

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

ROTATIONAL STIFFNESS AND BENDING STRENGTH
OF STEEL CONNECTIONS IN TIMBER LATTICE SHELL原田 公明^{*1}, 中島 舜^{*2}, 山崎 義弘^{*3}, 松井 良太^{*3},
林 賢一^{*4}, 坂田 弘安^{*5}, 竹内 徹^{*5}*Hiroaki HARADA, Shun NAKAJIMA, Yoshihiro YAMAZAKI, Ryota MATSUI,
Kenichi HAYASHI, Hiroyasu SAKATA and Toru TAKEUCHI*

In recent years, creating lattice shell roof structures with timber members are getting popularity due to its light weight and aesthetics; however, the one of their major difficulty is the connection details. In this research, a connection details for a rectangular laminated timber with a T-shaped or H-shaped cross section with lag screws are proposed to maintain flexural rigidity and tolerance of timber single layer lattice shell roofs. Their out-of-plane flexural strength and rotational rigidity of the proposed joint are verified by full-scale experiments, followed by the buckling strength evaluation formulas including the effects of connection stiffness

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

複合構造, ラチスシェル, 接合部, 回転剛性, 曲げ耐力, 座屈荷重

1. 序

近年環境配慮や意匠上の要求ならびに戦後植樹された国産材の有効利用の観点から、非住宅の大型建築物の構造体に集成材等の木材を利用する機会が増えている。また、木質構造利用促進のための法律の整備や支援もその動きを後押ししている。様々な建物形式に木質構造は用いられるが、中でも無柱空間を構成できるラチスシェル屋根構造への木材利用は、軽量で美観にも優れた木材の特徴を生かした適用方法のひとつと言える。この場合、木材相互をつなぐ接合部は、鋼材の金物を利用して構成されることが多いが、接合部の金物が大きくなりがちで、美観的な面で木造の良さを生かし切れていないのが実状である。また接合部において意匠性、構造合理性を両立する接合部形式や研究事例はまだ少ない。

木材と鋼材の合成部材については坂田ら¹⁾⁻⁵⁾が、木材と鋼材が共に軸力および曲げを負担する摩擦接合型コネクタを用いたハイブリッド部材および接合部材の各種実験を行い、これらの部材は実際の構造物に適用されている。宮本ら⁶⁾は大型構造物の2方向ラーメン接合形式にH型鋼の接合方法の提案を行っている。木質構造ラチスシェルの研究においては近藤ら⁷⁾がピン状態に近い接合部で実験的研究を行い、西村ら⁸⁾はその実験結果を元に接合部回転挙動を数値解析している。松野、青木ら⁹⁾¹⁰⁾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る。熊谷ら¹¹⁾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。

鉄骨ラチスシェル屋根構造の研究では、竹内ら¹²⁾のガラス屋根単層格子シェルの実験的研究、植木¹³⁾らの鋼管トラス接合部の剛性耐力の研究、九嶋ら¹⁴⁾の対角材付き直交ラチスシェルの研究が挙げられる。座屈荷重に関する研究においては、熊川ら¹⁵⁾の木造ラチスシェルにおける研究、加藤¹⁶⁾¹⁷⁾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。これらの研究はラチスシェル屋根構造設計指針¹⁸⁾にまとめられている。

上記の知見によると、単層ラチスシェル屋根の座屈耐力は接合部の曲げ剛性に大きく依存するにも関わらず、曲げを想定した接合部の研究は少ない。また、実大接合部に対しての耐力、回転剛性に関する実験および研究はあまり行われていない。通常、木材と鋼材の接合は、木材に鋼材を挿入させ、ドリフトピンやボルトを介して力を伝達させる形式が一般的である。この場合ドリフトピン等の木材へのめり込みが全体の性能を決定するため、ボルト本数が過大となり、構造面に加え製作・施工面にも負荷のかかる接合形式となる。

そこで本研究では、鋼材を積極的に利用した中大規模の木造単層格子ラチスシェル屋根架構の曲げ剛性および耐力確保を可能とする木鋼ハイブリッド接合部の新たな提案を行う。この架構を安定させ

^{*1} (株)日建設計 工修^{*2} 東京工業大学建築学系 大学院生^{*3} 東京工業大学建築学系 助教・博士(工学)^{*4} 新日鉄住金エンジニアリング(株) 工修^{*5} 東京工業大学建築学系 教授・博士(工学)

NIKKEN SEKKEI, M.Eng.

Grad. Student, Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology

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

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

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

るため、接合部を軸力に加え曲げも負担できる構造とし、接合部が破壊に至るまでの抵抗メカニズムおよび破壊性状を把握する。具体的には、矩形断面の木材と T 形もしくは H 形断面を有する鋼材の接合部とを一体化させる。鋼材のフランジ面直交方向からラグスクリーを打ち込み、木材と鋼材を連結する。

接合部に加わる面外方向の曲げモーメントは木材と鋼材が一体化される効果であるラグスクリーの引抜や鉄骨フランジ面が木材へめり込む際の反力による偶力で曲げを負担できる構造とする。提案した接合部の面外方向に対する回転剛性および曲げ耐力を実大実験により明らかにすると共に、得られた回転剛性および曲げ耐力が単層直交格子ラチスシェルの座屈耐力に与える影響を分析する。

2. 接合部の提案

Fig. 1 に示すスパン $24\text{m} \times 24\text{m}$ 、ライズ 3.2m 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 5 種類提案し、Fig. 2 に接合部周辺詳細図を示す。部材は矩形断面を有する集成材、接合部は T 形もしくは H 形断面を有する鋼材とし、集成材と鋼材の連結方法は主にラグスクリーとする。鋼材の中央に鋼管を配置し、集成材の木端と面で接触させる。T 形鋼および H 形鋼のウェブ、フランジ厚は共に 9mm とする。集成材と鋼材のラップ内でのラグスクリーの引抜や集成材のめり込み等の偶力により、接合部に生じる面外方向の曲げモーメントを負担できる構造とする。主に Fig. 2(a) に示すラグスクリーと T 形鋼による曲げ抵抗機構を有する TB300 を比較の基準とし、Fig. 2(b) に示す TB440 ではラップ長を長くし、ラグスクリーの引抜や集成材のめり込みによる抵抗力を高め、Fig. 2(c) に示す PB ではラグスクリー間に配置した全ねじタイプのビスによりめり込みおよび割裂補強を施し、Fig. 2(d) に示す BB では集成材下部に配置した引きボルトによる繊維方向の内力でも抵抗し、Fig. 2(e) に示す HB では H 形鋼のフランジに挟み込ませた集成材のめり込みにより抵抗する接合部とする。HB を除く各接合部では下面から鋼材突出部がほとんど見えないコンパクトな納まりとなる。

3. 各接合部の回転剛性・耐力評価

3.1. 評価モデルの構築

2 章で提案した接合部の回転剛性、降伏曲げモーメントおよび終局曲げモーメント等の評価を試みる。Fig. 3 に示すように、接合部に曲げモーメント M が作用した時の抵抗メカニズムを想定し、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力の釣り合いより各諸量を求める¹⁹⁾。TB300、TB440、PB および BB はラグスクリーによるプレストレスを考慮した 1 次回転剛性と考慮しない 2 次回転剛性を用いて評価を行う。HB は施工時に H 形鋼に集成材を挟み込み、ラグスクリーを上下フランジから施すため、H 形鋼と集成材に若干の隙間が残り、HB に生じるラグスクリーによるプレストレスは無視できるほど小さいと考えられる。このため、HB はラグスクリーによるプレストレスは考慮せず、ラグスクリーによるプレストレスを考慮しない 1 次回転剛性のみを用いて評価を行う。ラグスクリーによるプレストレスの縁応力が 0 に近づくにつれ、実際の回転剛性は 1 次回転剛性から 2 次回転剛性へ漸近していく形で移り変わるが、評価する上ではラグスクリーによるプレストレスの縁応力が 0 になる時、2 次回転剛性へ直接移り変わるものとする。ラグスクリーによるプレストレスは力学モデルの

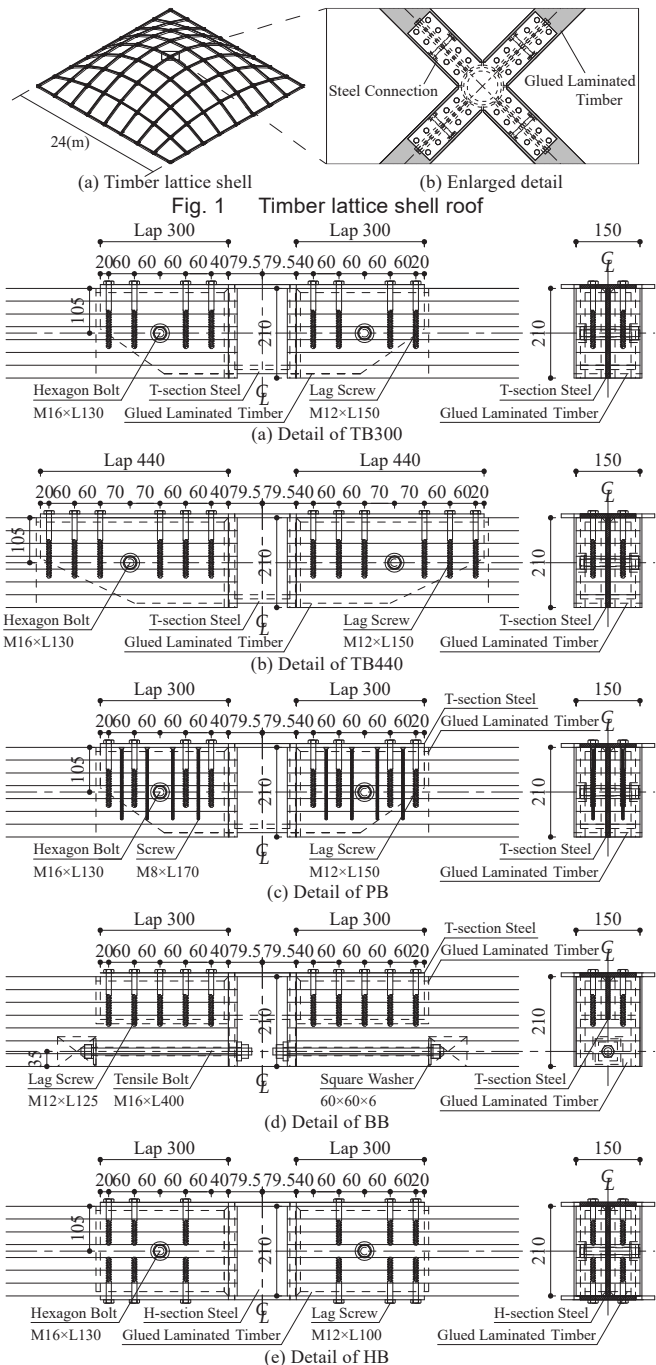


Fig. 2 Composition of proposed connection

妥当性を検証するため、実験と比較する評価式では考慮するが、5 章以降の構造検討上は考慮しない。

曲げモーメント 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。ラグスクリーによるプレストレスによる抵抗力 ΔP_p は式(1)、上端のラグスクリーの引抜による抵抗力 $\Delta P_{lt,t}$ は式(2)、下端のラグスクリーの引抜による抵抗力 $\Delta P_{lt,b}$ は式(3)、上端のラグスクリーのせん断による抵抗力 $\Delta P_{ls,t}$ は式(4)、下端のラグスクリーのせん断による抵抗力 $\Delta P_{ls,b}$ は式(5)、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のうち、フランジと集成材の接触部分における抵抗力 ΔP_{eti} は式(6)、余長の寄与分における抵抗力 ΔP_{eto} は式(7)、下端のフラン

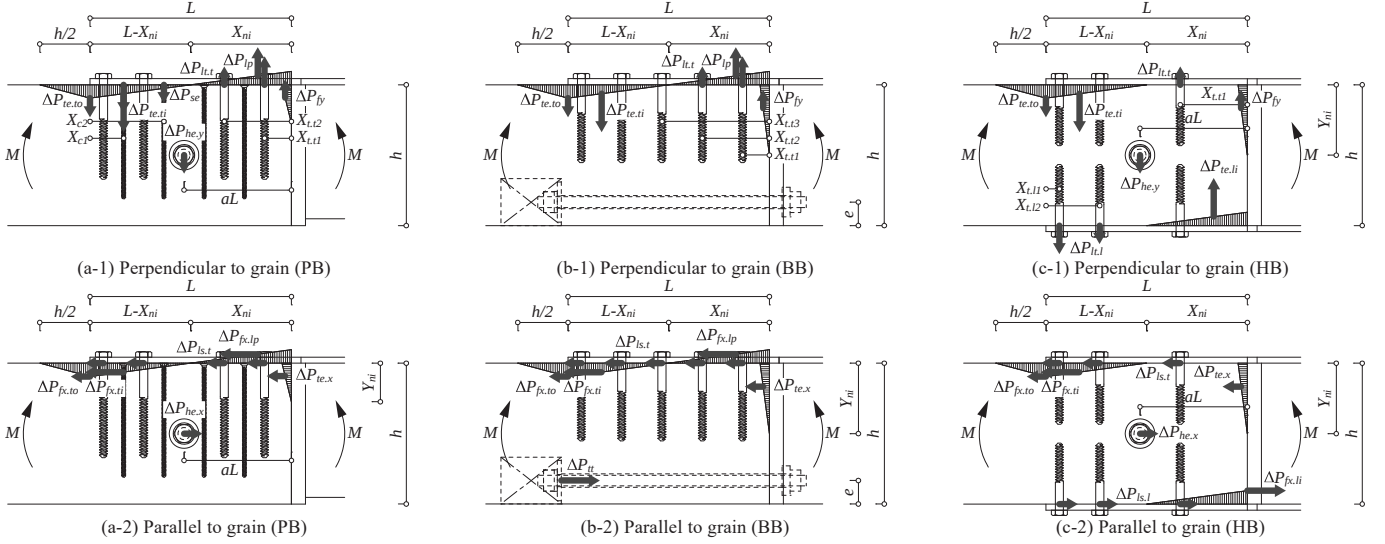


Fig. 3 Bearing mechanism of each connection

ジによる集成材へのめり込みによる抵抗力 $\Delta P_{te.li}$ は式(8), 全ねじタイプのビスの押し込みによる抵抗力 ΔP_{se} は式(9), 引きボルトによる抵抗力 ΔP_{ti} は式(10), ラグスクリューによるプレストレスにおける集成材と鋼材間に働く摩擦力 $\Delta P_{fx.ti}$ は式(11), 上端のフランジと集成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 $\Delta P_{fx.ti}$ は式(12), 余長の寄与分における摩擦力 $\Delta P_{fx.to}$ は式(13), 下端のフランジと集成材間の接触部分に働く摩擦力 $\Delta P_{fx.li}$ は式(14), 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(15), 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(16), 繊維直交方向に生じる集成材と鋼管面に働く摩擦力 ΔP_{fy} は式(18)とする。

$$\Delta P_{fp} = \frac{1}{2} E_{90} \frac{\Delta \theta X_{ni}}{h_{lp}} b X_{ni} \quad (1), \quad \Delta P_{ti.t} = \sum_i K_t n_{ti} \Delta \theta (X_{ni} - X_{ti}) \quad (2)$$

$$\Delta P_{ti.l} = \sum_i K_t n_{ti} \Delta \theta (L - X_{ni} - X_{ti}) \quad (3), \quad \Delta P_{ls.t} = K_s n_{s.t} \Delta \theta Y_{ni} \quad (4)$$

$$\Delta P_{ls.l} = K_s n_{s.l} \Delta \theta (h - Y_{ni}) \quad (5), \quad \Delta P_{te.ti} = \frac{1}{2} E_{90} \frac{\Delta \theta (L - X_{ni})}{h} b (L - X_{ni}) \quad (6)$$

$$\Delta P_{te.to} = \frac{1}{2} E_{90} \frac{\Delta \theta (L - X_{ni})}{h} b \frac{h}{2} \quad (7), \quad \Delta P_{te.li} = \frac{1}{2} E_{90} \frac{\Delta \theta X_{ni}}{h} b X_{ni} \quad (8)$$

$$\Delta P_{se} = \sum_i K_c n_{ci} \Delta \theta (L - X_{ni} - X_{ci}) \quad (9), \quad \Delta P_{ti} = K_b \Delta \theta (L - X_{ni} - e) \quad (10)$$

$$\Delta P_{fx.lp} = \Delta P_{fp} \mu \quad (11), \quad \Delta P_{fx.ti} = \Delta P_{te.ti} \mu \quad (12)$$

$$\Delta P_{fx.to} = \Delta P_{te.to} \mu \quad (13), \quad \Delta P_{fx.li} = \Delta P_{te.li} \mu \quad (14)$$

$$\Delta P_{he.y} = K_{js.v} \Delta \theta (X_{ni} - aL) \quad (15), \quad \Delta P_{he.x} = K_{js.p} \Delta \theta \left(\frac{h}{2} - Y_{ni} \right) \quad (16)$$

$$\Delta P_{te.x} = \frac{1}{2} Y_{ni}^2 b_1 k_{0c} \Delta \theta \quad (17), \quad \Delta P_{fy} = \Delta P_{te.x} \mu \quad (18)$$

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 中は右端) から中立軸までの距離, X_{ti} は集成材上端の鋼管側端部 (Fig. 3 中は右端) から引抜として働く各ラグスクリューまでの距離, X_{li} は集成材下端のフランジ端部 (Fig. 3 中は左端) から引抜として働く各ラグスクリューまでの距離, X_{ci} は集成材上端のフランジ端部 (Fig. 3 中は左端) から全ねじタイプのビスまでの距離, 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, h_{lp} はラグスクリューによるプレストレスを考慮した有効深さ, E_0 および $E_{90} (= E_0/25)^{21)}$ は集成材の繊維方向および繊維直交方向の圧縮に対するヤング率, K_t はラグスクリューの引抜剛性²²⁾ (付録 A 式(A8)), K_s はラグスクリューのせん断剛性²³⁾ (付録 A 式(A22)), K_c は全ねじタイプのビスの集成材への押し込み剛性, K_b は引きボルトの剛性²¹⁾ (付録 A 式(A31)), $K_{js.v}$ および $K_{js.p}$ は繊維直交方向および繊維方向に対する六角ボルトのめり込み剛性²³⁾ (付録 A 式(A40)), e は集成材下端から引きボルトまでの距離, n_{ti} および n_{li} は位置 X_{ti} および X_{li} における引抜が生じるラグスクリューの本数, n_{ci} は位置 X_{ci} における押し込みが生じる全ねじタイプのビスの本数, $n_{s.t}$ および $n_{s.l}$ は上端および下端のラグスクリューの本数, a 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, b_1 は集成材と鋼管の接触面の見付け幅, k_{0c} は繊維方向に対する集成材の面圧剛性²⁰⁾ (付録 A 式(A47)) である。

ここで, 上端の集成材幅 150mm は鋼材幅 130mm に対してやや大きい, 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, 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。文献 24) を参照し K_c は 2.57kN/mm とする。 h_{lp} はラグスクリューの長さ等に等しく, TB300, TB440 および PB は 150mm, BB は 125mm とする。 a は TB300, PB および HB は 16/30, TB440 は 23/44, b_1 は 72mm とする。文献 25) を参照し μ は 0.2 とする。式 (1)~(18) および Fig. 3 に示す中立軸 X_{ni} および Y_{ni} は, 1 次回転剛性算出時は X_{n1} および Y_{n1} , 2 次回転剛性算出時は X_{n2} および Y_{n2} とする。また, 1 次回転剛性算出時の式(6)および(7)に示す h は h_{lp} とする。TB300 および TB440 に関しては全ねじタイプのビスが無いことを考慮し, K_c は 0 とする。

中立軸算出時は鋼管の集成材へのめり込みによる抵抗力 $\Delta P_{te.x}$ と集成材と鋼管間に働く摩擦力 ΔP_{fy} は考慮せず, 回転剛性算出時のみこれらの項を加える。ラップ外におけるめり込み抵抗が影響する距離は文献 24) を参照し, 集成材のせい h に対して $h/2$ とする。

3.2. TB300, TB440 および PB の面外回転剛性および曲げ耐力の算出

TB300, TB440 および PB 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 PB の抵抗メカニズムより回転剛性, 降伏曲げモーメントおよび終局曲げモーメント等を求める。

1 次回転剛性算出時はラグスクリューによるプレストレスを考慮し、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(19)より中立軸位置 X_{n1} 、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(20)より中立軸位置 Y_{n1} を求める。2 次回転剛性算出時はラグスクリューによるプレストレスを考慮しないため、式(19)から ΔP_{lp} を除いた式より中立軸位置 X_{n2} 、式(20)から $\Delta P_{fx,lp}$ を除いた式より中立軸位置 Y_{n2} を求める。これらは X_{ni} および Y_{ni} に関する 2 次方程式になる。

$$\Delta P_{te,ti} + \Delta P_{te,to} + \Delta P_{he,y} + \Delta P_{se} = \Delta P_{lt,t} + \Delta P_{lp} + \Delta P_{fy} \quad (19)$$

$$\Delta P_{fx,ti} + \Delta P_{fx,to} + \Delta P_{fx,lp} + \Delta P_{ls,t} + \Delta P_{te,x} = \Delta P_{he,x} \quad (20)$$

ラグスクリューによるプレストレスを考慮した場合、繊維直交方向に生じる力に起因する 1 次回転剛性 $K_{\theta 1,v}$ は式(19)の解である X_{n1} を用いて式(21)より求める $K_{\theta 1,v}$ 、繊維方向に生じる力に起因する 1 次回転剛性 $K_{\theta 1,p}$ は上述の X_{n1} を式(20)に代入して求める Y_{n1} を用いて式(22)より求める $K_{\theta 1,p}$ とする。ラグスクリューによるプレストレスを考慮しない場合も同様に、繊維直交方向に生じる力に起因する 2 次回転剛性 $K_{\theta 2,v}$ は式(19)から ΔP_{lp} を除いた式の解より小さい方の X_{n2} を用いて式(21)から $\Delta P_{lp} (2/3) X_n$ を除いた式より求める $K_{\theta 1,v}$ 、繊維方向に生じる力に起因する 2 次回転剛性 $K_{\theta 2,p}$ は上述の X_{n2} を式(20)から $\Delta P_{fx,lp}$ を除いた式に代入して求める Y_{n2} を用いて式(22)から $\Delta P_{fx,lp} Y_n$ を除いた式より求める $K_{\theta 1,p}$ とする。接合部全体の 1 次回転剛性 $K_{\theta 1}$ は式(23)、2 次回転剛性 $K_{\theta 2}$ は式(24)より求める。 $K_{\theta 1}$ から $K_{\theta 2}$ へ移り変わる基準点である第 1 折れ点回転角 θ_1 は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とし、式(25)より求める。

$$K_{\theta 1,v} = \Delta P_{te,ti} \frac{2}{3} (L - X_{ni}) + \Delta P_{te,to} (L - X_{ni}) + \Delta P_{he,y} (X_{ni} - \alpha L) + \Delta P_{se} (L - X_{ni} - X_{ci}) + \Delta P_{lt,t} (X_{ni} - X_{lt,i}) + \Delta P_{lp} \frac{2}{3} X_{ni} + \Delta P_{fy} X_{ni} \quad (21)$$

$$K_{\theta 1,p} = \Delta P_{fx,ti} Y_{ni} + \Delta P_{fx,to} Y_{ni} + \Delta P_{fx,lp} Y_{ni} + \Delta P_{ls,t} Y_{ni} + \Delta P_{te,x} \frac{2}{3} Y_{ni} + \Delta P_{he,x} \left(\frac{h}{2} - Y_{ni} \right) \quad (22)$$

$$K_{\theta 1} = K_{\theta 1,v} + K_{\theta 1,p} \quad (23), \quad K_{\theta 2} = K_{\theta 2,v} + K_{\theta 2,p} \quad (24)$$

$$\theta_1 = \left\{ P_{0l} n_{st} / (A_{lap} E_{90}) \right\} h / X_{n1} \quad (25), \quad P_{0l} = r P_{yl} \quad (26)$$

ただし 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き力、 P_{yl} はラグスクリューの引抜きによる降伏耐力²³⁾ (付録 A 式(A14))、 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、 P_{0l} は P_{yl} の 30% と仮定し r は 0.3 とする。

降伏曲げモーメント M_y はラグスクリューの引抜きによる降伏、上端のラグスクリューのせん断による降伏、集成材のめり込み降伏および全ねじタイプのビスのめり込み降伏のいずれか ($\theta_1 + \theta_{y,lt,t}$, $\theta_{y,ls,t}$, $\theta_{y,te,ti}$, $\theta_{y,se}$) で決まるとし、降伏回転角 θ_{yi} は式(27)、 M_y は式(32)より求める。 $\min(\theta_{y,ls,t}, \theta_{y,te,ti}, \theta_{y,se})$ が θ_1 より小さい場合、式(32)第一式の θ_{y1} を X_{n2} を用いて求めた θ_{y2} に置換し M_y を求める。

$$\theta_{yi} = \min(\theta_1 + \theta_{y,lt,t}, \theta_{y,ls,t}, \theta_{y,te,ti}, \theta_{y,se}) \quad (27)$$

$$\theta_{y,lt,t} = \delta_{y,lt} (1-r) / \{ X_{ni} - \min(X_{lt,i}) \} \quad (28), \quad \theta_{y,ls,t} = \delta_{y,ls} / Y_{ni} \quad (29)$$

$$\theta_{y,te,ti} = \varepsilon_y h / (L - X_{ni}) \quad (30), \quad \theta_{y,se} = \delta_{y,se} / \{ L - X_{ni} - \min(X_{ci}) \} \quad (31)$$

$$M_y = \begin{cases} K_{\theta 1} \theta_{y1} & (\theta_{y1} \leq \theta_1, X_{ni} = X_{n1}, Y_{ni} = Y_{n1}) \\ K_{\theta 1} \theta_1 + K_{\theta 2} (\theta_{y2} - \theta_1) & (\theta_1 < \theta_{y2}, X_{ni} = X_{n2}, Y_{ni} = Y_{n2}) \end{cases} \quad (32)$$

ただし $\delta_{y,lt}$ はラグスクリューの引抜きによる降伏変位 (付録 A 式

(A18))、 $\delta_{y,ls}$ はラグスクリューのせん断による降伏変位 (付録 A 式(A30))、 ε_y は集成材のめり込み降伏ひずみ、 $\delta_{y,se}$ は全ねじタイプのビスの押し込みによる降伏変位である。

ここで、文献 24) を参照し ε_y は 0.0063、 $\delta_{y,se}$ は 5.71mm とする。

終局曲げモーメント M_u はラグスクリューの引抜きおよび全ねじタイプのビスの押し込みのいずれか ($\theta_1 + \theta_{v,lt,t}$, $\theta_{v,se}$) で決まるとし、終局到達時回転角 θ_{vi} は式(33)、 M_u は式(36)より求める。 $\theta_{v,se}$ が θ_1 より小さくなった場合、式(36)第一式の θ_{v1} を X_{n2} を用いて求めた θ_{v2} に置換し、 M_u を求める。

$$\theta_{vi} = \min(\theta_1 + \theta_{v,lt,t}, \theta_{v,se}) \quad (33)$$

$$\theta_{v,lt,t} = \delta_{v,lt} (1-r) / \{ X_{ni} - \min(X_{lt,i}) \} \quad (34)$$

$$\theta_{v,se} = \delta_{v,se} / \{ L - X_{ni} - \min(X_{ci}) \} \quad (35)$$

$$M_u = \begin{cases} K_{\theta 1} \theta_{v1} & (\theta_{v1} \leq \theta_1, X_{ni} = X_{n1}, Y_{ni} = Y_{n1}) \\ K_{\theta 1} \theta_1 + K_{\theta 2} (\theta_{v2} - \theta_1) & (\theta_1 < \theta_{v2}, X_{ni} = X_{n2}, Y_{ni} = Y_{n2}) \end{cases} \quad (36)$$

ただし $\delta_{v,lt}$ はラグスクリューの引抜きによる終局変位 (付録 A 式(A19))、 $\delta_{v,se}$ は全ねじタイプのビスの押し込みによる終局変位である。

ここで、文献 24) を参照し $\delta_{v,se}$ は 6.38mm とする。

M_y および M_u を求める際、 X_{ni} に X_{n2} 、 Y_{ni} に Y_{n2} を用いた。実用上の多くのケースは同様に求められる。

3.3. BB の面外回転剛性および曲げ耐力の算出

Fig. 3(b-1)、(b-2)に示す抵抗メカニズムを基に BB の回転剛性、降伏曲げモーメントおよび終局曲げモーメント等を求める。3.1 節の評価方法と同様に、1 次回転剛性算出時はラグスクリューによるプレストレスを考慮し、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(37)より X_{n1} 、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(38)より Y_{n1} を求める。2 次回転剛性算出時はラグスクリューによるプレストレスを考慮しないため、式(37)から ΔP_{lp} を除いた式より X_{n2} 、式(38)から $\Delta P_{fx,lp}$ を除いた式より Y_{n2} を求める。

$$\Delta P_{te,ti} + \Delta P_{te,to} = \Delta P_{lt,t} + \Delta P_{lp} + \Delta P_{fy} \quad (37)$$

$$\Delta P_{fx,ti} + \Delta P_{fx,to} + \Delta P_{fx,lp} + \Delta P_{ls,t} + \Delta P_{te,x} = \Delta P_{lt} \quad (38)$$

ラグスクリューによるプレストレスを考慮した場合、繊維直交方向に生じる力の釣り合いより算出される 1 次回転剛性 $K_{\theta 1,v}$ は式(37)の解である X_{n1} を用いて式(39)より求める $K_{\theta 1,v}$ 、繊維方向に生じる力の釣り合いより算出される 1 次回転剛性 $K_{\theta 1,p}$ は上述の X_{n1} を式(38)に代入して求める Y_{n1} を用いて式(40)より求める $K_{\theta 1,p}$ とする。ラグスクリューによるプレストレスを考慮しない場合も同様に、2 次回転剛性 $K_{\theta 2,v}$ は式(37)から ΔP_{lp} を除いた式の解より小さい方の X_{n2} を用いて式(39)から $\Delta P_{lp} (2/3) X_n$ を除いた式より求める $K_{\theta 1,v}$ 、繊維方向に生じる力に起因する 2 次回転剛性 $K_{\theta 2,p}$ は上述の X_{n2} を式(38)から $\Delta P_{fx,lp}$ を除いた式に代入して求める Y_{n2} を用いて式(40)から $\Delta P_{fx,lp} Y_n$ を除いた式より求める $K_{\theta 1,p}$ とする。PB と同様に、接合部全体の 1 次回転剛性 $K_{\theta 1}$ は式(23)、2 次回転剛性 $K_{\theta 2}$ は式(24)、1 次回転角 θ_1 は式(25)より求める。

$$K_{\theta 1,v} = \Delta P_{te,ti} \frac{2}{3} (L - X_{ni}) + \Delta P_{te,to} (L - X_{ni}) + \Delta P_{lt,t} (X_{ni} - X_{lt,i}) + \Delta P_{lp} \frac{2}{3} X_{ni} + \Delta P_{fy} X_{ni} \quad (39)$$

$$K_{\theta 1,p} = \Delta P_{fx,ti} Y_{ni} + \Delta P_{fx,to} Y_{ni} + \Delta P_{fx,lp} Y_{ni} + \Delta P_{ls,t} Y_{ni} + \Delta P_{te,x} \frac{2}{3} Y_{ni} + \Delta P_{lt} (h - Y_{ni} - e) \quad (40)$$

降伏曲げモーメント M_y はラグスクリューの引抜による降伏，上端のラグスクリューのせん断による降伏，集成材のめり込み降伏および引きボルトによる降伏のいずれか $(\theta_1 + \theta_{y.lt.t}, \theta_{y.ls.t}, \theta_{y.te.ti}, \theta_{y.tt})$ で決まるとし，降伏回転角 θ_{y1} は式(41)， M_y は PB と同様に，式(32)より求める。 $\min(\theta_{y.ls.t}, \theta_{y.te.ti}, \theta_{y.tt})$ が θ_1 より小さい場合，式(32)第一式の θ_{y1} を X_{n2} を用いて求めた θ_{y2} に置換し M_y を求める。

$$\theta_{y1} = \min(\theta_1 + \theta_{y.lt.t}, \theta_{y.ls.t}, \theta_{y.te.ti}, \theta_{y.tt}) \quad (41)$$

$$\theta_{y.lt.t} = \delta_{y.lt}(1-r) / \{X_{n1} - \min(X_{t.ti})\} \quad (42), \quad \theta_{y.ls.t} = \delta_{y.ls} / Y_{n1} \quad (43)$$

$$\theta_{y.te.ti} = \varepsilon_y h / (L - X_{n1}) \quad (44), \quad \theta_{y.tt} = \delta_{y.tt} / (h - Y_{n1} - e) \quad (45)$$

ただし $\delta_{y.tt}$ は引きボルトの降伏変位（付録 A 式(A39)）である。

終局曲げモーメント M_u はラグスクリューの引抜で決まるとし，終局到達時回転角 θ_{v2} は式(46)， M_u は PB と同様に式(36)より求める。

$$\theta_{v2} = \theta_1 + \theta_{v.lt.t} \quad (46), \quad \theta_{v.lt.t} = \delta_{v.lt}(1-r) / \{X_{n2} - \min(X_{t.ti})\} \quad (47)$$

M_y を求める際， X_{n1} に X_{n2} ， Y_{n1} に Y_{n2} を用いた。実用上の多くのケースは同様に求められる。

3. 4. HB の面外回転剛性および曲げ耐力の算出

Fig. 3(c-1)，(c-2)に示す抵抗メカニズムを基に HB の回転剛性，降伏曲げモーメントおよび終局曲げモーメント等を求める。3.1節の評価方法と同様に，1 次回転剛性算出時は Fig. 3(c-1)に示す繊維直交方向に生じる力の釣り合いによる式(48)より中立軸位置 X_{n1} ，Fig. 3(c-2)に示す繊維方向に生じる力の釣り合いによる式(49)より中立軸位置 Y_{n1} を求める。

$$\Delta P_{te.ti} + \Delta P_{te.to} + \Delta P_{he.y} + \Delta P_{lt.l} = \Delta P_{te.li} + \Delta P_{lt.t} + \Delta P_{fy} \quad (48)$$

$$\Delta P_{fx.ti} + \Delta P_{fx.to} + \Delta P_{ls.t} + \Delta P_{te.x} = \Delta P_{fx.li} + \Delta P_{ls.l} + \Delta P_{he.x} \quad (49)$$

繊維直交方向に生じる力の釣り合いより算出される 1 次回転剛性 $K_{\theta1.v}$ は式(48)の解である X_{n1} を用いて式(50)，繊維方向に生じる力の釣り合いより算出される 1 次回転剛性 $K_{\theta1.p}$ は上述の X_{n1} を式(49)に代入して求まる Y_{n1} を用いて式(51)より求める。PB と同様に，接合部全体の 1 次回転剛性 $K_{\theta1}$ は式(23)より求める。

$$K_{\theta1.v} = \Delta P_{te.ti} \frac{2}{3}(L - X_{n1}) + \Delta P_{te.to}(L - X_{n1}) + \Delta P_{he.y}(X_{n1} - \alpha L) + \Delta P_{lt.l}(L - X_{n1} - X_{t.ti}) + \Delta P_{te.li} \frac{2}{3}X_{n1} + \Delta P_{lt.t}(X_{n1} - X_{t.ti}) + \Delta P_{fy}X_{n1} \quad (50)$$

$$K_{\theta1.p} = \Delta P_{fx.ti}Y_{n1} + \Delta P_{fx.to}Y_{n1} + \Delta P_{ls.t}Y_{n1} + \Delta P_{te.x} \frac{2}{3}Y_{n1} + \Delta P_{fx.li}(h - Y_{n1}) + \Delta P_{ls.l}(h - Y_{n1}) + \Delta P_{he.x}\left(\frac{h}{2} - Y_{n1}\right) \quad (51)$$

降伏曲げモーメント M_y は上端および下端の集成材のめり込み降伏，ラグスクリューの引抜による降伏またはラグスクリューのせん断による降伏のいずれか $(\theta_{y.lt.t}, \theta_{y.lt.l}, \theta_{y.ls.t}, \theta_{y.ls.l}, \theta_{y.te.ti}, \theta_{y.te.li})$ で決まるとし，降伏回転角 θ_{y1} は式(52)， M_y は式(59)より求める。

$$\theta_{y1} = \min(\theta_{y.lt.t}, \theta_{y.lt.l}, \theta_{y.ls.t}, \theta_{y.ls.l}, \theta_{y.te.ti}, \theta_{y.te.li}) \quad (52)$$

$$\theta_{y.lt.t} = \frac{\delta_{y.lt}}{X_{n1} - \min(X_{t.ti})} \quad (53), \quad \theta_{y.lt.l} = \frac{\delta_{y.lt}}{L - X_{n1} - \min(X_{t.ti})} \quad (54)$$

$$\theta_{y.ls.t} = \delta_{y.ls} / Y_{n1} \quad (55), \quad \theta_{y.ls.l} = \delta_{y.ls} / (h - Y_{n1}) \quad (56)$$

$$\theta_{y.te.ti} = \varepsilon_y h / (L - X_{n1}) \quad (57), \quad \theta_{y.te.li} = \varepsilon_y h / X_{n1} \quad (58)$$

$$M_y = K_{\theta1}\theta_{y1} \quad (59)$$

終局曲げモーメント M_u はラグスクリューの引抜で決まるとし，終局到達時回転角 θ_{v1} は式(60)， M_u は式(63)より求める。

$$\theta_{v1} = \min(\theta_{v.lt.t}, \theta_{v.lt.l}) \quad (60), \quad \theta_{v.lt.t} = \delta_{v.lt} / \{X_{n1} - \min(X_{t.ti})\} \quad (61)$$

$$\theta_{v.lt.l} = \delta_{v.lt} / \{L - X_{n1} - \min(X_{t.ti})\} \quad (62), \quad M_u = K_{\theta1}\theta_v \quad (63)$$

Table 1 Characteristic value of constituent material

(a) Glued laminated timber						
Tree species	Composition	Strength grade	Bending Young's modulus (kN/mm ²)	Bending strength (N/mm ²)	Moisture content (%)	Specific gravity (-)
Douglas fir	Specific symmetric	E105-F300	13.1	31.6	7.63	0.50

(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 (%)
Tensile bolt	Strength class 4.6	2.02×10 ²	315	456	0.17	27.7
Web	SM490A	2.09×10 ²	346	511	0.17	39.9
Flange						

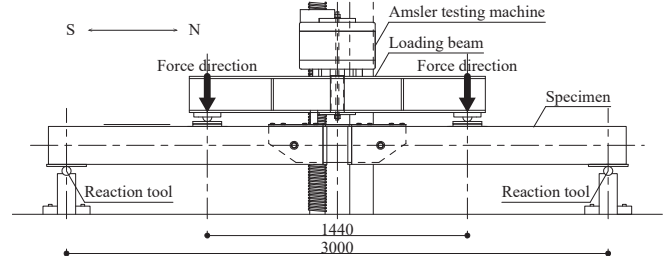


Fig. 4 Setup of connection bending test

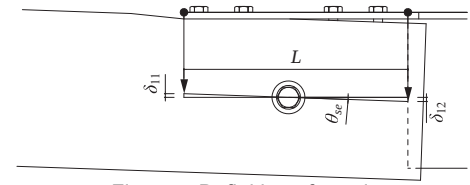


Fig. 5 Definition of rotation

Table 2 Maximum bending strength M_{max} and ratio against bending strength of timber M_{max}/M_b

Connections	TB300	TB440	PB	BB	HB
Average of maximum bending strength M_{max} (kNm)	13.0	20.7	12.0	23.4	30.2
Coefficient of variation of 3 samples CV (-)	0.04	0.12	0.08	0.03	0.04
Confidence level factor k (-)	3.15				
1-CV· k (-)	0.88	0.61	0.76	0.91	0.86
5% lower tolerance limit of M_{max} $M_{max,5\%}$ (kNm)	11.34	12.66	9.12	21.28	25.93
M_{max}/M_b (-)	0.37	0.59	0.34	0.67	0.87

Table 3 Rotational stiffness K_θ , normalized rotational stiffness κ and knock-down factor $\beta(\kappa)$

Connections	TB300	TB440	PB	BB	HB
Average of rotational stiffness K_θ (kNm/rad)	5870	11012	5256	3778	5377
Coefficient of variation of 3 samples CV (-)	0.25	0.30	0.18	0.10	0.27
Confidence level factor k (-)	0.30				
1-CV· k (-)	0.93	0.91	0.95	0.97	0.92
50% lower tolerance limit of K_θ $K_{\theta,50\%}$ (kNm/rad)	5433	10025	4970	3670	4947
Normalized rotational stiffness of $K_\theta \kappa$ (-)	11.6	21.8	10.4	7.5	10.7
Knock down factor $\beta(\kappa)$ (-)	0.82	0.87	0.81	0.75	0.82

4. 接合部面外曲げ実験

2 章で提案した木鋼シェル用接合部の実大面外曲げ実験を実施し、面外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、3 章で評価した値との比較を行う。

試験体は Fig. 2 に示す 5 種の接合部とし、Table 1 に Fig. 4 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の特性値を示す。Table 1 に示す集成材のヤング率、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。

4.1. 計測計画

ラップ内における集成材と鋼材に生じる回転角は TB300 の南東側接合部を例として Fig. 5 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。式(64)より接合部に作用する曲げモーメント M 、式(65)より回転角 θ_{se} を求める。

$$M = (P/2)a \quad (64), \quad \theta_{se} = (\delta_{12} - \delta_{11})/L \quad (65)$$

ただし、 P はアムスラーの荷重、 a は支点と荷重点間距離とし $a = 780\text{mm}$ 、 δ_{11} および δ_{12} は面外方向変位である。

4.2. 载荷計画

Fig. 4 に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。载荷は 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。载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载荷を終了する。

4.3. 実験結果

Fig. 6 に各試験体の曲げモーメント M -回転角 θ 関係および破壊状況を示す。同図には文献 23)を参照し実験結果を完全弾塑性モデルに置換した M - θ 関係および 2 章で提案した評価値を併せて示す。評価値は Table 1 に示すヤング率を用いる。

曲げ耐力は割裂発生により一時的な低下を繰り返し経験するものの増加し続け、最終的な破壊に至るまで急激な低下は示さなかった。全試験体を通して集成材の木口を起点にラグスクリュー先端周辺で繊維方向に割裂し、ラップ内における集成材上部ではフランジとの接触によりめり込みが生じた。その後の大変形域では六角ボルト周辺で割裂が生じた。木口からの割裂は繊維直交方向に生じるラグスクリューの引抜きおよびラグスクリューの直径 d に対して短い端距離 $s(=3.3d)$ が起因し、六角ボルト周辺での割裂は六角ボルトの集成材へのめり込みやラグスクリューの間隔が起因していると考えられる。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、TB300 および TB440 ではラグスクリュー先端周辺での集成材の割裂拡大、PB ではラグスクリューの引抜き、BB では引きボルト周辺での集成材のせん断、HB ではラップ外での集成材の曲げであった。PB は割裂が生じず、主にラグスクリューの引抜きが進展したため徐々に耐力低下する傾向があり、その他接合部は破壊と共に急激な耐力低下を経験し、以降の耐力増加は見込めなかった。HB はラグスクリューの先端周辺における集成材の繊維方向の割裂は生じたものの H 形鋼による挟み込みにより割裂拡大が防止された。

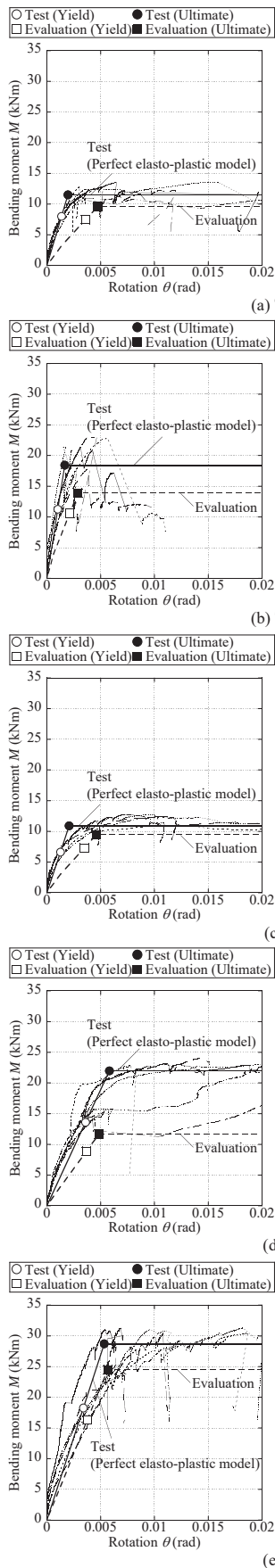


Fig. 6 M - θ relationship and failure pattern in each specimen

Table 2 に 3 体の最大曲げ耐力の平均値 $M_{\max}$ 、最大曲げ耐力の信頼水準 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。PB は TB300 に比べ $M_{\max}$ が下回るものの同程度の値を示し、その他接合部は TB300 の $M_{\max}$ を上回った。HB では集成材が曲げ破壊したものの $M_{\max}/M_b$ は 0.87 程度となった。主に下端引張側のラグスクリューと集成材の間のせん断に伴うラップ外の集成材下端の繊維方向に生じる引張りおよびラグスクリューの引抜に伴う集成材の繊維直交方向に生じる引張力により $M_{\max}$ が低下したと考えられる。

Table 3 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 か所あるため、標本数は 6 とする。 K_θ は文献 23)、 κ および $\beta(\kappa)$ は文献 18) を参照し式(66)、(67)より求める。

$$\kappa = \frac{K_\theta l}{E_0 I} \quad (66), \quad \beta(\kappa) = \begin{cases} 0.47 \log_{10}(\kappa) + 0.34 & (1 \leq \kappa \leq 10 : \text{低剛性}) \\ 0.19 \log_{10}(\kappa) + 0.62 & (10 \leq \kappa \leq 100 : \text{中剛性}) \\ 1.0 & (100 \leq \kappa : \text{高剛性}) \end{cases} \quad (67)$$

ただし l 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。

K_θ は TB440 が最も高いが、他の接合部と比べるとばらつきが見られる。BB は HB に次ぎ $M_{\max}$ が高いものの、 K_θ は $\kappa = 7.5$ 程度と低剛性接合部と評価され、他の接合部の κ は 15~29 程度の範囲に分布し中剛性接合部と評価される。TB440 のようにラップ長が長く、BB のように主として繊維方向の内力または HB のように集成材のめり込みで曲げに抵抗するメカニズムを有する接合部は $M_{\max}$ が大きくなる。 K_θ は長いラグスクリューを有する TB300 および TB440 が高くなるため、主にラグスクリューの引抜抵抗力に依存していると考えられる。

実験値の回転剛性、降伏曲げモーメントおよび終局曲げモーメントは 3 章で提案した評価値をほぼ上回り、評価値を用いた場合、PB の降伏曲げモーメントを除き、安全側に評価可能であることが確認された。評価する上で集成材のめり込み剛性およびラグスクリューの引抜剛性が低めに評価されているため、評価値に比べて実験値の回転剛性が上回ったと考えられる。実験値の評価値に対する比率は、回転剛性では 1.2~2.5、降伏曲げモーメントでは 0.9~1.2、終局曲げモーメントでは 1.2~2.0 であった。

5. 接合部剛性を考慮した木鋼シェルの座屈荷重の評価

最後に、4 章の実験で得られた回転剛性 K_θ および木材のせん断弾性係数 G が正方形平面を有するスパン 24m×24m、ライズ 3.2m の木鋼シェルの座屈荷重にどの程度の影響を及ぼすかについて解析的検討を行う。

5.1. 検討モデル概要

検討モデルは Fig. 7(a) に示す Grid Model および Fig. 8(a) に示す Braced Model とする。中央部半開角は 30°、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。Table 4 に部材諸元を示す。個材座屈を表現するため格子部材および外周部材に中間節点を設け、材料特性は弾性とする。接合部は実験結果の K_θ を基に弾性回転ばねとしてモデル化する。

5.2. 木材のせん断弾性係数を考慮した座屈荷重評価手法の提案

剛接合時の線形座屈荷重 $P_{cr(\infty)}^{lin}$ を評価する際には、数値解析より求めた木材のせん断弾性係数 G による座屈荷重低減係数 γ_t を乗じ

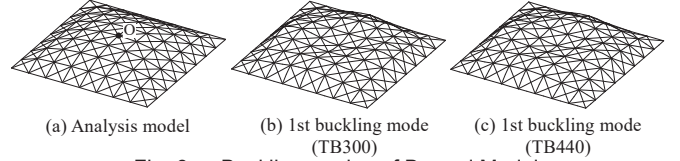
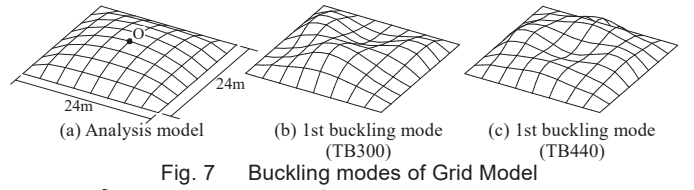


Fig. 8 Buckling modes of Braced Model

Table 4 Member properties of studied lattice roof

Parts	Material	Sectional area A (mm ²)	Moment of inertia I (mm ⁴)	Young's modulus E (kN/mm ²)	Shear modulus G (kN/mm ²)
Lattice member	Specific symmetrical composition glulam	3.15×10 ⁴	1.16×10 ⁸	13.1	0.87
Outer member	E105-F300				
Diagonal member	SS400	63.6	322	2.05×10 ²	78.8

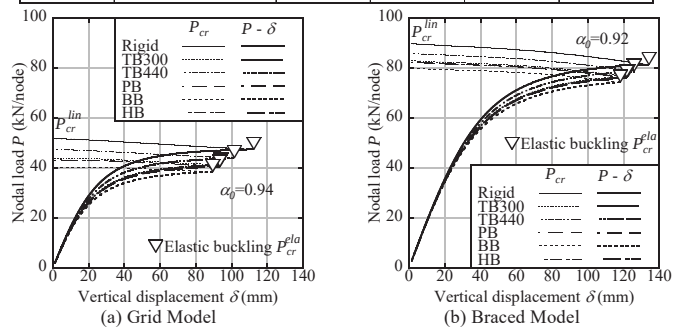


Fig. 9 Load-displacement relationship

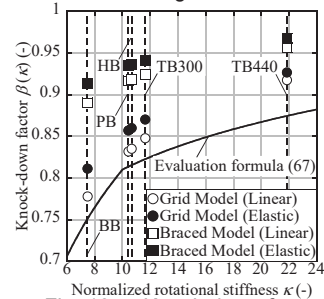


Fig. 10 Knock down factor

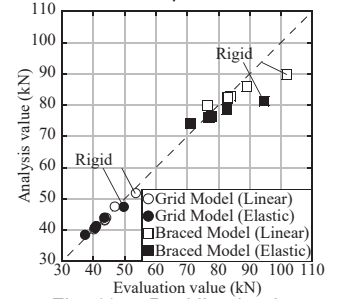


Fig. 11 Buckling load evaluation validity

る。 γ_t は鋼材と木材におけるヤング率に対するせん断弾性係数の変化に伴う $P_{cr(\infty)}^{lin}$ の比率とし、木材のせん断弾性係数 $G = E/15$ ²³⁾ を有した $P_{cr(\infty)}^{lin}$ と鋼材のポアソン比を 0.3 とした等方性材料のせん断弾性係数 $G = E/2.6$ を有する $P_{cr(\infty)}^{lin}$ より求める。本検討モデルの γ_t は Grid Model では 0.77、Braced Model では 0.86 となる。文献 18) を参照し、剛接合時の線形座屈荷重の評価値は Grid Model の場合は式(68)、Braced Model の場合は式(69)、接合部の剛節度を考慮した線形座屈荷重は式(70)、弾性座屈荷重は式(71)より求める。

$$P_{cr(\infty)}^{lin} = \gamma_t \left\{ \frac{3660}{n+56} - \frac{81}{\pi} \left(\max(\phi_{0x}, \phi_{0y}) - 0.349 \right) \right\} E_0 A \frac{(\theta_{0x}^2 + \theta_{0y}^2)}{\lambda_0^2} \quad (68)$$

$$P_{cr(\infty)}^{lin} = \gamma_t 16 \theta_{0x} \theta_{0y} \sqrt{DK \left(1 + \nu_B + D_{xy}/D \right) \left(K / \left(2K_{xy} \right) + 1 / (1 + \nu) \right)} \quad (69)$$

$$P_{cr(\kappa)}^{lin} = \beta(\kappa) P_{cr(\infty)}^{lin} \quad (70), \quad P_{cr(\kappa)}^{ela} = \alpha_0 \beta(\kappa) P_{cr(\infty)}^{lin} \quad (71)$$

ここで、

$$K = E_0 A / l_0 + E_s A_{BR} / l_0 \quad (72), \quad \nu_{xy} = \nu_{yx} = \nu = E_s A_{BR} / (\sqrt{2} l_0) \quad (73)$$

$$K_{xy} = E_s A_{BR} / (\sqrt{2} l_0) + 6 E_0 I_z / l_0^3 \quad (74), \quad D = E_0 I / l_0 \quad (75)$$

$$\nu_{Byx} = \nu_{Bxy} = \nu_B = 0 \quad (76), \quad D_{xy} = G_{RT} J / l_0 \quad (77)$$

ただし E_0 は格子部材である集成材のヤング率, A は格子部材の断面積, A_{BR} は斜材の断面積, θ_{0x} , θ_{0y} は x 方向および y 方向の部材半開角, λ_0 は部材細長比, n は分割数, ϕ_{0x} および ϕ_{0y} は x 方向および y 方向の半開角, G_{RT} は針葉樹の木口面せん断弾性係数である。文献 20) を参照し $G_{RT} = E/600$ とする。

接合部を TB300 とした場合の Grid Model および Braced Model の 1 次座屈モードを Fig. 7(b), Fig. 8(b) に, TB440 とした場合を Fig. 7(c), Fig. 8(c) に示す。1 次座屈モードは K_θ により異なることが確認された。接合部が剛接合時と TB440 の場合においては, 中央節点 O を中心として凹む 1 次座屈モードを示し, 接合部が TB300, PB, BB および HB の場合においては中央節点 O を境に対称的に一方が凸になり, 他方が凹む 1 次座屈モードを示した。

Fig. 9 に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。両モデル共に明確な座屈分岐点が見られた。 P - δ 関係の勾配は徐々に低下し, 推定座屈荷重は緩やかに低下していく傾向も両モデルで共通している。 P - δ 関係および P_{cr} は回転剛性が低いほど, 節点荷重および鉛直変位が共に小さい推移を示す。Braced Model は Grid Model に比べると線形座屈荷重と弾性座屈荷重は共に大きい。

Fig. 10 に実験結果の K_θ を基に数値解析により線形座屈荷重に対する弾性座屈荷重の低下率より評価した $\beta(\kappa)$ と既往評価式(67)の分布を示す。Fig. 10 より $\beta(\kappa)$ は式(67)により算出した評価値に比べて, Grid Model では 1.0 倍以上, Braced Model では 1.1 倍以上となり, 安全側に評価されている。Fig. 9 に示すように本検討モデルでは弾性座屈荷重低減係数 α_0 は, Grid Model では $\alpha_0 = 0.94$, Braced Model では $\alpha_0 = 0.92$ となり, 幾何学的非線形性の影響は小さい。Fig. 11 に文献 18) に例示されている手法に基づき, 接合部が剛接合の場合の線形座屈荷重に幾何学的非線形性による低減係数である弾性座屈荷重低減係数 α_0 , 接合部の剛接度による座屈荷重低減係数 $\beta(\kappa)$ および木材のせん断弾性係数による座屈荷重低減係数 γ_t を乗じ求めた弾性座屈荷重の評価値と接合部に弾性ばねを組み込んだ幾何学的非線形性を考慮した弾性座屈解析の数値解析結果の比較を示す。Grid Model では解析値と評価値は精度良く対応し, Braced Model では両者は 10% 程度の誤差となり, 概ね文献 18) の手法が適用可能であることが確認できる。

5.3. 特定部材の弾性座屈軸力に基づく弾塑性座屈荷重の算出

文献 18) に準拠し, 特定部材の座屈耐力 $N_{y(m)}$ および弾性座屈軸力 $N_{cr(m)}^{el}$ より弾塑性座屈荷重 P_{cr}^{pl} を求める。Table 5 に Grid Model および Braced Model の各種値を示す。特定部材の座屈耐力 $N_{y(m)}$ は式(78), 特定部材を用いた正規化細長比 $\Lambda_{e(m)}$ は式(79), 特定部材の圧縮強度 $N_{cr(m)}$ は式(81)とし, 弾塑性座屈荷重 P_{cr}^{pl} は式(82), 単位面積当たりの弾塑性座屈荷重 $P_{cr,unit}^{pl}$ は式(83)により求める。

$$N_{y(m)} = A \eta f_c \quad (78), \quad \eta = \begin{cases} 1 & (\lambda \leq 30) \\ 1.3 - 0.01\lambda & (30 < \lambda \leq 100) \\ 3000/\lambda^2 & (100 < \lambda) \end{cases} \quad (79),$$

Table 5 Evaluated elasto-plastic buckling load

(a) Grid Model

Connections	Rigid	TB300	TB440	PB	BB	HB
P_{cr}^{el} (kN)	47.4	41.3	44.0	40.7	38.5	40.8
$N_{cr(m)}^{el}$ (kN)	4.45	3.33	3.75	3.24	2.95	3.26
$N_{y(m)}$ (kN)	195					
$\Lambda_{e(m)}$ (-)	6.63	7.66	7.21	7.76	8.13	7.74
$N_{cr(m)}$ (kN)	3.08	2.31	2.60	2.24	2.04	2.26
P_{cr}^{pl} (kN)	32.8	28.6	30.4	28.2	26.6	28.2
$P_{cr,unit}^{pl}$ (kN/m ²)	3.65	3.18	3.38	3.13	2.96	3.14

(b) Braced Model

Connections	Rigid	TB300	TB440	PB	BB	HB
P_{cr}^{el} (kN)	81.3	76.5	78.6	76.0	74.3	76.1
$N_{cr(m)}^{el}$ (kN)	5.39	4.52	4.83	4.44	4.20	4.46
$N_{y(m)}$ (kN)	195					
$\Lambda_{e(m)}$ (-)	6.02	6.57	6.36	6.63	6.82	6.62
$N_{cr(m)}$ (kN)	3.73	3.13	3.35	3.08	2.91	3.09
P_{cr}^{pl} (kN)	56.3	53.0	54.4	52.6	51.4	52.7
$P_{cr,unit}^{pl}$ (kN/m ²)	6.25	5.89	6.05	5.85	5.71	5.86

$$\Lambda_{e(m)} = \sqrt{\frac{N_{y(m)}}{N_{cr(m)}^{el}}} \quad (80), \quad \frac{N_{cr(m)}}{N_{y(m)}} = \begin{cases} \frac{1 - 0.24 \Lambda_{e(m)}^2}{1 + \frac{4}{15} \Lambda_{e(m)}^2} & (\Lambda_{e(m)} \leq \frac{1}{\sqrt{0.6}}) \\ \frac{9}{13 \Lambda_{e(m)}^2} & (\Lambda_{e(m)} \geq \frac{1}{\sqrt{0.6}}) \end{cases} \quad (81),$$

$$P_{cr}^{pl} = \left(N_{cr(m)} / N_{cr(m)}^{el} \right) P_{cr}^{el} \quad (82), \quad P_{cr,unit}^{pl} = P_{cr}^{pl} / A_{dom} \quad (83)$$

ただし A は部材の断面積, η は座屈低減係数²³⁾, λ は部材の細長比, A_{dom} はラチスシェルの 1 節点当たりの支配面積とし, 両モデル共に $A_{dom} = 3 \times 3 = 9 \text{m}^2$ である。

評価された正規化細長比 $\Lambda_{e(m)}$ は 6~8 に達し, 弾性座屈荷重で座屈耐力が決定される。Grid Model では単位面積当たりの弾塑性座屈荷重 $P_{cr,unit}^{pl}$ は $2.96 \sim 3.38 \text{kN/m}^2$ となり, 設計耐力に対し 3.0 程度の安全率を有し, Braced Model では $P_{cr,unit}^{pl}$ は $5.71 \sim 6.25 \text{kN/m}^2$ となり, 設計耐力に対し 5.2 程度の安全率を有している。以上より 2 章で提案した各接合部はスパン $24\text{m} \times 24\text{m}$ 程度の木鋼シェル屋根に概ね使用可能な剛性および耐力を有していると判断される。

6. 結

接合部鋼材のフランジ面で曲げモーメントを伝達する形式の木鋼ハイブリッド単層直交格子ラチスシェル用接合部を提案した。面外方向の曲げに対する回転剛性および曲げ耐力を実大実験により明らかにし, 接合部剛性を考慮した小規模ラチスシェル屋根構造の座屈荷重の評価を行った。得られた知見を以下に示す。

- 1) 提案した木鋼ハイブリッド単層直交格子ラチスシェル用接合部の最大曲げ耐力 $M_{\max}$ は集成材曲げ耐力 M_b の 0.34~0.87 倍を示し, 無次元化回転剛性 κ は 7.5~22 と中剛性相当の性能を示した。
- 2) ラグスクリュウと T 形鋼を用いた接合部は, 鋼材部を長くすることで回転剛性 K_θ および曲げ耐力を確保でき, H 形鋼で集成材を挟み込んだ接合部は, 回転剛性 K_θ が低いものの集成材曲げ耐力 M_b に近い高い曲げ耐力を示した。
- 3) 各接合部の回転剛性, 降伏曲げモーメントおよび終局曲げモーメントの評価式をめり込みラグスクリュウの引抜等に基づき提案した。評価値は実験値を安全側に評価可能であることを確認した。
- 4) 得られた接合部の剛接度による座屈荷重低減係数 $\beta(\kappa)$ は 0.75~0.87 に留まり, 検討した接合部は概ね中規模単層ラチス

エル接合部に供し得る曲げ剛性を有していると考えられる。

- 5) 接合部が剛接合時の線形座屈荷重は木材のせん断弾性係数による座屈荷重低減係数 γ_t 、弾性座屈荷重低減係数 α_0 を乗じ、接合部剛節度による座屈荷重低減係数 $\beta(\kappa)$ は既往評価式を用いることにより安全側に木鋼ラチスシェル屋根構造の座屈荷重を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、部材弱軸回りの接合部性能、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、朝日智生氏、角野大介氏、出水文二氏、茨木彰人氏に感謝いたします。

参考文献

- 1) Sakata, H., Jokaku, M., Tomimoto, A. and Nakamura, Y.: Axial Behavior of Glulam Japanese Cedar-Steel Composite Member Adopted Friction Connector, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 73, No. 627, pp. 811-817, 2008. 5 (in Japanese)
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ー鋼板ハイブリッド部材の軸方向特性, 日本建築学会構造系論文集, 第 73 巻, 第 627 号, pp. 811-817, 2008. 5
- 2) Sakata, H., Jokaku, M., Tomimoto, A. and Nakamura, Y.: Experimental Study on Shear Performance of Glulam Japanese Cedar-Steel Composite Member Adopted Friction Connector, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 74, No. 643, pp. 1659-1664, 2009. 9 (in Japanese)
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ー集成材と鋼板接合部のせん断性能に関する実験研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 74 巻, 第 643 号, pp. 1659-1664, 2009. 9
- 3) 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ー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
- 4) Horii, T., Sakata, H., Takeuchi, T., Suzuki, T. and Nakamura, H.: Experimental Study on Mechanical Behavior of Glulam Timber-Steel Composite Member Using Shear-Ring Connector, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 69, No. 584, pp. 125-132, 2004. 10 (in Japanese)
堀井健史, 坂田弘安, 竹内徹, 鈴木達人, 中村博志: シアリング接合を用いた杉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, 日本建築学会構造系論文集, 第 69 巻, 第 584 号, pp. 125-132, 2004. 10
- 5) Sakata, H., Horii, T., Takeuchi, T., Nakamura, H. and Matsuda, K.: Experimental Study on Shear Performance of Shear-Ring Connector, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 73, No. 627, pp. 773-779, 2008. 5 (in Japanese)
坂田弘安, 堀井健史, 竹内徹, 中村博志, 松田和浩: シアリング接合部の木材繊維方向せん断性能に関する実験研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 73 巻, 第 627 号, pp. 773-779, 2008. 5
- 6) Miyamoto, S., Yamaguchi, N. and Miyazawa, K.: Development of Technology for Hybrid Timber Building Structures: Joints using H-section steel connectors, Journal of Structural Engineering B, Vol. 51B, pp. 521-530, 2005. 3 (in Japanese)
宮本俊輔, 山口修由, 宮澤健二: 木質複合建築構造技術の開発: H 形鋼を用いた接合法, 構造工学論文集 B, 第 51B 巻, pp. 521-530, 2005. 3
- 7) Kondoh, K., Oya, S., Oda, K., Shintani, T. and Hangai, Y.: Vibration and Load-Carrying Tests of a Timber Single-Layer Lattice Dome: Part 1: Outline of Dome and Vibration Test, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, B, Structure-I, pp. 1243-1244, 1991. 9 (in Japanese)
近藤一雄, 大矢俊治, 小田憲史, 新谷晃崇, 半谷裕彦: 木造単層ラチスドームの振動および載荷実験: その 1: 構造概要と振動実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集 B 分冊 構造I, pp. 1243-1244, 1991. 9
- 8) Nishimura, T., Morisako, K. and Ishida, S.: Numerical Analysis of Rotational Buckling of Gusset Plate Type Joints in Timber Single-Layer Lattice Dome, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 60, No. 477, pp. 77-85, 1995. 11 (in Japanese)
西村督, 森迫清貴, 石田修三: ガセットプレート型接合部を持つ木造単層ラチスドームの接合部回転座屈挙動の解析, 日本建築学会構造系論文集, 第 60 巻, 第 477 号, pp. 77-85, 1995. 11
- 9) 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)
松野浩一, 青木繁: 木材のめり込み挙動を考慮した木造単層スペースフレームの応力・変形性状に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 60 巻, 第 473 号, pp. 117-126, 1995. 7
- 10) 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)
松野浩一, 青木繁: 木材めり込み性状を考慮した木質単層スペースフレーム構造の座屈性状に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 66 巻, 第 546 号, pp. 103-112, 2001. 8
- 11) 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
- 12) Takeuchi, T., Hayashi, Y., Hayashi, K. and Kojima, H.: Stiffness and Strength of Hollow-Cylindrical Connections for Single-Layer Lattice Shell Roofs, AIJ Journal of Technology and Design, Vol. 17, No. 36, pp. 525-530, 2011. 6 (in Japanese)
竹内徹, 林裕真, 林賢一, 小島浩士: 中空円筒型単層格子シェル接合部の剛性および耐力, 日本建築学会技術報告集, 第 17 巻, 第 36 号, pp. 525-530, 2011. 6
- 13) Ueki, T., Mukaiyama, Y., Shomura, M. and Kato, S.: Loading Test and Elasto-Plastic Buckling Analysis of a Single Layer Latticed Dome, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No. 421, pp. 117-128, 1991. 3 (in Japanese)
植木隆司, 向山洋一, 庄村昌明, 加藤史郎: 単層ラチスドームの載荷試験および弾塑性座屈解析, 日本建築学会構造系論文集報告集, 第 421 号, pp. 117-128, 1991. 3
- 14) Kushima, S., Fujimoto, M. and Imai, K.: Numerical Results on Buckling Behaviors of Single Layer Two-Way Grid Dome with Tension Members, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 72, No. 617, pp. 121-128, 2007. 7 (in Japanese)
九嶋壮一郎, 藤本益美, 今井克彦: テンション材を対角材として組み込んだ単層 2 方向格子ドームの座屈性状に関する数値解析的研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 72 巻, 第 617 号, pp. 121-128, 2007. 7
- 15) Kumakawa, E. and Sasaki, M.: A study on wood latticed shell: Structure Design for maximum elastic buckling load, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, B-1, Structure-I, pp. 729-730, 2011. 8 (in Japanese)
熊川恵理子, 佐々木睦朗: 木造ラチスシェルに関する研究—弾性座屈荷重最大化による形態創生—, 日本建築学会大会学術講演梗概集 B-1 分冊 構造I, pp. 729-730, 2011. 8
- 16) 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)
加藤史郎, 今野岳, 山下哲郎: 単層直交格子ドームの座屈荷重に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 74 巻, 第 636 号, pp. 305-312, 2009. 2
- 17) Iwamoto, T., Nakazawa, S. and Kato, S.: Study on Buckling Behavior of Two-Way Single Layer Lattice Dome Stiffened by Diagonal Braces with Initial Tension, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Structure-I, pp. 637-638, 2015. 9 (in Japanese)
岩元貴幸, 中澤祥二, 加藤史郎: 初期張力導入を考慮したブレース補剛単層直交格子ドームの座屈性状に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集 構造I, pp. 637-638, 2015. 9
- 18) 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
- 19) 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ほぞ差し込込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 巻, 第 671 号, pp. 45-54, 2012. 1

- 20) 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
- 21) 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
- 22) Nakatani, M. and Komatsu, K.: Mechanism of Pull-out Performance in Lagscrewbolted 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: ラグスクリュースクリュー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 巻, 第 3 号, pp. 160-167, 2006. 5
- 23) 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
- 24) 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
- 25) 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

付録 A 各関係式のまとめ

- 1) 文献 23) のラグスクリュースクリューによる集成材の割裂破壊に対する終局耐力
割裂破壊による終局耐力 P_{uw1} は式(A1)より求める。本実験における接合部の端距離は, ラグスクリュースクリューの直径 d_l に対して $7d_l$ 以下であるため, 割裂破壊定数 C_r ³⁾ は式(A2)より求める。

$$P_{uw1} = (2/\sin\phi) C_r l_{uw} \sqrt{h_e/(1-h_e/h)} \quad (A1), \quad C_r = C_{r\text{比率}} (39.6r_0 - 4.44) \quad (A2)$$

$$C_{r\text{比率}} = (C_{r0\text{比率}} + r_1 k_0 e_1) \left[1 - \exp \left\{ \frac{-k_0 e_1^n - (0-0.5k_0)}{C_{r0\text{比率}} + r_1 k_0 e_1} \right\} \right] - (C_{r0\text{比率}} + r_1 k_0 0.5) \left[1 - \exp \left\{ \frac{-k_0 (0.5)^n - (0-0.5k_0)}{C_{r0\text{比率}} + r_1 k_0 0.5} \right\} \right] \quad (A3)$$

$$C_{r0\text{比率}} = 0.926 \quad (A4), \quad r_1 k_0 = 0.0049 \quad (A5), \quad k_0 = 0.132 \quad (A6), \quad n = 1.2 \quad (A7)$$

ただし ϕ は集成材が荷重を受ける角度, l_{uw} は割裂が生じる集成材の材厚, h_e は加力側材縁から最も遠い接合具までの距離 (本実験における接合部の場合, ラグスクリュースクリューの埋め込み有効長さは l_2 と等しい), $C_{r\text{比率}}$ は C_r の低減係数, r_0 は木材の基準比重である。

- 2) 文献 22) のラグスクリュースクリューの引抜剛性および降伏変位式

本論文ではラグスクリュースクリューが, 文献 22) のラグスクリュースクリューボルトと同等の引抜抵抗性能を有しているものとみなし, 文献 22) の提案式を準用しラグスクリュースクリューの引抜剛性 K_t は式(A8)より求める。基本せん断剛性係数 Γ_{90} は実験値より求める値であるため実験値 ²²⁾ を多項式近似し, 式(A9)に示す値とする。集成材の有効断面積 A_w およびラグスクリュースクリューの有効断面積 A_s は式(A10), (A11)²¹⁾より求める。

$$K_t = \begin{cases} \frac{\Gamma_{90} \pi d_l (E_0 A_w + E_s A_s) \sinh k l_1}{k (E_s A_s \cosh k l_1 + E_0 A_w)} & (E_0 A_w \leq E_s A_s) \\ \frac{\Gamma_{90} \pi d_l (E_0 A_w + E_s A_s) \sinh k l_1}{k (E_0 A_w \cosh k l_1 + E_s A_s)} & (E_s A_s \leq E_0 A_w) \end{cases} \quad (A8)$$

$$\Gamma_{90} = 4.86 (\text{N/mm}^3) \quad (A9), \quad A_w = (4.0d_l)(nd_l) - \pi(0.5d_l)^2 \quad (A10)$$

$$A_s = \pi d_l^2 / 4 \quad (A11), \quad k = \sqrt{\Gamma_{90} \pi d_l (1/E_w A_w + 1/E_s A_s)} \quad (A12)$$

$$n = 2.683 \exp\{3.591(l_2/h)\} \quad (A13)$$

ただし E_0 は集成材の弾性係数, E_s はラグスクリュースクリューの弾性係数, l_1 はラグスクリュースクリューのねじ部の長さ, l_2 はラグスクリュースクリューの埋め込み有効長さである。

ラグスクリュー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(A14)²³⁾より求める。

$$P_{yl} = (1/3) j K_d j K_m P_{ut} \quad (A14), \quad P_{ut} = 17.7 r_0^{0.8} d_l l_1 \quad (A15)$$

$$j K_d = 2.0 \quad (A16), \quad j K_m = 1.0 \quad (A17)$$

ただし $j K_d$ は荷重継続期間影響係数, $j K_m$ は含水率影響係数, P_{ut} はラグスクリュースクリューの終局引抜耐力である。

ラグスクリュースクリューの引抜による降伏変位 $\delta_{y,lt}$ は式(A18), 終局変位 $\delta_{v,lt}$ は式(A19)より求める。 P_{yl} および P_{ut} はラグスクリュースクリューによる集成材の割裂破壊も加味し, 式(A20)および式(A21)より求める。

$$\delta_{y,lt} = P_{yt} / K_t \quad (A18), \quad \delta_{v,lt} = P_{ut} / K_t \quad (A19)$$

$$P_{yt} = \min(P_{yl}, P_{uw1}) \quad (A20), \quad P_{ut} = \min(P_{ut}, P_{uw1}) \quad (A21)$$

ただし P_{uw1} はラグスクリュースクリューによる集成材の割裂破壊に対する終局耐力である。

- 3) 文献 23) のラグスクリュースクリューのせん断剛性および降伏変位式

ラグスクリュースクリューのせん断剛性 K_s は式(A22)より求める。

$$K_s = 4\Phi \lambda^3 (EI)_s \tanh \lambda l_2 \quad (A22)$$

$$\Phi = (1+r_q) / \left\{ (1+r^2) \right\} \quad (A23), \quad r = \cos \lambda l_2 / \cosh \lambda l_2 \quad (A24)$$

$$q = \sin \lambda l_2 / \sinh \lambda l_2 \quad (A25), \quad \lambda = \left\{ k d_l / 4 (EI)_s \right\}^{1/4} \quad (A26)$$

$$k_0 = E_0 / (31.6 + 10.9 d_l) \quad (A27), \quad k_{90} = k_0 / 3.4 \quad (A28)$$

ただし k は集成材のめり込み剛性, $(EI)_s$ はラグスクリュースクリューの曲げ剛性, E_0 は集成材の弾性係数である。

また, ラグスクリュースクリューの降伏せん断耐力 P_{ys} は式(A29)より求める。

$$P_{ys} = C F_e d_l l_2 \quad (A29)$$

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 は集成材の基準圧縮強度である。

従って, ラグスクリュースクリューのせん断による降伏変位 $\delta_{y,ls}$ は式(A30)より求める。

$$\delta_{y,ls} = P_{ys} / K_s \quad (A30)$$

- 4) 文献 21) による引きボルトの剛性および降伏変位

引きボルトの全体剛性 K_b は式(A31)より求める。

$$K_b = (1/K_1 + 1/K_2)^{-1} \quad (A31), \quad K_1 = E_b A_b / l_t \quad (A32)$$

$$K_2 = x_b y_b k_0 \quad (A33), \quad k_0 = E_0 / (31.6 + 10.9 x_b) \quad (A34)$$

ただし K_1 は引きボルトの引張剛性, E_b は引きボルト鋼材の弾性係数, A_b は引きボルトの断面積, l_t は引きボルトの長さ, K_2 は定着金物を剛体と仮定した場合における繊維方向のすべり剛性, x_b および y_b は定着金物の支圧面の短辺と長辺, E_0 は集成材の繊維方向の弾性係数である。

また, 引きボルト全体の降伏耐力 N_y は式(A35)より求める。

$$N_y = \min(N_{yb}, N_{us}) \quad (A35), \quad N_{yb} = x_b y_b F_e \quad (A36)$$

$$N_u = A_s F_s \quad (A37), \quad T_u = A_f F_u \quad (A38)$$

ただし N_{yb} は定着金物の繊維水平方向への圧縮降伏耐力, N_u は定着金物から梁木口へのせん断耐力, T_u は引きボルトの引張破壊耐力, F_e は集成材の基準圧強度²³⁾, A_s は定着部から梁木口までのせん断破壊面積, F_s は集成材の基準せん断耐力, A_b は引きボルトの有効断面積, F_u は引きボルトの引張強度である。

従って, 引きボルトの降伏変位 $\delta_{y,lt}$ は式(A39)より求める。

$$\delta_{y,lt} = N_y / K_b = N_{yb} / (1/K_1 + 1/K_2) \quad (A39)$$

ただし N_y は引きボルト全体の降伏耐力, K_b は引きボルトの全体剛性である。

- 5) 文献 23) による六角ボルトのめり込み剛性式

六角ボルトのせん断剛性 K_{js} は式(A40)より求める。

$$K_{js} = (l_1/2 + H)^{-1} \quad (A40), \quad l_1 = \frac{\lambda_1 \cosh(\lambda_1 a) + \cos(\lambda_1 a)}{S_1 \sinh(\lambda_1 a) + \sin(\lambda_1 a)} \quad (A41)$$

$$H = \lambda_1 / \{ S_1 \sinh(\lambda_1 a) + \sin(\lambda_1 a) \} \quad (A42), \quad \lambda_1 = (S_1 / 4 E_s I_{js})^{1/4} \quad (A43)$$

$$S_1 = k d_b \quad (A44), \quad k = \begin{cases} k_0 = E_0 / (31.6 + 10.9 d_b) & (\text{繊維方向}) \\ k_{90} = k_0 / 3.4 & (\text{繊維直交方向}) \end{cases} \quad (A45)$$

ただし E_s は六角ボルトのヤング率, I_{js} は六角ボルトの断面二次モーメント, a は主材厚, b は側材厚, S_1 は主材の六角ボルトの単位長さ当たりのめり込み剛性, d_b はボルトの直径, k は集成材のめり込み剛性である。

- 6) 文献 20) の繊維方向に対する集成材の面圧剛性式

集成材の繊維方向めり込み合力 $\sum N$ は式(A46)より求める。

$$\sum N = (1/2) x_p^2 y_p k_{0c} \theta \quad (A46), \quad k_{0c} = E_0 / (31.6 + 10.9 x_p / 2) \quad (A47)$$

$$x_p = Y_{ni} \quad (A48), \quad y_p = b_l \quad (A49)$$

ただし k_{0c} は繊維方向に対する集成材の面圧剛性, θ は回転角である。

ROTATIONAL STIFFNESS AND BENDING STRENGTH OF STEEL CONNECTIONS IN TIMBER LATTICE SHELL

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

^{*1} NIKKEN SEKKEI, M.Eng.

^{*2} Grad. Student, Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology

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

^{*4} Nippon Steel Engineering Co., Ltd., M.Eng.

^{*5} Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

In recent years, timber structures are popularly applied for lattice shell roofs to create a long span space due to lightweight and aesthetics. This research proposes several types of steel connections for timber lattice shells improving structural performance and architectural appearance. The out-of-plane flexural strength and rotational stiffness of the proposed connections are examined by full-scale experiments. Based on the experimental results, the seismic performance of timber lattice shell roofs using proposed connections is investigated.

Dimensions of a single-layer timber lattice shell are assumed to be 24 m × 24 m × 3.2 m. The five types of connections are proposed for this single layer lattice shell as shown in Fig. 2. Rectangular laminated timber members are fixed to tee or wide flange section with lag screws. These connections basically resist to out-of-plane bending moment by the pull-out force of lag screws and bearing force between the timber members and steel connections as shown in Fig. 3. Tests on three specimens for each type of connection were carried out to confirm the rotational stiffness, flexural strength and fracture mode with respect to out-of-plane bending.

Numerical simulations of a single-layered timber lattice shells illustrated in Figs. 7 and 8 using proposed five types of connections were conducted to investigate their buckling loads. The strength reduction factor for elastic buckling load against linear buckling load α_0 was estimated approximately as 0.9. Fig. 10 shows that the strength reduction factor due to connection stiffness $\beta(\kappa)$, stipulated in AIJ Recommendation for Design of Latticed Shell Roof Structures (AIJ Rec for Shell), and found to be less than the calculated values in numerical simulations with evaluated connection stiffness in the tests. The effect of timber shear stiffness on the strength reduction factor was also investigated. At last, elastic buckling load of timber lattice shells could be estimated multiplying reduction factors α_0 and $\beta(\kappa)$ to linear buckling load. The findings are summarized as follows.

(1) The maximum flexural strength of the proposed connections ranges 0.34 to 0.87 times the laminated material bending strength M_b , and the normalized rotational stiffness ratio κ (Eq. (56)) ranges from 7.5 to 22. This rotational stiffness ratio values indicate that the proposed connections are categorized as medium stiffness for single layer timber lattice shells.

(2) In tee flange connections, the rotational stiffness and flexural strength increase as the wrap length elongates. The wide flange connections exhibited maximum flexural strength, though the rotational stiffness is smaller than other connections with equivalent wrap length,

(3) Evaluation formulas to calculate the rotational stiffness and the flexural strength for the proposed connections are provided. The values calculated by the formulas generally correspond to the test results with a safety margin.

(4) The knockdown factor $\beta(\kappa)$ for the buckling load of timber lattice shells in of each connections range from 0.74 to 0.87, which is applicable for practical design of single-layered timber lattice shell roofs.

(5) The elastic buckling load of timber lattice shell roofs with the proposed connections can be evaluated multiplying the reduction factor γ_t , the knockdown factor $\beta(\kappa)$ and the reduction coefficient α_0 which can be assumed 0.9 to the linear buckling load.

(2017 年 9 月 9 日原稿受理, 2018 年 1 月 11 日採用決定)