

# 研 究 報 告

令和 7 年 4 月 23 日

公益財団法人 前田記念工学振興財団

理 事 長 岸 利 治 殿

研究代表者

所 属 : 千葉大学

氏 名 : 戸塚真里奈

研究課題名 : ダメージゾーン理論を用いた木質構造接合部の剛性評価法

助成金額 : 100 万円

研究実施期間 : 自 令和 6 年 4 月 1 日 ~ 至 令和 7 年 3 月 31 日

## ダメージゾーン理論を用いた木質構造接合部の剛性評価法

Evaluation method of stiffness for timber connections using damage zone theory

千葉大学 助教 戸塚真里奈

(研究計画ないし研究手法の概略)

### 1.研究目的・背景

接合部の設計法を確立するためには、各部の応力と変形の関係を定量的に求めなくてはならない。木材は直交異方性材料であり、鋼材やコンクリートに比べて応力分布や変形が複雑になる。木材の横圧縮（繊維直交方向圧縮）や部分横圧縮（めり込み）の変形や破壊については評価式が確立されているが、木材の縦圧縮（繊維方向圧縮）や部分縦圧縮の変形については、知見が少なく評価法も確率されていない。特に、縦圧縮下の木材はダメージゾーンと呼ばれる低剛性部が木口面付近に存在するためその挙動が複雑になる（図1）。

本研究の目的は、申請者がこれまでの研究で提案しているダメージゾーンを確率的手法により評価する方法（ダメージゾーン理論と呼ぶ）を木質接合部の剛性評価に応用できるようにすることである。また、本研究の長期的な目標は現在実験により得るしか手段のない木質構造接合部の剛性を計算や有限要素法により予測できるようになることである。

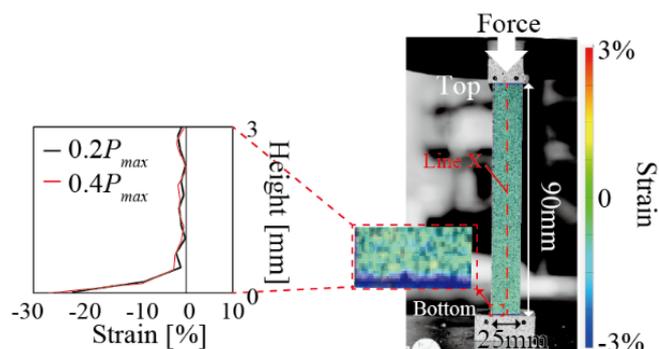


図1 繊維方向に圧縮される木材のひずみ分布

### 2.研究計画

本研究では木質構造で一般的に用いられ、かつダメージゾーンの影響が大きい引きボルトを用いた柱脚接合部を対象に鉛直引張実験と有限要素解析による検討を行った。

### 3.実験概要

引きボルトを用いた柱脚接合部を対象に鉛直方向単調一軸引張実験を行った。すべての試験体で柱材は構造用集成材（樹種オウシュウアカマツ、同一等級構成集成材 E105-F345）とした。試験変数は表1に示す座金下木材長さ、最小端距離、ネジ補強の有無、柱寸法とした。試験体のn数は3体とした。最小端距離は試験体名末尾においてA, B, Cで示す。ネジ補強は170mmのネジを千鳥配置し割裂破壊を防止する。試験体仕様は角座金を試験体 R180a においては78mm × 78mm × 厚み22mmとし、その他の試験体においては座金を貫通させて幅57mm × 奥行238mm × 厚み22 or 32mmとした。座彫りと試験体とのクリ

アランスは 1 mm ずつ設けた。加工方法は座彫り部分をルーターと手加工、試験体の切り出しを丸鋸（機械加工）とした。ネジは  $\phi 6$  mm の全ネジとし、 $\phi 3$  mm、長さ 70 mm の下穴を開けて施工した。本実験は木部の破壊を目的とするため、ボルトの引張降伏が生じないようボルトに PC 鋼棒 C 種  $\phi 21$  mm または  $\phi 23$  mm を用いた。用いたボルトの径は試験体の座金下木材長さに応じて変更し、座金下木材長さ 300 mm, 400 mm の試験体で  $\phi 23$  mm、座金下木材長さ 200 mm の試験体で  $\phi 21$  mm のボルトとした。図 2 に試験体図を示す。赤字で示した数字はパラメータを示す。また、木口面に貼付したひずみゲージの位置を赤線で示す。

試験体に用いた集成材と同ロッドのラミナを用いて縦振動法<sup>1)</sup>、TGH 法<sup>1)</sup>を行いヤング係数とせん断弾性係数を得た。150 幅のラミナのヤング係数が 11.74Gpa (C.V.=5.53%)、せん断弾性係数が 807Mpa (C.V.=4.67%)、180 幅のラミナのヤング係数が 12.31 Gpa (C.V.=4.67%)、せん断弾性係数が 756 Mpa (C.V.=17.1%) であった。実大試験体は切り欠きが存在するため、後述する計算時はラミナから得たヤング係数を使用した。ラミナから切り出した小試験体により得た平均含水率（全乾法）は 13.2 % (C.V.=4.81 %), 平均気乾密度は 517.7 kg/m<sup>3</sup> (C.V.=1.87 %) であった。

加力速度は 1.8 mm/min を目標とし、最大荷重に到達後荷重が大きく低下した時点、または鉛直変位が 20 mm に達した時点で加力を終了した。測定は加力点のロードセルによる荷重、座金下 100 mm に設置した試験体側面の変位計 (CDP50) による絶対変位とした。また、R180a 以外の試験体においては座金にマグネットを接着させて設置した変位計 (CDP25) により座金端の鉛直変位を計測した。偏心の影響を考慮し、B, C タイプの試験体および R180a には振れ止めのローラーと試験体側面に変位計を設置した。図 3 にセットアップを示す。面内・面外のどちらもピン接合とした。また、表面ひずみを画像相関法 (2D) で計測した。

表 1 試験変数一覧

Series	Width × Height	座金下木材長さ	最小端距離	Screw	
R400A	150 × 240	400	120	なし	
R400B			73.5		
R400C			27		
R400Ab	150 × 240	400	120	長ネジ補強	
R200A			120	なし	
R200B			73.5		
R200C	27				
R200Ab	150 × 240	200	120	長ネジ補強	
R300A			300	120	なし
R180a			180 × 240	400	40

試験体名は樹種－座金下木材長さ－最小端距離（タイプ A, B, C）－ビス補強（有り：b）とした。R180a のみ第 4 章の割裂防止実験と統一した。



(実験調査によって得られた新しい知見)

## 5. 実験結果と破壊状況

代表的な試験体の前面と木口面の破壊の様子を図 6 に示す。なお、R400Ab の試験体は座金の曲げが発生したため実験を中断した。R400C, R200Ab 除いて割裂破壊となった。なお、本論文においては座金下の中央にき裂が発生した場合を割裂破壊と定義した。この中央き裂は、写真 a に示す R400A では座金下木材に (i) のように見られ、R400B では縁距離の長い方に写真 b (ii) のように見られた。なお写真 b (iii) のように、ボルト芯を通る中央のき裂と座金端から入るき裂が一体化している例も見られた。

A タイプの試験体はすべてのき裂が試験体を貫通した。R400C (写真 c) の試験体はボルト芯が試験体端から 27 mm にあったため、座金が手前側に傾き、PC 鋼棒が曲がって圧縮降伏となった。座金下木材長さ 200, 300 mm の試験体は概ね座金下木材長さ 400 mm の場合と同様のき裂形状となった。また、試験体 R180a は割裂破壊となった (写真 k)。R180a シリーズにおいてはき裂が柱せいを貫通せず、78 mm×78 mm の座金形状に沿うようき裂が発生した。

図 7 に荷重-変位関係の一例を示す。変位はボルト芯で計測した鉛直変位の平均値とした。座金の曲げにより木部が破壊しなかった試験体 R400Ab は除いた。試験体 R400C の最大耐力は他の試験体に比べても小さく、圧縮降伏により最大荷重後に荷重が横ばいとなった。一方で試験体 R200C の試験体では、座金下木材長さが短かったため応力集中による圧縮降伏に先行して、割裂破壊が発生した。試験体 R400C, R200Ab 以外の試験体はすべて割裂破壊となり、荷重-変位関係は最大荷重後急激に荷重が低下する脆性的な挙動を示した。A タイプが最も耐力が大きく、最小端距離が長いほど最大耐力が大きくなった (タイプ A>B>C)。また、R400A の最大耐力よりも R300A の最大耐力のほうが大きく、座金下木材長さを長くして耐力を向上させる場合の上限がある可能性を示唆した。

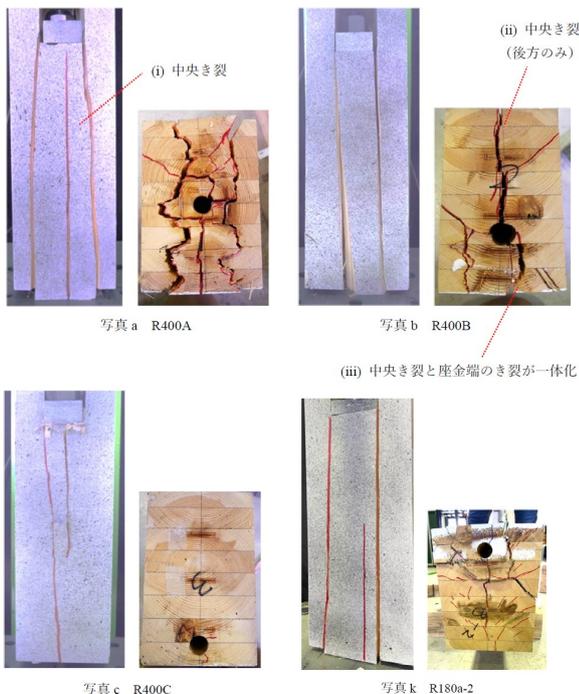


図 6 代表的な試験体の破壊状況

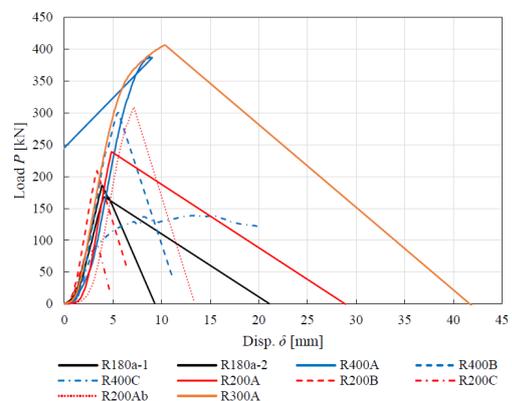


図 7 荷重変位関係

## 6. ダメージゾーン理論による座金直下の木材縦圧縮剛性評価

座金直下の木材縦圧縮剛性 $k_{0b}$ の実験値は式(1)より、0.1~0.4max の区間における $P-\delta$ 関係の実験値の最小自乗近似直線より得た引きボルト式接合部の初期剛性 $K_1$ と、ボルトの剛性から算出した。

$$k_{0b} = \frac{\frac{1}{A}}{\frac{1}{K_1} - \frac{l'}{EA'}} = \frac{K_3}{A} \quad (1)$$

ここで、 $l'$  : ボルトの有効引張長さ、 $A'$  : ボルト軸部の断面、 $E$  : ボルトのヤング係数、 $A$  : 欠損部を除いた座金面積、 $K_3$  : 座金のすべり剛性

また、木材縦圧縮剛性 $k_{0b}$ の計算値は木基準(平井小松式)による式(2)と著者によって提案されたダメージゾーン理論による式(3)の2通りで算出し、それぞれ図8にて比較をおこなった。

$$k_{0b,cal-1} = \frac{E_{c0}}{31.6 + 10.9x_b} \quad (2)$$

$$k_{0b,cal-2} = \frac{0.018E_{c0}}{x}, x = \left( \frac{\ln\left(1 - 0.5\frac{1}{A}\right)}{-6.8} \right) x_s \quad (3)$$

ここで、 $x_b$  : 座金幅、 $E_{c0}$  : 木材のヤング係数

木材縦圧縮剛性 $k_{0b}$ はダメージゾーン式、平井小松式の両方とも実験値が計算値の0.3~1.0倍程度となった。

また、図9に木材のヤング係数を10 kN/mm<sup>2</sup>と仮定した場合の座金幅及び座金面積をパラメータとした木材縦圧縮剛性 $k_{0b}$ の計算式による比較を示す。平井小松式では座金幅のみを計算に考慮しており座金の奥行は考慮されていない。この影響を比較するため、図9赤実線のダメージゾーン1では、正方形の座金を想定し座金幅：座金奥行きを1:1とし、赤破線のダメージゾーン4では、長方形の座金を想定し座金幅：座金奥行きを1:4とした。なお、本実験で用いた座金は試験体R180aを除いて座金幅57 mm：座金奥行き238 mmであり、座金幅：座金奥行きは1:4.18である。座金が正方形の場合はダメージゾーン式と平井小松式は若干ダメージゾーン式の計算値のほうが大きくなり、座金が長方形の場合は座金幅が長くなり座金面積が大きくなるほどダメージゾーン式と平井小松式の計算値の大小関係が入れ替わっていることがわかる。また、平井小松式は座金の形状によらず座金幅のみで計算値が算出されるため、ダメージゾーン式の赤実線と赤破線の違いが考慮されていないことがわかる。図中に黒破線で示した本実験で用いた座金幅57 mmを見ると、実験で用いた座金の寸法比1:4に近い赤破線のダメージゾーン式と平井小松式の計算値がちょうど近い値を示している。このため、図8において2式の計算値の違いがほとんど現れなかったと考えられる。

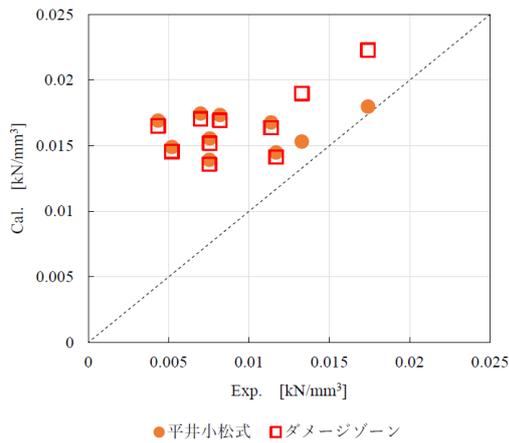


図 8 座金直下の木材縦圧縮剛性

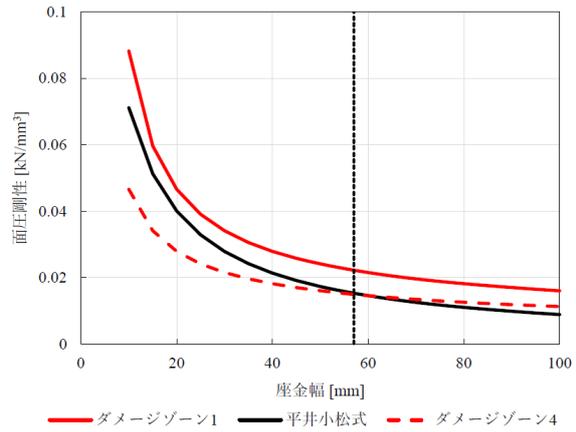


図 9 縦圧縮剛性と座金幅の関係

### 7.解析と実験の比較

解析と実験で得た画像相関法による試験体前面のひずみ分布および木口面の破壊の一例を図 10 に示す。応力分布は解析，画像相関法ともに図上横方向 (xx 方向) の分布である。試験体前面および木口において概ね横引張応力の集中位置が一致していることがわかる。

図 11 に実験と解析における荷重 - 変位関係の比較を示す。解析においては，最小端距離が小さくなるほど剛性と解析上の最大耐力が低下した。実験における荷重 - 変位関係もこの傾向が見られたが，実験における剛性は解析に比べて小さかった。これは，解析では木部の剛性をすべて統一しているが，実際は座金直下に低剛性部分であるダメージゾーンが存在するためだと思われる。

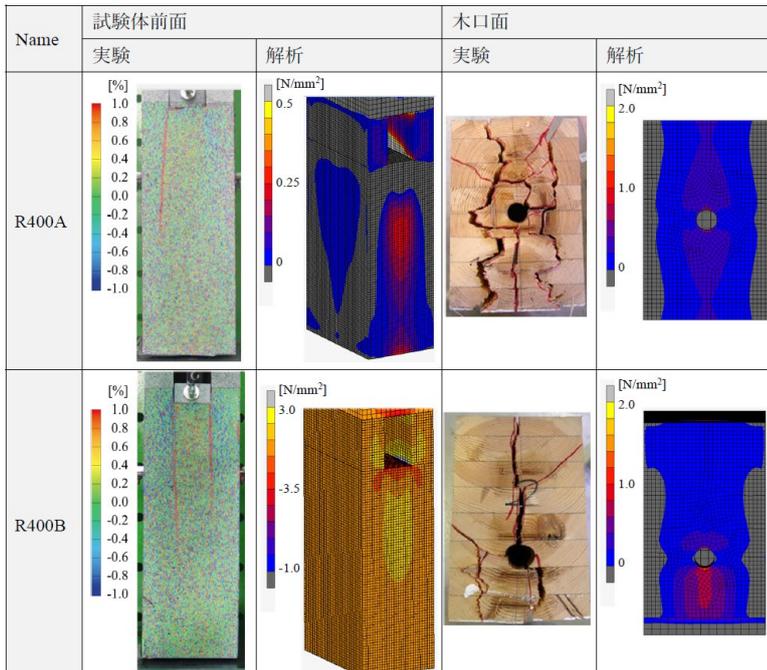


図 8 解析と実験の比較 (xx ひずみ分布)  
( 発 表 論 文 )

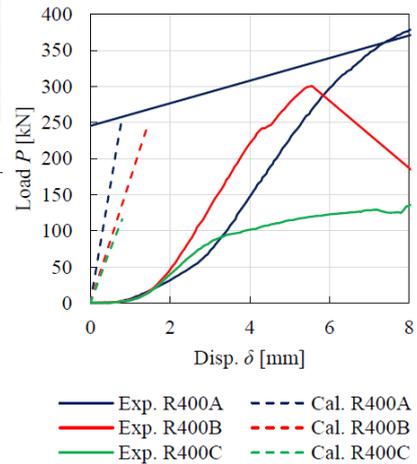


図 9 解析と実験の比較 (荷重 - 変位関係)

Minami Suzuki, Marina Totsuka, Shunsuke Noguchi, Ryuki Odani. Experiment investigation of splitting behavior of tensile-bolted joints in timber structures, Engineering Structures(投稿準備中)

参考文献

- 1) 日本住宅・木材技術センター：構造用木材の強度試験マニュアル，2011.3
- 2) 日本木材加工技術協会：新版 木材工業ハンドブック，第 3 刷，1979.10