig. 31 に示すように、殆どの自由形状の正方形平面単層グリッドシェルの弾性座屈荷重低減係数は、スパンの 0.5%の初期不整量まで約 0.6~0.9 であり、ラチスシェル屋根構造設計指針の推奨下限値 0.5<sup>44)</sup>を上回る。一方、Fig.27(c)に例示するように、鞍部を有する最適屋根形状では、鞍型 HP シェルの場合<sup>45)</sup>と同様に引張軸力を受ける部材の存在により弾性座屈荷重係数 $\lambda_{cr}^e$ が線形座屈荷重係数 $\lambda_{cr}^{lim}$ を上回り、弾性座屈荷重低減係数が 1.0 を超える場合がある。

Table 3 と Fig.30(ii)に示すように、殆どの自由形状の正方形平面単層グリッドシェルの弾塑性座屈荷重係数 $\lambda_{cr}^p$ は、固定荷重に対して最適化された Single-DL の $\lambda_{cr}^p$ より下回るものの、本検討の範囲では座屈荷重安全率は最低 5.0 以上確保できる事が確認できた。

## 5.4 弾塑性座屈荷重係数の簡易評価法の適用性

ラチスシェル屋根構造設計指針<sup>44)</sup>が提案する弾塑性座屈荷重係数の簡易評価法の適用性を検証する。同指針では、弾性座屈荷重 $P_{cr}^{el}$ と幾何学的線形・材料非線形の静的増分解析の降伏荷重 $P^{pl}$ から屋根架構の座屈に関する正規化細長比 $\Lambda_S$ を計算し、長柱の曲げ座屈荷重と同様な手続きで弾塑性座屈荷重 $P_{cr}^{el-pl}$ を求める簡易評価法が提案されている。また、そのカラムカーブには修正ダンカレー式(10)や鋼構造許容応力度設計規準<sup>46)</sup>に準ずる式(11)が提案されている。

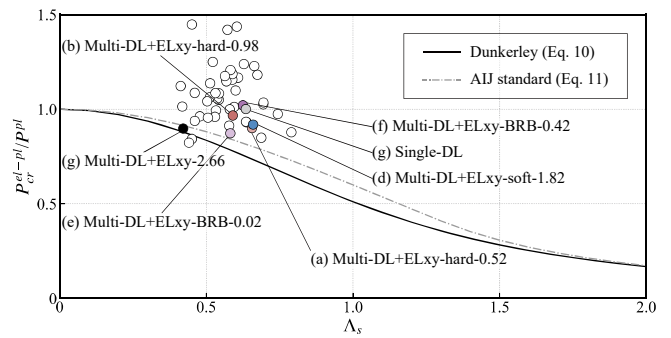


Fig.32 Estimation of elasto-plastic buckling load

$$P_{cr}^{el-pl} = \frac{2P^{pl}}{\sqrt{k_{SB}^2 \Lambda_S^4 + 4 + k_{SB} \Lambda_S^2}} \quad \therefore \Lambda_S = \sqrt{\frac{P^{pl}}{P_{cr}^{el}}} \quad (10)$$

$$\frac{P_{cr}^{el-pl}}{P^{pl}} = \begin{cases} \frac{1-0.24\Lambda_S^2}{1+\frac{4}{15}\Lambda_S^2} & \text{for } \Lambda_S \leq \frac{1}{\sqrt{0.6}} \\ \frac{9}{13\Lambda_S^2} & \text{for } \Lambda_S \geq \frac{1}{\sqrt{0.6}} \end{cases} \quad (11)$$

ここに $k_{SB}$ は弾性座屈の部分安全率(=13/9)である。座屈荷重と降伏荷重は面積あたりの値とし、固定荷重で除した荷重係数とする。

Fig.32 に弾塑性座屈荷重の解析結果と評価式の比較を示す。同図には、線形・弾性座屈解析の対象モデル(Fig.27)の結果に加えて、3章と4章で抜粋して分析した他のモデル(Fig.10 と Fig.21)の結果も白丸マーカーで示している。修正ダンカレー式(10)と鋼構造許容応力度設計規準式(11)は正規化細長比が 0.5 以下の範囲で危険側評価するところがあるものの、概ね殆どの解析結果を安全側に評価した。

以上より、提案手法を用いて探索した自由形状の正方形平面単層グリッドシェルの弾性座屈荷重と弾塑性座屈荷重は、幾何学的非線形を考慮した座屈解析を用いずとも、線形座屈解析と幾何学的線形・材料非線形の静的増分解析、ラチスシェル屋根構造設計指針が提案する弾性座屈荷重低減係数(推奨下限値 0.5)、修正ダンカレー式を用いて十分安全側に簡易評価できることが確認された。

## 6. 結

本研究の範囲で得られた結論は以下の通りである。

- 1)固定荷重と地震荷重に対する総歪エネルギー $U$ を最小化する最適屋根形状のライズの間にはトレードオフ関係があり、どちらか単独の荷重に対して最適化された屋根形状の総歪エネルギー $U$ は同パレート解の端部を構成する。特に固定荷重のみに対する最適屋根形状は屋根全体が単峰で隆起するライズの高い形状である一方、地震荷重のみに対する最適屋根形状はライズが殆ど無い扁平形状となる。
- 2)最適屋根形状のパレート解は両者の中間的な形状となり、固定荷重に対する地震荷重の総歪エネルギー比 $U_0$ を指標とすると、固定荷重に対して相対的に効果的な最適屋根形状( $U_0 \rightarrow$ 大)は屋根全体が単峰で隆起する屋根形状、地震荷重に対して相対的に効果的な最適屋根形状( $U_0 \rightarrow$ 小)は、振動モードに抵抗するような局部的隆起を有する扁平形状となる。ただし、最適屋根形状の詳細は、屋根部応答の励起に関する支持架構と屋根部の周期比や、支持架構による地震エネルギーの吸収の有無に依存して変動する。
- 3)最適屋根形状のパレート解のライズ、部材応力、固定荷重時の鉛

直撓み角は  $U_0$  で整理でき、設計クライテリアと組合せた設計案の選択の指標になる。特に支持架構剛性が変動しない場合では、各種の地震荷重レベルに対するパレート解はある地震荷重レベルに対するパレート解と  $U_0$  から類推可能と考えられる。

- 4) 支持架構の塑性化による地震エネルギー吸収がある場合では、その付加減衰効果と長周期化によって地震荷重に対する総歪エネルギーは激減し、屋根の部材応力、応答変位、応答加速度は低減される。また、地震荷重に対する総歪エネルギーの負担が低減されることで最適屋根形状のパレート解には相対的に固定荷重に対して効率的な屋根全体が単峰で隆起する形状が多く含まれる。一方、地震応答は低減されるため、パレート解の近傍にある最適ではないが意匠上望ましい屋根形状も設計案として十分実現可能と考えられる。
- 5) 自由形状の正方形平面単層グリッドシェルのパレート解の線形座屈荷重係数は、ライズが高く固定荷重に対する総歪エネルギーが小さい程概ね大きい。一方、固定荷重と地震荷重の両方を考慮した最適屋根形状の中には、固定荷重のみに対して最適化された屋根形状より弾性・弾塑性座屈荷重係数が高くなる形状が存在する。
- 6) 自由形状の正方形平面単層グリッドシェルのパレート解の弾性座屈荷重低減係数は、スパンの 0.5% の初期不整量まで約 0.6~0.9 である。ただし、大きな鞍部を有する最適屋根形状のみ、引張軸力を受ける部材の存在により弾性座屈荷重低減係数は 1.0 を超える。
- 7) 自由形状の正方形平面単層グリッドシェルのパレート解の弾性座屈荷重と弾塑性座屈荷重は、幾何学的非線形性・材料非線形性を考慮した座屈解析を用いずとも、線形座屈解析と幾何学的線形・材料非線形の静的増分解析、ラチスシェル屋根構造設計指針が提案する弾性座屈荷重低減係数(推奨下限値 0.5)ならびに修正ダンカレー式を用いて十分安全側に簡易評価できる。

なお、地震荷重レベルと支持架構の等価剛性により付加減衰効果と長周期化を模擬すれば、市販の構造解析ソフトを用いて提案手法に近似した最適屋根形状の構造形態創生を行うことも可能と考えられるが、その場合でも Fig.5 に例示する支持架構の弾性剛性時の屋根部応答加速度の励起は模擬できない点に注意されたい。

#### 謝辞

本研究は JSPS 基盤研究(A)(No.21H04581)の助成を戴きました。

#### 参考文献

- 1) Ohmori, H.: Computational morphogenesis: Its current state and possibility for the future, Proceedings of the 6th International Conference on Computation of Shell and Spatial Structures, 2008.
- 2) Adriaenssens, S., Block, P., Veenendaal, D. and Williams C.: Shell Structures for Architecture Form Finding and Optimization, Routledge, Oxon and New York, 2014.
- 3) Isler, H.: Generating Shells Shapes by Physical Experiments, Bulletin of the IASS, Vol.34, pp.53-63, 1993.
- 4) Otto, F.: NATURLICHE KONSTUKTIONEN, Deutsche Verlags-Anstalt GmbH, 1982.
- 5) Ohmori, H. and Yamamoto, K.: Shape optimization of space structures for specified stress distribution: Part 1 Application for shell structures, Journal of Structural and Construction Engineering (Transaction of AIJ), Vol.62, No.496, pp.67-73, 1997.7 (in Japanese) [https://doi.org/10.3130/aijs.62.67\\_2](https://doi.org/10.3130/aijs.62.67_2)
- 6) Ohmori, H. and Yamamoto, K.: Shape optimization of space structures for specified stress distribution: Part 2 Application for space frame structures, Journal of Structural and Construction Engineering (Transaction of AIJ), Vol.63, No.503, pp.77-83, 1998.2 (in Japanese) [https://doi.org/10.3130/aijs.63.77\\_1](https://doi.org/10.3130/aijs.63.77_1)

- 7) Ohsaki, M. Nkamura, T. and Kohiyama, M.: Shape optimization of a double-layer space truss described by a parametric surface, Int. J. Space Structures, Vol.12(2), pp.109-119, 1997. <https://doi.org/10.1177/026635119701200205>
- 8) Hamada, H. and Ohmori, H.: Computational morphogenesis of free surface shells considering both designer's preference and structural rationality: Part 1 Heuristic approach by multi-objective genetic algorithm, Journal of Structural and Construction Engineering (Transaction of AIJ), Vol.71, No.609, pp.105-111, 2006.12 (in Japanese) [https://doi.org/10.3130/aijs.71.105\\_3](https://doi.org/10.3130/aijs.71.105_3)
- 9) Hamada, H. and Ohmori, H.: Computational morphogenesis of free surface shells considering both designer's preference and structural rationality: Part 2 Theoretical approach by optimality condition, Journal of Structural and Construction Engineering (Transaction of AIJ), Vol.72, No.618, pp.143-150, 2007.5 (in Japanese) <https://doi.org/10.3130/aijs.72.143>
- 10) Sasaki, M.: FLUX STRUCTURE, TOTO publishing, 2005.
- 11) Kimura, T. and Ohmori, H.: Simultaneous optimization with respect to both shape and thickness and its application, Journal of Structural and Construction Engineering (Transaction of AIJ), Vol.74, No.640, pp.1091-1098, 2009.7 (in Japanese) <https://doi.org/10.3130/aijs.74.1091>
- 12) Kimura, T. and Ohmori, H.: Structural topology finding problem by simultaneous optimization with respect to shape and thickness, Journal of Structural and Construction Engineering (Transaction of AIJ), Vol.75, No.648, pp.367-376, 2010.3 (in Japanese) <https://doi.org/10.3130/aijs.75.367>
- 13) Fujita, S. and Ohsaki, M.: Shape optimization of shells considering strain energy and algebraic invariants of parametric surface, Journal of Structural and Construction Engineering (Transaction of AIJ), Vol.74, No.639, pp.857-863, 2009.6 (in Japanese) <https://doi.org/10.3130/aijs.74.857>
- 14) Fujita, S. and Ohsaki, M.: Shape optimization of latticed shell defined by parametric surface for uniform member length and maximum stiffness, Journal of Structural and Construction Engineering (Transaction of AIJ), Vol.78, No.685, pp.495-502, 2013.4 (in Japanese) <https://doi.org/10.3130/aijs.78.495>
- 15) Yamamoto, K. and Kupiwat, C.: Structural morphogenesis of grid shells by using autonomous decentralized system and reinforcement learning, Journal of Structural and Construction Engineering (Transaction of AIJ), Vol.88, No.811, pp.1360-1368, 2023.9 (in Japanese) <https://doi.org/10.3130/aijs.88.1360>
- 16) Yamamoto, K., Minagawa, Y. and Ohmori, H.: Shape optimization of space structures for buckling load, Journal of Structural and Construction Engineering (Transaction of AIJ), Vol.68, No.564, pp.95-102, 2003.2 (in Japanese) [https://doi.org/10.3130/aijs.68.95\\_1](https://doi.org/10.3130/aijs.68.95_1)
- 17) Yamamoto, K., Minagawa, Y. and Ohmori, H.: Shape optimization of single layer truss domes for linear buckling load using block-diagonalization, Journal of Structural and Construction Engineering (Transaction of AIJ), Vol.69, No.578, pp.51-58, 2004.5 (in Japanese) [https://doi.org/10.3130/aijs.69.51\\_1](https://doi.org/10.3130/aijs.69.51_1)
- 18) Ogawa, T., Ohsaki, M. and Tateishi, R.: Shape optimization of single-layer latticed shells for maximum linear buckling loads and uniform member lengths, Journal of Structural and Construction Engineering (Transaction of AIJ), Vol.68, No.570, pp.129-136, 2003.8 (in Japanese) [https://doi.org/10.3130/aijs.68.129\\_2](https://doi.org/10.3130/aijs.68.129_2)
- 19) Kimura, T. and Ohmori, H.: Shape optimization for linear buckling load, Journal of Structural and Construction Engineering (Transaction of AIJ), Vol.78, No.686, pp.733-741, 2013.5 (in Japanese) <https://doi.org/10.3130/aijs.78.733>
- 20) <https://www.rhino3d.com/>
- 21) <https://www.food4rhino.com/en/app/kangaroo-physics>
- 22) <https://karamba3d.com/>
- 23) Michiels, T., Adriaenssens, S. and Jorquera-Lucerga, J. J.: Parametric study of masonry shells found for seismic loading, Journal of IASS, Vol.58, No.4, pp.267-275, 2017.12, <https://doi.org/10.20898/j.iass.2017.194.892>
- 24) Michiels, T. and Adriaenssens, S.: Form-finding algorithm for masonry arches subjected to in-plane earthquake loading, Computers and Structures, Vol.195, No.15, pp.85-98, 2018, <https://doi.org/10.1016/j.compstruc.2017.10.001>
- 25) Michiels, T., Adriaenssens, S. and Dejong, M.: Form finding of corrugated shell structures for seismic design and validation using non-linear pushover analysis, Engineering Structures, Vol.181, pp.362-373, 2019.2 <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2018.12.043>
- 26) Hayashi, Y., Takeuchi, T. and Ogawa, T.: Shape optimization of single-layer lattice shell roofs focusing on buckling strength under seismic load, Journal of structural engineering B, Vol.59B, pp.479-488, 2013.3 (in Japanese)
- 27) Shigetani, Y., Kobayashi, A., Minowa, K., Ogawa, T. and Kato, S.: Optimization

- of shape and member stiffness distributions for single-layer reticulated shells of rectangular plan, *Journal of IASS*, Vol.57, No.4, pp.173-186, 2015.12.
- 28) Terazawa, Y., Niimi, A., Nair, D. and Takeuchi, T.: Generalized response spectrum analysis based computational morphogenesis for metal gridshells with buckling-restrained braces subjected to seismic loading, *Computers and Structures*, Vol.275, 106914, 2023, <https://doi.org/10.1016/j.compstruc.2022.106914>
- 29) Terazawa, Y. and Takeuchi, T.: Generalized Response Spectrum Analysis for Structures with Dampers, *Earthquake Spectra*, EERI, 2018.5., <https://doi.org/10.1193/092217EQS188M>
- 30) Terazawa, Y. and Takeuchi, T.: Optimal damper design strategy for braced structures based on generalized response spectrum analysis., *Jpn Archit Rev.*, 2019:00:1-17., <https://doi.org/10.1002/2475-8876.12122>
- 31) Terazawa, Y., Sano, W. and Takeuchi, T.: Design method of seismically isolated structures based on generalized response spectrum analysis, *Journal of Structural and Construction Engineering (Transaction of AIJ)*, Vol.85, No.775, pp.1187-1197, 2020.9 (in Japanese) <https://doi.org/10.3130/aijs.85.1187>
- 32) Terazawa, Y., Fujishima, M. and Takeuchi, T.: Optimal mixed placement and capacity distribution of buckling-restrained braces and conventional braces on a large metal spatial structure without rigid diaphragm assumption, *Frontiers in Built Environment*, Vol.8, 2022.7. <https://doi.org/10.3389/fbuil.2022.954117>
- 33) Ishibashi, Y., Terazawa, Y., Tanaka, H., Yokoyama, R., Mizuno, H. and Takeuchi, T.: A novel damped braced tube system for tall buildings in high seismic zones, *The Structural Design of Tall and Special Buildings*, 2022, e1926, <https://doi.org/10.1002/tal.1926>
- 34) Terazawa, Y., Tanaka, H. and Takeuchi, T.: Optimal seismic response control of damped braced tube system with focus on cost performance of introducing energy-dissipation devices, *Journal of Structural and Construction Engineering (Transaction of AIJ)*, Vol.87, No.801, pp.1082-1092, 2022.11 (in Japanese) <https://doi.org/10.3130/aijs.87.1082>
- 35) Terazawa, Y., Ishibashi, Y., Tanaka, H., Yokoyama, R., Mizuno, H. and Takeuchi, T.: Numerical investigation of dynamic response characteristic of damped braced tube system with different damped slit configuration, *Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ)*, Vol.87, No.802, pp.1247-1256, 2022.12 (in Japanese) <https://doi.org/10.3130/aijs.87.1247>
- 36) Terazawa, Y., Asai, T., Ishibashi, Y. and Takeuchi, T.: Effect of design parameters on dynamic response characteristic of single damped outrigger system incorporating linear viscous dampers, *Journal of Structural and Construction Engineering (Transaction of AIJ)*, Vol.85, No.774, pp.1067-1077, 2020.8 (in Japanese) <https://doi.org/10.3130/aijs.85.1067>
- 37) Asai, T., Terazawa, Y., Miyazaki, T., Lin, P.C. and Takeuchi, T.: First mode damping ratio oriented optimal design procedure for damped outrigger systems with additional linear viscous dampers, *Engineering Structures*, Vol.247, 2021.11. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2021.113229>
- 38) Terazawa, Y., Ishibashi, S., Omura, H., Asai, T. and Takeuchi, T.: Non-linear dynamic response characteristic of single-damped outrigger systems with oil dampers or elasto-plastic dampers considering design earthquake levels, *Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ)*, Vol.87, No.791, pp.149-165, 2022.1 (in Japanese) <https://doi.org/10.3130/aijs.87.149>
- 39) Manual for structural engineering of building standard law, the Ministry of Land, Infrastructure, Transport and Tourism, 2015. (in Japanese)  
2015年版構造関係技術基準同解説書, 国土交通省, 2015.
- 40) Notification No. 1457 of the Ministry of Construction, 2000.5 (in Japanese)  
建設省告示第1457号, 2000.5
- 41) Coello, C. A. C., Pulido, G. T. and Lechuga, M. S.: Handling multiple objectives with particle swarm optimization, *IEEE Transaction on Evolutionary Computation*, Vol.8, No.3, pp.256-279, 2004.6  
<https://doi.org/10.1109/TEVC.2004.826067>
- 42) Sinha, R. and Igusa, T.: CQC and SRSS methods for non-classically damped structures, *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, Vol. 24, pp. 615-619, 1995. <https://doi.org/10.1002/eqe.4290240410>
- 43) The Japan Society of Seismic Isolation: Manual for Design and Construction of Passively-Controlled Buildings 3<sup>rd</sup> Edition, Daioh Co., Ltd, 2013 (in Japanese)  
日本免震構造協会: パッシブ制振構造設計施工マニュアル第3版, 2013
- 44) AIJ: AIJ Recommendation for Design of Latticed Shell Roof Structures, 2016.11 (in Japanese)  
日本建築学会: ラチスシェル屋根構造設計指針, 2016.11
- 45) Ogawa, T., Kumagai, T., Minowa, K. and Kato, S.: Buckling Load of Saddle-Shaped HP Reticulated Shells, *Journal of IASS*, Vol.53(1), pp.57-67, 2012. 3
- 46) AIJ: AIJ Standard for Allowable Stress Design of Steel Structures, 2019.  
日本建築学会: 鋼構造許容応力度設計標準, 2019.

(2024年2月9日原稿受理, 2024年6月5日採用決定)