

# 接着鋼板と既製梁受金物による木質ラーメン構造の接合の研究

東京大学大学院農学生命科学研究科生物材料科学専攻木質材料学・研究性  
 (株)ユー建築工房+木工法研究所  
 博士(工学)・一級建築士  
 丸山純夫

## 要旨

木造建築の接合強度は一般的に材料強度の20~30%である。接合強度が材料強度の100%である鉄骨造や鉄筋コンクリート造より接合効率が大きく劣る。本提案は木造在来軸組構造用の金具工法に用いる既製の梁受金物を利用した木造ラーメン構造用の接合である。接合効率を高めるため木部内の柱の鋼管と梁の鋼板をエポキシ樹脂接着剤で接着した接着金物に接続金物の梁受金物と引張ボルトの接合金物を直接接触させるメタルタッチにより接合部応力を伝達できる接合である。この接合は自然木の特性のばらつきを回避して鋼の安定的な特性に変換する機能を持つ。本接合のメタルタッチの機能による接合効率率は曲げ-せん断実験の結果から既往の接合より2倍程度高まることが確認できた。

## 1. はじめに

木造の接合<sup>1)</sup>は引きボルト型、ドリフトピン型、合わせ梁型などがある。この従来の接合部の強度は鉄骨造や鉄筋コンクリート造の様に材料強度にはならず20~30%程度<sup>2)</sup>である。そこで接合部の強度を高めるため金物と接着剤を用いた従来の接着工法<sup>3), 4), 5)</sup>もあるが強度は高いが靱性に乏しい。また架構の一般的な接着作業は現場のため作業性が悪い。提案の接合は鋼の特性を活かして接合効率を高めるため、接合部材双方の内部に接着剤で固着した鋼材の接合金物と、Fig. 1左図に示す木造在来軸組構造の金具工法<sup>6), 7), 8), 9)</sup>に使う既製の梁受金物(以後、梁受金物)と引張ボルトの接続金物を組み合わせた接合<sup>10)</sup>(以下、接着鋼材梁受金物接合、本接合)である。接着鋼材梁受金物接合は柱梁接合部の接続金物自体の引張実験<sup>9)</sup>と柱梁接合部の曲げ-せん断実験<sup>10)</sup>との接合部性能の整合から木造ラーメン構造に実用可能なことを確かめる。

## 2. 接着鋼材梁受金物接合の概要

木造の接合は釘、ビス、ボルト、ドリフトピン、座金などの金物と木材を直接接触させて応力を伝える。同様に柱梁接合部の梁受金物<sup>7), 8)</sup>も梁の側面からドリフトピンを打ち込み、ドリフトピンを梁の木材に直接接触させて応力を伝える。一方、提案する木造ラーメン構造用の本接合は既往の研究<sup>12)</sup>の応力伝達形式の知見を応用した接合である。この接合の応力伝達形式の模式図をFig. 2に示す。

本接合の接合金物は、外力により作用する曲げモーメントとせん断力の複合力に対してB:引張ボルト及びC:梁受金物<sup>8)</sup> Fig. 1左図の接続金物と以下の接着金物で抵抗する。柱の接着金物は梁受金物を取付ける引張ボルトのために、柱に貫通させたA:鋼管(以後、接着鋼管)をE:接着剤で固着する。また梁の接着金物はFig. 1右図に示す梁受金物の折曲げ鋼板を差し込むため、梁内に2枚でスリットを設けたE:鋼板(以後、接着鋼板)をE:接着剤で固着する。本接合は鋼の特性を活かすため木部材内の接合金物を相互のメタルタッチで各種応力を伝達する機構(以後、メタルタッチ機構)を持つ接合<sup>12)</sup>である。

施工は接着剤の充填を確実にして接着強度を担保するため、現場で行わず作業環境がよい工場で行う。また接着剤は接着が断続的にならない様に流動性がよい接着剤を用いる。本接合は接着剤を用いても分

解が可能のため、架構の組立ては鉄骨造と同様に現場で行う。予め工場場で柱の接着鋼管内を貫通する引張ボルトで柱に梁受金物を取り付けておき、現場では梁を柱の梁受金物に梁内の接着鋼板のスリットに落とし込み、D:ドリフトピンを梁の側面から打ち込み取り付ける。

## 3. 接着鋼材梁受金物接合の応力伝達形式

本接合の柱梁接合部 Fig. 3 が具備する Table1 の材料によるメタルタッチ機構の応力伝達形式について、Fig. 2 と Fig. 4 の模式図を参照して説明する。本論は仮定外の軸方向力やその他の応力の検定は従来の規定<sup>13), 14)</sup>に準拠する。また接合部は接着金物の接着強度が接続金物の耐力以上に担保されているとして論ずる。

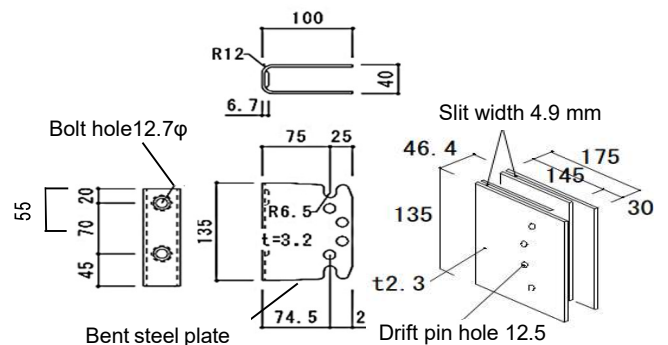


Fig. 1 Premade beam bracket and glued steel plates

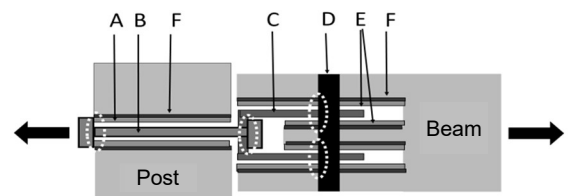


Fig.2 Schematic figure of metal touch  
 Note: Broken line circles show planes of metal touch  
 A: Glued steel pipe B: Tensile bolt C: Beam bracket  
 D: Drift pin E: Glued steel plate F: Glue

本接合の外力による曲げモーメントとせん断力は木部材端部の接合部に作用する。外力に対して接続金物の引張ボルト(両ネジボルト2×2-M12, ネジ強度8.8)と梁受金物(2-t3.2×100×135×40)を設けて引張力と圧縮力の

偶力の働きで抵抗する。

引張力は梁部材から接着鋼板とドリフトピン(12φ×115)を介した支圧力が引張力として梁受金物に入力される。この引張力は梁受金物をナットで止めた板座金(t8×30×120)からメタルタッチで柱の接着鋼管(30φ×t3.2)を貫通する引張ボルトに伝わる。さらに引張力は引張ボルトの柱外面の座金(30φ×t8)と接着鋼管端面とのメタルタッチの支圧力で接着鋼管から柱部材に伝わる。

圧縮力は梁の接着鋼板からドリフトピンを介した支圧力が、梁受金物底面の圧縮力になり、柱外面の接着鋼管端面にメタルタッチで柱部材に伝わる。この応力伝達形式のため引張ボルトは圧縮力の影響を受けずに引張力だけを負担する。

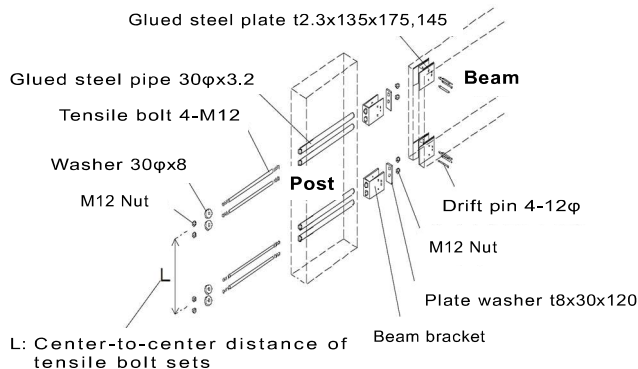


Fig.3 Joint of the post and beam

せん断力は梁の接着鋼板からメタルタッチによるドリフトピンを介した支圧力が梁受金物に伝わる。柱梁接合部の接合面は、梁の端面の梁受金物底面と柱側面の接着鋼管端面に、偶力の圧縮力と柱の引張ボルトのネジ締結のトルクによる圧縮力が作用する。せん断力をこの圧縮力から生じる梁の材軸直角方向の摩擦力で柱材に伝える。せん断力が増してこの摩擦力以上になると、梁受金物は柱の接着鋼管端面上を変位(滑り)して、引張ボルトが接着鋼管内の空隙だけ移動し、接着鋼管内面に接触して引張力とせん断力を同時に伝える。しかし梁受金物の接着鋼管端面上の変位(滑り)が起きない許容できるせん断力は、偶力の圧縮強度による摩擦力である。

そこで木造における曲げ材の中立軸について従来の柱梁接合と本提案の接着鋼材梁受金物を Fig. 4 を参照して考察する。従来の柱梁の引きボルト式モーメント抵抗接合<sup>15)</sup>は曲げの偶力による一対の引張力と圧縮力の応力中心間距離 J による、圧縮力の接合面は、繊維方向の梁木口から柱側面の繊維直角方向に三角形分布のめり込み応力が作用する。この三角形分布のめり込み応力の接触面積は曲げモーメントに抵抗する圧縮力の変化と共に変わる。それに相応してめり込み応力の合力の圧縮力の作用点に変位する。また木のばらつきがあるめり込み応力の特性から応力中心間距離 J が変わり中立軸は定まらない。一方、本接合の柱梁接合部の曲げによる偶力の圧縮力は、梁受金物底面と接着鋼管端面を圧縮する。この圧縮力から生じる接触面の摩擦力は偶力を担う引張ボルトに破断がない限り働く。曲げモーメントと共に変化する圧縮力の応力はメタルタッチの集中分布であり、接触面の位置は不動(Fig. 4 の回転中心(固定点))<sup>16)</sup>である。そのため応力中心間距離 J と中立軸は一定である。

本接合の接合金物は接着金物(接着鋼板、接着鋼管)と接続金物(梁受金物、ドリフトピン、引張ボルト)で構成するメタルタッチ機構は従来の木造の接合部を木の特性であるめり込みのばらつきを回避で

きる。本接合は従来の接着工法には無い鋼の高い靱性に変換できる応力伝達形式に新規性<sup>10)</sup>がある。接着金物の接着強度が接続金物の耐力以上にすれば木造も鉄骨造と同じ応力伝達として考えられる。

#### 4. メタルタッチ機構による接合部性能の評価

本接合の木造ラーメン構造の接合部性能(終局曲げモーメント  $M_u$ 、降伏曲げモーメント  $M_y$ 、終局回転角  $\theta_u$ 、降伏回転角  $\theta_y$ 、塑性率  $\mu$ 、回転剛性  $K_\theta$ )は、前節で想定した応力伝達形式を踏まえて評価<sup>10)</sup>する。Table1 に示す試験体材料の接続金物の特性値において、引張ボルトの破断伸び  $\eta$  と降伏比(降伏点/引張強度)は JIS 基準 B1051 の普通ボルトに示されるが、複合する接続金物の引張ボルトと梁受金物の終局伸び  $\Delta u$  と降伏伸び  $\Delta y$  は予め分からない。そのため接続金物自体の引張実験は引張荷重と伸びをそのまま接続金物の終局引張強度  $T_u$  降伏引張強度  $T_y$  と終局伸び  $\Delta u$  降伏伸び  $\Delta y$  とし、曲げ-せん断実験は試験機の水平加力の荷重と終局変位  $\delta u$  降伏変位  $\delta y$  を基に、接続金物の終局引張強度  $T_u$  終局伸び  $\Delta u$  と降伏引張強度  $T_y$  降伏伸び  $\Delta y$  を求めて評価する。本接合部は Fig. 5 の様に外力による曲げモーメント  $M_u, M_y$  とせん断力  $Q_u, Q_y$  の複合力が加わる。曲げモーメント  $M_u, M_y$  に対する抵抗機構は一対の接続金物の終局と降伏の引張強度  $T_u, T_y$  と圧縮強度  $C_u, C_y$  の偶力である。梁受金物の 4 本のドリフトピン中央の合力が引張ボルトの引張強度  $T_u, T_y$  で伝わる。一方の圧縮強度  $C_u, C_y$  は、梁受金物の 4 本のドリフトピン中央の合力が梁受金物底面から柱の最外縁部の接着鋼管端面に作用する。この偶力はメタルタッチ機構により木の特性に依存しない。偶力が作用する 2 点を結ぶ距離の応力中心間距離 J は、偶力の作用点の位置の違いから  $\alpha$  の傾き<sup>16)</sup>がある。Fig. 4 の応力中心間距離 J を本接合の曲げ-せん断実験における実験体スギ 120×450 の梁せい  $D=450\text{mm}$  から求めることにする。Fig. 3 に示す引張ボルト心間寸法 L は梁受金物を梁の上下面に合わせて取付けるため  $L=D-2 \cdot 55=340\text{mm}$  となり、Fig. 1 の梁受金物の寸法の 2 本の引張ボルト間中心 35mm を加えた  $L+35=375\text{mm}$  と梁受金物の寸法による  $d=85\text{mm}$  から、応力中心間距離 J は  $J=\sqrt{(d^2+K^2)}=385\text{mm}$  になる。梁のせん断力は、梁の偶力の圧縮力が梁受金物底面と最外縁部の柱の接着鋼管端面にメタルタッチで接触して、その圧縮力と接触面の静摩擦係数  $\beta$ <sup>17)</sup> から生じる摩擦力で抵抗する。この許容できる終局摩擦力  $Q_u$  は接続金物の偶力の終局圧縮強度  $C_u$ (=終局引張強度  $T_u$ )による摩擦力である。

$$Q_u = \beta \cdot C_u \quad (\text{kN}) \quad \dots \textcircled{1}$$

$$Q_y = \beta \cdot C_y \quad (\text{kN}) \quad \dots \textcircled{2}$$

また終局回転角  $\theta_u$  降伏回転角  $\theta_y$  は、接続金物自体の実験値あるいは柱梁接合部の曲げ-せん断実験から算出する接続金物の終局伸び  $\Delta u$  降伏伸び  $\Delta y$  を応力中心間距離 J で除した値になる。

$$\theta_u = \Delta u / J \quad (\times 10^{-3} \text{rad.}) \quad \dots \textcircled{3}$$

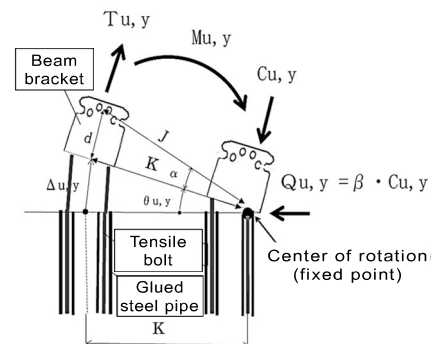


Fig.4 Stress and deformation of the joint of the beam and post

Table 1. Sample materials and their properties

Metal parts	Steel type	Young's modulus E t N/mm <sup>2</sup>	Yield strength σ <sub>y</sub> N/mm <sup>2</sup>	Tensile strength σ <sub>u</sub> N/mm <sup>2</sup>	Breaking elongation η %
Glued steel plate	SS400	205000	245	400	21
Drift pin	S45C	205000	345	570	20
Beam bracket	SS400	205000	245	400	21
Plate washer	S35C	205000	305	510	23
Glued steel pipe	STKM13A	205000	245	400	21
Tensile bolt	SWCH45	205000	640	800	12
Washer	STKM13	205000	245	400	21

Column/Beam Samples	Material	Young's modulus N/mm <sup>2</sup>	Standard material strength		
			Bending N/mm <sup>2</sup>	Shear N/mm <sup>2</sup>	Compressive N/mm <sup>2</sup>
Cedar laminated wood (same grade)	E55-F225	5500	22.5	2.1	18.6

Bonding material	Type	Main aagent	Hardener	Thickness	Viscosity
Glue	2-part curing epoxy resin glue	Epoxy resin 2g	Polyamido-amine 1g	2.5 mm	500 mPa.s.

†1 The tensile bolt is an M12 stud bolt with strength 8.8 and effective cross section 84.3 mm<sup>2</sup>.  
 †2 The physical properties of metal parts are those of JISG4051 for the steel plates and of JISB1051 for the bolts.  
 †3 The glued steel plates and steel pipes were shot blasted or pickled to remove mill scale.  
 †4 The sample pieces of the column and the beam are laminated wood meeting Japanese Agricultural Standards.  
 †5 The measured average characteristic values of the column and beam samples were Young's modulus 8.850 N/mm<sup>2</sup>, density 0.40 g/cm<sup>3</sup>, and moisture content 12.4%.

$$\theta = \Delta y / J \quad (\times 10^{-3} \text{rad.}) \quad \dots \textcircled{4}$$

木構造では靱性を担保するため、めり込み塑性変形から塑性率 $\mu$ を6~12<sup>9)</sup>程度に設定することが推奨されている。しかし本接合は、引張ボルトと梁受金物を組み合わせた接続金物の降伏点は明確ではなく、塑性率 $\mu$ は目標とする設定は行わず接合金物に委ねる。

$$\mu = \theta u / \theta y \quad \dots \textcircled{5}$$

終局曲げモーメント $M_u$ 、降伏曲げモーメント $M_y$ は偶力の終局引張強度 $T_u$ 降伏引張強度 $T_y$ で求める。

$$M_y = T_y \cdot J \cdot 10^{-6} \quad (\text{kN} \cdot \text{m}) \quad \dots \textcircled{6}$$

$$M_u = T_u \cdot J \cdot 10^{-6} \quad (\text{kN} \cdot \text{m}) \quad \dots \textcircled{7}$$

なお回転剛性 $K_\theta$ は $M_y$ と $\theta y$ から求める。

$$K_\theta = M_y / \theta y \quad (\text{kN} \cdot \text{m} / \text{rad.}) \quad \dots \textcircled{8}$$

## 5. 接続金物自体の引張実験

### 5.1 試験体と実験方法

Table1に示す試験体材料を使い、Fig. 3 柱梁接合部と同じ接続金物にした梁受金物に4本のドリフトピンを差し込み、2本の引張ボルトで取り付けた3体の試験体を、Fig. 5の様に試験機の治具に取り付けて引張荷重Pを単調加力1mm/1min.で損傷するまで引張実験を行った。印の1軸の歪ゲージ①、②で2本の引張ボルトの歪を測定した。2本の引張ボルト心と梁受金物の4本のドリフトピンの合力心の偏心量12.5mmの影響を見るため、梁受金物の折曲げ鋼板に貼りつけた印の2軸の歪ゲージ①、②で垂直方向の歪と①、②で水平方向の歪を測定した。また試験機で引張荷重と伸びを測定した。

### 5.2 実験結果と考察

Fig. 6は試験体3体(ST-01, ST-02, ST-03)の接続金物の引張荷重と伸びを示す。損傷状態は全ての試験体で梁受金物がPhoto 1の様になりドリフトピン穴間の破断になった。この最大引張強度 $T_{max}$ は110.86kN, 106.39 kN, 109.35kNから平均で109.53kNになった。しかしFig. 6のグラフでは鋼特有の降伏棚<sup>12)</sup>は両ネジアンカーボルトSNR400B (JIS 基準B1220)の様には現れなかった。また最大

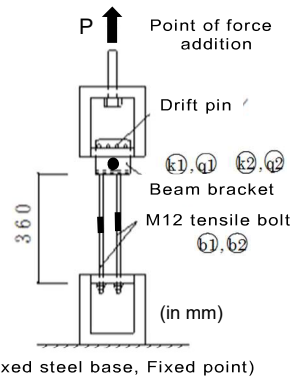


Fig.5 Tensile experiment of the joint parts

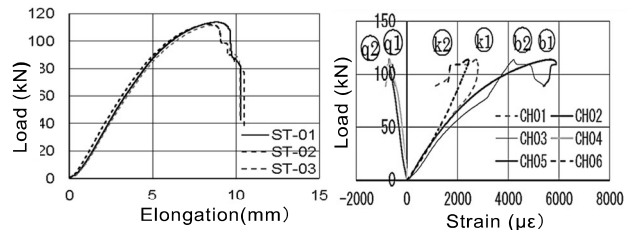


Fig.6 Tensile load and elongation of the joiparts

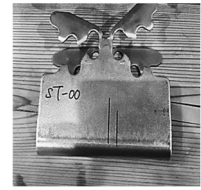


Photo 1. Beam bracket damaged in the tensile experiment

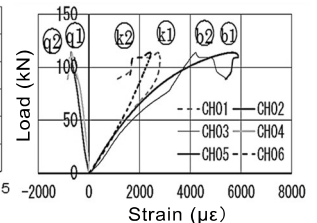


Fig.7 Load and distortion of the strain gauge of sample ST-01

伸び $\delta_{max}$ は8.68mm, 8.35mm, 8.15mmから平均で8.40mmになる。

Fig. 7のグラフは引張ボルトの1軸の歪ゲージ①、②と梁受金物の2軸の歪ゲージ①、②は同じ最大引張強度 $T_{max}$ を示している。これは接続金物と治具がメタルタッチ機構の応力伝達形式のため応力のロスが生じないことを示す。なお梁受金物の2軸の歪ゲージ①、②の歪は、最大引張強度 $T_{max}$ の時点で減少した。原因は梁受金物とドリフトピンの接触による支圧力のため、梁受金物の折曲げ鋼板に局部的な歪硬化<sup>17)</sup>が生じて歪が減少したと推察できた。なお梁受金物の2軸の歪ゲージ①、②は引張ボルトと梁受金物の偏心による引張力の分力からの水平方向の応力と歪を示している。それは引張ボルトと梁受金物のドリフトピンの合力の偏心のため水平方向の歪が生じている。この接続金物を従来の引きボルト式モーメント抵抗接合<sup>15)</sup>に前節の梁スギ120×450で算定した応力中心間距離 $J=385\text{mm}$ を用いた場合の最大曲げモーメント $M_{max}$ は、最大引張強度 $T_{max}$ に応力中心間距離 $J$ を乗じた $M_{max}=T_{max} \cdot J=109.53 \times 0.385=42.68 \text{ kN} \cdot \text{m}$ になる。平均の最大回転角 $\theta_{max}$ は、最大伸び $\delta_{max}$ ( $\Delta_{max}$ )に応力中心間距離 $J$ で除した $\theta_{max}=\Delta / J=8.40/385=0.022\text{rad.}$ になる。なおこの算出方法は以後の接合部性能の検証に用いる。

## 6. 柱梁接合部の曲げ-せん断実験

### 6.1 試験体と実験方法

本接合は曲げモーメントとせん断力の複合力の接合部性能を得るために曲げ-せん断実験<sup>11)</sup>を行った。曲げ-せん断実験の柱梁接合部の試験体材料の種類と特性をTable1に示す。試験体は3体にして、3回正負交番で水平加力P(以下、荷重)をTable2に示す加力スケジュールで接合部が破損するまで行った。測定はFig. 8の試験体図に示す引張ボルトの印の1軸の歪ゲージ①、②、③、④と梁受金物の印の2軸の歪ゲージ①、②、③、④によるものと印の①~⑦の変位計によるものである。1軸の歪ゲージは引張ボルトの長さの中央の片側の表面に接着剤で貼り付けた。引張ボルトは柱の接着鋼管を貫通す

るため、接着鋼管の中央の材軸方向の長穴13mm×30mmと柱の同位置に開けた30φの穴から歪ゲージのリード線を取り出した。2軸の歪ゲージは梁受金物のコの字型の折曲げ鋼板の片側の鋼板に接着した。位置は梁受金物の柱面から25mm内側のドリフトピン4本の中央にした。リード線は梁上下縁の50mm×30mmの欠き取り部から取り出した。変位計は試験体の外面に所要の位置に設置した。

曲げモーメントと回転角の関係を求めるためFig. 8に示すロードセルで荷重Pと変位δを測定した。回転角θはこの変位δをロードセルの加力点から柱心までの距離で除した値である。試験体の変位δは変位計②、③で梁と柱の相対変位を、変位計④、⑤で梁の変位を測定し変位計⑥、⑦で柱の変位を測定した。1軸の歪ゲージ(a)、(b)、(d)、(e)は柱の引張ボルトの材軸方向の歪を測定した。2軸の歪ゲージ(c1)、(c2)、(f1)、(f2)は、梁の上端と下端 (Fig. 8では左右) の梁受金物の垂直方向の引張応力と水平方向のせん断応力の分力の歪を測定した。

## 6.2 実験結果と考察

Fig. 9に本接合の試験体3体の曲げ-せん断実験の荷重-変位関係曲線を示す。全ての試験体はPhoto2の様に引張力による梁受金物のドリフトピン穴間の破断になった。木部材と接着金物の接着部の損傷は見られないため、接着耐力は接合金物の耐力以上に担保できていた。試験体3体(M-01, M-02, M-03)のロードセルの最大水平加力Pmaxは22.09kN, 22.41kN, 21.29kNになり平均でPmax=21.93kNである。接合部の最大モーメントMmaxは加力点間距離H=2.00mを乗じてMmax=21.93×2.00=43.86kN・mになる。その最大変位σmaxは52.54mm, 54.50mm, 55.10mmで平均は54.05mmになり、平均の最大回転角θmaxはロードセルの最大変位σmaxを加力点間距離H=2000mmで除したθmax=54.05/2000=0.027radになった。

接続金物の引張強度Tmaxを本実験の実験値から算出すると、最大モーメントMmaxを前節の接合部性能の評価で算定した応力中心間距離J=385mmで除して求めた最大引張強度は、Tmax=Mmax/J=43.86/0.385=113.92kNである。曲げ-せん断実験の最大引張強度Tmaxは接続金物自体の引張実験の最大引張強度Tmax=109.53kNとほぼ等しい。これは本実験の接続金物が接続金物自体の引張実験のメタルタッチ機構と同じ応力伝達形式のためである。

なお梁受金物の損傷の終局強度は時系列的に高い値と低い値を示す。Photo2から分かる様に梁受金物の折曲げ鋼板の2枚にドリフトピンの支圧力が終局時は均等に働かず、片方の主支圧部の鋼板が破断した直後に残りの鋼板が支圧されて破断する。そのため終局強度に時間差が生じていると推察する。そこで梁受金物の折曲げ鋼板のドリフトピン穴間で破断した時の支圧強度<sup>18), 19), 20)</sup>を試算して見る。この破断部を実測した破断長さl=77.6mmと鋼板の厚さ3.2mmの有効断面積At=248.3mm<sup>2</sup>に、SS400材の引張強度σu=400N/mm<sup>2</sup>を乗じた理論上の引張強度Tmaxは99.32kNである。実験による引張強度Tmaxは113.92kNであり15%程大きい。これは梁受金物の製造時の加工の歪硬化<sup>17)</sup>による引張強度の増加が原因と思われる。

Fig. 10は変位計④、⑤の荷重と梁の変位δ4、δ5のグラフである。④、⑤のグラフはX軸に対して対称になり荷重と変位は同じ値を示す。これは梁受金物底面の接着鋼管端面上の変位(滑り)が起こらず梁の移動はないことを示す。

Fig. 11は一对の2本の引張ボルトを1軸の歪ゲージで測定した荷重と垂直方向の歪のグラフである。この図の第1象限と第3象限の

Table 2. Force schedule of the bending-shear experiment

Cycle	1	2	3	4
Rotation angle (rad)	1/450	1/300	1/200	1/150
Cycle	5	6	7	8
Rotation angle (rad)	1/75	1/50	1/30	1/15

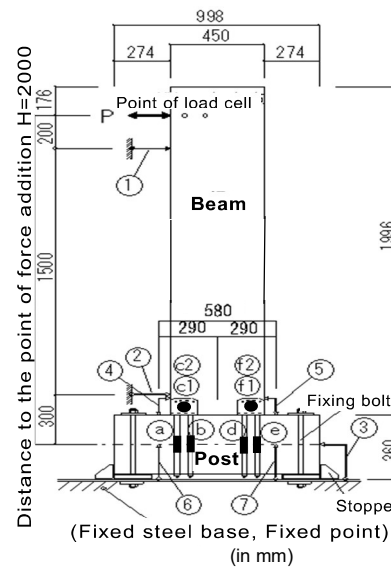


Fig. 8 The unit of a beam-post joint for the bending-shear experiment

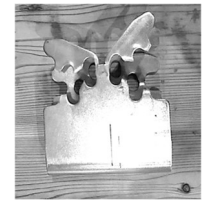


Photo2. A beam bracket damaged in the bending-shear experiment

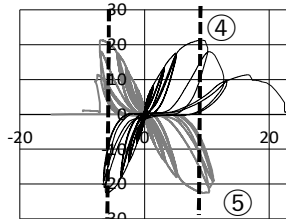


Fig. 10 The load-displacement curves obtained in the bending-shear experiment for the beam-post joint

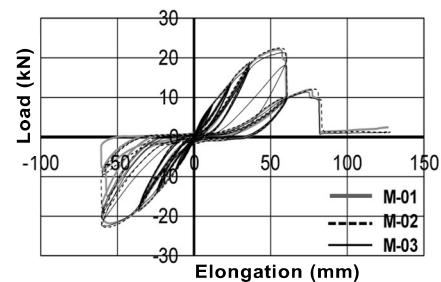


Fig. 9 The load-elongation curves obtained in the bending-shear experiment for the beam-post joint

グラフはFig. 8の2本の引張ボルト(a)、(b)を示し、第2象限と第4象限のグラフはFig. 8の片側2本の引張ボルト(d)、(e)を示す。水平加力Pの荷重における引張力(以後、引張力)の引張ボルト(a)、(b)が第1象限の歪の時に、片側の引張ボルト(d)、(e)は第4象限の水平加力Pの荷重における圧縮力(以後、圧縮力)の歪を示し、荷重は偶力のため同じ値である。第1象限と第2象限の引張力の歪より第3象限と第4象限の圧縮力による歪は小さい。この歪は進展せず一定の範囲に納まっている。また中立軸から遠い引張ボルト(a)、(e)は中立軸に近い引張ボルト(b)、(d)より引張力は大きい。引張ボルトは中立軸に対して等距離に配置されずに荷重による引張力に違いがある

Fig. 12はFig. 8に示す梁受金物の2軸の歪ゲージ(c1)、(c2)で測定した荷重と歪の関係のグラフである。歪が大きく進展する第2象限と第4象限の(c1)のグラフは引張力の垂直方向の歪を表す。第1象限と第3象限のY軸に接近して歪が進展しない(c2)のグラフは水平加力Pの荷重によるせん断力(以後、せん断力)の水平方向の歪を表す。Fig. 13のグラフは梁受金物の2軸の歪ゲージ(f1)、(f2)で測定した荷重と歪の関係のグラフである。歪が大きく進展する第1象限と第3象限の(f1)のグラフは、引張力による垂直方向の歪を表す。第2象限と第4象限のY軸に接近して歪が進展しない(f2)のグラフはせん断力の水平方向の歪を表す。Fig. 12 Fig. 13は偶力のため荷重と歪は正負



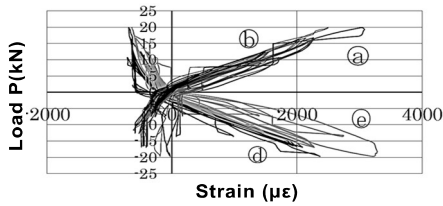


Fig.11 Relation between load and strain of the tensile bolts (a), (b), (d), and (e)

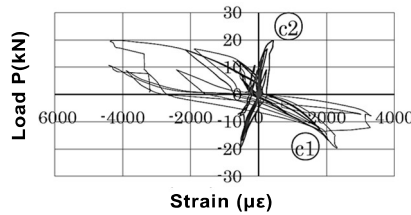


Fig.12 Relation between load and strain of the beam brackets (c1) and (c2)

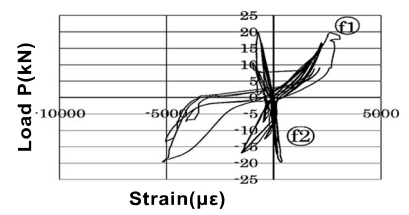


Fig.13 Relation between load and strain of the beam brackets (f1) and (f2)

が異なる対称のグラフになっているなお引張ボルト Fig. 11(a), (b), (d), (e)の第1象限, 第2象限と梁受金物の Fig. 12(c2)の第2象限, 第4象限と Fig. 13(f2)の第1象限, 第3象限の垂直方向の引張力は同じであるが、引張ボルトの垂直方向の歪は梁受金物の方がわずかに小さい。これは引張ボルトと梁受金物の材質や引張力か支圧力かの応力の違いが原因と推察する。

接続金物に貼り付けた歪ゲージの引張ボルト Fig. 11(a), (b), (d), (e)の第3象限, 第4象限の圧縮力による垂直方向の歪はY軸に接近して進展せずに一定の範囲にとどまる。また梁受金物 Fig. 12(c2), Fig. 13(f2)のせん断力の水平方向の歪もY軸に接近して進展せずに一定の範囲にとどまる。これは梁受金物底面と接着鋼管端面の圧縮力の作用点に変位は無く梁の移動も無いことを示している。

なお本接合の許容せん断力  $Q_{max}$  は梁受金物が破断した最大引張強度  $T_{max}=113.92kN$  と同じ値の圧縮力による摩擦力である。推定する許容せん断力  $Q_{max}$  は、この実験値を用いて  $Q_{max}=\beta \cdot T_{max}=0.45 \cdot 113.92kN=51.20kN$  (鋼と鋼の静摩擦係数<sup>17)</sup>  $\beta=0.45$ ) になる。この推定する許容せん断力は本実験の試験体にせん断力として最大水平加力の荷重  $P_{max}=21.93kN$  より大きい。そのため推定値からも実験の知見と同様に梁受金物底面と接着鋼管端面の変位(滑り)は起こらず、引張ボルトにせん断力は作用しないことが分る。

### 7. 接着鋼材梁受金物接合の接合部性能の検証

Fig. 14 は柱梁接合部の曲げ-せん断実験からの曲げモーメントと回転角関係の M- $\theta$  曲線のグラフである。モーメント M は Fig. 8 に示すロードセルで測定した水平加力の荷重 P を柱心から加力点高  $H=2.0m$  を乗じた  $M=2.0 \cdot P$  で求めた。回転角  $\theta$  は変位計④の変位  $\delta 4$  と変位計⑤の変位  $\delta 5$  の相対変位の和を、その変位計間の距離 580mm で除した  $\theta=(\delta 4+\delta 5)/580$  を真の回転角  $\theta$  にしている。

Fig. 15, Fig. 16 のグラフは、4節の接合部性能の評価の①~⑧式に基づく柱梁接合部の曲げ-せん断実験と接続金物自体の引張実験を代替にした仮想の柱梁接合部の曲げ-せん断実験の M- $\theta$  曲線からの包絡線<sup>9)</sup> Fig. 15 とバイリニア曲線<sup>9)</sup> Fig. 16 である。実線のグラフは曲げ-せん断実験を示し、破線のグラフは仮想の曲げ-せん断実験を示す。なお接続金物自体の引張実験を代替した仮想の曲げ-せん断実験にするのは、接続金物の引張ボルトと梁受金物の複合する終局伸び  $\delta u$  と降伏伸び  $\delta y$  が分らず、曲げ-せん断実験の結果と比較できないからである。その M- $\theta$  曲線は Fig. 6 の接続金物自体の引張実験の引張荷重と伸びを用いて 5.2 実験と結果の末尾の算出方法により作成している。Table 3 は曲げ-せん断実験と仮想の曲げ-せん断実験の M- $\theta$  曲線の接合部性能を比較した表である。代替値/実験値は 0.8~1.1 になり Fig. 15, Fig. 16 のグラフがほぼ一致することを示す。これは柱梁接合部の曲げ-せん断実験と接続金物自体の引張実験が同じメタルタッチ機構の接合形式を持つからである。また前節の

実験の知見と同様に応力中心間距離 J は一定になることも分る。そのため試験体と異なる大きさの柱梁の接合部性能はその応力中心間距離 J と Table 3 の接合部性能を用いた算定値に低減率<sup>9)</sup> を掛けて実用可能である。

そこで本接合と従来の接合の接合効率を以下に比較する。木造在来軸組構造の金具工法は参考文献 9) による本接合に利用している梁受金物 (引張ボルト 2- M12,  $A_e=168mm^2$ , ネジ強度 4.6, スギ異等級集成材 E65-F225, 梁梁 105×180~330) の短期基準引張強度は  $P_0=11.94kN$  になっている。この最大引張強度は概算で  $T_u=3/2 \cdot P_0=3/2 \cdot 11.94=17.91kN$  になる。提案の接着鋼材梁受金物接合は曲げ-せん断実験から最大引張強度は  $T_u=113.92kN$  であり 6 倍以上になる。また従来の引きボルト式モーメント抵抗接合 (引張ボルト 1 M16,  $A_e=157mm^2$ , SNR400B, スギ対称異等級集成材, 梁 120×450, E65-F225, 材料の曲げ強度 91.12kN·m) は文献 2) から終局曲げモーメント

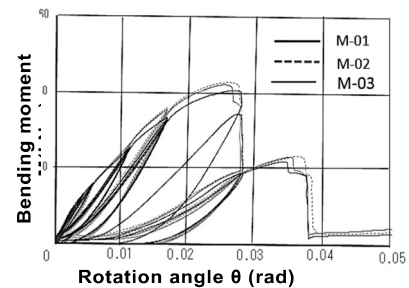


Fig.14 M- $\theta$  curves in the bending-shear experiment for the beam-post joint

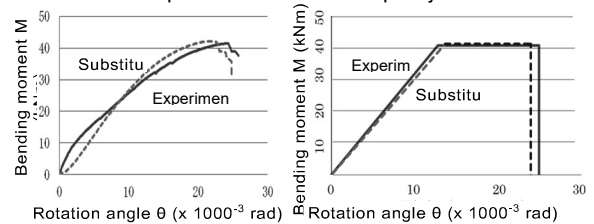


Fig.15 Envelopes of M- $\theta$  curves Fig.16 linear curves

Table 3. Comparison of the experimental values of joint performance and its substitutes

Sample No.	$T_{max}, P_{max}$ (kN)	$\delta_{max}, \Delta_{max}$ (mm)	J, H (mm)	M <sub>max</sub> (kN·m)	$\theta_{max}$ ( $\times 10^{-3}$ rad)	M <sub>u</sub> (kN·m)
ST-01	110.86	8.68	385	42.68	22.55	39.22
ST-02	108.39	8.35	385	41.73	21.70	37.28
ST-03	109.35	8.15	385	42.10	21.17	38.44
Sub. average	109.53	8.40	385	42.17	21.81	38.31
M-01	22.09	52.54	2000	44.18	26.27	41.47
M-02	22.41	54.50	2000	44.83	27.25	43.83
M-03	21.29	55.10	2000	42.57	27.55	39.11
Exp. Average	21.93	54.05	2000	43.86	27.02	41.47
Sub./Exp.				1.0	0.8	0.9
Sample No.	$\theta_u$ ( $\times 10^{-3}$ rad)	$M_y$ (kN·m)	$\theta_y$ ( $\times 10^{-3}$ rad)	$K_\theta$ (kN·m/rad)	$\mu$	Damage
ST-01	24.72	24.97	9.44	2645	2.6	Bracket breakage
ST-02	25.89	24.65	9.63	2560	2.7	Bracket breakage
ST-03	24.56	24.10	6.58	3663	3.7	Bracket breakage
Sub. average	25.06	24.57	8.55	2956	3.0	
M-01	31.05	24.34	8.29	2936	3.7	Bracket breakage
M-02	30.82	26.65	10.57	2521	2.9	Bracket breakage
M-03	31.57	22.00	7.79	2824	4.1	Bracket breakage
Exp. Average	31.15	24.33	8.88	2760	3.6	
Sub./Exp.	0.8	1.0	1.0	1.1	0.8	

ト  $M_u=19.60\text{kN}\cdot\text{m}$  は材料の曲げ強度の 21%であり回転剛性は  $k_\theta=1400\text{kN}\cdot\text{m}/\text{rad}$  である。提案の接着鋼材梁受金物接合(引張ボルト 2-M12,  $A_e=168\text{mm}^2$ , ネジ強度 8.8, スギ同一等級構成集成材, 梁  $120\times 450$ , E55-F225. 材料の曲げ強度  $91.12\text{kN}\cdot\text{m}$ )は曲げ-せん断実験から終局曲げモーメントは  $M_u=41.47\text{kN}\cdot\text{m}$  を示し材料の曲げ強度の 45%になり回転剛性は  $k_\theta=2760\text{kN}\cdot\text{m}/\text{rad}$  になる。従来の引きボルト式モーメント抵抗接合よりも接合効率が 2 倍程高い。接着鋼材梁受金物接合は、メタルタッチ機構の応力伝達形式から従来の接合より接合効率が高まる。

## 8. まとめ

本提案の接着鋼材梁受金物接合は、接続金物自体の引張実験と柱梁接合部の曲げ-せん断実験の検証により以下の知見が得られた。そのため木造ラーメン構造に実用可能なことが確定できた。

- (1) 接着鋼材梁受金物接合の梁の曲げによる偶力の圧縮力の作用点は、梁受金物の底面と柱の最外縁部の接着鋼管端面にメタルタッチ機構で偶力の回転中心(不動点)になる。そのため偶力の応力中心間距離  $J$  は一定である。
- (2) せん断力はその不動点に作用する圧縮力で生じる摩擦力が抵抗して、引張ボルトにせん断力は作用しない。
- (3) 柱梁接合部の曲げ-せん断実験と接続金物自体の引張実験の仮想の曲げ-せん断実験による、 $M-\theta$  曲線の包絡線とバイリニア曲線の接合部性能は等しくなる。そのため本接合では接続金物自体の引張実験から接合部性能は予測できることが示唆された。
- (4) 接着鋼板梁受金物接合は、短期基準引張強度が木造在来軸組構造の金具工法による梁受金物接合の 6 倍以上になる。また短期許容曲げモーメントと回転剛性は従来の引きボルト式モーメント抵抗接合の 2 倍になる。

なお木造の接合に金物と接着剤を汎用的<sup>20)</sup>に使うには金物形状と樹種による接着強度とその検査方法などの標準化が必要である。

## 謝辞

本研究は(公財)大畑財団の助成の基で行ない、セメダイン(株)に接着剤の提供を受けました。関係各位に感謝致します。(株)テクノウッドワークスの大貫氏の加工の協力で感謝致します。実験を行った栃木県林業センター研究部木材チームの方々に深く感謝致します。

## 参考文献

- 1) Architectural Institute of Japan. Standard for Structural Design of Timber Structures. pp. 210–220, March. 2009. 日本建築学会: 木質構造設計規準・同解説—許容応力度・許容耐力設計法, pp. 210–220, 2009 年 3 月
- 2) 設計支援情報データベース, 中層大規模木造研究会, (2023/8/5. アクセツ) <https://media.toriaez.jp/b0409/460106085952.pdf>
- 3) BP 材+TKS 構法の構造設計について, (一社) 日本 BP 材協会 HP 掲載資料, [\(2023/9/15 アクセツ\)](https://bp-kyokai.jp/wp-content/themes/bp-kyokai.jp/pdf/b_).
- 4) Masafumi Inoue, Yasushi Goto, Yasuo Goto, Yoshinori Goto, Experimental research on wood structure joints using adhesives and joint hardware, Proceedings of the Architectural Institute of Japan on Structural Engineering, No. 489, p. 55, 1996. 井上正文, 後藤靖, 後藤泰男, 後藤善律, 接着剤と接合金物を併用した木質構手接合部に関する実験的研究 日本建築学会構造系論文集, 第 489 号, p. 55, 1996.
- 5) Motoshi Sato, Yasuhiro Sugaya, Hiroshi Isoda, Basic experiments on wooden rigid frame structures using adhesive bolts, Architectural Institute of Japan Hokuriku Branch Research Report, No. 50, 2007. 佐藤基志, 菅谷恭浩, 五十田博, 接着ボルトを用いた木質ラーメン構造に関する基礎実験, 日本建築学会北陸支部研究報告集, 第 50 号, 2007.
- 6) Sasaki Kenta, Tao Hirohide, Kawahara Hiro, Aoki Kenji, Inayama Masahiro, Ōno Hidekatsu, Kameyama Yūsaku, Ōtsuka Kōhei. “Development of Parallel Chord Truss Using Pre-cut System and Standard Size Timber for Residential Use”. AIJ Journal of Technology and Design, vol. 3, no. 4, pp. 487–

- 492, June. 2017. 佐々木賢, 太田尾玄秀, 河原大, 青木謙治, 稲山正弘, 大野英克, 亀山雄策, 大塚紘平: 住宅用流通材とプレカットを利用した平行弦トラスの開発, 日本建築学会技術報告集第 3 巻第 4 号, pp. 487–492, 2017 年 6 月
- 7) 木質構造接合部設計マニュアル: 日本建築学会, pp. 54–71, 2015 年 11 月
- 8) Tec-one 技術資料: 榊タツミ, p. 21, p. 114, 2016 年 2 月
- 9) 木造軸組工法住宅の許容応力度設計 (2008 年版): (財) 日本住宅・木材技術センター, pp. 90–92, p. 585, 平成 21 年 6 月
- 10) 丸山純夫, 特許 7276852 号, 2023. 5.
- 11) 木造ラーメンの評価方法・構造設計の手引: 木造建築新工法性能認証委員会、公財) 日本住宅・木材技術センター, 2016 年版、平成 28 年 3 月
- 12) Maruyama Sumio. “Proposal of Bolt Joint by Embedded and Adhered Steel Pipe Enabling Disassembly Even with Adhesive and the Mechanical Properties”. AIJ Journal of Technology and Design, vol. 24, no. 56, pp. 17–22, February, 2018. 丸山純夫: 内蔵接着鋼管による引きボルト接合の提案とその力学的特性、日本建築学会技術報告集第 24 巻第 56 号 pp. 17–22, 2018 年 2 月
- 13) Architectural Institute of Japan. AIJ Standard for Allowable Stress Design of Steel Structures. October. 2019. 鋼構造許容応力度設計規準: 日本建築学会, 2019 年 10 月
- 14) Architectural Institute of Japan. AIJ Standard for Structural Calculation of Reinforced Concrete Structures. August. 2018. 鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説: 日本建築学会, 2018. 8
- 15) Inayama Masahiro. “Study of Structural Design Method of Timber Semi-rigid Column-base Joint Drawn with Tensile Bolts”. Summaries of Technical Papers of Annual Meeting of the Architectural Institute of Japan (Hokkaido), pp. 621–622, August. 2013. 稲山正弘: 引きボルト式木造ラーメン柱脚接合部の設計法に関する研究、日本建築学会大会後援梗概集 (北海道), pp. 621–622, 2013 年 8 月
- 16) J. Struct. Constr. Eng. AIJ, Vol. 78 No. 683, 213–222, Jun. 2013. 弾性回転剛性と耐力を広範囲・高精度で調整できる鉄骨柱脚: 日本建築学会構造系論文集, 第 78 巻, 第 683 号 213–222, 2013 年 3 月
- 17) 矢島悦次郎・市川理衛・古沢浩一『若い技術者のための機械・金属材料 補版 -』丸善, 1992 年
- 18) Architectural Institute of Japan. AIJ Recommendations for Design of Connections in Steel Structures. February. 2017. 鋼構造接合部設計指針: 日本建築学会, pp. 44–65, 2017 年 2 月
- 19) Hirano Michikatsu, Satō Nobuhiro, “Experimental Study on Bearing Strength and Allowable Bearing Stress in Bolted Connections”. Transactions of the Architectural Institute of Japan, no. 155, pp. 1–8, 65, January. 1969. 平野道勝, 佐藤旦宏: 鋼材の支圧強さおよび許容支圧応力度に関する研究 (その 1) - 鋼種・縁端距離に関する実験報告、日本建築学会論文報告, 第 155, pp. 1–8, p. 65, 1969. 01
- 20) 西山正孝: 応力集中、森北出版(株)、1973. 12
- 21) 塔村真一郎, 構造用木質材料に使用される接着剤の性能 とその評価, 木材学会誌, Vol. 62, No. 2, p. 7, (2016) .