

接合部回転剛性を考慮した木鋼ハイブリッドラチスシェルの弾性座屈荷重 ELASTIC BUCKLING STRENGTH OF TIMBER LATTICE SHELL WITH STEEL CONNECTIONS CONSIDERING ROTATIONAL STIFFNESS

中島 舜^{*1}, 寺澤友貴^{*2}, 竹内 徹^{*3},
小河利行^{*4}, 山崎義弘^{*2}, 坂田弘安^{*3}

Shun NAKAJIMA, Yuki TERAZAWA, Toru TAKEUCHI,
Toshiyuki OGAWA, Yoshihiro YAMAZAKI and Hiroyasu SAKATA

The authors have proposed effective steel connections achieving high bending stiffness and strength for timber grid-shell structures, and confirmed their performances through real size mock-up tests. In this research, reflecting the test results, the buckling strength of 24m-span timber grid-shell with and without diagonal bracing roofs are discussed. Their theoretical buckling strength including the rotational stiffness at connections are derived using continuum shell analogy, and compared with the results of discrete FEM analyses. Finally, the reduction factor equations of buckling strength as the functions of in-plane / out-of-plane bending and rotational stiffness are proposed, followed by confirming their validity.

Keywords : Composite Structure, Lattice Shell, Connection, Rotational Stiffness, Buckling Strength, Continuum shell analogy

複合構造, ラチスシェル, 接合部, 回転剛性, 座屈荷重, 連続体置換

1. 序

近年, 建築分野において木材利用が促進されているが, 木造の中大規模屋根架構の接合部では, 剛性や耐力の確保が難しく, 接合部に鋼材を用いる木鋼ハイブリッド構造の開発が進められている。屋根架構としてラチスシェルに木材を用いる際, 接合部の回転剛性が座屈荷重に及ぼす影響が大きく, 接合具の配置等により面外方向および面内方向の曲げ剛性や耐力の違いが見られるため, 各方向の接合性能の把握が必要である。筆者ら¹⁾は Fig. 1 に示すようなスパン 24m×24m の木鋼ハイブリッド単層直交格子ラチスシェル(以降, 木鋼シェル)用接合部を新たに 5 種類提案し, 実大載荷実験より面外正方向に対する接合部の回転剛性および曲げ耐力を明らかにした。

鉄骨ラチスシェル屋根構造の座屈荷重に関する研究においては加藤²⁾らの接合部の曲げ剛性および直交格子単層ラチスシェルの座屈に関する研究が行われている。連続体置換法に関する研究においては加藤, 山下³⁾⁴⁾らの 2 方向格子シェルおよびブレース補剛単層 2 方向格子シェルの座屈耐力の評価に関する研究, 山下ら⁵⁾⁶⁾⁷⁾の六角形格子で構成された単層格子シェル構造の弾性座屈特性に関する研究や繰返しせん断変形を受ける六角形格子鋼板の耐力と構面外座屈に関する研究, 小河ら⁸⁾⁹⁾の静的地震荷重に対する単層ラチスドームの座屈耐力および屋根型円筒ラチスシェルの座屈耐力に関する研究が行われ, これらの研究はラチスシェル屋根構造設計指針¹⁰⁾にまとめられている。松野ら¹¹⁾¹²⁾は鋼板挟み込み式ボルト接合により, 曲げ剛性を有する木造単層スペースフレームの構造実験, 数値解析を行い, ボルトが木材にめり込む挙動を考慮し座屈挙動を推定してい

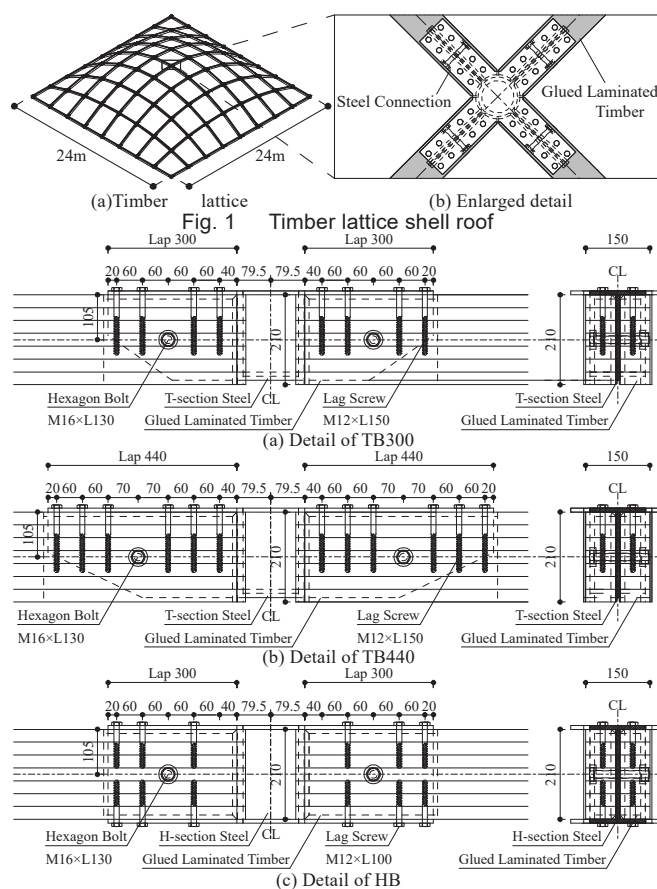


Fig. 2 Composition of proposed connection

^{*1} 元 東京工業大学大学院生 修士(工学)(現 株式会社日本設計)

^{*2} 東京工業大学建築学系 助教・博士(工学)

^{*3} 東京工業大学建築学系 教授・博士(工学)

^{*4} 東京工業大学 名誉教授・工博

Former Grad. Student, Tokyo Institute of Technology, M.Eng. (NIHON SEKKEI, Inc.) Assist. Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng. Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng. Prof. Emeritus, Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

る。熊谷ら¹³⁾は木質単層スペースフレームを対象とし、各要素と架構全体の力学性状を明らかにしている。

上記の知見によると、単層直交格子ラチスシェルの座屈荷重は接合部の面外方向および面内方向の回転剛性や強軸および弱軸の断面二次モーメントに大きく依存する。しかし未だ両者が座屈荷重に与える影響は定量化されておらず研究も少ない。そこで本研究では面外方向に対する面内方向の回転剛性の比率および矩形断面の強軸に対する弱軸の断面二次モーメント比率が木鋼シェルの座屈荷重に与える影響を連続体理論および数値解析を応用して検討し、両者を考慮した木鋼シェルの弾性座屈荷重の評価手法の提案を試みる。

2. 要素実験および接合部曲げ実験の再現解析

2.1. 接合部および集成材のモデル化

Fig. 3 に接合部のモデル化を示す。集成材と鋼材の重複部であるラップ内の材軸に対して垂直方向の変位により回転角および回転剛性を求め、ラップ部の中心位置の中心位置に回転ばねを配置し両端を剛体で連結することにより接合部を表現する。また、中央に配置した鋼管は集成材に対して高い剛性を有するため、剛体として表現する。回転ばねは弾性または弾塑性の履歴を組み込み、荷重-変形関係は接合部曲げ実験より得られた曲げモーメント-回転角関係を完全弾性モデルに置換した各諸量を用いる。YおよびZ方向である面外方向および面内方向の回転ばねは区別し、X方向であるねじりに関しては剛とする。Fig. 4 に矩形断面を有する集成材を表現した一次元ファイバーモデルの概要を示す。一次元ファイバーモデルは16本のファイバーにより構成した一次元ファイバー要素を材軸方向に連結して構成される一次元数値解析モデルである。また、Fig. 4 には Fig. 3 のモデル化した接合部を併せて示している。

2.2. 部材実験の再現解析

文献1)および付録1に準拠し、Fig. 5 に示す部材実験の再現解析を行い、強軸および弱軸に対する集成材のモデル化の妥当性を確認する。要素実験と同様にB点およびD点の変位 δ_b および δ_d をZおよびY方向に対して変位制御し単調載荷する。Table 1 に Fig. 5 に示すセットアップによる別途材料試験により求めた構成材料である集成材の特性値を示す。材料特性値は面外正、面外負および面内方向の曲げ実験時の3種類とする。材料特性は弾性とする。Fig. 6 に面外正方向、面外負方向および面内方向の曲げ実験時における3種類のアムスラー荷重P-中央(C点)変位 δ_c 関係の要素実験結果、理論値および解析値を示す。理論値は実験の変位制御に合わせて、 δ_b および δ_d の平均値に対する δ_c の比率を基に式(1)より求める。
$$\delta_c = \left[\frac{3S^2 - 4c^2}{4a(3S - 4c)} \right] \{ (\delta_b + \delta_d) / 2 \} \quad (1)$$
ただしSは支点間距離、cは支点荷重点間距離である。

ここでSは3000mm、cは780mmとする。

P- δ_c 関係は弾性範囲で概ね一致し、モデル化の妥当性が分かる。

2.3. 接合部曲げ実験の再現解析

Fig. 5 に示すセットアップを基に接合部曲げ実験（文献1)および付録1)の再現解析を行う。接合部に作用する曲げモーメントMはA点またはE点における反力を用いて式(2)より求める。

$$M = (P/2)a \quad (2)$$

Table 1 に部材諸元、Table 2 に回転ばね諸元を示す。集成材の材料特性は弾性とする。要素実験と同様に載荷は4点荷重法により行う。

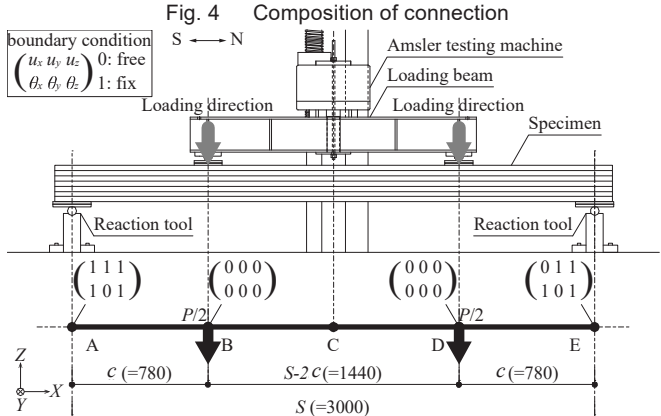
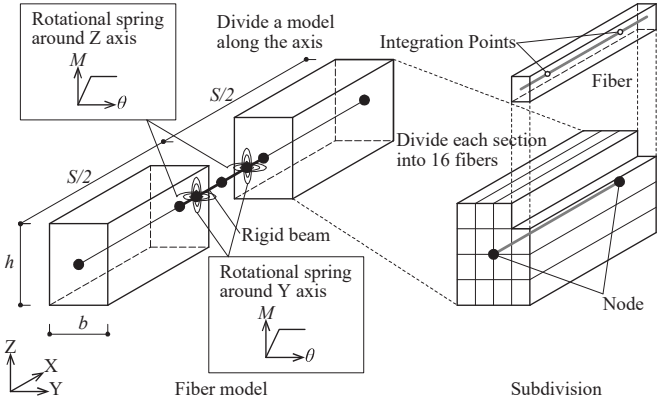
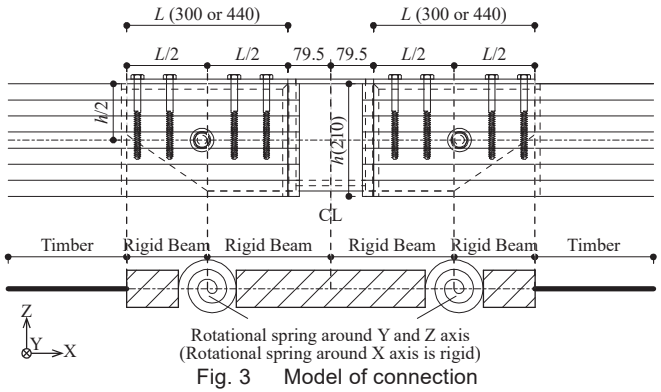


Fig. 5 Model of element bending test (Out-of-plane)

Table 1 Member properties of element bending test

Direction	Tree species	Constitution	Strength grade	Bending Young's modulus (kN/mm ²)	Bending strength (N/mm ²)	Moisture content (%)	Specific gravity (-)
Out-of-plane (Positive)	Douglas fir	Specific symmetrical composition	E105-F300	13.1	31.6	7.6	0.50
Out-of-plane (Negative)				16.9	64.2	9.9	0.55
In-plane				15.2	48.9		

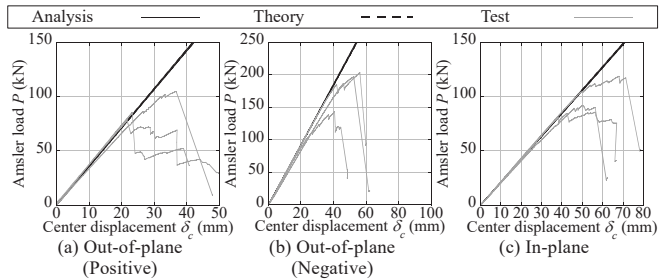


Fig. 6 P- δ_c relationship

Fig. 8 に接合部の曲げモーメント回転角関係を示す。同図には実験値も併せて示す。解析結果と実験結果は概ね一致しており、木鋼シェルの座屈解析の際は再現した弾性回転ばねおよび弾塑性回転ばねを用いて接合部を表現する。

3. 接合部の回転剛性を考慮した木鋼シェルの弾性座屈解析

矩形断面における強軸の断面二次モーメント I_y に対する弱軸の断面二次モーメント I_z の比率 I_z/I_y および面外方向の回転剛性 K_{θ_y} に対する面内方向の回転剛性 K_{θ_z} の比率 $K_{\theta_z}/K_{\theta_y}$ が正方形平面を有するスパン $24\text{m} \times 24\text{m}$ の木鋼シェルの座屈荷重に与える影響について数値解析的検討を行う。

3.1. 解析モデル概要

Fig. 9 に解析モデル名称に用いるパラメータを示す。①解析モデルは単層直交格子ラチスシェルの Grid Model および斜材を加えた Braced Model とする。斜材は両端をピン接合とする。境界条件は外周をピン支持とし、荷重条件は等分布荷重とする。②中央部半開角 ϕ は $20^\circ \sim 50^\circ$ の範囲で 10° 刻みで変化させる。③接合部のモデルは Table 2 に示す実験結果の K_θ を基に弾性回転ばねを用いて、詳細にモデル化した Detailed model (D) および簡易的にモデル化した Simple model (S) とする。S は部材の両端に簡易的に弾性回転ばねを配置した。D は接合部の接合部鋼管長およびラップ長を加味してラップ長の中心位置に回転ばねを配置し、両端を剛体で連結することにより、詳細に接合部を表現した。④ I_z/I_y が座屈荷重に与える影響を確認するため、格子部材の断面形状はせい h が 193mm の $I_z/I_y=1$ である正方形断面 (S193), h が 210mm の $I_z/I_y=0.51$ である矩形断面 (R210) および h が 240mm の $I_z/I_y=0.18$ の矩形断面 (R240) の 3 種類とし、強軸の断面二次モーメントを合わせる。

Table 3 に各断面形状における強軸および弱軸の断面二次モーメントとその比率を示す。個材座屈を表現するため格子部材に中間節点を設ける。格子部材および斜材は弾性とする。格子部材は集成材、斜材は鋼材の材料特性とする。集成材の部材諸元は Table 1 に示す値 (面外方向は値の小さい正方向の値) を用いる。⑤弾性回転ばねに用いる K_{θ_y} は剛接合とした Rigid (R) に加え、採用する接合部は TB300 (T3), TB440 (T4) および HB (HB) の 3 種類とし、Table 2 に示す実験値を用いる。同表に K_{θ_y} を基に式(4)より求まる無次元化回転剛性 κ を併せて示す。また、 κ が 5 ($\kappa 5$), 10 ($\kappa 10$), 15 ($\kappa 15$) および 20 ($\kappa 20$) の際の K_{θ_y} を採用する。⑥ $K_{\theta_z}/K_{\theta_y}$ が座屈荷重に与える影響を確認するため、 K_{θ_z} は K_{θ_y} と等しい OI1.0 と K_{θ_y} に対して低減した OI x とする。OI の場合、T3, T4 および HB の K_{θ_z} および $K_{\theta_z}/K_{\theta_y}$ は Table 2 に示す。 $\kappa 5$, $\kappa 10$, $\kappa 15$ および $\kappa 20$ では $K_{\theta_z}/K_{\theta_y}$ は 0.1, 0.3, 0.5, 0.7 および 0.9 とする。文献 2) を参照し κ は式(3)より、代表部材長 l は式(4)より求める。

x および y 軸方向の曲率半径 R_x および R_y は対象としている木鋼シェルの中央の節点を通る稜線より求め、 x および y 軸に対して対称なシェルであるため、代表曲率半径 R は式(5)とする。

$\kappa = K_{\theta_z} l / (E I_y)$ (3), $l = 2R \sin(\phi/8)$ (4), $R = S / (2 \sin \phi)$ (5)
ただし E_i は格子部材である集成材のヤング率、 S は木鋼シェルのスパン、 ϕ は半開角とする。なお、今回の研究では初期不整を考慮しない。弾性座屈解析では文献 8), 9) と同様、弧長増分法を用いて座屈解析における釣合経路の探索を行う。

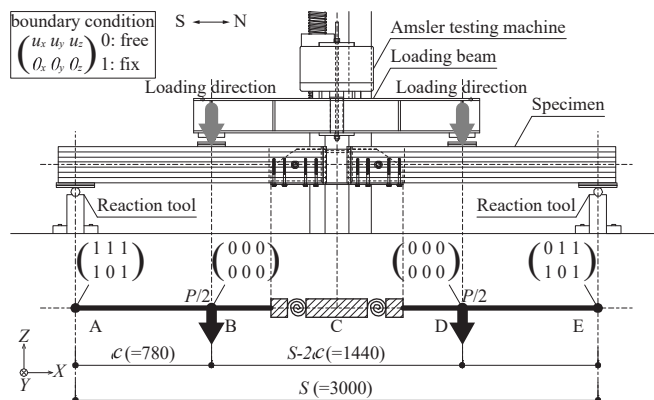


Fig. 7 Setup of connection bending test

Table 2 Rotational stiffness of each connections

Connections	TB300	TB440	HB
Rotational stiffness of out-of-plane K_{θ_y} (kNm/rad)	5870	7369	5377
Rotational stiffness of in-plane K_{θ_z} (kNm/rad)	697	1295	1438
Plastic rotational angle of out-of-plane θ_{wy} (rad)	0.0020	0.0047	0.0051
Plastic rotational angle of in-plane θ_{wz} (rad)	0.0168	0.0109	0.0099
Normalized rotational stiffness of K_{θ_y} κ (-)	11.6	14.6	10.7
$K_{\theta_z}/K_{\theta_y}$ (-)	0.12	0.18	0.27

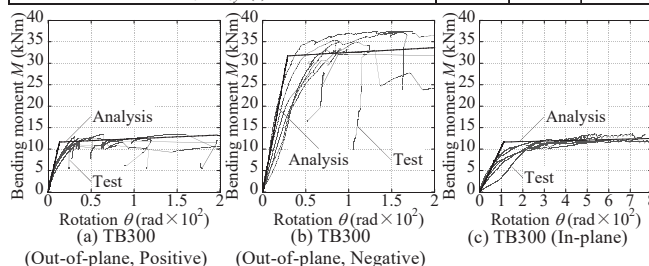


Fig. 8 M-θ relationship and failure pattern in each specimen

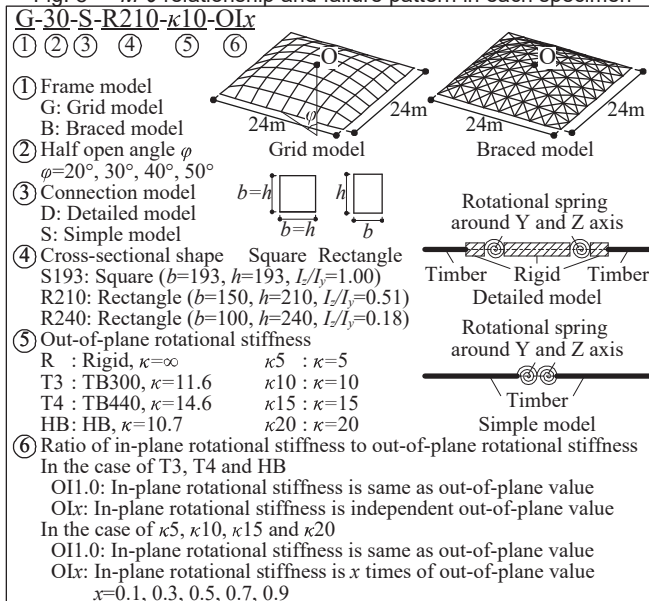


Fig. 9 Model names, dimensions and properties

Table 3 Member properties of studied lattice shell

Parts	Material	Cross-sectional shape	Moment of inertia for Y axis I_y (mm ⁴)	Moment of inertia for Z axis I_z (mm ⁴)	Ratio of moment of inertia I_z/I_y (-)	Young's modulus E (kN/mm ²)	Shear modulus G (kN/mm ²)
Lattice member	Specific symmetrical composition glulam E105-F300	Square (S193)	1.16×10 ⁸	1.16×10 ⁸	1.00	13.1	0.87
		Rectangle (R210)		5.91×10 ⁷	0.51		
		Rectangle (R240)		2.03×10 ⁷	0.18		
		100.5×240.0					
Brace	SS400	Rod φ9	322	322	1.00	2.05×10 ²	78.8

3.2. 各モデル形状の差異が座屈荷重に与える影響

Fig. 10 に Grid model および Braced model の弾性座屈解析より求めた参照節点 O の荷重 P -鉛直変位 δ 関係および各変形状態における推定座屈荷重 P_{cr} の推移を示す。Fig. 10 (a) に ϕ が 20° の Grid model, Fig. 10 (b) に ϕ が 20° の Braced model を示す。斜材を加えることで P_{cr} は上昇している。Grid model は集成材を用いた直交格子であり、シェル全体の面内剛性が低い。Braced model は鋼材の斜材を補剛することによりシェル全体の面内剛性が斜材により担保され、Grid model に対して高い P_{cr} を有している。Fig. 10 (a) に ϕ が 20° , (c) に ϕ が 30° の Grid model を示す。 ϕ が大きくなるにつれ P_{cr} は上昇しており、シェル全体の面外剛性に加えて、面内剛性の寄与分が大きくなるためであると考えられる。Fig. 10 (d) に接合部のモデルが Detailed model (D) の Grid model を示す。Detailed model と Fig. 10 (c) に示す Simple model (S) の場合では、S に比べて D の方が P_{cr} は大きい。これは接合部の鋼材を剛体としてモデル化させ、集成材の部材長が短いためであると考えられる。すなわち両者の差は接合部の大きさに依存し、接合部を精緻にモデル化せずに部材端に回転ばねを配置した簡易的なモデル化を用いた方が P_{cr} の下限値を評価できる。また、S の方がより単純化したモデルとなり 4 章で検討する連続体置換法との直接的な比較が行いやすい。以上より以降の検討における接合部モデルは Simple model とする。Fig. 10 (e) に $K_{\theta y}$ が R, 断面形状が S193, R210 および R240 の Grid model を示す。S193 が最も高く、R210, R240 の順に I_z/I_y の低下と共にシェル全体の面内剛性が小さくなり P_{cr} は低下する。Fig. 10 (f) に断面形状が R210, $K_{\theta y}$ が R および $\kappa 10$ であり、OI1.0 および $K_{\theta z}/K_{\theta y}$ が 0.1, 0.3, 0.5, 0.7 および 0.9 である OI x の Grid model を示す。Grid model では $K_{\theta z}/K_{\theta y}$ の低下と共に P_{cr} は低下する。斜材の有無により P_{cr} が変化し、Grid model では $K_{\theta z}$ の影響は大きく、Braced model ではシェル全体の面内剛性が高まり $K_{\theta z}$ の影響が見られない。

3.3. 1 次座屈モード

各モデルの 1 次弾性座屈モード(釣合い経路上特異点での固有モード)を Fig.11 に示す。Grid model の場合、 $I_z/I_y=1$ (S193) では $K_{\theta z}/K_{\theta y}$ の減少に伴い O を中心に凸なモードから O を中心に斜めに 2 か所の凸、直交方向に 2 か所の凹が生じるモードへ移行する。 $I_z/I_y=0.5$ (R210) では $K_{\theta z}/K_{\theta y}$ に関わらず O を中心に 2 か所の凸、2 か所の凹が直交に生ずるモードを示す。Braced model の場合、 $I_z/I_y=1$ かつ $K_{\theta z}/K_{\theta y}=1.0$ を除き O を中心に凸なモードを示した。

3.4. 弾性座屈荷重低減係数

Fig. 12 に半開角 ϕ に対する弾性座屈荷重低減係数 α_0 の分布を示す。今回は初期不整を考慮しないため α_0 は幾何学的非線形性を考慮した剛接合シェルの弾性座屈荷重を線形座屈荷重で除した値となり、Grid model では 0.94~1.01, Braced model では 0.94~1.04 と総じて高い値を示す。また I_z/I_y と $K_{\theta z}/K_{\theta y}$ が α_0 に与える影響は小さい。

4. 連続体置換法による線形座屈荷重の算出

3 章での弾性座屈解析より P_{cr} は I_z/I_y および $K_{\theta z}/K_{\theta y}$ に依存することを確認した。本章では I_z/I_y および $K_{\theta z}/K_{\theta y}$ を考慮した P_{cr} を連続体置換法より理論的に導出し、その有効性を確認する。

4.1. 有効剛性の定義

部材応力場を仮定し、補ひずみエネルギーを用いて、材端に回転

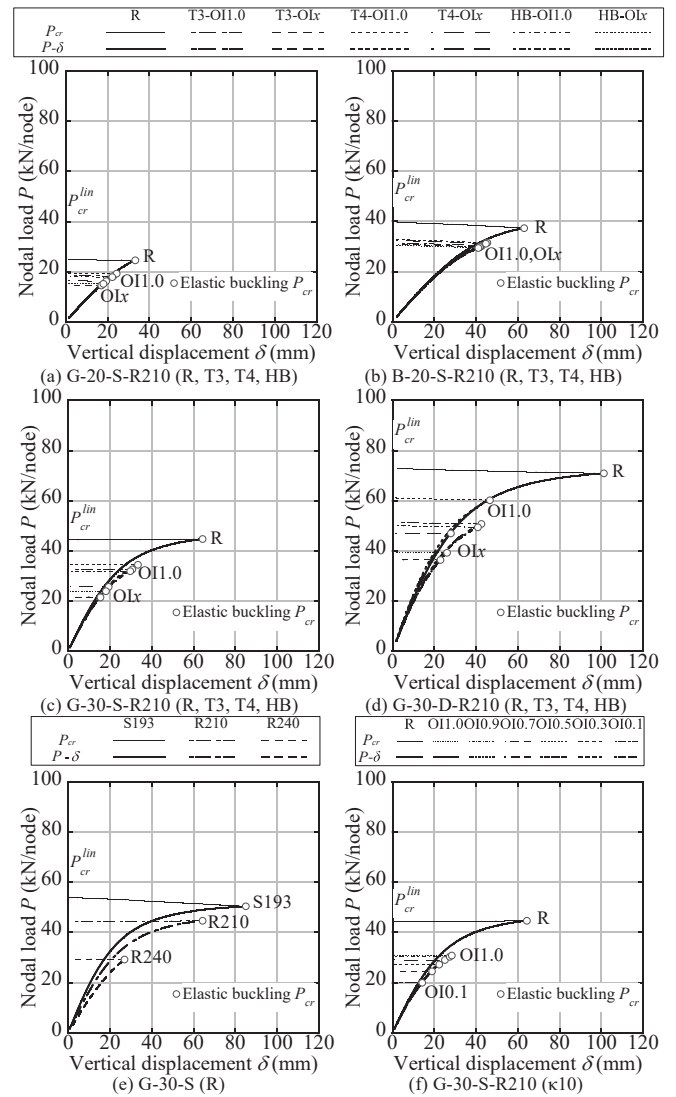


Fig. 10 Load-displacement relationship

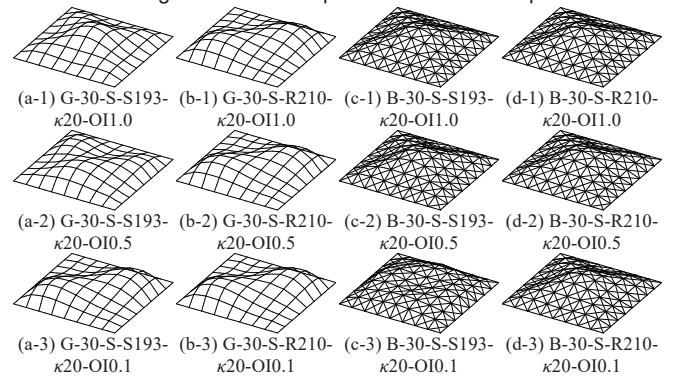


Fig. 11 1st buckling modes of Grid Model

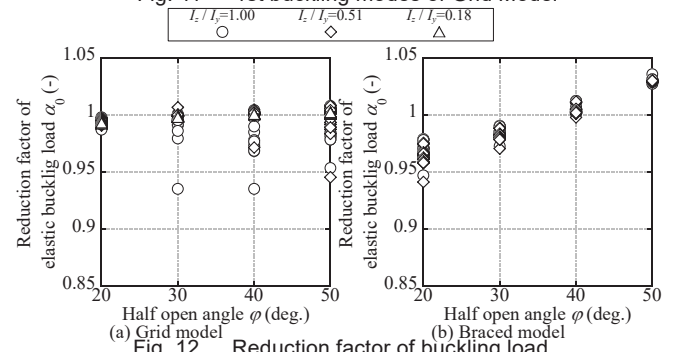


Fig. 12 Reduction factor of buckling load

ばねを配置した直交格子である Grid model および両端ピンのブレースを加えたブレース付直交格子である Braced model を連続体平板に置換し、各有効剛性を導く¹⁰⁾。Fig. 13 に Grid model および Braced model の拡大図を示す。回転ばねは直交格子で用いる格子部材の両端に配置し、 I_y および I_z 、 $K_{\theta y}$ および $K_{\theta z}$ は異なる。

直交格子を力学的に等価な連続体平板に置換する。連続体平板の面内力に関する有効剛性 K_{1111} 、 K_{1122} 、 K_{2222} および K_{12} は式(6)で定義する⁵⁾⁶⁾⁷⁾。

$$\begin{Bmatrix} n_x \\ n_y \\ n_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{1111} & K_{1122} & 0 \\ K_{1122} & K_{2222} & 0 \\ 0 & 0 & K_{12} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} \quad (6)$$

曲げモーメントに関する有効剛性 D_{1111} 、 D_{1122} 、 D_{2211} 、 D_{2222} およびねじりモーメントに関する有効剛性 D_{12} は式(7)で定義する。

$$\begin{Bmatrix} m_x \\ m_y \\ m_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} D_{1111} & D_{1122} & 0 \\ D_{1122} & D_{2222} & 0 \\ 0 & 0 & D_{12} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \kappa_x \\ \kappa_y \\ \kappa_{xy} \end{Bmatrix} \quad (7)$$

n_x 、 n_y 、 n_{xy} は連続体平板の単位長さあたりの面内力、 m_x 、 m_y は連続体平板の単位長さあたりの曲げモーメント、 m_{xy} はねじりモーメント、 ε_x 、 ε_y 、 γ_{xy} は面内ひずみ、 κ_x 、 κ_y 、 κ_{xy} は曲率変化とする。

4. 2. 各有効剛性の誘導

Table 4 に直交格子である Grid model および Braced model の各有効剛性を示す。 l は連続体平板の高さおよび幅、 l_b は斜材の長さ、 E_s は斜材の鋼材のヤング率、 G_t は格子部材のせん断弾性係数、 A_t は格子部材の矩形断面の断面積、 A_s は斜材の円形断面の断面積、 J_t は格子部材の矩形断面のサンプナンねじり定数とする。Fig. 13 に示すように Braced model は Grid model に斜材の各有効剛性を重ね合わせることで導出する。Braced model における斜材配置角度 α は $\pi/4$ であり、斜材長さ l_b は $\sqrt{2}l$ である。

4. 2. 1. 有効面内せん断剛性の誘導

Fig. 13 に示す直交格子に生じる面内せん断力 n_{xy} に対する直交格子の部材力分布による補ひずみエネルギー $E_{Q,s}$ は式(8)、連続体平板の補ひずみエネルギー $E_{Q,c}$ は式(9)より求める。

$$E_{Q,s} = (1/2)n_{xy}^2 l^4 \{1/(6E_t I_z) + 1/K_{\theta z}\} \quad (8)$$

$$E_{Q,c} = (1/2)n_{xy} \gamma_{xy} l^2 = (1/2)n_{xy}^2 l^2 (1/K_{12}) \quad (9)$$

$E_{Q,s}$ および $E_{Q,c}$ を等置し有効面内せん断剛性 K_{12} は式(10)となる。

$$K_{12} = 1/\left\{l^3/(6E_t I_z) + l^2/K_{\theta z}\right\} \quad (10)$$

4. 2. 2. 有効曲げ剛性の導出

Fig. 13 に示す直交格子に生じる曲げモーメント m_x 、 m_y に対する直交格子の部材力分布による補ひずみエネルギー $E_{M,s}$ は式(11)、連続体平板の補ひずみエネルギー $E_{M,c}$ は式(12)より求める。

$$E_{M,s} = (m_x^2 + m_y^2) \left\{ l^3 / \left((2E_t I_y) + l^2 / K_{\theta y} \right) \right\} \quad (11)$$

$$E_{M,c} = \frac{1}{2} (m_x \kappa_x + m_y \kappa_y) l^2 = \frac{1}{2} (h_{1111} m_x^2 + 2h_{1122} m_x m_y + h_{2222} m_y^2) l^2 \quad (12)$$

$E_{M,s}$ 、 $E_{M,c}$ をそれぞれ m_x 、 m_y で偏微分し、式(13)~(16)を得る。

$$\partial E_{M,s} / \partial m_x = l^2 \left\{ l / (E_t I_y) + 2 / K_{\theta y} \right\} m_x \quad (13)$$

$$\partial E_{M,s} / \partial m_y = l^2 \left\{ l / (E_t I_y) + 2 / K_{\theta y} \right\} m_y \quad (14)$$

$$\partial E_{M,c} / \partial m_x = l^2 (h_{1111} m_x + h_{1122} m_y) \quad (15)$$

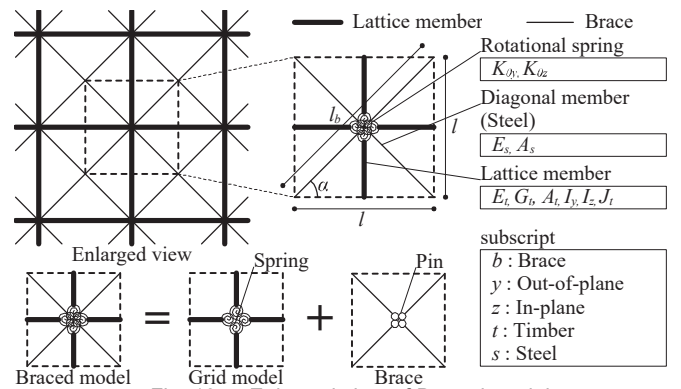


Fig. 13 Enlarged view of Braced model

Table 4 Rotational stiffness of each connections

Effective stiffness	Grid model	Braced model
$K_{1111}(=K)$	$\frac{E_t A_t}{l}$	$\frac{E_t A_t}{l} + \frac{E_s A_s}{\sqrt{2}l}$
K_{1122}	0	$\frac{E_s A_s}{\sqrt{2}l}$
$K_{2222}(=K)$	$\frac{E_t A_t}{l}$	$\frac{E_t A_t}{l} + \frac{E_s A_s}{\sqrt{2}l}$
K_{12}	$\frac{1}{l^3 / (6E_t I_z) + l^2 / K_{\theta z}}$	$\frac{1}{l^3 / (6E_t I_z) + l^2 / K_{\theta z}} + \frac{E_s A_s}{\sqrt{2}l}$
$D_{1111}(=D)$	$\frac{1}{l / E_t I_y + 2 / K_{\theta y}}$	$\frac{1}{l / E_t I_y + 2 / K_{\theta y}}$
D_{1122}	0	0
$D_{2222}(=D)$	$\frac{1}{l / E_t I_y + 2 / K_{\theta y}}$	$\frac{1}{l / E_t I_y + 2 / K_{\theta y}}$
D_{12}	$\frac{G_t J_t}{l}$	$\frac{G_t J_t}{l}$

$$\partial E_{M,c} / \partial m_y = l^2 (h_{1122} m_x + h_{2222} m_y) \quad (16)$$

ここで h_{1111} 、 h_{1122} および h_{2222} は置換した連続体の m_x および m_y に関する柔性を表し、式(13)~(16)より求める有効曲げ柔性行列 $[h_{ijkl}]$ の逆行列である有効曲げ剛性行列 $[D_{ijkl}]$ は式(17)となる。

$$\begin{bmatrix} D_{1111} & D_{1122} \\ D_{1122} & D_{2222} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/\left\{l/(E_t I_y) + 2/K_{\theta y}\right\} & 0 \\ 0 & 1/\left\{l/(E_t I_y) + 2/K_{\theta y}\right\} \end{bmatrix} \quad (17)$$

有効面内軸剛性、有効ねじり剛性については Table 4 内に示す通り接合部変形を無視する。

4. 3. 線形座屈荷重の算出

面内有効剛性では $K_{1111} = K_{2222}(=K)$ 、曲げ有効剛性では $D_{1111} = D_{2222}(=D)$ であるため、文献 10)より Grid model および Braced model の線形座屈荷重 P_{cr}^{lin} は式(18)となる。

$$P_{cr}^{lin} = 4l^2 (1/R)^2 \sqrt{2(D + D_{1122} + D_{12}) / \{2/(K + K_{1122}) + 1/K_{12}\}} \quad (18)$$

なお、本研究で用いている解析モデルは曲率一定のシェルではないが、低ライズの範囲で平均曲率を用いて式(18)の扁平シェル理論が成り立つものと仮定する。

Table 4 に示す有効剛性は $K_{\theta y}$ および $K_{\theta z}$ を考慮したものであるが、格子部材が剛接合で接合されている場合は直交格子の有効剛性成分のみが変化し、同表上で $1/K_{\theta y} = 1/K_{\theta z} = 0$ となる。

Fig. 14 に式(19)より求めた評価値および線形座屈解析より求めた解析値の P_{cr}^{lin} の比較を示す。Grid model では 20%程度の誤差となり、式(18)より P_{cr}^{lin} を評価可能である。一方、Braced model では P_{cr}^{lin} を

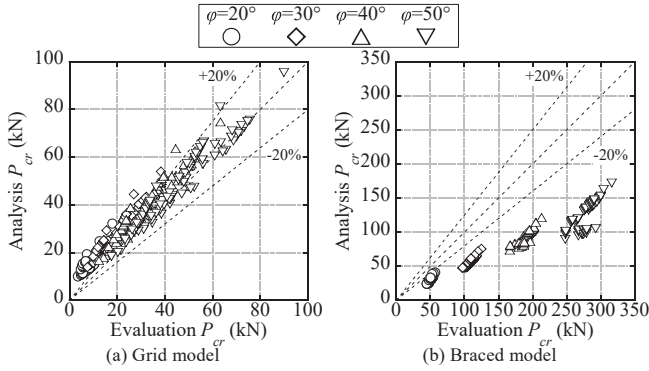


Fig. 14 Buckling load evaluation validity

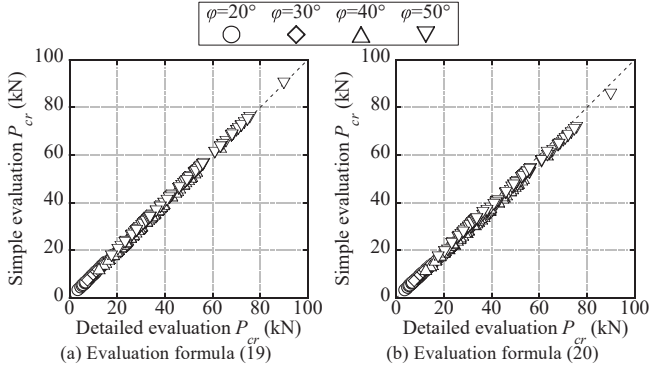


Fig. 15 Comparison of detailed formula and simple formula

過大評価し危険側に位置している。斜材のみの K_{12} が大きい場合、0Braced model は Grid model に対して K_{12} が 51~114 倍程度高く、これは剛性の高い異種材料である鋼材の斜材を使用することで、集成材の枠材の軸変形を無視した K_{12} の誤差が大きくなるのが原因と考えられる。5 章ではその影響を考慮した木鋼シェルの座屈荷重の評価手法を提案する。

また、Grid model では $K_{1122} = D_{1122} = 0$ かつ K_{12}/K が極めて小さいため、式(18)は式(19)に近似化が可能である³⁾。

$$P_{cr}^{lin} = 4I^2 (1/R)^2 \sqrt{2(D + D_{12})K_{12}} \quad (19)$$

更に、格子部材に集成材を用いる場合では G が小さく、ねじれの影響 D_{12}/D が小さいため、式(19)は式(20)に近似化が可能である。

$$P_{cr}^{lin} = 4I^2 (1/R)^2 \sqrt{2DK_{12}} \quad (20)$$

Fig. 15 (a)に式(18)および式(19)の比較、Fig. 15 (b)に式(18)および式(20)の比較を示す。式(18)に対して式(19)は 0.01%の誤差に留まり精度よく対応し、式(20)は 1.6%の誤差に留まり集成材を用いた直交格子は式(20)でも評価可能であることを確認した。

5. 木鋼シェルの弾性座屈荷重の評価手法の提案

木鋼シェルでは I_z/I_y および $K_{\theta z}/K_{\theta y}$ の変化に伴い P_{cr} が低下することを 3 章の弾性座屈解析および 4 章の連続体置換法により確認した。文献 10)では式(21)による α_0 および $\beta(\kappa)$ を用いた評価手法が提案されている。

$$P_{cr(\kappa)}^{ela} = \alpha_0 \times \beta(\kappa) \times P_{cr(\infty)}^{lin} \quad (21)$$

$$\beta(\kappa) = \begin{cases} 0.47 \log_{10}(\kappa) + 0.34 & (1 \leq \kappa \leq 10) : \text{低剛性} \\ 0.19 \log_{10}(\kappa) + 0.62 & (10 \leq \kappa \leq 100) : \text{中剛性} \\ 1.0 & (100 \leq \kappa) : \text{高剛性} \end{cases} \quad (22)$$

$$\beta(\kappa) = \begin{cases} 0.365 \log_{10}(\kappa) + 0.28 & (1 \leq \kappa \leq 100) : \text{低剛性および中剛性} \\ 1.0 & (100 \leq \kappa) : \text{高剛性} \end{cases} \quad (23)$$

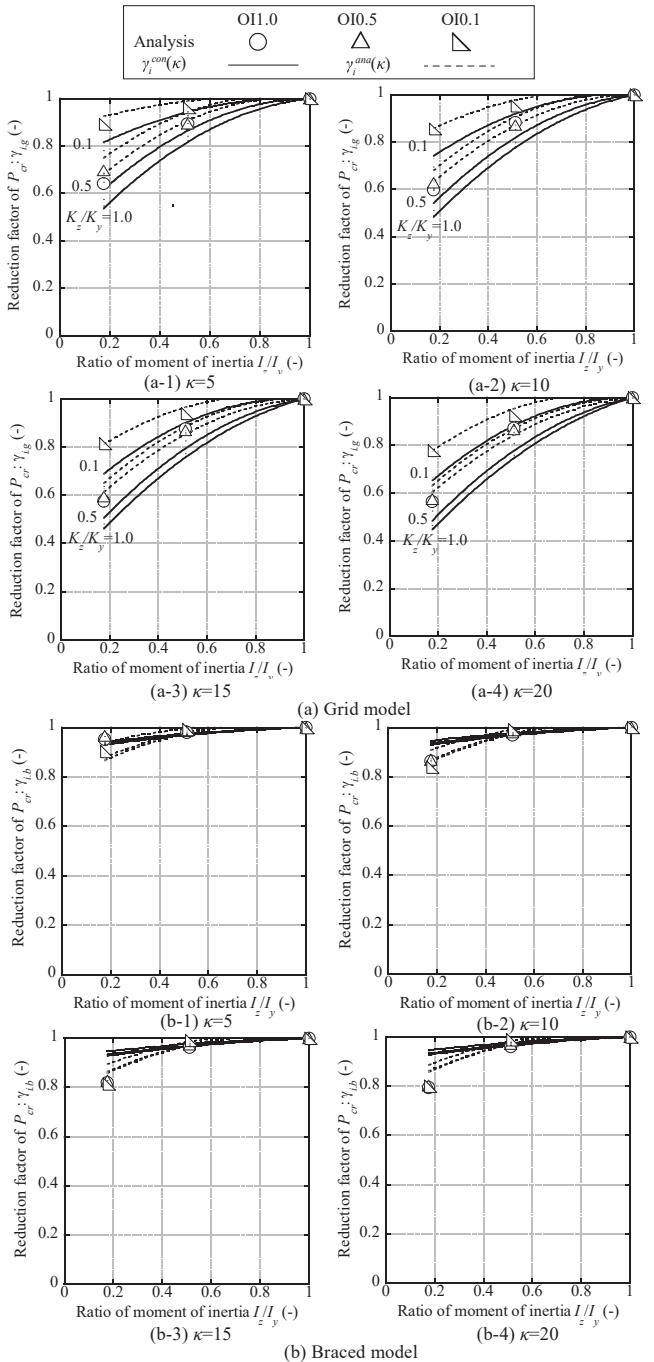


Fig. 16 Reduction factor of buckling load ($\phi=30^\circ$)

本研究では初期不整を考慮していないため、 α_0 は幾何学的非線形性を考慮した剛接合シェルの弾性座屈荷重を線形座屈荷重で除した値、 $\beta(\kappa)$ は幾何学的非線形性を考慮した半剛接合シェルの弾性座屈荷重を幾何学的非線形性を考慮した剛接合シェルの弾性座屈荷重で除した値となる。 $\beta(\kappa)$ は式(22)および式(23)で求められ、式(23)は式(22)の下限である。しかし、 $K_{\theta y} = K_{\theta z}$ および $I_y = I_z$ という前提があり、 I_z/I_y および $K_{\theta z}/K_{\theta y}$ の変化に伴う弾性座屈荷重 $P_{cr(\kappa)}^{ela}$ の評価手法は未だ提案されていない。本章では式(21)を拡張し、 I_z/I_y を考慮した P_{cr} の低減係数 γ_i および $K_{\theta z}/K_{\theta y}$ を考慮した $\beta(\kappa)$ の低減係数 γ_k を式(21)に乘じることで I_z/I_y および $K_{\theta z}/K_{\theta y}$ を考慮した $P_{cr(\kappa)}^{ela}$ の評価手法の誘導を試みる。

5.1. I_z/I_y を考慮した P_{cr} の低減係数 γ_i の提案

γ_i は正方形断面 (S193) の線形座屈荷重 $P_{cr}^{lin}|_{m=1}$ に対する各矩形断面 (S193, R210 および R240) の線形座屈荷重 P_{cr}^{lin} の比率とし式 (24) とする。連続体置換法より求めた γ_i は $\gamma_i^{con}(\kappa)$ とし, Grid model では $\gamma_{i.g}^{con}(\kappa)$ とし式(25), Braced model では $\gamma_{i.b}^{con}(\kappa)$ とし式 (27) とする。簡略化のため, 以降式中では $I_z/I_y = m$, $K_{\theta z}/K_{\theta y} = n$ とする。 a_m , λ_m^2 および s_m は m に依存し, $m=1$ の場合は添え字の m を 1 とする。

$$\gamma_i = P_{cr}^{lin}(\kappa) / (P_{cr}^{lin}|_{m=1}) \quad (24)$$

$$\gamma_{i.g}^{con}(\kappa) = \sqrt{\frac{1/(1+2/\kappa) + a_m}{1/(1+2/\kappa) + a_1} \cdot \frac{2/\lambda_1^2 + 1/6 + (1/n)(1/\kappa)}{2/\lambda_m^2 + 1/(6m) + (1/n)(1/\kappa)}} \quad (25)$$

$$\gamma_{i.b}^{con}(\kappa) = \sqrt{\frac{\frac{1}{1+2/\kappa} + a_m}{\frac{1}{1+2/\kappa} + a_1} \cdot \frac{\frac{2}{1+2s_1} \frac{1}{\lambda_1^2} + 1/\left\{1/\left(\frac{1}{6} + \frac{1}{n\kappa}\right) + s_1\lambda_1^2\right\}}{\frac{2}{1+2s_m} \frac{1}{\lambda_m^2} + 1/\left\{1/\left(\frac{1}{6m} + \frac{1}{n\kappa}\right) + s_m\lambda_m^2\right\}}} \quad (26)$$

接合部が剛接合 ($\kappa=\infty$) の場合, $1/\kappa=0$ であるため, Grid model では式(27), Braced model では式(28)となる。

$$\gamma_{i.g}^{con}(\infty) = \sqrt{\frac{1+a_m}{1+a_1} \cdot \frac{2/\lambda_1^2 + 1/6}{2/\lambda_m^2 + 1/(6m)}} \quad (27)$$

$$\gamma_{i.b}^{con}(\infty) = \sqrt{\frac{1+a_m}{1+a_1} \cdot \frac{\{1/(1+2s_1)\}(2/\lambda_1^2) + 1/(6+s_1\lambda_1^2)}{\{1/(1+2s_m)\}(2/\lambda_m^2) + 1/(6m+s_m\lambda_m^2)}} \quad (28)$$

$$a_m = G_t J_t / (E_t I_y) = (4/5) j m \quad (29), \quad \lambda_m^2 = A_t I^2 / I_y = 12 I^2 m / b^2 \quad (30)$$

$$s_m = E_s A_s / (\sqrt{2} E_t A_t) = E_s A_s / (\sqrt{2} E_t h^2 m^{1/2}) \quad (31)$$

ここで文献14)を参照し G_t は $E_t/15$ とする。 j は J_t に関する係数とし S193 では 0.141, R210 では 0.187, R240 では 0.246 とする。

線形座屈解析を基に求めた γ_i は κ , $m=I_z/I_y$ および $n=K_{\theta z}/K_{\theta y}$ の影響を考慮し, $\gamma_i^{ana}(\kappa)$ とし式(32)で近似する。

$$\gamma_i^{ana}(\kappa) = 1 - \frac{1}{s_i} \left\{ (1-m) \cdot \frac{r_i}{r_i + (m/n)(1/\kappa)} \right\}^{t_i} \quad (32)$$

接合部が剛接合 ($\kappa=\infty$) の場合, $1/\kappa=0$ であるため, 式(32)は式(33)となる。

$$\gamma_i^{ana}(\infty) = 1 - \frac{1}{s_i} (1-m)^{t_i} \quad (33)$$

ここで $\gamma_i^{ana}(\kappa)$ は Grid model では $\gamma_{i.g}^{ana}(\kappa)$ とし r_i は 0.16, s_i は 1.74, t_i は 1.5, Braced model では $\gamma_{i.b}^{ana}(\kappa)$ とし r_i は 0.98, s_i は 3.9, t_i は 2.91 とする。

Fig. 16 に I_z/I_y と γ_i の関係の一部 ($\varphi=30^\circ$) を示す。同図には 3 章の線形座屈解析による解析値と, $\gamma_i^{con}(\kappa)$ および $\gamma_i^{ana}(\kappa)$ を比較し示す。 I_z/I_y が異なることにより P_{cr}^{lin} は異なり, γ_i は I_z/I_y が 1.0 である正方形断面 (S193) を有する時に最大値を経験し, I_z/I_y の低下と共に P_{cr} も低減される。Grid model の $\gamma_{i.g}^{con}(\kappa)$ $\gamma_{i.b}^{ana}(\kappa)$ はともに概ね解析値より低く, 安全側に位置している。Braced model の $\gamma_{i.b}^{con}(\kappa)$ は全般的に解析値より高く, $\gamma_i^{ana}(\kappa)$ は $K_{\theta z}/K_{\theta y} > 0.3$ の範囲で解析値を概ね捉え, 他の半開角 φ も同様の傾向が見られた。

5.2. $K_{\theta z}/K_{\theta y}$ を考慮した $\beta(\kappa)$ の低減係数 γ_k の提案

γ_k は OI1.0 model の $\beta(\kappa)$ である $\beta_{OI1.0}(\kappa)$ に対する OI x model の $\beta(\kappa)$ である $\beta_{OIx}(\kappa)$ の比率とし式(34)とする。連続体置換法より求めた γ_k は $\gamma_k^{con}(\kappa)$ とし Grid model では $\gamma_{k.g}^{con}(\kappa)$ とし式(35), Braced model では $\gamma_{k.b}^{con}(\kappa)$ とし式(36)とする。

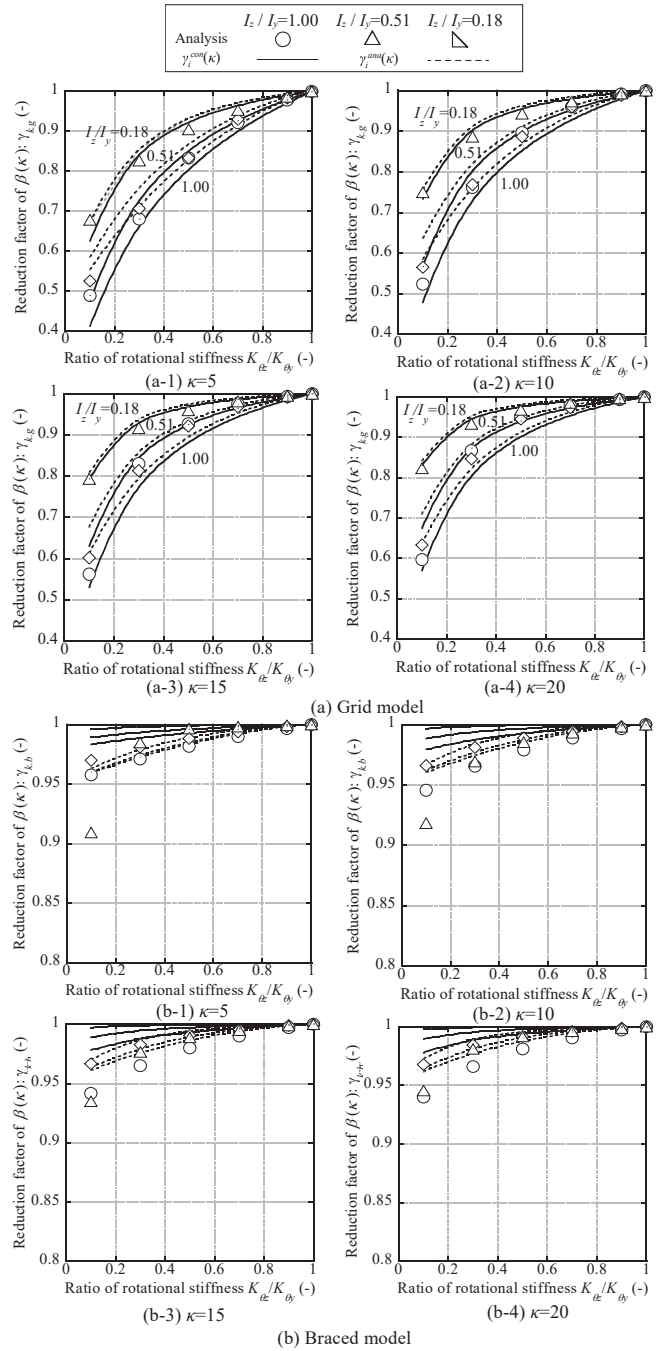


Fig. 17 Reduction factor of knock down factor ($\varphi=30^\circ$)

$$\gamma_k = \beta_{OIx}(\kappa) / \beta_{OI1.0}(\kappa) \quad (34)$$

$$\gamma_{k.g}^{con}(\kappa) = \sqrt{\frac{2/\lambda_m^2 + 1/(6m) + 1/\kappa}{2/\lambda_m^2 + 1/(6m) + (1/n)(1/\kappa)}} \quad (35)$$

$$\gamma_{k.b}^{con}(\kappa) = \sqrt{\frac{\frac{2}{1+2s_m} \frac{1}{\lambda_m^2} + 1/\left\{1/\left(\frac{1}{6m} + \frac{1}{n\kappa}\right) + s_m\lambda_m^2\right\}}{\frac{2}{1+2s_m} \frac{1}{\lambda_m^2} + 1/\left\{1/\left(\frac{1}{6m} + \frac{1}{n\kappa}\right) + s_m\lambda_m^2\right\}}} \quad (36)$$

弾性座屈解析を基に求めた γ_k は κ , $m=I_z/I_y$ および $n=K_{\theta z}/K_{\theta y}$ の影響を考慮し, $\gamma_k^{ana}(\kappa)$ とし式(37)で近似する。

$$\gamma_k^{ana}(\kappa) = 1 - \frac{1}{s_k} \left\{ (1-n) \cdot \frac{(m/n)(1/\kappa)}{r_k + (m/n)(1/\kappa)} \right\}^{t_k} \quad (37)$$

ここで $\gamma_k^{ana}(\kappa)$ は Grid model では $\gamma_{k.g}^{ana}(\kappa)$ とし r_k は 0.14, s_k は

1.83, t_k は 1.17, Braced model では $\gamma_{k,b}^{ana}(\kappa)$ とし r_k は 0.03, s_k は 20.8, t_k は 1.43 とする。

Fig. 17 に $K_{\theta z}/K_{\theta y}$ と γ_k の比較を示す。同図には 3 章の弾性座屈解析による解析値に加えて, $\gamma_k^{con}(\kappa)$ および $\gamma_k^{ana}(\kappa)$ を示す。 $K_{\theta z}/K_{\theta y}$ が変化することにより $\beta(\kappa)$ は異なり, γ_k は $K_{\theta z}/K_{\theta y}$ が 1.0 である OI1.0 の時に最大値を経験し, $K_{\theta z}/K_{\theta y}$ の低下と共に $\beta(\kappa)$ も低減される。Grid model では $K_{\theta z}/K_{\theta y}$ が $\beta(\kappa)$ に与える影響は大きく, OI の低減値が 0.1 の際は, γ_k は 0.4 近傍にまで低下している。Braced model では OI の低減値が 0.1 の際でも, γ_k は 0.9 近傍で留まり, $K_{\theta z}/K_{\theta y}$ の影響は小さい。 $\gamma_{k,g}^{con}(\kappa)$ は解析値よりも低く, 安全側に位置している。 $\gamma_{k,b}^{con}(\kappa)$ は ϕ が 20° および 30° の範囲では解析値を捉え, ϕ が 40° および 50° の範囲では解析値よりも高く, 多少危険側に位置する。5.1 節の γ_i も同様な傾向であり, Braced model ではライズが高くなると共に精度が落ちる傾向がある。一方, $\gamma_k^{ana}(\kappa)$ は解析値を概ね捉えている。

5.3. I_z/I_y および $K_{\theta z}/K_{\theta y}$ を考慮した $\beta(\kappa)$ の提案

$\beta(\kappa)$ を拡張し, 直接 I_z/I_y および $K_{\theta z}/K_{\theta y}$ を考慮した $\beta_k(\kappa)$ を提案する。 $\beta_k(\kappa)$ は $\gamma_k \times \beta(\kappa)$ に等しい。連続体置換法より求めた $\beta_k(\kappa)$ は $\beta_{ik,g}^{con}(\kappa)$ とし, Grid model では $\beta_{ik,g}^{con}(\kappa)$ とし式(38), Braced model では $\beta_{ik,b}^{con}(\kappa)$ とし式(39)とする。

$$\beta_{ik,g}^{con}(\kappa) = \sqrt{\frac{1/(1+2/\kappa) + a_m}{1+a_m} \cdot \frac{2/\lambda_m^2 + 1/(6m)}{2/\lambda_m^2 + 1/(6m) + (1/n)(1/\kappa)}} \quad (38)$$

$$\beta_{ik,b}^{con}(\kappa) = \sqrt{\frac{1}{1+2/\kappa} + a_m \cdot \frac{2}{1+2s_m} \cdot \frac{1}{\lambda_m^2} + \frac{1}{6m+s_m\lambda_m^2}} \quad (39)$$

Braced model の斜材の軸剛性 $E_s A_s$ を 0, すなわち式(39)の s_m を 0 とした場合, Grid model と同等となり式(38)となる。

弾性座屈解析を基に求めた $\beta_k(\kappa)$ は $\beta_{ik}^{ana}(\kappa)$ とし, Grid model では $\beta_{ik,g}^{ana}(\kappa)$ とし式(40), Braced model では $\beta_{ik,b}^{ana}(\kappa)$ とし式(41)とする。

$$\beta_{ik,g}^{ana}(\kappa) = \gamma_{k,g}^{ana}(\kappa) \beta(\kappa) \quad (40), \quad \beta_{ik,b}^{ana}(\kappa) = \gamma_{k,b}^{ana}(\kappa) \beta(\kappa) \quad (41)$$

ただし $\beta(\kappa)$ は $\beta_{ik}^{ana}(\kappa)$ では式(24), $\beta_{ik,b}^{ana}(\kappa)$ では式(23)を用いる。

Fig. 18 に $\beta_k(\kappa)$ の分布を示す。同図には 3 章の弾性座屈解析による解析値に加えて, $\beta_{ik}^{con}(\kappa)$ および $\beta_{ik}^{ana}(\kappa)$ を示す。 $K_{\theta z}/K_{\theta y}$ が低下すると既往の $\beta(\kappa)$ では過大評価となる。 $\beta_{ik,g}^{con}(\kappa)$ は解析値と対応するものの, $\beta_{ik,b}^{con}(\kappa)$ は解析値よりも高く, 多少危険側に位置している。 $\beta_{ik,g}^{ana}(\kappa)$ および $\beta_{ik,b}^{ana}(\kappa)$ は解析値を精度よく捉え, 斜材により $K_{\theta z}/K_{\theta y}$ が低くともシェル全体の面内剛性が確保されるため $\beta_{ik,b}^{ana}(\kappa)$ は既往の $\beta(\kappa)$ と大差がない。今回は $K_{\theta z}/K_{\theta y}$ による $\beta(\kappa)$ の低下の傾向を捉えるために, $\gamma_{k,b}^{con}(\kappa)$ および $\gamma_{k,b}^{ana}(\kappa)$ を提案するが, Braced model では $\beta(\kappa)$ に $\gamma_{k,b}^{con}(\kappa)$ および $\gamma_{k,b}^{ana}(\kappa)$ を乗じずとも $\beta(\kappa)$ のみで精度よく評価可能である。

式(22)および式(23)の $\beta(\kappa)$ と $\beta_{ik,g}^{con}(\kappa)$ および $\beta_{ik,b}^{ana}(\kappa)$ との比較を Fig. 19 (a), $\beta_{ik,g}^{con}(\kappa)$ および $\beta_{ik,b}^{ana}(\kappa)$ との比較を Fig. 19 (b)に示す。Fig. 19 (a)より I_z/I_y および $K_{\theta z}/K_{\theta y}$ が 1 の場合 (○) では, $\beta_{ik,g}^{con}(\kappa)$ は平均式(22)および下限式(23)の間に位置し, 数値解析に基づき近似された $\beta(\kappa)$ の既往評価式(22), (23)が連続体置換法を用いて説明できる。また, $\beta_{ik,b}^{ana}(\kappa)$ は式(23)と一致する。 I_z/I_y が 0.18 に低下した場合 (◇) では, $\beta_{ik,g}^{con}(\kappa)$ は I_z/I_y が 1 の場合に比

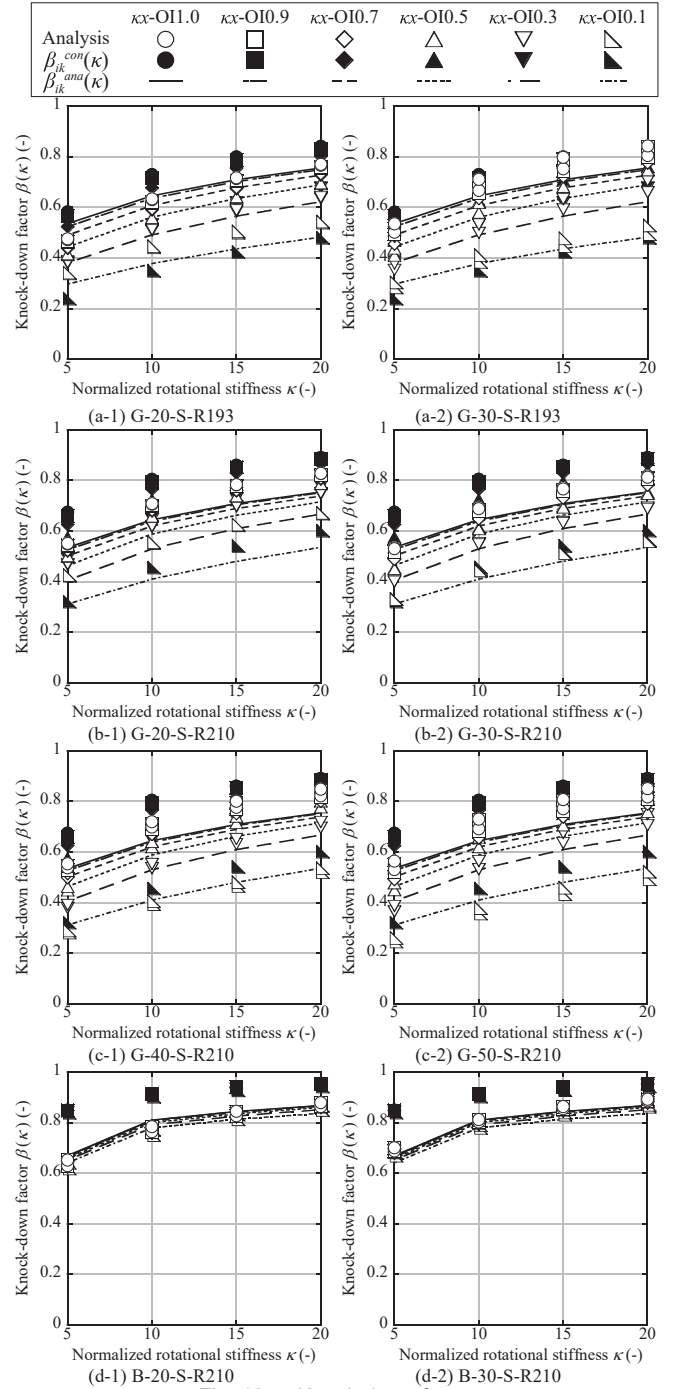


Fig. 18 Knock down factor

べて増加し, $\beta_{ik,g}^{ana}(\kappa)$ は $\gamma_k^{ana}(\kappa)$ による $\beta(\kappa)$ に対する上昇を考慮していないため式(23)と一致する。 $K_{\theta z}/K_{\theta y}$ が 0.1 に低下した場合 (△) では, $\beta_{ik,g}^{con}(\kappa)$ および $\beta_{ik,g}^{ana}(\kappa)$ は $K_{\theta z}/K_{\theta y}$ が 1 の場合に比べて大きく低下し, 式(23)で評価できなかった $\beta(\kappa)$ の低下減少を良く捉え, 解析値と概ね一致している。一方, Fig. 19 (b)を見ると $\beta_{ik,b}^{con}(\kappa)$ は式(22)よりも高い値を示し, I_z/I_y および $K_{\theta z}/K_{\theta y}$ が変化した場合でも $\beta_{ik,b}^{con}(\kappa)$ の変化は小さい。これは 4.3 節でも述べたように Braced model は解析値に対して K_{12} を過大評価するためである。文献 10)においては直交格子に斜材を補剛した場合でも $\beta(\kappa)$ は直交格子とほぼ同様と想定できるとされているが, 集成材の枠材を用いた場合, K_{12} が直交格子に比べて極めて高くなるため $\beta(\kappa)$ は上昇する。一方, $\beta_{ik,b}^{ana}(\kappa)$ は I_z/I_y および $K_{\theta z}/K_{\theta y}$ が変化した場

合でも式(22)と一致するよう同定されている。

5. 4. 提案した接合部の剛接度による座屈荷重低減係数の簡易化

Grid model において、式(38)の $\beta_{ik}^{con}(\kappa)$ を整理すると式(42)となる。

$$\beta_{ik,g}^{con}(\kappa) = \kappa \sqrt{1/\{(\kappa+2)(\kappa+6m/n)\}} \times k_g \times d_g \quad (42)$$

$$k_g = \sqrt{1 + \frac{(2/\lambda_m^2)(6m/n)(1/\kappa)}{(2/\lambda_m^2) + 1/(6m) + (1/n)(1/\kappa)}} \quad (43), \quad d_g = \sqrt{1 + \frac{2a_m}{1+a_m} \frac{1}{\kappa}} \quad (44)$$

Grid model では K_{12}/K が小さく $1/\lambda_m^2$ が 0 となり k_g は 1, 格子部材に集成材を用いる場合では D_{12}/D が小さく a_m が 0 となり d_g は 1 に近似可能である。 $k_g=1$ および $d_g=1$ となり $\beta_{ik,g}^{con}(\kappa)$ は式(45)へ簡易化が可能である。

$$\beta_{ik}^{con}(\kappa) = \kappa \sqrt{1/\{(\kappa+2)(\kappa+6m/n)\}} \quad (45)$$

なお鋼材を用いた Grid model では G が比較的大きく、 d_g は無視できないため、式(45)に式(44)の d_g を乗じる必要がある。

5. 5. 弾性座屈荷重の評価手法の提案

以上より I_z/I_y および $K_{\theta z}/K_{\theta y}$ を考慮した弾性座屈荷重 $P_{cr,ik}^{ela}(\kappa)$ は連続体置換法より求めた $\beta_{ik}^{con}(\kappa)$ および $\gamma_i^{con}(\kappa)$ を用いた式(46)で近似的に推定できる。

$$P_{cr,ik}^{ela}(\kappa) = \alpha_0 \times \beta_{ik}^{con}(\kappa) \times \gamma_i^{con}(\kappa) \times \{P_{cr(\infty)}^{lin}|_{m=1}\} \quad (46)$$

式(46)中の $\beta_{ik}^{con}(\kappa)$ は $\gamma_k^{con}(\kappa) \times \{\beta_{ik}^{con}(\kappa)|_{n=1}\}$ および $\beta_{ik}^{con}(\kappa) \times \gamma_i^{con}(\infty)$ は $\{\beta_{ik}^{con}(\kappa)|_{m=1}\} \times \gamma_i^{con}(\kappa)$ と置換しても評価可能である。一方、 $\gamma_i^{ana}(\kappa)$ および $\gamma_k^{ana}(\kappa)$ を用いて、既往式(22), (23)の $\beta(\kappa)$ を拡張した式(47)を構成することも可能である。

$$P_{cr,ik}^{ela}(\kappa) = \alpha_0 \times \gamma_k^{ana}(\kappa) \times \beta(\kappa) \times \gamma_i^{ana}(\kappa) \times \{P_{cr(\infty)}^{lin}|_{m=1}\} \quad (47)$$

Fig. 20 (a-1), (b-1)に解析値および式(46), Fig. 20 (a-2), (b-2)に解析値および式(47)より求めた P_{cr} の比較を示す。 φ ごとの $P_{cr(\infty)}^{lin}|_{m=1,n=1}$ は解析値を用い、 α_0 は Fig. 12 を基に 0.9 とする。式(46)では Grid model は 20%程度の誤差となり、 Braced model は φ が増すことにより誤差が 20%を超え、多少危険側に位置しているがライズが高い場合を除けば式(47)より P_{cr} を概ね評価可能である。式(47)では Grid model および Braced model 共に 20%程度の誤差で P_{cr} を評価可能であることが確認できる。

6. 結

連続体置換法を用いて矩形断面の強軸に対する弱軸の断面二次モーメントの比率 I_z/I_y および接合部の面外方向に対する面内方向の回転剛性の比率 $K_{\theta z}/K_{\theta y}$ が木鋼ハイブリッド単層直交格子ラチスシェルの弾性座屈荷重に与える影響を検討し、弾性座屈解析および既往評価式との比較を行うと共に、 I_z/I_y および $K_{\theta z}/K_{\theta y}$ を考慮した弾性座屈荷重の評価手法を提案した。得られた知見を以下に示す。

- 1) 連続体置換法に基づき、 I_z/I_y および $K_{\theta z}/K_{\theta y}$ を考慮した有効剛性より求めた線形座屈荷重 P_{cr}^{lin} は、 Grid model では解析値と概ね対応した。
- 2) 集成材の枠材で構成される Grid model に鋼材の斜材を加えた Braced model では、集成材の枠材の軸剛性に対して斜材の剛性が高いため、有効面内せん断剛性 K_{12} が過大評価される傾向があり、座屈荷重 P_{cr} の評価手法を補正する必要がある。
- 3) I_z/I_y および $K_{\theta z}/K_{\theta y}$ を考慮した有効剛性に基づき求めた接合

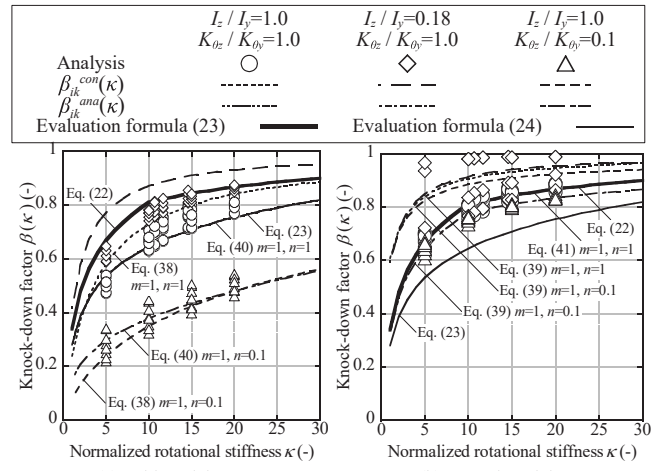


Fig. 19 Knock down factor by continuum analogy

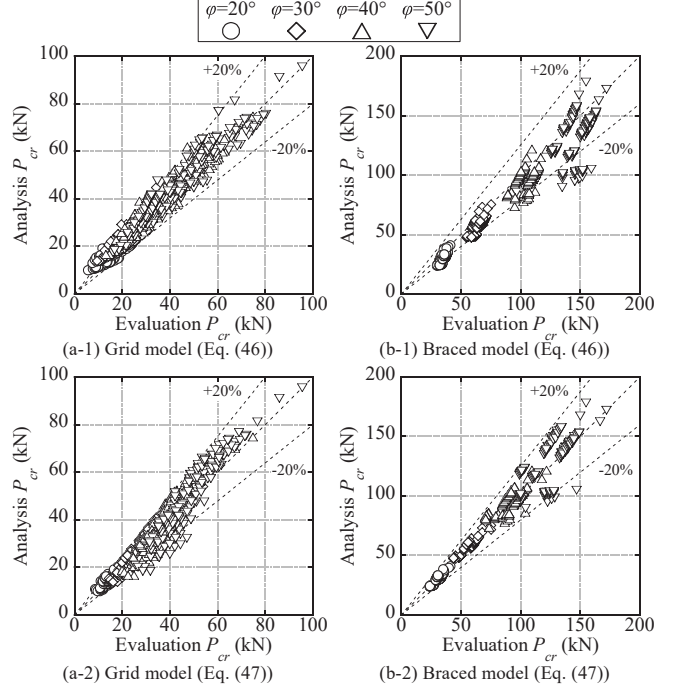


Fig. 20 Buckling load evaluation validity

部の剛接度による座屈荷重低減係数 $\beta(\kappa)$ である $\beta_{ik}^{con}(\kappa)$ は、 I_z/I_y および $K_{\theta z}/K_{\theta y}$ が 1.0 の際に、解析に基づく既往評価式と対応する結果が得られた。

- 4) 連続体置換法に基づき誘導された I_z/I_y および $K_{\theta z}/K_{\theta y}$ を考慮した低減係数 $\gamma_i^{con}(\kappa)$, $\gamma_k^{con}(\kappa)$, $\beta_{ik}^{con}(\kappa)$ を用いた弾性座屈荷重 $P_{cr,ik}^{ela}(\kappa)$ は Grid model では解析値と概ね対応し、 Braced model ではライズが高い場合を除いて解析値と対応することを確認した。
- 5) 併せて、弾性座屈荷重の既往評価手法を拡張し、提案した $\gamma_i^{ana}(\kappa)$ および $\gamma_k^{ana}(\kappa)$ を乗じることで木鋼シェルの弾性座屈荷重を $\pm 20\%$ 程度の誤差で評価できることを確認した。

なお、本研究は実際の構造物への適用を最終目的とした第一段階の検討であり、初期不整・クリープ変形の影響および耐火や結露等の建築性能の確認等については今後の課題とする。

謝辞

本研究にご協力を戴きました、日建設計：原田公明氏、日鉄エンジニアリング株式会社：林賢一氏に感謝いたします。

参考文献

- 1) Harada, H., Nakajima, S., Yamazaki, Y., Matsui R., Hayashi, K., Sakata, H. and Takeuchi, T.: Rotational Stiffness and Bending Strength of Steel Connections in Timber Lattice Shell, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 83, No. 746, pp. 577-587, 2018. 4 (in Japanese)
- 2) Kato, S., Konno, T. and Yamashita, T.: A Study on Buckling Load of Lattice Domes of Two-Way, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 74, No. 636, pp. 305-312, 2009. 2 (in Japanese)
- 3) Kato, S., Yamashita, T., Shibata, R.: Evaluation of Buckling Strength of Two-way Grid Shell using Continuum Analogy, Journal of Structural Engineering B, Vol. 46B, pp. 167-174, 2000. 3 (in Japanese)
加藤史郎, 山下哲郎, 柴田良一: 連続体近似法による 2 方向格子シェルの座屈耐力評価, 構造工学論文集 B, 第 46B 巻, pp. 167-174, 2000. 3
- 4) Yamashita, T., Kato, S.: Appreciation of Elastic Buckling Characteristics of Braced Single-Layer Two-Way Grid Shells Braced on Continuum Analogy, Journal of Structural Engineering B, Vol. 54B, pp. 331-336, 2008. 3 (in Japanese)
山下哲郎, 加藤史郎: 連続体近似に基づくブレース補剛単層 2 方向格子シェルの弾性座屈特性の評価, 構造工学論文集 B, 第 54B 巻, pp. 331-336, 2008. 3
- 5) Yamashita, T. and Senba, Y.: Elastic Buckling Characteristics of Single Layer Latticed Shells Composed of Hexagonal Grids, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 78, No. 694, pp. 2143-2151, 2013. 12 (in Japanese)
- 6) Yamashita, T., Oyobe, H. and Miyazawa, R.: Study on Strength and Out-of-plane Buckling of Steel Hexagonally Latticed Plates Subjected to Cyclic Shear Deformation, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 83, No. 753, pp. 1647-1654, 2018. 11 (in Japanese)
- 7) Yamashita, T. and Zhu, J.: Classical Buckling Load of Orthogonally Anisotropic Hexagonal Grid Plates: Part 1. Formulation of Effective Stiffness Assuming Stress Resultants in Grid Member, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Structure-I, pp. 629-630, 2015. 9 (in Japanese)
山下哲郎, 朱健親: 直交異方性を有する六角形格子平板の古典座屈荷重: その 1. 部材応力の仮定に基づく有効剛性の誘導, 日本建築学会大会学術講演梗概集 構造I, pp. 629-630, 2015. 9
- 8) Ogawa, T., Yamaoka, K., Minowa, K. and Takeuchi, T.: Buckling Strength of Single Layer Lattice Domes under Static Seismic Load, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 79, No. 704, pp. 1523-1533, 2014. 10 (in Japanese)
- 9) Ogawa, T., Yamaoka, K., Minowa, K. and Takeuchi, T.: Buckling Strength of Cylindrical Lattice Shell Roofs under Static Seismic Load, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 80, No. 708, pp. 261-271, 2015. 2 (in Japanese)
- 10) Architectural Institute of Japan: 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
- 11) Matsuno, K. and Aoki, S.: Experimental Study on Stress & Deformation Behavior of a Wooden Single-Layer Space Frame with a Compressive Strain Inclined to The Grain, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 60, No. 473, pp. 117-126, 1995. 7 (in Japanese)
- 12) Matsuno, K. and Aoki, S.: Experimental Study on a Buckling Behavior of a Wooden Single-Layer Space Frame with a Compressive Strain Inclined to The Grain, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 66, No. 546, pp. 103-112, 2001. 8 (in Japanese)
- 13) Kumagai, T., Nakaya, M., Ogawa, T., Takeuchi, T. and Tomimoto, A.: Mechanical Behavior of Wooden Single-Layer Space Frames Taking into Consideration of Joint Properties, Journal of Structural Engineering B, Vol. 55B, pp. 85-91, 2009. 3 (in Japanese)
熊谷知彦, 仲谷美咲, 小河利行, 竹内徹, 富本淳: 接合部特性を考慮した木質単層スペースフレームの力学性状, 構造工学論文集, 第 55B 巻, pp. 85-91, 2009. 3

14) Architectural Institute of Japan: Standard for Structural Design of Timber Structures, 2015. 11 (in Japanese)
日本建築学会: 木質構造設計規準・同解説, 2015. 11

付録 1 面外負方向および面内方向に対する接合部曲げ実験

本研究で使用している接合部の回転剛性は文献 1) および以下の接合部曲げ実験より求めた値である。Fig. 1 に示す木鋼シェル用接合部の面外負方向および面内方向の曲げに対する実大曲げ実験を実施し、回転剛性、曲げ耐力および破壊形式を確認する。試験体は Fig. 2 に示す 3 種の接合部とし、TB300 および TB440 は面外負方向、TB300、TB440 および HB は面内方向の曲げに対する各性能を確認する。Table A1 に Fig. A1 に示すセットアップによる別途材料試験により求めた構成材料である集成材および鋼材¹⁾の特性値を示す。Table A1 に示す集成材の曲げヤング率、曲げ耐力、含水率および比重は平均値とする。各仕様について、試験体は 3 体ずつとした。Fig. A1 に接合部曲げ実験のセットアップを示す。実験装置はアムスラー試験機、加力梁および加力治具で構成され、試験体はアムスラーのラムに取り付けられている反力治具により両端単純支持の状態にする。荷重は 4 点荷重法により行い、アムスラーのクロスヘッドに装着した加力梁を介して接合部の両端を鉛直方向に強制変位させ、接合部に等曲げモーメントを加える。載荷速度が一定となるようにアムスラーのラムを上昇させていき、荷重が最大値に到達した後に最大荷重の 8 割以下に低下した時点で載荷を終了する。

Table A1 Characteristic value of constituent material

(a) Glued laminated timber							
Tree species	Composition	Strength grade	Direction	Bending Young's modulus (kN/mm ²)	Bending strength (N/mm ²)	Moisture content (%)	Specific gravity (-)
Douglas fir	Specific symmetric	E105-F300	Out-of-plane	16.9	64.2	9.9	0.55
			In-plane	15.2	48.9		

(b) Steel connection						
Part	Steel grade	Young's modulus (kN/mm ²)	Yield strength (N/mm ²)	Tensile strength (N/mm ²)	Yield strain (%)	Rupture elongation (%)
Web	SM490A	2.09×10 ²	346	511	0.17	39.9
Flange						

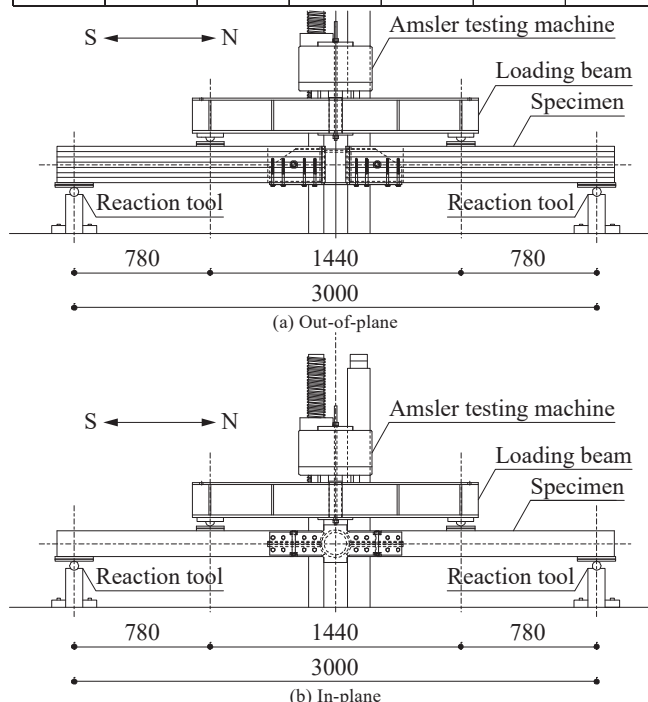


Fig. A1 Setup of connection bending test

ELASTIC BUCKLING STRENGTH OF TIMBER LATTICE SHELL WITH STEEL CONNECTIONS CONSIDERING ROTATIONAL STIFFNESS

Shun NAKAJIMA^{*1}, *Yuki TERAZAWA*^{*2}, *Toru TAKEUCHI*^{*3},
Toshiyuki OGAWA^{*4}, *Yoshihiro YAMAZAKI*^{*2} and *Hiroyasu SAKATA*^{*3}

^{*1} Former Grad. Student, Tokyo Institute of Technology, M.Eng. (NIHON SEKKEL, Inc.)

^{*2} Assist. Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

^{*3} Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

^{*4} Prof. Emeritus, Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

The authors have proposed effective steel connections achieving high bending stiffness and strength for timber grid-shell structures, and confirmed their performances through real size mock-up tests. In this research, reflecting the test results, the buckling strength of 24m-span timber grid-shell with and without diagonal bracing roofs are discussed. Their theoretical buckling strength including the rotational stiffness at connections are derived using continuum shell analogy, and compared with the results of discrete FEM analyses. Finally, the reduction factor equations of buckling strength as the functions of in-plane / out-of-plane bending stiffness ratio and two directional rotational stiffness are proposed, followed by confirming their validity.

Dimensions of the studied single-layer timber latticed grid-shell are assumed to be 24 m × 24 m. The discrete FEM analysis models as Fig.3, 4 are constructed using the fiber models with two-directional rotational springs at connections. The results of the real size mock-up bending tests are reproduced with the constructed FEM model. They showed good agreement and the validity of the FEM models are confirmed. Using the constructed FEM model, the grid-shell roof with and without diagonal bracings, with various proportions of timber sections, and various in-plane / out-of-plane rotational stiffness are constructed and their elastic buckling strength including geometrical nonlinearity are investigated. Generally, the bending stiffness of timber members and rotational stiffness of the connections are lower in in-plane directions (along z-axis) than in out-plane directions (along x-axis) in the test results. As the results of analyses, the buckling strength of the roof decreases along the stiffness of in-plane stiffness of the timber member (I_z) decreases, and also the rotational stiffness of the connections along in-plane (K_{θ_z}) and out-of-plane (K_{θ_y}) direction decreases. Therefore, estimating the effects of these stiffness is essential for evaluating the buckling strength of the grid-shell roof.

To derive the equations for estimating the effects of these stiffness, continuum shell analogy is applied. The classic shell buckling theories are developed including the effects of the in-plane member bending stiffness and in-plane / out-of-plane rotational stiffness of the connections. The derived equations are simplified and the reduction factor equations of buckling strength are proposed as the functions of I_z/I_y and $K_{\theta_z} / K_{\theta_y}$. The obtained conclusions are summarized as follows.

- (1) The buckling strength derived from the continuum shell analogy gives values agreeing well with FEM analyses in grid-shell roofs without diagonal bracing. While those with diagonal bracing gives higher values than FEM analyses. This is because the shear stiffness of the roof panels is underestimated for neglecting axial deformations of timber chords.
- (2) The proposed reduction factor equations are confirmed to give reasonable values for grid-shell roofs without diagonal bracing and low-rise grid-shell roofs with diagonal bracing.

(2019年2月9日原稿受理, 2019年5月14日採用決定)