木材のめり込み降伏メカニズムと均等めり込み弾塑性変位の定式化

YIELDING MECHANISM OF EMBEDMENT OF WOOD AND FORMULATION OF ELASTO-PLASTIC EMBEDDED DISPLACEMENTS

棚橋 秀光^{*1}, 大岡 優^{*2}, 伊津野 和行^{*3}, 鈴木 祥之^{*4}
Hideaki TANAHASHI, Yu OOKA, Kazuyuki IZUNO
and Yoshiyuki SUZUKI

The restoring force characteristics of embedment of wood are fundamental and very important to evaluate the seismic performances of traditional timber structures. In order to evaluate them effectively, elasto-plastic embedded displacements due to equally loaded rigid plate are formulated by applying Pasternak model to wood members with a finite length, taking the strain hardening and the orthotropic properties into account. In the formulation, the stiffness function is introduced to express the embedment stiffness simply in both elastic and plastic states. Then the formulations are discussed with embedment test results.

Keywords: Traditional timber structure, Pasternak model, Orthotropic wood, Strain hardening, Stiffness function, Elasto-plastic analysis
 伝統木造構造物, パステルナーク・モデル, 直交異方性木材, ひずみ硬化, 剛性関数, 弾塑性解析

1. はじめに

わが国の伝統木造構造物の重要な耐震要素に、柱と貫・差鴨居等の仕口(接合部)の回転復元力があり、その復元力は主に、接触する部材間のめり込み(または部分圧縮: 本論では同義とする)およびそのめり込みに伴う摩擦による。その仕口のめり込み弾塑性復元力特性が全体架構の弾塑性復元力特性に大きく関わっている。従って、めり込み特性の評価を適切に行うことは、伝統木造構造物の耐震性能評価に不可欠の課題である。そのような認識に基づいて、著者らは部分圧縮の解析に適した簡潔な力学モデルとして、パステルナーク・モデル(以下 PM と略す)を適用し、直交異方性有限長木材の部分圧縮による表面変位の弾性近似解の定式化を行い、木口の主要な年輪傾角を持つ部材の部分圧縮特性を理論的に解明した¹⁾²⁾。しかし、その解明は均等部分圧縮の弾性変位とみなせる範囲に限定しており、弾塑性特性の解明と実験的検証の課題を残していた。

そこで、本論文では、既往の成果にたつて、木材の横圧縮におけるひずみ硬化現象に着目して、めり込み下部のひずみ分布の塑性化の過程を形状関数¹⁴⁾に基づく塑性ひずみの増大過程と見なし、剛性関数を導入することによりめり込みの弾塑性剛性の増大・減少過程を統一的に表現して、弾塑性復元力特性を定式化する⁴⁾⁷⁾。その際、PM を弾塑性段階に拡張した弾塑性パステルナーク・モデル(以下 EPM と略す)を用い、弾性・塑性段階を一貫した形で定式化を行う。その定式化の有効性をめり込み実験により検証する。

なお、本論文ではめり込みの基本となる均等めり込み弾塑性表面変位の解明に限るが、柱貫接合部等の回転めり込みの弾塑性復元力特性の定式化は改めて論ずる。最終的には、それらの一連の定式化と必要なパラメータを用いて、伝統木造構造物の振動解析・性能設計・限界耐力計算等を含む構造設計に生かすことを意図している。

2. 木材の弾塑性横圧縮挙動

2.1 横圧縮の弾塑性挙動の特徴

木材の横圧縮の弾塑性挙動を考える上で、既報¹⁾²⁾と同様に、部分圧縮と全面圧縮とを統一して扱い、全面圧縮は部分圧縮の端距離がゼロの特殊な場合と考え、部材の高さあたりの平均ひずみ ε と載荷面積あたりの圧縮応力度 σ を用いた応力度-ひずみ関係で横圧縮の弾塑性挙動を評価する。また、一般の圧縮試験の最大ひずみレベルは部材の平均ひずみではせいぜい数%であるが、著者らはめり込みにおいて、載荷板直下の局所の大ひずみレベルの特性が重要な意味を持つと考えて、必要に応じて最大 0.7 近い圧縮ひずみレベルまでの圧縮試験を行って大ひずみレベルの特性を確認する。そのような大ひずみに至る圧縮試験を、一般の圧縮試験と区別する場合には、大ひずみ圧縮試験と称する。

最初にめり込みの弾塑性変位の定式化の前提に不可欠と考えて、大ひずみに至る横圧縮の実験結果を簡潔に紹介して、横圧縮の弾塑性挙動の特性を把握したうえで検討を行う。

本論文は、文献3)~9)をもとに加筆修正したものである。

*1 立命館大学グローバル・イノベーション研究機構
教授・博士(工学)

*2 立命館大学理工学研究科 修士(工学)

*3 立命館大学都市システム工学科 教授・博士(工学)

*4 立命館大学グローバル・イノベーション研究機構
教授・工博

Prof., Global Innovation Research Organization, Ritsumeikan University, Dr. Eng.

Graduate Student, Science and Engineering, Ritsumeikan University, M. Eng.

Prof., Department of Civil Engineering, Ritsumeikan University, Dr. Eng.

Prof., Global Innovation Research Organization, Ritsumeikan University, Dr. Eng.

2.2 大ひずみ圧縮試験

試験体は図 1 に示す形状のヒノキで、図 2 の座標系を前提に、繊維方向 (L) 部材 (幅 30mm 高さ 30mm, 全面圧縮試験体の長さ 30mm, 部分圧縮試験体の長さ 90mm) で半径 (R) 方向圧縮載荷を LR シリーズ、接線 (T) 方向載荷を LT シリーズ、図 3 の LR, LT の中間で年輪傾角 $\alpha=45^\circ$ の場合を LTR シリーズとする。大ひずみまで載荷するうえで、試験体の座屈回避と安全確保のため、高さを幅と同じ 30mm にし、球座を介せずエッジの丸みのない鋼載荷板を用いて高さの 2/3 以上まで片側単調載荷で大ひずみ圧縮試験を行った。試験体側面に 5mm のグリッドを記入して変形状況を観察・記録した。

図1 大ひずみ圧縮試験体と載荷方法

図2 木材の座標系

図3 $\alpha=45^\circ$ の LTR シリーズ

その結果を載荷面積あたりの応力度と元の部材高さに対する圧縮ひずみ（名目ひずみ）に関する大ひずみ圧縮試験の応力度－ひずみ曲線の3シリーズの代表例を図4に示す。図5にはひずみ0.06以下の拡大図を示す。立ち上がる直線が原点を通るように曲線を水平移動により調整している。また、載荷中の試験体 LTR-1c の側面の変形状況をひずみ0.1とひずみ0.7の最終段階について写真1に示す。ただし、大ひずみを定量的に扱う場合は厳密には真ひずみが望ましいが、大きな傾向を見ることに重点があり、ここでは載荷断面積あたりの名目応力度と当初の高さあたりの名目ひずみで扱う。また、各シリーズごとに部位による天然材料のばらつきを極力排除するため、全面圧縮・部分圧縮試験体を隣接して採取したが、シリーズごとに原木は同じであるが、他のシリーズとは同じとは限らない。気乾密度は平均 466kg/m^3 、変動係数 8.7%、含水率（電気抵抗式含水率計による）は平均 7.2%、変動係数 36%であった。

以下に大ひずみ横圧縮試験結果の主な特徴をまとめる。

- ① 全面横圧縮試験の応力度－ひずみ曲線では、初期の端面の不整等による低剛性段階から立ち上がった後はほぼ直線的に強度が増大する。ただし、その後、2MPa 以上で剛性が低下し始め、ほぼ水平またはやや勾配を持ってひずみが増大する。さらに載荷を続けると 0.5 程度のひずみに達して応力度が急増し始め、最大ひずみ 0.7 程度まで達すると、ひずみはほとんど増加しなくなる。
- ② 部分圧縮試験では、初期の端面の不整等による低剛性段階から、全面圧縮と同様にほぼ線形関係を維持しつつ立ち上がりがおこる。

図4 大ひずみ応力度—ひずみ曲線

図5 大ひずみ応力度—ひずみ曲線拡大図

(a) ひずみ 0.1 の段階

(b) ひずみ 0.7 の段階

写真 1 大ひずみ部分圧縮試験 LTR-1c の変形状況

ある段階で剛性低下がおこるが、全面圧縮よりは大きな塑性勾配を持って応力度が増大し続け、ひずみ 0.4-0.5 付近から全面圧縮と同様、応力度が急増する現象がみられる。写真 1 に見られるように、載荷板直下ではひずみ 0.1 の早い時期から、グリッドの間隔が狭くなり、ひずみ集中が見られるのも顕著な特徴である。

荷重増加の途中で載荷板エッジでのせん断破壊や割裂破壊を伴う場合があり、その都度強度が若干低下するが、強度増大傾向は変わらない。全体として、全面圧縮試験体より剛性・強度とも大きい。

- ③ 部分圧縮では載荷板エッジの直下は応力集中により載荷の初期から局所的な降伏が推察される¹⁰⁾が、図5のように見かけ上はほぼ線形関係を示すことが特徴的である。
- ④ 木口の年輪傾角により、剛性・強度が大きく異なることはすでに弾性状態での直交異方性木材の特徴として理論的に示した¹²⁾が、弾塑性段階でもその差異が明瞭に現われ、本実験では剛性・強度とも概ね $LR > LT > LTR$ の関係がある。
- ⑤ 荷重増大に伴い、試験体の両端部は跳ね上がりと支持する剛な基盤との接触面では離反がおこって、実質、載荷幅+高さの2~3倍程度の範囲のみで基盤面からの反力を受けることとなる。

ここで、図4の全面圧縮の応力度—ひずみ曲線において、ほぼ線形関係から剛性が急減する挙動を降伏、ひずみ0.4-0.5程度から応力度が急増する挙動をひずみ硬化と称する。木材の横圧縮において、吸水により塑性ひずみが一部復元することや、大ひずみに達して強度が再び増大する現象などから、一般材料の降伏と同じとみなせるかどうかの議論もある¹¹⁾が、本論では建築構造部材の弾塑性挙動を解明する上で一般の降伏とみなす。ただし、鋼材の降伏後のひずみ硬化とは、ひずみレベルと挙動は異なる。このひずみ硬化は建築材料の中では、木材の横圧縮に特有なものであるが、空隙の多い材料では共通する現象とされている¹²⁾。

3. 弾塑性めり込み変位の定式化

3.1 めり込みの降伏メカニズム

以上の木材の横圧縮の弾塑性めり込み挙動を踏まえて、図6の上部に全面圧縮・部分圧縮の応力度—ひずみ曲線と下部に表面変位 W とそのひずみ ϵ_1 のプロファイルを用いた降伏メカニズムの概念図を示し、いくつかの仮定に従い、めり込みの降伏メカニズムを以下のように解釈する。

① 全面圧縮・部分圧縮の応力度—ひずみの線形関係を弾性とみなし、部分圧縮の全面圧縮に対する剛性比率は、図6の直線OP（勾配が圧縮ヤング係数 E ）に対する直線OR（勾配は $E\zeta_p$ で、めり込み剛性に相当する）の勾配比率で、PMの剛性増大率 ζ_p ¹²⁾である。

② 部分圧縮の載荷板下部の平均ひずみ分布（図1の深さ z における載荷板下部のひずみの平均値の z 方向分布）は、上部で最大で下部になるに従い減少する関数 $W_1\phi'$ で表されるものとみなし、作用応力度 σ の時の最上部のひずみ ϵ_{1t} が全面圧縮降伏点P（全面降伏応力度 $F\sigma_y$ ）に達して部分圧縮の降伏がR点（部分圧縮の見かけの圧縮降伏応力度 $P\sigma_y$ ）で始まるとみなす。

③ 載荷板下部のひずみ分布のうち、全面圧縮降伏応力度 $F\sigma_y$ を越える深さ H_y までのひずみ分布は全面圧縮の降伏挙動に従い $\epsilon_h(z)$ となり、硬化ひずみレベル ϵ_{max} に至って落ち着くとする。その塑性ひずみの増分は、図6のひずみプロファイルで網掛け部分の面積に相当し、応力度—ひずみ曲線では弾性ひずみ ϵ_1 に塑性ひずみ増分 $\Delta\epsilon_1$ が付加された点Sに対応し、その表面変位は W_1' になると考える。

3.2 弾塑性めり込み変位の定式化

以上の弾塑性めり込み挙動の実態と降伏メカニズムの解釈に基づく力学モデルを弾塑性パステルナーク・モデル(EPM)と称し、PMの定式化¹²⁾を弾塑性の段階に拡張したもので、以下の前提条件に基づいて2次元弾塑性めり込み変位の定式化を(1)-(8)式に提案する。

① **弾塑性応力度—ひずみ関係**：めり込みによる弾塑性ひずみ ϵ_p —応力度 σ_1 関係を、全面圧縮・部分圧縮、弾性・塑性段階含めて(1)式で表す。分母に剛性関数 $\zeta_p(\epsilon)$ が作用応力度 σ_1 に対応した弾性ひずみ ϵ_1 の関数として入り、弾性応力度に対する弾塑性ひずみを算定する表現であることに注意されたい。適用範囲は、0.2を超えるとせん断破壊等の要因でシミュレーションが難しくなるので、耐震設計の対象となるひずみ0.2程度までの復元力特性の範囲に限定しており、大ひずみの段階のひずみ硬化の関係までは表現できない。

② **形状関数**：めり込み変位 W の鉛直方向ひずみ分布を近似的に一つの形状関数 $W_1\phi'$ で表す。その原型はVlasovらによる双曲線関数¹¹⁾¹⁵⁾であるが、実際のひずみ分布とは異なること、降伏が最下部に

図6 降伏メカニズムの概念図

$$\text{応力度—ひずみ関係: } \epsilon_p = \frac{\sigma_1}{E\zeta_p(\epsilon_1)} \quad (1)$$

$$\text{剛性増大率: } \zeta_p = 1 + \frac{1 - e^{-\gamma \Delta L}}{\gamma L} = 1 + \frac{1 - e^{-\gamma H \delta}}{\gamma H \lambda} \quad (2)$$

$$\text{剛性関数: } \zeta_p(\epsilon_1) = \frac{\zeta_p}{1 + m h_y} \quad (3)$$

無次元特性値: γH , 端距離: ΔL ,

部材高さ: H , 載荷長: $2L$,

端距離比: $\delta = \Delta L / H$, 載荷長比: $\lambda = L / H$

実用近似式

$$\begin{cases} \text{平均ひずみ増大率: } m = C(1 - 1/\kappa) \\ \text{降伏深さ比: } h_y = \frac{H_y}{H} = \frac{1}{\eta} \ln \kappa: (0 \leq h_y \leq 1) \end{cases} \quad (4)$$

塑性ひずみ倍率: C , 降伏深さ: H_y

$$\text{降伏比: } \kappa = \frac{\epsilon_{1t}}{P\sigma_y} = \frac{\epsilon_1 \eta}{F\sigma_y} \quad (5)$$

$$\text{実用ひずみ分布: } W_1\phi_1' = \epsilon_1 \eta e^{-\frac{\eta}{H} z} = \epsilon_1 \phi_s \quad (6)$$

表面変位: W_1 , その平均ひずみ: ϵ_1

$$\text{ひずみの形状関数: } \phi_s = \eta e^{-\frac{\eta}{H} z} \quad (7)$$

$$\text{パラメータ: } \eta = \frac{F\sigma_y}{P\sigma_y} \quad (8)$$

全面圧縮降伏ひずみ: $F\sigma_y$, 部分圧縮降伏ひずみ: $P\sigma_y$

早く到達する傾向があることなどから、新たにひずみの形状関数 ϕ_s として、指数関数型の(7)式を提案する。全面圧縮ではひずみは一樣であるが、部分圧縮では最上部 $\epsilon_{1t} = \eta$ 、最下部 $\epsilon_{1b} = \eta e^{-\eta}$ を持つ深さ z の一価の関数で内部のひずみ分布を近似することを意味する。その分布を決めるパラメータは η で、全面圧縮降伏ひずみ $F\sigma_y$ と部分圧縮降伏ひずみ $P\sigma_y$ の比(8)式で決める。

この形状関数は、(6)式を $F\sigma_y$ と等しいとおくことにより、降伏範囲の深さ H_y および降伏深さ比 h_y が(4)式により決まり、降伏過程を制御する機能をもつ。この形状関数に関しては、有限要素法(FEM)による実際の弾性ひずみ分布との比較を含めて、可能ないくつかの関数表現の比較検討結果を付録1に示す。なお、 H_y で深のひずみ分布は、塑性進行に伴う再配分は無いものとする。

③ **剛性関数**：剛性増大と減少をコントロールするために、応力度に対応した弾性ひずみ ε_1 を変数とする剛性関数 $\zeta_p(\varepsilon_1)$ にてめり込み剛性を表現するもので、(3)式で表す。分子は剛性増大率 ζ_p で、部材の幾何学的寸法と載荷板寸法と PM の特性値 γ （または無次元特性値 γH ）で決まる定数である。分母は弾性ひずみ ε_1 の部分圧縮降伏ひずみ $p\varepsilon_y$ からの超過度を表す(5)式の降伏比 κ を用いて、(4)式に示す m と h_y の積で表す。 m は平均ひずみ増大率と称し、弾性ひずみ ε_1 の見かけの C 倍とし、 $(1-1/\kappa)$ との積により降伏点付近から滑らかに C に収斂するように工夫している。ここで、 C は塑性ひずみ倍率と称する。弾性範囲では $h_y = m = 0$ で剛性関数は剛性増大率そのものである。降伏後は塑性ひずみの増分は弾性ひずみの $m h_y$ 倍で評価することで弾性剛性の $1/(1+m h_y)$ となる。例えば、降伏ひずみ $\varepsilon_y = 0.02$ の場合、最大硬化ひずみを $\varepsilon_d = 0.7$ とすれば、その比率 $\varepsilon_d / \varepsilon_y = 35$ が C に相当し、後で見るように 20–45 程度の値をとる。

④ **パラメータ**：以上の算定に必要な定数は、2次元解析では横圧縮ヤング係数 E 、横圧縮降伏応力度 σ_y （または降伏ひずみ ε_y ）、EPM 独自のパラメータとして γH 、 η 、 C の合計 5 個であり、いずれも明確な力学的な意味をもつパラメータで弾塑性復元力特性を定式化しようとするものであり、それらの値は実験結果より設定する。

なお、劉ら¹³⁾は半径方向圧縮に関する応力度—ひずみ硬化曲線を双曲線で表現を試みている。それを参考に、図 6 の降伏ひずみ分布 $\varepsilon_h(z)$ を関数表現して塑性ひずみ $\Delta \varepsilon_1$ を求め、弾性ひずみとの比を C として、弾塑性ひずみの変化を解析的に表すことは理論的に可能であるが、極めて煩雑となり、(4)式の表現で降伏挙動を滑らかに表すことができるため、ここでは C を実験的に求めることとした。

以上の定式化を実験的に検証するとともに、パラメータの特定を次章にて行う。

4. 実験的検証

4.1 めり込み試験法

ここで新たに、JIS Z 2101 の部分圧縮試験法¹⁴⁾をベースにしながら、EPM のパラメータ特定に適した試験体のスケールと載荷方法を以下のように提案する。

① **試験体作成**：1 個の部分圧縮試験体 (P1) と繊維方向の両隣の 2 個の全面圧縮試験体 (S1 と S2) を 1 組とする試験体を作成する。

全面横圧縮試験体と部分横圧縮試験体の材料特性の変化を最小限に留めるために、めり込み試験結果と 2 つの全面圧縮試験結果の比較によりパラメータの特定を行うことを意図している。

図 7 めり込み試験法

できるだけ均一な部分から試験体を採取するために、標準的な試験体寸法は部分圧縮試験体が断面幅 30mm 高さ 30mm 長さ 90mm の直方体、全面圧縮試験体が一辺 30mm の立方体とする

② **載荷方法**：PM の力学条件にできるだけ忠実で、載荷時における試験体両端の跳ね上がりやをできるだけ防止することを意図して、図 7 に示す挟み式載荷とする。片側載荷では、両端部で浮き上がりが発生し、基盤の支持条件は実質的に部分圧縮に近い条件となることから、可能な限り境界条件を単純化して、PM との整合性を確保してパラメータを求めるためである。部分圧縮試験体長さは高さの 3 倍であるが、挟み式とすることで上下対称で、有効高さは 15mm となつて、載荷長比 λ は 1、端距離比 δ は 2²⁾ となり、ほぼ無限長のめり込み条件が確保される¹⁾²⁾。この点では JIS のめり込み試験体で、追証で試験体の端距離が不足する（LTR で γH が 2 程度に小さい場合に相当）問題¹⁰⁾も解消する。また、試験体が長くなることによる材料特性の変化をできるだけ避けることも配慮している。載荷はクロスヘッド間のひずみで標準は 0.2 程度まで行うが、必要に応じて大ひずみまで載荷し、球座は用いない。また、載荷板は、鋼板を基本とし、PM の表面変位解との整合性をとることと、塑性段階におけるエッジ付近でのひずみ集中でより厳しい載荷条件を課するものとして、エッジには丸みは付けないこととした。木材同士のめり込み条件との差異、載荷板の材種・形状等に関する考察を付録 2 に示すが、載荷板以外にも、めり込み試験体と実際の仕口の力学的諸条件との差異は樹種、スケール、境界条件、2 次元または 3 次元など種々考えられるが、別途考慮が必要で、最終的には実大実験等での検証が重要となる。

4.2 パラメータの特定

EPM 解析のパラメータは 3 章で述べたように、2次元解析では E 、 ε_y （または σ_y ）、 γH 、 η 、 C の 5 つであるが、 E 、 ε_y はめり込み試験体の両隣の全面圧縮試験体 S1 と S2 のクロスヘッド間のひずみによる横圧縮ヤング係数と降伏ひずみの各々の平均値を用いる。

EPM 解析ではひずみ 0.2 程度までは全面圧縮は完全弾塑性とみなして降伏点は図 8 に示すように降伏後の近似直線と弾性直線の交点と定義する。降伏後のグラフがゆるいカーブとなつて、直線で表すことが難しい事例もあるが、全面圧縮を完全弾塑性でモデル化することを意図しており、めり込み問題との関連で、EPM 解析独自の考え方をとる。1% オフセットなどで求める降伏点と比べて、降伏応力度はやや大きめとなる傾向がある。

その他のパラメータは全面圧縮試験結果とめり込み試験結果と

図 8 ヤング係数・降伏ひずみ・降伏応力度の算定法

を比較し、定式化のシミュレーション試行を行うことで、めり込み剛性の比率より無次元特性値 γH 、降伏ひずみの比率より η 、降伏後の曲線に沿うように塑性ひずみ倍率 C を順次決定する。

なお、全面圧縮試験から求める圧縮ヤング係数はクロスヘッド間の変形を元の高さで除したひずみを用いる。もともと圧縮試験では基盤または載荷板に接する部分で端面の不整、ポアソン比の影響などがあるため中間部の変位を用いることが原則となっているが、めり込み変位そのものは、それらの端面の変位を含むもので、全面圧縮と部分圧縮とを統一的に扱うには、クロスヘッド間のひずみによる横圧縮ヤング係数を用いるのが適切との判断による。

中間部のひずみ測定のためには試験体高さは60mm程度以上が必要となるが、実際にひずみゲージまたは中間部変位計⁶⁾などで求めたひずみを用いて算定した横圧縮ヤング係数は、クロスヘッド間ひずみによる横圧縮ヤング係数に比べ1.2-1.4倍近く大きく、その原因のひとつに、クロスヘッドに接触する端面付近のひずみ集中があること⁶⁾が分かっている。図5の応力度-ひずみ曲線のように、载荷の初期のみでなく降伏に至るまでほぼ線形関係が認められる。端面の不整が主要要因ならば応力度レベルが増大すれば、その影響は相対的に減少し、ある段階から本来の剛性が現われると思われるが、端面付近のひずみ集中が初期だけでなく降伏に至るまで、ほぼ同じ比率で発生することが推察される。この問題は改めて検討を要する課題である。

4.3 めり込み実験の概要

試験体の樹種はヒノキ、半径方向 LR、接線方向 LT、その中間の追証 LTR の木口をもつ貫試験体 (30mm×100mm 長さ 1200mm) 3 シリーズ各 2 体と RT シリーズ 1 体合計 7 体より図9のように木取りする。この貫試験体はシリーズごとに同じ板材より長さ 2000mm の部材を 2 本木取りし、その中から圧縮試験体等とあわせて採取したもので、十字型仕口の载荷試験を経ているが、降伏履歴のない部分から本実験の試験体を採取した。いずれも、異なるシリーズの原木は同じとは限らない。

図9の要領で LR、LT、LTR 各シリーズで P 試験体 12 個、S 試験体 18 個、F 試験体 12 個の試験体を採取し、図7の要領で载荷した。試験体 F は B×H=30mm×30mm で全長 L=60mm の JIS 規格の標準圧縮試験体を用いた全面圧縮試験において、中間部変位、ひずみゲージ、クロスヘッド間変位による横圧縮ヤング係数を求め、S 試験体との比較を行う。これには、貫試験体と同時期に行った F 試験体各 6 個を含み、シリーズごとに合計 18 個で結果を整理する。RT シリーズは、T 方向部材で R 方向にめり込みを受ける場合⁷⁾で、図9のよう

図9 各シリーズの試験体切り出し図

に、LT シリーズと同じ年輪木口の貫より繊維方向の両隣から部分圧縮用の RT 試験体 (P 相当) と R 試験体 (S 相当) を交互に採取した。载荷方向は R 方向であることに注意されたい。

いずれも、側面に 5mm グリッドを記入しておき、载荷とともに変形状態が分かるように工夫し、载荷スピードは 0.5mm/min の単調载荷とし、荷重とクロスヘッド間変位を記録した。

気乾密度の平均 (変動係数) は LR:479kg/m³(7.4%), LT: 448kg/m³(2.4%), LTR:409kg/m³(2.4%), RT:446 kg/m³(1.5%), 含水率(全乾法による)はシリーズ毎に大差はなく平均 11.2%(変動係数 6.1%)であった。

4.4 実験結果とパラメータ特定

図10～図13にシリーズごとに応力度-ひずみ曲線の代表的な試験結果にEPMシミュレーション結果のグラフを重ねて示す。また、得られたパラメータのシリーズごとの平均値と変動係数を表1に、その一覧を表2に示す。表2には弾性めり込み剛性 $E\zeta_p$ を右端の欄に示す。以下に特徴的なことをまとめる。なお、全面圧縮と部分圧縮のグラフの弾性直線部分が重なってしまい、 γH が理論的に求めら

表1 EPM パラメータの平均(上段)と変動係数(下段%)

Series	E (MPa)	ϵ_y	γH	η	C	σ_y (MPa)
LR	605	0.009	2.8	1.2	29	5.59
	16	20	19	11	30	19
LT	317	0.019	2.1	1.3	46	5.82
	21	15	28	14	24	10
LTR	153	0.024	1.5	1.3	36	3.39
	42	18	48	6	18	20
RT	820	0.007	13.5	1.1	132.5	5.46
	5	2	30	3	18	7

れないケースがあり、材料のばらつきの可能性も否定できないが、原因は特定できなかったため、全体評価に取り入れるのは適切ではないと判断して、表1では除いて算定し、表2では空欄とした。

① 全面圧縮試験：全面圧縮では降伏後においては、LR、RTは亀裂を繰返し応力度が上下しながらも、緩やかに上昇しているが、LT、LTRにおいてはほぼ水平となった。この相違の要因は年輪傾角に関連した局部破壊によるものと思われるが、現段階ではそのメカニズムは定かでない。年輪傾角により全面圧縮剛性・降伏応力度は差があり、その順序は大きい方から概ね、 $LR \approx RT > LT > LTR$ の順になる。LRとLTRでは2～4倍近い差が見られた。

② 部分圧縮試験：部分圧縮では、降伏後、エッジ付近でのせん断破壊、木口の割裂破壊などで、若干応力度が上下するが、不安定現象は見られず、全体として応力度は今回の実験範囲では増大を続けることを確認した。このことより、伝統木造仕口のめり込み変形性能が極めて大きいことと合わせて、降伏後も強度が増大し続ける特徴がある。その背景には、載荷板直下から始まる降伏領域では順次ひずみ硬化が起ってひずみ0.7前後で留まることが降伏後の強度増加をもたらし、さらにひずみ硬化領域が最下部に達して平均ひずみもほとんど増加しなくなる段階に至ると、応力度-平均ひずみ曲線でもひずみ硬化が現われるというメカニズムがある。このように、ひずみ硬化を前提としためり込みメカニズムの解釈とEPM解析による定式化により、めり込み挙動を適切に評価できることを示すものである。

表 2 EPM パラメータと弾性めり込み剛性一覧

		$E(\text{MPa})$	ε_y	γH	η	C	$\sigma_y(\text{MPa})$	$E\zeta_p(\text{MPa})$
LR1	P1	482	0.010	—	—	—	4.68	—
	P2	504	0.009	3.6	1.0	30	4.76	644
	P3	484	0.012	—	—	—	5.76	—
	P4	493	0.011	3.0	1.3	18	5.25	657
	P5	549	0.012	1.8	1.4	25	6.53	846
	P6	625	0.010	3.0	1.2	22	6.53	833
LR2	P1	612	0.012	2.0	1.4	45	7.28	912
	P2	650	0.010	—	—	—	6.57	—
	P3	777	0.008	2.5	1.3	25	5.94	1086
	P4	767	0.007	3.0	1.2	22	5.71	1022
	P5	553	0.008	3.0	1.2	40	4.20	737
	P6	569	0.007	3.0	1.1	35	4.13	758
LT1	P1	250	0.024	1.2	1.7	35	5.90	439
	P2	242	0.024	1.2	1.7	30	5.72	425
	P3	384	0.017	2.0	1.3	60	6.34	572
	P4	402	0.016	2.5	1.3	62	6.43	562
	P5	266	0.021	2.2	1.2	30	5.45	385
	P6	275	0.020	—	—	—	5.53	—
LT2	P1	242	0.020	1.9	1.1	50	4.72	367
	P2	245	0.020	1.8	1.2	44	4.80	377
	P3	393	0.016	3.0	1.2	40	6.19	524
	P4	387	0.016	3.0	1.2	50	6.22	515
	P5	352	0.017	2.4	1.2	60	6.12	497
	P6	329	0.018	1.8	1.3	50	5.93	506
LTR1	P1	289	0.016	3.2	1.2	36	4.67	379
	P2	276	0.016	2.8	1.2	36	4.51	374
	P3	140	0.026	1.2	1.4	40	3.62	246
	P4	135	0.026	1.2	1.4	45	3.49	236
	P5	113	0.028	1.1	1.4	45	3.19	204
	P6	114	0.028	1.1	1.4	45	3.12	208
LTR2	P1	98	0.027	1.0	1.4	30	2.60	183
	P2	102	0.026	1.0	1.3	30	2.59	189
	P3	103	0.027	1.2	1.2	30	2.72	180
	P4	100	0.027	1.0	1.3	30	2.70	186
	P5	199	0.019	1.8	1.3	30	3.72	306
	P6	173	0.022	1.3	1.5	30	3.72	296
RT	RT1	895	0.0070	14.0	1.2	160	6.22	958
	RT2	823	0.0067	12.0	1.1	130	5.47	891
	RT3	803	0.0066	8.5	1.1	160	5.26	897
	RT4	794	0.0067	12.0	1.1	130	5.28	860
	RT5	802	0.0066	15.0	1.2	100	5.25	855
	RT6	803	0.0066	20.0	1.1	115	5.26	843

③ **パラメータ特定**：部分圧縮試験体の両側の 2 個の全面圧縮試験体の剛性・強度はよくそろっており、ばらつきの多い材料であっても、実験値と解析値のグラフがよく合致し、今回のめり込み試験方法でパラメータを精度よく決定できる結果となった。全体として、本提案のめり込み試験法と全面圧縮試験・部分圧縮試験の比較による EPM 解析のパラメータ特定の手法が適切であることが示された。

④ **パラメータ**：表 2 より η に関しては木口の違いかかわらず試験体間でのばらつきは小さく、 $\eta=1.1\sim1.4$ 平均 1.3 となった。 η に関しては、実大部材においては大きくなる結果⁹⁾も得られており、引き続き検討を要する。塑性ひずみ倍率 C の平均値は LR：29、LT：46、LTR：36 となったが、図 1 0 のように、全面圧縮試験の応力度一ひずみ曲線の塑性勾配のやや大きい LR では、部分圧縮ではそれに上乗せする形になるため、塑性剛性が相対的に高く、 C の数値は小さくなる傾向がある。 C の値は樹種・ヤング係数・降伏ひずみと最大ひずみ・年輪傾角・全面圧縮の塑性剛性・せん断破壊・割裂破壊など多くの要因と関連する可能性があるが、現段階ではそれらの相関関係は明らかではない。その数値が小さいほど塑性剛性を大きく評価することになるため、塑性剛性の過大評価を避けるためには、設計

図 1 0 EPM 解析 (LR2-P3)

図 1 1 EPM 解析 (LT1-P1)

図 1 2 EPM 解析 (LTR1-P1)

図 1 3 EPM 解析 (RT3)

用の数値としては、平均値より上限値に近い数値が適当と考える。

⑤ **無次元特性値**：横圧縮ヤング係数が 100MPa 前後の小さい場合には無次元特性値 γH が 1 に近い値を取りうる事が明らかとなった。横圧縮ヤング係数と無次元特性値 γH とは、RT シリーズは別として、図 1 4 に示すように、LR シリーズのばらつきが大きい、今回の実

験の範囲では (9) 式の相関式が得られた。

$$\gamma H = 0.003 E + 1.04 \quad (9)$$

ここで、 E : 横圧縮ヤング係数(単位: MPa = N/mm²)

年輪傾角が 45 度の LTR シリーズでは横圧縮ヤング係数が極端に小さくなるのに対し、せん断剛性の年輪傾角依存性が小さいこと、および γH が $\sqrt{E/G}$ との相関性が高いこと¹⁾から、ヤング係数に依存する傾向には、一定の理論的根拠があると考えられる。

図 14 横圧縮ヤング係数と無次元特性値の相関

図 15 に横圧縮ヤング係数 E と弾性めり込み剛性 $E\zeta_p$ の相関に関する、(9)式を用いた EPM 式と、RT を除く各シリーズの実験結果を示す。図 14 に比べばらつきが減少し、(1)-(9)式による EPM 式とよく合う結果となった。同図には、PM と同じめり込み変位の指数関数表現の稲山式¹⁶⁾の無次元特性値の相当値 1.5、および同式を前提とした北守ら¹⁷⁾の相当値 2.5 (カラマツ集成材 $E_L = 415 \text{ MPa}$) をプロットした。ただし、載荷長比 $\lambda = L/H = x_p/(2Z_0) = 1$ 、端距離比 $\delta = 2$ の場合である。いずれも EPM 式に沿っているが、稲山式では $E_L = E_L/50$ を前提としており、縦圧縮ヤング係数 $0.5 \text{ GPa} \leq E_L \leq 12 \text{ GPa}$ の材料の横圧縮ヤング係数は $E_L = 100 \sim 240 \text{ MPa}$ に絞られるため、めり込み剛性は実際より過小評価となる場合がある。

(9)式は、今後のデータの蓄積により見直しもありうるが、無次元特性値のより一般的な表現となりうるものとする。

⑥ RT シリーズ: RT に関しては、平均 $\gamma H = 13.5$, $\eta = 1.1$, $C = 133$ の値を得た。この結果は、横圧縮ヤング係数に比べせん断弾性係数が極端に小さいことから、理論的・実験的に γH が 9 程度となる既往の

図 15 横圧縮ヤング係数と弾性めり込み剛性の相関

結果¹³⁾と調和し、今回の実験でもそのオーダーを再確認した。

γH が大きいために梁などの幅方向の周辺部のめり込みへの協力範囲が狭く全面圧縮に近い特性となり、弾性の剛性増大率が小さいが、エッジ付近のせん断破壊も起きやすく、塑性剛性の増大も小さくなる結果、塑性ひずみ倍率 C は 133 程度の大きな数値となるものと推察する。これらの結果は、実大材で繊維方向だけでなく、幅方向を含む 3 次元的なめり込みを考える場合に必要となる。

図 16 S 試験体の横圧縮ヤング係数と横圧縮降伏応力度の相関

⑦ S 試験体: S 試験体の横圧縮ヤング係数と横圧縮降伏応力度の間には、図 16 に示すように、LR シリーズのばらつきが大きい、全体に良好な相関性が見られ、横圧縮ヤング係数より横圧縮降伏応力度を推定できる可能性を示唆する。単純平均(変動係数)は $\bar{E} = 349.9 \text{ MPa}$, (57%) $\bar{\sigma}_y = 4.92 \text{ MPa}$, (28%)であった。

⑧ F 試験体: JIS 規格試験体 F と S 試験体の全面横圧縮試験による横圧縮ヤング係数と横圧縮降伏応力度のシリーズごとの平均値の比較結果を図 17 に示す。F 試験体の平均(変動係数)は $\bar{E} = 345.7 \text{ MPa}$, (64%) $\bar{\sigma}_y = 4.29 \text{ MPa}$, (30%)となり、横圧縮ヤング係数では S との差異は比較的少なく、横圧縮降伏応力度では S の方がやや大きめとなる傾向が見られるが、S 試験体と F 試験体の結果を用いて解析することの差異は無視できる程度と考える。

また、中間部変位計より得た横圧縮ヤング係数はクロスヘッド間変位によるそれと比べて、平均 LR で 43%, LT で 27%, LTR で 24% 大きく、めり込み解析ではクロスヘッド間変位に相当する横圧縮ヤング係数を用いる必要性を示すものである。

図 17 S 試験体と F 試験体の横圧縮ヤング係数と横圧縮降伏応力度の平均値の比較

5. 結論と今後の課題

本研究で得られた主な結論と今後の課題を以下に示す。

- 1) 木材の横圧縮挙動におけるひずみ硬化現象に着目しためり込みメカニズムの解釈に基づいて、指数関数型の形状関数と剛性関数の導入により弾塑性パステルナーク・モデルに基づく均等めり込み変位を、弾性・塑性段階を一貫した形で定式化を行った。
- 2) 新たに部分圧縮試験体と両隣の全面圧縮試験体を 1 組とした部分圧縮試験法と弾塑性パステルナーク・モデルの解析パラメータの設定法を提案し、実験結果のシミュレーションにより、パラメータを精度よく特定できることを示し、提案式の妥当性を検証した。
- 3) シミュレーション結果から、本実験の範囲では、無次元特性値 γH は圧縮ヤング係数に依存し 1–3.6 程度の値をとること、 η はほぼ、1.1–1.3 の定数となること、塑性ひずみ倍率 C は 29–46 程度の値となることが明らかとなった。また、横圧縮ヤング係数と横圧縮降伏応力度の相関性も良好であることが明らかとなった。
- 4) 本論で得たパラメータは試験体プロポーション、樹種などにより変わる可能性もあり、今後、引き続きデータの蓄積を行ってパラメータの絞込みを行うとともに、回転めり込みへの拡張とそれに必要なパラメータの設定法を検討する。その際、全面横圧縮試験による横圧縮ヤング係数と降伏応力度を用いて、その他のパラメータは定数を含め容易に設定できるようにすることを目指す。
- 5) 最終的には、基本の材料定数または全面横圧縮試験により必要なパラメータを決め、一連の定式化により伝統木造建造物の復元力特性を適切に設定し、振動解析・性能設計・限界耐力計算等を含む構造設計に生かす。

謝辞

本研究の一部は、グローバル COE『歴史都市を守る「文化遺産防災学」推進拠点』(代表：大窪健之) および科学研究費補助金基盤研究(S) (課題番号 19106010, 研究代表者：鈴木祥之) による。

実験にあたっては、京都大学防災研究所元鈴木祥之の研究室、立命館大学理工学部耐震工学研究室・同構造デザイン研究室他、多くの皆さんの協力を得た。ここに謝意を表す。

参考文献

- 1) 棚橋秀光・清水秀丸・鈴木祥之：パステルナーク・モデルに基づく直交異方性木材の部分圧縮による弾性表面変位, 日本建築学会構造系論文集, No.609, pp.129-136, 2006.11
- 2) 棚橋秀光・清水秀丸・堀江秀夫・楊 萍・鈴木祥之：パステルナーク・モデルに基づく有限長直交異方性木材の弾性めり込み変位, 日本建築学会構造系論文集, Vol.73, No.625, pp.417-424, 2008.3
- 3) 棚橋秀光・清水秀丸・鈴木祥之：木材の部分圧縮特性に関する研究 (その 2 ベイヒバの均等部分圧縮の場合), 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1, 構造Ⅲ, pp.475-476, 2006.9
- 4) 棚橋秀光・岡村雅克・鈴木祥之：弾塑性パステルナーク・モデルによる木材の横圧縮変位評価, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1, 構造Ⅲ, pp.421-422, 2007.8
- 5) 棚橋秀光・岡村雅克・鈴木祥之：伝統木造 T 型仕口の復元力特性 (その 1 定式化と実験的検証), 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1, 構造Ⅲ, pp.376-377, 2008.9
- 6) 廣川貴則・棚橋秀光・鈴木祥之：伝統木造仕口の横圧縮特性 (その 1 圧縮ヤング係数と降伏応力度), 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1, 構造Ⅲ, pp.7-8, 2009.8
- 7) 棚橋秀光・廣川貴則・鈴木祥之：伝統木造仕口の横圧縮特性 (その 2 降

- 伏メカニズムと形状関数), 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1, 構造Ⅲ, pp.9-10, 2009.8
- 8) 大岡 優・棚橋秀光・伊津野和行・鈴木祥之：伝統木造仕口の横圧縮特性 (その 3 めり込み試験法とパラメータ特定), 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1, 構造Ⅲ, pp.3-4, 2010.9
 - 9) 棚橋秀光・大岡 優・伊津野和行・鈴木祥之：伝統木造仕口の横圧縮特性 (その 4 実大部材のめり込み解析パラメータ), 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1, 構造Ⅲ, pp.5-6, 2010.9
 - 10) 大草克己：木材強度試験体 (割裂・横引張・部分横圧縮) 応力の数値的解析, 鹿児島大学農学部演習林報告, No.4, pp.1-84, 1976
 - 11) 則元 京：木材の圧縮大変形, 木材学会誌, Vol.39, No.8, pp.867-874, 1993
 - 12) Gibson, L.J. and Ashby, M.F.: Cellular solids-Structure and properties, Second edition, Cambridge University Press, 1997
 - 13) 劉一星・則元 京・師岡敦郎：木材の横圧縮大変形 (第 1 報) 応力-歪図と比重, 木材学会誌, Vol.39, No.10, pp.1140-1145, 1993
 - 14) 日本規格協会：木材の試験方法 JIS Z 2101, 2009
 - 15) Vlasov V.Z. and Leont'ev N.N.: Beams, plates and shells on elastic foundations, Israel Program for Scientific Translations, Jerusalem, 1966 (Original Russian version 1960)
 - 16) 稲山正弘：木材のめり込みに関する研究 その 4 等変位めりこみの弾性剛性の計算式の検討, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C, 構造Ⅱ, pp.907-908, 1993.9
 - 17) 北守顕久・森拓郎・片岡靖夫・小松幸平：木材の部分横圧縮における余長効果の影響 支持条件における違いの検討, 日本建築学会構造系論文集, Vol.74, No.642, pp.1477-1485, 2009.8

付録 1

実際のめり込み降伏挙動をシミュレーションする上で最も適切な形状関数を選定するために、(1)-(4)式を候補にあげ、付表 1 に示す。付図 1 には、最上部ひずみ $\phi_s(0) = 1.3$ となるようにパラメータ η を調整したひずみ分布形を示す。同図には全面圧縮で変位 1 の場合の部分圧縮の FEM 解析による載荷板直下の変位が剛性増大率により 0.61 に低減され、その場合のひずみ分布について、著者らの結果と大草¹⁰⁾による応力度からの換算値を合わせて示す。

鉛直変位 $w(x, z)$ は表面変位 $W_1(x)$ と変位の形状関数 $\phi(z)$ を用いて(a1)と表す¹⁾と、最上部と最下部の変位とひずみは、表面変位 W_1 とひずみの形状関数 ϕ_s を介して (a2)-(a4)の関係にある。

$$w(x, z) = W_1(x)\phi(z) \quad (a1)$$

$$\varepsilon(x, z) = W_1\phi'(z) = \varepsilon_1\phi_s(z) \quad (a2)$$

$$W_1\phi(0) = W_1, \quad W_1\phi(H) = 0 \quad (a3)$$

$$\varepsilon_1\phi_s(0) = \varepsilon_{1t}, \quad \varepsilon_1\phi_s(H) = \varepsilon_{1b} \quad (a4)$$

(1) 式は Vlasov らによる双曲線関数¹¹⁾⁵⁾, (2)-(4)式はいずれも指数関数による表現である。(2)式は最も簡潔で扱いやすく、簡易型と称するが、(a3) 式を満たさない問題点があり、(a3) 式を満たすように係数を調整したものが指数関数厳密型(3)式である。(4)式は上部の分布を FEM に近い分布を持つように深さ z の平方根としたもので、指数関数補正型と称する。(a2)式を満たす形状関数は(1)式と(3)式で、グラフでは 0.7-1.3 に分布し、FEM と比べ下部のひずみ分布が大きい傾向にあり、最下部まで降伏が達するひずみレベルが実情より低すぎる傾向がある。

これらの形状関数を用いて、LR2-P5 の実験結果のシミュレーションで比較検討の結果、付図 2 に示すように、降伏点付近での若干のばらつきがあり、(3)補正型が降伏点付近で緩やかにカーブする傾向が見られる他、(1)(3)式では降伏が早期に最下部に到達する結果として、ひずみ 0.03–0.05 付近からグラフ勾配が急に立ち上がり、実験結果から離れる傾向がある。

定式化にあたっては、ひずみ 0.2 までは実験結果のシミュレーションが良好であること、式が簡潔で η が全面圧縮降伏ひずみ ε_y と部分圧縮降伏ひずみ ε_{py} の比として、感覚的にも扱いやすい形状関数として(2)式を採用した。唯一絶対のものではなくて、他の表現もありうる性質のものである。

なお、平均ひずみと最大ひずみは $\varepsilon_1 : \varepsilon_{1t} \approx 1 : 1.8 \sim 1.9$ 程度の比として本来 $\eta \approx 1.9$ 程度であるべきところ、本実験結果では $\eta \approx 1.3$ となっている。この背

景として、ひずみ集中ですでに降伏している最上部の領域に最大ひずみが達しても見かけ上、しばらくは降伏が現われず、一定程度進行後始めて、見かけ上の降伏が起こるためと推察する。この件は、全面圧縮・部分圧縮とも端面のひずみ集中に関わる問題として、今後の検討課題としたい。

付表 1 ひずみの形状関数とその降伏深さ比一覧

タイプ	ひずみの形状関数 ϕ_s	降伏深さ比 h_y
(1) 双曲線関数型	$\frac{\eta \cosh \eta(1-z/H)}{\sinh \eta}$	$1 - \frac{1}{\eta} \cosh^{-1}(\frac{1}{\kappa} \sinh \eta)$
(2) 指数関数簡易型	$\eta e^{-\eta \frac{z}{H}}$	$\frac{1}{\eta} \ln \kappa$
(3) 指数関数厳密型	$\frac{\eta}{1-e^{-\eta}} e^{-\eta \frac{z}{H}}$	$\frac{1}{\eta} \ln(\frac{\kappa}{1-e^{-\eta}})$
(4) 指数関数補正型	$\eta e^{-\eta \sqrt{\frac{z}{H}}}$	$(\frac{1}{\eta} \ln \kappa)^2$

付図 1 ひずみの形状関数 ϕ_s 比較

付図 2 形状関数によるシミュレーション比較

付録 2

伝統木造仕口を主な対象とした部分圧縮試験における載荷板の材種とエッジ形状に関して、やや立ち入った考察を行う。

① 大草の FEM による解析¹⁰⁾によればエッジの丸みがエッジ直下の応力集中を緩和する効果が指摘されている。

② 著者らの実験⁴⁾では、直方体の木材の載荷ブロックを柱に模して繊維方向に置いて部分圧縮載荷をすると、当初は角エッジのままめり込みがおこるが、載荷が進むと木材の載荷ブロックのエッジにめり込み表面変位の強制を受けて横圧縮が起こり、そのまま変形が残留して丸くなる挙動が見られた。その場合の剛性・強度は鋼板の場合より大きくなる傾向にあった。また、エッジ付近のせん断破壊も角エッジより発生しにくい傾向も見られた。

鋼板載荷後の載荷面の塑性変位の復元の程度を見ると、中央部では両端の

エッジ部より塑性変位の復元がやや大きく、上に膨らんだ形状になるのに対し、木材ブロックで載荷の場合はほとんどフラットとなり、エッジ直下のひずみ集中が緩和されるものと推察する。

したがって、載荷板に木材を使用することにより、仕口におけるめり込みに最も近い状況が再現できると考えられるが、木材の載荷ブロックの変位も無視できないため、クロスヘッド実測変位から載荷ブロック圧縮変位を差し引いて試験体圧縮変位の算定を行う必要がある。その算定は載荷ブロックの樹種・材定数・年輪方向などに依存し、複雑な要因が入り込む。また、木材の載荷ブロックのエッジが丸くなったあとも、載荷ブロックとして、繰り返し使用できるかの問題もあり、実用上は難しい。

③ 山井による木材載荷板の実験^{a1)}によれば、木材の載荷板の場合が比例限ひずみ以外の諸量はやや小さいが、大差は認められないとの報告^{a1)}があるが、木材の載荷ブロックの変位を差し引いた結果によるかどうかは明確でない。

④ 鋼載荷板で丸みをつける場合、載荷の初期段階では周辺の丸み部分を除いたフラットな載荷面による載荷であり、木材同士の載荷条件との乖離も生まれる。めり込みが進行するに従い、丸みを含む載荷面全体が接触するようになり、厳密に言えば、載荷面積の変化を取り入れた応力度の算定が必要となる。また、丸みに関してどんな形状や大きさ、載荷板とのプロポジションが適切かという課題が残る。

⑤ 本論では、PM の表面変位の近似理論解をベースに定式化を検討しており、PM の変位解はエッジが角の剛な載荷板を前提¹²⁾としており、その関係では角エッジが整合する。

⑥ JIS¹⁴⁾には、エッジに関する規定はないが、日本建築学会の建築材料実験用教材^{a2)}の部分圧縮試験(旧 JIS Z 2101)の解説には全く丸みをつけないとの記述がある。

以上の考察から、弾性・塑性段階を通じて木材同士の載荷条件に適合する鋼載荷板のエッジ形状は見当たらない。次善のものとして、丸みのない載荷板で初期の弾性段階では角エッジが整合するが、塑性段階では丸みを持たないために、試験体にとってより厳しいひずみ集中を受けるものとして、角エッジが現実的であると考ええる。したがって、丸みのない鋼載荷板で行うこととしたが、最終的には実大の仕口での検証が重要となる。

付録の参考文献

- a1) 山井良三郎: 木材の応力-歪曲線 (第 2 報) 部分圧縮応力-歪曲線 (1), 林業試験場研究報告, 第 78 号, pp.101-147, 1955
- a2) 日本建築学会: 建築材料実験用教材, 2000

(2010年 9 月 8 日原稿受理, 2010年12月22日採用決定)