

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

STRUCTURAL PERFORMANCE EVALUATION OF CONNECTIONS FOR STEEL-TIMBER COMPOSITE MEMBERS USING HIGH-STRENGTH BOLTS AND STEEL PIPES

高木次郎*, 十時 哲**, 遠藤俊貴***
Jiro TAKAGI, Tetsu TOTOKI and Toshiki ENDO

Details of connections are developed for steel-timber hybrid structural members, which are economical and take advantage of the beneficial properties of each material, such as the strength of steel and ease of construction of wood. In a hybrid member, a steel plate is sandwiched with timber on both sides. The steel and timber are connected with high-strength bolts, which penetrate through doubly placed steel pipes. The outer pipe, which is slightly (1mm) longer than the inner pipe, is designed to buckle under compression when the bolt is tightened. The outer pipe expands radially as it deforms inelastically and fills the gap in the timber hole, thereby enhancing the initial bearing stiffness of the connection. The inner pipe prevents the outer pipe from shortening more than 1mm. The bearing performance of the connections was investigated experimentally and analytically.

Keywords : *Steel-timber composite member, Composite connection, Bearing capacity, High-strength bolt, Steel pipes*

鋼木複合断面, 一体化接合部, せん断耐力, 高力ボルト, 一般構造用鋼管

1. 背景と目的

木材は古来より日本の代表的な建築材料であり、仕上を兼用できるほか、経済性や加工性が高い上に、環境面での利点も多い。2010年に「公共建築物等における木材の利用の促進に関する法律」が制定され、中規模以上の建築物における木材利用への関心は高まってきたが、木材には材料強度のばらつきや、接合部の弱さ、部材の大きさの制約などの短所があり、利用上の課題になっている。近年、木材の長所を生かしつつ、短所を鋼材で補う複合断面部材（鋼木複合断面構造部材）の開発努力の一環として、特に重要な鋼材と木材との一体化接合部の研究が進められてきた。楠ら¹⁻³⁾は鋼材と木材を接着剤により全面接着する方法や、鋼板にスタッドを溶接する方法などを提案した。また、坂田ら⁴⁻⁸⁾は鋼板にシアリングを溶接し、シアリング型の溝を加工した木材と鋼板をボルトで接合する方法や、木材のボルト孔部分に厚肉鋼管を圧入することで鋼板と木材の摩擦接合を可能とした接合方法（摩擦接合型コネクタ）を提案した。この摩擦接合型コネクタでは鋼材と木材の高い一体化性能が確認されたが、厚肉鋼管の圧入の施工性に課題があると考えられる。

一方、筆者らは、経済性と加工性を重視した鋼材と木材の一体化接合方法の開発を進めてきた。トルシア形高力ボルトを用いて木材を繊維直交方向に強力に圧縮することにより、鋼材と木材とを一体化させる工法⁹⁾では施工は容易であるが、経時によりボルト張力が低下することに対して十分な対策が検討できていない^{10,11)}。これら

を踏まえて、本研究では経時の影響が小さく、実用的な一体化接合方法を提案する。実験と解析により接合部のせん断性能を調査し、今後の実用化に向けた基礎的なデータを提示する。

2. 鋼木複合断面構造部材の構成

本研究で対象とする鋼木複合断面部材は、図1のような鋼材を木材で挟み込んだ構造とする。木材は集成材ではなく製材とし、間伐材などの小断面部材の活用も想定して、スギ材を用いることにする。鋼材の高い強度を利用しつつ、木材に座屈を拘束する効果を期待する。比較的低強度のスギ材を用いた場合の性能を把握することにより、より高い強度の木材でも構成可能であることを示す。

図1に一般構造用鋼管（STK400）を用いた一体化接合部を示す。本接合部は図1aのような鋼材と木材との複合断面部材を構築するための一体化接合部であり、本研究では部材同士の接合部とすることは考えない。2種類の径の異なる鋼管を用い、小径鋼管を大径鋼管の内側に挿入し高力ボルトで締め付ける。以下、大径鋼管と小径鋼管をそれぞれ外側鋼管と内側鋼管と呼ぶ。外側鋼管は内側鋼管よりも1mm在軸方向に長く、ボルト軸力導入時には、外側鋼管のみが圧縮力を負担する。ボルト軸力により外側鋼管は塑性座屈し、直径方向に拡大する。これにより、木孔と大径鋼管との間隙が埋まり、木材と鋼材とのずれ方向のガタが縮減される。外側鋼管が圧縮され、在軸方向に1mm短くなると、内側鋼管に座金が接触し、外側と内側の両管が

* 首都大学東京都環境科学研究科 准教授・Ph. D.

** 五洋建設(株) 修士(工学)

*** 首都大学東京都環境科学研究科 助教・博士(工学)

Assoc. Prof., Div. of Architecture and Urban Studies, Tokyo Metropolitan Univ., Ph. D.

Penta-Ocean Construction Co., Ltd., M. Eng.

Assistant Prof., Div. of Architecture and Urban Studies, Tokyo Metropolitan Univ., Dr. Eng.

ボルト軸力を負担し、トルシア形高力ボルトの導入張力に釣り合う。
 座金には高力ボルト用大型平座金を用いる。高力ボルトはナットおよび座金と共にセットで品質管理されているので、所定の導入軸力は保証されないが、トルシア形高力ボルトを用いる場合はピンテールの破断によって一定の軸力導入がなされると考えられる。

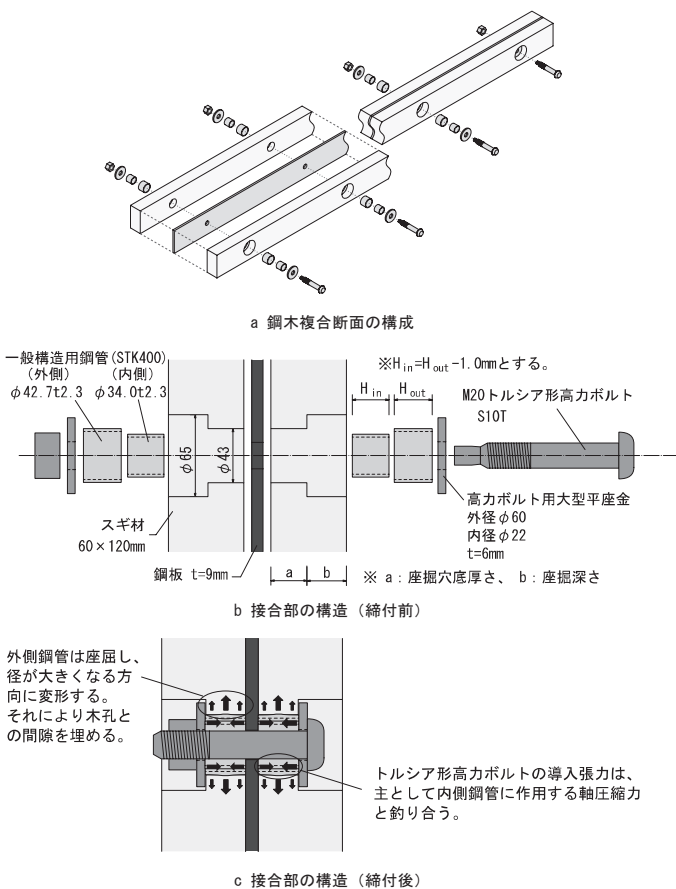


図1 鋼木複合断面の構成と一体化接合部の機構

3. 材料特性

実験に用いた材料の特性を以下に整理する。

3.1. スギ材

JISZ2101¹²⁾に準拠した材料試験体を作成し、L方向圧縮（縦圧縮）、R方向圧縮（横圧縮）、LR面せん断試験を実施した。実験用のスギ材は6本の丸太から製材したため、全ての丸太から3体ずつ試験片を採取して材料試験を行った。3体の試験平均値を表1に示す。L方向圧縮及びR方向圧縮試験の強度（または比例限度）と弾性係数、さらにLR面せん断強度における全ての試験結果で丸太番号3の試験片が最大値、丸太番号4の試験片が最小値を示した。

なお、L方向圧縮時の弾性係数は材料試験体中央表裏に設けた歪ゲージの読取平均値と平均圧縮応力度から得られた応力-歪関係のうち概ね弾性挙動を示した応力度 5N/mm²と15N/mm²の両点の割線剛性とした。R方向圧縮時の弾性係数は、応力-歪関係から目視で特定した比例限界点と0.5N/mm²荷重点との割線剛性として算出した。

丸太間の材料諸元は平均値に対するばらつき幅が±20%程度の範囲に納まっているが、R方向圧縮試験時の弾性係数値では、平均値の±70%程度の幅があり、ばらつきが大きいことが確認された。全ての試験片の含水率は8-10%であった。なお、これらの材料試験片は、後

述のせん断実験用木材から切り出したものであるが、切り出し後に人工乾燥させたために、試験片の含水率が実験用木材の含水率よりも低い値になった。

表1 スギ材材料試験結果

丸太番号	含水率 [%]	L方向圧縮（縦圧縮）		R方向圧縮（横圧縮）		LR面せん断強度 [N/mm ²]
		最大強度 [N/mm ²]	弾性係数 [N/mm ²]	比例限度 [N/mm ²]	弾性係数 [N/mm ²]	
1	8.7	41.4	8763	1.5	206	7.6
2	9.1	36.4	8145	1.3	204	5.9
3	9.2	43.8	10043	1.8	257	8.2
4	8.1	32.0	6987	1.3	128	5.8
5	8.0	42.0	10017	1.4	163	6.4
6	8.5	39.5	8787	1.4	162	6.2

※各種試験結果は3体の平均値を示す。

3.2. 一般構造用鋼管

JISZ2241¹³⁾に準拠してφ34.0 t2.3とφ42.7 t2.3の両鋼管に対して1体ずつ引張試験片を採取し、強度を調査した。φ34.0 t2.3とφ42.7 t2.3の降伏強度はそれぞれ396 N/mm²と383 N/mm²であり、引張強度はそれぞれ421N/mm²と424N/mm²であった。ここで、降伏強度は0.2%オフセット降伏強度である。

4. 予備解析

図1の構成の接合部の高力ボルトによる張力導入時の挙動評価を目的として、幾何学的非線形を考慮した3次元弾塑性有限要素解析を行った。解析には汎用解析ソフトのABAQUS¹⁴⁾を用いた。

4.1. 解析モデル

ソリッド要素を用いた3次元解析モデルの断面図を図2に示す。モデルは外側鋼管、内側鋼管、大型平座金、ナットの4つの部材によって構成され、部材接触面の摩擦係数は0.3とした。鋼管のメッシュは円周方向に24分割、材軸方向に4分割とした。肉厚方向には分割していない。要素毎の節点数と積分点数はともに8である。鋼管と鋼板間の摩擦は十分大きいものと仮定し、鋼管の鋼板接触部の変位は並進と回転共に固定している。また、ナットは図中の鉛直方向以外の変位を拘束している。

解析に用いた鋼材の復元力特性を図3に示す。弾性係数は全て205kN/mm²とし、材料試験結果を参考に鋼管の復元力特性を降伏点後、至5%で引張強度に達し、その後引張強度を維持するトリリニア型に設定した。S45Cの焼き入れ大型座金の復元力特性はJIS規格値をもとに同様のトリリニア型とした。JISより座金の降伏強度と引張強度はそれぞれ490N/mm²と690N/mm²である。ナットについては、十分に高い弾性剛性を与えた。

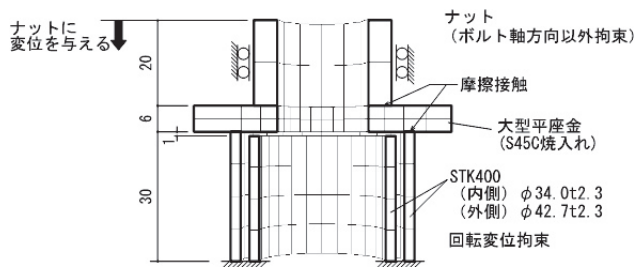


図2 解析モデル 断面

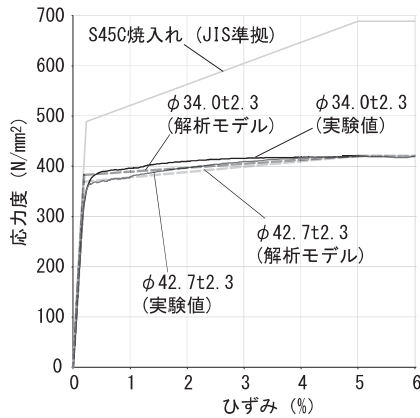


図3 鋼管の引張試験結果と解析モデルの復元力特性

さらに、外側鋼管が塑性座屈し、直径方向に拡大した場合に生じる木材からの反力を考慮するため、繊維および繊維直交方向（それぞれ、L方向およびR方向と呼ぶ）の木材の反力係数に投影支配面積を乗じた値をばね係数として弾性ばねを入力した（図4）。なお、ここでの反力係数は、前述のL方向およびR方向圧縮材料試験の荷重-変位関係から得られた弾性剛性係数を載荷面の断面積で除す形で定義した。鋼管-木材間の間隙を考慮し、0.15mm以下の変位に対しては反力をゼロとし、それより大きい変位に対して線形なばねとした（図5）。解析は変位制御とし、ナット頂部に2mmまでの鉛直下方への強制変位を与えた。

4.2. 解析結果

図6aに外側鋼管の材軸方向変形量と反力の関係を示す。反力は、ボルト張力に相当する。また、図6bに反力と外側鋼管の高さ中央部の直径方向の変形量（変形前後の直径の差）を図示する。鋼管の材料特性と木材の反力ばねの有無を比較変数として、2種類のモデルについて解析した。モデル1が木材の反力ばねを考慮しない場合であり、モデル2が考慮する場合である。図中に外側鋼管の降伏荷重を示す。降伏荷重は材料試験から得られた降伏強度に鋼管断面積を乗じて算出した値である。ボルト張力110kN付近で外側鋼管（φ42.7t2.3）が塑性化をはじめ、座屈を伴ってナット鉛直変位及び直径の変形が進行した。塑性座屈後も外側鋼管の圧縮耐力は低下せず、微増しつつ変形が増大することが確認された。鉛直変位0.9mm付近で内側の鋼管に座金が接触し、再び剛性が増大した。外側鋼管と内側鋼管の材長差である1mm以下で座金が内側鋼管に接触したのは、座金の面外変形のためである。内側の鋼管が塑性化するのは、ボルト軸力が、M20トルシア形高力ボルトのピンテールが破断する張力172-207kN¹⁵⁾を超えて220kNに達した時点であることが確認できた。

モデル2では木材の異方性を考慮した反力ばねの存在により鋼管が楕円形に変形した。M20トルシア形高力ボルトの最大張力導入時の直径方向の変形量はL方向とR方向にそれぞれ約0.6mmと0.9mmであった。L方向の0.6mmの変形により、鋼管と木材とのガタは縮減できていると考えられる。R方向の変形に対して、後述する実験では、ボルト締付時の木材の割裂は確認されていない。

図7に木材の反力ばねを考慮する場合（モデル2）のM20トルシア形高力ボルトの最大引張張力（207kN）導入時の応力度分布と変形の様子を示す。鋼管の直径方向の変形は中央部で大きく、座金の変形

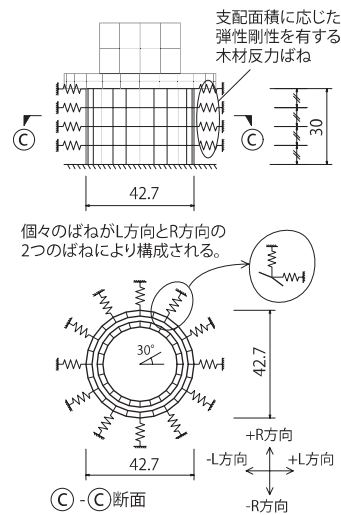


図4 木材ばねの位置

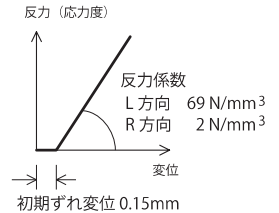


図5 反力ばねモデル

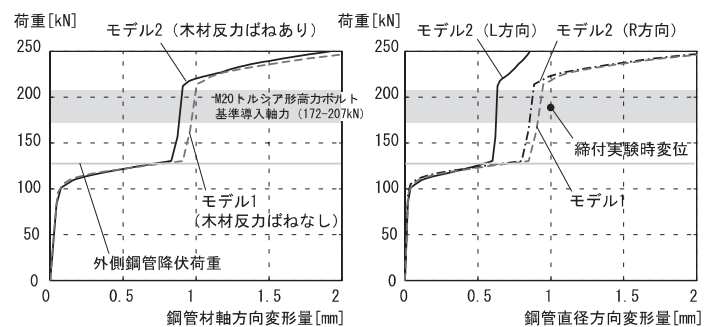


図6 荷重-変形関係

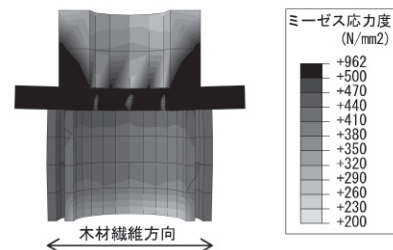


図7 高力ボルト締付時変形および応力度分布

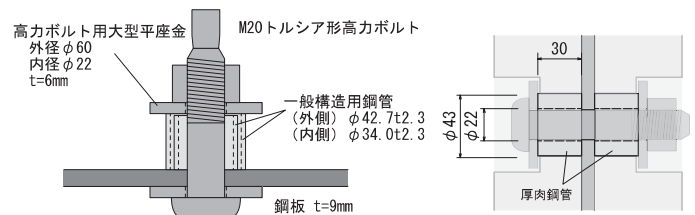


図8 締付実験試験体

図9 厚肉鋼管接合部

も確認できる。外側鋼管と座金とで、発生応力度が降伏応力度を超えていることが確認できる。本図より、大型座金を用いることで高力ボルトの導入軸力が保証されないなどの理由から、ボルト張力がピンテール破断張力以下になったと仮定しても、平均張力の70%程度が導入されていれば、ボルトの軸方向変位はほとんど変わらないことが分かる。すなわち、ボルト締付による木材の応力状態はボルト導入張力の減少に対してさほど敏感ではないと言える。

5. 締付実験

接合部の締付時の挙動を把握する目的で、木材を含まない鋼材部分のみの締付実験を行った。図8に実験試験体の断面図を示す。外側鋼管（ $\phi 42.7$ t2.3）と内側鋼管（ $\phi 34.0$ t2.3）の高さはそれぞれ30.0mmと29.0mmである。また、座金は外径60mm、板厚6mmである。鋼板の片側のみに鋼管を配し、M20トルシア形高力ボルトで締め付けた。使用した鋼管は図3の材料試験片を採出したものと同じである。実験では、目視の範囲で座金の大変形や鋼管の非対称な変形などはみられず、概ね解析と同様の変形が確認できた。直径方向の拡大変形量をノギスで測定したところ1.0mmであった。図6bにトルシア形高力ボルトのピンテール破断時平均導入張力（189.5kN）に対して、実測変形量をプロットした。木材反力を考慮しないモデル（モデル1）の同張力時の鋼管直径方向の変形量は0.95mmであり、実測値にほぼ一致していることが確認できる。

また、後述するせん断実験後に複数の試験体を分解して、外側鋼管の直径方向の拡大変形量を確認したところ、L方向で0.5-0.6mm、R方向で0.9-1.0mmであった。実験における最大せん断耐力を外側鋼管の支圧により支持したと仮定した場合の鋼管の直径方向の変形量の解析値は0.1mm以下であり、前節の有限要素法による鋼管の変形は概ね実験値に一致することが確認できた。

6. 一体化接合部せん断実験

6.1. 実験概要

一体化接合部のせん断（ずれ）性能を確認するための実験を行った。試験体は外側鋼管の材軸方向の長さを30mmとした一体化接合部を1か所設けた一面せん断実験（t2.3h30）を標準形とした。ここで、試験体記号のt2.3h30は鋼管の肉厚2.3mmと鋼管長さ30mmを意味する。標準形に対して、鋼管長さ、鋼管肉厚、試験体における接合箇所数を比較変数とし、表2の「試験体の特徴」に示す5種の試験体を作製した。厚肉鋼管を利用する接合部を有する試験体（t10h30）（図9）は既往研究⁶⁻⁸⁾を参考に比較検討することにしたものであり、本接合法における2重の鋼管の代わりに標準形の木孔と同径（43mm）、肉厚10mmの厚肉鋼管を用いた。M20トルシア形高力ボルト締付後も厚肉鋼管に発生する応力度は概ね弾性応力度内に納まり、直径方向の変形が微小となる場合のせん断性能を比較検討することを目的とした。また、一般構造用鋼管の長さを10mm短く20mmとした試験体（t2.3h20）では、一体化接合部に接する木材繊維方向の支圧面積がせん断性能に及ぼす影響を調査した。標準形（t2.3h30）と厚肉鋼管利用（t10h30）試験体では、1試験体につき接合箇所数を3とした試験体（t2.3h30x3、t10h30x3）を作成した。既往研究¹⁶⁾や木質構造設計規準¹⁷⁾において、接合部を3か所以上の複数配した場合、木材と接合具が密着するように精密に施工された場合を除いて、許容せん断耐力を低減させる必要性が述べられていることを受けて、本工法による一体化接合部の複数配置時の性状を評価することを目的とした。

6.2. 標準形の実験結果

図10aに標準形試験体の実験方法の概要を示す。断面寸法が60mm×120mm、長さ500mmの2本のスギ材の120mmの辺が9mm×120mm、長さ250mmの鋼板に接するように接合した。接合箇所数は1で、2本の接合

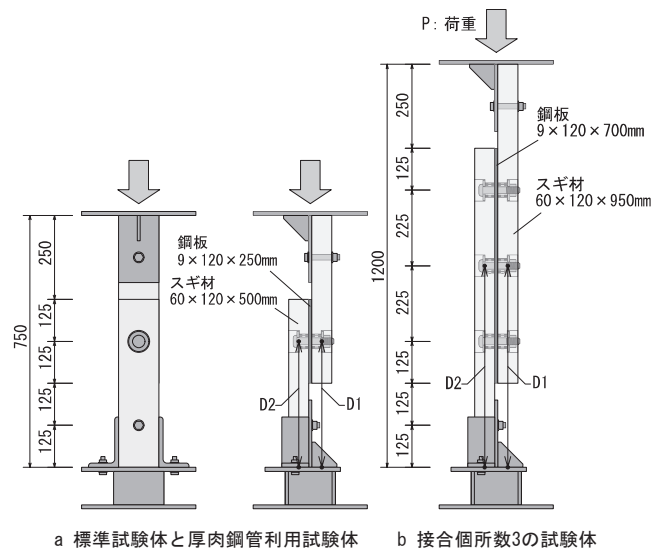


図10 接合部せん断実験試験体

木材を上下にずらして接合し、上側木材の上面を油圧サーボ構造部材試験機で下方に押し込む形で両木材間に材軸方向の相対変位（「ずれ」）を与えた。

接合部の荷重非負担側のはしあき距離は125mmである。外側鋼管の径をdとした場合、木質構造設計規準¹⁶⁾に準拠して、はしあき距離4dを確保しようとする170mmほどになる。後述する接合箇所数3の試験体では、試験機の大きさの制約から接合部間およびはしあき距離が決定されており、それらと比較することを意図して、単接合部試験体でも同じのはしあき距離を採用した。

接合部のせん断試験の結果は後述するが、最終的な崩壊形はいずれも割裂であった。その意味でもはしあき距離と接合部間距離の設定は重要である。本接合法の場合、外側鋼管径が42.7mmと一般的なボルトやドリフトピンの径よりも大きく、それらと同様にはしあき距離や接合部間距離を確保する必要性については議論の余地がある。それらは今後の課題とする。

下側木材の脚部には回転防止用の添え鋼板を設けた。また、治具から木材への圧縮力の伝達は、木材端部断面の支圧によるものとし、図中の治具との取り合いに用いたボルトの支圧はほとんど生じない機構とした。木材端部断面は材軸に正確に直角となるように加工し、回転防止添え板を設けたことと合わせて、載荷時の木材材軸の回転は確認されていない。

試験体下側の固定点から接合部両側の木材に対して、変位計により変位を測定した（図10）。図の手前側と奥側の2か所ずつで測定し、その平均を接合部個所の木材変位D1およびD2と定義した。それらの差の半分を鋼木間のずれD（ $= (D1-D2)/2$ ）とみなし、荷重との関係から鋼木間のずれ剛性を算出した。実験は変位制御で行い、載荷速度は0.01mm/secとした。

図11aにずれと荷重との関係を示す。外側鋼管が直径方向に拡大変形したことで、微小ずれ時のガタはほとんど生じていない。ずれ0.5mmから1.0mm付近で剛性の低下傾向が見られ、5体の試験体のうち4体でずれ2.5mm付近で最大せん断耐力が確認された。残りの1体についてはずれ5mm付近で37kNとなり、その後耐力が低下するものの再び上昇し15mm付近まで30kNを維持した。最大せん断耐力の平均値は

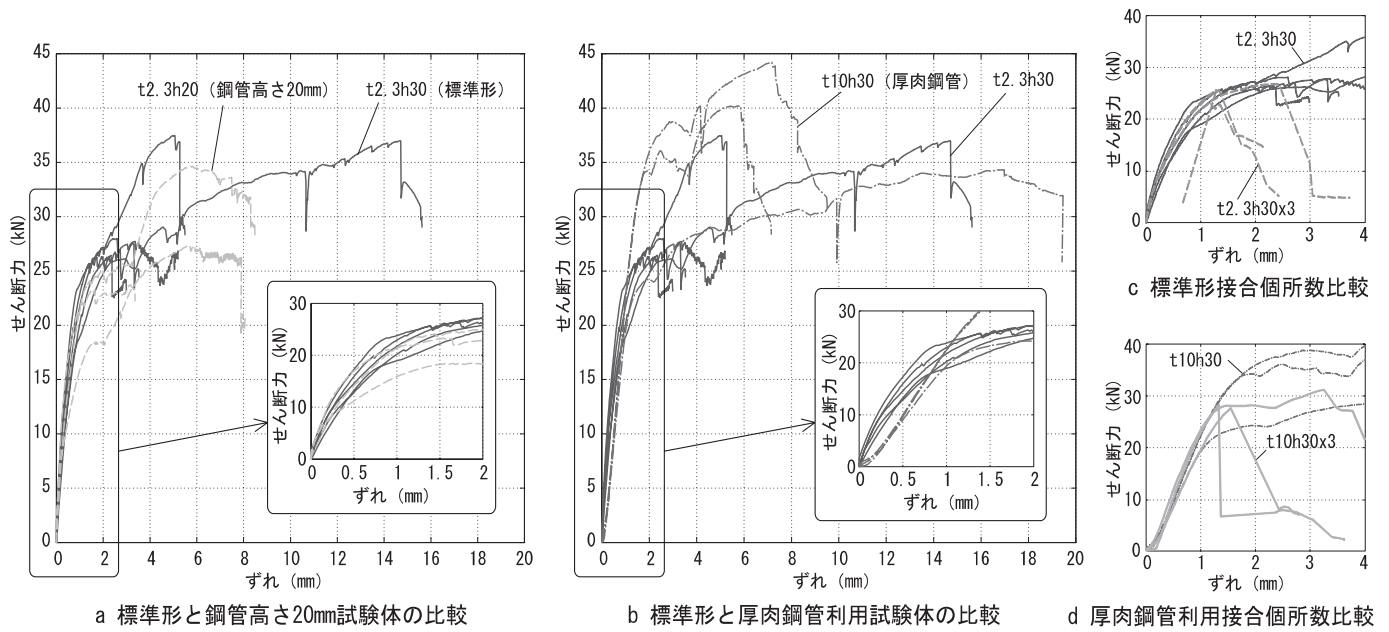


図11 荷重-ずれ関係比較

31.3kN、鋼木間の初期せん断ずれ剛性の平均は32.1kN/mmであった。ずれ剛性の算出方法は参考文献¹⁸⁾に準拠し、最大ずれ耐力 Q_{max} に対して、荷重-変位関係における $0.1Q_{max}$ と $0.4Q_{max}$ を与える点を結んだ割線剛性とした。また、同文献に準拠して算出される終局変位と終局耐力の平均値はそれぞれ、6.2mmと27.7kNであった。表2に他の試験体を含めて実験結果を整理した。標準形の破壊形式は、挿入した外側鋼管が木材にめり込んだ後、ずれ耐力の上昇を伴い変形が進行し、最終的に木材の割裂により最大耐力が決定される「めり込み割裂型」であった。他の試験体を含めて本研究における一連の実験で確認された破壊形式は上記のめり込み割裂型を含めて図12に示す3種類である。「割裂型」はめり込みを伴わずに割裂で破壊する形式であり、「めり込み型」はめり込み変形中に最大耐力に至り、耐力低下を経て割裂破壊する形式である。いずれも最終的な破壊形式は割裂であるが、「めり込み割裂型」と「めり込み型」とでは最大耐力時の現象が割裂とめり込みとで異なる。

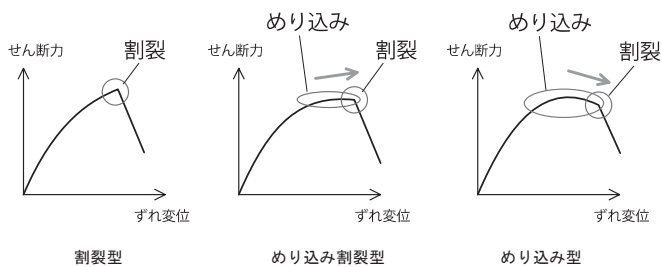


図12 破壊形式の分類

図13に試験体t2.3h30-1のめり込み割裂破壊後の写真を示す。一体化接合部を貫通して、繊維方向に割裂が発生している様子が確認できる。



図13 破壊の割裂状況

6.3. 挿入鋼管の高さの影響

図11aに挿入鋼管の長さを標準形の30mmから20mmに短くした場合(t2.3h20)のずれと荷重の関係を示す。実験した3体の試験体について、いずれもずれ2.0mm付近で一度耐力がほぼ一定となり、その後、変位増大に伴い耐力も再上昇している。2.0mm付近の耐力は18-25kNであり、標準形(t2.3h30)のせん断耐力の平均よりも低いが、最大耐力の平均値は標準形の31.3kNに対して、ほぼ同等の28.6kNになっている。破壊形式はめり込み型である。標準形よりも支圧面積が小さい分、支圧耐力が低下したためと考えられる。

6.4. 鋼管の直径拡大変形の影響

高力ボルトによる接合部の締め付けにより、外側鋼管は塑性座屈し、直径方向に拡大変形する。これにより、鋼管と木材との間隙が縮減されることによる接合部のせん断性状への影響を調査する。図9に示すような外径が木孔と同径43mmの肉厚10mmの厚肉鋼管を用いた接合(t10h30)に対して図10aと同様の1面せん断実験を行った。

厚肉鋼管利用の場合、ボルト締付時にも発生応力度が概ね弾性応力度内に納まり、直径方向の鋼管の変形は微小であることから、標準形にみられた鋼管による木材への圧接効果は存在しない。ずれと荷重の関係を図11bに示す。標準形(t2.3h30)の荷重変形関係と比較すると、ずれ初期に0.1mmほどのガタが生じていることが確認できる。初期せん断剛性の平均値は、標準形の場合の32.1kN/mmの70%の22.4kN/mmであった。最大耐力に関しては、厚肉鋼管を利用した3体の試験体の平均値は39.6kNであり、標準形の31.3kNよりも27%程高い。いずれもずれ終局変位6mm以上であり、破壊形式はめり込み型とめり込み割裂型が1体と2体であった。

厚肉鋼管利用では標準形よりも耐力が高い理由を考察する。標準形では、前述の解析モデルにおける±L方向のばねの反力の和はそれぞれ5kN程度であり、高さ30mmの外側鋼管のL方向投影面積で除した支圧応力度は、3.9N/mm²である。これは、材料試験で確認されたL方向圧縮強度の約10%であり、締付直後は、鋼管の変形により木材の支圧強度の一部が消化されていることが考えられる。ただし、最大せん断耐力時のずれ(終局変位)は2mm以上、平均6.2mm(標準形)と11.5mm(厚肉鋼管利用)であり、そこでの初期支圧消化の影響は小さいと考えられる。

木材材料強度に着目すると、厚肉鋼管利用試験体の木材の繊維方向の圧縮強度の平均値は41.3N/mm²であるのに対し、標準形では38.1N/mm²である。標準形試験体のt2.3h30-3からt2.3h30-5の3体で他の試験体よりも最大耐力が低いが、これらの試験体の使用丸太番号が2と4とで、L方向圧縮強度が低い。これらから、材料強度差が両試験体のせん断耐力差の直接的な原因であると推察できる。

6.5. 複数接合部設置時のせん断性状

標準形(t2.3h30)の接合部を木材の材軸方向に間隔225mmで3か所配した試験体(t2.3h30x3)を4体作成し、せん断性状を確認した(図10b)。接合部1箇所あたりに作用するせん断力を載荷力の1/3と仮定した場合の接合部1箇所あたりのせん断力とずれの関係を図11cに示す。ずれ1mmまでは、標準形の荷重変形関係とほぼ同様であるが、1.2mm付近で3体の試験体で割裂破断が生じ急激に耐力が低下した。残りの1体の試験体についても、ずれ2.5mm付近で割裂破断と耐力低下が確認された。本実験では、載荷試験機の大きさの都合から試験体接合部の間隔に制約があったが、接合部間隔を大きくした場合のずれ耐力を今後評価していく必要がある。

厚肉鋼管を利用した試験体(t10h30)についても、同様に接合部を3か所配した試験体(t10h30x3)を3体作成し、せん断実験を行った。図11dにt10h30とt10h30x3のずれと荷重の関係を示す。t10h30x3の3体の試験体のうち2体はずれ1.5mm付近で割裂破断し、急激な耐力低下がみられた。残りの1体の破壊形式はめり込み破断型であった。

3体のt10h30x3試験体の最大耐力の平均値は29.1kNであり、t10x30の平均値39.6kNの74%である。標準形の接合部を3か所配した試験体(t2.3h30x3)の1/3のせん断耐力は標準形(t2.3h30)の最大耐力の81%である。木質構造設計規準¹⁷⁾ではボルトやドリフトピンなどによる接合部を3か所配置した場合には耐力を低減させることが定められている。標準形で一体化接合部のガタが縮減されることが、特定の接合部へのせん断力の集中を抑止する効果があるのか、今後、より多くの実験により確認する必要がある。

表2 一体化接合部せん断実験 試験体一覧

試験体番号 ^{※1}	試験体の特徴	使用木材丸太番号 ^{※2}	木材平均密度 [g/cm ³]	木材平均含水率 [%]	初期剛性 [kN/mm]	降伏変位 [mm]	降伏耐力 [kN]	終局変位 [mm]	終局耐力 [kN]	最大せん断耐力 [kN]	破壊形式
t2.3h30-1	標準試験体 1面せん断 接合箇所数 1 鋼管高さ 30mm	5	0.351	12.1	25.1	0.9	22.5	15.6	31.5	37.0	めり込み割裂
t2.3h30-2		3	0.337	10.7	36.5	0.6	21.7	5.3	31.2	37.5	めり込み割裂
t2.3h30-3		2	0.279	8.9	26.8	0.6	16.6	4.4	26.3	27.7	めり込み割裂
t2.3h30-4		2	0.329	9.5	37.5	0.4	14.8	2.4	24.0	26.4	めり込み割裂
t2.3h30-5		4	0.298	8.9	34.6	0.4	14.9	3.3	25.3	28.0	めり込み割裂
平均		-	0.319	10.0	32.1	0.6	18.1	6.2	27.7	31.3	-
t10h30-1	厚肉鋼管利用	3, 5	0.371	15.6	20.6	1.1	23.6	19.4	30.9	34.3	めり込み
t10h30-2		6	0.304	9.0	23.6	1.4	32.3	8.6	39.5	44.2	めり込み割裂
t10h30-3		1	0.324	9.4	23.1	1.2	28.6	6.4	36.3	40.2	めり込み割裂
平均		-	0.333	11.3	22.4	1.2	28.2	11.5	35.6	39.6	-
t2.3h20-1	鋼管高さ 20mm	2	0.272	8.8	21.2	0.7	15.4	7.9	24.0	27.4	めり込み
t2.3h20-2		1	0.337	9.3	27.6	0.8	21.2	8.5	30.1	34.6	めり込み
t2.3h20-3		5, 6	0.331	9.8	50.4	0.3	14.0	3.4	22.2	23.7	めり込み
平均		-	0.313	9.3	33.1	0.6	16.9	6.6	25.4	28.6	-
t2.3h30x3-1	接合箇所数 3	4	0.285	9.1	38.2	0.3	13.2	1.1	21.0	25.6	割裂
t2.3h30x3-2		5	0.362	13.9	34.5	0.4	14.7	2.6	23.8	26.8	めり込み割裂
t2.3h30x3-3		2	0.300	9.6	37.9	0.3	10.5	1.5	20.1	23.3	割裂
t2.3h30x3-4		1	0.355	10.8	35.4	0.4	14.4	1.5	22.7	25.7	割裂
平均		-	0.326	10.9	36.5	0.4	13.2	1.7	21.9	25.4	-
t10h30x3-1	厚肉鋼管利用 接合箇所数 3	3	0.367	12.0	25.8	0.8	20.8	3.9	27.9	31.2	めり込み割裂
t10h30x3-2		4, 5	0.329	10.1	23.8	0.7	15.6	1.3	21.7	28.3	割裂
t10h30x3-3		2, 6	0.301	9.2	20.2	1.0	19.3	1.8	24.2	27.7	割裂
平均		-	0.332	10.4	23.3	0.8	18.6	2.3	24.6	29.1	-

※1: 試験体番号の記号について、t: 鋼管厚さ、h: 鋼管長さ、x3: 接合部3か所配置を示す。

※2: 表1の丸太番号を示す。2種類記されている試験体は丸太番号の異なるスギ材を1本ずつ使用したことを示す。

7. 結論

本研究により得られた知見を以下に示す。

- (1) 鋼板を木材で挟み込む構造の鋼木複合断面構造部材の一体化接合部について、規格品の鋼管と高力ボルトを用いた経済的で施工性の高い工法を提案した。径の異なる鋼管を二重にしてそれらを貫通させる形で、鋼板と木材とを高力ボルトで締め付ける。二重の外側の鋼管は内側の鋼管よりも材長が1mm程度長く、高力ボルトの締付により外側鋼管は塑性座屈し、直径方向に拡大する。これにより、外側鋼管と木孔の間隙により生じるせん断方向の木材と鋼材とのガタを縮減させる機構を有する。ボルト締付時に外側鋼管が塑性座屈して、材軸方向変位が1mmになると内側鋼管に座金が接し、それ以上の鋼管材軸方向の塑性変形は発生しない構造とした。
- (2) 有限要素法による数値解析により、ボルト締付時の外側鋼管の材軸方向および直径方向の変形をボルト張力との関係と共に評価した。木材の材料試験データをもとに繊維方向（L方向）および繊維直交方向（R方向）の弾性反力ばねを設定した。M20トルシア形高力ボルトによる接合部締付時は、外側鋼管が塑性座屈してから、材軸方向の変位はボルト張力がほぼ一定の状態で行進するが、内側鋼管が圧縮力を負担しはじめると、内側鋼管の発生応力度は概ね弾性範囲でピンチールが破断するまでの張力を導入できることを確認した。M20トルシア形高力ボルトの規格平均張力導入時の外側鋼管の直径方向の変形量（変形前後の直径差）は約0.6mm（L方向）と0.9mm（R方向）であった。また、L方向の木材の弾性ばねの反力を投影面積で除した応力度は $3.9\text{N}/\text{mm}^2$ であり、材料試験から得られた木材の圧縮強度の10%にあたる。木材の反力ばねを含まない場合の解析も行い、M20トルシア形高力ボルトの規格平均張力導入時の外側鋼管の直径方向の変形量が0.95mmになることを確認した。
- (3) 木材を含まず、鋼製接合部材のみを用いて締付実験を行った。ボルト締付時に、外側鋼管が塑性座屈し、直径方向に拡大変形する様子が確認できた。外側鋼管の直径方向の変形量は、約1.0mmであり、前述の有限要素解析による予測値にほぼ一致した。変形状態も解析と一致し、目視の範囲で非対称な変形も生じていないことを確認した。
- (4) 接合部の1面せん断実験を行い、5体の平均値で初期剛性が $32.1\text{kN}/\text{mm}$ 、最大耐力が 31.3kN であることを確認した。崩壊形は、接合部の木材へのめり込みを伴う割裂であり、めり込み後も耐力は上昇し、最終的に割裂で耐力が決定した。30mmとした外側鋼管の材軸方向の高さを20mmとした場合についても1面せん断実験を行い、耐力を比較した。3体の最大耐力の平均値は高さ20mmの場合は 28.6kN であり、高さ30mmの標準形の場合の91%であった。
- (5) 本接合法における二重の鋼管の代わりに木孔と同径の肉厚10mmの厚肉鋼管を用いた場合について、1面せん断実験による性能比較を行った。厚肉鋼管利用の場合、ボルト締付時の変形は微小であり、本研究で提案する2重鋼管を利用する場合のような鋼管による木材への圧接効果は存在しない。接合部数が1の場合の1面せん断実験では、3体の試験体の平均値で厚肉鋼管を用いた場合の最大耐力は 39.6kN であり、高さ30mmの二重

鋼管を用いた標準形の耐力よりも27%高くなったが、初期剛性の平均値では $22.4\text{kN}/\text{mm}$ と標準形の70%になった。これは、木材に設けた孔と鋼管との間隙により0.1mmほどのガタが生じたことによる。接合部数を3に増やした場合の1面せん断実験では、接合部1箇所あたりの耐力が接合部数1の場合の耐力の74%にまで低下した。接合部数が増えた場合に標準形の接合方法に優位性があるのか今後確認する必要がある。

謝辞

本研究は、平成21年度文部科学省科学研究費補助金（若手研究（B）課題研究番号21760438、研究代表者：高木次郎）および公益財団法人LIXIL住生活財団平成23年度研究助成（研究代表者：高木次郎）の下で実施した。また、西本憲司氏（首都大学東京大学院生）には実験と解析に関して多大な協力を得た。さらに、浅見忠明氏（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) 楠寿博他：木材と鋼板を組み合わせた合成部材の圧縮強度実験，日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1, pp.61-62, 2001.9
- 2) 楠寿博他：木材と鋼板を組み合わせた合成部材の圧縮強度実験，その2，日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1, pp.163-164, 2002.8
- 3) 杉内章浩他：木材と鋼板を組み合わせた合成部材の圧縮強度実験，その3理論的検討，日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1, pp.165-166, 2002.8
- 4) 堀井健史他：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584号，pp.125-132, 2004.10
- 5) 坂田弘安，堀井健史他：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627号，pp.773-779, 2008.5
- 6) 坂田弘安他：摩擦接合型コネクタを用いたスギ-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627号，pp.811-817, 2008.5
- 7) 坂田弘安他：摩擦接合型コネクタを用いたスギ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643号，pp.1659-1664, 2009.9
- 8) 中野翔太，上角充広，坂田弘安他：摩擦接合型コネクタを用いたスギ-鋼板ハイブリッド部材の力学的挙動に関する実験研究，その2 ハイブリッド部材の曲げ特性，日本建築学会関東支部研究報告集，pp.213-216, 2007
- 9) 遠藤俊貴，高木次郎，荒木慶一，見波進，十時哲：トルシア形高力ボルトを用いた摩擦接合により一体化した鋼木複合断面軸力材の曲げ特性，日本建築学会構造系論文集，第661号，pp.591-598, 2011.
- 10) 桑村仁：「トルシア形高力ボルトを用いた摩擦接合により一体化した鋼木複合断面軸力材の曲げ特性」に対する討論（遠藤俊貴他著），日本建築学会構造系論文集，第673号，pp.513-514, 2012.
- 11) 遠藤俊貴，高木次郎，荒木慶一，見波進，十時哲：桑村仁博士の討論に対する回答，日本建築学会構造系論文集，第673号，pp.515-516, 2012.
- 12) JISZ2101，木材の試験方法，日本規格協会，2009.
- 13) JISZ2241，金属材料引張試験方法，日本規格協会，2011.
- 14) ABAQUS CAE ver. 6.8., Jacob Fish, Ted Belytschko, 山田貴博[監訳]，永井学志，松井和己[訳]：有限要素法 ABAQUS Student Edition付，丸善株式会社，2008.
- 15) JSSII 09，構造用トルシア形高力ボルト・六角ナット・平座金のセット，日本鋼構造協会，1996.
- 16) Yasumura, M : Japan overview : design concept and prospect of bolted joints and nailed joints, International Workshop on Wood Connectors, Forest Products Society, 1993
- 17) 木質構造設計基準・同解説—許容応力度・許容耐力設計法—，日本建築学会，2006
- 18) 木質構造接合部設計マニュアル，日本建築学会，2010.

(2013年2月8日原稿受理. 2013年7月19日採用決定)