

高力ボルトと一般構造用鋼管を用いた鋼木一体化接合部の繊維直交方向のせん断剛性評価

EVALUATION OF SHEAR STIFFNESS OF STEEL-TIMBER CONNECTIONS USING HIGH-STRENGTH BOLTS AND STEEL PIPES IN DIRECTION PERPENDICULAR TO GRAIN

松岡 舞 ——— * 1 高木次郎 ——— * 2

Mai MATSUOKA ——— * 1 Jiro TAKAGI ——— * 2

キーワード：
木造, 接合部, せん断剛性, 支圧, 実験, FEM 解析

The shear stiffness of steel-timber connections using high-strength bolt and steel pipes in direction perpendicular to grain was analytically and experimentally evaluated. The initial shear stiffness obtained by splitting tests of the connections by the authors was 3-4 times greater than embedment stiffness evaluated by using existing equations. Finite element analyses were conducted and it was found that the difference maybe generated by the embedment of washer and friction between the steel plate and timber.

Keywords:
Timber structure, Connection, Shear stiffness, Embedment, Experiment, Finite element analysis

1. はじめに

本研究では、筆者らが提案した木部材の曲げ抵抗継手工法¹⁾における接合部の繊維直交方向のせん断剛性を評価する。同継手において、鋼板を一般に流通するスギ製材で挟み、高力ボルトと一般構造用鋼管を用いた接合金物(以下、「一体化接合具」)を用いて両者を一体化する。木材端部に作用する曲げモーメントは接合部に発生する繊維直交方向せん断力を介し鋼板に伝達される(図1)。同継手の崩壊系は鋼板の降伏であり、その次に支配的なものは接合部周辺の割裂である。これらの耐力は実験により評価された^{1,2)}。同実験から、継手の曲げ変形の15%程度が接合部の鋼板と木材間のせん断変形によるものと推定されるが、接合部の繊維直交方向せん断剛性の定量的な評価は十分に行われていない。本一体化接合を用いた接合部繊維直交方向のせん断実験²⁾(以下、「接合部せん断実験」)より得られたせん断初期剛性は、既往支圧剛性評価式で得られる支圧初期剛性の3-4倍程度であった。初期剛性が高い理由として、接合具径が大きいこと、座金の木材へのめり込み、木材と鋼板間の摩擦が考えられる。本研究ではこれらの影響を評価する目的で支圧実験および数値解析を行う。これにより本一体化接合部における繊維直交方向のせん断剛性の定量的な評価を行う。

2. 曲げ抵抗継手の構成

曲げ抵抗継手の構成を図1に示す。鋼板を木材で挟み、図2に示すボルトと鋼管の接合具(以下、「一体化接合具」)を用いて両者を一体化する。2種類の径の異なる一般構造用鋼管(STK400)とトルシア型高力ボルトを用い、径が43mmの鋼管(以下、「外側鋼管」)の内側に径が34mmの鋼管(以下、「内側鋼管」)を挿入し、大型座金と両鋼管を高力ボルトで締め付ける。外側鋼管は内側鋼管よりも1mm

鋼管の材軸方向に長く、ボルト張力導入時には外側鋼管のみが塑性座屈し、直径方向に拡大することで木材との隙間を埋めてガタを解消する。外側鋼管は座屈後も圧縮力を負担しつつ材軸方向に短くなる。変形が1mm進んだ時点で、内側鋼管に座金が接触して、両鋼管の圧縮力がボルト張力に釣り合う¹⁾。鋼管が直径方向に拡大した際に生じる木材接触面への圧力は割裂耐力の約2%である¹⁾。強軸まわりの曲げモーメントによる鋼板の局部座屈と横座屈を木材が拘束す

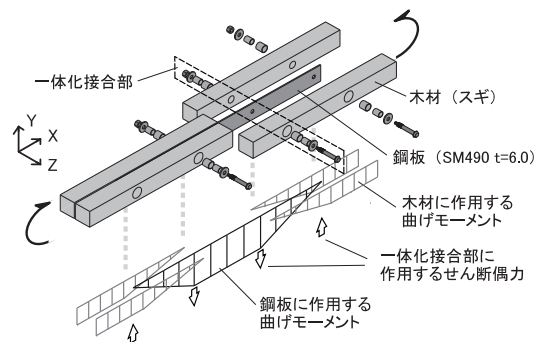


図1 継手構成と曲げモーメント伝達機構

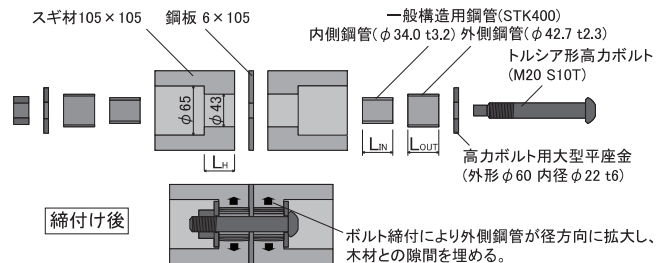


図2 一体化接合部の構成

¹⁾ オーヴ・アラップ・アンド・パートナーズ・ジャパン・リミテッド 構造エンジニア・修士(工学) (〒150-0031 東京都渋谷区桜丘町 24-4 東武富士ビル 3F)

²⁾ 首都大学東京都市環境科学研究科 准教授・Ph.D.

¹⁾ Structural Engineer, Ove Arup and Partners Japan Limited, M. Eng.

²⁾ Assoc. Prof., Graduate School of Urban Env. Sciences, Tokyo Metropolitan Univ., Ph.D.

る。木部材の材端に生じる曲げモーメントは一体化接合部に作用する木材繊維直交方向せん断力として木材から鋼板、鋼板から直列に接続される木材へと伝達される(図1)。本継手工法では鋼板の降伏が先行するように鋼板の板厚および木材材端から接合具中心までの距離を決定する。

3. 一体化接合部のせん断初期剛性寄与機構

ボルトやドリフトピンによる一般的な木質構造部材の接合部の繊維直交方向のせん断剛性は、接合具の木材への支圧と、接合具の曲げ変形により決定される。一方、本一体化接合具のせん断剛性に寄与する機構には、図3の接合具の木材への支圧、接合具の曲げ変形、木材と鋼板間に生じる摩擦、座金のめり込みがある。そのうち、接合具の曲げ変形については、外側鋼管径が43mmと大きい場合十分小さいと考えられる。一方、座掘り深さの正確な加工は困難であり、既往実験^{1,2)}では、浅めに加工して座金のめり込みを許容した。これにより、ボルトの締め付け力が座金を介して木材に伝達され、鋼板-木材間の摩擦を高める働きをしたと考えられる。また、座金のめり込みにより座金縁部分の木材への支圧が発生し、これらが接合部剛性を高めたと推測できる。

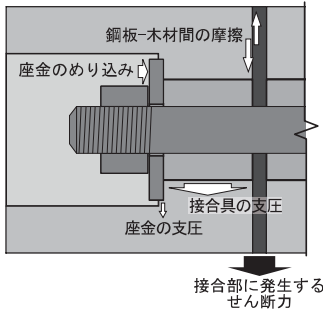


図3 接合部の変形の様子

4. 支圧剛性評価に関する既往研究

接合具の支圧による繊維直交方向のせん断剛性評価に関する既往研究から、本一体化接合部のせん断剛性を評価する。我が国で一般的に使用されている支圧剛性評価方法として小松ら³⁾の支圧剛性評価式(以下、「小松式」)が挙げられる。以下に繊維直交方向加力時の小松式を示す。

$$\sigma_{90}(e) = \left(\sigma_{e90} + k_{u90}e \right) \left(1 - \exp\left(\frac{-k_{s90}e}{\sigma_{e90}} \right) \right) \quad (1)$$

ここで、 $\sigma_{90}(e)$ は支圧応力(N/mm²)、 e は支圧変形量(mm)、 σ_{e90} は支圧降伏応力(N/mm²)、 k_{s90} は初期支圧剛性(N/mm³)、 k_{u90} は支圧降伏後の剛性(N/mm³)である。 σ_{e90} 、 k_{s90} 、 k_{u90} の算出には小松らの支圧実験³⁾から導出された式((2)-(4)式)を用いる。なお、原典³⁾中の表記をSI単位に換算した。

$$\sigma_{e90} = (0.062872\rho - 1.298) d^{-0.4} \quad (2)$$

$$k_{s90} = E_W / 34.68(3.16 + 1.09d) \quad (3)$$

$$k_{u90} = k_{s90} / 8.8 \quad (4)$$

ここで、 d は接合具径(mm)、 ρ は密度(kg/m³)、 E_W は縦ヤング係数(N/mm²)である。(2)-(4)式は、非破壊で導出可能な材料諸元の間数であるため汎用性は高いが、小松式は接合具径3.3-18mmを対象とした実験式であり、直径43mmの本提案一体化接合具への適用性は不明である。平井⁴⁾や原田ら⁵⁾により接合具径を変数とした支圧挙動評価実験が行われているが、対象とする接合具径は最大24mmである。筆者らの知る限り、それ以上の接合具径を使用した場合の支圧挙動に関する研究はない。

国外の研究では、Hong⁶⁾やSandhaas⁷⁾によるFEM解析を用いた支圧挙動の評価がある。これらの研究では木材の直交異方性を考慮したソリッドモデルが採用されている。ただし、木材の材料特性としてASTMなどの試験基準に準じた縦圧縮や横圧縮標準試験により得られた材料特性を直接使用すると、実際の支圧剛性よりも高くなるのがHong⁶⁾により指摘されている。これは支圧により接合具周辺に発生する局所的な変形を十分に評価できていないためである。そこでHong⁶⁾はfoundation modelと呼ばれる接合具周囲の剛性を低減させた材料特性(以下、「支圧部材料特性」)を定義し、支圧実験結果の再現性を高めた解析モデル(以下、「Hongモデル」)を提案した。支圧部材料特性では剛性のみ低減させ、耐力は変更しない。Hongモデルで支圧部材料特性を適用する範囲は、接合具径 d に応じて設定される。 d が6.4mm以下の場合には直径 $4.5d$ の範囲であり、 d が6.4mmを超える場合は直径 $1.8d$ の範囲である。ただし、同研究では接合具径3.3mmから25.4mmまでを検討しており、一体化接合具径43mmは範囲外である。支圧部材料特性は支圧実験結果のデータ量が豊富な、ベイマツ(Douglas-fir)、スギ(Sugi)、ベイヒバ(Yellow Cedar)、ベイツガ(Hemlock)の4種について提案されている。試験体形状に制約はなく、接合具径の影響の評価や木材と鋼板間の摩擦による影響等の評価に適用できるが、特定の材料特性に対するモデル化が行われており、密度やヤング係数がそれぞれ異なる場合では結果を比較できないことから、汎用性に課題がある。

5. 既往支圧剛性評価方法の適用性

本一体化接合部を用いた繊維直交方向2面せん断実験²⁾(以下、「接合部せん断実験」)より得られた繊維直交方向のせん断剛性を、既往支圧剛性評価方法を用いて評価する。比較対象は、接合部せん断実験より得られたせん断初期剛性、小松式より算出される支圧剛性、Hongモデルを用いた数値解析により得られる接合部せん断剛性の3種である(図4)。接合部せん断実験で得られた繊維直交方向のせん断剛性は文献¹¹⁾に準拠して求めた。すなわち、最大耐力を P_{max} として、 $0.1P_{max}$ と $0.4P_{max}$ を与える変位荷重点の割線剛性である。密度やヤング係数が異なる試験体に対して、せん断初期剛性値は45-62N/mmである。小松式は接合具径の制約があり、また、木材と鋼板間の摩擦の影響を評価できないが、接合部せん断実験とHongモデルのそれぞれの材料特性下での比較が可能である。一方、Hongモデルは木材と鋼板間の摩擦と、座金のめり込みを考慮できるが、使用できる材料特性が限られ、実験値と直接比較できない。そこで以下の手順で本一体化接合部のせん断剛性を評価する。なお、[]内の数字は図4中の数字と対応する。

[1] 小松式と接合部せん断実験結果を比較する。

[2] 小松式とHongモデルによる解析結果を比較する。

[3] [1]と[2]より得られた接合部せん断実験と Hong モデルの小松式とのそれぞれの関係性を比較し、接合部せん断剛性の決定要因を究明する。

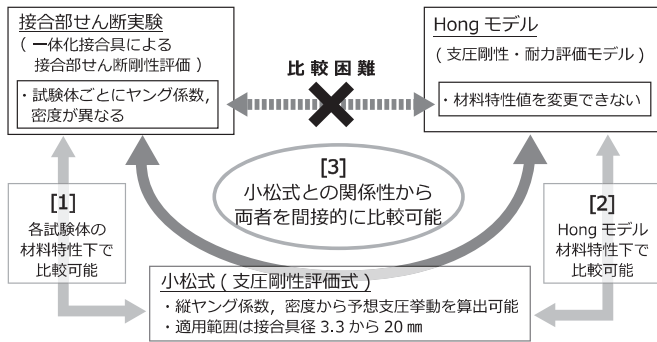


図4 小松式との関係性

6. 接合具径の影響評価

直径43mmの鋼棒を用いた支圧実験およびFEM解析により接合具径が支圧剛性に与える影響と小松式³⁾の大径接合具への適用性を評価する。また、支圧実験結果と Hong モデル⁶⁾の解析結果を比較し、両者の関係性を分析する。

6.1. 支圧実験

支圧実験の試験方法は ASTM⁹⁾に準拠し、試験体は幅170mm、高さ52.5mm、厚さ150mmの木材上面に接合具径と同径の溝を設けた Half-hole 型である (図5)。試験体は既往せん断実験に用いた3本の E70 相当とハンマー打撃法により確認されたスギ無等級材からそれぞれ1体ずつ切り出した。加力には油圧式サーボ試験機を用い、繊維直交方向に加力速度0.5mm/sで単調圧縮载荷した。本実験は提案一体化接合部のせん断剛性との比較を目的とするため、载荷方向は繊維直交方向のみとした。

実験より得られた試験機反力を接合具投影面積(鋼棒の直径と長さの積)で除し面圧応力を算出した。各試験体の面圧応力-変位関係を図6に示す。支圧変位は加力板から反力板までの距離の差である。最大面圧応力 σ_{max} に対し、 $0.1\sigma_{max}$ と $0.4\sigma_{max}$ を与える荷重変位点の割線剛性を支圧初期剛性とする。縦軸は各試験体の密度と縦ヤング係数 E_v を使用し小松式(3式)より算出された繊維直交方向支圧初期剛性(以下、「小松式値」)で正規化した値である。これにより後述の解析結果との比較を意図する。実験より得られた支圧初期剛性は5.8-7.7N/mm³となり小松式値の1.3から1.9倍である。これは、接合具径が小松式の適用範囲を超えたためであると推測できる。また、接合部せん断実験²⁾より得られたせん断初期剛性の約0.5倍である。これにより、本一体化接合部のせん断初期剛性が支圧剛性以外の影響を受けている可能性がある。また、不十分な試験体数ながら、接合具径が43mmの場合、小松式値の支圧初期剛性が小さいことを確認した。

6.2. 解析的評価

表1の Hong による支圧部材料特性のスギ材料特性を使用し、直径43mmの鋼棒を用いた場合の支圧挙動評価解析を有限要素法解析ソフトウェアの ABAQUS⁹⁾を用いて行った。表中の L, R, T はそれぞれ、繊維方向、半径方向、接線方向を示す。ソリッド要素を用いた3次元解析モデルを図7に示す。モデルはスギ材と鋼棒によって構成さ

れ、木材と鋼棒の接触面の摩擦係数は0.7とした⁶⁾。木材は表1の直交異方性を有する弾塑性体とし、鋼棒はヤング係数205kN/mm²の弾性体とした。木材の降伏応力度は Hong ら⁶⁾が行った支圧実験の結果に基づいて設定した。各要素は8節点1積分点を有する6面体で、メッシュの近似サイズは4.2mmである。木材下面を固定し、鋼棒を繊維直交方向となる鉛直下向きに変位制御で加力した。加力点に発生する反力の合計を鋼棒の投影面積で除した値を支圧応力とした結果が図6である。縦軸は支圧実験結果との比較を意図して小松式値で正規化した。小松式値の算出には Hong モデルの縦ヤング係数 E_v 、密度 ρ を使用した。解析により得られた支圧初期剛性は約11N/mm²となり、小松式により算出した支圧初期剛性の約2倍である。解析結果と支圧実験結果の小松式との関係は概ね同様であり、本一体化接合の接合部せん断剛性評価への Hong モデル適用の妥当性が認識できる。

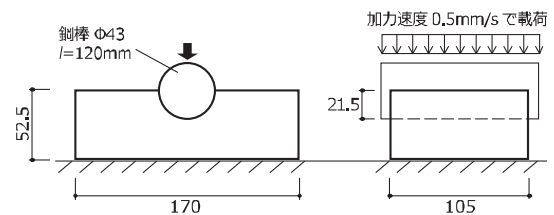


図5 支圧実験試験体

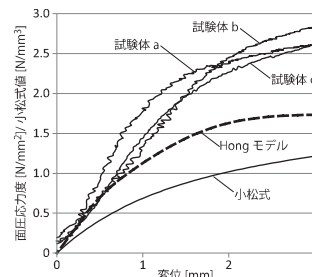


図6 面圧応力-変位関係

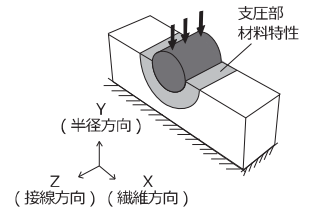


図7 Half-Hole型解析モデル

表1 Hong モデルのスギ材料特性

	ヤング係数 [N/mm ²]			せん断弾性係数 [N/mm ²]			ポアソン比		
	E_L	E_R	E_T	G_{LR}	G_{LT}	G_{RT}	ν_{LR}	ν_{LT}	ν_{RT}
スギ特性値	9240	570	570	1060	1060	200	0.02	0.34	0.44
支圧部特性	405	67	67	72	72	23	0.06	0.34	0.44

	Yield stress (N/mm ²)			Shear yield stress (N/mm ²)		
	L	R	T	LR	LT	RT
降伏応力度	13.7	5.6	5.6	2.9	2.9	1.65

7. 座金のめり込みと摩擦による影響評価

7.1. 解析概要

座金のめり込みと、木材と鋼板間の摩擦が本一体化接合部のせん断初期剛性に与える影響について考察する。解析モデルは、前章同様にソリッド要素によるスギ材、大型座金、鋼板、一体化接合具によって構成される (図8)。鋼板と一体化接合具は両者を連続体とした。木材の材料特性はスギの支圧部材料特性(表1)を使用し、大型座金、鋼板などの鋼材は全てヤング係数205kN/mm²の弾性体とした。鋼板の面外方向(図中のZ方向)変位はボルトや木材により拘束されているため、本解析モデルにおいても拘束した。接合部せん断実験²⁾の载荷条件と同様に鋼板下側に鉛直下向きに変位制御により強

制変位を与えた。載荷点変位と木材下部の変位参照点 (図 8) の変位差を木材と鋼板のめりこみ変位とした。これは、実験でも同様の測定点差をめり込み変位としたためである。

座金のめり込み量と木材と鋼板間の摩擦係数を比較変数とし、座金のめり込み量は 0mm, 0.5mm, 1mm の 3 種、木材と鋼板間の摩擦係数は 0 または 0.25¹⁰⁾ の 2 種とした (表 2)。なお、すべてのモデルで鋼管と木材の接触面の摩擦係数は Hong の研究⁶⁾ に基づき 0.7 とした。

7.2. 解析結果

図 9 に解析より得られた面圧応力 - 変位関係を示す。同図に代表的な既往せん断実験の結果も示す。木材のヤング係数の影響を排して評価する目的で、縦軸は、面圧応力度を縦ヤング係数で除した値とした。座金のめり込みがあり、木材と鋼板間の摩擦がある場合 (モデル M02, M03) の解析においてせん断初期剛性は約 4.4N/mm³ となり、小松式による支圧初期剛性の約 4 倍の値を示した。これは、接合部せん断実験の結果と概ね同じ傾向である。

また、座金のめり込みがなく、摩擦がない場合 (モデル M04) において解析より得られたせん断初期剛性は小松式による支圧初期剛性の約 2 倍の値となり、支圧実験の結果と概ね一致した。経年による木材の痩せが進行した場合、座金のめり込みや木材と鋼板間の摩擦の接合部せん断剛性への寄与が減少し、支圧剛性により接合部のせん断剛性が決定されると考えられる。

8. 結論

本研究では、鋼板を木材で挟み、一般構造用鋼管を木材に挿入し高力ボルトで締め付けた接合 (「一体化接合」) の木材繊維直交方向せん断剛性を評価した。同せん断剛性は、一体化接合部を用いた曲げ抵抗継手の曲げ剛性に影響を与える。筆者らによる一体化接合の繊維直交方向せん断実験²⁾ (「既往せん断実験」) の初期せん断剛性は、既往支圧剛性評価式による算出値の 3-4 倍程度であった。実験値が高い理由として、接合具径の大きさ、座金の木材へのめり込み、木材と鋼板間の摩擦が考えられる。支圧実験と数値解析により、これらの影響を評価した。本研究で得られた知見は以下の通りである。

- (1) 木材繊維直交方向の既往の支圧剛性評価方法として小松³⁾の支圧剛性評価式 (「小松式」) がある。同式は接合具径 3.3-18mm の支圧実験から導出されており、接合具径 43mm の本一体化接合への適用性は不明である。国外には、Hong⁶⁾ や Sandhaas⁷⁾ による解析的な支圧挙動評価研究があるが、特定の材料特性値に対するモデル化がされており、本既往せん断実験との直接的な比較は行えない。
- (2) Hong の木材支圧挙動再現モデル (「Hong モデル」) では接合部せん断実験を直接評価できないため、小松式を介して間接的に評価した。具体的には、直径 43mm の鋼棒を用いた支圧実験による初期剛性値は、小松式算出値の 1.5-2.0 倍であり、Hong モデルの材料特性に対する初期剛性も小松式算出値の約 2 倍であった。これは接合具径が小松式の適用範囲を超えたためであると推測できる。さらに、座金のめり込みと鋼板と木材間の摩擦を考慮したせん断初期剛性評価においても、Hong モデルによる解析値と一体化接合具実験値は共に小松式算出値の約 4 倍であった。
- (3) 座金のめり込みと鋼板と木材間の摩擦によるせん断剛性への

寄与は施工状態や経年により減少することが考えられる。これらの寄与が存在しない場合の Hong モデルによるせん断初期剛性解析値は寄与が存在する場合の約 50% であった。従って一体化接合部の経年後のせん断初期剛性値は実験値の約 50% 程度になりえると考えられる。

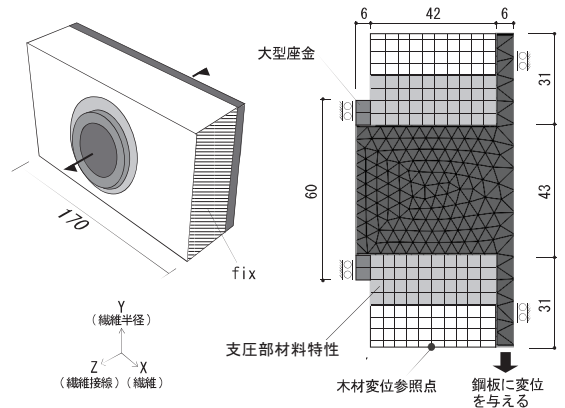


図 8 モデル概要

表 2 モデル名

モデル名	M01	M02	M03	M04	M05	M06
座金のめり込み量 [mm]	0	0.5	1	0	0.5	1
木-鋼板間の摩擦係数	0.25	0.25	0.25	0	0	0

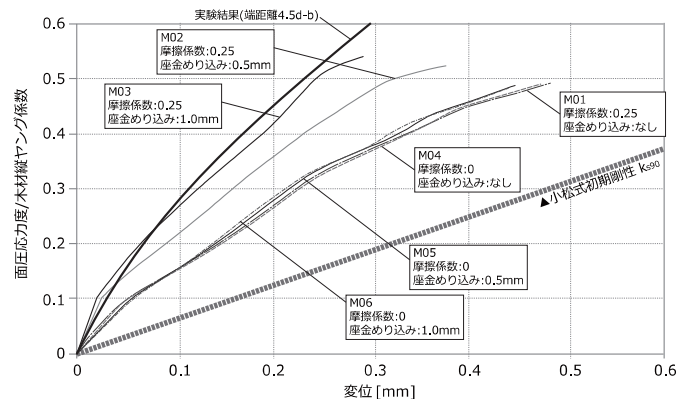


図 9 解析結果 面圧応力-変位関係

参考文献

- 1) 高木次郎他：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，日本建築学会技術報告集，第 48 号，pp. 591-596, 2015. 6
- 2) 松岡舞他：高力ボルトと一般構造用鋼管を用いた鋼木一体化接合部の端距離が割裂耐力に及ぼす影響，日本建築学会技術報告集，第 51 号，pp. 501-504, 2016. 6
- 3) 小松幸平他：接合具の非線形性を考慮に入れた集成材骨組構造の解析 (第 2 報) 実験による検証，木材学会誌 Vol. 35 No. 3, pp. 201-211, 1989
- 4) 平井卓郎：木材接合部の基礎性能：2. 木材のボルト面圧性能，北海道大学農学部演習林研究報告 46(4), pp. 967-988, 1989. 8
- 5) 原田真樹他：ドリフトピン接合部の面圧試験におけるエネルギー吸収能力におよぼす接合具直径の影響，日本建築学会大会学術講演梗概集 (北陸), 2002. 8
- 6) Hong, J.P. : Three-dimensional nonlinear finite element model for single and multiple dowel-type wood connections, PhD. Thesis, The University of British Columbia, 2007
- 7) Sandhaas, C. : Constitutive model for wood based on continuum damage mechanics, Proceedings WCTE Auckland, 2012. 7
- 8) ASTM : ASTM-D143, 2006
- 9) ABAQUS/CAE, Version6.13-4
- 10) 孟慶軍他：木材と各種構造用材との摩擦係数，木材学会誌 54(5), pp. 281-288, 2008
- 11) 木質構造接合部設計マニュアル，日本建築学会，2009

[2016 年 5 月 30 日原稿受理 2016 年 7 月 7 日採用決定]