

平成 21 年 6 月 15 日現在

研究種目：基盤研究 (C)

研究期間：2007～2008

課題番号：19560577

研究課題名（和文） 金物不使用型の環境に配慮した木造軸組接合部の開発

研究課題名（英文） Development of wooden frame joint which use no metal parts to reduce the effects on the environment.

研究代表者

板垣 直行 (ITAGAKI NAOYUKI)

秋田県立大学・システム科学技術学部・准教授

研究者番号：00271891

研究成果の概要：

住宅の長寿命化を可能とする改修がしやすい開放的な住宅の開発を目指し、構造骨組み自体が耐震性を有するラーメン構造の実現にあたり、新たな軸組の接合方法として木製のダボを挿入し接着して一体化する接合する方法を提案した。ダボとして堅木および竹を用い、先端を楔により膨張させることにより接着と摩擦により引き抜き抵抗を与えた。開発された接合部は高い耐力と剛性を有したものの、靱性の向上が今後の課題として残された。

交付額

(金額単位：円)

| | 直接経費 | 間接経費 | 合計 |
|---------|-----------|-----------|-----------|
| 2007 年度 | 2,300,000 | 690,000 | 2,990,000 |
| 2008 年度 | 1,200,000 | 360,000 | 1,560,000 |
| 年度 | | | |
| 年度 | | | |
| 年度 | | | |
| 総計 | 3,500,000 | 1,050,000 | 4,550,000 |

研究分野：工学

科研費の分科・細目：建築学 建築構造・材料

キーワード：建築工法 木造

1. 研究開始当初の背景

20 世紀の大量消費型の社会を省み、建築分野では建築の長寿命化を必須課題としているが、そのためには、合理的なリノベーション（改善・改修）を可能にする構法の開発が必要である。これに関して、構造躯体・骨組み（スケルトン）と内部の間仕切りや設備などの設え（インフィル）を分離して、スケルトンを長期的に用い、インフィルを適宜更新するというスケルトン-インフィル (SI) 型建築が注目されている。このような SI 建築を実現するためには、軸組自体が水平耐力を

有するラーメン架構あるいは半剛接架構が必要である。

一方、板垣らは宮城県北部連続地震、新潟県中越地震について調査を行ったが、その際に被害を受けた住宅の多くは、単に古いというだけで無く、正面に多くの開口部を設けた壁量が少ない、あるいは偏った住宅であった。このことは先の阪神・淡路大震災でも指摘されていることであるが、店舗併用型住宅や狭小間口の住宅などでは、プラン上どうしても壁が入れ難いケースも多く、なかなか改善されていない。このような問題の改善方法とし

て、ラーメンフレームを既存の建物に部分的に設置することができれば、開放的空間を維持しつつ耐震性を高める補強が可能である。

板垣らは、このような問題を踏まえ、小泉らが開発した剛性・耐力に優れた木ダボ接合により中断面集成材による柱・梁を構成した半剛接軸組架構の住宅構法開発に取り組んできた。既往の研究においては、木ダボ接合によるラーメンフレームに水平力を負担させることにより、一般の在来軸組構法に比べ大幅に耐力壁を減少させた開放的架構で、必要な耐震性能を確保できることが明らかになった。

しかし、木ダボ接合は破壊性状が脆性的であり、現段階では引きボルトと併用することによって、危険な耐力低下を防ぐこととしている。しかしボルトとの併用は、木ダボ接合のメリットである、解体性や意匠性を損ない、さらには金属の使用による環境負荷の増大、錆などの劣化、結露の問題などを引き起こす恐れがある。したがって、ボルトを用いないで木ダボ接合の脆性破壊を抑制する改良が必要である。

2. 研究の目的

本研究では、上記の問題を踏まえ、これまでに開発された木ダボ接合について、接着剤による木ダボの引き抜き抵抗のメカニズムを再検討し、i)緩やかな接着耐力低下挙動の実現、あるいはii)接着界面破壊後の木ダボと母材との摩擦抵抗による緩やかな耐力低下の実現を検討する。

具体的に、i)については、それぞれのダボの接着面積（挿入深さ）をコントロールして変えることにより、各ダボの接着層破壊を段階的・分散的に発生させ、接合部全体の破壊を緩やかに生じさせる方法が考えられる。

またii)については、木ダボの端部を地獄ホゾの手法を応用し楔により膨張させ、引き抜き抵抗時の摩擦効果を期待することなどが考えられる。

本研究では、これらの改良を行った木ダボ接合部を試作し、その破壊挙動を実験的に評価する。またモデル解析し、それらの適正な挙動の実現方法を検討する。

3. 研究の方法

(1)木ダボの引き抜き抵抗メカニズムの再検討

現在、接着耐力のみに依存している木ダボの引き抜き抵抗について、木ダボの材質・形状等の改良により摩擦抵抗などを付加することを検討する。このような仕組みを接着耐力と併用することにより、接着層が破壊した後も摩擦抵抗によりある程度の耐力を保持し、脆性的な破壊を抑制することを検討する。このような木ダボの改良として地獄ホゾのようにダボの端部を楔により膨張させ、引き

抜き抵抗時の摩擦効果を期待することを検討する。

(2)木ダボの引き抜き抵抗メカニズムの解析

従来の接着による木ダボの引き抜き抵抗に加え、摩擦等の抵抗が加わることにより、どのような引き抜き耐力-変位の関係が得られるか実験結果を踏まえ解析する。また理想的な耐力-変位関係を実現するために、接着層のせん断剛性や摩擦抵抗をどのように与えるかを検討する。

(3)木ダボの配置・埋め込み長さによる破壊挙動のシミュレーション・スタディ

木ダボを用いた仕口接合部では、モーメントに抵抗する際、圧縮側との力の釣り合いにより、引張側木ダボにかかる引き抜き力が決まる。実際の接合部ではダボを多数本配列しており、その位置により生じる引き抜き力が異なるが、いずれかの木ダボに破壊が生じた場合、それらの引き抜き力が他のダボに再配分される。これについて、個々の木ダボの引き抜き抵抗、引き抜き耐力-変位の関係を踏まえ、それぞれの木ダボの破壊が段階的に生じるように、ダボの配置、埋め込み長さについてシミュレーション・スタディを行う。

(4)改良型木ダボ接合部の設計

上記の検討を踏まえ、既存のラーメン・フレームに対応した、部材の断面、部材の取り付け（梁勝ち）の接合部として改良型の木ダボ接合の設計を行う。その際、検討した配置シミュレーションを踏まえ、破壊が段階的に生じるように、ダボの配置、埋め込み長さを調整する。設計した接合部について、木ダボ要素での引き抜き実験等から得られたパラメーターを用いて解析を行う。

(5)改良型木ダボ接合部のモーメント抵抗性能試験の実施

設計された改良型木ダボ接合部についてモーメント抵抗性能試験を実施し、構造性能を評価する。特に塑性領域以降、最終破壊に至り耐力が低下する過程を詳細に計測、観察する。また破壊した木ダボ要素の状況を観察し、設計意図通りに段階的な木ダボ要素の破壊が実現されているかを検証する。

(6)改良型木ダボ接合部の性能設計方法開発

実験結果および解析結果を踏まえて、改良型木ダボ接合部の木ダボの配置、埋め込み長さから性能を設計する方法をマニュアル化してまとめる。

4. 研究成果

(1)木ダボの引き抜き抵抗メカニズム

木ダボの引抜き抵抗を再検討するにあたり、まず木ダボ単体の引抜き試験を実施し、すべり剛性、耐力を測定した。さらに現在、接着耐力のみに依存している木ダボの引き抜き抵抗について、形状等の改良により摩擦抵抗を付加することを検討し、ダボの端部を楔によ

り膨張させた地獄ホゾ型のダボについて引抜試験を行った。

①木ダボ引抜実験

挿入深さによる耐力の違いを検討するため、96mm と 120mm の長さの違う 2 種類の木ダボを用意した。また、力学的性能の向上を期待し、図 1 のように楔によってダボの先端を開かせて摩擦抵抗を増大させる地獄ホゾ型木ダボ（挿入深さ 120mm）を用意した。

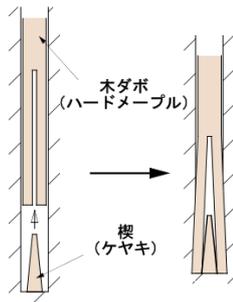


図 1 地獄ホゾ型ダボ

試験体を鋼板添え板にボルトにより固定し、万能試験機を用いて引張加力にて行った。加力は 1 体目は単調载荷とし、2 体目以降は 1 体目の最大荷重の 1/3 ずつの繰返し载荷とした。測定は被着材同士の相対変位を接触型変位計により測定し、最大耐力および、すべり剛性を算出した。

試験データから求めた荷重-変位関係の包絡線を図 3 に示す。また包絡線を完全弾塑性モデルに置き換え算出した構造特性値を表 1 に示す。

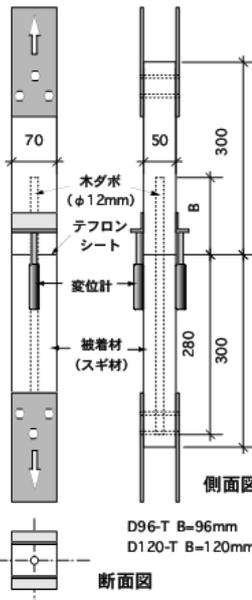


図 2 引抜試験概要図

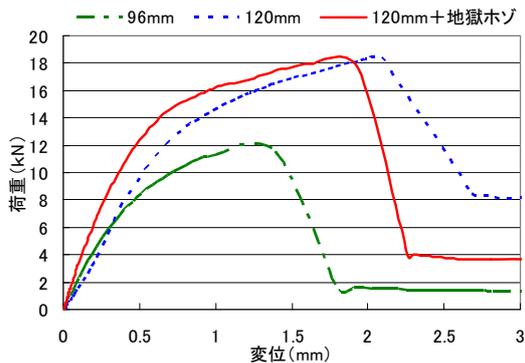


図 3 引抜試験荷重-変位包絡線

挿入深さ 96mm では 6 体中 1 体、120mm では 6 体中 2 体においてダボの破断が起こった。既往の実験におけるハードメープルの引張は $9.4 \sim 20.0 \text{ N/mm}^2$ という結果もあり、木ダボ自体の強度にかなりばらつきがあるため、接着層のせん断耐力より木ダボの引張耐力が劣っていたことが考えられる。地獄ホゾ型ダボではすべてにおいてダボ破断が生じ

た。このため、普通のダボに比べ最大耐力は低いものが多かったが、すべり剛性は高かった。これは地獄ホゾ型の木ダボを用いたことで摩擦効果が高まり、すべり剛性は増大したものの、それによってダボ穴入り口で応力が集中してしまい、低い引張力で破壊が生じたと考えられる。

表 1 引抜試験結果一覧

| 試験体 | | 降伏点 | | すべり剛性 | 実測最大値 | | 塑性率 |
|-------|----------|--------------------|---------------|-----------|------------------------|-------------------|-------|
| | | 変位 δ_y (mm) | 荷重 P_y (kN) | K (kN/mm) | 変位 δ_{max} (mm) | 荷重 P_{max} (kN) | μ |
| D96 | 平均 | 0.37 | 6.51 | 17.67 | 1.95 | 11.74 | 3.24 |
| | 変動係数 (%) | 8.71 | 6.32 | 5.74 | 17.90 | 6.41 | 15.10 |
| D120 | 平均 | 0.47 | 8.41 | 18.31 | 2.13 | 14.73 | 2.96 |
| | 変動係数 (%) | 33.96 | 27.48 | 14.12 | 30.73 | 25.59 | 12.26 |
| D120R | 平均 | 0.36 | 7.73 | 21.13 | 1.77 | 13.80 | 3.30 |
| | 変動係数 (%) | 10.13 | 23.79 | 17.92 | 12.96 | 20.58 | 18.26 |

小泉らによって提案された木ダボ接合の理論式より得られた引抜強度の計算値と実験値（破断した試験体を除く）を比較したところ、96mm ではやや差があったものの 120mm においてはほぼ一致した。

②木ダボが挿入された柱・梁の圧縮試験

木ダボを挿入した仕口接合部の圧縮面にかかるめり込み耐力評価を想定し、実験を行った。圧縮面では木ダボと被着材同士の圧縮が同時に生じ、木ダボ 1 本についての試験は困難であるため、9 本の木ダボを均等に配置して挿入した $120 \times 120 \text{ mm}$ の柱を梁に接合した形で試験を行った。試験体の概要を図 4 に示す。被着材同士のみでのめり込み剛性を求めるためダボが無い試験体 (NDC-C) についても試験を行った。試験体はそれぞれ 3 体用意した。これらの試験結果から後述するように、木ダボ部分と柱木口部分の圧縮めり込み剛性をモデル化して評価した。

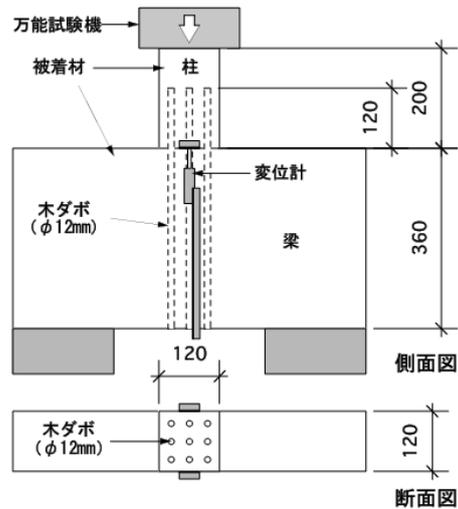


図 4 DC-C 圧縮めり込み試験体概要

試験体の柱上部を、万能試験機を用いて圧縮し、梁におけるめり込み変位を測定した。加力は、1 体目は単調载荷とし、2 体目以降は 1 体目の最大荷重の 1/3 ずつの繰返し载荷とした。载荷はめり込み変位が 15mm に達す

るまでとし、最大耐力及び、めり込みにおける弾性剛性を算出した。

試験データから求めた荷重-変位関係の包絡線を作成し、それらを完全弾塑性モデルに置き換え構造特性値を算出したところ、ダボを挿入した DC-C 試験体では NDC-C 試験体のおよそ 2 倍の耐力となり、めり込みにおける弾性剛性は DC-C では 85.9kN/mm と、NDC-C の 29.5kN/mm の 3 倍近い値となった。

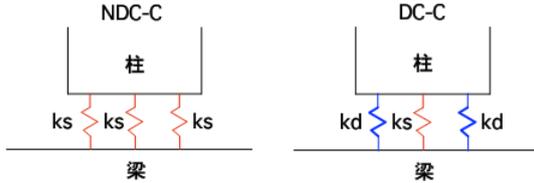


図 5 圧縮めり込み剛性のモデル化

今回の試験体のめり込み剛性を図 5 のようにモデル化し、NDC-C の実験結果におけるめり込み剛性 (ks) を用い、DC-C の実験結果から木ダボ部分におけるめり込み剛性 (kd) を求めたところ、42.8N/mm² が得られた。

(2)仕口接合部の耐力メカニズム

木ダボ接合は、木製のダボを複数挿入し、接着一体化するもので、剛性・耐力に優れている。

小泉らによる既往の研究により、ダボに対する母材の剛比を無限大として仮定すると、ダボ 1 本あたりの最大引抜き力 (Q_{max}) と剛性を表すすべり係数 (K_s) は、以下の式から推定できる。

$$Q_{max} = \frac{\tanh \omega}{\omega} \pi d l f_v \quad (1)$$

$$K_s = \frac{\tanh \omega}{\omega} \pi d \Gamma \quad (2)$$

ここで、

$$\omega = 2l \sqrt{\frac{\Gamma}{dE_d}} \quad (3)$$

d : ダボ径

l : ダボの埋め込み長さ

f_v : ダボ接着層のせん断強度 (N/mm²)

Γ : ダボ接着層のせん断剛性 (N/mm³)

E_d : ダボのヤング係数 (N/mm²)

※ダボの引き抜き強度は、ダボに対する母材の剛比 $\alpha = E_w A_w / E_d A_d$ (E : ヤング係数, A : 断面積, w : 母材, d : ダボ) が 0 から 1 に近づくにつれて急激に増加し、 $\alpha=1$ で最大値をとった後、 α が無限大に至るまで漸減して一定値 (最大値の 90%程度) に収束する。このため理論上は母材とダボの断面積とヤング係数の関係が $\alpha \geq 1$ の関係を満たせば上記計算式の適用が可能である。

ダボ接着層のせん断強度 f_v 、せん断剛性 Γ は、

図 2 に示す木ダボの引き抜き試験を行い、得られた最大引抜き力から Q_{max} を、荷重-変位関係からすべり係数 K_s を求め、これを(1)式、(2)式にあてはめて決定する。

木ダボ 1 本あたりの引抜きあるいは押し抜き力は、前述したすべり係数 K_s とそのすべり変位 δ により表される。これに基づき、図 6 のような柱-梁仕口接合部の最大モーメントおよび回転剛性は以下の理論式により算定される。

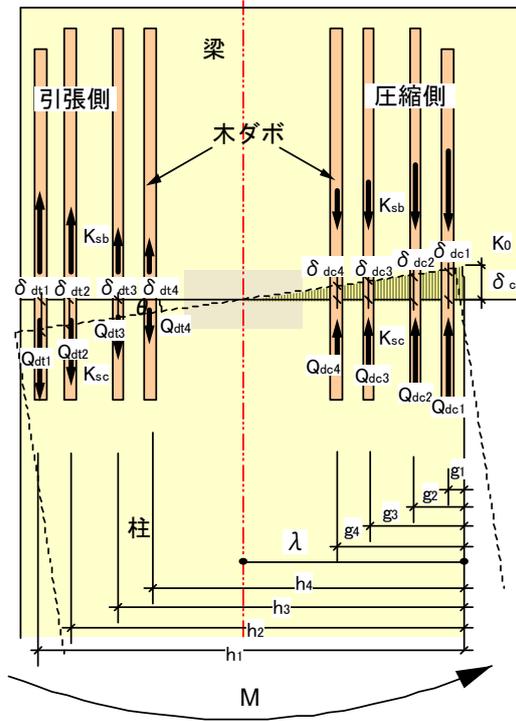


図 6 木ダボ接着接合仕口接合部メカニズム

① 中立軸の算定

力の釣り合い条件より、中立軸を求める。
<木ダボ圧縮力>

$$C_d = \sum_{i=1}^4 n_i Q_{dci} = \sum_{i=1}^4 \frac{K_{sb} K_{sc}}{K_{sc} + K_{sb}} (n_i \delta_{dci}) \quad (4)$$

$$= \sum_{i=1}^4 \frac{K_{sb} K_{sc}}{K_{sc} + K_{sb}} \{n_i (\lambda - g_i)\} \tan \theta$$

ここで、

n_i : i 列の木ダボの本数 ($i=1,2,3,4$)

Q_{dci} : 圧縮側 i 列の木ダボの引抜き耐力

K_{sc} : 柱側の木ダボと被着材におけるすべり係数

K_{sb} : 梁側の木ダボと被着材におけるすべり係数

δ_{dci} : 圧縮側 i 列の木ダボの変位

λ : 柱の圧縮側外縁から中立軸 (力の釣り合い位置) までの距離

g_i : 柱の圧縮側外縁から圧縮側 i 列の木ダボまでの距離

<柱木口面の梁底面への横圧縮力>

$$C_w = \frac{1}{2} \lambda K_0 \delta_c b - \sum_{i=1}^4 n_i A_d K_0 \delta_{dci}$$

$$= \frac{K_0 b}{2} \lambda^2 \tan \theta - \sum_{i=1}^4 A_d K_0 \{n_i (\lambda - g_i)\} \tan \theta \quad (5)$$

ここで、

K_0 : 柱木口面の梁底面に対するめり込み係数

δ_c : 圧縮側外縁におけるめり込み変位

δ_{dci} : 圧縮側 i 列の木ダボの変位

A_d : 木ダボの断面積

b : 柱の厚さ

<木ダボ引抜力>

$$T_d = \sum_{i=1}^4 n_i Q_{dii} = \sum_{i=1}^4 \frac{K_{sb} K_{sc}}{K_{sc} + K_{sb}} (n_i \delta_{dii})$$

$$= \sum_{i=1}^4 \frac{K_{sb} K_{sc}}{K_{sc} + K_{sb}} \{n_i (h_i - \lambda)\} \tan \theta \quad (6)$$

ここで、

Q_{dii} : 引張側 i 列の木ダボの引抜耐力

δ_{dii} : 引張側 i 列の木ダボの変位

h_i : 柱の引張側外縁から引張側 i 列の木ダボまでの距離

力の釣り合いより、

$$C_d + C_w = T_d \quad (7)$$

中立軸 λ について整理すると、次式のように表される。

$$\lambda = \frac{1}{K_0 b} \left[\left(\frac{\pi d^2 K_0}{4} - \frac{2 K_{sb} K_{sc}}{K_{sc} + K_{sb}} \right) \sum_{i=1}^4 n_i + \sqrt{\left(\frac{\pi d^2 K_0}{4} - \frac{2 K_{sb} K_{sc}}{K_{sc} + K_{sb}} \right) \sum_{i=1}^4 n_i^2 + 2 K_0 b \left\{ \frac{K_{sb} K_{sc}}{K_{sc} + K_{sb}} \sum_{i=1}^4 n_i (g_i + h_i) - \frac{\pi d^2 K_0}{4} \sum_{i=1}^4 n_i g_i \right\}} \right] \quad (8)$$

②最大耐力の算定

接合面の中立軸に関するモーメントは次式で表される。

$$M = \sum_{i=1}^4 \frac{K_{sb} K_{sc}}{K_{sc} + K_{sb}} \{n_i (\lambda - g_i)^2\} \tan \theta + \frac{K_0 b}{3} \lambda^3 \tan \theta$$

$$- \sum_{i=1}^4 A_d K_0 \{n_i (\lambda - g_i)^2\} \tan \theta + \sum_{i=1}^4 \frac{K_{sb} K_{sc}}{K_{sc} + K_{sb}} \{n_i (h_i - \lambda)^2\} \tan \theta \quad (9)$$

(1)式より、木ダボの最大耐力を求め、引張側最外列の木ダボが最大耐力に達する際の変位から θ を算出し、(9)式に代入して求める。

③回転剛性の算定

(9)式より回転剛性は M/θ として求められる。

(3)木ダボの改良

地獄ホゾ型ダボの引抜試験において、ダボの破断が発生したことより、木ダボの材質をイタヤカエデからモウソウ竹に変更した。モウソウ竹は伊豆産のものを用い、単純引張試験を行って力学的特性を把握した。その結果、引張強度は平均 148.9N/mm^2 、ヤング係数は平均 22.4kN/mm^2 であり、イタヤカエデに比べ必ずしも大きく向上するわけでは無いが、繊維走行が整っているため、目切れなどの欠点による破断は少なく、最小値は高いといえた。

竹を用いたダボにより再度ダボの引抜試験を実施したところ、耐力の平均値は 18.7kN

となり、向上が見られた。ある程度の試験体では接着層がせん断破壊したが、多くの試験体ではダボの破断が生じた。しかしながら破断した場合でも、イタヤカエデの場合よりもほとんどが高い耐力であった。

(4)改良型木ダボ接合部の設計

$120 \times 360\text{mm}$ の柱断面に対応したラーメン・フレームの仕口接合部について、(2)節で示した計算式を用い、ダボの配置、埋め込み長さをシミュレーションし、設計を行った。段階的な破壊を生じさせるよう最外列の木ダボの柱への埋め込み長さを 96mm 、それ以外を 120mm とした。これにより接合部の詳細を、図7の通り設定した。

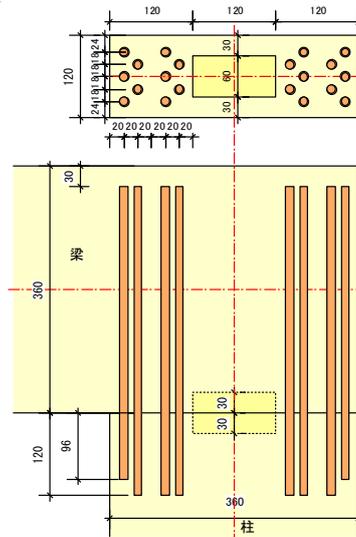


図7 木ダボ接着接合仕口接合部詳細図

(5)改良型木ダボ接合部のモーメント抵抗性能試験

1層のラーメン・フレームの柱-梁接合部を想定し、図8に示すようなコーナー部分のL型試験体について、接合部のモーメント抵抗試験を実施した。

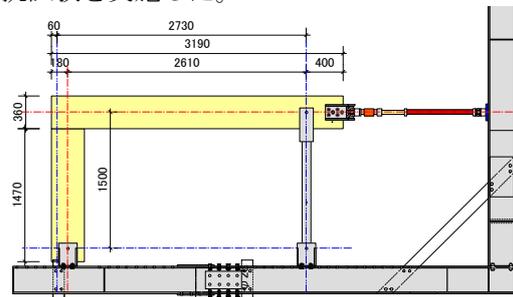


図8 試験装置および試験体全体図

接合部の詳細はは図7の通りとし、柱、梁のいずれの断面も $120 \times 360\text{mm}$ の異等級対称構成 E75-F240 スギ集成材を用いた。梁材で $3,190\text{mm}$ (支点から壁の通り芯までは $2,730\text{mm}$)、柱材で $1,470\text{mm}$ (支点から梁材の芯までは $1,500\text{mm}$) とした。

ラーメン・フレームの梁の中間点を支柱を介してピン支持し、梁の端部を油圧ジャッキにより加力した。加力は接合部における回転角が 1/300、1/200、1/150、1/100、1/75、1/50rad の 6 段階で正負繰返し交番載荷し、最終的には接合部が破壊するか、ストローク限界まで加力した。

試験の結果における各試験体のモーメント-回転角の正加力側の包絡線を図 9 に、包絡線を完全弾塑性モデル化した場合の結果の一覧を表 2 に示す。

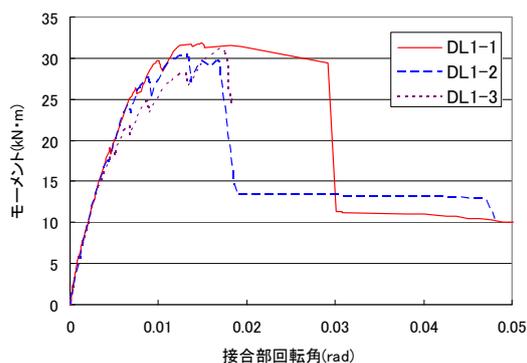


図 9 モーメント-接合部回転角包絡線

表 2 接合部構造特性値一覧

| 試験体 | 降伏点 | | 回転剛性 | 実測最大点 | | 塑性率 |
|-------|----------------------------|--------------------------|-----------------|--------------------------------|------------------------------|------|
| | 回転角 θ_y (rad) | モーメント M_y (kN·m) | K (kN·m/rad) | 回転角 θ_{max} (rad) | モーメント M_{max} (kN·m) | |
| DL1-1 | 0.0042 | 18.14 | 4299 | 0.0148 | 31.80 | 4.14 |
| DL1-2 | 0.0041 | 17.31 | 4218 | 0.0131 | 30.60 | 2.80 |
| DL1-3 | 0.0045 | 17.67 | 3960 | 0.0169 | 31.14 | 2.71 |
| AVE | 0.0043 | 17.70 | 4159 | 0.0149 | 31.18 | 3.22 |

改良型木ダボ接合部では、想定したようにある程度段階的にダボの引き抜けが生じ、既往の試験結果のように弾性域から突然破壊するのではなく、ある程度の塑性領域を確認することが出来た。しかしながら引張側ダボが全て引き抜け最終破壊が生じた際には、大きく耐力低下が生じたため、評価方法として塑性率の向上には必ずしもつながらなかった。尚、DL1-1 は、最終破壊時の変位データの測定に不具合があったと考えられ、実際には、DL1-2、-3 とほぼ同様の挙動であったと考えられる。

試験より得られた回転剛性は約 4,200kN·m/rad、最大耐力は約 31kN·m であり、(2)節で示した計算式より算定された値と凡そ一致した。また降伏耐力、最大耐力の 2/3 値より信頼水準 75% の下側 95% 許容限界を求めたところ、基準許容耐力は 16.3kN·m となった。これらの値は、実際の住宅構法にラーメン・フレームに用いる場合において、実用可能な性能と考えられる。しかしながら、塑性率が低く脆性的な破壊を生じる場合には、終局状態の安全性を保証するために、より高い保有

水平耐力が要求されるため、今後更なる靱性の向上を図る必要がある。

(6) 改良型木ダボ接合部の性能設計方法開発
ダボ単体での引抜試験、圧縮試験の結果を踏まえ、木ダボ接着接合の耐力・すべり係数等の基本特性を把握すると共に挙動を明らかにした。また、これらのデータを用いて、木ダボ接合部のダボの配置、埋め込み長さから性能を設計する計算式を確立し、これらを算定するシートを作成した。これらを整理し、接合部の性能設計方法をマニュアル化した。

5. 主な発表論文等

(研究代表者、研究分担者及び連携研究者には下線)

[雑誌論文] (計 1 件)

- ① 板垣直行, 高橋敏, 神戸渡, 飯島泰男, “木ダボ接合における引抜・圧縮性能評価”, 日本建築学会東北支部研究報告集, 第 71 巻, 構造系, p. 145-148, 2008, 査読無し

[学会発表] (計 2 件)

- ① 板垣直行, 高橋敏, 神戸渡, 飯島泰男, “木ダボ接合における引抜・圧縮性能評価”, 日本建築学会東北支部研究報告集, 第 71 巻, 構造系, p. 145-148, 2008, 査読無し
- ② 板垣直行, ベニテス, アルバトロ, 大橋好光, 神戸渡, 佐々木貴信, 飯島泰男, 植松武是 “木ダボ接合を用いたラーメンフレームによる住宅構法の開発 その 6. 木ダボ接合部許容耐力の検討”, 日本建築学会学術講演梗概集, C-1, pp. 379-380, 2008, 査読無し

6. 研究組織

(1) 研究代表者

板垣 直行 (ITAGAKI NAOYUKI)

秋田県立大学・システム科学技術学部・准教授

研究者番号：00271891

(2) 研究分担者

岡崎 泰男 (OKAZAKI YASUO)

秋田県立大学・木材高度加工研究所・准教授

研究者番号：70279511

飯島 泰男 (IIJIMA YASUO)

秋田県立大学・木材高度加工研究所・教授
研究者番号：10279507

(3) 研究協力者

神戸 渡 (KAMBE WATARU)

前・秋田県立大学・木材高度加工研究所・流動研究員