

木鋼ハイブリッドラチスシェル接合部の面外負方向および面内方向回転剛性 ROTATIONAL STIFFNESS OF STEEL CONNECTIONS FOR TIMBER LATTICE SHELL IN NEGATIVE OUT-OF-PLANE AND IN-PLANE DIRECTIONS

中島 舜^{*1}, 山崎 義弘^{*2}, 坂田 弘安^{*3},
 竹内 徹^{*3}, 原田 公明^{*4}, 林 賢一^{*5}

*Shun NAKAJIMA, Yoshihiro YAMAZAKI, Hiroyasu SAKATA,
 Toru TAKEUCHI, Hiroaki HARADA and Kenichi HAYASHI*

The authors have proposed effective steel connections achieving high bending stiffness and strength for timber grid-shell structures in the previous research. However, their performance against negative out-of-plane and in-plane directions which affect the shell buckling strength are not clear yet. In this research, the bending performance of the proposed connections against negative out-of-plane and in-plane directions are confirmed through real-size mock-up tests. They are compared to the performance against positive out-of-plane. Formulas for evaluating the stiffness and strength of the connections against these directions are proposed, and their validity are verified by comparing with the test results.

Keywords : Composite Structure, Timber Structure, Lattice Shell, Connection, Rotational Stiffness, Bending Strength

複合構造, 木質構造, ラチスシェル, 接合部, 回転剛性, 曲げ耐力

1. 序

近年、建築分野において木材利用が促進され、単層ラチスシェル屋根構造に木質材を用いる事例も増加している。木質ラチスシェル構造においては接合部の回転剛性がその座屈荷重に及ぼす影響が大きいと考えられるが、その研究事例はまだ少ない。これらの接合部においては面外方向および面内方向の曲げに対する剛性および耐力がそれぞれ異なる場合が多く、各方向における接合部特性の把握およびそれぞれの座屈荷重への影響を確認する必要がある。

筆者ら¹⁾はFig. 1に示すようなスパン 24m×24m, ライズ 3.2m の鋼製接合部を有する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)を想定した接合部を5種類提案し、実大曲げ実験より自重で受ける面外正方向の曲げ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。本接合部は鋼材の中央に配置した鋼管と集成材の木口面を接触させ、T形またはH形断面のプラケットのフランジとラグスクリューを通じて集成材に曲げモーメントを伝達することを特徴とする。従来の木質接合部と比較し、高い曲げ剛性および曲げ耐力を有することが確認されている。

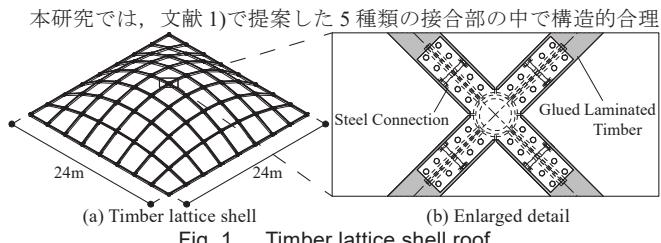


Fig. 1 Timber lattice shell roof

性および接合効率の優れたFig. 2に示すTB300, TB440およびHBの3種類について、まず未だ明らかでない面外負方向および面内方向の曲げに対する接合部の回転剛性および曲げ耐力を実大曲げ実験により明らかにし、さらに数値解析を用いた接合部挙動の再現および完全弾塑性型の曲げモーメント M -回転角 θ 関係の評価手法を提案し、その有効性を確認する。

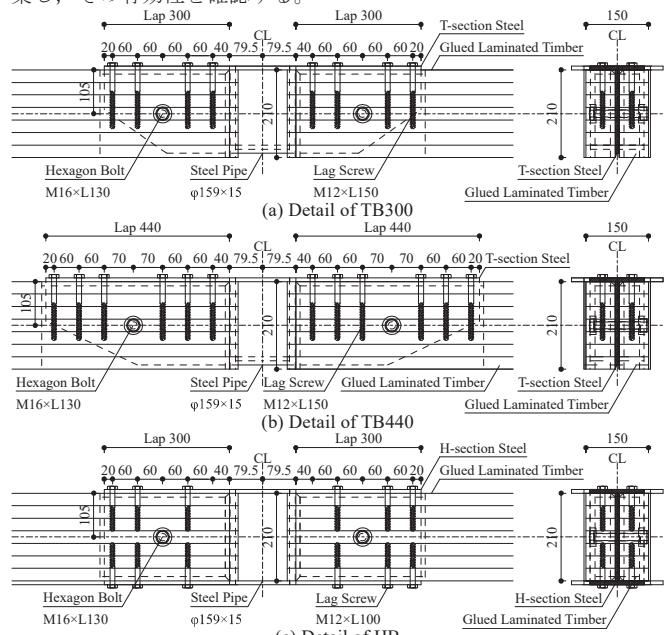


Fig. 2 Composition of proposed connection

*¹ 元 東京工業大学建築学系 大学院生・修士(工学)
 (現 (株)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 (株)日建設計 修士(工学)

*⁵ 日鉄エンジニアリング(株) 修士(工学)

Former Grad. Student, Dept. of Arch. and Build. Eng., 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.

NIKKEN SEKKEI, M.Eng.

Nippon Steel Engineering Co., Ltd., M.Eng.

2. 解析による接合部の M - θ 関係の評価手法の提案

2.1. 接合部の解析モデルの構築

TB300 および TB440 の面外負方向, TB300, TB440 および HB の面内方向曲げに対する接合部の詳細解析を試みる。 θ の増分 $\Delta\theta$ を設定し, $\Delta\theta$ ごとに θ を増分させ, 逐次纖維直交方向および纖維方向の中立軸 X_{ni} および Y_{ni} を $\Delta\theta$ ごとに収斂計算により求めることで M - θ 関係を導く。Fig. 3 に示すように, 接合部に M が作用した時の抵抗メカニズムを想定し, 接合部内で纖維直交方向および纖維方向に発生する各抵抗力の釣り合いより各諸量を求める¹⁾。 M が作用した時に生じる θ に伴う各抵抗力を P とし接合部内に発生する P を以下に定義する。 θ は実験の計測点と対応するように集成材の部材芯と鋼材の相対回転角の増分とする。面外負方向で考慮したラグスクリューによるプレストレスは力学モデルの妥当性を検証するため実験と比較する詳細解析では考慮するが, 長期的に維持できないものと考えられるため, 構造検討上はモデルの簡易化も加味して考慮しない。施工時の容易性を求め, 集成材のスリットとウェブに 2mm の隙間があり, 面内方向ではウェブによる集成材へのめり込みによる抵抗力は無視できるほど小さいとする。

2.2. 面外負方向での TB300, TB440 の M - θ 関係の算出

Fig. 3 (a-1), (a-2)に示す面外負方向では上端のラグスクリューのプレストレスによる抵抗力のうち, フランジと集成材の接触部分における抵抗力 $P_{lp,y,ti}$ は式(1), 余長の寄与分における抵抗力 $P_{lp,y,to}$ は式(2), 上端のラグスクリューの引抜による抵抗力 $P_{lt,ti}$ は式(3), 上端のラグスクリューのせん断による抵抗力 $P_{ls,t}$ は式(4), 上端のフランジによる集成材へのめり込みによる抵抗力 $P_{te,y,ti}$ は式(5), 上端のラグスクリューのプレストレスにおける集成材と鋼材間に働く摩擦力のうち, フランジと集成材の接触部分における摩擦力 $P_{lpf,x,ti}$ は式(6), 余長の寄与分における摩擦力 $P_{lpf,x,to}$ は式(7), 上端のフランジと集成材間に働くフランジと集成材の接触部分における摩擦力 $P_{tef,x,ti}$ は式(8), 繊維直交方向に生じる六角ボルトのめり込みによる抵抗力 $P_{he,y}$ は式(9), 繊維方向に生じる六角ボルトのめり込みによる抵抗力 $P_{he,x}$ は式(10), 回転中心を中心とする円の接線方向に生じる六角ボルトのめり込みによる抵抗力 P_{he} は式(11), 繊維方向に生じる鋼管の集成材へのめり込みによる抵抗力 $P_{te,x}$ ³⁾は式(12), 繊維直交方向に生じる集成材と鋼管面に働く摩擦力 $P_{tef,y}$ は式(13)とする。接合部が回転することにより集成材と鋼管の隙間が無くなり, 集成材と鋼管が接触し, $P_{te,x}$ が生じる判定として $Y_{g,o}$ を用いる。

$$P_{lp,y,ti} = (1/2)E_{90}\{\theta(L-X_{ni})/h_{lp}\}b(L-X_{ni}) \quad (1)$$

$$P_{lp,y,to} = (1/2)E_{90}\{\theta(L-X_{ni})/h_{lp}\}b(h/2) \quad (2)$$

$$P_{lt,ti} = \sum_i K_{lt} n_{lt,ti} \theta (L-X_{ni} - X_{lt,ti}) \quad (3)$$

$$P_{ls,t} = K_{ls,h} n_{ls,t} \theta Y_{ni} \quad (4), \quad P_{te,y,ti} = (1/2)E_{90}(\theta X_{ni}/h)bX_{ni} \quad (5)$$

$$P_{lpf,x,ti} = P_{lp,y,ti}\mu \quad (6), \quad P_{lpf,x,to} = P_{lp,y,to}\mu \quad (7)$$

$$P_{tef,x,ti} = P_{te,y,ti}\mu \quad (8), \quad P_{he,y} = P_{he} \cos \varphi_{he} \quad (9)$$

$$P_{he,x} = P_{he} \sin \varphi_{he} \quad (10), \quad P_{he} = K_{he} \{(X_{ni} - \alpha L)/\cos \varphi_{he}\} \theta \quad (11)$$

$$P_{te,x} = (1/2)Y_{g,o}^2 b_1 k_{0c} \theta \quad (12), \quad P_{tef,y} = P_{te,x}\mu \quad (13)$$

$$K_{he} = K_{js,h} K_{js,v} / \{K_{js,h} \sin^2(\pi/2 - \varphi_{he}) + K_{js,v} \cos^2(\pi/2 - \varphi_{he})\} \quad (14)$$

$$\varphi_{he} = \arctan \left[\left\{ (h/2) - Y_{ni} \right\} / (X_{ni} - \alpha L) \right] \quad (15)$$

$$Y_{g,o} = h - Y_{ni} - X_{gap}/\theta \quad (16)$$

ただし L は鋼材と集成材のラップ長, X_{ni} は集成材端部 (Fig. 3 中

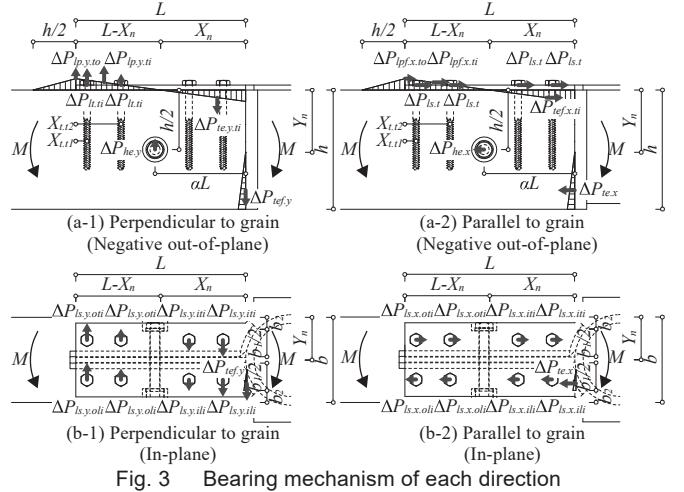


Fig. 3 Bearing mechanism of each direction

の右端) から中立軸までの距離, $X_{lt,ti}$ は集成材上端の鋼管側端部 (Fig. 3 中の右端) から引抜として働く各ラグスクリューまでの距離, Y_{ni} は集成材上端から中立軸までの距離, h は集成材の梁せい, b は有効集成材幅, b_1 は集成材と鋼管の接触面の見付け幅, h_{lp} はプレストレスを考慮したラグスクリューの有効深さ, E_0 および $E_{90}(=E_0/25)$ ⁴⁾ は集成材の纖維方向および纖維直交方向の圧縮に対するヤング率, K_{lt} はラグスクリューの引抜剛性⁵⁾ (付録 A), $K_{ls,v}$ および $K_{ls,h}$ は纖維直交方向および纖維方向に対するラグスクリューのせん断剛性⁶⁾ (付録 A), K_{he} は荷重角度を考慮してハンキンソン式を用いた回転中心を中心とする円の接線方向に対する六角ボルトのめり込み剛性, $K_{js,v}$ および $K_{js,h}$ は纖維直交方向および纖維方向に対する六角ボルトのめり込み剛性⁶⁾ (付録 A), $n_{lt,ti}$ は位置 $X_{lt,ti}$ における引抜が生じるラグスクリューの本数, $n_{ls,t}$ は上端のラグスクリューの本数, α はラップ長に対する集成材端部から六角ボルトまでの距離の比率, μ は動摩擦係数, k_{0c} は纖維方向に対する集成材の面圧剛性³⁾ (付録 A), φ_{he} は回転中心を基点に六角ボルト位置での纖維方向に対する荷重角度, $Y_{g,o}$ は集成材の木口と鋼管との接触面の距離, X_{gap} は初期状態での集成材と鋼管の隙間の距離である。

ここで, 上端の集成材幅 150mm は鋼材幅 130mm に対して大きいが, 集成材の余端に十分なめり込みによる抵抗力が見込めるとして, b は集成材幅からスリット幅 11mm を除いた長さである 139mm とする。 h_{lp} はラグスクリューの長さに等しく, TB300, TB440 および PB は 150mm, BB は 125mm とする。 α は TB300, PB および HB は 16/30, TB440 は 23/44, b_1 は 72mm とする。文献 7)を参照し μ は 0.2 とする。ラップ外におけるめり込み抵抗が影響する距離は文献 1), 8)を参照し, 集成材のせい h に対して $h/2$ とする。 $Y_{g,o}$ が負の値の場合は 0 とする。 X_{gap} は 0.2mm とする。

回転角 θ に対する纖維直交方向および纖維方向に対する各抵抗力のつり合いである式(17), (18)より X_{ni} および Y_{ni} を算出する。これらは X_{ni} および Y_{ni} に関する 2 元 3 次連立方程式となるため, 収斂計算を用いる必要がある。

$$P_y = P_{lp,y,ti} + P_{lp,y,to} + P_{lt,ti} + P_{he,y} - (P_{te,y,ti} + P_{tef,y}) = 0 \quad (17)$$

$$P_x = P_{lpf,x,ti} + P_{lpf,x,to} + P_{tef,x,ti} + P_{ls,t} - (P_{he,x} + P_{te,x}) = 0 \quad (18)$$

弾性時において P_* に起因する抵抗モーメントを M_* と表記する。

$$M_{lp,y,ti} = (1/2)E_{90}\{\theta(L-X_{ni})/h_{lp}\}b(L-X_{ni})(2/3)(L-X_{ni}) \quad (19)$$

$$M_{lp,y,to} = (1/2)E_{90}\{\theta(L-X_{ni})/h_{lp}\}b(h/2)(2/3)(L-X_{ni}) \quad (20)$$

$$M_{lt,ti} = \sum_i K_{lt} n_{lt,ti} \theta (L-X_{ni}-X_{lt,ti})^2 \quad (21), \quad M_{ls,t} = K_{ls,h} n_{ls,t} \theta Y_{ni}^2 \quad (22)$$

$$M_{te,y,ti} = (1/2)E_{90}(\theta X_{ni}/h)bX_{ni}(2/3)X_{ni} \quad (23)$$

$$M_{lpf,x,ti} = P_{lp,y,ti} \mu Y_{ni} \quad (24), \quad M_{lpf,x,to} = P_{lp,y,to} \mu Y_{ni} \quad (25)$$

$$M_{tef,x,ti} = P_{te,y,ti} \mu Y_{ni} \quad (26), \quad M_{he} = K_{he} \{(X_{ni}-\alpha L)/\cos \varphi_{he}\}^2 \theta \quad (27)$$

$$M_{te,x} = (1/2)Y_{g,o}^2 b_1 k_{0c} \theta (2/3)(h-Y_{ni}) \quad (28), \quad M_{tef,y} = P_{te,x} \mu X_{ni} \quad (29)$$

M は各抵抗モーメントの和として式(30)とする。

$$M = M_{lp,y,ti} + M_{lp,y,to} + M_{lt,ti} + M_{ls,t} + M_{te,y,ti} + M_{lpf,x,ti} + M_{lpf,x,to} + M_{tef,x,ti} + M_{he} + M_{te,x} + M_{tef,y} \quad (30)$$

塑性化後において、ラグスクリューの引抜による抵抗力、ラグスクリューのせん断による抵抗力および六角ボルトのめり込みによる抵抗力は一定とする。弾性時における P_* に起因する塑性化後の抵抗力を $P_{*,2}$ と表記する。塑性化後のめり込みによる抵抗力を考慮する際、 $P_{te,y,ti,2}$ ではひずみ度分布形状は塑性域でも変化せず、集成材のめり込み降伏ひずみを超えるひずみ度に対しては、集成材の繊維直交方向の圧縮に対する応力度-ひずみ度関係の第二勾配のヤング率を用いることで塑性化後の応力上昇を考慮し²⁾、 $P_{te,x,2}$ では応力度分布形状は塑性域で変化し、集成材の基準支圧強度 F_e を超える応力度に対しては、集成材の繊維方向の圧縮に対する応力度-ひずみ度関係の第二勾配のヤング率を用いることで塑性化後の応力を考慮する。塑性化後の繊維直交方向および繊維方向に対する各抵抗力のつり合いは、式(17)、(18)の弾性時の各抵抗力を塑性時の各抵抗力に置き換えた釣り合いの式とする。ラグスクリューによるプレストレスの効果が無くなる時の回転角である第1折れ点回転角 θ_1 は式(48)より求める。

$$P_{lt,ti,2} = \sum_i K_{lt} n_{lt,ti} \theta_{u,lt,ti} (L-X_{ni}-X_{lt,ti}) \quad (31)$$

$$P_{ls,t,2} = K_{ls,h} n_{ls,t} \theta_{u,ls,t} Y_{ni} \quad (32)$$

$$P_{te,y,ti,2} = (1/2)E_{90}(\theta X_{ni}/h)bX_{ni}\left\{1-(1-E_{90,2}/E_{90})\left(1-\varepsilon_{y,90}/\varepsilon_{90}\right)^2\right\} \quad (33)$$

$$P_{tef,x,ti,2} = P_{te,y,ti,2} \mu \quad (34), \quad P_{he,2} = P_{he,2} \cos \varphi_{he} \quad (35)$$

$$P_{he,x,2} = P_{he,2} \sin \varphi_{he} \quad (36), \quad P_{he,2} = K_{he} \{(X_{ni}-\alpha L)/\cos \varphi_{he}\} \theta_{u,he} \quad (37)$$

$$P_{te,x,2} = (1/2)Y_{g,o}^2 b_1 k_{0c} \theta \left\{1-(1-E_{0,2}/E_0)\left(1-\theta_{u,te,x,out}/\theta\right)^2\right\} \quad (38)$$

$$P_{tef,y,2} = P_{te,x,2} \mu \quad (39)$$

$$\theta_{u,he} = \arctan \left[\left\{ \delta_{u,he} / (X_{ni}-\alpha L) \right\} \cos \varphi_{he} \right] \quad (40), \quad \delta_{u,he} = P_{u,he} / K_{he} \quad (41)$$

$$P_{u,he} = P_{u,he,h} P_{u,he,v} / \left\{ P_{u,he,h} \sin^2(\pi/2-\varphi_{he}) + P_{u,he,v} \cos^2(\pi/2-\varphi_{he}) \right\} \quad (42)$$

$$\theta_{u,lt,ti} = \{\delta_{u,lt}(1-r)\} / (L-X_{ni}-X_{lt,ti}) \quad (43), \quad \theta_{u,ls,t} = \delta_{u,ls} / Y_{ni} \quad (44)$$

$$\theta_{u,te,x,out} = F_e / (Y_{g,o} k_{0c}) \quad (45), \quad E_{0,2} = 0 \quad (46), \quad E_{90,2} = E_{90}/55 \quad (47)$$

$$\theta_1 = (P_{0l} n_{ls,t} / A_{lap}) (h_{lp} / L - X_{ni}) \quad (48), \quad P_{0l} = r P_{yl} \quad (49)$$

ただし ε_{90} は $P_{te,y,ti}$ による集成材のめり込み縁ひずみ、 $\varepsilon_{y,0}$ および $\varepsilon_{y,90}$ は繊維方向および繊維直交方向における集成材のめり込み降伏ひずみ、 $E_{0,2}$ および $E_{90,2}$ は繊維方向および繊維直交方向における集成材の圧縮に対する応力度-ひずみ度関係の第二勾配のヤング率、 $P_{u,he,h}$ および $P_{u,he,v}$ は繊維方向および繊維直交方向に対する六角ボルトのめり込みによる終局耐力⁶⁾(付録 A)、 P_{0l} は初期のプレストレスに寄与しているラグスクリューの引抜力、 P_{yl} はラグスクリューの引抜による降伏耐力⁶⁾(付録 A)、 A_{lap} は集成材と鋼材のラップ面積、 r は P_{yl} に対する P_{0l} の寄与率である。

ここで、文献 8)を参照し $\varepsilon_{y,90}$ は 0.0063、文献 6)を参照し F_e は 25.4N/mm² とする。 P_{0l} は P_{yl} の 10%と仮定し r は 0.1 とする。

塑性化後において、 $P_{*,2}$ に起因する抵抗モーメントを $M_{*,2}$ と表記する。塑性化後の M は式(30)の弾性時の各抵抗モーメントを塑性時の各抵抗モーメントに置換した式とする。

$$M_{lt,ti,2} = \sum_i K_{lt} n_{lt,ti} \theta_{u,lt,ti} (L-X_{ni}-X_{lt,ti})^2 \quad (50)$$

$$M_{ls,t,2} = K_{ls,h} n_{ls,t} \theta_{u,ls,t} Y_{ni}^2 \quad (51)$$

$$M_{te,y,ti,2} = (1/2)E_{90}(\theta X_{ni}/h)bX_{ni}(2/3)X_{ni} \times \left\{1-(1-E_{90,2}/E_{90})\left(1+(1/2)\varepsilon_{y,90}/\varepsilon_{90}\right)\left(1-\varepsilon_{y,90}/\varepsilon_{90}\right)^2\right\} \quad (52)$$

$$M_{tef,x,ti,2} = P_{te,y,ti,2} \mu Y_{ni} \quad (53)$$

$$M_{he,2} = K_{he} \{(X_{ni}-\alpha L)/\cos \varphi_{he}\}^2 \theta_{u,he} \quad (54)$$

$$M_{te,x,2} = (1/2)Y_{g,o}^2 b_1 k_{0c} \theta (2/3)(h-Y_{ni}) \times \left\{1-(1-E_{0,2}/E_0)\left(1+(1/2)\theta_{u,te,x,out}/\theta\right)\left(1-\theta_{u,te,x,out}/\theta\right)^2\right\} \quad (55)$$

$$M_{tef,y,2} = P_{te,x,2} \mu Y_{ni} \quad (56)$$

ラグスクリューの引抜での集成材の割裂破壊による終局耐力 $P_{uw,lt}$ は式(57)とする。

$$P_{uw,lt} = \{2/\sin(\pi/2)\} C_r (b/2) \sqrt{l_2/(l_2-h)} \quad (57)$$

ただしラグスクリューの先端で割裂が生じると仮定し、 l_2 はラグスクリューの埋め込み有効長さである。 C_r は割裂破壊定数(付録 A)である。

ラグスクリューの引抜により集成材に割裂が生じる時の回転角 $\theta_{uw,lt}$ は $P_{lt,ti}$ が $P_{uw,lt}$ に達した時の θ とし、式(58)とする。

$$\theta_{uw,lt} = \arctan \{(n_{lt,ti} P_{uw,lt} / K_{lt}) / (L-X_{ni}-X_{lt,ti})\} \quad (58)$$

θ が $\theta_{uw,lt}$ に到達した後では、集成材の割裂は拡大し、集成材の平面保持の仮定は成立せず、割裂発生後の実現象の挙動を追跡することは難しいため、 θ が $\theta_{uw,lt}$ に到達する前での挙動が適用範囲となる。

2.3. 面内方向での TB300, TB440, HB の M - θ 関係の算出

Fig. 3 (b-1), (b-2)に示す面内方向では六角ボルトを境に内側(鋼管側)の上列のラグスクリューにおける回転中心を中心とする円の接線方向のせん断による抵抗力 $P_{ls,iti}$ は式(59)、外側(鋼材のフランジ端側)の上列のラグスクリューにおける接線方向のせん断による抵抗力 $P_{ls,oti}$ は式(60)、内側の下列のラグスクリューにおける接線方向のせん断による抵抗力 $P_{ls,ili}$ は式(61)、外側の下列のラグスクリューにおける接線方向のせん断による抵抗力 $P_{ls,oli}$ は式(62)、繊維方向に生じる鋼管の集成材へのめり込みによる抵抗力 $P_{te,x}$ ³⁾は式(63)、繊維直交方向に生じる集成材と鋼管面に働く摩擦力 $P_{tef,y}$ は式(64)とする。接合部が回転することにより集成材と鋼管の間隙の距離が無くなり、集成材と鋼管が接触し、 $P_{te,x}$ が生じる判定として $Y_{g,i}$ を用いる。

$$P_{ls,iti} = \sum_i K_{ls,iti} n_{ls,iti} \frac{X_{ni}-X_{ls,ii}}{\cos \varphi_{ls,iti}} \theta \quad (59)$$

$$P_{ls,oti} = \sum_i K_{ls,oti} n_{ls,oti} \frac{L-X_{ni}-X_{ls,oi}}{\cos \varphi_{ls,oti}} \theta \quad (60)$$

$$P_{ls,ili} = \sum_i K_{ls,ili} n_{ls,ili} \frac{X_{ni}-X_{ls,ii}}{\cos \varphi_{ls,ili}} \theta \quad (61)$$

$$P_{ls,oli} = \sum_i K_{ls,oli} n_{ls,oli} \frac{L-X_{ni}-X_{ls,oi}}{\cos \varphi_{ls,oli}} \theta \quad (62)$$

$$P_{te,x} = (1/2)Y_{g,i}^2 h k_{0c} \theta \quad (63), \quad P_{tef,y} = P_{te,x} \mu \quad (64)$$

$$P_{ls,y,iti} = P_{ls,iti} \cos \varphi_{ls,iti} \quad (65), \quad P_{ls,y,oti} = P_{ls,oti} \cos \varphi_{ls,oti} \quad (66)$$

$$P_{ls,y,ili} = P_{ls,ili} \cos \varphi_{ls,ili} \quad (67), \quad P_{ls,y,oli} = P_{ls,oli} \cos \varphi_{ls,oli} \quad (68)$$

$$P_{ls,x,iti} = P_{ls,iti} \sin \varphi_{ls,iti} \quad (69), \quad P_{ls,x,oti} = P_{ls,oti} \sin \varphi_{ls,oti} \quad (70)$$

$$P_{ls,x,ili} = P_{ls,ili} \sin \varphi_{ls,ili} \quad (71), \quad P_{ls,x,oli} = P_{ls,oli} \sin \varphi_{ls,oli} \quad (72)$$

$$K_{ls,iti} = K_{ls,h} K_{ls,v} / \left\{ K_{ls,h} \sin^2(\pi/2 - \varphi_{ls,iti}) + K_{ls,v} \cos^2(\pi/2 - \varphi_{ls,iti}) \right\} \quad (73)$$

$$K_{ls,oti} = K_{ls,h} K_{ls,v} / \left\{ K_{ls,h} \sin^2(\pi/2 - \varphi_{ls,oti}) + K_{ls,v} \cos^2(\pi/2 - \varphi_{ls,oti}) \right\} \quad (74)$$

$$K_{ls,ili} = K_{ls,h} K_{ls,v} / \left\{ K_{ls,h} \sin^2(\pi/2 - \varphi_{ls,ili}) + K_{ls,v} \cos^2(\pi/2 - \varphi_{ls,ili}) \right\} \quad (75)$$

$$K_{ls,oli} = K_{ls,h} K_{ls,v} / \left\{ K_{ls,h} \sin^2(\pi/2 - \varphi_{ls,oli}) + K_{ls,v} \cos^2(\pi/2 - \varphi_{ls,oli}) \right\} \quad (76)$$

$$\varphi_{ls,iti} = \arctan \frac{Y_{ni} - Y_{ls,ti}}{X_{ni} - X_{ls,ii}} \quad (77), \quad \varphi_{ls,oti} = \arctan \frac{Y_{ni} - Y_{ls,ti}}{L - X_{ni} - X_{ls,oi}} \quad (78)$$

$$\varphi_{ls,ili} = \arctan \frac{b_0 - Y_{ni} - Y_{ls,li}}{X_{ni} - X_{ls,ii}} \quad (79), \quad \varphi_{ls,oli} = \arctan \frac{b_0 - Y_{ni} - Y_{ls,li}}{L - X_{ni} - X_{ls,oi}} \quad (80)$$

$$Y_{g,i} = b_0 - Y_{ni} - b_2 - X_{gap}/\theta \quad (81)$$

ただし $X_{ls,ii}$ は鋼管側端部 (Fig. 3 中の右端) から纖維直交方向のせん断として働く各ラグスクリューまでの距離, $X_{ls,oi}$ はフランジ端部 (Fig. 3 中の左端) から纖維直交方向のせん断として働く各ラグスクリューまでの距離, $Y_{ls,ti}$ は集成材上端 (Fig. 3 中は上端) から纖維方向のせん断として働く各ラグスクリューまでの距離, $Y_{ls,li}$ は集成材下端 (Fig. 3 中の下端) から纖維方向のせん断として働く各ラグスクリューまでの距離, b_0 は集成材幅, b_2 は集成材端部から鋼管との接触面の距離, $n_{ls,iti}$ は位置 $X_{ls,ii}$ および $Y_{ls,ti}$, $n_{ls,oti}$ は位置 $X_{ls,oi}$ および $Y_{ls,ti}$, $n_{ls,ili}$ は位置 $X_{ls,ii}$ および $Y_{ls,li}$, $n_{ls,oli}$ は位置 $X_{ls,oi}$ および $Y_{ls,li}$ におけるせん断が生じるラグスクリューの本数, $Y_{g,i}$ は集成材の木口と鋼管との接触面の距離である。

ここで, $Y_{ls,ti}$ および $Y_{ls,li}$ は 40mm, b_0 は 150mm, b_2 は 21mm とし, $Y_{g,i}$ が負の値の場合は 0 とする。

θ に対する纖維直交方向および纖維方向に対する各抵抗力のつり合いである式(82), (83)より X_{ni} および Y_{ni} を算出する。これらは X_{ni} および Y_{ni} に関する 2 元 3 次連立方程式となるため, 収斂計算を用いる必要がある。

$$P_y = P_{ls,y,oti} + P_{ls,y,oli} - (P_{ls,y,iti} + P_{ls,y,ili} + P_{tef,y}) = 0 \quad (82)$$

$$P_x = P_{ls,x,iti} + P_{ls,x,oti} - (P_{ls,x,ili} + P_{ls,x,oli} + P_{te,x}) = 0 \quad (83)$$

弾性時において P_x に起因する抵抗モーメントを M_* と表記する。

$$M_{ls,iti} = \sum_i K_{ls,iti} n_{ls,iti} \left\{ (X_{ni} - X_{ls,ii}) / \cos \varphi_{ls,iti} \right\}^2 \theta \quad (84)$$

$$M_{ls,oti} = \sum_i K_{ls,oti} n_{ls,oti} \left\{ (L - X_{ni} - X_{ls,oi}) / \cos \varphi_{ls,oti} \right\}^2 \theta \quad (85)$$

$$M_{ls,ili} = \sum_i K_{ls,ili} n_{ls,ili} \left\{ (X_{ni} - X_{ls,ii}) / \cos \varphi_{ls,ili} \right\}^2 \theta \quad (86)$$

$$M_{ls,oli} = \sum_i K_{ls,oli} n_{ls,oli} \left\{ (L - X_{ni} - X_{ls,oi}) / \cos \varphi_{ls,oli} \right\}^2 \theta \quad (87)$$

$$M_{te,x} = (1/2) Y_{g,i}^2 h k_{0c} \theta (2/3) (b_0 - Y_{ni} - b_2) \quad (88)$$

$$M_{tef,y} = P_{te,x} \mu X_{ni} \quad (89)$$

M は各抵抗モーメントの和として式(90)とする。 θ は接合部内における集成材のせん断および曲げ変形を加味して低減した θ_r として式(91)とする。 $M - \theta$ 関係に用いる θ は θ_r とする。 K_θ は曲げによる寄与を Fig. 4 に示すように考慮する。

$$M = M_{ls,iti} + M_{ls,oti} + M_{ls,ili} + M_{ls,oli} + M_{te,x} + M_{tef,y} \quad (90)$$

$$\theta_r = M \left[\frac{1}{M/\theta} + \frac{1}{E_0 b^3 h / (4L)} + \frac{1}{(E_0/15) b h L} \right] \quad (91)$$

塑性化後において、ラグスクリューのせん断による抵抗力は一定とする。弾性時における P_x に起因する塑性化後の抵抗力を $P_{*,2}$ と表記する。塑性化後のめり込みによる抵抗力を考慮する際, $P_{te,x}$ では応力度分布形状は塑性域で変化し、集成材の基準支圧強度 F_e

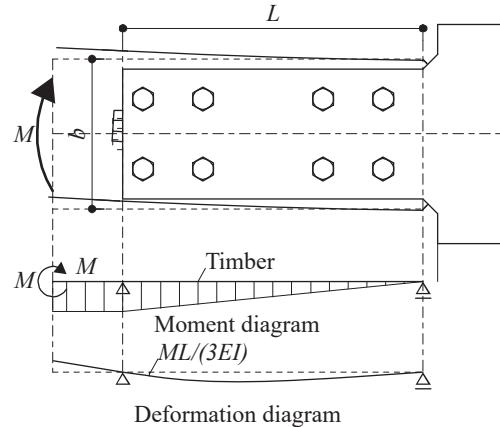


Fig. 4 Contribution to deformation by bending

を超える応力度に対しては、集成材の纖維方向の圧縮に対する応力度-ひずみ度関係の第二勾配のヤング率を用いて塑性化後の応力上昇を考慮する。塑性化後の纖維直交方向および纖維方向に対する各抵抗力のつり合いは、式(82), (83)の弾性時の各抵抗力を塑性時の各抵抗力に置き換えた釣り合いの式とする。

$$P_{ls,y,iti,2} = P_{ls,iti,2} \cos \varphi_{ls,iti} \quad (92), \quad P_{ls,y,oti,2} = P_{ls,oti,2} \cos \varphi_{ls,oti} \quad (93)$$

$$P_{ls,y,ili,2} = P_{ls,ili,2} \cos \varphi_{ls,ili} \quad (94), \quad P_{ls,y,oli,2} = P_{ls,oli,2} \cos \varphi_{ls,oli} \quad (95)$$

$$P_{ls,x,iti,2} = P_{ls,iti,2} \sin \varphi_{ls,iti} \quad (96), \quad P_{ls,x,oti,2} = P_{ls,oti,2} \sin \varphi_{ls,oti} \quad (97)$$

$$P_{ls,x,ili,2} = P_{ls,ili,2} \sin \varphi_{ls,ili} \quad (98), \quad P_{ls,x,oli,2} = P_{ls,oli,2} \sin \varphi_{ls,oli} \quad (99)$$

$$P_{te,x,2} = (1/2) Y_{g,i}^2 h k_{0c} \theta \left\{ 1 - (1 - E_{0,2}/E_0) (1 - \theta_{u,te,x}/\theta)^2 \right\} \quad (100)$$

$$P_{tef,y,2} = P_{te,x,2} \mu \quad (101)$$

$$P_{ls,iti,2} = \sum_i K_{ls,iti} n_{ls,iti} \frac{X_{ni} - X_{ls,ii}}{\cos \varphi_{ls,iti}} \theta_{u,ls,iti} \quad (102)$$

$$P_{ls,oti,2} = \sum_i K_{ls,oti} n_{ls,oti} \frac{L - X_{ni} - X_{ls,oi}}{\cos \varphi_{ls,oti}} \theta_{u,ls,oti} \quad (103)$$

$$P_{ls,ili,2} = \sum_i K_{ls,ili} n_{ls,ili} \frac{X_{ni} - X_{ls,ii}}{\cos \varphi_{ls,ili}} \theta_{u,ls,ili} \quad (104)$$

$$P_{ls,oli,2} = \sum_i K_{ls,oli} n_{ls,oli} \frac{L - X_{ni} - X_{ls,oi}}{\cos \varphi_{ls,oli}} \theta_{u,ls,oli} \quad (105)$$

$$\theta_{u,te,x,out} = F_e / (Y_{g,i} k_{0c}) \quad (106)$$

$$\theta_{u,ls,iti} = \arctan \left[\left\{ \delta_{u,ls,iti} / (X_{ni} - X_{ls,ii}) \right\} \cos \varphi_{ls,iti} \right] \quad (107)$$

$$\theta_{u,ls,oti} = \arctan \left[\left\{ \delta_{u,ls,oti} / (L - X_{ni} - X_{ls,oi}) \right\} \cos \varphi_{ls,oti} \right] \quad (108)$$

$$\theta_{u,ls,ili} = \arctan \left[\left\{ \delta_{u,ls,ili} / (X_{ni} - X_{ls,ii}) \right\} \cos \varphi_{ls,ili} \right] \quad (109)$$

$$\theta_{u,ls,oli} = \arctan \left[\left\{ \delta_{u,ls,oli} / (L - X_{ni} - X_{ls,oi}) \right\} \cos \varphi_{ls,oli} \right] \quad (110)$$

$$\delta_{u,ls,iti} = P_{u,ls,iti} / K_{ls,iti} \quad (111), \quad \delta_{u,ls,oti} = P_{u,ls,oti} / K_{ls,oti} \quad (112)$$

$$\delta_{u,ls,ili} = P_{u,ls,ili} / K_{ls,ili} \quad (113), \quad \delta_{u,ls,oli} = P_{u,ls,oli} / K_{ls,oli} \quad (114)$$

$$P_{u,ls,iti} = \frac{P_{u,ls,h} P_{u,ls,v}}{P_{u,ls,h} \sin^2(\pi/2 - \varphi_{ls,iti}) + P_{u,ls,v} \cos^2(\pi/2 - \varphi_{ls,iti})} \quad (115)$$

$$P_{u,ls,oti} = \frac{P_{u,ls,h} P_{u,ls,v}}{P_{u,ls,h} \sin^2(\pi/2 - \varphi_{ls,oti}) + P_{u,ls,v} \cos^2(\pi/2 - \varphi_{ls,oti})} \quad (116)$$

$$P_{u,ls,ili} = \frac{P_{u,ls,h} P_{u,ls,v}}{P_{u,ls,h} \sin^2(\pi/2 - \varphi_{ls,ili}) + P_{u,ls,v} \cos^2(\pi/2 - \varphi_{ls,ili})} \quad (117)$$

$$P_{u,ls,oli} = \frac{P_{u,ls,h} P_{u,ls,v}}{P_{u,ls,h} \sin^2(\pi/2 - \varphi_{ls,oli}) + P_{u,ls,v} \cos^2(\pi/2 - \varphi_{ls,oli})} \quad (118)$$

ただし $P_{u,ls,h}$ および $P_{u,ls,v}$ は纖維直交方向および纖維方向に対するラグスクリューのせん断による終局耐力^⑥ (付録 A) である。

塑性化後において、 $P_{*,2}$ に起因する抵抗モーメントを $M_{*,2}$ と表記する。塑性化後の M は式(90)の弾性時の各抵抗モーメントを塑性時の各抵抗モーメントに置換した式とする。

$$M_{ls,iti,2} = \sum_i K_{ls,iti} n_{ls,iti} \left\{ (X_{ni} - X_{ls,ii}) / \cos \varphi_{ls,iti} \right\}^2 \theta_{u,ls,iti} \quad (119)$$

$$M_{ls,oti,2} = \sum_i K_{ls,oti} n_{ls,oti} \left\{ (L - X_{ni} - X_{ls,oi}) / \cos \varphi_{ls,oti} \right\}^2 \theta_{u,ls,oti} \quad (120)$$

$$M_{ls,ili,2} = \sum_i K_{ls,ili} n_{ls,ili} \left\{ (X_{ni} - X_{ls,ii}) / \cos \varphi_{ls,ili} \right\}^2 \theta_{u,ls,ili} \quad (121)$$

$$M_{ls,oli,2} = \sum_i K_{ls,oli} n_{ls,oli} \left\{ (L - X_{ni} - X_{ls,oi}) / \cos \varphi_{ls,oli} \right\}^2 \theta_{u,ls,oli} \quad (122)$$

$$M_{te,x,2} = (1/2) Y_{g,i}^2 h k_0 c \theta (2/3) (b_0 - Y_{ni} - b_2) \times \left\{ 1 - (1 - E_{0,2}/E_0) (1 + (1/2) \theta_{u,te,x} / \theta) (1 - \theta_{u,te,x} / \theta)^2 \right\} \quad (123)$$

$$M_{tef,y,2} = P_{te,x,2} \mu X_{ni} \quad (124)$$

六角ボルトを境に内側の上列のラグスクリューにおける回転中心を中心とする円の接線方向のせん断での集成材の割裂破壊による終局耐力 $P_{uw,ls,iti}$ は式(125), 内側の下例のラグスクリューにおける接線方向のせん断での集成材の割裂破壊による終局耐力 $P_{uw,ls,ili}$ は式(126)とする。

$$P_{uw,ls,iti} = \frac{2}{\sin(\pi/2 - \varphi_{ls,iti})} C_r h \sqrt{\frac{b/2 - Y_{ls,ii}}{1 - (b/2 - Y_{ls,ii})/(b/2)}} \quad (125)$$

$$P_{uw,ls,ili} = \left\{ 2 / \sin(\pi/2 - \varphi_{ls,ili}) \right\} C_r h \sqrt{Y_{ls,ti} / (1 - Y_{ls,ti} / (b/2))} \quad (126)$$

六角ボルトを境に内側の上列のラグスクリューにおける回転中心を中心とする円の接線方向のせん断により集成材に割裂が生じる時の回転角 $\theta_{uw,ls,iti}$ は $P_{ls,iti}$ が $P_{uw,ls,iti}$ に達した時の回転角 θ とし, 式(127)とする。内側の下例のラグスクリューにおける接線方向のせん断により集成材に割裂が生じる時の回転角 $\theta_{uw,ls,ili}$ は $P_{ls,iti}$ が $P_{uw,ls,iti}$ に達した時の θ とし, 式(128)とする。

$$\theta_{uw,ls,iti} = \arctan \left[\left(P_{uw,ls,iti} / K_{ls,iti} \right) / \left\{ (X_{ni} - X_{ls,ii}) / \cos \varphi_{ls,iti} \right\} \right] \quad (127)$$

$$\theta_{uw,ls,ili} = \arctan \left[\left(P_{uw,ls,ili} / K_{ls,ili} \right) / \left\{ (X_{ni} - X_{ls,ii}) / \cos \varphi_{ls,ili} \right\} \right] \quad (128)$$

面外負方向と同様に θ が $\theta_{uw,ls,iti}$ より $\theta_{uw,ls,ili}$ に到達した後では, 集成材の割裂が拡大し, 集成材の平面保持の仮定は成立せず, 挙動を追跡することは難しいため, θ が $\theta_{uw,ls,iti}$ より $\theta_{uw,ls,ili}$ に到達する前での挙動の確認に留める必要がある。

3. 接合部の回転剛性や曲げ耐力の評価手法の提案

3.1. 収斂計算を伴う評価モデルの構築

次に 2 章の過程を簡略化した各接合部の各方向に対する回転剛性 K_θ , 降伏曲げモーメント M_y , および終局曲げモーメント M_u 等の評価を試みる。Fig. 3 に示すように考慮する力学モデルは基本的に 2 章と同様であるが, M が作用した時の接合部に生じる回転角の増分 $\Delta\theta$ に伴う荷重の増分を ΔP とし, 接合部内に発生する各荷重の増分を以下に定義する。 $\Delta\theta$ は実験の計測点と対応するように, 集成材の部材芯と鋼材の相対回転角の増分とする。面外負方向では TB300 および TB440 はラグスクリューによるプレストレスと初期状態における集成材と鋼管に生じている間隙の距離を考慮せず, 面内方向では初期状態における集成材と鋼管に生じている間隙の距離を考慮せずに, 完全弾塑性型の $M - \theta$ 関係を設定する。

3.2. 面外負方向での TB300, TB440 の回転剛性や曲げ耐力の算出

面外負方向では上端のラグスクリューの引抜による抵抗力 $\Delta P_{lt,ti}$ は式(129), 上端のラグスクリューのせん断による抵抗力 $\Delta P_{ls,t}$ は式(130), 上端のフランジによる集成材へのめり込みによる抵抗力 $\Delta P_{te,y,ti}$ は式(131), 上端のフランジと集成材間に働くフランジと集成材の接触部分における摩擦力 $\Delta P_{tef,x,ti}$ は式(132), 繊維直交方向に

生じる六角ボルトのめり込みによる抵抗力 $\Delta P_{he,y}$ は式(133), 繊維方向に生じる六角ボルトのめり込みによる抵抗力 $\Delta P_{he,x}$ は式(134), 繊維方向に生じる鋼管の集成材へのめり込みによる抵抗力 $\Delta P_{te,x}$ ³⁾ は式(135), 繊維直交方向に生じる集成材と鋼管面に働く摩擦力 $\Delta P_{tef,y}$ は式(136)とする。

$$\Delta P_{lt,ti} = \sum_i K_{lt} n_{lt,ti} \Delta \theta (L - X_n - X_{lt,ti}) \quad (129), \quad \Delta P_{ls,t} = K_{ls,h} n_{ls,t} \Delta \theta Y_n \quad (130)$$

$$\Delta P_{te,y,ti} = (1/2) E_{90} (\Delta \theta X_n / h) b X_n \quad (131), \quad \Delta P_{tef,x,ti} = \Delta P_{te,y,ti} \mu \quad (132)$$

$$\Delta P_{he,y} = K_{js,v} \Delta \theta (X_n - \alpha L) \quad (133), \quad \Delta P_{he,x} = K_{js,h} \Delta \theta (h/2 - Y_n) \quad (134)$$

$$\Delta P_{te,x} = (1/2) (h - Y_n)^2 b_l k_0 c \Delta \theta \quad (135), \quad \Delta P_{tef,y} = \Delta P_{te,x} \mu \quad (136)$$

TB300 および TB440 は同じ抵抗メカニズムを有するものとし, 例として Fig. 3 (a-1), (a-2) に示す TB300 の抵抗メカニズムを基に面外負方向の K_θ , M_y および M_u 等を求める。 K_θ 算出時は Fig. 3 (a-1) に示す繊維直交方向に生じる力の釣り合いによる式(137)および Fig. 3 (a-2) に示す繊維方向に生じる力の釣り合いによる式(138)より中立軸位置 X_n および Y_n を求める。これらは X_n および Y_n に関する 2 元 3 次連立方程式となるため, 収斂計算を用いる必要がある。

$$\Delta P_y = \Delta P_{lt,ti} - (\Delta P_{te,y,ti} + \Delta P_{he,y} + \Delta P_{tef,y}) = 0 \quad (137)$$

$$\Delta P_x = \Delta P_{tef,x,ti} + \Delta P_{ls,t} - (\Delta P_{te,x} + \Delta P_{he,x}) = 0 \quad (138)$$

式(137), (138)の解である X_n および Y_n を用いて, 繊維直交方向に生じる力に起因する回転剛性 $K_{\theta,y}$ は式(139), 繊維方向に生じる力に起因する回転剛性 $K_{\theta,h}$ は式(140), K_θ は式(141)より求める。各抵抗力は $\Delta\theta$ を除した値とする。

$$K_{\theta,y} = \Delta P_{lt,ti} (L - X_n - X_{lt,ti}) + \Delta P_{te,y,ti} (2/3) X_n + \Delta P_{tef,y} X_n \quad (139)$$

$$K_{\theta,h} = \Delta P_{tef,x,ti} Y_n + \Delta P_{ls,t} Y_n + \Delta P_{te,x} \frac{2}{3} (h - Y_n) + \Delta P_{he,x} \left(\frac{h}{2} - Y_n \right) \quad (140)$$

$$K_\theta = K_{\theta,y} + K_{\theta,h} \quad (141)$$

M_y はラグスクリューの引抜, ラグスクリューのせん断および集成材のめり込みによる降伏のいずれか ($\theta_{y,lt,ti}$, $\theta_{y,ls,t}$, $\theta_{y,te,ti}$) で決まるとして, 式(142)より, 降伏回転角 θ_y は式(143)より求める。

$$M_y = K_\theta \theta_y \quad (142), \quad \theta_y = \min(\theta_{y,lt,ti}, \theta_{y,ls,t}, \theta_{y,te,ti}) \quad (143)$$

$$\theta_{y,lt,ti} = \delta_{y,lt} / \{L - X_n - \min(X_{lt,ti})\} \quad (144)$$

$$\theta_{y,ls,t} = \delta_{y,ls} / Y_n \quad (145), \quad \theta_{y,te,ti} = \varepsilon_{y,90} h / X_n \quad (146)$$

ただし $\delta_{y,lt}$ はラグスクリューの引抜による降伏変位 (付録 A), $\delta_{y,ls}$ はラグスクリューのせん断による降伏変位 (付録 A) である。

M_u はラグスクリューの引抜およびラグスクリューのせん断による終局のいずれか ($\theta_{u,lt,t}$, $\theta_{u,ls,t}$) で決まるとして, 式(147)より, 終局到達時回転角 θ_u は式(148)より求める。

$$M_u = K_\theta \theta_u \quad (147), \quad \theta_u = \min(\theta_{u,lt,t}, \theta_{u,ls,t}) \quad (148)$$

$$\theta_{u,lt,t} = \delta_{u,lt} / \{L - X_n - \min(X_{lt,ti})\} \quad (149), \quad \theta_{u,ls,t} = \delta_{u,ls} / Y_n \quad (150)$$

ただし $\delta_{u,lt}$ はラグスクリューの引抜による終局変位 (付録 A), $\delta_{u,ls}$ はラグスクリューのせん断による終局変位 (付録 A) である。

3.3. 面内方向での TB300, TB440, HB の回転剛性や曲げ耐力の算出

面内方向では六角ボルトを境に内側のラグスクリューにおける繊維直交方向のせん断による抵抗力 $\Delta P_{ls,y,ii}$ は式(151), 外側のラグスクリューにおける繊維直交方向のせん断による抵抗力 $\Delta P_{ls,y,oi}$ は式(152), 上段のラグスクリューにおける繊維方向のせん断による抵抗力 $\Delta P_{ls,x,t}$ は式(153), 下段のラグスクリューにおける繊維方向におけるせん断による抵抗力 $\Delta P_{ls,x,t}$ は式(154), 繊維方向に生じる鋼

管の集成材へのめり込みによる抵抗力 $\Delta P_{te,x}$ ³⁾は式(155), 繊維直交方向に生じる集成材と鋼管面に働く摩擦力 $\Delta P_{tef,y}$ は式(156)とする。

$$\Delta P_{ls,y,ii} = \sum_i K_{ls,v} n_{ls,ii} \Delta \theta (X_n - X_{ls,ii}) \quad (151)$$

$$\Delta P_{ls,y,oi} = \sum_i K_{ls,v} n_{ls,oi} \Delta \theta (L - X_n - X_{ls,oi}) \quad (152)$$

$$\Delta P_{ls,x,t} = \sum_i K_{ls,h} n_{ls,ti} \Delta \theta (Y_n - Y_{ls,ti}) \quad (153)$$

$$\Delta P_{ls,x,l} = \sum_i K_{ls,h} n_{ls,li} \Delta \theta (b_0 - Y_n - Y_{ls,li}) \quad (154)$$

$$\Delta P_{te,x} = (1/2)(b_0 - Y_n - b_2)^2 h k_{0c} \Delta \theta \quad (155), \quad \Delta P_{tef,y} = \Delta P_{te,x} \mu \quad (156)$$

TB300, TB440 および HB は同じ抵抗メカニズムを有するものとし, 例として Fig. 3 (b-1), (b-2) に示す TB300 の抵抗メカニズムを基に面内方向の K_θ , M_y および M_u 等を求める。3.2.節の評価方法と同様に, K_θ 算出時は Fig. 3 (b-1) に示す繊維直交方向に生じる力の釣り合いによる式(157)および Fig. 3 (b-2) に示す繊維方向に生じる力の釣り合いによる式(158)より X_n および Y_n を求める。これらは X_n および Y_n に関する 2 元 3 次連立方程式になる。

$$\Delta P_y = \Delta P_{ls,o} - (\Delta P_{ls,i} + \Delta P_{tef,y}) \quad (157)$$

$$\Delta P_x = \Delta P_{ls,t} - (\Delta P_{ls,l} + \Delta P_{te,x}) \quad (158)$$

式(157), (158)の解である X_n および Y_n を用いて, $K_{\theta,v}$ は式(159), $K_{\theta,h}$ は式(160)より求める。 K_θ は式(161)より求める。各抵抗力は $\Delta \theta$ を除した値とする。 K_θ は曲げによる寄与を Fig. 4 に示すように考慮する。

$$K_{\theta,v} = \Delta P_{ls,i} (X_n - X_{ls,ii}) + \Delta P_{ls,o} (L - X_n - X_{ls,oi}) + \Delta P_{tef,y} X_n \quad (159)$$

$$K_{\theta,h} = \Delta P_{ls,t} (b - Y_n - Y_{ls,ti}) + \Delta P_{ls,l} (Y_n - Y_{ls,li}) + \Delta P_{te,x} (2/3)(b_0 - Y_n - b_2) \quad (160)$$

$$K_\theta = 1/\left[1/(K_{\theta,v} + K_{\theta,h}) + 1/\left(E_0 b^3 h / (4L)\right) + 1/\left(E_0 / 15\right) b h L\right] \quad (161)$$

M_y は六角ボルトを境に内側および外側の上下段のラグスクリューのせん断による降伏のいずれか ($\theta_{y,ls,i}$, $\theta_{y,ls,o}$, $\theta_{y,ls,t}$, $\theta_{y,ls,l}$) で決まるとして, 式(162)より, θ_y は式(163)より求める。

$$M_y = K_\theta \theta_y \quad (162), \quad \theta_y = \min(\theta_{y,ls,i}, \theta_{y,ls,o}, \theta_{y,ls,t}, \theta_{y,ls,l}) \quad (163)$$

$$\theta_{y,ls,i} = \delta_{y,ls} / \{X_n - \min(X_{ls,ii})\} \quad (164)$$

$$\theta_{y,ls,o} = \delta_{y,ls} / \{L - X_n - \min(X_{ls,oi})\} \quad (165)$$

$$\theta_{y,ls,t} = \delta_{y,ls} / (b - Y_n - Y_{ls,ti}), \quad \theta_{y,ls,l} = \delta_{y,ls} / (Y_n - Y_{ls,li}) \quad (166)$$

$$M_u = K_\theta \theta_u \quad (167), \quad \theta_u = \min(\theta_{u,ls,i}, \theta_{u,ls,o}, \theta_{u,ls,t}, \theta_{u,ls,l}) \quad (168)$$

$$\theta_{u,ls,i} = \delta_{u,ls} / \{X_n - \min(X_{ls,ii})\} \quad (169), \quad \theta_{u,ls,o} = \delta_{u,ls} / \{L - X_n - \min(X_{ls,oi})\} \quad (170)$$

$$\theta_{u,ls,t} = \delta_{u,ls} / (b - Y_n - Y_{ls,ti}), \quad \theta_{u,ls,l} = \delta_{u,ls} / (Y_n - Y_{ls,li}) \quad (171)$$

$$\theta_{u,ls,t} = \delta_{u,ls} / (b - Y_n - Y_{ls,ti}), \quad \theta_{u,ls,l} = \delta_{u,ls} / (Y_n - Y_{ls,li}) \quad (172)$$

4. 接合部の回転剛性や曲げ耐力の簡易的な評価手法の提案

4.1. 簡易的な評価モデルの構築

3 章では Fig. 3 に示すように, 面外負方向および面内方向の曲げに対する接合部に M が作用した時の様々な抵抗力を想定し, 各抵抗力より繊維直交方向および繊維方向における X_n および Y_n を収斂計算より求め, K_θ , M_y および M_u 等の算出を試みた。しかし, 実務での利用を想定し弾性範囲に留めることを前提とした場合, 初期剛性と弾性限界点のみが必要であり M - θ 関係を詳細に追跡する

必要はない。本章では 3 章で提案した評価の中での X_n および Y_n を手計算で簡易的に算出するために収斂計算が必要となる X_n および Y_n の導出過程等を省略し, 想定した同抵抗メカニズムでの接合部内で繊維直交方向および繊維方向に発生する内部応力のうち, 卓越する抵抗力のみを考慮することで評価を試みる。これは付録 B に示すように θ の増加に伴う X_n の変動が小さく, X_n の多少の誤差が M - θ 関係に大きな影響を及ぼさないという前提に拠っている。

4.2. 面外負方向での TB300, TB440 の回転剛性や曲げ耐力の算出

Fig. 3 (b-1), (b-2) に示す抵抗メカニズムを基に TB300 および TB440 の面外負方向の K_θ , M_y および M_u 等を求める。 K_θ 算出時の X_n および Y_n は接合部のラップ長および材せいの中間を回転中心であると仮定し, X_n は式(174), Y_n は式(175)より求める。

$$X_n = L/2 \quad (174), \quad Y_n = h/2 \quad (175)$$

式(174)による X_n および式(175)による Y_n を用いて, $K_{\theta,v}$ は式(176), $K_{\theta,h}$ は式(177), K_θ は式(141)より求める。抵抗力は $\Delta P_{lt,ti}$ (式(129)), $\Delta P_{ls,t}$ (式(130)), $\Delta P_{te,y,ii}$ (式(131)), $\Delta P_{te,x}$ ³⁾ (式(135)) のみ考慮し, 各抵抗力は $\Delta \theta$ を除した値とする。

$$K_{\theta,v} = \Delta P_{lt,ti} (L - X_n - X_{lt,ti}) + \Delta P_{te,y,ii} (2/3) X_n \quad (176)$$

$$K_{\theta,h} = \Delta P_{ls,t} Y_n + \Delta P_{te,x} (2/3)(h - Y_n) \quad (177)$$

M_y はラグスクリューの引抜による降伏 ($\theta_{y,lt,t}$) で決まるとして, 式(142)より, θ_y は式(144)より求める。 M_u はラグスクリューの引抜 ($\theta_{u,lt,t}$) で決まるとして式(147)より, θ_u は式(149)より求める。

4.3. 面内方向での TB300, TB440, HB の回転剛性や曲げ耐力の算出

Fig. 3 (b-1), (b-2) に示す抵抗メカニズムを基に TB300, TB440 および HB の面内方向の K_θ , M_y および M_u 等を求める。4.2.節の評価手法と同様に, K_θ 算出時の X_n および Y_n は接合部のラップ長および材せいの中間を回転中心であると仮定するため, X_n は式(174), Y_n は式(178)より求める。

$$Y_n = b/2 \quad (178)$$

式(174)による X_n および式(178)による Y_n を用いて, $K_{\theta,v}$ は式(179), $K_{\theta,h}$ は式(180), K_θ は式(161)より求める。抵抗力は $\Delta P_{ls,y,ii}$ (式(151)), $\Delta P_{ls,y,oi}$ (式(152)), $\Delta P_{ls,x,t}$ (式(153)), $\Delta P_{ls,x,l}$ (式(154)) のみ考慮し, 各抵抗力は $\Delta \theta$ を除した値とする。 K_θ は曲げによる寄与を Fig. 4 に示すように考慮する。

$$K_{\theta,v} = \Delta P_{ls,i} (X_n - X_{ls,ii}) + \Delta P_{ls,o} (L - X_n - X_{ls,oi}) \quad (179)$$

$$K_{\theta,h} = \Delta P_{ls,t} (b - Y_n - Y_{ls,ti}) + \Delta P_{ls,l} (Y_n - Y_{ls,li}) \quad (180)$$

M_y は六角ボルトを境に内側および外側のラグスクリューのせん断による降伏のいずれか ($\theta_{y,ls,i}$, $\theta_{y,ls,o}$) で決まるとして, 式(162)より, θ_y は式(181)より求める。 M_u は六角ボルトを境に内側および外側のラグスクリューのせん断による降伏のいずれか ($\theta_{u,ls,i}$, $\theta_{u,ls,o}$) で決まるとし式(168)より, θ_u は式(182)より求める。

$$\theta_y = \min(\theta_{y,ls,i}, \theta_{y,ls,o}) \quad (181), \quad \theta_u = \min(\theta_{u,ls,i}, \theta_{u,ls,o}) \quad (182)$$

5. 面外負方向および面内方向に対する接合部曲げ実験

提案した木鋼シェル用接合部¹⁾の実大曲げ実験を実施し, 面外負方向および面内方向の曲げに対する回転剛性, 曲げ耐力および破壊形式を確認すると共に, 2 章での詳細解析および 3 章, 4 章での各評価方法との比較を行う。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 は面内方向に対する各性能を確認する。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および鋼材¹⁾の特性値を示す。Table 1 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。集成材は対称異等級構成とし、樹種はベイマツ、等級は E105-F300 とする。各仕様について、試験体は 3 体ずつとした。

5.1. 計測計画

ラップ内での集成材と鋼材に生じる回転角 θ は TB300 の南東側接合部を例として Fig. 6 に示す測定位置において矢印で表した変位計により計測する。接合部に作用する曲げモーメント M は式(183)、面外負方向での回転角 $\theta_{se,out}$ は式(184)、面内方向での回転角 $\theta_{se,in}$ は式(185)、面外負方向での中立軸 $X_{n,out}$ は式(186)、面内方向での中立軸 $X_{n,in}$ は式(187)とする。

$$M = (P/2)a \quad (183), \quad \theta_{se,out} = (\delta_2 - \delta_1)/L \quad (184)$$

$$\theta_{se,in} = \{(\delta_5 - \delta_6) + (\delta_8 - \delta_7)\}/(2L) \quad (185)$$

$$X_{n,out} = \{(-\delta_1)/(\delta_2 - \delta_1)\}L \quad (186)$$

$$X_{n,in} = \{\delta_5/(\delta_5 - \delta_6) + (-\delta_7)/(\delta_8 - \delta_7)\}(L/2) \quad (187), \quad a = 780(\text{mm}) \quad (188)$$

ただし、 P はアムスラーの荷重、 a は支点と荷重点間距離、 δ_1 オよび δ_2 は面外方向変位、 δ_3 オよび δ_4 は面内方向での水平変位、 δ_5 、 δ_6 、 δ_7 オよび δ_8 は面内方向での鉛直変位である。

5.2. 載荷計画

Fig. 5 に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。載荷は 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く、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。

5.3. 実験結果

Fig. 7 に各試験体の M - θ 関係および破壊状況を示す。同図には 2 章での詳細解析結果および 3 章、4 章での各評価値を併せて示す。評価値は Table 1 に示す曲げヤング率を用いる。

面外負方向では割裂発生により一時的な耐力低下を繰り返し経験するものの、変形と共に耐力は増加し続けた。破壊形式はフランジ端部におけるラグスクリューの引抜およびラグスクリューの先端位置における集成材の割裂である。その後の大変形域では割裂の拡大がフランジ端部の集成材のせん断破壊を誘発し、曲げ耐力が最大曲げ耐力の 8 割以下に低下した際の破壊形式はラグスクリュー先端周辺での集成材の割裂拡大およびフランジ端部の集成材のせん断破壊であった。TB300 は変形の増加と共に耐力は最大荷重付近を維持する傾向があり、延性的な破壊を示した。TB440 は破壊と共に急激な耐力低下を経験し、耐力低下後の耐力増加は見込めない傾向があり、脆性的な破壊を示した。面内方向ではラグスクリューによる割裂が発生し、変形が進むにつれて割裂の拡大が確認できた。破壊形式はラグスクリューによる集成材の割裂である。その後の大変形域では主に下側のラグスクリューによる割裂の拡大が顕著となり、曲げ耐力が最大曲げ耐力の 8 割以下に低下した際の破壊形式も同様にラグスクリューによる割裂の拡大である。また、TB300 はラグスクリューを片側からのみ打ち込み、HB はラグスクリューを両側から打ち込んでいるため、TB300 は HB に比べラグスクリューによる集成材

Table 1 Characteristic values of constituent materials

(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	9.94	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	2.09×10^3	346	511	0.17	39.9

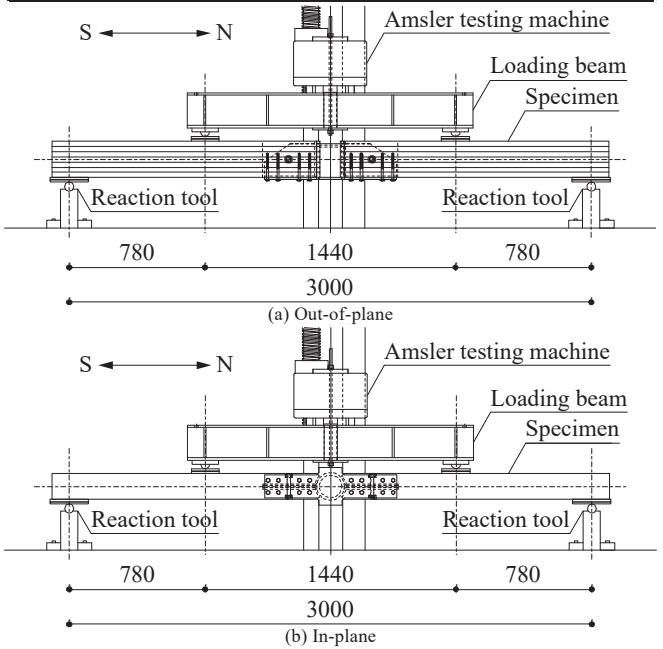


Fig. 5 Setup of connection bending test

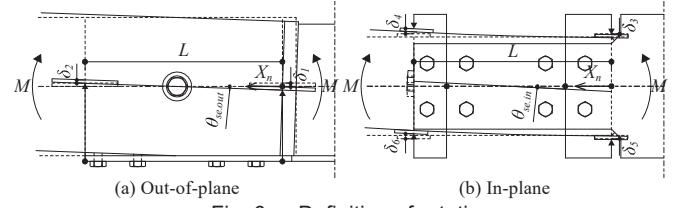


Fig. 6 Definition of rotation

のせん断破壊が発生しにくく、変形性能が期待できる。

Table 2 に実験で得られた各試験体の回転剛性の平均値 K_θ 、 K_θ の信頼水準 75% の 50% 下限値 $K_{\theta,50\%}$ 、 K_θ より求めた無次元化回転剛性 κ および接合部の剛接度による座屈荷重低減係数 $\beta(\kappa)$ を示す。1 試験体に接合部が 2 か所あり、試験体数は 3 のため、標本数は 6 とする。 K_θ は文献 6)、 κ オよび $\beta(\kappa)$ は文献 9)を参照し、式(189)、(190)より求める。

$$\kappa = \frac{K_\theta I}{E_0 I} \quad (189), \quad \beta(\kappa) = \begin{cases} 0.47 \log_{10}(\kappa) + 0.34 & (1 \leq \kappa \leq 10 \text{ : 低剛性}) \\ 0.19 \log_{10}(\kappa) + 0.62 & (10 \leq \kappa \leq 100 \text{ : 中剛性}) \\ 1.0 & (100 \leq \kappa \text{ : 高剛性}) \end{cases} \quad (190)$$

ただし I は部材長、 E_0 は格子部材である集成材のヤング率、 I は断面二次モーメントである。

面外負方向の場合、TB300 と TB440 の K_θ は同程度の値を示したが、TB440 は TB300 と比べるとばらつきが大きいため、 $K_{\theta,50\%}$ で

は TB440 は TB300 よりも下回り、面内方向の場合、HB の K_θ は TB300 に比べ 2 倍程度の値を示した。HB は TB300 に比べてラグスクリューの長さは短いものの、集成材の両側から施し、本数は多いためであると考えられる。ばらつきは各接合部共に小さい。面外負方向に対する K_θ は共に $\kappa=11$ 程度と中剛性接合部と評価される。

Table 3 に 3 体の最大曲げ耐力の平均値 M_{\max} 、 M_{\max} の信頼水準 75% の 5% 下限値 $M_{\max,5\%}$ および Table 1 に示す曲げ強度より求めた集成材曲げ耐力 M_b に対する M_{\max} の比率 M_{\max}/M_b を示す。標本数は試験体数と同じ 3 とする。面外負方向の場合、TB440 は TB300 に比べ M_{\max} が上回る値を示したが、TB440 は TB300 に比べてばらつきが大きいため $M_{\max,5\%}$ では TB440 は TB300 よりも下回る値を示した。面内方向の場合、HB は TB300 に比べ M_{\max} が上回る値を示し、ばらつきは各接合部共に小さい。また、面外負方向では面内方向の M_{\max} に比べて 2.4~2.7 倍程度の値を示した。

面外負方向の場合は纖維方向の鋼管による集成材の木口へのめり込みによる抵抗が大きく働き、かつラップ内における集成材の曲げおよびせん断変形が生じやすいため、ラップ長に対して回転剛性および曲げ耐力は比例的な関係を示さないことが確認できる。また、TB300 に比べ TB440 では集成材が曲げおよびせん断変形しやすく、フランジと集成材の離間が進み、ラグスクリューの引抜および集成材の割裂が早期に現れたため、TB440 では TB300 よりも鋼材に対する木口での回転は進まず、纖維方向の鋼管による集成材の木口へのめり込みによる抵抗があまり働かない。そのため、TB300 では纖維直交方向と纖維方向の抵抗がバランスよく働いたが、TB440 では纖維直交方向の抵抗が卓越し、回転剛性および曲げ耐力は同程度の値を示したと考えられる。面内方向の場合はラグスクリューのせん断による抵抗が主に働いたため、回転剛性および曲げ耐力は TB300 に比べて TB440 および HB の方が高い値を示した。TB440 はラップ長が長いため、ラップ内でのラグスクリューのせん断による抵抗力が高まり、HB はラグスクリューの長さが TB300 に比べて短いものの、打ち込み本数が多いため、接合部全体のラグスクリューのせん断による抵抗力が高く見込めるためであると考えられる。また、Fig. 7 (b) に示す面外負方向の TB440 および Fig. 7 (c) に示す面内方向の TB300 の M - θ 関係に見られるようにスリップのような挙動を示す試験体が確認された。これは試験体の施工上のガタによるものであり、スリップした試験体では鋼管と集成材の木口間に大きな隙間が確認された。隙間に纖維方向の鋼管による集成材の木口へのめり込みによる抵抗が効率良く働かなかったと考えられる。

面外負方向および面内方向共に 2 章で提案した解析値は実験値を概ね捉えており、3 章および 4 章で提案した評価値でも実験値を安全側に評価している。面外負方向の場合、実験では割裂が生じ始めてから TB300 は M - θ 関係の勾配が緩やかになり始め、TB440 は急激な耐力低下を示している。2 章の解析値は割裂が生じるまでは傾向を捉えているものの θ が増すと共に M は上昇し続けている。これは割裂が生じた点以降では集成材の平面保持の仮定が成立しなくなるためであると考えられ、提案した解析による評価手法は割裂発生までの確認に留める必要がある。面内方向の場合、実験では割裂が生じ始めてから各接合部共に M - θ 関係の勾配が緩やかになり始めている。解析では TB300 および HB は割裂が生じるまでは傾向を捉えているものの、TB440 は曲げ剛性が低く、式(91)右辺第 2 項が

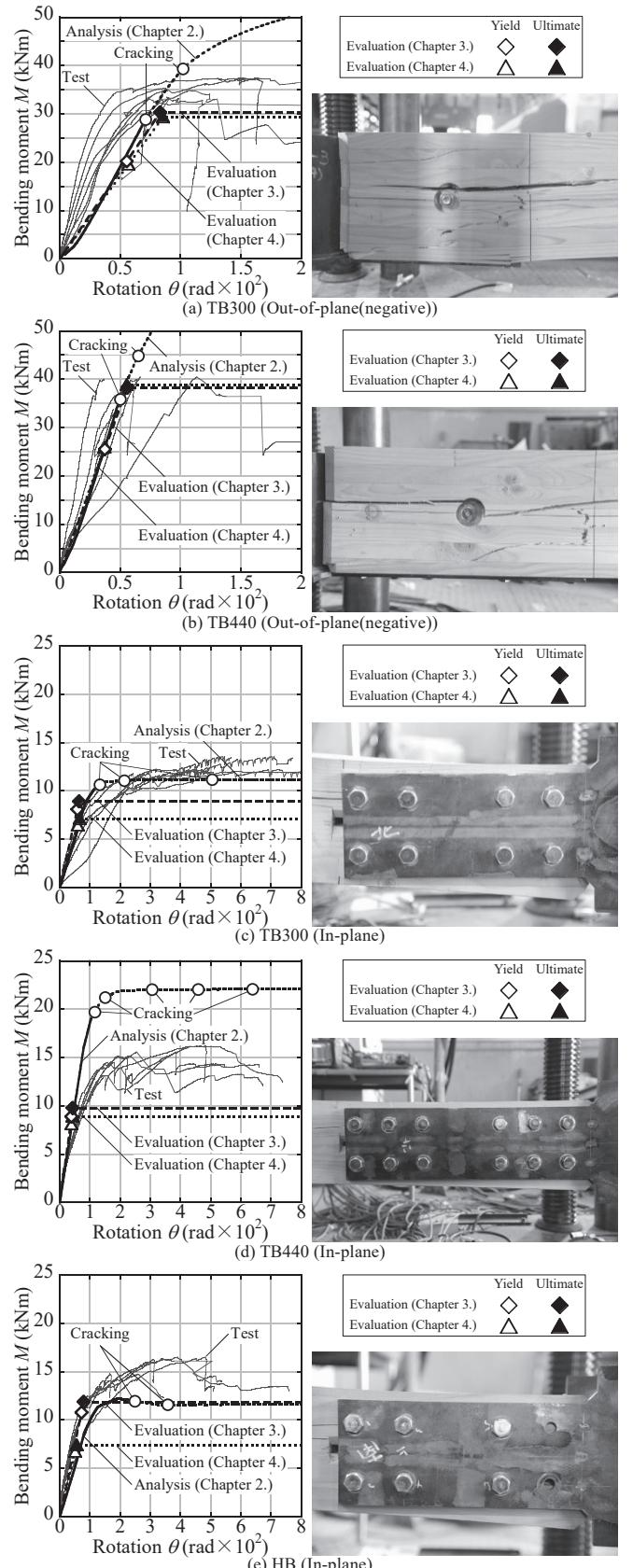


Fig. 7 M - θ relationship and failure pattern in each specimen

卓越するが、簡易評価手法は適合条件を満たさないため、割裂発生点の精度が低下する。一方で TB300 および HB では割裂の評価も行っている。

Fig. 8 に各接合部の面外正¹⁾、面外負および面内方向に対する $M - \theta$ 関係の比較を示す。面外正方向に比べて面外負方向では TB300 の回転剛性は 1.2 倍、曲げ耐力は 2.7 倍程度高く、TB440 の回転剛性は 0.7 倍と低いものの曲げ耐力は 1.8 倍程度高い。面外正方向では繊維方向の鋼管による集成材の木口へのめり込みによる抵抗が見込めず、面外負方向では見込めるためである。また、面外正方向に対して面外負方向ではばらつきが見られるが、面外負方向では繊維方向の鋼管による集成材の木口へのめり込みによる抵抗の寄与率が高く、施工上のガタによる鋼管と集成材の木口間の隙間の影響を受けやすいためである。面外正方向に比べて面内方向では TB300 の回転剛性は 0.1 倍、曲げ耐力は 1.0 倍、TB440 の回転剛性は 0.1 倍、曲げ耐力は 0.8 倍、HB の回転剛性は 0.3 倍、曲げ耐力は 0.5 倍程度低い。集成材のスリットとウェブの隙間にによりウェブによる集成材へのめり込みによる抵抗力は無視できるほど小さいため、回転剛性および曲げ耐力は低い値を示したと考えられる。

木鋼シェルの座屈荷重を評価する際、面外方向の回転剛性に TB300 は面外正方向、TB440 は面外負方向の回転剛性を採用することで安全側に評価可能である。また、面外方向に対して面内方向は回転剛性および曲げ耐力が顕著に低いため、面内方向の回転剛性を考慮した座屈荷重の評価を行う必要がある。

6. 結

木鋼ハイブリッド単層直交格子ラチスシェル用接合部¹⁾の面外負方向および面内方向の曲げに対する回転剛性および曲げ耐力を実大載荷実験により明らかにすると共に、数値解析的に接合部の挙動を再現し、実務での利用を考慮した簡易的な評価手法を提案した。得られた知見を以下に示す。

- 1) 面外負方向の場合、TB300 では回転剛性および曲げ耐力共に面外正方向に比べて上回り、TB440 では回転剛性は下回るもの曲げ耐力は上回ることを確認した。
- 2) 面内方向の場合、各接合部共に回転剛性および曲げ耐力は面外正方向に比べて大きく下回る。TB300 に対する TB440 および HB の曲げ耐力は 2 倍程度大きく、これはラグスクリューのせん断抵抗が大きく起因していると考えられる。
- 3) 面外負方向および面内方向では 2 章の解析値は 5 章の実験値を概ね捉え、モデルの妥当性を示した。3 章および 4 章の評価値は 5 章の実験値を安全側に評価可能であることを確認した。
- 4) 面外正方向に対して面外負方向では TB300 の回転剛性および曲げ耐力は共に高く、TB440 の回転剛性は下がるもの曲げ耐力は高い値を示し、面外方向に対して面内方向では各接合部共に回転剛性および曲げ耐力は低い値を示した。木鋼シェルの座屈荷重を評価する際、面内方向の回転剛性を考慮する必要がある。

今後、本研究で得られた各方向の接合部特性を用い、これらが木質単層ラチスシェル座屈耐力に与える影響について分析する。ただし、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

本研究を実施するにあたりご協力を戴きました、日建設計：水谷美和氏、西本篤史氏、重松瑞樹氏に感謝いたします。

Table 2 Rotational stiffness K_θ , normalized rotational stiffness κ and knock-down factor $\beta(\kappa)$

Direction	Out-of-plane (negative)		In-plane		
	TB300	TB440	TB300	TB440	HB
Average of rotational stiffness K_θ (kNm/rad)	7311	7369	697	1295	1438
Coefficient of variation of 3 samples CV (-)	0.34	0.44	0.33	0.11	0.18
Confidence level factor k (-)			0.30		
1-CV•k (-)	0.90	0.87	0.90	0.97	0.95
50% lower tolerance limit of K_θ $K_{\theta,50\%}$ (kNm/rad)	6575	6405	628	1252	1360
Normalized rotational stiffness of $K_\theta \kappa$ (-)	11.2	11.3			
Knock down factor $\beta(\kappa)$ (-)	0.82	0.82			

Table 3 Maximum bending strength M_{max} and ratio against bending strength of timber M_{max} / M_b

Direction	Out-of-plane (negative)		In-plane		
	TB300	TB440	TB300	TB440	HB
Average of maximum bending strength M_{max} (kNm)	35.3	38.1	13.0	15.6	15.8
Coefficient of variation of 3 samples CV (-)	0.06	0.10	0.12	0.03	0.06
Confidence level factor k (-)			3.15		
1-CV•k (-)	0.82	0.69	0.64	0.89	0.81
5% lower tolerance limit of M_{max} $M_{max,5\%}$ (kNm)	28.88	26.19	8.25	13.95	12.84
M_{max}/M_b (-)	0.55	0.59	0.20	0.24	0.25

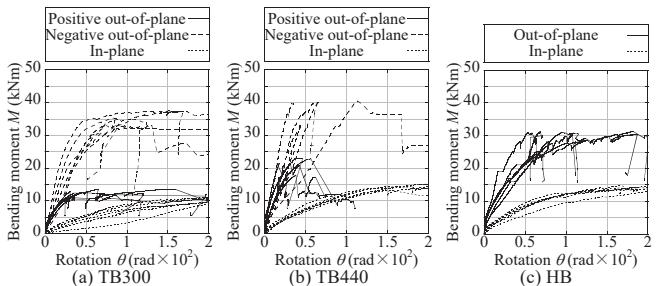


Fig. 8 Comparison of M - θ relationship

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)
原田公明、中島舜、山崎義弘、松井良太、林賢一、坂田弘安、竹内徹: 木鋼ハイブリッドラチスシェルの接合部回転剛性および曲げ耐力、日本建築学会構造系論文集、第 83 卷、第 746 号、pp. 577-587, 2018. 4
- 2) Sakata, H., Yamazaki, Y., Udagawa, H. and Ohashi, Y.: Experimental Study on Flexural-Shear Behavior of Mortise-Tenon Joint with Dowel, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 77, No. 671, pp. 45-54, 2012. 1 (in Japanese)
坂田弘安、山崎義弘、宇田川洋隆、大橋好光: 曲げせん断を受ける長はぞ差し込栓打ち接合部の力学的挙動に関する研究、日本建築学会構造系論文集、第 77 卷、第 671 号、pp. 45-54, 2012. 1
- 3) Japan Housing & Wood Technology Center: Evaluation Method and Structure Design Guide of Timber Frame Structure, 2016. 3 (in Japanese)

- 日本住宅・木材技術センター: 木造ラーメンの評価方法・構造設計の手引き, 2016. 3
- 4) Architectural Institute of Japan: Design Manual for Engineered Timber Joints, 2009. 11 (in Japanese)
 - 日本建築学会: 木質構造接合部設計マニュアル, 2009. 11
 - 5) Nakatani, M. and Komatsu, K.: Mechanism of Pull-out Performance in Lagscrew bolted Timber Joints III: Development of a Theory of Pull-Out Properties Perpendicular to the Grain, The Japan Wood Research Society, Vol. 52, No. 3, pp. 160-167, 2006. 5 (in Japanese)
 - 中谷誠, 小松幸平: ラグスクリューによるボルトの引抜き性能発現機構(第3報): 繊維直交方向引抜き理論の構築, 木材学会誌, 第 52 卷, 第 3 号, pp. 160-167, 2006. 5
 - 6) 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
 - 7) Forest Research and Management Organization: Wood Industry Handbook, Maruzen Publishing Co.Ltd, 2004. 3 (in Japanese)
 - 森林総合研究所: 木材工業ハンドブック, 丸善出版株式会社, 2004. 3
 - 8) Tomita, M., Nakano, Y., Sakata, H., Yamazaki, Y., Takeuchi, T., Harada, H., Matsui, R., Mizutani, M., Asahi, T. and Kadono, D.: An Experiment Study on partial Embedment of Glued Laminated Timber Perpendicular to the Grain and Reinforcement of Embedment Performance by Screw – Part 1 Outline and Experimental Results –, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Structure-III, pp. 83-84, 2017. 8 (in Japanese)
 - 富田弥奈美, 中野佑太, 坂田弘安, 山崎義弘, 竹内徹, 原田公明, 松井良太, 水谷美和, 朝日智生, 角野大介: 集成材のめり込み挙動とビスによるめり込み性能向上に関する実験研究 - その 1 実験概要と結果 -, 日本建築学会大会学術講演梗概集 構造III, pp. 83-84, 2017. 8
 - 9) Architectural Institute of Japan: AJI Recommendation for Design of Latticed Shell Roof Structures, 2016. 11 (in Japanese)
 - 日本建築学会: ラチシェル屋根構造設計指針, 2016. 11
 - 10) Nakano, S., Sakata, H., Jokaku, M., Tomimoto, A. and Nakamura, Y.: Experimental Study on Mechanical Behavior of Glulam Japanese Cedar-Steel Composite Member Adopted Friction Connector: Part 6. Bending Behavior and Estimation of Bending Strength of Composite Member, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, C-1, Structure-III, pp. 297-298, 2008. 7 (in Japanese)
 - 中野翔太, 坂田弘安, 上角充広, 富本淳, 中村泰教: 摩擦接合型コネクタを用いたスギ集成材と鋼板によるハイブリッド部材の力学的挙動に関する実験研究: その 6. 部材曲げ特性と曲げ耐力評価, 日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1 分冊 構造III, pp. 297-298, 2008. 7
 - 11) Kobayashi, K. and Yasumura, M.: Influences of Number and Spacing of Fasteners on Single Shearing Properties of Steel-to-Timber Joints with Lag Screws, Journal of Structural Engineering B, Vol. 59B, pp. 537-543, 2013. 3 (in Japanese)
 - 小林研治, 安村基: 鋼板添え板ラグスクリュー接合部の一面せん断性能における接合具本数と配置条件の影響, 構造工学論文集 B, 第 59B 卷, pp. 537-543, 2013. 3

付録 A 各関係式のまとめ

本論で用いるラグスクリューによる集成材の割裂破壊に対する終局耐力⁶⁾, ラグスクリューの引抜剛性, 降伏変位および終局変位⁵⁾, ラグスクリューのせん断剛性および降伏変位⁶⁾, 六角ボルトのめり込み剛性⁹⁾および繊維方向に対する集成材の面圧剛性³⁾等の各関係式については文献 1)の付録 A を参照する。その他本論で用いた各関係式を以下に示す。

1) 文献 5)によるラグスクリューの引抜降伏耐力式

ラグスクリューの引抜による降伏耐力 P_{yl} は設計用許容引抜耐力とし, 式(A1)⁶⁾より求める。

$$P_{yl} = (1/3) {}_j K_d {}_j K_m P_{ul} \quad (A1)$$

$$P_{ul} = \begin{cases} \frac{f_{v90}\pi d_l(E_0 A_w + E_s A_s) \sinh(kl_1)}{k\{E_s A_s \cosh(kl_1) + E_0 A_w\}} & (E_0 A_w \leq E_s A_s) \\ \frac{f_{v90}\pi d_l(E_0 A_w + E_s A_s) \sinh(kl_1)}{k\{E_0 A_w \cosh(kl_1) + E_s A_s\}} & (E_s A_s \leq E_0 A_w) \end{cases} \quad (A2)$$

$$f_v = 5.39 \left(\text{N/mm}^2 \right) \quad (A3), \quad {}_j K_d = 2.0 \quad (A4), \quad {}_j K_m = 1.0 \quad (A5)$$

ただし f_v はせん断強さ(繊維直交方向), ${}_j K_d$ は荷重継続期間影響係数, ${}_j K_m$ は含水率影響係数である。

2) 文献 6)によるラグスクリューのせん断降伏耐力および終局変位式

ラグスクリューのせん断による降伏耐力 P_{ys} は式(A6)より求める。

$$P_{ys} = C F_e d_l l_2 \quad (A6), \quad C = \min \left\{ 1, \sqrt{2 + (2/3)\gamma_l(d_l/l_2)}, (d_l/l_2)\sqrt{2/3} \right\} \quad (A7)$$

$$\gamma_l = F_l/F_e \quad (A8), \quad F_l = 748 \left(\text{N/mm}^2 \right) \quad (A9)$$

ただし C は接合形式とその破壊形式等によって定まる接合形式係数, F_e は集成材の基準支圧強度, γ_l はラグスクリューの基準材料強度と集成材の基準支圧強度の比, F_l はラグスクリューの基準材料強度¹¹⁾である。

ラグスクリューのせん断による終局耐力 P_{us} は式(A10)より求める。

$$P_{us} = r_u P_{ys} \quad (A10), \quad r_u = 1.1 \quad (A11)$$

ただし r_u は終局強度比である。

従ってラグスクリューのせん断による終局変位 $\delta_{u,ls}$ は式(A12)より求める。

$$\delta_{u,ls} = P_{us}/K_s \quad (A12)$$

3) 文献 6)による六角ボルトのめり込み降伏変位および終局変位式

六角ボルトのめり込みによる降伏耐力 $P_{y,he}$ は式(A13)より求める。

$$P_{y,he} = C F_e d_b l_b \quad (A13)$$

$$C = \min \left\{ 1, \sqrt{2 + (8/3)\gamma_b(d_b/l_b)^2} - 1, (d_b/l_b)\sqrt{(8/3)\gamma_b} \right\} \quad (A14)$$

$$\gamma_b = F_b/F_e \quad (A15), \quad F_b = 400 \left(\text{N/mm}^2 \right) \quad (A16), \quad l_b = 91(\text{mm}) \quad (A17)$$

ただし γ_b は六角ボルトの基準材料強度と集成材の基準支圧強度の比, F_b は六角ボルトの基準材料強度, l_b は六角ボルトと集成材の接触長さである。

六角ボルトのめり込みによる終局耐力 $P_{u,he}$ は式(A19)より求める。

$$P_{u,he} = r_u P_{y,he} \quad (A18), \quad r_u = \begin{cases} 1.0 & (\text{繊維方向}) \\ 1.1 & (\text{繊維直交方向}) \end{cases} \quad (A19)$$

従って六角ボルトのめり込みによる降伏変位 $\delta_{y,he}$ は式(A20), 終局変位 $\delta_{u,he}$ は式(A21)より求める。

$$\delta_{y,he} = P_{y,he}/K_{js} \quad (A20), \quad \delta_{u,he} = P_{u,he}/K_{js} \quad (A21)$$

付録 B 中立軸位置の推移

Fig. B1 に TB300 の中立軸 X_n -回転角 θ 関係を示す。同図には 2 章での解析による評価, 3 章での収斂計算を伴う評価および 4 章での簡易的な評価の X_n を併せて示す。回転角が小さい時はラグスクリューによるプレストレスや集成材と鋼管に生じている間隙の影響により実験値がばらつくが, 回転角が大きくなると共にラグスクリューによるプレストレスは無くなり, 集成材と鋼管に生じている間隙が埋まるため, 繊維方向の鋼管による集成材の木口へのめり込みによる抵抗が生じ, 回転中心が鋼管側に移る傾向がある。面内方向の場合, 解析値は実験値の X_n の傾向を概ね捉えている。 X_n が TB300 では 150mm もしくは 75mm 付近に収束する傾向が見られるが, ラグスクリューを片側のみ打ち込んでいるため, 打ち込み側では解析と同様な抵抗メカニズムを示すと考えられ, 解析値は実験値を捉えられるが, 打ち込んでいない側ではラグスクリューのせん断による抵抗がなく主に繊維方向の鋼管による集成材の木口へのめり込みによる抵抗が働き, 打ち込み側の回転中心よりも鋼管側に回転中心が移り, 実験値の X_n が小さい値となったと考えられる。本研究での M - θ 関係や X_n の推移も実験結果の傾向と対応しており, X_n の誤差は全体挙動や局所挙動にそれほど大きな影響を与えないないと判断した。

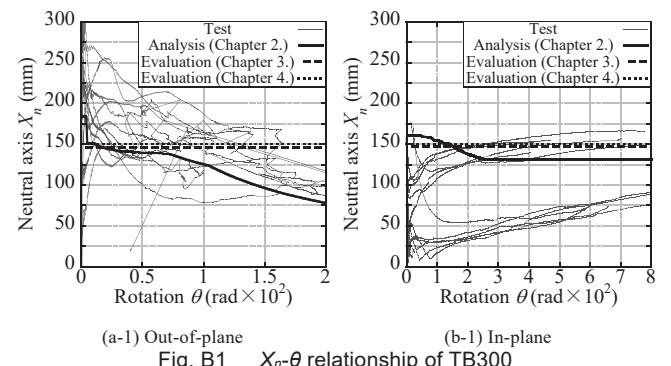


Fig. B1 X_n - θ relationship of TB300

ROTATIONAL STIFFNESS OF STEEL CONNECTIONS FOR TIMBER LATTICE SHELL IN NEGATIVE OUT-OF-PLANE AND IN-PLANE DIRECTIONS

*Shun NAKAJIMA^{*1}, Yoshihiro YAMAZAKI^{*2}, Hiroyasu SAKATA^{*3},
Toru TAKEUCHI^{*3}, Hiroaki HARADA^{*4} and Kenichi HAYASHI^{*5}*

^{*1} Former Grad. Student, Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, M.Eng. (NIHON SEKKEI, 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} NIKKEN SEKKEI, M.Eng.

^{*5} Nippon Steel Engineering Co., Ltd., M.Eng.

The authors have proposed effective steel connections achieving high bending stiffness and strength for timber grid-shell structures in the previous research. They are composed of joints with T-section or H-section brackets connected to glued laminated timber section members through lag-screw bolts at flanges, their bending stiffness and strength have proved to be much higher than the ones of conventional connections. However, their performance against negative out-of-plane and in-plane directions which affect the shell buckling strength are not clear yet. In this research, the bending performance of the proposed connections against negative out-of-plane and in-plane directions are confirmed through real-size mock-up tests. They are compared to the performance against positive out-of-plane. Formulas for evaluating the stiffness and strength of the connections against these directions are proposed, and their validity are verified by comparing with the test results.

First, detailed analysis methods evaluating negative out-of-plane and in-plane stiffness and strength are constructed based on equilibrium of forces between steel bracket and timber beam and their compatibility condition. Next, approximating the process of neutral axis iteration, simplified formulas are demonstrated. Also, assuming the neutral axis at the center of the connections, further simplified equations for stiffness and strength are proposed. Then, real-sized mock-up specimens for the proposed connections are constructed, and simple bending tests in negative out-of-plane and in-plane directions are carried out. Their bending moment – rotational angle relationships are compared with the proposed formulas and their validity is confirmed.

As results, the following conclusions are obtained.

- 1) TB300 (T-section bracket with 300mm length) exhibited higher bending stiffness and strength in negative out-of-plane direction than those in positive direction. TB400 (T-section with 400mm length) exhibited lower bending stiffness but higher strength in negative out-of-plane direction.
- 2) For in-plane bending tests, all specimens showed much lower rotational stiffness and strength than those in out-of-plane directions. Those of TB440 and HB (H-section bracket) exhibited nearly twice than those of TB300, which is caused by the effects of shear resistance of lag-screw bolts.
- 3) Comparing with the test results, the proposed detailed analysis methods well evaluate bending moment – rotational angle relationship, while the ultimate strengths are a little overestimated. In addition, proposed simple formulas estimate the test results in safer sides, and considered as valid for practical use.
- 4) TB300 has higher rotational stiffness and strength in negative out-of-plane direction than the ones in positive out-of-plane direction. However, TB440 has lower rotational stiffness and higher strength in negative out-of-plane direction than the ones in positive out-of-plane direction. As for in-plane rotational stiffness and strength, they are lower than the ones in out-of-plane direction. Therefore, the difference of rotational stiffness in out-of-plane/in-plane directions has to be considered when evaluating buckling strength of timber grid-shell structures.

(2018年12月10日原稿受理、2019年2月19日採用決定)