

# 高力ボルトと一般構造用鋼管を用いた木造曲げ抵抗継手の性能評価実験

# EXPERIMENTAL PERFORMANCE EVALUATION OF SPLICE JOINTS FOR TIMBER STRUCTURES USING STEEL PIPES AND HIGH-STRENGTH BOLTS

高木次郎 ——— \* 1 西本憲司 ——— \* 2  
浅見忠明 ——— \* 3 遠藤俊貴 ——— \* 4

Jiro TAKAGI ——— \* 1 Kenji NISHIMOTO ——— \* 2  
Tadaaki ASAMI ——— \* 3 Toshiki ENDO ——— \* 4

キーワード：  
木造, 曲げ抵抗継手, 高力ボルト, 実験, 有限要素法

Keywords:  
Timber structure, Splice joint, High-strength bolt, Experiment, Finite element analysis

A splice joint system for timber members was proposed and its performance was evaluated experimentally. The joints are composed of a steel plate and high-strength bolts. Bending moments in the timber members are converted to coupled bearing forces in the bolted connections between the steel and timber. The bearing strength of each bolt is enhanced through the use of doubly placed steel pipe sleeves. Experiments for the connections and splice joints were conducted. The bolt connections were found to have sufficient bearing strength to allow for yielding of the steel plates as the primary failure mechanism of the splice joints.

## 1. はじめに

本研究では、木部材の新たな曲げ抵抗継手接合工法を提案し、その性能を実験的に評価する。さらに、有限要素法による解析により、その挙動を分析する。本継手接合では一般に流通する製材を対象とし、鋼板を木材で挟み、鋼構造用の高力ボルトで固定する。特殊な金物を用いない工法で、部材の曲げモーメント伝達能力を確保し、長大スパンやラーメン架構への利用を意図する。これにより、材長に制約のある国産木材の建築構造材としての利用促進を目的とする。

既往の木造曲げ抵抗接合方法として、ドリフトピンやボルトを用いた鋼板挿入式接合<sup>1)</sup>や、ドリフトピンとボルトや丸鋼の組合せによる接合<sup>2,3)</sup>や、ラージフィンガージョイントによる合板を介した接着接合<sup>4)</sup>などが提案されている。しかし、これらの提案は製材を対象とせず、多数の接合具や特殊な加工を必要とし施工性や経済性に改良の余地がある。筆者らはこれまでに、鋼板を木材で挟み込みトルシア形高力ボルトで締め付けることで一体化する接合方法を開発してきており<sup>5)</sup>、本研究対象の継手には、この接合方法を用いる。

## 2. 曲げ抵抗継手の構成

提案する曲げ抵抗継手の構成を図1に示す。材軸方向に接続する木部材の図中のZ軸まわりの曲げモーメントを鋼板を介して伝達させる機構である。図は、2つの木部材で鋼板を挟み込む構成を示すが、1部材に鋼板を割り込ませる形での利用も考えられる。木材と鋼板の接合部（以下「一体化接合部」と呼ぶ）には、一般構造用鋼管と高力ボルトを用いる。一体化接合部の構成を図2に示す。径の異なる2つの鋼管（STK400）を鋼板（SM490, t=6.0）の両側に2つ

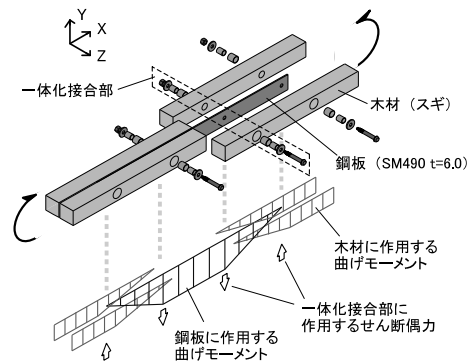


図1 継手構成と曲げモーメント伝達機構

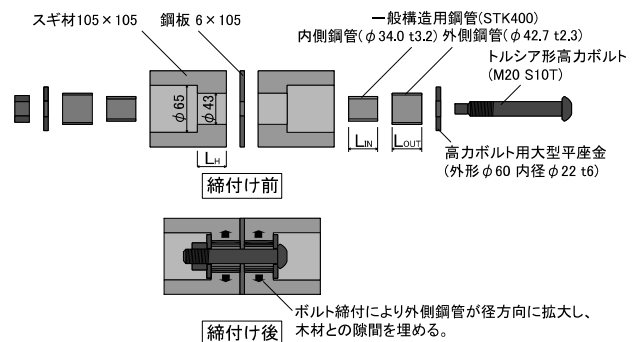


図2 一体化接合部の構成

ずつ設ける。径の大きい鋼管（「外側鋼管」と呼ぶ）の内側に小さい鋼管（「内側鋼管」）を挿入する。外側および内側鋼管の直径はそれ

<sup>1)</sup> 首都大学東京都市環境科学研究科 准教授・Ph. D. (〒192-0397 東京都八王子市南大沢1-1)

<sup>2)</sup> 東亜建設工業(株) 修士 (工学)

<sup>3)</sup> 首都大学東京都市環境科学研究科 大学院生

<sup>4)</sup> 首都大学東京都市環境科学研究科 助教・博士 (工学)

<sup>1)</sup> Assoc. Prof., Div. of Architecture and Urban Studies, Tokyo Metropolitan Univ., Ph.D.

<sup>2)</sup> Toa Corporation, M. Eng.

<sup>3)</sup> Graduate Student, Div. of Architecture and Urban Studies, Tokyo Metropolitan Univ.

<sup>4)</sup> Assistant Prof., Div. of Architecture and Urban Studies, Tokyo Metropolitan Univ., Dr. Eng.

それぞれ42.7mmと34.0mmであり、板厚は2.3mmと3.2mmである。鋼板両側の木材には、外側鋼管径とほぼ同径(43mm)の孔を設け、座掘錐を用いて、木孔深さ(図2の $L_H$ )を調節する。大型座金と両鋼管を貫通させて高力ボルトで締め付け、木材と鋼材とを密着させる。これにより鋼板が強軸まわりに曲げモーメントを受けた際の局部座屈および横座屈を拘束する。なお鋼材は490N/mm<sup>2</sup>級を用いた。内側鋼管高さ(図2中の $L_{IN}$ )は、木孔深さ $L_H$ と同じ42mmであるが、外側鋼管高さ(同 $L_{OUT}$ )は1mm大きく43mmである。これにより、高力ボルト締め付け時に外側鋼管が座屈し、直径が拡大する方向に変形することで、木材との鋼管との間隙を埋める機構である<sup>5)</sup>。木部材の材端曲げモーメントは、材端2か所の一体化接合部で材軸直交方向の偶力により鋼板へと伝達され(図1)、同様に直列接続される木材へと伝えられる。一体化接合部には、木材繊維直交方向のせん断力が作用し、木材の割裂による同接合部の耐力評価が必要となる。

一体化接合部での木材から鋼板へのせん断力の伝達機構は木材から鋼管への支圧と鋼管から鋼板への摩擦力である。木材繊維直交方向へのせん断力伝達能力については後述するが、一体化接合部での木材割裂破壊よりも鋼板の強軸まわりの曲げモーメントによる降伏を先行させることで、継手の曲げ抵抗性能に靱性を確保する。

### 3. 一体化接合部実験

一体化接合部における木材と鋼板の間の木材繊維直交方向のせん断耐力と変形性能を確認する目的で実験を行った。試験体構成を図3に示す。鋼板を木材で挟んだ2面せん断実験であり、一体化接合部と木材端部の距離(端距離=図中の $e_f$ )を実験変数とした。木材はスギ無等級材105×300mmとし、鋼板は厚み6mmのSS400材である。前章では490N/mm<sup>2</sup>級鋼材を用いるとしたが、接合部強度は木材の割裂で決定され、鋼材強度に依存しないため400N/mm<sup>2</sup>級鋼材とした。

木材の上端から52.5mmの位置で一体化接合により鋼板を木材で挟んで固定した(図3)。ここで、52.5mmは105角木材の中心から縁までの距離に相当する。木材下部は別の6mm厚の鋼板に5本のM12通しボルトで固定し、両鋼板を鉛直方向に引き離す方向に加力して、

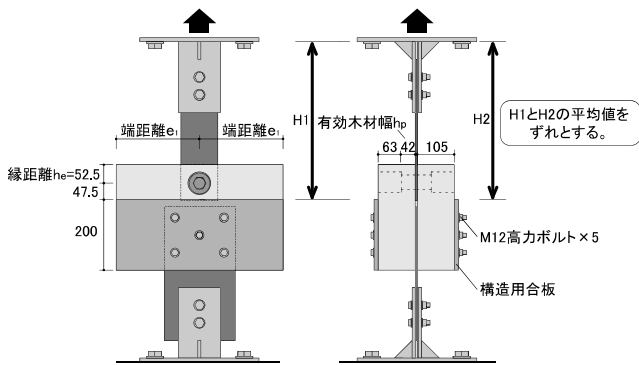
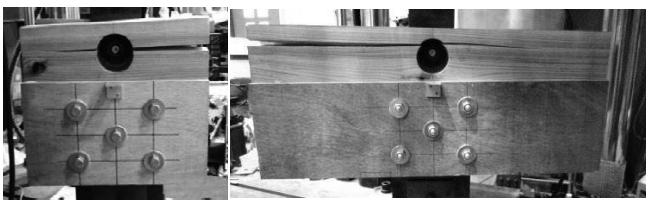


図3 試験体図



(a) 割裂先行型 (b) めり込み先行型

図4 破壊状況

接合部の繊維直交方向の性状を測定した。下側の鋼板と木材の接合部は一体化接合部と比べて十分耐力が高くなるように、木材外側に木質床材用接着剤を用いて構造用合板で補強した。油圧式サーボ機を用いて0.3mm/minの変位制御により一方向に単調載荷した。

表1に試験体一覧を示す。試験体は端距離 $e_f$ を170-365mmの範囲で変化させ4種類各3体合計12体とした。含水率は高周波木材水分計による測定平均値である。密度は重量比であり、材料特性はJIS Z 2101<sup>6)</sup>に基づき測定した。

破壊形状は図4(a)のように接合部中心に割裂が発生する割裂先行型と図4(b)のように接合部の上側で鋼管の木材へのめり込み後に割裂が発生するめり込み先行型の2種類が確認された。これらの破壊形状と実験変数である端距離には明確な相関は確認できなかったが、端距離が大きいほど割裂先行型からめり込み先行型に移行する傾向があった(表1)。

荷重-変形関係を図5に示す。縦軸は載荷機の反力値の半分でありそれを一体化接合部一か所あたりの荷重とした。横軸は上側の治具から試験体両側の補強合板の上端までの距離(図3中の $H1$ と $H2$ )の平均である。図で荷重約7kNを超えてから耐力が急激に低下する場合と耐力を保持して変形が進行する場合が確認できる。前者が割裂先行型の挙動であり、後者がめり込み先行型の挙動である。めり込みの過程では小刻みな荷重増減が観測された(図5)。

実験データをもとに「接合部設計マニュアル」<sup>7)</sup>に準拠して算出

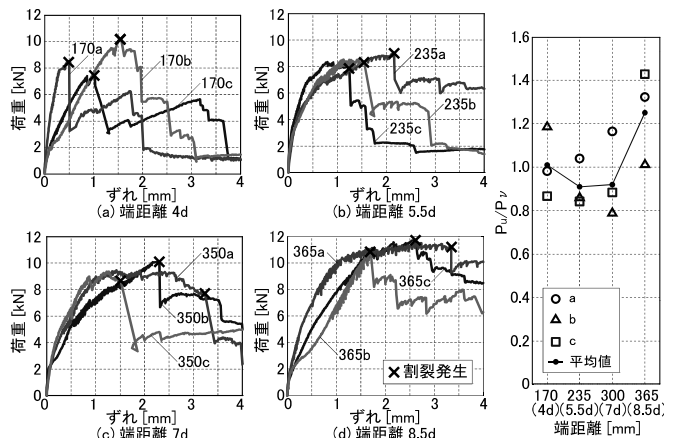


図5 実験結果

図6 端距離-耐力関係図

表1 一体化接合部実験試験体一覧

| 試験体名  | $e_f$ <sup>(*)1</sup> [mm] | $u$ <sup>(*)2</sup> [%] | $\rho$ <sup>(*)2</sup> [g/cm <sup>3</sup> ] | $K_{sp}$ [kN/mm] | $P_y$ [kN] | $P_v$ [kN] | $P_u$ [kN] | 破壊形式 <sup>(*)3</sup> |
|-------|----------------------------|-------------------------|---|------------------|------------|------------|------------|----------------------|
| s170a | 170 (4d)                   | 10.1                    | 0.42  | 35.4             | 4.3        | 8.1        | 8.2        | 割裂                   |
| s170b |                            | 12.1                    | 0.40  | 6.7              | 6.3        | 9.0        | 7.6        | 割裂                   |
| s170c |                            | 13.1                    | 0.41  | 11.9             | 3.7        | 6.9        | 7.9        | 割裂                   |
| 平均    |                            |                         |   | 18.0             | 4.8        | 8.0        | 7.9        |                      |
| s235a | 235 (5.5d)                 | 15.1                    | 0.40  | 20.8             | 5.5        | 7.9        | 7.6        | 割裂                   |
| s235b |                            | 15.1                    | 0.46  | 17.9             | 4.7        | 7.9        | 9.2        | めり込み                 |
| s235c |                            | 17.3                    | 0.46  | 35.0             | 4.8        | 7.8        | 9.2        | めり込み                 |
| 平均    |                            |                         |   | 24.6             | 5.0        | 7.9        | 8.7        |                      |
| s300a | 300 (7d)                   | 19.3                    | 0.40  | 15.5             | 4.4        | 8.9        | 7.6        | めり込み                 |
| s300b |                            | 20.6                    | 0.49  | 20.3             | 4.5        | 7.9        | 10.0       | めり込み                 |
| s300c |                            | 16.8                    | 0.47  | 4.7              | 7.9        | 8.4        | 9.5        | 割裂                   |
| 平均    |                            |                         |   | 13.5             | 5.6        | 8.4        | 9.1        |                      |
| s365a | 365 (8.5d)                 | 13.8                    | 0.42  | 15.6             | 6.2        | 10.9       | 8.2        | めり込み                 |
| s365b |                            | 12.4                    | 0.43  | 5.3              | 2.7        | 8.5        | 8.4        | 割裂                   |
| s365c |                            | 14.4                    | 0.40  | 8.4              | 5.7        | 10.9       | 7.6        | めり込み                 |
| 平均    |                            |                         |   | 19.5             | 4.9        | 10.1       | 8.1        |                      |

$e_f$ : 端距離,  $u$ : 木材含水率,  $\rho$ : 木材密度,  $K_{sp}$ : せん断剛性,  $P_y$ : 降伏耐力,  $P_v$ : 終局耐力,  $P_u$ : (1)式による終局耐力値  
<sup>(\*)1</sup>: 括弧内は、外側鋼管径42.7mmで除した値を示す。  
<sup>(\*)2</sup>: 鋼板両側の木材の平均値とする。<sup>(\*)3</sup>: 割裂=割裂先行型, めり込み=めり込み先行型

した降伏耐力  $P_y$ 、終局耐力  $P_u$  および、せん断剛性  $K_{sb}$  を表 1 に整理した。さらに、同マニュアル中の割裂破壊荷重評価式（以下の(1)式）を用いて算出した終局耐力値  $P_u$  を表中に示した。

$$P_u = 2(0.03959\rho - 4.438)h_p \sqrt{\frac{h_e}{1-h_e/h}} \quad (1)$$

ここで、 $h_p$ 、 $h_e$ 、 $h$  は有効木材幅、縁距離、梁成であり、本試験体の場合、それぞれ 42mm、52.5mm、300mm である。また、 $\rho$  は木材密度 ( $\text{kg}/\text{m}^3$ ) で、試験体ごとの測定値は表 1 の通りである。

端距離と端距離ごとの試験体の耐力の平均値の関係を考える。降伏耐力は全ての平均値で 10kN 前後となり、端距離との相関は低い。これは降伏耐力が主として木材へのめり込みで決定されているためと考えられる。一方、終局耐力の平均については、端距離  $e_1=170\text{mm}$  と 235mm でほぼ同値であったが、 $e_1=300\text{mm}$  と 365mm とでは、端距離の長さに応じて終局耐力が上昇した。図 6 に端距離-耐力相関関係を示す。縦軸は実験終局耐力値  $P_u$  を(1)式による計算値  $P_y$  で除して正規化した。外側鋼管径を  $d$  として端距離が  $4d$  から  $7d$  で  $P_u/P_y$  の各平均値は 0.9 前後となったが、 $8.5d$  では約 1.2 となった。

「接合部設計マニュアル」<sup>7)</sup> では(1)式の適用条件の 1 つに接合ボルト径の 7 倍以上の端距離確保が挙げられている。本工法のような鋼管を用いての一体化接合方法では、鋼管径を用いての必要端距離の設定に注意が必要である。実験体数は不十分であるが、 $4d$  から  $7d$  のとき、各試験体で  $P_y$  の 80% 程度以上の耐力が得られ、 $8.5d$  のとき  $P_y$  以上の耐力が得られた。

「接合部設計マニュアル」<sup>7)</sup> に準拠して算出した接合部のせん断剛性  $K_{sb}$  は表 1 の通りであり、端距離  $e_1$  と関係なくばらついた。これについて、接合部のずれ変位の計測での不備が考えられる。つまり、実験では加力点と接合部の木材との相対変位を測定したが（図 3）、治具と、一体化接合部で木材に挟まれた鋼板のボルト接合部においてボルト孔径をボルト軸径より大きくしたため、治具と鋼板との間にずれが生じた可能性がある。鋼板と木材との相対変位を得るために、加力機と鋼板の相対変位も測定しておくべきであった。ただし、一体化接合部のせん断剛性が継手の曲げ抵抗性能に及ぼす影響は比較的軽微であることを後述の解析で確認した。

## 4. 曲げ抵抗継手実験

### 4.1. 実験概要

継手の曲げ性能評価を目的として 4 点曲げ実験を行った。図 7 に試験体図を示す。一体化接合部に用いる鋼管やボルトの仕様は前述の図 2 と同様である。木材は 105×105mm のスギ無等級材、鋼板は 6×105mm の SM490 材とした。試験体の全長は 2500mm であり、木材 1 本あたりの長さはその半分の 1250mm である。試験体および荷重条件ともに中央構面に対して対称である。試験体中央で木材同士には隙間を設けず接触させた。ただし、接触面全体が完全に密着するような工作はしていない。鋼板の長さは 1500mm であり、中央から 250mm と 700mm の位置に一体化接合部を設けた。端距離の 250mm は外側鋼管の直径  $d$  に対して、 $5.8d$  に相当し、前章の一体化接合部実験で、一定の耐力確保が確認できた実験変数範囲内である。

試験体両端から 100mm の位置でローラー支持し、さらに内側に 225mm の位置で油圧式サーボ機からの力が鉛直下方向に作用する構

成とした。これにより継手接合部に様な曲げモーメントを作用させた。加力機からの荷重 5kN までを 2 回実施後、一方向単調荷重により、試験体の破壊もしくは測定限界変形まで荷重した。5kN まで 0.5kN/min の荷重制御とし、5kN 以降は 0.3mm/min の変位制御とした。

同条件の試験体 3 体に対して実験をした。図 7 中に示す 5 箇所について、試験体下部の鋼板下端の鉛直変位を測定すると共に、木材および鋼板上下端に合計 40 箇所の歪を測定した。また、中央での木材同士の離間距離を測定すると共に、面外変位を測定した。

各試験体の含水率、密度を表 3 に示す。含水率は高周波木材水分計を用いて各試験体について数点で測定した平均値である。材料特性は JIS Z 2101<sup>9)</sup> に準拠して測定した。

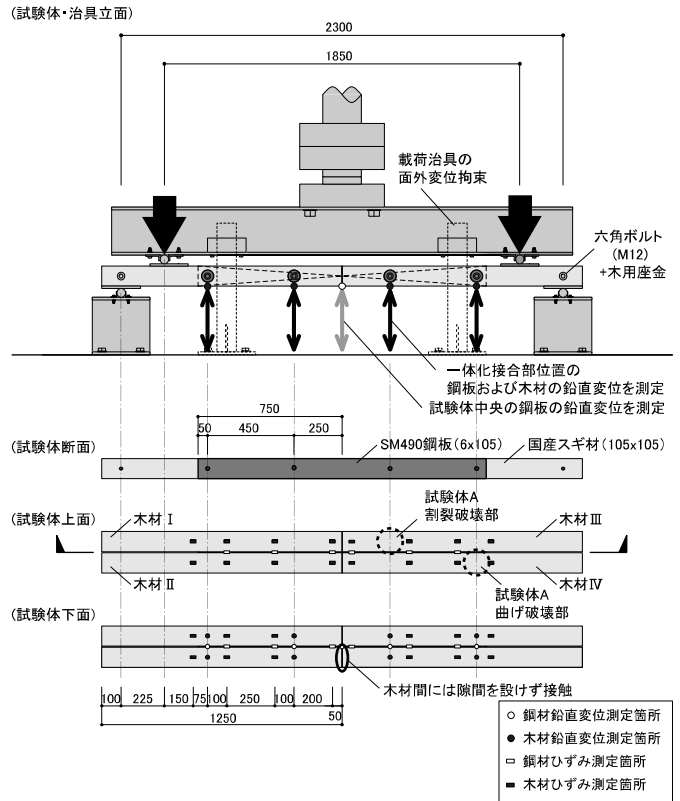


図 7 試験体図および測定箇所

### 4.2. 実験結果と考察

3 試験体分の荷重-変形関係を図 9 に示す。縦軸の荷重は試験体に作用する一様曲げモーメント  $M$  であり、横軸は図 7 における試験体中央の鋼板下端の鉛直変位  $\Delta_c$  である。ここで、 $M$  は加力機反力の半分に荷重点と支持点の距離である 225mm を乗じた値である。試験体 A では、荷重前の最大変位の予測に不備があり、試験体中央で鉛直変位 80mm 以上が測定できていない。同試験体について、図には荷重点の鉛直変位から推測した  $\Delta_c$  を点線で示した。推測値は、測定不能時の  $\Delta_c$  と木材を剛体と仮定して荷重点増分から算出される中央変位増分の和である。図中に解析結果も示した。これらについては次章で述べる。試験体 B と C の挙動はよく一致しているが、A については剛性と耐力共に B と C よりも小さい。これは、主として使用した木材の材料特性に依存すると考えられる。試験体木材に対する JIS Z 2101 縦圧縮強度試験結果を表 2 に示す。試験体 A で使われている木材の密度および圧縮強度は B と C のそれらの 7 割程度である。

BとCの崩壊形は鋼板の降伏であるのに対し、Aの崩壊形は鋼板降伏後の木材の曲げおよび割裂破壊であった。

実験時の記録写真を図8に示す。3体の試験体共に一体化接合部周辺の木材の損傷よりも鋼板の降伏が先行し、試験体中央で折れ曲がるように変形が進行した。鋼板降伏の判定は、JIS Z 2241<sup>8)</sup>に準拠した材料試験で得られた鋼板の弾性係数および降伏応力度から、歪ゲージの測定値が1800 $\mu$ に達した時点とした。試験体Aでは、載荷曲げモーメント  $M=4.9$  kNm で試験体中央下端で鋼板が降伏した。その後、 $\Delta_c=146$  mm の  $M=9.0$  kNm 付近で支持点側の片方の一体化接合部周辺で木材の曲げ破壊が発生した(図8(b))。さらに  $\Delta_c=155$  mm の  $M=7.4$  kNm 付近で割裂破壊へと移行した(図8(c))。一方、試験体BとCでは、木材が目立った損傷が確認されないまま測定限界変形に至った。これらにより、継手の曲げ耐力に靱性を確保すると同時に木材の材料強度のばらつきに依存しない安定した耐力確保が可能であることが確認できた。実験後に試験体を分解すると、全試験体で中央部に図8(d)のような鋼板圧縮側の座屈が確認された。載荷治具と試験体の位置関係から実験中はこのような鋼板の座屈変形は記録できていないが、鋼板座屈後も木材による拘束効果は喪失されず、顕著な耐力低下には至らなかったと考えられる。

「木材工業ハンドブック」<sup>9)</sup>に示されるスギの縦圧縮強度の統計平均値と下限値はそれぞれ、35N/mm<sup>2</sup>と25N/mm<sup>2</sup>であり、試験体の材料強度は統計平均値の1.13-1.64倍であった。材料の曲げ強度試験は実施していないが、同資料<sup>9)</sup>に示されるスギの曲げ強度の統計平均値と下限値はそれぞれ、65N/mm<sup>2</sup>と50N/mm<sup>2</sup>であり、強度比が縦圧縮強度と同じと仮定すると、試験体木材の推定曲げ強度と木材2本分の曲げ耐力は表2のようになる。曲げ耐力は一体化接合部位置で欠損のある断面値  $M_{net}$  と、欠損のない断面値  $M_{grs}$  の両方を示した。なお、ここでの曲げ耐力は、推定曲げ強度と断面係数の積である。

表3に試験体に使用した木材と、実験結果および次章の解析結果の諸元を示す。試験体Aでの木材の曲げ破壊について考察する。試験体Aに用いた木材は、図7中の木材I-IIIの位置に木材f、木材IVの位置に木材gである。試験体Aでの木材曲げ破壊は  $M=9.0$  kNm で

表2 木材の材料試験結果と木材の推定曲げ耐力

| 木材名称  | $u$<br>[%] | $\rho^{*1)}$<br>[g/cm <sup>3</sup> ] | $E_c$<br>[N/mm <sup>2</sup> ] | $\sigma_c$<br>[N/mm <sup>2</sup> ] | $\sigma_b$<br>[N/mm <sup>2</sup> ] | $M_{grs}$<br>[kNm] | $M_{net}$<br>[kNm] |
|-------|------------|--------------------------------------|-------------------------------|------------------------------------|------------------------------------|--------------------|--------------------|
| f     | 10.0       | 0.31                                 | 6764                          | 39.6 (1.13)                        | [73.5] (1.13)                      | 28.4               | 23.5               |
| g     | 10.3       | 0.42                                 | 8978                          | 51.8 (1.48)                        | [96.2] (1.48)                      | 37.1               | 30.8               |
| h     | 11.8       | 0.43                                 | 10075                         | 57.4 (1.64)                        | [106.6] (1.64)                     | 41.1               | 34.1               |
| i     | 11.1       | 0.50                                 | 9644                          | 49.1 (1.40)                        | [91.2] (1.40)                      | 35.2               | 29.2               |
| 統計平均値 | —          | —                                    | —                             | 35.0                               | 65.0                               | 25.1               | 20.8               |
| 下限値   | —          | —                                    | —                             | 25.0                               | 50.0                               | 19.3               | 16.0               |

$u$ : 木材含水率,  $\rho$ : 木材密度,  $E_c$ : 縦圧縮弾性係数  
 $\sigma_c$ : 縦圧縮強さ ( )内は公称値に対する比を示す。  
 $\sigma_b$ : 曲げ強さ [ ]内は推定値を示す。( )内は公称値に対する比を示す。  
 $M_{grs}$ : 欠損のない断面の木材2本分推定曲げ耐力  
 $M_{net}$ : 欠損のある断面の木材2本分推定曲げ耐力

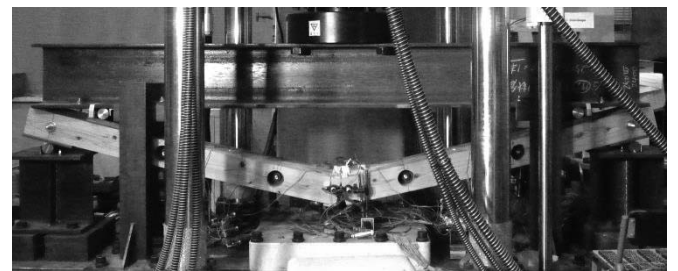
表3 継手曲げ実験結果および解析結果

|            | 使用木材 <sup>*2)</sup> |    |     |    | $u^{*1)}$<br>[%] | $(EI)_{eq}$<br>[kNm <sup>2</sup> ] | $M_y$<br>[kN] | $\Delta_y$<br>[mm] | $M_c$<br>[kN] |
|------------|---------------------|----|-----|----|------------------|------------------------------------|---------------|--------------------|---------------|
|            | I                   | II | III | IV |                  |                                    |               |                    |               |
| 試験体A       | f                   | f  | f   | g  | 10.8             | 156.7                              | 5.0           | 19.6               | 7.9           |
| 試験体B       | h                   | h  | h   | g  | 12.7             | 169.6                              | 4.8           | 18.3               | 8.6           |
| 試験体C       | i                   | i  | i   | g  | 14.7             | 192.4                              | 5.3           | 17.6               | 8.7           |
| 木材弾塑性・接触考慮 | —                   | —  | —   | —  | —                | 187.4                              | 5.1           | 17.8               | 8.4           |
| 木材弾性・接触考慮  | —                   | —  | —   | —  | —                | 187.0                              | 5.1           | 17.8               | 9.3           |
| 接触非考慮      | —                   | —  | —   | —  | —                | 147.9                              | 4.2           | 18.3               | 6.4           |

$u$ : 木材含水率,  $(EI)_{eq}$ : 一様断面を仮定した場合の等価弾性曲げ剛性。  
 $M_y$ : 鋼板降伏時曲げ耐力,  $\Delta_y$ : 鋼板降伏時変位,  $M_c$ : 限界曲げ耐力  
\*1) 木材4本の平均値を示す。\*2) 図7の木材番号を示す。

木材IVの試験体中央側の一体化接合部位置で発生した。表2にあるように、木材fとgの  $M_{net}$  はそれぞれ23.5kNmと30.8kNmである。木材gの方が  $M_{net}$  が大きい曲げ破壊が発生した。木材fとgが等しく荷重を負担したと仮定した場合、曲げ破壊時の荷重は推定耐力の29%である。これに対して、実験後に一体化接合部を外して、木材断面の状態を再確認したが、節などの断面欠損は見当らず、ここでの曲げ破壊の理由は明確でない。一体化接合部の木材割裂破壊は試験体Aのみで、木材曲げ破壊後に発生した。一方試験体B、Cは測定限界変形に至るまで一体化接合部の破壊は発生していない。

6 $\times$ 105mmの鋼板の材料試験で得られた降伏応力度(380N/mm<sup>2</sup>)に断面係数および塑性断面係数を乗じて算出した強軸まわりの降伏モーメント  $M_{fs}$  および全塑性モーメント  $M_{us}$  はそれぞれ4.2kNmと6.3kNmである。一方、実験で確認された3試験体の鋼板降伏時の継曲げモーメント  $M_y$  および限界曲げモーメント  $M_c$  はそれぞれ5.0kNmと8.4kNmであり(表3),  $M_{fs}$  と  $M_{us}$  よりも19%と33%高い。ここで、限界曲げモーメント  $M_c$  について、実験では試験体中央変位  $\Delta_c$  が60-100mmで耐力がほぼ一定であり、 $\Delta_c=60$  mm時(継手部の部材回転角差5.2%時)の曲げモーメントを  $M_u$  と定義した。実験耐力が鋼板のみの耐力よりも高いのは、試験体中央での木材同士の接触が原因と



(a) 試験体正面



(b) 木材曲げ破壊 (c) 木材割裂破壊 (d) 圧縮側鋼板の座屈

図8 実験後の状況

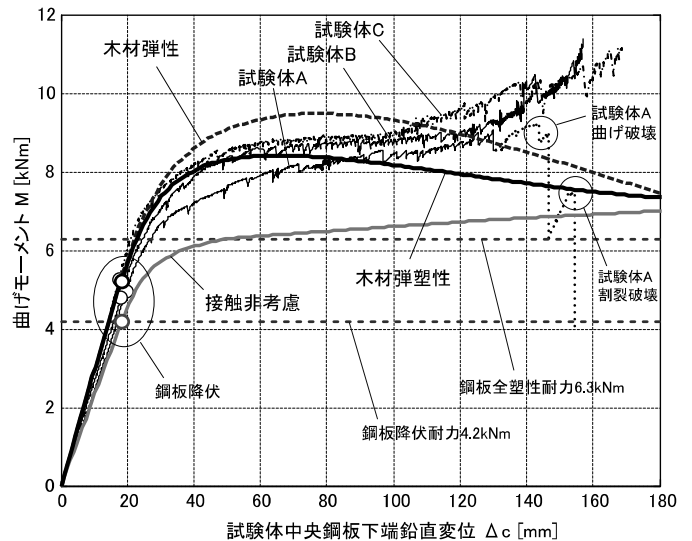


図9  $M-\Delta_c$  関係

考えられる。これについては次章で述べる。

継手の曲げ耐力と継手部以外の105×105mmの木材2本分の曲げ耐力を比較する。表2より、使用木材の $M_{grs}$ の平均値は35.5kNmで、3試験体の $M_0$ の平均値は木材2本分の平均曲げ耐力の24%である。また、 $M_p$ の平均値はスギ無等級材の短期許容曲げ応力度22.2N/mm<sup>2</sup>を用いた木材の短期許容曲げモーメント $M_{pw}$ (=8.6kNm)の58%である。

継手の曲げ剛性を継手部以外の105×105mmの木材2本分の母材の剛性と比較する。試験体を一様断面部材と仮定した場合の等価弾性曲げ剛性 $(EI)_{eq}$ を試験体中央変位 $\Delta_c$ から算出すると、試験体A, B, Cの順に156.7, 169.6, 192.4kNm<sup>2</sup>であった。これらの平均は各試験体の材料試験から得られた弾性係数を用いた母材の平均曲げ剛性の97%であり、継手の曲げ剛性は母材のそれと同等であった(表3)。

## 5. 数値解析

### 5.1. 解析概要

本章では、有限要素法<sup>10)</sup>により継手実験を解析的に評価する。解析モデルを図10に示す。部材の材軸方向と鉛直方向およびそれらと直交する構面外方向をそれぞれX, Y, Z方向とし、試験体中央での対称性を考慮して、1/2モデルとした。木材と鋼板をそれぞれ板要素でモデル化し、両間の一体化接合部の位置に材軸(繊維)方向と繊維直交方向の相対変位に対する弾性ばねを設けた。繊維方向のずれに対するばね剛性は著者らの既往研究<sup>9)</sup>に準拠して32.1kN/mmとし、繊維直交方向の剛性については、前述の一体化接合部実験により得られた剛性の平均値から16.6kN/mmとした。

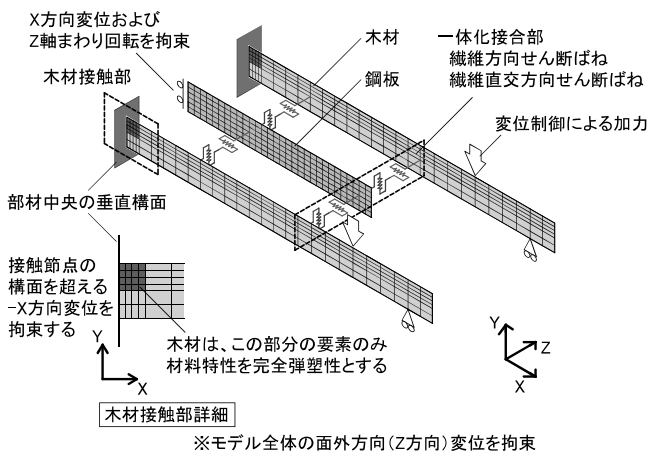


図10 解析モデル

解析では、X方向とY方向の変位のみ考慮し、Z方向の変位は全て拘束した。従って、鋼板の座屈は評価できていない。これは、実験では、鋼板の座屈による構面外方向の変形後も木材の押さえ込みによる変形拘束力は失われず、結果的に、座屈が直接的に継手の曲げ耐力低下を引き起こす要因とはならなかったことから、それを解析的に評価することの重要性は高くないと判断したためである。また、継手部での木材間の接触を考慮するため、試験体中央の垂直構面を超える方向の木材の変位をゼロに制約した上で、離れる方向の変位を自由とした。鋼板については試験体中央断面の節点に対して、X方向変位とZ軸まわりの回転を拘束した。

鋼板の要素幅はX方向に25mm、Y方向に17.5mmとした。一方、木材は接触により局所的な変形が発生すると考えられる範囲の要素を

細かくした。X方向は試験体中央の垂直構面から50mmまでを12.5mm、それ以外を50mmとした。Y方向は上半分を13.125mm、下半分を25mmとした。節点数と積分点数は共に1要素につき4とした。鋼材の材料特性について、材料試験から得られた弾性係数、降伏応力度、引張強さはそれぞれ、210kN/mm<sup>2</sup>、380N/mm<sup>2</sup>、556kN/mm<sup>2</sup>であった。引張強さを与える歪は約10%であり、それより大きい歪で引張強さを維持すると仮定してトリリニア型の材料特性モデルとした。木材は等方性弾性材とし、弾性係数は実験に用いた木材の縦圧縮試験結果(表2)の平均値より9kN/mm<sup>2</sup>とした。ただし、継手部で直列する木材間の接触による木材めり込み降伏を考慮して、図10の試験体中央上部の木材のみ完全弾塑性モデルとした。降伏応力度をスギ材の繊維方向支圧強度の公称値<sup>11)</sup>19.4N/mm<sup>2</sup>とした。木材の異方性を考慮していないが、繊維直交方向の変形は主として一体化接合部まわりで発生すると考えられ、これについては、接合部ばね剛性の設定時に評価できていると考えた。解析は変位制御による増分解析とした。

### 5.2. 解析結果と考察

曲げ抵抗継手実験の荷重-変形関係(図9)に解析結果を示した。解析では $M=5.1$ kNmで試験体中央の鋼板下端が降伏し、 $M=6.2$ kNmで上端が降伏した。その後、 $M=8.4$ kNmで最大耐力に達し、それ以降は耐力が低下した。等価弾性曲げ剛性 $(EI)_{eq}$ 、鋼板降伏時の曲げ耐力 $M_p$ 、および限界耐力 $M_0$ の解析値は、実験平均値の108%、102%、100%であり、両者は整合した。一方、 $\Delta_c$ が65mmより大きい範囲では、解析では耐力低下しているのに対し、実験では増大している。解析での耐力低下の機構として、部材角が変化し、継手での水平方向の木材の接触力の材軸直交成分が載荷方向と逆向きの曲げモーメントを発生させることが考えられる。一方、実験での耐力増大の理由は明確ではないが、木材めり込み部で歪が十分大きくなってから強度が増大した可能性などが考えられる。

図11に木材と鋼板の上下端の実験と解析の歪の推移を示す。木材の実験値は鋼板両側の木材2本の歪ゲージの測定値の平均である。鋼板降伏後の $M=8$ kNm時では歪が大きくなり、試験体中央付近で実験値がばらつき、解析との乖離が見られるものの、より小さい荷重時および木材においては、解析と実験とで良好な対応が確認できた。

図12に試験体中央側と外側の一体化接合部の材軸直交方向のせん断力および継手部の木材接触力の材軸直交方向成分の推移を示す。外側接合部せん断力と接触力材軸直交成分の和は内側接合部せん断力に概ね一致した。接触力材軸直交成分は鋼板が降伏した $\Delta_c=20$ mm付近から $\Delta_c$ にほぼ比例して増大し、 $\Delta_c=140$ mmで約6kNになった。試験体木材の密度は0.31-0.50g/cm<sup>3</sup>であり、これを用いて(1)式より算出される一体化接合部の終局せん断耐力 $Q_{Ru}$ は6.7-13.2kNである。内側接合部せん断力は、 $\Delta_c=150$ mm付近で $Q_{Ru}$ の上限値に至るが、継手での木材同士の接触力の材軸直交方向成分は、一体化接合部の木材の割裂を防止する方向に作用することから、割裂を誘発する繊維を引き裂く方向の力は、外側接合部せん断力と一致する。同値は $Q_{Ru}$ 計算値の下限に留ることから、実験でも中央側接合部での割裂は発生しなかったと考えられる。

図13に解析で得た鋼板の試験体中央断面の垂直応力度分布を示す。鋼板降伏前の $M=4$ kNm時の中立軸は材軸より7.1mm(部材成の7%)上方にあるのに対し、上端降伏後の $M=8$ kNm時では11.9mm(同

11%) 上方へと移行した。継手での木材の接触力増大に伴う中立軸位置の推移が確認できる。

解析では  $M=3.8\text{kNm}$  で継手での木材接触部がめり込み降伏した。接触部を含めて木材を弾性係数  $9\text{kN/mm}^2$  の弾性体とした場合（木材弾性モデル）の解析を別途行ったところ、等価曲げ剛性  $(EI)_{eq}$  および降伏曲げモーメント  $M_y$  はほぼ変化しなかったが、限界曲げモーメント  $M_u$  は 10% 上昇した。実験結果と比較をすると、 $\Delta_c$  が 30mm を超えた付近から実験耐力を上回る様子が確認できる（図 9）。木材接触部での木材のめり込み降伏を考慮した場合の方が、 $\Delta_c$  が 80mm 以下の範囲で良好な精度で実験と対応しており、接触部で木材のめり込み降伏が推定できる。また、試験体中央の垂直構面での木材の変位を拘束せず、継手での木材の接触を考慮しない場合（接触非考慮モデル）についても解析した。この場合、 $M=4.2\text{kNm}$  で試験体中央の鋼板上下端が降伏した。接触を考慮する場合と比べて、 $(EI)_{eq}$ 、 $M_y$ 、 $M_u$  はそれぞれ 76%、82%、76% であった。

3 章の一体化接合部実験での木材繊維直交方向のせん断初期剛性の計測不備の可能性を考慮して、一体化接合部のせん断剛性が継手の曲げ抵抗性能に及ぼす影響を確認した。一体化接合部剛性繊維直交方向せん断ばねの剛性を半分の  $8.3\text{kN/mm}$  とした場合、 $(EI)_{eq}$ 、 $M_y$ 、 $M_u$  の低下はいずれも 3% 以内で、荷重-変形関係はほぼ変化なかった。従って、鋼板の降伏が支配的となる本継手工法では、一体化接合部のせん断剛性が性能に及ぼす影響は限定的と考えられる。

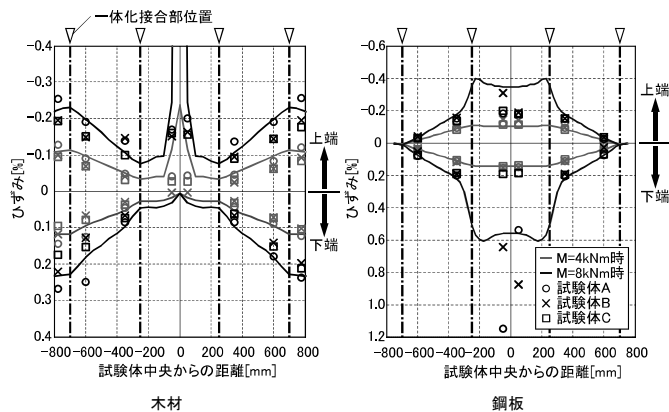


図 11 木材・鋼板の上端と下端のひずみ分布の推移

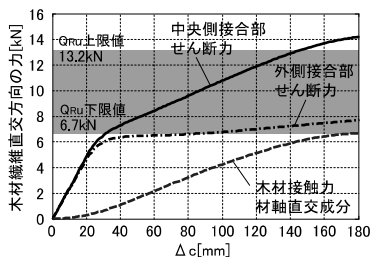


図 12 木材繊維直交方向の力の推移

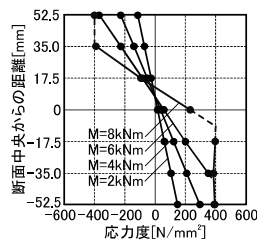


図 13 継手部の鋼板の垂直応力度分布

## 6. まとめ

鋼板を木材に挟み込み、一般構造用鋼管を挿入した上で高力ボルトにより締め付けることで両材を一体化させる接合方法を用いて木部材の曲げモーメントを伝達させる継手接合を提示した。本研究では、一体化接合部の木材繊維直交方向の割裂耐力実験（一体化接合部実験）および継手の曲げ実験と解析を行った。これにより得られ

た知見は以下の通りである。

- (1) 既往の割裂破壊荷重評価式による一体化接合部の終局せん断耐力算定値と実験値を比較すると、端距離  $4d$  から  $7d$  において実験値の平均値は計算値の 90% 前後となり概ね一致した。端距離  $8.5d$  では、実験値の平均値は計算値の 120% となった。耐力と端距離の明確な相関は得られなかったが、端距離が長いと木材へのめり込みが先行して、その後割裂破壊する傾向があった。
- (2) 継手の 4 点曲げ実験では、一体化接合部の割裂破壊よりも鋼板の降伏を先行させて継手の曲げ耐力に靱性を確保すると同時に、木材の材料強度のばらつきに依存しない安定した耐力確保が可能であることが確認できた。また、3 体の試験体の継手の平均曲げ耐力は母材の曲げ耐力の 24% であり、曲げ剛性に関してはほぼ同じであった。
- (3) 曲げ抵抗継手の有限要素解析では、継手部で材軸方向に直列する木材の接触と接触部での木材のめり込み降伏を考慮し、試験体中央鋼板鉛直変位  $\Delta_c=65\text{mm}$  に至るまで、荷重-変形関係が実験と比較して良好な精度で評価できることを確認した。木材と鋼板の歪に関しては降伏後の鋼板の実験値はばらつきが見られるものの、解析値は実験値と概ね一致することを確認した。
- (4) 継手の有限要素解析において、木材間の接触による圧縮軸力負担により、曲げモーメント  $M=8\text{kNm}$  時までには試験体中央の鋼板の中立軸が部材成の 11% 上方まで移動することを確認した。また木材間の接触によって、等価弾性曲げ剛性は 24%、鋼板降伏時の耐力は 18%、限界耐力は 24% 上昇することを確認した。
- (5) 一体化接合部の繊維直交方向のせん断初期剛性値が解析結果に与える影響は小さく、同値を半分にした解析では、曲げ耐力や剛性の減少は 3% 以内であった。

## 謝辞

本研究における実験の一部は、公益財団法人 LIXIL 住生活財団 平成 25 年度研究助成（研究代表者：高木次郎）の下で実施した。また、松岡舞氏（首都大学東京大学院生）には図版の作成を協力いただいた。ここに記して謝意を表します。

## 参考文献

- 1) 大橋好光, 坂本功, 稲山正弘, 五十田博: 集成材による柱-梁接合部の強度実験 その 7 モーメント抵抗接合部の分類と実験の概要, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (東海), pp. 45-50, 1994. 9
- 2) 大野義昭, 嶋島祐二, 荘所直哉, 乃込寛之, 藤谷義信, 大橋好光: ドリフトピンを用いた木質ラーメン構造の柱-梁接合部に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 567 号, pp. 85-92, 2003. 5
- 3) 那須秀行, 石山央樹, 山本徳人, 高岡蘭子, 三宅辰哉, 野口弘行: 大径ボルトを用いた木質梁勝ちラーメン構造の開発, 日本建築学会技術報告集, 第 22 号, pp. 193-198, 2005. 12
- 4) 野田康信ほか: 中間部材に合板を用いたラージフィンガージョイント接合部の性能, 木材学会誌, Vol 59, No. 1, pp. 34-44, 2013
- 5) 高木次郎, 十時哲, 遠藤俊貴: 鋼木複合断面構造部材を構成する高力ボルトと一般構造用鋼管を用いた一体化接合部の力学的性能評価, 日本建築学会大会構造系論文集, 第 693 号, pp. 1905-1911, 2013. 11
- 6) JIS Z 2101, 木材の試験方法, 2009
- 7) 日本建築学会: 木質構造接合部設計マニュアル, 丸善株式会社, 2009
- 8) JIS Z 2241, 金属材料試験方法, 2011
- 9) 森林総合研究所: 木材工業ハンドブック, 丸善株式会社, 2004
- 10) Jacob Fish, Ted Belytschko, 山田貴博 (監訳), 永井学志 (訳), 松井和己 (訳): 有限要素法 ABAQUS Student Edition 付, 2008
- 11) 日本建築学会: 木質構造設計規準・同解説一許容応力度・許容耐力設計法, 丸善株式会社, 2006

[2014 年 10 月 14 日原稿受理 2014 年 12 月 1 日採用決定]