

アイソグリッド格子母屋を用いた大梁付ラチス円筒屋根の座屈耐力評価

BUCKLING STRENGTH OF CYLINDRICAL LATTICE SHELLS WITH ISOGRID PURLIN WITH I-BEAMS

寺澤友貴 — * 1 周磨幸一 — * 2
 岩永将信 — * 3 前原 智 — * 4
 竹内 徹 — * 5

Yuki TERAZAWA — * 1 Koichi SUMA — * 2
 Masanobu IWANAGA — * 3 Satoshi MAEHARA — * 4
 Toru TAKEUCHI — * 5

キーワード：
 格子母屋, 補剛剛性, 円筒ラチスシェル, 座屈

Grid-purlin system composed of RHS members are known to be effective to prevent buckling of the welded beams. In this paper, the bracing rigidity of triangulation isogrid purlin is evaluated and lattice cylindrical shell composed of arcuate beams and welded grid purlins are studied. The linear, elastic, and elasto-plastic buckling strength of the roof are analyzed using FEM analyses. Their results are compared with the shell theory with continuum analogy and easy design approaches are investigated.

Keywords:
 Grid purlin, Bracing rigidity, Cylindrical lattice shell, Buckling

1. 序

角型鋼管を格子状に配置して屋根梁上フランジに溶接し、高い面内剛性および耐力で屋根面を一体化する格子母屋工法は屋根梁に対する横座屈補剛効果を有する¹⁾。近年では折板屋根を用いた屋根材仕上げが一般化しており、屋根勾配直交方向にタイトフレーム設置用材を配置した三角形格子状の母屋割付を有するアイソグリッド格子母屋(写真1, 図1)の需要が増加している。しかし、既往の研究¹⁾において格子母屋の補剛性能は、山型ラーメンの母屋-梁特定断面の組合せに対して確認されたのみで、任意の部材や屋根形状に適用した場合に格子母屋の補剛剛性を簡易的に評価する手法は提案されていない。例えば、アイソグリッド格子母屋と短手方向に配置された大梁でラチス円筒屋根を構成した場合、格子母屋は大梁の補剛効果のみならず主構造体の一としての機能を有するようになる。そこで本報では、連続体置換法と有限要素法²⁾(FEM)を用いて、まずアイソグリッド格子母屋の補剛剛性を評価する手法を誘導し、次に中規模の大梁付ラチス円筒屋根の静的鉛直荷重に対する座屈挙動の分析および座屈耐力の評価を行う。

2. アイソグリッド格子母屋の補剛剛性評価

まず、アイソグリッド格子母屋構面の連続体置換法を用いた剛性評価法を誘導し、母屋-梁の断面が任意の組合せとなった場合においても横補剛効果を簡易的に評価する手法を提案する。

2.1 母屋解析モデル

図2に母屋剛性解析モデルを、表1に母屋剛性解析モデルの一覧および凡例をそれぞれ示す。数値解析は汎用有限要素法解析プログラム Abaqus³⁾にて行った。図2に示すように、解析モデルはアイソグリッド格子母屋における山型ラーメン構造で想定される内で最大スパンとなる梁長 15.6 m、梁間隔 6.5 m および母屋間隔約 2.2 m とす

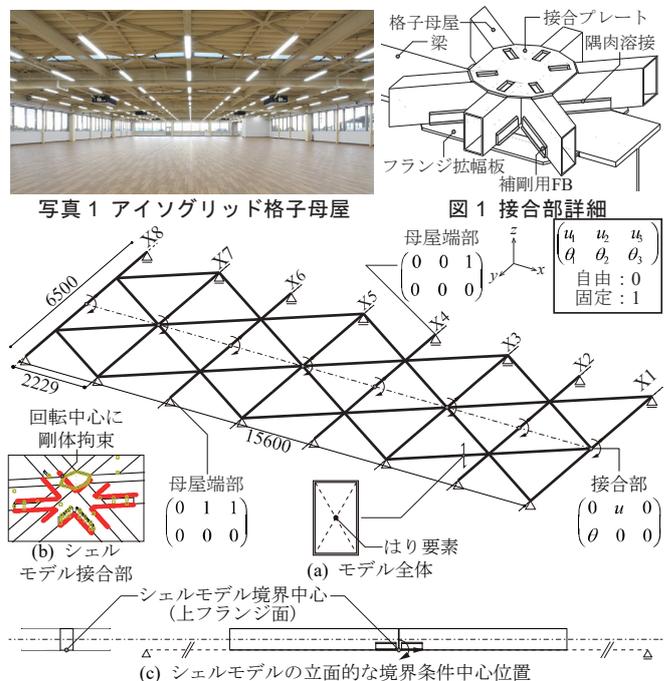


図2 母屋モデル
 表1 母屋モデル一覧と凡例

母屋せい (mm)	75	125	150
母屋構成要素	はり要素	はり要素	シェル要素
母屋板厚 (mm)	2.3	3.2	4.5
	×	+	◇
	×	+	◇
	×	+	◇

る。母屋断面は格子母屋の実設計で用いられる7種類とする。モデル化に用いる要素は母屋を4辺形のシェル要素としたモデルと、同様の母屋割付をはり要素で構築したモデルの2種を作成する。はり要素は母屋断面の図心を通り、接合部は剛接合とする。シェル要素は十分密に分割する。また、シェル要素モデルは接合部の補剛用FBを

*1 東京工業大学建築学系 助教・博士 (工学)
 (〒152-8550 東京都目黒区大岡山2-12-1 東京工業大学)

*1 Assist. Prof., Dept. of Arch. & Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

*2 元 東京工業大学建築学系 大学院生・修士 (工学)

*2 Former Grad. Student, Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, M.Eng.

*3 九州第一工業(株)

*3 Kyushu Daiichi Kogyo Co., Ltd.

*4 フロンティア設計(株)

*4 Frontier Sekkei Co., Ltd.

*5 東京工業大学建築学系 教授・博士 (工学)

*5 Prof., Dept. of Arch. & Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

6面体の2次要素、溶接ビードを5面体の2次要素でそれぞれモデル化する。境界条件は片側母屋端部を屋根勾配直交方向のピン、他端をピンローラーとする。材料特性はヤング率 $E = 205000 \text{ N/mm}^2$ の弾性とする。荷重は母屋—梁接合部の上フランジ面中心に対して与え、水平剛性 k_u^{FEM} は梁長の $1/500$ の大きさで屋根勾配直交方向の強制水平変位を与えて以下の式(1)より算出し、回転剛性 k_{β}^{FEM} は 0.01 rad の梁軸回りの強制回転変位を与えて以下の式(2)より算出する。ここに、 f および m は変位点反力、 u および θ は強制変位量である。

$$k_u^{FEM} = \frac{\sum_{i=1}^8 f_i}{uL_y} \quad (1) \quad k_{\beta}^{FEM} = \frac{\sum_{i=1}^8 m_i}{\theta L_y} \quad (2)$$

2.2 連続体置換法を用いた剛性算出法および必要補剛性

次に、アイソグリッド格子母屋の連続体置換法による剛性評価値とFEMによる剛性解析値を比較する。図3に連続体置換法で用いる文字の定義を示す。アイソグリッド格子母屋構面は直交異方性を有しており、補剛方向の面内剛性 K_{1111} と面外剛性 D_{1111} はそれぞれ三角形格子状では図3に示す通りとなる³⁾。また、連続体置換したアイソグリッド格子母屋の境界部は梁により拘束されているため、固定条件として求める。 K_{1111} および D_{1111} から境界条件やグリッドパターン数を考慮してアイソグリッド格子母屋の単位長さあたりの面内剛性 k_u と面外剛性 k_{β} はそれぞれ以下の式(3)および(4)より算出する。

$$k_u = \frac{2K_{1111}}{L_x} \quad (3) \quad k_{\beta} = \frac{12D_{1111}}{L_x} \quad (4)$$

算出した剛性評価値を鋼構造限界状態設計指針⁴⁾ (LSD) による規準値である必要補剛性を単位長さあたりに換算した値を用いて比較する。なお、LSDによる必要補剛性は弾性横座屈を想定した規準のため、L-II区分の梁に対しても必要補剛性が補剛区間に反比例して高くなる。そのため、必要水平剛性 $k_{u,n}$ はLSD規準の式(5)を用いるが、必要回転剛性 $k_{\beta,n}$ に関してはL-II区分で頭打ちにした以下の式(6)を用いる⁵⁾。ここに、 ρ_{β} はL-II区分とL-III区分の境界に相当する補剛間隔である。また、必要補剛性を算出するための梁断面は次章のラチス円筒屋根解析で用いられる梁せいが $390 \sim 900 \text{ mm}$ である中幅H形断面の8種類とする。

$$k_{u,n} = 5 \frac{(M_{\alpha}/h)}{l_b} \cdot \frac{1}{l_b} = 5 \frac{A_f \sigma_y}{l_b^2} \quad (5)$$

$$k_{\beta,n} = 8 \frac{M_{\alpha} h}{\rho l_b} \cdot \frac{1}{\rho l_b} = 8 \frac{A_f \sigma_y h^2}{\rho l_b^2} \quad (6)$$

2.3 母屋解析結果

図4に母屋剛性のFEM解析値と連続体置換評価値の比較を示す。同図の白抜きは梁モデル、色塗り潰しがシェルモデルである。連続体置換法の水平・回転剛性評価値は、モデル化の仮定が一致するはり要素モデルの解析値と良く対応する一方、シェルモデルとの比較に示すように、母屋に直列する接合部板面の影響を考慮すると水平剛性のみ約20%過大評価することが分かる。従って、連続体置換法を用いてアイソグリッド格子母屋による大梁の横座屈補剛効果を検討する場合には、水平剛性は同程度の低減を考慮する必要がある。

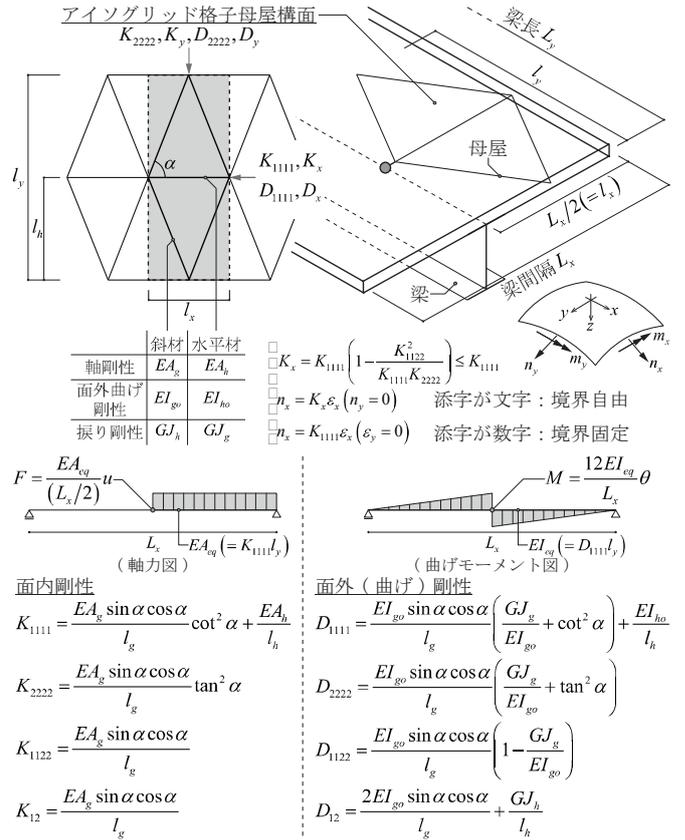


図3 連続体置換法の文字定義

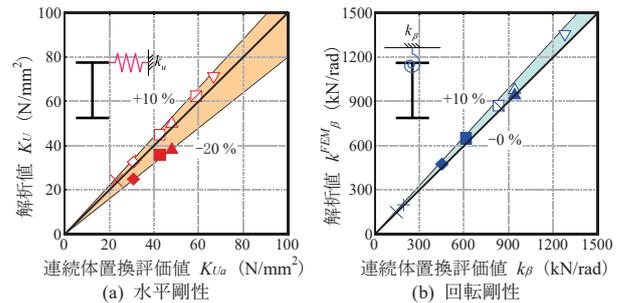


図4 母屋剛性のFEM解析値と連続体置換による評価値比較

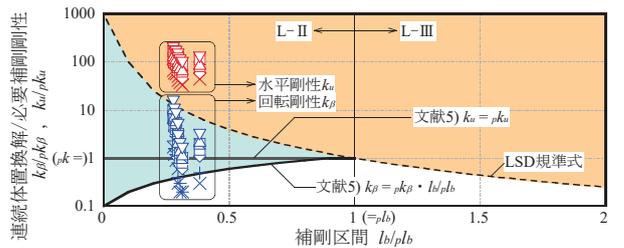


図5 母屋剛性の必要補剛性と連続体置換による評価値比較

図5に必要な補剛性と連続体置換による評価値の比較を示す。アイソグリッド格子母屋の水平剛性はLSD規準の必要水平剛性を超える。回転剛性は既往の検討で塑性曲げ変形性能を確認できた母屋せい125mm以上の組合せに関してもLSD規準の必要回転剛性を下回るが、文献5)に従いL-II区分で頭打ちにすることで全ての組合せで必要補剛性を満足する。すなわち、LSD規準を用いると回転剛性を大きくするため母屋せい等を非現実的に大きくする必要が生じるが、L-II区分で必要回転剛性を頭打ちにすることで任意の母屋—梁組合せに対して数値解析等を用いることなく簡易的に設計が可能に

なる。

3. 格子母屋を用いた大梁付ラチス円筒シェル屋根の座屈耐力

続いて、アイソグリッド格子母屋による上面拘束を想定したラチス円筒屋根の座屈耐力について検討する。アイソグリッド格子母屋と大梁を用いてラチス円筒屋根を構成した場合、母屋は面内力を伝達する主構造としての性質を帯びるようになり、その耐力は格子母屋と大梁の複合効果により決定される。本報では線形、弾性、弾塑性の3種類の座屈荷重についてFEM解析を用いて検討を行う。

3.1 ラチス円筒屋根解析モデル

図6にラチス円筒屋根モデルの規模と形状を、表2に解析モデルの設定を、図7に非線形材料特性を、表3に非線形材料特性のパラメータを、図8に形状初期不整をそれぞれ示す。図6に示すように、解析対象は長手方向39m、短手方向約24mおよびライズ約4.4mの中規模ラチス円筒屋根である。解析モデルは全ての部材を2分割したはり要素に置換した線材モデルとする。要素同士の接合部は全て剛接合とする。境界条件は4隅をピン、各辺を辺直交方向のピンローラーとし、長辺は弾性梁H-900×300×16×28により拘束する。載荷点はラチス材の各接合部節点に支配面積に比例した鉛直荷重を与え、線形、弾性、弾塑性の順番で座屈荷重を分析する。表2に示すように、弾性および弾塑性座屈解析時の解析方法は弧長増分法を用いる。母屋—梁断面の組合せは実設計から決定し、梁断面は梁せい390~900(×300)の細幅または中幅H形断面7種類およびBH-700×240×12×22の計8種類とする。図7に示すように、初期不整は短手方向の逆対称形状(asy)とする。図8および表3に示すように、非線形材料特性は降伏点 σ_y をF値の1.1倍とし、降伏棚の近似関数式(7)として与える⁶⁾。ここに、 a は形状係数、 b はヤング率 E と最大耐力 σ_u から算出される係数、 ϵ_y は降伏ひずみ、 ϵ_{st} はひずみ硬化開始ひずみである。

$$\sigma_N = \begin{cases} E\epsilon_N (0 \leq \epsilon_N \leq \epsilon_y) \\ \sigma_y (\epsilon_y \leq \epsilon_N \leq \epsilon_{st}) \\ \frac{E}{(a/\epsilon_N) + b} (\epsilon_{st} \leq \epsilon_N) \end{cases} \quad (7)$$

式(7)によって算出される公称応力 σ_N と公称ひずみ ϵ_N を以下の式(8)により真応力 σ_t と真ひずみ ϵ_t に換算する。

$$\begin{cases} \sigma_t = \sigma_N (1 + \epsilon_N) \\ \epsilon_t = \ln(1 + \epsilon_N) \end{cases} \quad (8)$$

3.2 線形座屈荷重評価

3.2.1 連続体置換法を用いた線形荷重評価値

まず線形座屈荷重を考える。前章の直交異方性を考慮した連続体置換法を用いてシエルの線形座屈荷重 q_{lin}^P を評価する³⁾。長手方向の曲率半径が無窮大であることに注意すると以下の式(9)となる。

$$q_{lin}^P = \frac{K_{2222}}{R(K_{1122}j_a^2 + K_{2222}k_b^2)}(Q_1 + Q_2) \quad (9)$$

ただし、 Q_1 と Q_2 はそれぞれ面内力と面外力に関する項で以下の式(10)および(11)から算出し、 j_a と k_b はそれぞれ長手方向と短手方向の座屈半波数に関する項で以下の式(12)および(13)から算出する。ここ

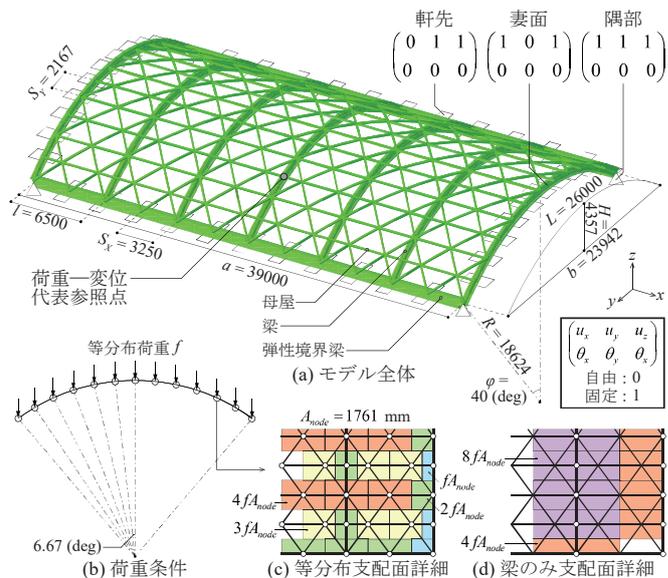


図6 ラチス円筒屋根モデル

表2 ラチス円筒屋根モデルの設定

	座屈固有値解析	弾性座屈解析	弾塑性座屈解析
梁断面		P(母屋のみ) / H-390×300×10×16 / H-440×300×11×18 / H-488×300×11×18 / H-588×300×12×20 / BH-700×240×12×22 / H-700×300×13×24 / H-800×300×14×26 / H-900×300×16×28	
母屋断面		□-125×75×2.3(3.2) / □-150×75×3.2	
要素タイプ		2節点線形空間はり要素	
荷重		等分布鉛直荷重(積雪荷重)	
荷重節点	全接合節点 / 梁上節点		全接合節点
境界条件		弾性支持	
1部材の構成	1要素		2要素(中間節点有り)
材料特性		弾性	弾塑性
形状初期不整	perのみ(無し)		per / asy(逆対称)
解析方法	線形固有値解析	弧長増分法	静的増分解析

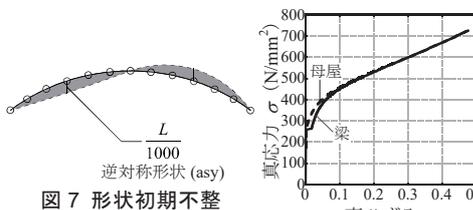


表3 材料パラメータ

	梁	母屋
E (N/mm ²)		205000
E_s (N/mm ²)		-
σ_y (N/mm ²)		258.5
σ_u (N/mm ²)		440
ϵ_y (%)		0.126
ϵ_{st} (%)	1.72	0.126
a		6.057
b		444

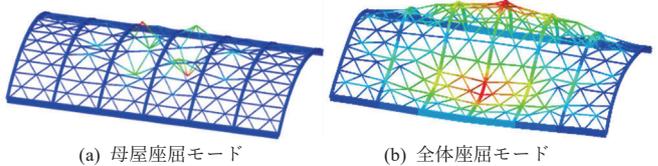


図9 線形座屈モード

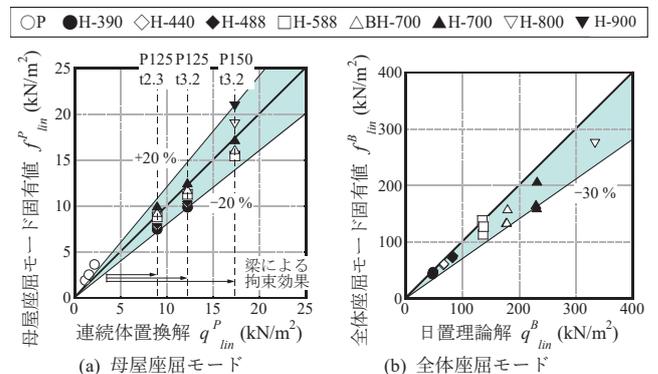


図10 線形座屈荷重評価

に、 j と k はそれぞれ長手および短手方向の座屈半波数であり、それぞれの座屈モードと対応する値を設定する。

$$Q_1 = \frac{J_a^4}{R^2 \left\{ \frac{K_{2222}}{K^2} k_b^4 + \frac{K_{1111}}{K^2} j_a^4 + \left(\frac{1}{K_{12}} - \frac{2K_{1122}}{K^2} \right) j_a^2 k_b^2 \right\}} \quad (10)$$

$$Q_2 = D_{1111} j_a^4 + 2(D_{1122} + D_{12}) j_a^2 k_b^2 + D_{2222} k_b^4 \quad (11)$$

$$j_a = \frac{j\pi}{a} \quad (12) \quad k_b = \frac{k\pi}{b} \quad (13)$$

また、大梁の断面性能は梁軸方向の軸剛性 EA' と強軸周りの曲げ剛性 EI' のみを考慮し、大梁間隔 d_2 で平均化して格子母屋の板剛性に加える。それぞれ大梁の断面性能を考慮した面内剛性 K'_{2222} は以下の式(14)、面外剛性 D'_{2222} は以下の式(15)となり、これらを K_{2222} や D_{2222} の代わりに用いることで大梁の断面性能を考慮する⁷⁾。

$$K'_{2222} = K_{2222} + \frac{EA'}{d_2} \quad (14) \quad D'_{2222} = D_{2222} + \frac{EI'}{d_2} \quad (15)$$

3.2.2 線形座屈荷重の評価

図9に線形座屈モードを、図10に線形座屈荷重の評価をそれぞれ示す。図9(a)に示すように、座屈固有モードは大梁で区切られた母屋部のみ面外変形する母屋座屈モードが1次のモードとして現れる。大梁のみに荷重を加えた解析においては、図9(b)に示すように大梁と母屋が同時に逆対称面外変形する全体座屈モードも現れる。母屋のみで均質なラチス円筒屋根を構成した場合には全体座屈モードが1次座屈モードとして現れるため、大梁断面サイズや円筒屋根形状により母屋座屈モードと全体座屈モードが入れ替わることが想定される。図10(a)に示すように、母屋座屈モードの線形座屈荷重は大梁の座屈拘束効果により母屋のみの場合と比較して上昇し、拘束区間内で母屋のみの断面性能を考慮して連続体置換した座屈荷重評価値により概ね評価できる。図10(b)に示すように、全体座屈モードの線形座屈荷重は大梁の断面性能を考慮して連続体置換⁷⁾した座屈荷重評価値と概ね対応している。

3.3 弾性座屈荷重評価

3.3.1 荷重—変位関係と座屈性状

図11に弾性および弾塑性座屈解析における荷重—変位関係を、図12に弾性座屈性状をそれぞれ示す。図11に示すように、弾性座屈解析ではまず母屋のシェル座屈を生じ、次に大梁が補剛区間内の横座屈を生じる。図12に示すように、母屋のみの場合と比較すると大梁を付加することで格子母屋の座屈波長が拘束されて短くなるため、図11(a)(b)に示すように母屋弾性座屈荷重は上昇する。図12(c-2)に示すように、大梁は補剛区間内の弾性横座屈を生じる。

3.3.2 格子母屋の弾性座屈荷重の評価（ノックダウンファクター）

格子母屋はシェルの弾性座屈を生じているため、母屋座屈モードの線形座屈荷重解析値 f_{lin}^p に対する弾性座屈荷重解析値 f_{ela}^p の比であるノックダウンファクター α を用いて評価する。図13に得られたノックダウンファクターを示す。大梁を付加した場合0.7が α の下限値となり、学会奨励値である⁸⁾ $\alpha = 0.5$ を用いると、母屋弾性座屈荷重解析値 f_{ela}^p を安全側に評価できる。また、母屋のみの場合も $\alpha = 0.5$ により適切にノックダウンファクターの下限値を評価できる。

3.3.3 大梁の弾性横座屈による屋根耐力の評価

図14に大梁弾性座屈荷重評価法を、図15に大梁の弾性横座屈に

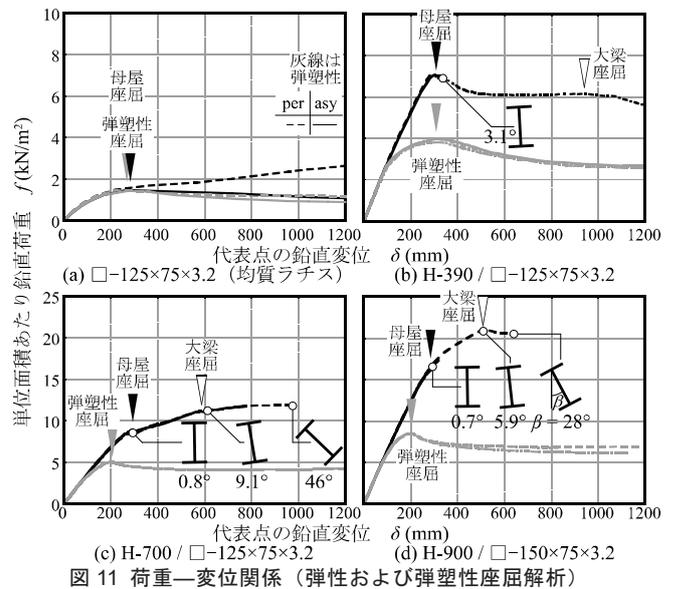


図11 荷重—変位関係（弾性および弾塑性座屈解析）

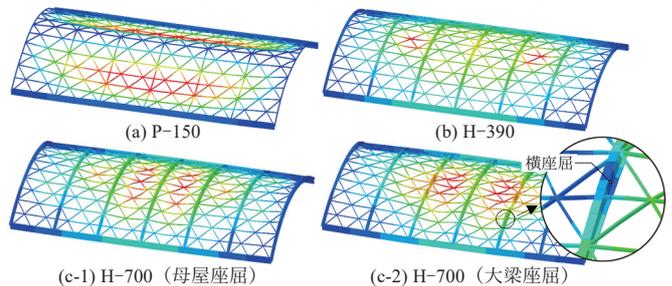


図12 弾性座屈性状

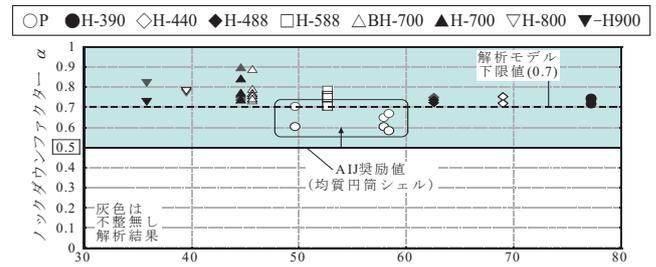


図13 ノックダウンファクター

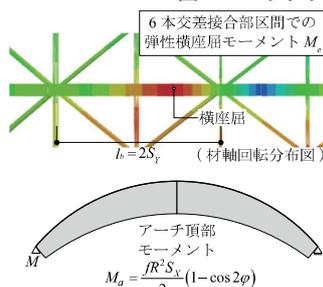


図14 大梁座屈荷重評価法

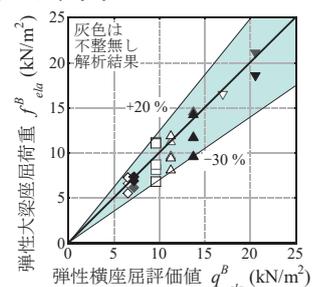


図15 大梁座屈荷重評価

よる屋根耐力評価をそれぞれ示す。図14に示すように、大梁は6本交差接合部区間で横座屈を生じるため、その区間を横座屈長さ l_b として弾性横座屈モーメントの理論解により大梁の耐力 M_e を弾性横座屈モーメントの理論解より算出する。図14に示すように、大梁は主に曲げモーメントにより応力伝達を行っており、横座屈を生じる直前の曲げモーメント分布は等分布鉛直荷重を受ける静定アーチの応力理論解で近似できる。図15に示すように、アーチ頂部中央で発生する最大曲げモーメント理論解 M_a が、6本交差接合部区間内の弾性横座屈モーメント M_e に到達するときの単位面積あたり鉛直荷重 q

f_{ela}^B を用いることで、大梁座屈による屋根耐力 f_{ela}^B は概ね評価できる。

3.4 弾塑性座屈荷重の評価

3.4.1 荷重—変位関係と塑性化部分

図 11 に弾塑性座屈解析における荷重—変位関係を、図 16 に塑性化部分を、図 17 に参照部材の $N-M$ 関係をそれぞれ示す。図 11 に示すように、弾塑性座屈解析においては、前節の弾性座屈解析とは異なり 1 回目の座屈によって最大耐力が決定する。図 16(b)(c)に示すように、梁が小断面のときには屋根角部のラチス材が塑性化し、一方で大梁が大断面のときには、大梁も塑性化を生じる。応力解析で最大の軸力を生じるラチス材を参照部材とすると、図 17 に示すように参照部材は主に軸力を受けて降伏していることがわかる。

3.4.2 弾塑性座屈荷重評価

文献 8) に基づき、ノックダウンファクター α と参照部材の正規化細長比 Λ_S を算出し、屋根の弾塑性座屈荷重 f_{cr} を求める。図 18 に得られた屋根の弾塑性座屈荷重の評価値を示す。参照部材が塑性化する際の屋根耐力 f_{pla} は以下の式(16)となる。ここに、 f は屋根の応力解析荷重、 $N(m)$ は応力解析において参照部材に生じる圧縮力、 N_y は参照部材の降伏軸耐力である。

$$f_{pla} = f \frac{N_y}{N(m)} \quad (16)$$

屋根の弾性座屈荷重 q_{ela} と塑性耐力 f_{pla} を用いて式(17)より正規化細長比 Λ_S を算出する。

$$\Lambda_S = \sqrt{\frac{f_{pla}}{q_{ela}}} = \sqrt{\frac{f_{pla}}{\alpha f_{lin}}} \quad (17)$$

屋根の弾塑性座屈荷重 f_{cr} は正規化細長比 Λ_S と鋼構造規準式または修正ダンカレー式の 2 種のカラムカーブによって算出する。修正ダンカレー式は以下の式(18)で算出する。本報は $k_{SB} = 1$ である。

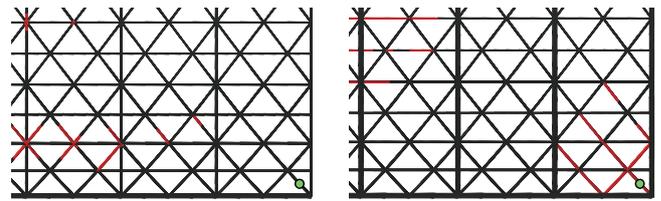
$$\Lambda_S^2 \left(\frac{k_{SB} f_{cr}}{f_{pla}} \right) + \left(\frac{f_{cr}}{f_{pla}} \right)^2 = 1.0 \quad (18)$$

図 18 に示すように、弾塑性座屈荷重の解析値は評価値を超えるため、格子母屋で決定される弾塑性座屈荷重は正規化細長比 Λ_S と各設計用カラムカーブを用いて安全側に評価できることがわかる。

4. 結

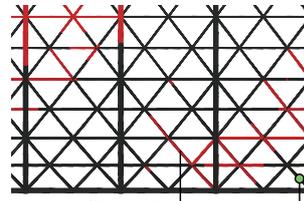
アイソグリッド格子母屋の補剛剛性を連続体置換法により評価し、同格子母屋と大梁で構成したラチス円筒屋根の線形、弾性および弾塑性座屈耐力を評価した。本報で得られた知見を以下に示す。

- 1) アイソグリッド格子母屋の補剛剛性は連続体置換法を用いて概ね評価できる。また、山形ラーメン屋根梁解析における母屋—梁組合せに関し、同格子母屋構面の面内剛性は LSD の必要水平剛性を超える。一方、曲げ剛性は LSD における必要回転剛性を下回るが、L-II 区分で頭打ちにした必要回転剛性であれば満足する。
- 2) 同格子母屋と大梁で構成したラチス円筒屋根において母屋座屈モードの線形座屈荷重 f_{lin}^P は母屋のみの場合と比較して上昇し、大梁の拘束効果を考慮して大梁区間内の母屋を連続体置換した古典座屈荷重 q_{lin}^P により概ね評価できる。全体座屈モードの線形座屈荷重 f_{lin}^B は、日置によるリブ付板の連続体置換法を用いて大梁の断面性能を考慮した古典座屈荷重 q_{lin}^B により概ね評価できる。
- 3) 同円筒屋根において母屋座屈モードの弾性座屈荷重 f_{ela}^P は母屋のみの場合と比較して上昇し、母屋座屈モードの線形座屈荷重 f_{lin}^P



(a) CS-P125t3.2(per)

(b) CS-H390-P125t3.2(per)



(c) CS-H700-P125t3.2(per)

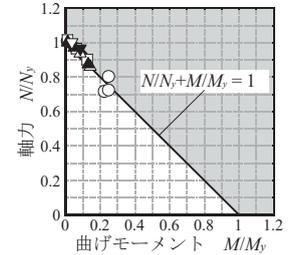


図 17 参照部材の $N-M$ 関係

図 16 塑性化部

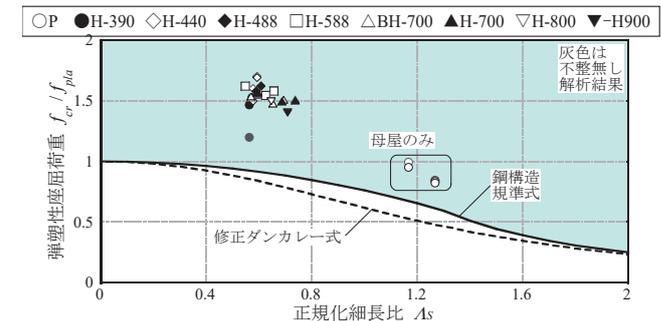


図 18 弾塑性座屈荷重評価 (カラムカーブ)

にノックダウンファクター $\alpha = 0.5$ を乗じることで安全側に評価できる。大梁座屈モードの弾性座屈荷重 f_{ela}^B はアーチ頂部のモーメント M_a が 6 本交差接合部区間における弾性横座屈モーメント M_e に到達するときの屋根耐力 q_{ela}^B を用いて概ね評価できる。

- 4) 同円筒屋根において弾塑性座屈荷重 f_{cr} は母屋のみの場合と比較して上昇し、ノックダウンファクター $\alpha = 0.5$ により算出される母屋座屈モードの弾性座屈荷重 f_{ela}^P および参照部材の降伏時の屋根耐力 f_{pla} から算出した正規化細長比 Λ_S に基づき、ラチスシェル屋根構造設計指針に示されている修正ダンカレー式や鋼構造規準式等の設計用カラムカーブを用いて安全側に評価できる。

参考文献

- 1) R.Matsui, K.Koizumi, P.-C. Lin, M.Iwanaga, A.-C. Wu, T.Takeuchi, and K.-C. Tsai: Strength and Plastic Rotation Capacity of I-Shaped Beams with Grid-Purlin System Subjected to Cyclic Loading, ASCE Journal of Structural Engineering Vol.147 2021.7
- 2) ABAQUS/Standard 2017
- 3) 大崎純, 竹内徹, 山下哲郎: シェル空間構造の基礎理論とデザイン, 京都大学学術出版会, 2019.2.20
- 4) 日本建築学会: 鋼構造限界状態設計指針・同解説, 第 3 章 pp.232-236, 2010.
- 5) 山浦夕佳, 松井良太, 竹内徹: 繰返し逆対称曲げを受ける上フランジ補剛された H 形断面梁の必要補剛条件, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 2013.8
- 6) Ono T. and Sato, A.: Modeling of stress-strain relationships on metallic materials, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.532, pp.177-184, 2000.6 (in Japanese) https://doi.org/10.3130/aijs.65.177_2
小野徹郎, 佐藤篤司: 金属系素材の応力-歪度関係の定式化, 日本建築学会構造系論文集, 第 532 号, pp. 177-184, 2000.6
- 7) 日置興一郎: 構造力学 2, 朝倉書店, 1977.
- 8) 日本建築学会: ラチスシェル屋根構造設計指針, 第 4 章 pp.35-60, 2016.

[2022 年 5 月 23 日原稿受理 2022 年 8 月 1 日採用決定]