MDF の構造利用に向けた釘一面せん断性能の把握 (第 2 報)[†] 降伏耐力と最大耐力の推定^{*1}

須藤竜大朗^{*2}, 河原 大^{*2}, 落合 陽^{*2}, 青木謙治^{*2}, 稲山正弘^{*2}

Study of Single Shear Performance of Nailed Joints for Structural Utilization of MDF II.[†] Estimation for yield load and maximum loads^{*1}

Ryutaro SUDO^{*2}, Hiro KAWAHARA^{*2}, Yo OCHIAI^{*2},
Kenji AOKI^{*2} and Masahiro INAYAMA^{*2}

There are two formulas for the allowable resistance of nailed joints. One is based on the European Yield Theory (EYT) and the other contains the head diameter of the nail as a parameter. In addition, there are a few cases where the behavior of the load rising after yield is considered theoretically. In this paper, we estimated yield and maximum load of nailed joints with MDF. The yield load was estimated by the EYT formula considering the moment generated by nail head rotation. The maximum load was estimated by the existing formula of screw joints considering a "rope effect".

As a result, the estimation accuracy was increased by the improved EYT formula, taking into consideration the moment generated by nail head rotation. It was also shown that the rope effect of nailed joints can be estimated by the formula for screw joints. On the other hand, it was suggested that the bearing strength of the range between the plastic hinge and the tip of the nail might affect the gap of yield strength between the calculated and the experimental values. It was also suggested that, at the maximum load, nail withdrawal strength might be underestimated and nail-head pull-through strength be overestimated compared to actual values.

Keywords : MDF, nailed joint, single shear test, European Yield Theory, rope effect.

釘接合部の耐力の推定式にはヨーロッパ型降伏理論 (EYT) によるものと、釘の頭部径をパラメータにしたものがある。また降伏後の荷重の上昇について理論的に考察した例は少ない。本報では MDF の釘接合部を対象に、降伏耐力と最大耐力の推定を試みた。釘頭が MDF に回転しながらめり込むことで発生するモーメントを考慮した EYT 式を降伏耐力の推定に用いた。またロープ効果を考慮したビス接合部の最大耐力の推定式を本研究に適用した。その結果釘頭の回転めり込みモーメントを考慮し EYT 式を改良することで推定精度の向上がみられた。またビス接合部の設計式でも釘接合部のロープ効果を推定できる可能性が示された。一方釘の塑性ヒンジより先の支圧耐力が降伏耐力の推定値と実験値の誤差へ影響している可能性が示唆された。また最大耐力時の釘引抜耐力を実際より低く、釘頭貫通力を実際より高く推定している可能性も見受けられた。

[†] Report I: This journal 65, 201-211 (2019).

^{*1} Received June 19, 2019; accepted September 18, 2019. 本研究の一部は、木質構造研究会技術発表会 (2018年12月, 東京) において発表した。

^{*2} 東京大学大学院農学生命科学研究科 Graduate School of Agricultural and Life Sciences, The University of Tokyo, Tokyo 113-8657

Corresponding author: R. Sudo (sudo-ryutaro282@g.ecc.u-tokyo.ac.jp)

1. 緒 言

MDF はこれまで使用されてきた木質系面材と比較した時、弾性定数に比して高強度であること、均質性・加工性に富むこと、木質繊維を用いるため再利用性が高いことで優れている^{1,2)}。このような視点から MDF の構造利用を目指しており、前報³⁾では構造性能として特に重要な釘接合部の基礎データを実験的に収集し、破壊性状や耐力・靱性に関する定性的な考察を行った。釘一面せん断性能の把握は更なる構造利用の拡大にも重要であり、特に理論的な裏付けを基にした設計手法の確立は不可欠である。

釘接合部の許容耐力の推定式はいくつか提案されており、日本建築学会による設計規準（以下木規準）⁴⁾では側材が木質系面材である場合では二つの推定式の最小値を許容耐力としている。

一つ目の推定式は釘頭部径、側材の密度や厚さをパラメータとした実験式である。二つ目はヨーロッパ型降伏理論式⁵⁾（以後 EYT 式）を基にしており、この式は理論上、側材の種類に依らず成立すると考えられる。木質系面材を側材とした釘接合部のせん断耐力について EYT 式との適用可能性を検証した例はいくつか存在する^{6,7)}。

しかし、これらの推定式には釘頭部の影響は考慮されていないという課題がある。関野ら⁸⁾の研究より、釘頭部を意図的に増加させることで、パーティクルボードを側材とした釘接合部のせん断耐力が上昇することが確認されており、特に内層と比較して表層が硬い MDF では釘一面せん断耐力における釘頭の影響は大きく、無視できないと考えられる。

このように頭部径が釘接合部のせん断耐力に大きく影響するという考え方と EYT 式的な考え方が分離しているというのが現状である。実際には降伏点に至るまで、それらの要素が複合的に耐力に作用していると考えられ、前述した二つの要素を同時に考慮した推定式の提案が必要と考えた。本報では EYT 式に、釘接合部がせん断力を負担する時の釘頭の回転めり込みによるモーメントの影響を追加することで、釘頭の影響を考慮した降伏耐力の推定式を導出する。

また前述したような推定式が実験値をどのように評価した値と近しくなるのかという検証は十分になされていない。現在多く用いられている Fig. 1(a)のような完全弾塑性モデルへの置換を前提とした降伏耐力の評価（以後、弾塑性評価）⁹⁾は降伏後の荷重の上昇によって降伏耐力が過大評価されやすく、前報³⁾や小川ら¹⁰⁾も指摘している。一方で Fig. 1(b)

に示すような、得られた荷重変位曲線より最大荷重の10%と40%を結んだ直線に対して釘径の5%だけ offset した直線と曲線の交点を降伏耐力とする 5%offset 法による評価は、降伏後の荷重上昇の影響を受けにくい。前報³⁾では弾塑性評価で降伏耐力を評価したが、本報では 5%offset 法でも降伏耐力を評価した。その上で既存の EYT 式による推定値と本報で導出する釘頭の影響を考慮した推定値を、二つの評価方法で得られたそれぞれの実験値と比較検証した。

また釘接合部において、降伏した後の挙動について理論的に考慮した例は少ない。木規準⁴⁾では降伏モードから決定される終局強度比を用いた終局耐力の推定式が採用されているが、理論的な根拠が乏し

Fig. 1. Two ways of evaluating the yield point of single shear tests.

Note: (a) shows complete-elasto-plasto-replacement evaluation.

(b) shows 5%-offset evaluation.

I: A line passing through $0.1P_{\max}$ and $0.4P_{\max}$.

II: A line passing through $0.4P_{\max}$ and $0.9P_{\max}$.

III: A line parallel to line II and tangent to load-slip displacement curve.

IV: A horizontal line passing through a point of intersection between line I and III.

V: A line which is on the 5% of diameter of nail right of I.

●: Yieldpoint.

い。一方でビス接合部については, 小林ら¹¹⁾が大変位時に発生する接合具の軸力による降伏以後の耐力上昇効果(以後ロープ効果)を考慮した最大耐力の推定式を提案している。前報³⁾における樹種による引抜強度の差と降伏以後の荷重の上昇の影響からも, 釘接合部についてもロープ効果を考慮することで正確に最大耐力を推定し, 釘接合部の終局状態を推定できると考えられる。

Fig. 2 に MDF を側材とした釘接合部の一面せん断試験による荷重変位曲線と降伏点・最大荷重点を明示し, 本報で考慮した耐力要素をまとめた。このように降伏耐力までは MDF・製材の支圧と釘の曲げ, さらに本論文で提案する釘頭回転によるモーメントが影響するとする。降伏以後は釘頭貫通と釘引抜耐力が及ぼすロープ効果によって耐力が上昇し最大耐力に至るとする。

Fig. 2. Resistance mechanism which affects the cycle of the load-deformation curve.

2. 理 論

2.1 降伏耐力

MDF を側材とした釘の一面せん断接合部を対象に, 釘頭の回転めりこみを考慮した降伏耐力を算出した。変数の置き方などは木質構造基礎理論¹²⁾に準じ, 以下のように導出する。なお前報³⁾にて生じた降伏モードはⅢb, Ⅳ¹³⁾が主であり, 当該モードのみを対象とする。

釘接合部において降伏モードⅢbである時の支圧応力分布と曲げモーメントは Fig. 3 のようになる。

この時, EYT の基本式に釘頭の MDF への回転めり込みモーメント M_h を付加した以下の式が成り立つ。

Fig. 3. Stress distribution on the single nailed joint at yield load.

$$P_{yⅢb} = y_s \times d \times Fe' \quad \dots\dots (1)$$

$$P_{yⅢb} = y_m \times d \times Fe \quad \dots\dots (2)$$

$$M_s = \frac{1}{2} \times d \times y_s^2 \times Fe' - x_s^2 \times d \times Fe' - M_h \quad \dots\dots (3)$$

$$M_m = \frac{1}{2} \times y_m^2 \times d \times Fe - M_y \quad \dots\dots (4)$$

$$l' = 2x_s + y_s \quad \dots\dots (5)$$

$$M_s + M_m = 0 \quad \dots\dots (6)$$

ここで $P_{yⅢb}$: モードⅢb時の降伏耐力 (N), Fe : 主材の支圧強度 (N/mm²), Fe' : MDFの支圧強度 (N/mm²), l' : MDF厚さ (mm), d : 釘径 (mm), M_y : 釘の全塑性モーメント (N・mm), M_h : 釘頭の MDF への回転めり込みによるモーメント (N・mm), x_s , y_s , y_m : Fig. 3 に示す部分の長さ (mm), M_s , M_m : Fig. 3 に示す部分のモーメント (N・mm)。

(1) ~ (6) の連立方程式を解くと (7) 式が得られる。

$$P_{y_{IIIb}} = Fe \times d \times l \times \left(\sqrt{\frac{2\alpha^2\beta^2(1+\beta)}{(2\beta+1)^2} + \frac{2\beta\gamma\left(\frac{d}{l}\right)^2}{3(2\beta+1)} + \frac{4\beta M_h}{l^2 Fe(2\beta+1)} - \frac{\alpha\beta}{2\beta+1}} \right) \quad \dots\dots(7a)$$

$$\alpha = \frac{l'}{l}, \quad \beta = \frac{Fe'}{Fe}, \quad \gamma = \frac{F}{Fe} \quad \dots\dots(7b)$$

ここで l : 釘の主材への打込み深さ (mm), F : 釘の降伏応力度 (N/mm²)

(7a) 式の平方根号中の第三項が釘頭の回転めり込みを加算した項となる。

釘頭の回転めりこみモーメント M_h は回転めり込み時の支圧応力が Fig. 4 のように釘頭面積の半分に均等に加わると仮定して釘の中心軸回りのモーメントを以下のように求めた。

Fig. 4. Diagram of rotation resistance of nail-head when $P_{head} / 2 < P_{pull}$.

$$M_h = \left(\frac{r^3 - d^3}{12} \right) \times F_h \quad \dots\dots(8)$$

ここで r : 頭部径 (mm), F_h : MDF 表面の支圧強度 (釘頭貫通試験より得られた耐力 (以後釘頭貫通力) を支圧面積 $(r^2 - d^2) \pi / 4$ で除した値) (N/mm²)。

実際には MDF の釘頭貫通力には釘胴部と MDF の内部での摩擦も加味されているため、MDF 表面の支圧強度を (8) 式のように求めるのは厳密性に欠ける。しかし MDF は表層が硬く内層部分は密度が若干低いため、釘胴部の摩擦力に比して釘頭部の MDF のめり込み応力が非常に高いと考えられること、モードⅢbを生じる釘接合部の仕様は薄い MDF を用いた場合に限られることから摩擦による影響は少なくモデル化の方法として適切であると判断した。

また Fig. 4 のモデルは釘頭貫通力の半分の値が製材の引抜耐力より大きい場合には成立しない。その場合は Fig. 5 のように、釘頭表面の MDF に対する支圧面積を引抜耐力と釣り合うように低減する。この時、軸力の釣り合いから (9) 式が成立する。

Fig. 5. Diagram of rotation resistance of nail-head when $P_{head} / 2 > P_{pull}$.

$$P_{pull} = \int F_h \times dA \quad \dots\dots(9)$$

上式によって導かれる有効支圧面積より釘頭回転めり込みモーメントの低減係数 v を算出することが出来る。低減後の釘頭回転めり込みモーメントは厳密な数値計算から求めることは可能だが、非常に煩雑な手順が必要になるため式 (10) のような近似式を導出した。

$$M'_h = v \times M_h \quad \dots\dots(10a)$$

$$v = \sin\left(w \times \frac{\pi}{2}\right) + u \times (w^3 - 2w^3 + w) \quad \dots\dots(10b)$$

$$w = \frac{2P_{pull}}{P_{head}} \quad \dots\dots(10c)$$

$$u = -0.635 \times \frac{d}{r} + 0.513 \quad \dots\dots(10d)$$

ここで M'_h : 低減後の釘頭の MDF への回転めり込みによるモーメント (N・mm), P_{pull} : 釘の引抜耐力 (N), P_{head} : 釘頭貫通力 (N)。

また引抜耐力は釘の切っ先を除いた打ち込み深さに単純比例するものとした。

近似式の導出過程について以下に述べる。まず Fig. 6 のように座標を設定する。横方向に x , 縦方向に y 軸, またそれとは別に半径方向の軸として ξ , y 軸から時計回りへの角度を表す座標 ϕ を設定した。また y 軸と支圧を受ける面積の端点のなす角を θ とおく。

釘頭回転めり込みモーメントの低減率 v や釘頭貫

Fig. 6. Configuration of axes in the nail-head.

通力の半分の値と製材の引抜耐力の比 w は以下の値と等しい。

$$w = \frac{\int dA}{(r^2 - d^2) \pi / 8} \quad \dots\dots (11)$$

$$v = \frac{\int y \times dA}{(r^3 - d^3) / 12} \quad \dots\dots (12)$$

w はそもそも釘頭貫通力と製材の引抜耐力から定義される値であるため既知である。 v を求めるには関数 $v=f(w)$ を求めれば v について閉じた式が得られる。

まず頭部径 r に対して胴部径 d が十分に大きい場合, MDF から応力を受ける部分を Fig. 7 のように変化させても値は等価であると仮定する。その場合 v , w は以下のように求められる。

Fig. 7. Approximation of the range of nail-head under pressure by MDF when d is nearly equal to r .

$$\begin{aligned} w &= \frac{\int dA}{(r^2 - d^2) \pi / 8} = \frac{\int_{-\theta}^{\theta} \int_{d/2}^{r/2} \xi \times d\xi d\phi}{(r^2 - d^2) \pi / 8} \\ &= \frac{(r^2 - d^2) \theta / 4}{(r^2 - d^2) \pi / 8} = \frac{\theta}{\pi / 2} \quad \dots\dots (13) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} v &= \frac{\int y \times dA}{(r^3 - d^3) / 12} = \frac{\int_{-\theta}^{\theta} \int_{d/2}^{r/2} \xi \cos \phi \times \xi \times d\xi d\phi}{(r^3 - d^3) / 12} \\ &= \frac{(r^3 - d^3) \sin \theta / 12}{(r^3 - d^3) / 12} = \sin \theta \quad \dots\dots (14) \end{aligned}$$

この時 v は w を用いて以下のように表せる。

$$v = \sin \left(w \times \frac{\pi}{2} \right) \quad \dots\dots (15)$$

次に胴部径 d が頭部径 r に対して十分に小さく無視できる場合 ($d=0$) について w , v を求める。

$$\begin{aligned} w &= \frac{\int dA}{r^2 \pi / 8} = \frac{r^2 \theta / 4 - r^2 \sin \theta \cos \theta / 4}{(r^2 - d^2) \pi / 8} \\ &= \frac{\theta - \sin \theta \cos \theta}{\pi / 2} \quad \dots\dots (16) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} v &= \frac{\int y \times dA}{r^3 / 12} = \frac{\int_{r \cos \theta / 2}^{r/2} y \times 2 \sqrt{(r/2)^2 - y^2} dy}{r^3 / 12} \\ &= \frac{r^3 \int_{\theta}^0 (-\sin^2 \phi \cos \phi / 4) d\phi}{r^3 / 12} \left(\because y = \frac{r \cos \phi}{2}, \frac{dy}{d\phi} = \right. \\ &\quad \left. \frac{-r \sin \phi}{2}, y : \frac{r \cos \theta}{2} \rightarrow \frac{r}{2} \phi : \theta \rightarrow 0 \right) \\ &= \frac{r^3 \cdot \sin 3\theta / 12}{r^3 / 12} = \sin^3 \theta \quad \dots\dots (17) \end{aligned}$$

この場合 w を用いて v を閉じた式で表すことは出来ない。しかしこの場合でも $\sin(w \times \pi / 2)$ は以下のように変形可能である。

$$\begin{aligned} \sin \left(w \times \frac{\pi}{2} \right) &= \sin (\theta - \sin \theta \cos \theta) \\ &= \sin \theta \cos (\sin \theta \cos \theta) - \cos \theta \sin (\sin \theta \cos \theta) \\ &= \sin \theta - \sin \theta \cos^2 \theta + \dots \left(\because \sin x = x - \frac{x^3}{6} \dots, \cos x = \right. \\ &\quad \left. 1 - \frac{x^2}{2} \dots \right) = \sin^3 \theta + \dots = v + \dots \quad \dots\dots (18) \end{aligned}$$

このように $\sin(w \times \pi / 2)$ は胴部径が小さい場合でも v の近似としてある程度成り立つ。

以上の議論から v の近似式は以下のように定めるのが適切だと考えられる。

$$v = \sin \left(w \times \frac{\pi}{2} \right) + g(w) \quad \dots\dots (19)$$

$g(w)$ は $\sin(w \times \pi / 2)$ と v の間を補完する関数である。 $g(w)$ は以下のような性質を持つと考えられる。

まず $w=0$ の時 $\sin(w \times \pi / 2)=0$ であり, また定義を考えると $v=0$ である。同様に $w=1$ の時 $\sin(w$

$\times \pi/2) = 1$ であり, $v=1$ である。このことから $g(w)$ は $w=0.1$ の時 $g(w)=0$ である。

また $w=1$ の近傍では MDF から応力を受ける部分は中心の x 軸付近で増減し, そのためモーメントの変化は微小である。式 (13) (14), (16) (17) を用いて $dv/dw = (dv/d\theta)/(dw/d\theta)$ を $w=1$ の時について計算するとたしかに $dv/dw=0$ である。また $\sin(w \times \pi/2)$ も $w=1$ の時, 微分係数は 0 である。よって $g(w)$ も $w=1$ の時, 微分係数は 0 であると考えられる。境界条件をまとめると以下のとおりである。

$$g(0) = 0 \quad \dots\dots (20a)$$

$$g(1) = 0 \quad \dots\dots (20b)$$

$$g'(1) = 0 \quad \dots\dots (20c)$$

以上の 3 つの境界条件を満たす $g(w)$ を簡便のため三次式で近似すると, 以下の式が得られる。

$$v = \sin\left(w \times \frac{\pi}{2}\right) + u \times (w^3 - 2w^2 + w) \quad \dots\dots (21)$$

これはまさしく推定式 (10b) と同じである。 u は $\sin(w \times \pi/2)$ と v がどの程度離れているかで変化する。式 (15) や式 (18) より頭部径と胴部径が同程度であれば u は低い値に, 差が大きければ u は高い値を示すと考えられる。

具体的な u の式は以下のように求めた。まず頭部径と胴部径の比を固定し, w を 0.00~0.99 まで 0.01 刻みに変化させ v を数値的に求めた。その値と近似式 (10) から求められる値の誤差の最小二乗和が極小となるように収束計算によって u を求めた。この操作を頭部径と胴部径の比が 0.0~0.9 まで 0.1 刻みに行き u を計算した。計算結果を Fig. 8 に示す。 u を線形近似すると式 (10d) になる。最終的な近似解と厳密な数値解の比較を $d/r=0.5$ のときについて Fig. 9 に示す。このように近似式としては十分な精度持つことが分かる。なおモード IV における降伏耐力は釘頭の回転めり込みが生じないため, 通常の EYT 式と同様に以下のようにした。

$$P_{yIV} = Fe \times d \times l \times \frac{d}{l} \times \sqrt{\frac{2\beta\gamma}{3(1+\beta)}} \quad \dots\dots (22)$$

ここで P_{yIV} : モード IV 時の降伏耐力 (N)

降伏耐力の推定値はモード IIIb とモード IV の式 (7) 式, (22) 式で与えられる値の最小値となる。

$$P_y = \min(P_{yIIIb}, P_{yIV}) \quad \dots\dots (23)$$

ここで P_y : 釘一面せん断接合部の降伏耐力 (N)

Fig. 8. Relationship between u and d/r .

Note: ●: optimized values of u corresponding to several values of d/r (0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.5, 0.6, 0.7, 0.8, 0.9). Dotted line; approximate line.

Fig. 9. Moment reduction by nail-head rotation.

* w : $2 \times$ Nail withdrawal strength / (nail-head pull-through strength)

** v : Reduction rate of M_h

2.2 最大耐力

最大耐力を正確に評価するにはローブ効果を考慮し, 接合具の軸力の増加による荷重上昇を評価する必要がある。小林ら¹¹⁾ は, 接合部が大きく変形した時の釣り合い状態が Fig. 10 のようになると仮定し, 側材と主材を押し付ける力 $N(\theta)$ が 0 になり側材と主材が離れ始める時を最大耐力とし, 以下のよう求めている。

$$P_{ax} = \min\{P_{head}, P_{pull}\} \quad \dots\dots (24a)$$

$$P_{max} = \sqrt{P_y^2 + P_{ax}^2} \quad \dots\dots (24b)$$

ここで P_{max} : 釘一面せん断接合部の最大耐力 (N), P_y : 降伏耐力 (N), P_{ax} : ビス (釘) に発生する最大軸力 (N), P_{head} : ビス (釘) 頭貫通力 (N), P_{pull} : ビス (釘) の引抜耐力 (N)。

Fig. 10. Balance of forces at large nail deformation.

本報では小林らの提案式を釘接合部の最大耐力推定にそのまま用いた。また破壊性状についても P_{ax} が P_{pull} で決定すれば、主材からの釘の引き抜け（以下モード H）、 P_{head} で決定すれば MDF から釘頭貫通（以下モード P）と推定できるものとした。

なお本報での推定に用いた試験体の物性値には、前報³⁾の要素試験の結果に加え、MDF と釘について行った要素試験の結果を用いた。追加して行った要素試験の詳細は次節に示す。

3. 実 験

3.1 釘一面せん断試験

MDF-製材間の釘一面せん断性能を把握することを目的として実験を行った。パラメータは MDF の厚さ (9, 12, 15, 18, 21, 24 mm)、製材の樹種 (スギ (*Cryptomeria japonica*), ヒノキ (*Chamaecyparis obtuse*), ベイマツ (*Pseudotsuga menziesii*)), 釘種類 (N50, CN50, CN65, CN75) とした。詳細な試験体の情報や試験結果などは前報³⁾を参照していただきたい。要素試験として製材の支圧試験や釘引抜試験, MDF の釘頭貫通試験も行ったが、これらについても結果は前報³⁾にて報告済みである。

3.2 MDF の支圧試験

支圧強度試験は Fig. 11 のように MDF の上部平滑面に釘を乗せ、上部より鋼製ブロックで加力するものとした。加力スピードは 0.2~0.5 mm/min とし荷重とクロスヘッドの変位を計測した。得られた荷重変位曲線より最大荷重の 10% と 40% を結んだ直線に対して、釘径の 5% だけオフセットした直線と曲線の交点を降伏荷重とし、それを釘径×試験体の

Fig. 11. Schematic diagram of bearing test.

Table 1. Results of bearing tests.

MDF thickness (mm)	Nail	Bearing strength (N/mm ²)	
		Ave.	SD.
9	N50	45.5	9.0
	CN50	42.8	8.0
	CN65	38.7	7.0
12	N50	38.5	3.3
	CN50	38.4	2.1
	CN65	38.7	2.6
15	CN65	32.5	2.1
18	CN65	34.8	5.6
21	CN65	42.6	2.6
	CN75	36.8	1.8
24	CN65	35.1	3.5
	CN75	33.0	5.2

Note : Ave.: average, SD.: standard deviation.

奥行き方向の長さで除して支圧強度を求めた。前報³⁾の釘一面せん断試験で用いた釘-MDF の組み合わせについて各 6 体試験を行った。結果を Table 1 に示す。

3.3 釘の曲げ試験

Fig. 12 のように釘をセットし上部より釘径 d /min のスピードで加力し、変位が $2d$ に達するまで試験を行った。試験の評価方法は既往の研究¹⁴⁾に基づき、最大荷重の 20% と 50% の回帰直線とその勾配の 1/6 を持ち、荷重変位曲線と接する直線の交点の荷重を降伏荷重とした。その降伏荷重から求められるモーメントを釘の塑性断面係数で除すことで釘の降伏強度を求めた。それぞれの釘種類に対して各 6 本試験を行った。結果を Table 2 に示す。

4. 考 察

4.1 降伏耐力と実験値の比較

EYT 式で求められる降伏耐力の計算値 $P_{cal1}(N)$ 、本論文の提案式で求められる計算値 $P_{cal2}(N)$ 及び前

Fig. 12. Schematic diagram of nail bending test.

Note: unit: mm

Length: N50, CN50; 40 mm

CN65; 50 mm

CN75; 60 mm

Table 2. Results of nail bending tests.

Nail	Yield stress (N/mm ²)	
	Ave.	SD.
N50	834	30
CN50	696	35
CN65	646	23
CN75	619	15

Note: Ave.: average, SD.: standard deviation.

報³⁾の試験で得られた実験値の比較を行う。実験値は弾塑性評価による降伏耐力 P_{exp1} と 5%offset 法による降伏耐力 P_{exp2} の双方について検討した。それぞれ4つの組み合わせについて実験値と計算値との比較を Fig. 13に示す。これらの比較に用いた値は実験値, 推定値共に仕様ごとの平均値を用いている。また本論文の提案式による推定降伏モードと実験による降伏モードを比較し, Table 3に示す。

実験値の評価方法による比較を行うと, P_{cal1} , P_{cal2} 問わず P_{exp2} の方が P_{exp1} より計算値に近く, 決定係数も高い。緒言でも述べたが弾塑性評価による降伏耐力は降伏後の荷重の上昇による影響を受けやすい。設計体系上どちらの評価法が優れているかは述べられないが, 少なくとも EYT 式のような推定式との適合性が良いのは降伏後の荷重の上昇による影響を受けづらい 5%offset 法による降伏耐力の方であることが述べられる。

推定式の違いによる比較を行うと P_{exp1} , P_{exp2} 問わず P_{cal2} は P_{cal1} に比べ, 実験値に近く, 決定係数も高い。また P_{cal2} は P_{cal1} と比較して降伏モードの一致率も上昇し, これらは釘頭の回転めり込みを考慮することでモードⅢbの時の推定値が上昇し, 実験値に近づくことや, 推定される降伏モードがモードⅢbか

Fig. 13. Comparison between experimental and calculated values.

Note: P_{cal1} ; Yield load calculated by EYT formula. P_{cal2} ; Yield load calculated by proposed formula. P_{exp1} ; Experimental yield load evaluated by complete-elasto-plasto-replacement evaluation. P_{exp2} ; Experimental yield load evaluated by 5%-offset evaluation.

Table 3. Comparing yield and failure modes between the experimental and the calculated methods.

Series	Experimental yield mode	P_{cal1}	P_{cal2}	Experimental failure mode	P_{cal3}
9N5S	Ⅲb	Ⅲb	Ⅲb	H	H
9N5H	Ⅲb	Ⅲb	Ⅲb	P/H	H
9N5B	Ⅲb	Ⅲb	Ⅲb	P/H	H
9C5S	Ⅲb	Ⅲb	Ⅲb	H	H
9C5H	Ⅲb	Ⅲb	Ⅲb	P/H	H
9C5B	Ⅲb	Ⅲb	Ⅲb	P	H
9C6S	Ⅲb	Ⅲb	Ⅲb	P	H
9C6H	Ⅲb	Ⅲb	Ⅲb	P	P
9C6B	Ⅲb	Ⅲb	Ⅲb	P	P
12N5S	Ⅳ	Ⅲb	Ⅲb	H	H
12N5H	Ⅲb/Ⅳ	Ⅲb	Ⅲb	P/H	H
12N5B	Ⅲb/Ⅳ	Ⅲb	Ⅲb	H	H
12C5S	Ⅲb/Ⅳ	Ⅲb	Ⅲb	P/H	H
12C5H	Ⅲb/Ⅳ	Ⅲb	Ⅲb	P/H	H
12C5B	Ⅲb/Ⅳ	Ⅲb	Ⅲb	P/H	H
12C6S	Ⅲb	Ⅲb	Ⅲb	P/H	H
12C6H	Ⅲb	Ⅲb	Ⅲb	P	H
12C6B	Ⅲb	Ⅲb	Ⅲb	P	H
15C6S	Ⅳ	Ⅲb	Ⅲb	H	H
15C6H	Ⅲb	Ⅲb	Ⅲb	P/H	H
15C6B	Ⅲb	Ⅲb	Ⅲb	P/H	H
18C6S	Ⅳ	Ⅲb	Ⅲb	H	H
18C6H	Ⅳ	Ⅲb	Ⅲb	H	H
18C6B	Ⅳ	Ⅲb	Ⅲb	H	H
21C6S	Ⅳ	Ⅳ	Ⅳ	H	H
21C6H	Ⅳ	Ⅳ	Ⅳ	H	H
21C6B	Ⅳ	Ⅳ	Ⅳ	H	H
21C7S	Ⅳ	Ⅲb	Ⅳ	H	H
21C7H	Ⅳ	Ⅲb	Ⅳ	H	H
21C7B	Ⅳ	Ⅲb	Ⅳ	H	H
24C6S	Ⅳ	Ⅳ	Ⅳ	H	H
24C6H	Ⅳ	Ⅳ	Ⅳ	H	H
24C6B	Ⅳ	Ⅳ	Ⅳ	H	H
24C7S	Ⅳ	Ⅲb	Ⅳ	H	H
24C7H	Ⅳ	Ⅲb	Ⅳ	H	H
24C7B	Ⅳ	Ⅲb	Ⅳ	H	H

Note: P; Nail-head pull-through.
H; Nail withdrawal.

らモードⅣに変化し実際の降伏モードの推定精度が向上したからだと考えられる。決定係数も僅かながら上昇していることから釘頭の回転めり込みを考慮したモデルが妥当であることを確認した。

しかし釘頭の回転めり込みを考えても一部の仕様では実験でモードⅣだった仕様をモードⅢbと推定している仕様が存在する。これはモードⅢbの耐力を実験よりも低く計算していることを示している。

また推定値÷実験値の値（以後比較値）を試験体の仕様ごとに比較を行った。最も推定値と実験値が一致していた P_{cal2} と P_{exp2} の比較値をFig. 14に示す。

降伏耐力の比較値は全体を通してヒノキを用いた仕様や、パンチングアウトをするような厚さ9, 12 mm のMDF に長いCN65釘を用いた仕様で低い値がでている。一方で全体的にベイマツを用いた仕様では比較値が高い。MDF 厚さを12~21 mm に増やしていくと比較値が上昇することが読み取れる。またN50釘とスギ、ベイマツを用いた仕様では特に高い値が出ている。またMDF 厚さと主材の樹種が同じ条件ならCN75釘を用いた仕様の方がCN65釘を用いたものより比較値が低い。

まとめると釘が主材に十分に貫入され、主材が釘を保持する力が強い仕様では推定値が低めの評価に、保持する力が低い仕様では高めの評価になっている。これは前述したモードⅢbの耐力を低めに評価したという傾向とも一致する。

本論文で提案した理論ではモードⅢbやⅣであれば主材への釘の打込深さを増やしても耐力に影響はしないが、実際には主材への打ち込み深さからFig. 3の y_m を除いた部分にあたる、主材内部での塑性ヒンジより先の埋め込み部分が影響してくるのだと考えられる。これは先述したモードⅢbの降伏耐力の推定値の過小評価とも関連する。塑性ヒンジから先の埋め込み部分の長さを(1)~(6)式の結果を用いて求め、その長さに樹種ごとの支圧強度をかけて求めた耐力と比較値の関係をFig. 15に示す。このように中程度の相関であり、その部分が推定式で評価できていなかったが実際には耐力に関与している可能性が高い。

4.2 最大耐力と実験値との比較

(13)式による最大耐力の推定値 P_{cal3} と実験値との比較を行った結果をFig. 16に示す。こちらも実験値・計算値ともに仕様ごとの平均値で比較を行った。降伏耐力の推定値には P_{cal2} を用いた。また P_{ax} が釘の引抜・釘頭貫通のどちらで決まるかで破壊性状の推定を行い、実際の破壊性状と比較したものをTable 3に示す。実験値と推定値の相関係数・決定係数は共に1に近い値を示しており、ビス接合部の設計式でも釘接合部のローブ効果を推定できる可能性が示された。

推定される破壊性状は概ね実験結果の傾向と一致しているが、実験においてモードPであったものをモードHと推定している仕様が存在している。これは釘一面せん断試験時に生じる主材からの引抜耐力が要素試験から推定した引抜耐力に比べて大きいためと考えられる。

また、 P_{max} についても同様に、各仕様の実験値と計算値の比較値をFig. 17に示す。 P_{max} の比較値

Fig. 14. Ratio of calculated to experimental yield load.
Note: * t : MDF thickness. Error bar: standard deviation.

Fig. 15. Comparison between the ratio value and bearing strength of part of nail deeper than the plastic hinge.

*Ratio value : Calculated values / experimental values
at yield load

Fig. 16. Comparison between experimental values and P_{cal3} .

Note: P_{cal3} ; Maximum load by proposed formula.

はN50釘を用いた仕様での値が著しく低い。同じMDFの厚さにおいては、厚さ21 mmのMDFの場合を除いて釘長・釘径の小さい方が低い比較値を示す傾向にある。また樹種ごとの比較値の違いについて述べると、概ねヒノキ>ベイマツ $\geq$ スギとなっている。またMDF厚さを12~21 mmに増やしていくと比較値が僅かに減少することが読み取れる。全体を通してMDFが釘に対して相対的に薄く、製材に釘が十分に貫入される仕様ほど比較値が高くなり、そうでない仕様は比較値が低めに評価される傾向にある。考えられる原因の可能性として以下の二つを想定している。

一つは釘の引抜耐力を過小評価していることである。要素試験の引抜試験では釘を打ち込んだ時に発

生する応力に対しての釘と主材の摩擦力を測定している。一方、釘一面せん断試験では釘が主材にめり込んでいくことで支圧応力が上昇し、単純な引抜要素試験時よりも釘と主材の摩擦力が上昇している(以後の効果を摩擦力増大効果とする)と考えられ、要素試験より高い引抜力を示すと考えられる。摩擦力増大効果は支圧を受ける部分、 y_m が特に影響を受けやすく、打ち込み深さに対して y_m の割合が大きいほど摩擦力増大効果の影響を受けやすいと考えられる。こうした理由から釘長が短かったり厚い MDF を用いたりした仕様では推定値に対して実験値が高くなり、比較値の低下に至った。

また N50釘の比較値が著しく低い原因について述べる。前報³⁾の要素試験から N50釘・製材の支圧強

Fig. 17. Ratio of calculated to experimental maximum load.

Note: *t; MDF thickness. Error bar; standard deviation.

度は、釘長・胴部径に近いCN50釘の結果に近い。一方単位長さ当たりの引抜強度はCN50釘の方がN50釘と比較して2倍程度の値を示していた。要素試験の結果がこのようになった原因は不明であるが、この結果を用いて最大耐力を計算した場合N50釘を用いた仕様の推定値は著しく低くなる。しかし支圧を受けながら引き抜ける場合、CN50釘とN50釘の支圧強度が同程度であると考え、釘一面せん断試験時の釘引抜耐力は摩擦力増大効果により両者とも同程度だったと考えられる。そのため実験値に対して推定値が低く、比較値の低下に至ったのではないかと考えられる。

二つ目はMDFの釘頭貫通力を過大評価していることである。前述したようにMDFが釘に対して相対的に薄く、製材に釘が十分に貫入される仕様ほど比較値が高くなるが、特にCN65釘を用いた場合に限ればMDFの厚みが9mmや12mmと薄い場合には比較値は1より大きく、厚みを増すにつれ比較値は小さくなる。実験結果からMDFが薄い場合には降伏モードがⅢbとなり、釘頭がMDFを斜めに貫通する。この耐力が、MDFに対して垂直に釘を打ち込んで行われる釘頭貫通試験で得られる耐力より低いため、このような結果になったのだと考えられる。小林ら¹¹⁾は木材に対してビスが斜めに引き抜けるモードⅡやⅢaについて木材の引抜強度に低減を設けているが、面材の釘頭貫通力についての低減は特に設けていない。しかしながら今回の結果を鑑みるに面材に対してビスや釘が斜めに抜けるモードに対しても同様の低減が必要になるのではないかと

と考えられる。面材に対して斜めに釘頭が抜ける時の耐力について定まった知見は存在しない。しかし斜めに釘頭が抜ける場合は、釘頭に均等に力が加わらず釘頭の端に応力が集中し得る。また垂直に釘頭が抜ける場合は面外へのせん断応力が生じるが、斜めに釘頭が抜ける場合はさらに層内のせん断も加わり、木質系面材に対して弱点となる応力が発生しうる。これらの理由から通常の釘頭貫通試験の結果を斜めの釘頭貫通力の推定にそのまま用いた場合、耐力を過大評価している可能性は十分に考えられる。

釘引抜耐力の過小評価と釘頭貫通力の過大評価をしていたという考察は、実験でモードPだった仕様をモードHと推定したという結果とも確かに一致している。

5. ま と め

MDFを側材とした釘一面せん断接合部においてEYTの考え方に則り釘頭の回転めり込みの影響を考慮した降伏耐力・降伏モード推定法を提案した。また、小林ら¹¹⁾が提案したローブ効果を考慮した最大耐力推定式が釘一面せん断接合部においても適用可能であるか検証を行った。知見をまとめると以下の通りである。

1. EYT式のような推定式との適合性は、弾塑性評価よりも5%offset法で評価した方が高かった。
2. 釘頭の回転めり込みを考慮した提案式はEYT式の推定式より精度良く降伏耐力や降伏モードを推定することが可能であった。
3. 本報の理論モデルでは降伏耐力に影響しない部

分の長さが、推定値と実験値の比率に影響していることから、理論モデルに改善の余地が見られた。

4. ロープ効果を考慮した最大耐力の推定値と試験結果との比較を行った結果、良好な一致が見られた。
5. 一方で接合具の引抜試験から求めた主材の引拔力が接合具の一面せん断試験時に生じる引拔力に対して過小である可能性が考えられた。
6. 面材を釘が斜めに抜ける時を考慮し、釘頭貫通力に低減をかける必要性が示唆された。

謝 辞

本研究で用いた試験体は（株）ノダより提供いただいた。関係各位に多大なる感謝を申し上げる。

文 献

- 1) 森林総合研究所：改訂4版木材工業ハンドブック，丸善，東京，2004，pp. 548-553.
- 2) 森林総合研究所：改訂4版木材工業ハンドブック，丸善，東京，2004，pp. 618-622.
- 3) 須藤竜大朗，河原 大，落合 陽，青木謙治，稲山正弘：MDFの構造利用に向けた釘一面せん断性能の把握（第一報）基礎データの収集と定性的な傾向について，木材学会誌 65(4)，201-211（2019）.
- 4) 日本建築学会：木質構造設計規準・同解説—許容応力度・許容耐力設計法—第4版，丸善，東京，2006，pp. 266-271.
- 5) Johansen, K.W.: Theory of timber connections. Int. Assoc. Bridge and Str. Eng. 9, 249-262 (1949).
- 6) 戸田順二，渋谷龍也，長尾博文，青木謙治，小野

泰，中島史郎：スギ，ヒノキ，カラマツ枠組壁工法構造用製材の一面せん断性能，木材工業 71(3)，95-100（2016）.

- 7) 岡部 実，安村 基：各種面材を用いた釘接合部の一面せん断試験と降伏理論の適応，日本建築学会大会学術講演梗概集，構造Ⅲ，1993，pp.947-948.
- 8) 関野 登，森崎 信：低比重パーティクルボードの釘接合せん断耐力に及ぼすボード比重と釘打ち端距離の影響，木材学会誌 33(9)，694-701（1987）.
- 9) 枠組壁工法建築物設計の手引・構造計算指針編集委員会：2007年枠組壁工法建築物構造計算指針，社団法人 日本ツーバイフォー建築協会，2007，pp.250-251.
- 10) 小川敬多，原田真樹，渋谷龍也，宮本康太：各種構造用面材を用いた釘接合部の一面せん断特性と変形性状の把握，木材学会誌 64(4)，139-148（2018）.
- 11) 小林研治，稲山正弘，安藤直人：構造用面材を側材に用いたビス接合部における一面せん断剛性・耐力推定式の提案，日本建築学会構造系論文集 622，121-128（2007）.
- 12) 日本建築学会：木質構造基礎理論，丸善，東京，2010，pp. 92-95.
- 13) 日本建築学会：木質構造設計規準・同解説—許容応力度・許容耐力設計法—第4版，丸善，東京，2006，pp. 222-228.
- 14) 河崎みき，名波直道，安村 基：木ねじ接合部における一面せん断耐力の降伏理論による推定，日本建築学会構造系論文集 73(4)，1797-1804（2008）.