

仕口形状を考慮した柱 - 貫接合部のモーメント抵抗機構

その3. 仕口形状を考慮した接合部モデルの提案

伝統木造 柱 - 貫接合部 モーメント抵抗
 楔 貫 めり込み理論

正会員 ○ 小島 崇徳*1 同 羽生田善将*2
 同 井戸田秀樹*3 同 小野 徹郎*4

1. はじめに

その1、その2では、十字型フレームによる柱 - 貫接合部実験について示し、仕口形状ごとの力学特性を考察した。本稿では、木材の部分圧縮におけるめり込み理論¹⁾を用いた仕口形状を考慮した単位仕口のモデルについて示し、その妥当性を実験値との対応から考察する。

2. 仕口形状を考慮しためり込み抵抗モーメント算定

本研究で扱った仕口形状のうち重ね楔(J2)を例にめり込み抵抗モーメント算定について示す。図1に重ね楔(J2)におけるめり込み抵抗モーメント算定図を示す。また、図2に回転めり込み降伏モデルを示す。木材のめり込みについては稲山の研究によるめり込み理論¹⁾が用いられており、回転によりめり込んだ体積を算出し、弾性域においてはこの体積がめり込み反力と比例するとしている。本研究では、降伏回転角 θ_{py} 到達後に超過した部分の体積を、弾性と仮定したときの体積から引くことで降伏後の挙動を再現している。したがって、図2に示すように降伏範囲は徐々に降伏位置から外側の余長部分と内側の三角形部分へ広がるものとしている。弾性域によるめり込み変位関数は表面変位形状係数 a を用いて式(1)のようになる。表面変位形状係数 a は、稲山のめり込み理論では $a=1.5/Z_0$ の一定値としているが、支持条件や木材の異方性などにより異なることが既往の研究^{2),3)}より示されており、本研究では支持条件による違いを考慮して式(2)、式(3)としている。なお、めり込み降伏回転角 θ_{py} は、めり込み基準式と同じく式(4)、式(5)とし、本研究ではめり込み降伏応力度に、めり込み比例限度応力度 ${}_{PL}\sigma_{cp}$ を用いている。めり込み回転角 θ_p のめり込み降伏回転角 θ_{py} からの超過度は式(6)に示す回転降伏比 β を用いる。

次に、めり込み長さについては、一般的に用いられている回転めり込み剛性の算出において、柱半径 x_p の一定値とされるが、実際には回転により dx_p だけ長くなり、ほぞ穴間の拡大 δ_z により x_{δ_z} だけ短くなり、最終的に x_{θ_p} となる。既往の研究⁴⁾においてこれらを考慮したモデルの提案が行われている。なお、回転によるめり込み長さの増加 dx_p は回転中心の移動を考慮して式(7)、式(8)のように、ほぞ穴間の拡大 δ_z による減少分 x_{δ_z} は式(9)のようになる。また、本研究では、楔の抜け出しおよび初期寸法の誤差による影響があると考え、 x_{δ_z} にこれらの影響を考慮することとした。その方法は、楔の抜け出しにより楔と柱の間の隙間が拡大すると考え、楔角度 α を考慮して幾何学的に長さを求めた。なお、正確には楔の抜け出しとともに新たな位置にめり込みを生じるため実際の挙動とは異なる部分がある。

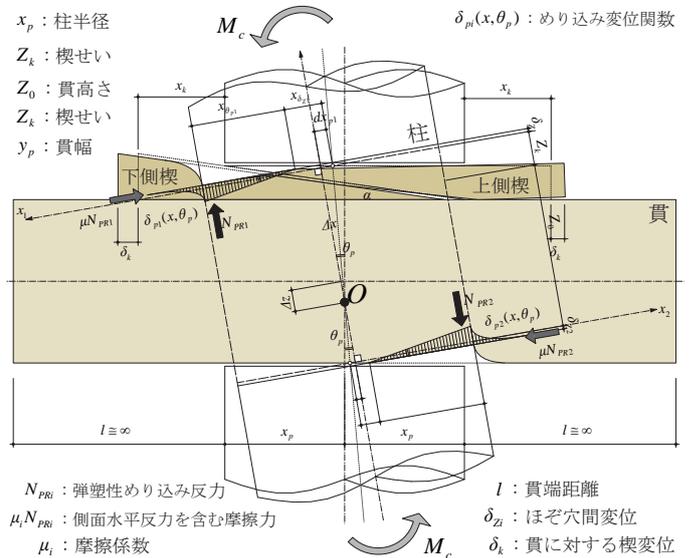


図1 重ね楔のめり込み抵抗モーメント算定モデル

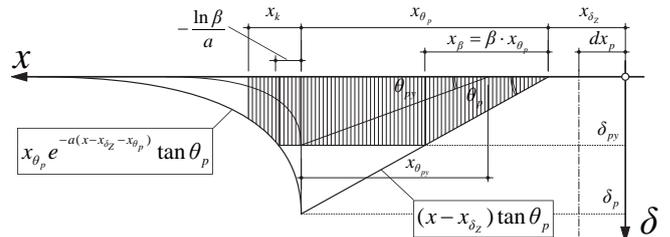


図2 回転めり込み降伏モデル

$$\delta_{pi}(x) = \begin{cases} (x - x_{\delta_z}) \tan \theta_p & : x_{\delta_z} \leq x \leq x_{\delta_z} + x_{\theta_{pi}} \\ x_{\theta_{pi}} e^{-a(x - x_{\delta_z} - x_{\theta_{pi}})} \tan \theta_p & : x \geq x_{\delta_z} + x_{\theta_{pi}} \end{cases} \quad (i=1,2) \quad (1)$$

$$a_1 = \frac{5.5}{Z_0 + Z_k} \quad (2) \quad a_2 = \frac{5.5}{Z_0} \quad (3)$$

$$\theta_{py1} = \frac{(Z_0 + Z_k) {}_{PL}\sigma_{cp}}{x_{\theta_{pi}} E_{\perp} \sqrt{C_{x1} C_{y1} C_{xm1} C_{ym1}}} \quad (4) \quad \theta_{py2} = \frac{Z_0 {}_{PL}\sigma_{cp}}{x_{\theta_{pi2}} E_{\perp} \sqrt{C_{x2} C_{y2} C_{xm2} C_{ym2}}} \quad (5)$$

$$\beta_i = \begin{cases} 1 & : \theta_{pyi} \geq \theta_p \\ \frac{\tan \theta_{pyi}}{\tan \theta_p} & : \theta_{pyi} \leq \theta_p \end{cases} \quad (i=1,2) \quad (6) \quad dx_{p2} = \left(\frac{Z_0}{2} + \Delta Z \right) \tan \left(\frac{\theta_p}{2} \right) \quad (8)$$

$$dx_{p1} = \left(\frac{Z_0}{2} + Z_k - \Delta Z \right) \tan \left(\frac{\theta_p}{2} \right) \quad (7) \quad x_{\delta_z} = \frac{\delta_z}{\tan \theta_p} \quad (i=1,2) \quad (9)$$

- dx_{pi} : 回転に伴うめり込み増減長
- x_{δ_z} : ほぞ穴間変位に伴うめり込み増減長
- $x_{\theta_{pi}}$: めり込み長さ
- $x_{\theta_{pi2}}$: めり込み降伏長さ
- $x_{\theta_{pi}}$: めり込み降伏開始長さ
- Δx : 材軸からの回転中心移動距離
- a : 余長部表面変位形状係数
- β_i : 回転降伏比
- θ_p : めり込み回転角
- θ_{py} : めり込み降伏回転角
- α : 楔角度
- x_k : 楔余長部長さ

次に、めり込み抵抗モーメント算定の手順について示す。算定の仕方は、回転中心を柱および貫の材軸の交点と仮定し、幾何学的にめり込み位置に生じるめり込み長さ $x_{\theta p}$ を算出する。次に、めり込み反力 N_{PR} を求め、反力の鉛直方向および水平方向の力のつり合いより回転中心 O を決定する。その後、決定した回転中心により弾塑性めり込み抵抗モーメント M_{PR} およびめり込みに伴う摩擦係数 N_{PF} による抵抗モーメント M_{PF} を求める。摩擦係数はクーロン摩擦とし、摩擦係数 μ には側面水平反力含み $\mu=0.5$ とした。なお、回転中心は、それぞれのめり込み位置が徐々に降伏していくため、各めり込み回転角 θ_p ごとに異なる。また、回転中心位置は、閉じた関数表現が困難であるため本研究では近似して概ね力の釣り合うように回転中心位置を移動させている。また、渡りあご試験体を除いて、鉛直方向のみに移動するとしている。したがって、実験による回転中心位置と、モデルによる回転中心位置は異なる。算定式は式 (10)~(16) である。係数は式 (17)~(20) である。

本研究では、重ね楔 (J2) 以外に、通し貫 (J1)、普通楔 (J4)、斜め楔 (J5)、重ね楔渡りあご付きの仕口形状についても同様の手順でめり込み抵抗モーメントを算定した。算定上の違いについて簡単に示す。通し貫においては、初期寸法の誤差による影響が大きく初期滑りを生じるモデルとなる。ここでは、貫と柱の隙間 δ_z を 0.5(mm) とした。普通楔 (J4) については、初期のめり込み長さがゼロとなることを考慮するため、楔の傾斜により減少するめり込み長さを x_a として、本稿で示した重ね楔 (J2) のモデルからめり込み長さを短くしている。斜め楔 (J5) では、めり込む楔の高さが変化することを考慮して算定した。渡りあごについては、回転中心位置の z 方向をあごせいの半分の位置に固定し、 x 方向に移動するモデルとした。

3. 実験値と計算値の対応

本研究で対象とした通し貫 (J1)、重ね楔 (J2)、普通楔 (J4)、斜め楔 (J5)、重ね楔あご付き (J2) の実験値と計算値の対応を図 3 に示す。いずれの仕口形状においても良い対応を示している。普通楔 (J4) で低く、斜め楔 (J5) で高いという初期剛性の特徴も概ね対応している。また、渡りあごの有無についても概ね実験値と対応している。

4. 結

本稿では、渡りあご、楔形状 (3 種類) および楔の抜け出しを考慮した柱 - 貫接合部のモデル化をめり込み理論を用いて行い、実験値との対応からその妥当性を示した。

【参考文献】

- 1) 稲山正弘：木材のめり込みに関する実験的研究 (その 4：等変位めり込みの弾性剛性の計算式の提案)，日本建築学会大会学術講演梗概集，C-1，pp. 907-908，1993. 9
- 2) 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
- 3) 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
- 4) 棚橋秀光，鈴木祥之：伝統木造仕口の回転めり込み弾塑性特性と十字型通し貫仕口の定式化，日本建築学会構造系論文集，Vol. 76，No. 667，pp. 1675-1684，2011. 9

*1 愛知県庁

*2 亀山建設株式会社 常務取締役

*3 名古屋工業大学大学院 教授・工博

*4 椋山女学園大学 教授・工博

(a) $\left(x_k \geq -\frac{\ln \beta_1}{a_1}\right)$ のとき

$$N_{PR1} = \frac{E_{\perp} y_p x_{\theta p 1}^2}{2(Z_0 + Z_k)} \left\{ \beta_1(2 - \beta_1) + \frac{2}{a_1 x_{\theta p 1}} (1 - \lambda_{\beta 1}) \right\} \tan \theta_p \quad (10)$$

$$M_{PR1} = \frac{E_{\perp} y_p x_{\theta p 1}^3}{3(Z_0 + Z_k)} \left[1 + \frac{3}{2} \rho_1 - \frac{1}{2} (\beta_1 - 1)^2 (3\rho_1 + \beta_1 + 2) + \frac{3}{a_1 x_{\theta p 1}} \left\{ (1 + \rho_1)(1 - \lambda_{\beta 1}) - \left(1 + \rho_1 + \frac{1}{a_1 x_{\theta p 1}} - \frac{x_k}{x_{\theta p 1}}\right) e^{-a_1 x_k} + \frac{1}{a_1 x_{\theta p 1}} \left(1 - \lambda_1 + \frac{1}{2} v_1 \beta_1 (\ln \beta_1)^2\right) \right\} \right] \tan \theta_p \quad (11)$$

(b) $\left(x_k \leq -\frac{\ln \beta_1}{a_1}\right)$ のとき

$$N_{PR1} = \frac{E_{\perp} y_p x_{\theta p 1}^2}{2(Z_0 + Z_k)} \left\{ \beta_1(2 - \beta_1) + \frac{2}{a_1 x_{\theta p 1}} (a_1 \beta_1 v_1 x_k + e^{-a_1 x_k}) \right\} \tan \theta_p \quad (12)$$

$$M_{PR1} = \frac{E_{\perp} y_p x_{\theta p 1}^3}{3(Z_0 + Z_k)} \left[1 + \frac{3}{2} \rho_1 - \frac{1}{2} (\beta_1 - 1)^2 (3\rho_1 + \beta_1 + 2) + \frac{3}{a_1 x_{\theta p 1}} \left\{ a_1 \beta_1 v_1 x_k \left(1 + \rho_1 + \frac{x_k}{2x_{\theta p 1}}\right) + \frac{2x_k}{x_{\theta p 1}} e^{-a_1 x_k} \right\} \right] \tan \theta_p \quad (13)$$

$$N_{PR2} = \frac{E_{\perp} y_p x_{\theta p 2}^2}{2Z_0} \left\{ \beta_2(2 - \beta_2) + \frac{2}{a_2 x_{\theta p 2}} (1 - \lambda_{\beta 2}) \right\} \tan \theta_p \quad (14)$$

$$M_{PR2} = \frac{E_{\perp} y_p x_{\theta p 2}^3}{3Z_0} \left[1 + \frac{3}{2} \rho_2 - \frac{1}{2} (\beta_2 - 1)^2 (3\rho_2 + \beta_2 + 2) + \frac{3}{a_2 x_{\theta p 2}} \left\{ (1 + \rho_2)(1 - \lambda_{\beta 2}) + \frac{1}{a_2 x_{\theta p 2}} \left(1 - \lambda_2 + \frac{1}{2} v_2 \beta_2 (\ln \beta_2)^2\right) \right\} \right] \tan \theta_p \quad (15)$$

$$M_{PF} = \mu_1 N_{PR1} \left(\frac{Z_0}{2} + Z_k - \Delta Z \right) + \mu_2 N_{PR2} \left(\frac{Z_0}{2} + \Delta Z \right) \quad (16)$$

$$\rho_i = \frac{x_{\theta z} - dx_{\theta i}}{x_{\theta i}} \quad (i=1,2) \quad (17) \quad v_i = \begin{cases} 1 & : \theta_{pvi} \geq \theta_p \\ \frac{x_{\theta pvi}}{x_{\theta p}} & : \theta_{pvi} \leq \theta_p \end{cases} \quad (i=1,2) \quad (18)$$

$$\lambda_i = 1 - \beta_i + \beta_i \ln \beta_i \quad (i=1,2) \quad (19) \quad \lambda_{\beta i} = 1 - \beta_i + v_i \beta_i \ln \beta_i \quad (i=1,2) \quad (20)$$

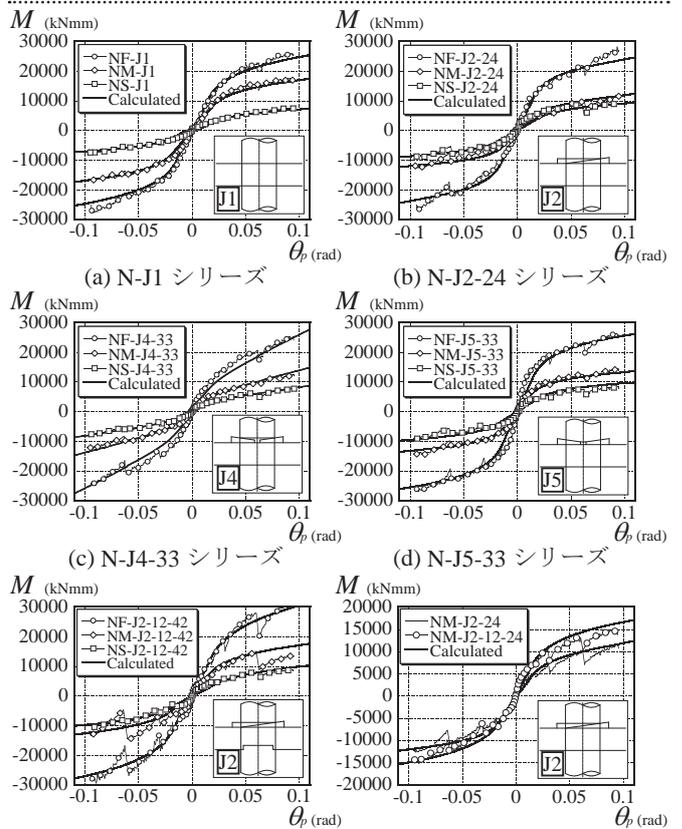


図 3 実験値と計算値の対応

*1 Aichi Prefectural Office.

*2 Kameyama Construction.

*3 Prof., Nagoya Inst. of Tech., Dr. Eng.

*4 Prof., Sugiyama Jogakuen Univ., Dr. Eng.