汎用工具によって施工可能なドリフトピン接合を用いた木質ラーメン工法の開発

DEVELOPMENT ON TIMBER MOMENT RESISTING FRAME CONSTRUCTED BY DRIFT PIN JOINTS AND NON-SPECIALIZED MACHINE

佐々 新 — * 1 五十田 博 — * 2
松田昌洋 — * 3 森 拓郎 — * 4

Arata SAZA — * 1 Hiroshi ISODA — * 2
Masahiro MATSUDA — * 3 Takuro MORI — * 4

キーワード：
ドリフトピン, 木質ラーメン工法, 静的載荷実験, 回転剛性, 降伏モーメント

Keywords:
Drift pin, Timber moment resisting frame, Static loading test, Rotational stiffness, Yield moment

We developed the timber moment resisting frame of a single layer using drift pin joints. The timber moment resisting frame can be constructed by non-specialized machines. In reference to the past study, the moment resisting joints were modeled for the springs, and the rotational stiffness and the yield moment were calculated. The validity was considered by comparing the experimental results with the calculation results.

1. はじめに

近年、大開口の確保や可変性の高い構造躯体の実現を目指し、木質ラーメン工法の開発が盛んに行われており、住宅分野への応用も進んでいる。一方で、木造住宅を主とする施工現場においては、熟練技能者不足の問題も深刻化しつつあり、高度な技術を要さない簡易な接合部の開発が望まれている。

このような背景から、ドリフトピン接合を用いた単層の木質ラーメン工法の開発を行った。開発した木質ラーメン工法の特徴は、電動丸のこぎりなどの汎用工具によって接合部を加工および施工できる点である。また、開発した接合部のモデル化を行い、回転剛性および降伏モーメントを算出するための評価式を提案した。さらに、実験結果と評価式により得られた結果とを比較することで、評価式の妥当性を検討した。これにより、柱や梁の断面、ドリフトピンの本数などのパラメータに変更が生じた際にも、性能把握することが可能となる。

2. 開発した木質ラーメン工法の概要

図1に開発した木質ラーメン工法を示す。想定する架構は、母材断面 $105 \times 330\text{mm}$ 、スパン $3,000 \sim 5,000\text{mm}$ 、高さ $2,800\text{mm}$ の門型フレームである。母材は、対称異等級構成 E105-F300 のオウシュウアカマツ集成材を用いた。また、接合金物は、材質 SS400、板厚 9mm とし、ドリフトピンは、材質 SS400、径長比 6.76 、有効長さ 98mm 、直径 14.5mm とした。

接合部は母材の木口に汎用工具によってスリットを設け、接合金物を挿入し、ドリフトピンを打ち込むことで構成している。母材の柱梁接合部側端部は 45° のテーパーとした。また、接合部に要求される靱性能は、接合金物およびドリフトピンの降伏により確保する。

図1 開発した木質ラーメン工法

3. 接合具のせん断性能確認実験

3.1 実験概要

ドリフトピン接合のモーメント抵抗性能を評価するためには、接合具単位の性能を把握する必要がある。槇島らの研究¹⁾では、複数

¹⁾ 信州大学大学院 修士課程
(〒380-8553 長野県長野市若里 4-17-1)
²⁾ 京都大学生存圏研究所 教授・博士 (工学)
³⁾ 信州大学工学部 助教・博士 (工学)
⁴⁾ 京都大学生存圏研究所 助教・博士 (工学)

¹⁾ Graduate Student, Graduate School of Engineering, Shinshu Univ.

²⁾ Prof., Research Institute for Sustainable Humansphere, Kyoto Univ., Dr. Eng.
³⁾ Assistant Prof., Faculty of Eng., Shinshu Univ., Dr. Eng.
⁴⁾ Assistant Prof., Research Institute for Sustainable Humansphere, Kyoto Univ., Dr. Eng.

本のドリフトピンを用いた場合の耐力、剛性は1本のドリフトピン接合の耐力、剛性の単純和にならず、何らかの低減を設ける必要があるとしている。これを受けて、本接合部のドリフトピンの配置の決定、ドリフトピン1本あたりの耐力、剛性の把握、複数本のドリフトピンを用いた場合の耐力、剛性の低減係数の決定を目的に実験を実施した。

図2に複数本のドリフトピンの配置を示す。試験体はドリフトピンを単体で配置した場合を4体、千鳥で5本配置した場合を3体、直線で5本配置した場合を2体、計9体とした。

図3に試験体設置状況を示す。試験体は母材の両端に接合部を加工した。あらかじめ試験対象側（破壊側）と反力側（非破壊側）を設定し、反力側のドリフトピンの本数を多くすることで、常に試験対象側で破壊が起こるようにコントロールした。加力はアクチュエータによる単調载荷とし、試験体が最大荷重に達した後、最大荷重の80%の荷重に低下するまで実施した。

変位は母材と接合金物との相対変位を用いて(1)式により算出した。初期剛性は最大荷重の10%および40%の値を結んだ直線の傾きとした。また、降伏荷重はその直線を接合具径の5%分だけオフセットした直線と、荷重－変位曲線との交点の荷重とした。

$$\delta = \frac{CH1 + CH2}{2} \tag{1}$$

δ：変位[mm]

3.2 実験結果

図4に荷重－変位関係を示す。単体配置、千鳥配置は最大荷重に達した後、荷重を維持しながら変位が増加する挙動を示した。直線配置は最大荷重に達した後、急激に荷重低下した。そのため、荷重－変位曲線と5%オフセット直線との交点は存在せず、降伏荷重は算出不能であった。

表1にドリフトピン1本あたりの特性値を平均値で示す。なお、括弧内には単体配置の値に対する比を示す。降伏荷重に対する最大荷重（終局強度比）は単体配置では1.05となり、ドリフトピンは降伏後の荷重上昇が極めて小さいことを確認した。千鳥配置は単体配置と比較して、降伏荷重が83%に低減し、最大荷重、初期剛性はほぼ低減がなかった。直線配置は単体配置と比較して、最大荷重が79%に低減し、初期剛性はほぼ低減がなかった。以上より、千鳥配置が直線配置と比較して優位な配置といえる。

写真1に破壊性状を示す。単体配置の1体のみドリフトピン周囲の母材のせん断破壊となったが、それ以外はドリフトピンの配置に沿った母材の割裂となった。また、単体配置、千鳥配置の試験体ではドリフトピンの変形を確認した。

4. 接合部曲げ実験

4.1 実験概要

接合部のモーメント抵抗性能の把握、本接合部に使用するドリフトピンの本数の決定を目的に実験を実施した。図5に接合部の詳細を示す。ドリフトピンの配置は第3章の結果を受け、千鳥配置とした。柱脚試験体はドリフトピンを片側に5本配置した1体とした。柱梁試験体はドリフトピンを片側5本、4本、3本配置した試験体をそれぞれ1体とした。なお、ドリフトピンの本数が4本以下の場合には、材中央のドリフトピン孔からドリフトピンを配置した。

図2 複数本のドリフトピンの配置

図3 試験体設置状況

図4 荷重－変位関係

表1 ドリフトピン1本あたりの特性値（括弧内は、複数本/単体）

試験体	p_{max} [kN]	p_y [kN]	k [kN/mm]
単体配置	38.5	36.6	32.8
千鳥配置	37.7 (0.98)	30.2 (0.83)	31.3 (0.95)
直線配置	30.5 (0.79)	—	31.0 (0.95)

写真1 破壊性状

図5 接合部の詳細

図6に試験体設置状況を示す。加力はアクチュエータによる正負交番繰り返しとした。各サイクルの目標変形角は見かけのせん断変

形角で 1/450、1/300、1/200、1/150、1/100、1/75、1/50、1/30、1/20rad とし、同一変形角において加力を 3 回繰り返した。試験体が最大荷重に達した後、最大荷重の 80% の荷重に低下するまで加力した。

見かけのせん断変形角、接合部モーメント、接合部回転角はそれぞれ (2) 式～ (7) 式により算出した。また、特性値はモーメント－回転角曲線より、木造ラーメンの評価方法²⁾ に準拠し算出した。

$$\gamma_c = \frac{CH1 - CH2}{H} \quad (2)$$

$$M_c = P \times H' \quad (3)$$

$$\theta_c = \gamma - \frac{PH^3}{3EI} \quad (4)$$

$$\gamma_b = \frac{\sqrt{2} \times CH3}{L} \quad (5)$$

$$M_b = P \times H' \quad (6)$$

$$\theta_b = \frac{\sqrt{(\sqrt{2}l + CH4)^2 - l^2} - l}{l} \quad (7)$$

γ : 見かけのせん断変形角[rad] P : アクチュエータ荷重[N]
 H : 加力点高さ[mm] H' : モーメントの腕の長さ[mm]
 M : 接合部モーメント[Nmm] θ : 接合部回転角[rad]
 E : 母材のヤング係数[N/mm²] I : 母材の断面2次モーメント[mm⁴]
 L : 変位計3によって形成する直角二等辺三角形の短辺長さ[mm]
 l : 変位計4によって形成する直角二等辺三角形の短辺長さ[mm]
 c (添え字): 柱脚試験体 b (添え字): 柱梁試験体

4.2 予想耐力

第3章の千鳥配置の実験値をモーメント換算し、(8)、(9) 式により最大モーメント、降伏モーメントを算出した。なお、応力中心間距離は圧縮側と引張側のドリフトピン群の中心間距離とした (図5 参照)。

$$M_{max} = \alpha \times n \times p_{max} \times j \quad (8)$$

$$M_y = \alpha \times n \times p_y \times j \quad (9)$$

M : モーメント[Nmm] α : 複数本配置による耐力の低減係数
 n : ドリフトピンの本数 j : 応力中心間距離[mm]
 p : ドリフトピン1本あたりの耐力[N]
 max (添え字): 最大 y (添え字): 降伏

4.3 実験結果

図7 にモーメント－回転角関係を示す。5 本配置の柱脚試験体と柱梁試験体とを比較すると、変形性能は柱脚試験体の方が高い。これは、柱脚試験体ではドリフトピンのみならず、接合金物のアンカーボルト緊結部と座金が降伏するためである。また、柱梁試験体同士を比較すると、3 本配置のみ最大モーメントに達した後、モーメントを維持しながら回転角が増加する靱性に富んだ挙動を示した。さらに、ドリフトピンの本数が異なる場合でも、最大モーメントは同程度である。これより、ドリフトピンが片側4 本以上では、母材

図6 試験体設置状況

図7 モーメント－回転角関係

写真2 破壊性状

とドリフトピンの強度バランスが適切ではないと考えられる。

表2 に特性値を示す。予想耐力は実験値の 20% 程度の差となった。また、母材の曲げ強度に対する接合部強度 (接合効率) は柱脚試験体が 72%、柱梁試験体が 50～60% 程度であった。

写真2 に破壊性状を示す。柱脚試験体では、接合金物のアンカーボルト緊結部と座金が降伏した後、隅肉溶接部が破断した。母材表面の損傷はみられなかったが、わずかにドリフトピンの変形を確認した。柱梁試験体では、ドリフトピンの配置に沿った母材の割裂が生じ、3 本配置のみドリフトピンの変形を確認した。

5. 回転剛性および降伏モーメントの追跡

図8 に接合部の力学モデルを示す。大野らの研究³⁾ を参照し、回

表2 特性値 (括弧内は、予想耐力/実験値)

試験体	M_{max} [kNm]	θ_{max} [$\times 10^{-3}$ rad]	M_y [kNm]	θ_y [$\times 10^{-3}$ rad]	M_u [kNm]	θ_u [$\times 10^{-3}$ rad]	R [kNm/rad]	$l/\sqrt{2\mu-1}$	$M_{max}/F_b \cdot Z$
柱脚5本	40.1 (0.98)	100.5	26.8 (1.18)	14.4	36.0	20.1	1794	0.33	0.72
柱梁5本	34.3 (1.15)	21.6	27.4 (1.16)	15.5	30.4	17.9	1701	0.54	0.61
柱梁4本	35.3 (0.89)	40.5	23.5 (1.08)	15.0	32.8	21.9	1497	0.60	0.63
柱梁3本	30.9 (0.76)	65.5	24.1 (0.79)	16.9	30.2	21.5	1404	0.39	0.55

転剛性、降伏モーメントを算出した。以下に算出方法を示す。その際、弾性域では接合金物は剛体であると仮定している。

5.1 柱脚接合部

柱－接合金物間、接合金物－基礎間に分けて考える。柱－接合金物間にはドリフトピン接合要素、面圧要素の2つの復元力がある。ドリフトピン接合要素は圧縮、引張に対して抵抗するが、面圧要素は圧縮のみに抵抗すると仮定する。

各バネの力と変位の関係は次のようになる。

$$\cdot \text{圧縮バネ} \quad P_C = K_C \cdot \delta_C \quad (10)$$

$$\cdot \text{引張バネ} \quad P_T = K_T \cdot \delta_T \quad (11)$$

$$\cdot \text{面圧バネ} \quad P_m = K_m \cdot \delta_m \quad (12)$$

圧縮剛性、引張剛性は次のようになる。

$$K_C = \beta_C \cdot n_C \cdot k_C \quad (13)$$

$$K_T = \beta_T \cdot n_T \cdot k_T \quad (14)$$

面圧剛性は三角形面圧体積に比例すると仮定する。

$$K_m = \frac{1}{2} k_{w0} \cdot x_n \cdot y_n \quad (15)$$

ここで、繊維方向の面圧定数は平井らの提案⁴⁾を用いる。発生している三角形応力分布については面圧幅を稲山の提案⁵⁾と同じく $x_n/2$ と仮定する。

$$k_{w0} = \frac{E}{31.6 + 10.9 \cdot \frac{x_n}{2}} \quad (16)$$

平面保持の仮定より、各バネの変位の関係は次のようになる。

$$\delta_C = \frac{x_n - d_c}{x_n} \cdot \delta_m \quad (17)$$

$$\delta_T = \frac{d - x_n}{x_n} \cdot \delta_m \quad (18)$$

回転角と各バネの変位の関係は次のようになる。

$$\theta = \frac{\delta_C}{x_n - d_c} = \frac{\delta_T}{d - x_n} = \frac{\delta_m}{x_n} \quad (19)$$

軸方向の力のつり合いより、次の関係が成立する。

$$P_C + P_m = P_T \quad (20)$$

以上より、中立軸位置についての2次方程式として整理する。(21)式を解くことにより中立軸位置が求まる。

$$\{E y_n + 10.9(K_C + K_T)\} x_n^2 + \{63.2(K_C + K_T) - 10.9(K_C d_c + K_T d)\} x_n - 63.2(K_C d_c + K_T d) = 0 \quad (21)$$

中立軸まわりのモーメントは次のようになる。

$$M = P_C(x_n - d_c) + P_T(d - x_n) + P_m \cdot \frac{2}{3} x_n \quad (22)$$

ここで、モーメントと回転角の関係は次のようになる。

$$M = K_C(x_n - d_c)^2 \cdot \theta + K_T(d - x_n)^2 \cdot \theta + \frac{1}{3} k_{w0} \cdot x_n^3 \cdot y_n \cdot \theta \quad (23)$$

以上より、柱－接合金物間の回転剛性は次のようになる。

$$R_I = K_C(x_n - d_c)^2 + K_T(d - x_n)^2 + \frac{1}{3} k_{w0} \cdot x_n^3 \cdot y_n \quad (24)$$

柱脚金物－基礎間は、鋼構造の露出型柱脚の回転剛性⁶⁾を用いる。ただし、回転中心は圧縮縁とする。

図8 接合部の力学モデル

$$R_2 = \frac{E_s \cdot n_t \cdot A_b \cdot h^2}{2l_b} \quad (25)$$

(24)、(25)式より、直列バネとして合成すると、柱脚接合部の回転剛性は次のようになる。

$$R = \frac{R_I \cdot R_2}{R_I + R_2} \quad (26)$$

圧縮側、引張側のいずれかのドリフトピンが降伏に達した時点で、接合部全体の降伏と定義する。

柱－接合金物間の降伏回転角は次のようになる。

$$\theta_{Iy} = \min \left(\frac{\alpha_C \cdot n_C \cdot P_{Cy}}{K_C(d - x_n)}, \frac{\alpha_T \cdot n_T \cdot P_{Ty}}{K_T(x_n - d_c)} \right) \quad (27)$$

接合部全体の降伏モーメントは次のようになる。

$$M_y = R_I \cdot \theta_{Iy} \quad (28)$$

P : バネに作用する荷重[N]	K : バネ剛性[N/mm]
p : ドリフトピン1本あたりに作用する荷重[N]	
k : ドリフトピン1本あたりの剛性[N/mm]	
k_w : 面圧定数[N/mm ³]	δ : バネの変位[mm]
α : 複数本配置による耐力の低減係数	
β : 複数本配置による剛性の低減係数	
x_n : 中立軸位置[mm]	y_n : 母材幅[mm]
d_c : 圧縮縁から圧縮バネ位置までの距離[mm]	
d : 圧縮縁から引張バネ位置までの距離[mm]	
θ : 回転角[rad]	M : 接合部モーメント[Nmm]
R : 回転剛性[Nmm/rad]	
n : ドリフトピンの本数	n_t : 引張側アンカーボルトの本数
E : 母材のヤング係数[N/mm ²]	E_s : アンカーボルトのヤング係数[N/mm ²]
A_b : アンカーボルトの軸部断面積[mm ²]	
h : 圧縮縁から引張側アンカーボルトまでの距離[mm]	
l_b : アンカーボルトの軸部長さ[mm]	
C (添え字) : ドリフトピン圧縮要素	T (添え字) : ドリフトピン引張要素
m (添え字) : 面圧要素	y (添え字) : 降伏

5.2 柱梁接合部

5.1節の柱脚接合部の柱－接合金物間と基本的には同様の力学モデルであるが、母材先端にテーパがあること、柱側要素と梁側要素の直列バネとなる点が柱脚接合部と異なる。また、母材端部を切り取っているため、開く変形と閉じる変形で面圧距離が異なるが、母材端部の切り取りは無視し、開く変形と閉じる変形で同様の力学モデルとする。

面圧距離は $\sqrt{2}$ 倍とする。

$$k_m = \frac{\sqrt{2}}{2} k_{w45} \cdot x_n \cdot y_n \quad (29)$$

$$k_{w0} = \frac{E}{31.6 + 10.9 \cdot \frac{\sqrt{2}}{2} x_n} \quad (30)$$

また、面圧荷重角度が母材の繊維方向に対して 45° 傾くものとする。繊維直交方向の面圧定数は小松の提案⁴⁾を用いる。さらに、ハンキンソン式⁷⁾により繊維方向に対して 45° 傾く面圧定数を求める。

$$k_{w90} = \frac{k_{w0}}{3.4} \quad (31)$$

$$k_{w45} = \frac{k_{w0} \cdot k_{w90}}{k_{w0} \cdot \sin^2 45^\circ + k_{w90} \cdot \cos^2 45^\circ} \quad (32)$$

各バネを柱側と梁側の直列バネとして合成すると、各バネの剛性は次のようになる。

$$K_C = K_T = \frac{\beta_c \cdot n_c \cdot k_c \cdot \beta_b \cdot n_b \cdot k_b}{\beta_c \cdot n_c \cdot k_c + \beta_b \cdot n_b \cdot k_b} \quad (33)$$

$$K_m = \frac{\sqrt{2}}{4} k_{w45} \cdot x_n \cdot y_n \quad (34)$$

以上より、中立軸位置についての2次方程式として整理する。(35)式を解くことにより中立軸位置が求まる。

$$\begin{aligned} \{E y_n + 21.8(K_C + K_T)\} x_n^2 + \{63.2\sqrt{2}(K_C + K_T) - 21.8(K_C d_c + K_T d)\} x_n \\ - 63.2\sqrt{2}(K_C d_c + K_T d) = 0 \end{aligned} \quad (35)$$

よって、柱梁接合部の回転剛性は次のようになる。

$$R = K_C(x_n - d_c)^2 + K_T(d - x_n)^2 + \frac{\sqrt{2}}{6} k_{w45} \cdot x_n^3 \cdot y_n \quad (36)$$

降伏モーメントは、5.1節の柱脚接合部と同様の方法で求まる。

c (添え字): 柱要素 b (添え字): 梁要素

5.3 実験結果と評価式の比較

第4章の実験結果と5.1節、5.2節で示した評価式により得られた結果を比較する。柱梁接合部は靱性を確保した3本配置の実験値を比較対象とする。また、評価式に使用するドリフトピン1本あたりの降伏耐力、剛性、複数本配置による低減係数は第3章の千鳥配置の実験値を使用する。なお、ドリフトピン接合要素のバネ位置はドリフトピン群の中心とした(図5の応力中心と同位置)。

図9に実験結果と評価式の比較を示す。柱脚接合部では実験値に対して、回転剛性は207%、降伏モーメントは124%となり、いずれも危険側の評価となった。柱梁接合部では実験値に対して、回転剛性は107%、降伏モーメントは75%となり、回転剛性は危険側の評価となった。危険側の評価となった原因として、接合金物を剛体仮定としたこと、全てのドリフトピンが母材の繊維平行方向に抵抗すると仮定したことなどが考えられる。

6. 門型フレーム実験

6.1 実験概要

門型フレーム性能の把握、鉛直荷重耐荷性能の確認を目的に実験を実施した。配置するドリフトピンの本数は第4章の結果を受け、柱脚、柱梁ともに片側3本とした。試験体は最小スパンを想定した

図9 実験結果と評価式の比較

図10 試験体設置状況(載荷試験体)

3,000mm 無載荷試験体を3体、最大スパンを想定した5,000mm 載荷試験体を3体、計6体とした。なお、建物におけるフレーム間隔および荷重負担幅を2,000mmと想定し、標準的な仕様における固定荷重、積載荷重により錘の重量を決定した。錘は1つあたり5.1kNあり、柱梁接合部を避けるよう梁の中央に等間隔に5箇所を設置した。

図10に載荷試験体の試験体設置状況を示す。実験方法は第4章と同様とした。変位、見かけのせん断変形角、柱脚の接合部回転角は(37)式～(39)式により算出した。柱梁の接合部回転角は変位計CH6を用いて(7)式により算出した。また、特性値は荷重－変位曲線より、木造ラーメンの評価方法²⁾に準拠し算出した。

$$\delta = CH1 - \frac{CH2 + CH3}{2} \quad (37)$$

$$\gamma = \frac{\delta}{H} \quad (38)$$

$$\theta_c = \frac{CH4 - CH5}{L} \quad (39)$$

δ : 変位[mm]

γ : 見かけのせん断変形角[rad]

H : 加力点高さ[mm]

θ_c : 柱脚の接合部回転角[rad]

L : 変位計4－変位計5間の距離[mm]

6.2 実験結果

図11に荷重－変位関係を示す。無載荷試験体、載荷試験体ともに同様の履歴曲線を描いた。全6体中4体は見かけのせん断変形角 $1/15\text{rad}$ 程度まで荷重が大きく低下することはなかった。

表3、表4にそれぞれ無載荷試験体、載荷試験体の短期基準せん断耐力の算出結果を示す。無載荷試験体と載荷試験体とを比較すると、 $P_{1/120}$ の指標は載荷試験体の方が大きい。これは、載荷試験体では鉛直荷重により、ドリフトピン、接合金物、母材とのクリアランスがなくなり、初期すべりを抑制しているためと考えられる。各々の試験体で4つの指標を比較すると、 $P_{1/120}$ の指標が最小である。ま

た、参考として1フレームを基準として壁倍率換算すると、無載荷試験体が4.05倍、載荷試験体が4.90倍となった。

写真3に破壊性状を示す。見かけのせん断変形角が1/30~1/20rad程度でドリフトピンの配置に沿って割裂が生じ、加力を続けるとともに割裂が進展し、終局を迎えた。割裂は柱脚、柱梁のいずれにも生じた。全6体中2体は終局時に柱脚と柱梁の割裂が連結し、柱が分断するように破壊した。これは、接合部の加工精度が低い場合に、ドリフトピン、接合金物、母材の芯がずれてしまい、割裂が比較的進展しやすい状態となるためと考えられる。今後、位置精度の高い孔加工の技術確立が望まれる。なお、ドリフトピンの本数を片側3本としたことにより、柱脚の接合金物は終局時でも降伏していない。

図12に各接合部のモーメント-回転角関係を示す。アクチュエータの荷重とつり合うように、各柱頭、柱脚の曲げ歪の割合に基づいて、各接合部のモーメントを算出した。なお、第5章の評価式による結果も併せて示す。柱梁接合部では閉じる側が開く側と比較して、回転剛性が高い。また、フレーム実験の場合、評価式により回転剛性、降伏モーメントともに概ね実験結果を追跡できた。

7. まとめ

- ・千鳥配置は単体配置と比較して、降伏荷重が83%に低減し、最大荷重、初期剛性はほぼ低減がなかった。直線配置は単体配置と比較して、最大荷重が79%に低減し、初期剛性はほぼ低減がなかった。以上より、千鳥配置が優位な配置といえる。
- ・短期基準せん断耐力は、3,000mm 無載荷試験体が7.94kN（壁倍率4.05倍相当）、5,000mm 載荷試験体が9.60kN（壁倍率4.90倍相当）となった。
- ・接合部のモデル化により回転剛性、降伏モーメントを算出した。実験結果を概ね追跡できたが、柱梁接合部の降伏モーメントを除いては、危険側の評価となった。

謝辞

本研究は、株式会社栗山百造の永井馨氏、高浪雄氏にご協力いただきました。ここに記して、感謝の意を表します。

図11 荷重-変位関係

参考文献

1) 植島裕二ほか：木質ラーメン構造の接合部に関する研究—その3 要素試験—，日本建築学会中国支部研究報告集，第24号，pp.265~268，2001.3
2) 公益財団法人 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，pp.2-13~2-14，2014
3) 大野義昭ほか：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

表3 短期基準せん断耐力 sP_0 の算出（無載荷試験体）

	P_y [kN]	$0.2P_u/D_s$ [kN]	$2/3P_{max}$ [kN]	$P_{1/120}$ [kN]
無載荷1	34.98	14.54	35.13	13.70
無載荷2	40.68	19.03	35.49	13.41
無載荷3	37.70	20.81	34.78	13.43
平均値	37.79	18.13	35.13	13.51
標準偏差	2.85	3.23	0.36	0.16
変動係数	0.0754	0.1783	0.0101	0.0120
ばらつき係数	0.7622	0.4381	0.9681	0.9622
sP_0 [kN]	28.80	7.94	34.01	13.00

表4 短期基準せん断耐力 sP_0 の算出（載荷試験体）

	P_y [kN]	$0.2P_u/D_s$ [kN]	$2/3P_{max}$ [kN]	$P_{1/120}$ [kN]
載荷1	34.69	21.39	36.07	15.05
載荷2	36.32	15.74	36.28	15.54
載荷3	35.65	20.61	36.40	14.49
平均値	35.55	19.25	36.25	15.03
標準偏差	0.82	3.06	0.17	0.53
変動係数	0.0230	0.1591	0.0046	0.0350
ばらつき係数	0.9274	0.4986	0.9855	0.8898
sP_0 [kN]	32.97	9.60	35.72	13.37

写真3 破壊性状

図12 モーメント-回転角関係

4) 日本建築学会：木質構造接合部設計マニュアル，p.280，2009
5) 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，日本建築学会大会学術講演梗概集，2013
6) 日本建築学会：鋼構造接合部設計指針，p.256，2001
7) 日本建築学会：木質構造設計規準・同解説，p.217，2006

[2015年1月30日原稿受理 2015年5月7日採用決定]