

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

ESTIMATING SINGLE SHEAR CAPACITY OF SCREWED TIMBER JOINTS BY YIELD THEORY

河 寄 み き*, 名波直道**, 安村 基***
Miki KAWASAKI, Naomichi NANAMI and Motoi YASUMURA

Ten types of single shear screwed joints and nailed joints with different diameters, lengths, and side members were subjected to the monotonic and reversed cyclic loading. Test results were compared with the yield capacity and load-carrying capacity calculated by Yield Theory using the embedding test results of main and side members and the bending tests results of nails and screws. The calculated yield capacity and load-carrying capacity by Yield Theory showed good agreement with the experimental results. It was proved that Yield Theory is applicable to determining the allowable strength of screwed joints.

Keywords: Woodscrew, European Yield Theory, Yield Capacity, Load-Carrying Capacity, Reversed Cyclic Loading

木ねじ, 降伏理論, 降伏耐力, 終局耐力, 正負繰り返し加力

1. 緒言

木造建築物において各部材の分別解体が可能となれば、資源の再利用・再使用が推進される。木質構造接合部において多く使用される釘の代替として木ねじを用いれば、建物の解体が容易となり、部材再利用の可能性が広がるであろう。現在せつこうボードの接合に広く用いられている木ねじを、他材料の接合にも適用することは、持続可能な循環型社会を構築する上で大きな意義を持つ。

木ねじは、引抜き抵抗の高さに期待した使用方法を採るもので、せん断力を負担する用途にはあまり用いられてこなかった。日本工業規格では、JIS B 1112¹⁾および 1135²⁾に木ねじが規定されているが、実際に使用されている木ねじの寸法・形状および材質は多種多様である。このことも一因となり、木ねじ接合部におけるせん断耐力・変形性能については不明な点が多い。

従来、木質構造設計規準³⁾における木ねじ接合部の許容耐力は金谷の行った実験結果をもとに誘導が行われてきた。しかし、近年、多種多様な接合に用いられる場合が多くなってきたことを受けて、降伏理論(EYT)を適用し他の曲げ降伏型接合部と同様に木ねじ接合部の降伏耐力を算定する改訂が行われた⁴⁾。降伏理論は欧州規格 Eurocode 5⁵⁾における木ねじ接合部の降伏耐力算定でも用いられており、木材同士の接合のみではなく、木質系面材料や鋼板を含む様々な部材の接合について耐力算定が可能となるため、より合理的な設計が期待できる。

こうした背景から、近年、木ねじを用いた引抜き抵抗やせん断耐力等に関する研究⁶⁾⁷⁾が多く見られるようになってきている。しかし、木ねじと同様に降伏理論適用の改訂がなされた釘接合部については、これまで多くのせん断耐力に関する研究が行われているのに対し、木ねじ接合部については一部⁸⁾⁹⁾を除き、その多くが一方向加力によ

るもので、正負繰り返し加力での検討はまだ十分でない。

そこで本研究では、JIS に準拠した木ねじを用いた接合部の一面せん断試験を一方向および正負繰り返し加力により行い、その耐力・変形性能を把握することとした。また、降伏理論により木ねじ接合部の降伏・終局耐力および降伏モードの推定を試みることにした。なお、Eurocode 5 では、接合部のせん断耐力算定に接合具の引抜き耐力も考慮しているが、本研究では終局時における引抜き耐力の影響は考慮していない。

2. 接合部一面せん断試験

2.1 供試材料

1) 木ねじ JIS B 1112 十字穴付き木ねじに準拠した呼び径 3.8 および 4.5mm の鋼製の木ねじを使用した。頭部の形状は、合板および製材側材には皿木ねじを、鋼板側材には丸木ねじを用いた。長さは 25、32、38 および 50mm とした。使用した木ねじは、写真 1 に示すような頭部付近に長さの約 1/3 程度の胴部を持つ 2 条ねじであった。ねじの山径は呼び径とほぼ同程度であり、ねじの谷径は山径の 0.7 倍前後であった。仕様を表 1 に示す。なお、表中の有効径はねじ部の投影面積をもとに算出した値であり、呼び径の 0.78~0.80 倍程度であった。

2) 釘 木ねじとの比較用として JIS A 5508 によるため鉄丸釘 CN50 および 65 を使用した。CN65 は、その胴部径が 4.5mm 径の木ねじの有効径と同程度であるため用いた。CN50 の胴部径は 3.5mm 径の木ねじの有効径と同程度であった。釘の仕様を表 1 に併せて示す。

3) 製材 主材および側材用として S-P-F204 材を使用した。気乾密度は主材用が 459~489kg/m³、側材用が 471~498kg/m³ の範囲のものを使用した。平均密度は主材用で 475 kg/m³ 程度、側材用で 484 kg/m³

* 静岡大学大学院農学研究科 大学院生

** 静岡大学農学部環境森林科学科 准教授・博士(農学)

*** 静岡大学農学部環境森林科学科 教授・農博

Graduate Student, Graduate School of Agriculture, Shizuoka Univ.
Assoc. Prof., Dept. of Environment and Forest Resources Science, Faculty of Agriculture, Shizuoka Univ., Dr. Agr.
Prof., Dept. of Environment and Forest Resources Science, Faculty of Agriculture, Shizuoka Univ., Dr. Agr.

程度となるようにした。

4) 合板 側材用合板には、構造用合板 JAS 特類 2 級ラーチ 9mm 厚 3ply および 15mm 厚 5ply の 2 種類を使用した。9mm 厚合板は気乾密度が 604~679 kg/m³ の範囲で、平均密度が 637 kg/m³ 程度となるようにした。15mm 厚合板では、気乾密度が 604~663 kg/m³ の範囲で、平均密度が 636 kg/m³ 程度となるようにした。

5) 鋼板 側材用鋼板には、JIS G 3101 による SS400 一般構造用圧延鋼板 4.2mm 厚を使用した。

2.2 試験体

図 1 に示すような、S-P-F204 主材の両面に側材を接合具 4 本で緊結した一面せん断試験体を用意した。側材には、ラーチ合板 9 および 15mm 厚、S-P-F 製材 20mm 厚、および SS400 鋼板 4.2mm 厚を使用した。試験体の形状は 2 種類であり、製材・合板側材と鋼板側材で異なる。側材の幅は、製材のみ 89mm とし、その他はすべて 100mm とした。試験体の組合せを表 2 に示す。側材用製材および合板表面単板の繊維方向は主材の繊維方向と平行とした。なお、せん断試験時における主材と側材間の摩擦による影響をできるだけ排除するため、主材と側材間には 0.6mm 程度の隙間を持たせた。接合具の先行穴径は主材・側材とも 1.5mm とし、鋼板の木ねじ穴は 4.0mm 径とした。

2.3 試験方法

試験体の上下をボルトにて治具に取付けた。強度万能試験機(島津製作所製オートグラフ AG-I)を用いて、平均変形速度 4mm/min にて引張方式による一方向加力せん断試験を各 3 体ずつ行った。荷重はクロスヘッドと治具の間に設置したロードセル(容量 50kN)で、主材と側材の相対変位は変位計にて測定した。一方向試験において、最大荷重を示した後、荷重が最大荷重の 80%まで低下した時点の変位を終局変位 Du とした。その Du をもとに、ISO 16670¹⁰⁾に準拠した変位履歴を作成し、正負繰り返し加力にてせん断試験を各 6 体ずつ行った。木ねじ接合部については全て最大荷重の 80%時の変位としたが、釘接合部試験体では一方向の Du が 25mm を超えたものが見られたため、その場合の正負繰り返しの設定終局変位は 25mm とした。正負繰り返しの変位履歴における各繰り

返しのピークが Du の 1.25~10%までは各 1 回の繰り返しとし、その後 20%、40%と 20%ずつ増加させ各 3 サイクルの繰り返し加力を行った。なお、加力方向は主材および合板・製材側材の繊維方向と平行とし、鋼板側材以外のすべての試験体において、側材の開きを防止するため側材上端部付近に開き止めを設置した。

2.4 耐力・変形性能の評価方法

一方向試験では荷重-変位曲線を、正負繰り返し試験では荷重-変位曲線における各繰り返しの第 1 サイクルの頂点を結んだ第 1 包絡線をもとに、各試験体の各耐力・変位を以下の方法で評価した。図 2 に示すように、最大耐力 Pmax の 10 および 40%の荷重を示す点を結ぶ直線を第一直線とし、その傾きを初期剛性 K とした。この第一直線をもとに 5% off-set 法¹¹⁾を用いて降伏耐力 Py および降伏変位 Dy を求めた。off-set 量は、釘は胴部径を、木ねじは呼び径から決定した有効径をもとにした。評価等で用いた木ねじの有効径は、表 1 の有効径および欧州規格 Eurocode 5(有効径はねじ谷径の 1.1 倍)を参考に、実用性を考慮して呼び径の 0.75 倍とした。なお、改訂された木質構造設計規準でも、本研究と同様に、有効径は呼び径の 0.75 倍としている。終局耐力 Pu は、降伏点を通る完全弾塑性バイリニア型直線の Du までのエネルギー吸収(図中の面積 S)が、一方向の荷重-変位曲線あるいは正負繰り返しの包絡線のそれと等しくなるよう決

表 1 接合具の仕様

接合具(mm)	頭部形状	公称寸法(mm)		実測寸法(mm)					有効径(mm)	
		呼び径	長さ	胴部径	山径	谷径	長さ	細り部長さ		
木ねじ	皿	3.8	32	3.7	3.8	2.6	31.3	4.2	2.92	
		4.5		4.5	3.2	31.6	3.9	3.47		
		3.8	38	3.7	3.8	2.6	37.6	3.6	2.92	
		4.5		4.5	3.1	37.4	4.6	3.56		
		4.5	50	4.4	4.4	3.2	49.2	3.9	3.48	
		3.8		25	3.7	3.8	2.6	27.0	3.0	2.92
釘	平	CN50	2.87	52.1	2.9	-	-	51.3	4.5	-
		CN65	3.33	65.0	3.4	-	-	65.4	5.2	-

表 2 接合部試験体仕様

試験体名	側材	側材厚(mm)	接合具(mm)	
			種	呼び径 公称長さ
09P3832	構造用合板 特類2級 (ラーチ)	9	木ねじ	3.8 32
09P4532				4.5 38
09P4538				4.5 50
09P4550			釘	2.87 52.1
09PCN50				3.33 65.0
09PCN65				
15P3838	15	木ねじ	3.8 38	
15P4538			4.5 38	
20L4550	S-P-F製材	20	木ねじ	4.5 50
04S3825	SS400鋼板	4.2		3.8 25

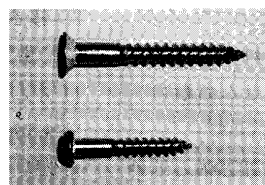


写真 1 木ねじ外観の一例
上: 4.5×38mm 皿木ねじ
下: 3.8×25mm 丸木ねじ

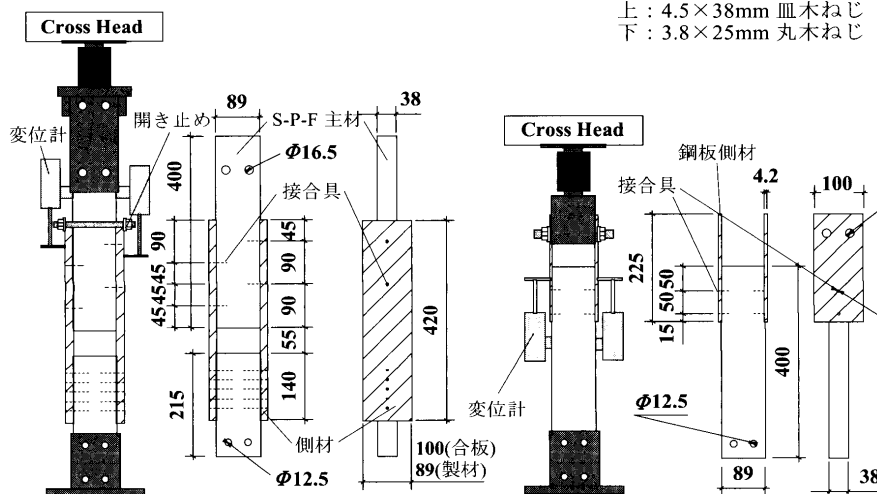


図 1 接合部一面せん断試験体と試験概要(左:合板・製材側材用、右:鋼板側材用) 単位:mm

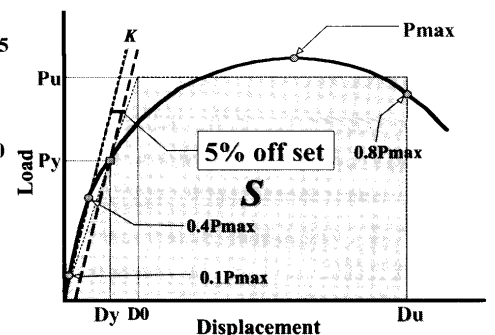


図 2 接合部の耐力・変形性能評価方法

定した。また、 D_u を完全弾塑性における降伏点変位 D_0 で除することにより塑性率 μ を求めた。

3. 主材・側材のめり込み試験

3.1 試験方法

主材・側材の支圧強度を求めるためにめり込み試験を行った。接合部試験に用いた主材・側材と同様の合板・製材を用いて寸法 $50 \times 260\text{mm}$ の試験体を用意し、図3のように試験体の長手方向端部中央から 50mm の位置に接合具の長さ方向中央部が接するように設置した。木ねじを用いた接合部試験においては、主材は木ねじのねじ部と、側材は木ねじの胴部と接することとなる。そのため、木ねじ接合部に用いた主材・側材のめり込み試験には、主材に対して木ねじを、側材に対して 3.8 および 4.5mm 径の木ねじ胴部に対応させてそれぞれ CN75(公称胴部径 3.76mm) および胴部径 4.6mm の鉄釘を使用した。なお、図3は接合具が釘の場合の例である。試験体の組合せを表3に示す。試験体の先行穴径は 1.5mm とし、各6体ずつ行った。めり込み試験は欧州規格 EN 383¹²⁾ に準拠して強度万能試験機により引張方式で行った。予備試験の最大荷重を推定最大荷重 $P_{\text{max,est}}$ とし、その 40% の値まで予備加力を行った後、 $1\text{mm}/\text{min}$ で終局に達するまで加力した。

3.2 主材・側材の支圧強度算定方法

図4に示すようにめり込み試験の予備加力後における推定最大荷重 $P_{\text{max,est}}$ の 10 から 40% までの点を回帰した直線をもとに、木ねじ有効径および釘胴部径の 5% を off-set させて求めた荷重 $P_{5\%}$ から降伏支圧強度 $F_{e5\%}$ を求めた。また、変位 5mm までの最大荷重 $P_{5\text{mm}}$ から終局支圧強度 $F_{e5\text{mm}}$ を求めた。強度は荷重を試験体厚さと有効径または胴部径の積で除して求めた。

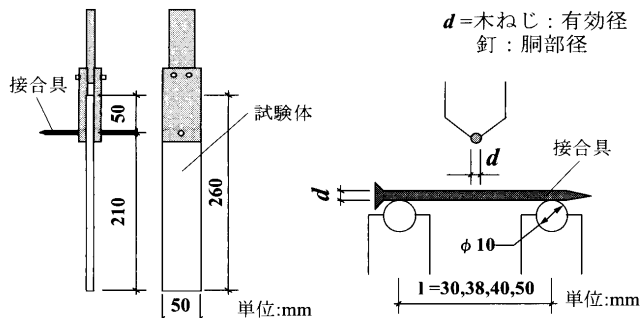


図3 主材・側材のめり込み試験概要 (図は接合具が釘の場合)

図5 接合具の曲げ試験概要 (図は接合具が釘の場合)

4. 接合具の曲げ試験

4.1 試験方法

接合具の曲げ強度を求めるために曲げ試験を行った。試験には 3.8×38 および $4.5 \times 50\text{mm}$ の皿木ねじ、CN50 および 65 釘を使用し、各6体ずつ強度万能試験機を用いて図5のように3点曲げ試験を行った。スパンは 3.8 および 4.5mm 径木ねじに対してそれぞれ 30 (有効径の 10.5 倍) および 38mm (同 11.3 倍)、CN50 および 65 釘に対してそれぞれ 40 (胴部径の 13.9 倍) および 50mm (同 15.0 倍) とした。加力点の径は接合具の d (木ねじの有効径および CN 釘の胴部径) と同様とし、加力速度 $d\text{mm}/\text{min}$ で試験を行った。なお、図5は釘の場合の例であり、木ねじの場合は加力点がねじ山に当たるように設置した。

4.2 接合具の曲げ強度算定方法

図6に示すように、曲げ試験のモーメント-変形角曲線における最大モーメント M_{max} の 20 から 50% までの点を回帰した直線と、その $1/6$ の傾きを持ちモーメント-変形角曲線と接する直線との交点のモーメントを降伏曲げモーメント $M_{1/6}$ とし、 $M_{1/6}$ から降伏強度 $F_{1/6}$ を求めた¹³⁾。また、 M_{max} から終局強度 F_{max} を求めた。なお、クロスヘッドの変位を中央のたわみとし、これとスパン長より変形角を算出した。強度 $F(\text{N}/\text{mm}^2)$ は以下の式(1)による。

$$F = M/Z_p \quad Z_p = d^3/6 \quad (1)$$

ここに、 M : 曲げモーメント($\text{N} \cdot \text{mm}$)、 Z_p : 塑性断面係数(mm^3)、 d : 木ねじの有効径(呼び径 $\times 0.75$) および釘胴部径(mm) である。

5. 降伏理論

木ねじおよび釘接合部の一面せん断におけるせん断耐力 $P(\text{N})$ は以下の式(2)による⁴⁾。

$$P = C \cdot F_e \cdot d \cdot l \quad (2)$$

ここに、 C : 接合形式と降伏モードによって決定する接合形式係数、 F_e : 主材の支圧強度(N/mm^2)、 d : 木ねじの有効径(呼び径 $\times 0.75$) および釘胴部径(mm)、 l : 主材厚(mm) である。

接合形式係数 C は、接合形式に応じた値を採る。すなわち、木材の主材に対して、(i) 製材および合板のような木材・木質材料が側材となる場合、および(ii) 鋼板側材の場合に応じて異なり、それぞれの場合で以下のうち最小の値を採る。

(i) 木材・木質材料(製材および合板)側材の場合

モード I (a) $\alpha\beta$

モード I (b) 1

モード II $\frac{\sqrt{\beta + 2\beta^2(1 + \alpha + \alpha^2)} + \alpha^2\beta^3 - \beta(1 + \alpha)}{1 + \beta}$

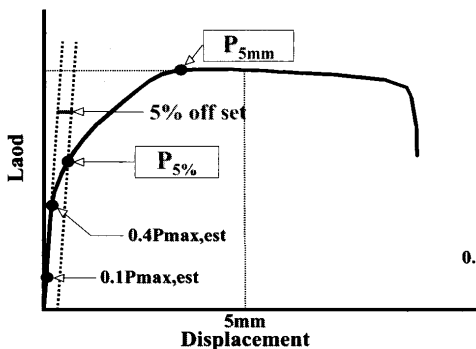


図4 主材・側材の支圧強度算定方法

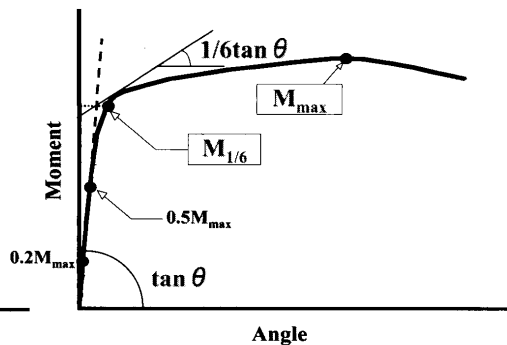


図6 接合具の曲げ強度算定方法

表3 めり込み試験体の仕様

試験体	厚さ	接合具
側材 構造用合板 特類2級 (ラーチ)	9mm	CN50釘(2.87φ)
		CN65釘(3.33φ)
		CN75釘(3.76φ)
	15mm	4.6φ釘
		CN75釘(3.76φ)
		4.6φ釘
主材 S-P-F製材	15mm	4.6φ釘
		CN50釘(2.87φ)
		CN65釘(3.33φ)
		4.5×50皿木ねじ 3.8×38丸木ねじ

$$\begin{aligned} \text{モードIII(a)} & \sqrt{\frac{2\beta(1+\beta)}{(2+\beta)^2} + \frac{2\beta\gamma(\frac{d}{l})^2}{3(2+\beta)} - \frac{\beta}{2+\beta}} \\ \text{モードIII(b)} & \sqrt{\frac{2\alpha^2\beta^2(1+\beta)}{(2\beta+1)^2} + \frac{2\beta\gamma(\frac{d}{l})^2}{3(2\beta+1)} - \frac{\alpha\beta}{2\beta+1}} \\ \text{モードIV} & \frac{d}{l} \sqrt{\frac{2\beta\gamma}{3(1+\beta)}} \end{aligned}$$

(ii) 鋼板側材の場合

モードI 1

モードII $\sqrt{2 + \frac{2}{3}\gamma(\frac{d}{l})^2} - 1$

モードIII $\frac{d}{l} \sqrt{\frac{2}{3}\gamma}$

各式中の記号は次による。α：主材厚に対する側材厚の比(l'/l)、β：主材の支圧強度に対する側材の支圧強度の比(Fe'/Fe)、γ：主材の支圧強度に対する接合具の曲げ強度の比(F/Fe)、F：接合具の曲げ強度(N/mm²)、Fe'：側材の支圧強度(N/mm²)、l'：側材厚(mm)。

ここで、各降伏モードは次の通り。なお鋼板側材では、接合具の鋼板へのめり込みはないものとする。I：接合具が降伏せず、主材あるいは側材にめり込む、

II：接合具が降伏せず、主材および側材にめり込む、

III：接合具が1箇所降伏、

IV：接合具が2箇所降伏。

また、(i)における(a)および(b)は以下を示す。(a)：モードIあるいはIIIが側材中で発生、(b)：モードIあるいはIIIが主材中で発生。

接合部の降伏耐力の算定には、めり込み試験から求めた主材・側材の降伏支圧

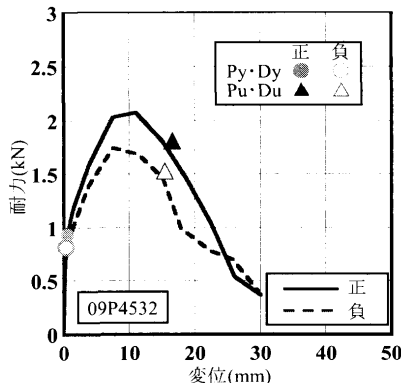


図8 正負包絡線(負は絶対値)とPy・DyおよびPu・Duの例

強度 $Fe_{s\%}$ および接合具の曲げ試験から求めた接合具の降伏強度 $F_{1/6}$ を用いた。同様に、終局耐力は、終局支圧強度 $Fe_{s\text{mm}}$ および終局曲げ強度 F_{max} を用いて算定した¹⁴⁾。

なお、計算に使用した接合具の径および長さは、設計時の利便性を考慮し、すべて公称値とした。木ねじの場合は、その先端の細り部はねじが有効でないと判断し、細り部の長さが呼び径に近いことから、公称長さから呼び径を差し引いた値を木ねじの有効長さとして算定に使用した。また、実測有効径はねじ部の投影面積をもとに算出すると、呼び径の0.78~0.80倍程度であったが、欧州規格Eurocode5 および木質構造設計規準を参考に、安全側である呼び径の0.75倍を算定に用いた。

6. 結果および考察

6.1 接合部一面せん断性能

各試験体について一方向試験における荷重-変位関係(3体)および

表4 接合部試験における降伏モードおよび破壊性状の割合(%)

試験体名	降伏モード			破壊性状			
	II	III	IV	めり込み	抜け	破断	パンチングアウト
09P3832	83.3	16.7		100			
09P4532	8.3	91.7		91.7			8.3
09P4538	8.3	91.7		83.3			16.7
09P4550		100				25.0	75.0
15P3838		100		41.7		58.3	
15P4538		100		25.0		75.0	
20L4550		91.7	8.3	100			
04S3825		100		41.7		58.3	
09PCN50		100		58.3			41.7
09PCN65		100					100
09P3832	20.8	79.2		8.3	70.8	12.5	8.3
09P4532	45.8	54.2		4.2	79.2	16.7	
09P4538	12.5	87.5			8.3	58.3	33.3
09P4550		100				100	
15P3838		91.7	8.3		4.2	95.8	
15P4538	16.7	83.3			45.8	54.2	
20L4550	8.3	75.0	16.7	12.5	20.8	66.7	
04S3825		100		8.3		91.7	
09PCN50		70.8	29.2		45.8	54.2	
09PCN65		100				100	

II:接合具が降伏せず、主材および側材にめり込む
III:接合具が1箇所降伏 IV:接合具が2箇所降伏

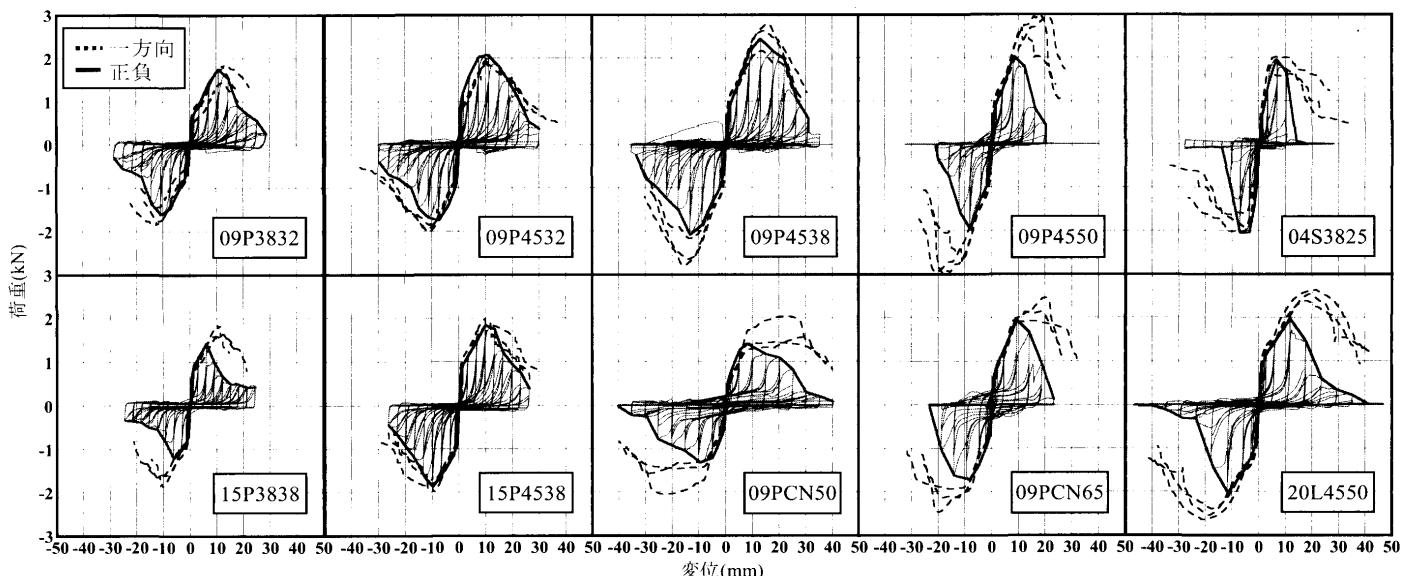


図7 一方向試験における荷重-変位関係および正負繰り返り試験における荷重-変位関係の例

び正負繰り返し試験における荷重-変位関係の例(1体)を図7に示す。図には正負繰り返し試験の第1包絡線も併せて示した。なお、比較のため一方の荷重-変位関係の符号を入れ替えて負側にも示した。一方および正負繰り返し試験における接合具本数に対する各降伏モードおよび各破壊性状を示した本数の割合を表4に示す。正負繰り返し試験における包絡線と2.4項によって求めた $P_y \cdot D_y$ および $P_u \cdot D_u$ の例を図8に示す。なお、負の包絡線は絶対値を採っている。この方法により求めた降伏耐力は接合部の包絡線上の弾性域から塑性域への変化点を示しており、5% off-set 法による評価は妥当であると思われる。この方法で算出した一方加力および正負繰り返し加力の一面せん断試験の各特性値を表5および6にそれぞれ示す。正負繰り返しでは P_{max} は正および負の絶対値が大きいものを採り、その他は正・負の平均とした。表中の耐力・初期剛性は接合具1本あたりのものであり、最大変位 D_{max} は最大耐力時の変位を示す。

1) 降伏モードおよび破壊性状

表4を見ると、一方試験における降伏モードについては、09P3832では接合具が降伏せず主材・側材にめり込むモードIIが80%程度を占めたが、その他の試験体では接合具が1箇所降伏するIIIが90~100%であった。正負繰り返し試験においては、09P4532でIIおよびIIIがほぼ同程度、09PCN50で接合具が2箇所降伏するIVが30%程度起こっていたが、その他の試験体ではIIIが75~100%であった。09P3832および09P4532では一方と正負繰り返しで差

表5 接合部一方せん断試験結果

試験体名	P_y (kN)	D_y (mm)	P_{max} (kN)	D_{max} (mm)	P_u (kN)	D_u (mm)	K (kN/mm)	μ
09P3832	0.703	1.665	1.69	12.4	1.38	17.7	0.43	6.23
09P4532	0.823	1.262	1.94	11.3	1.62	18.6	0.60	7.61
09P4538	1.069	1.639	2.53	14.5	2.12	21.9	0.59	6.74
09P4550	1.185	2.282	2.88	16.6	2.38	20.1	0.48	4.57
15P3838	0.731	0.891	1.66	10.4	1.35	14.8	0.85	8.98
15P4538	0.828	0.813	1.82	10.8	1.54	16.2	1.10	10.8
20L4550	1.080	1.395	2.52	18.8	2.11	29.2	0.73	10.9
04S3825	0.795	1.211	1.82	7.34	1.67	16.9	0.66	6.63
09PCN50	0.745	2.656	1.69	23.3	1.57	32.0	0.32	8.30
09PCN65	0.899	2.514	2.18	17.9	1.95	24.5	0.33	5.07

表6 接合部正負繰り返しせん断試験結果

試験体名	P_y (kN)	D_y (mm)	P_{max} (kN)	D_{max} (mm)	P_u (kN)	D_u (mm)	K (kN/mm)	μ
09P3832	0.716 (0.027)	1.166 (0.241)	1.74 (0.08)	10.2 (1.44)	1.37 (0.04)	14.1 (1.36)	0.66 (0.25)	6.58 (1.12)
09P4532	0.839 (0.065)	0.925 (0.321)	2.00 (0.18)	9.43 (1.28)	1.60 (0.11)	14.2 (2.25)	1.16 (0.52)	8.99 (3.50)
09P4538	1.024 (0.092)	1.586 (0.263)	2.49 (0.19)	10.3 (1.75)	1.96 (0.16)	16.0 (3.38)	0.64 (0.11)	5.33 (0.92)
09P4550	0.915 (0.069)	1.380 (0.112)	2.28 (0.30)	8.65 (0.90)	1.68 (0.12)	11.3 (1.40)	0.68 (0.10)	4.69 (0.22)
15P3838	0.630 (0.057)	0.576 (0.072)	1.33 (0.10)	6.41 (0.60)	1.10 (0.10)	9.50 (1.85)	1.42 (0.38)	9.73 (2.55)
15P4538	0.883 (0.071)	0.834 (0.094)	1.94 (0.24)	9.03 (1.35)	1.58 (0.13)	12.6 (1.35)	1.22 (0.17)	8.58 (1.11)
20L4550	0.876 (0.074)	0.937 (0.113)	2.10 (0.24)	11.1 (1.82)	1.63 (0.13)	16.7 (2.99)	1.09 (0.22)	9.80 (1.59)
04S3825	0.955 (0.112)	1.763 (0.212)	2.06 (0.14)	7.07 (0.84)	1.84 (0.12)	9.59 (0.70)	0.59 (0.16)	2.98 (0.44)
09PCN50	0.599 (0.033)	0.972 (0.166)	1.40 (0.08)	8.65 (1.42)	1.19 (0.08)	16.8 (2.42)	0.68 (0.12)	9.03 (2.19)
09PCN65	0.809 (0.037)	1.114 (0.152)	1.95 (0.12)	9.17 (0.25)	1.57 (0.07)	14.6 (0.68)	0.79 (0.16)	7.00 (0.93)

()内は標準偏差

異が見られたが、その他の試験体では両者の傾向は似ており、木材・木質材料側材の厚さ・接合具の長さが増加すると、モードIIIが多くを占めると考えられる。鋼板側材ではすべてモードIIIであった。破壊性状を見ると、一方試験では09P4550を除く9mm合板で木ねじの側材へのめり込みが多く、15mm合板および鋼板では木ねじの破断が60~75%程度であった。09P4550およびCN65ではパンチングアウトが多くを占めた。正負繰り返し試験では、09P4550、15P3838、09PCN65 および鋼板で接合具の破断が90%以上を占めたが、09P3832および09P4532では70~80%程度が木ねじの抜けであった。正負加力の繰り返しに伴って、ねじ部が主材とかみ合うことにより、木ねじが抜けていく現象が促進されたと考えられる。この現象は一方では見られなかった。その他の試験体では破断が多く、55%以上を占めた。

総じて、一方では接合具のめり込みが、正負繰り返しでは接合具が短い場合は木ねじの抜けが、長い接合具・厚い側材や鋼板では破断が多くなる傾向であった。降伏モードと最終的な破壊性状については、一方では09P3832および15P4538の試験体で関連性が見られた。正負繰り返しでは、接合具の抜けが多く見られた09P3832および09P4532以外の試験体において、降伏モードと最終的な破壊性状に関連性が見られた。

2) 試験体種類・加力方法による耐力・変形性能の比較

CN50 釘の胴部径は3.8mm径の木ねじの有効径と、CN65 釘の胴部径は4.5mm径の木ねじの有効径とほぼ等しい。これらについて表5および6を用いて比較すると、一方では32mm長さの木ねじの耐力は釘よりも低くなる傾向が見られたが、38および50mm長さでは木ねじの方が高い値を示した。Duはいずれも釘の方が大きくなった。正負繰り返しでは耐力は全て木ねじが大きく、Duは木ねじが釘の0.8~1.1倍であった。釘胴部径と木ねじ有効径が等しい場合、釘より長さの短い木ねじを用いても、釘と同等のせん断耐力が期待できると思われる。

同一側材・同一木ねじ長さの試験体で比較すると、3.8mm径よりも4.5mm径試験体の方が高い耐力を示した。15mm合板の正負繰り返しではその傾向はより顕著であり、4.5mm径が3.8mm径の約1.4倍程度であった。同一径・同一埋め込み長さである09P4532と15P4538の試験体では、側材による耐力の差はあまり見られなかったが、同じく09P3832と15P3838の試験体の正負繰り返しでは15mm合板に比べ9mm合板の方が14~31%高い耐力を示した。

図9および10に9mm合板・4.5mm径(同一側材・同一径)試験体における木ねじ長さによる耐力および変形性能の比較を示す。一方ではDuを除き、耐力・変位ともに木ねじ長さが長くなるにつれて値は増加した。一方、正負繰り返しでは32から38mm長さでやや増加し、50mm長さで減少するという傾向が見られたが、全体として同程度の値であった。

Duについては、各試験体とも正負繰り返しに対して一方が1.3~1.9倍の値を示した。特に、09P4550、製材・鋼板側材および釘試験体のDuではその傾向が

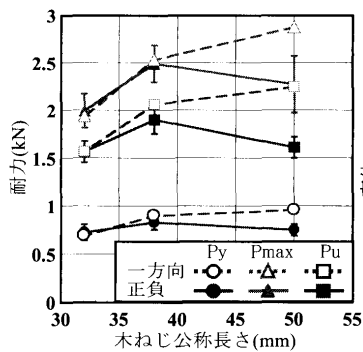


図9 木ねじ長さが耐力に及ぼす影響

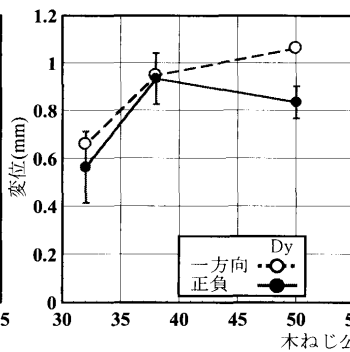


図10 木ねじ長さが変形性能に及ぼす影響

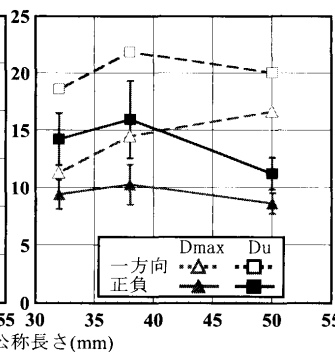
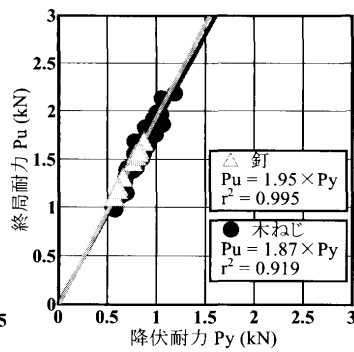


図11 正負繰り返し試験における降伏耐力と終局耐力の関係



顕著であり、正負繰り返し試験を行うと粘りが減少することがわかる。09P4550、15P3838 および製材側材では Pmax に関しても、両者の差異が大きいため、耐力・変形性能の評価には正負繰り返し試験が望ましいと考えられる。

3) Py と Pu の関係

正負繰り返し試験における降伏耐力 Py と終局耐力 Pu の比較を図 11 に示す。側材および接合具種類・組合せによらず、Pu は Py の約 1.9 倍程度の値を示した。一方向試験においても同様の傾向を示した。

4) 等価粘性減衰定数

図 12 に試験体種類・サイクルごとに全試験体の等価粘性減衰定数を示す。全ての試験体において、第 1 サイクルの値が第 2・3 サイクルに比して高い傾向が見られた。また、第 2・3 サイクルでは両者が同程度で安定した値を示した。第 1 サイクルについて見ると、合板・製材側材は 13~20%程度であるが、鋼板側材および釘接合では 15~23%程度とやや高い値であった。第 2・3 サイクルについては、木ねじ接合が 5~15%程度と第 1 サイクルに比べて低下したのに対し、釘接合は第 1 サイクルに近い 13~20%程度であった。

6.2 主材・側材の支圧強度および接合具の曲げ強度

主材・側材のめり込み試験において、全ての試験体で接合具の曲げはほとんど見られなかった。表 7 に主材・側材の支圧強度を示す。合板試験体では 9mm よりも 15mm 厚の方が高い値を示した。接合具径で比較すると、径の小さな試験体の方が高い値となる傾向が見

表7 主材・側材の支圧強度(N/mm²)

試験体	厚さ	接合具	Fe _{5%}	Fe _{5mm}
側材	9mm	CN50釘(2.87φ)	35.15 (2.15)	74.65 (8.28)
		CN65釘(3.33φ)	44.36 (0.69)	72.02 (5.26)
		CN75釘(3.76φ)	41.50 (2.37)	69.84 (7.27)
		4.6φ釘	33.18 (2.64)	61.99 (7.10)
		CN75釘(3.76φ)	45.21 (1.80)	85.65 (8.42)
		4.6φ釘	41.07 (1.39)	75.35 (5.75)
主材	15mm	4.6φ釘	20.31 (1.64)	28.61 (3.36)
		CN50釘(2.87φ)	31.55 (3.65)	39.08 (2.94)
		CN65釘(3.33φ)	31.07 (3.32)	39.93 (3.53)
		4.5×50皿木ねじ	35.46 (1.87)	49.73 (2.95)
		3.8×38丸木ねじ	33.63 (2.67)	49.50 (4.75)

()内は標準偏差

表8 接合具の曲げ強度(N/mm²)

接合具	F _{1/6}	F _{max}
3.8×38丸木ねじ	1099 (22)	1337 (28)
4.5×50皿木ねじ	1203 (59)	1400 (33)
CN50(2.87φ)	802 (21)	1082 (10)
CN65(3.33φ)	684 (25)	882 (25)

()内は標準偏差

られた。主材用の製材試験体では釘より木ねじの方が 7~27%高い値を示した。側材用の製材試験体は接合具径が大きいため割裂破壊が生じやすく、主材用よりも低い値を示した。

表 8 に接合具の曲げ強度を示す。降伏・終局強度ともに釘よりも木ねじの方が 24~76%高い値を示した。また、木ねじでは径の大きい方が、釘では小さい方が高い値となった。

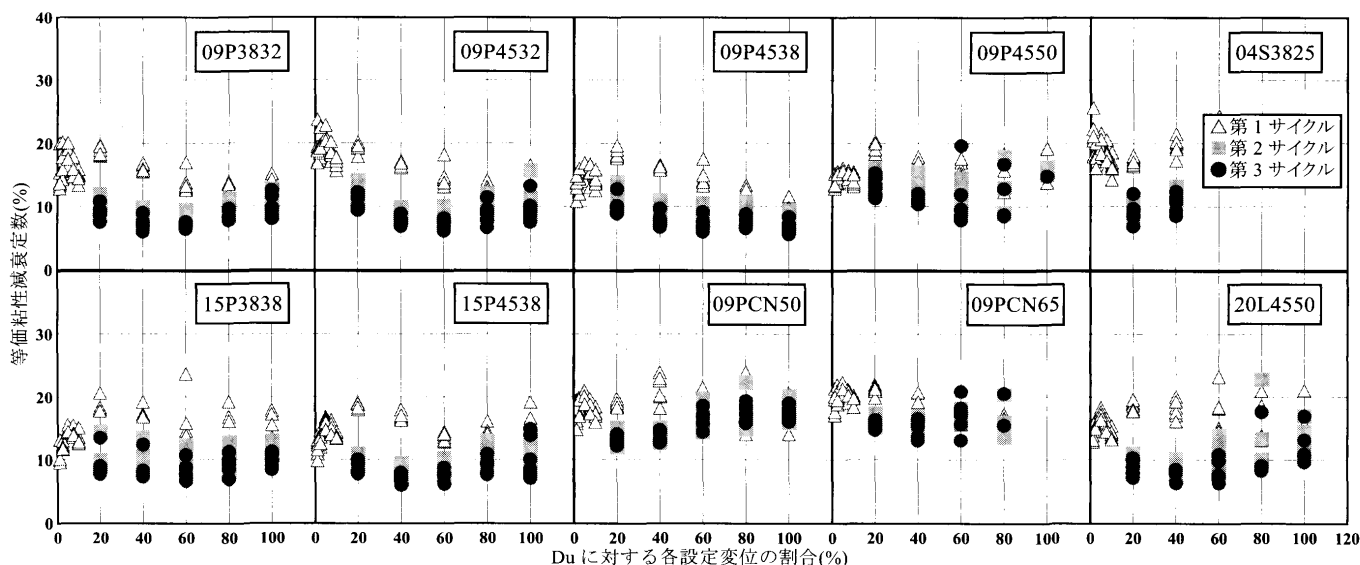


図12 各試験体の等価粘性減衰定数

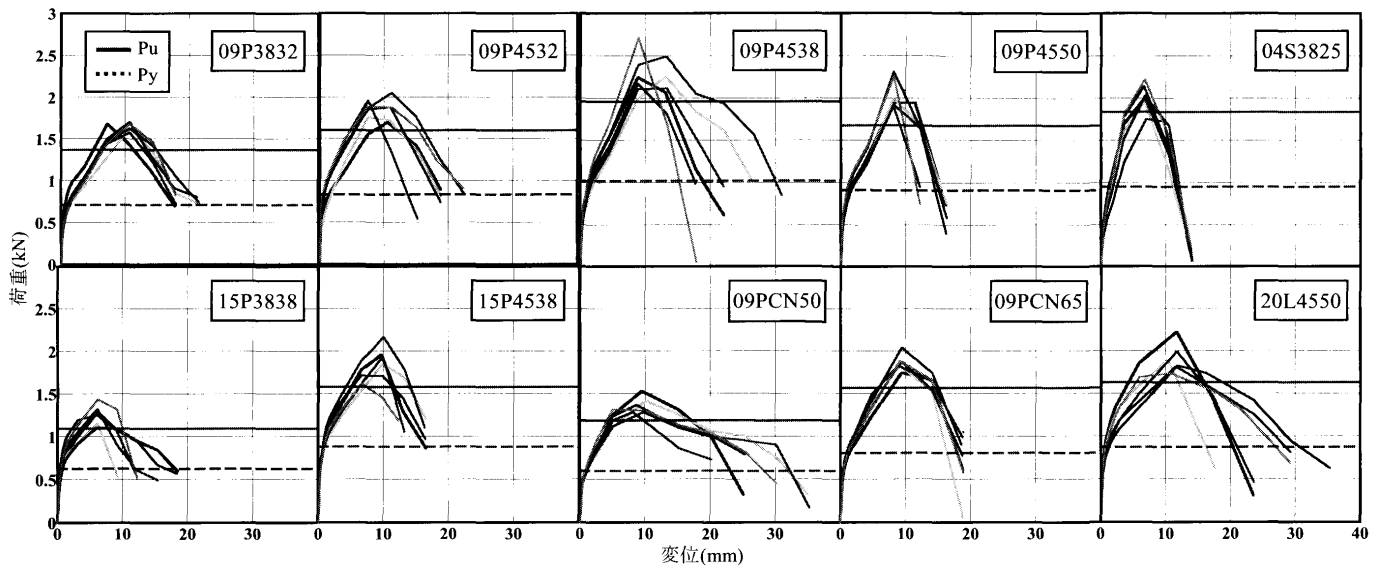


図 13 正負繰り返し試験における包絡線(正と負の平均)および降伏・終局耐力計算値

6.3 降伏理論による降伏・終局耐力の推定

降伏理論により接合部の降伏および終局耐力の推定を行った。

図 13 に正負繰り返し試験における各試験の包絡線と降伏理論による降伏および終局耐力の計算値を試験体別に示す。なお、包絡線は正・負の絶対値を平均した値を用い、Py は $F_{e5\%}$ と $F_{1/6}$ より、Pu は F_{e5mm} と F_{max} より求めた。試験体の種類ごとに各包絡線はほぼ同様の形状を示し、Py・Pu の計算値はともに概ね包絡線上の降伏・終局耐力を示していることがわかった。

図 14 および 15 に降伏および終局耐力の計算値と正負繰り返し試験における実験値(平均値・標準偏差)の比較をそれぞれ示す。降伏耐力では接合具・側材の種類によらず計算値は実験値とほぼ一致した。終局耐力では実験値の方がやや高い傾向にあるものの両者は概ね近い値を示した。15P3838 は降伏・終局ともに実験値が計算値よりもやや低い値となった。15P3838 は側材が厚く、接合具径が小さいため、図 7 の荷重-変位関係からもわかるように早い段階で接合具の破断が生じ、実験値が低くなったと考えられる。しかし、全体として計算値は実験値と概ね一致しているため、主材・側材の降伏・終局耐力強度および接合具の降伏強度を用いて、接合部の降伏強度の推定が可能であると考えられる。終局耐力の計算値と実験値は一致してはいないが、大凡近い値を示しており、かつ計算値が安全側であることから、設計に用いることは可能であると考えられる。

降伏理論による耐力算定時の降伏モードを表 9 に示す。09P3832 および 15P3838 を除き、降伏と終局のモードは一致した。実験による降伏モードと比較すると、一方向・正負繰り返しのいずれにおいても、全体として両者の傾向は一致した。正負繰り返して傾向はより似ており、09P4532 および 15P4538 で多少の差異が見られたが、その他ではモード III が多い点で両者の傾向は一致した。

7. 結論

木ねじおよび釘接合部の一面せん断試験を行い、耐力・変形性能の検討、および降伏理論による耐力の推定を行い、以下の知見を得た。

- 1) 実験による降伏モードは III が多く、降伏理論によるものと傾向は同様であった。また、破壊性状は、一方向加力試験で接合具のめり込みが多く、正負繰り返し加力試験では破断と抜けが多かった。
- 2) 木ねじ接合部のせん断耐力は、一方向加力試験における 32mm 長さのものを除き、釘接合部のそれよりも高い値を示した。終局変位は一方向では木ねじより釘の方が大きかったが、正負繰り返し試験では両者は同程度であった。釘胴部径と木ねじ有効径が同程度の場合、釘より長さの短い木ねじを用いても、釘と同等以上のせん断耐力が期待できると思われる。
- 3) 側材および木ねじの径が同一で長さが異なる試験体のせん断耐力

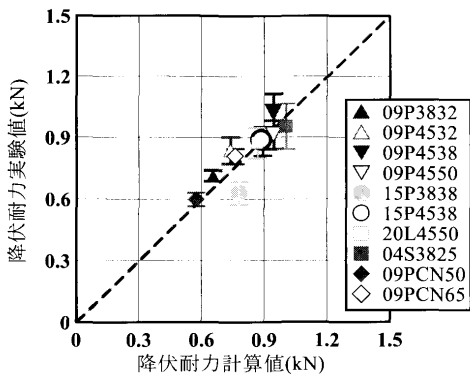


図 14 降伏耐力の計算値と正負繰り返し試験における実験値の比較

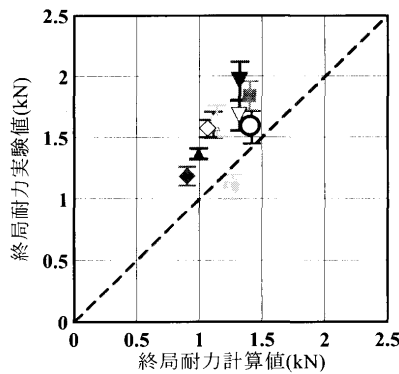


図 15 終局耐力の計算値と正負繰り返し試験における実験値の比較

表 9 降伏理論による降伏モード

試験体名	降伏	終局
09P3832	II	III(b)
09P4532	II	II
09P4538	III(b)	III(b)
09P4550	III(b)	III(b)
15P3838	II	III(a)
15P4538	II	II
20L4550	III(b)	III(b)
04S3825	III	III
09PCN50	III(b)	III(b)
09PCN65	III(b)	III(b)

II: 接合具は降伏せず、主材・側材にめり込む
 III: I 箇所降伏(a)側材中(b)主材中

は、一方向加力試験では接合具が長くなるにつれ高い値を示したが、正負繰り返し加力試験では長さによらず同程度の値であった。

4)正負繰り返し加力試験の終局変位は、一方向加力試験の 0.5~0.8 倍であり、特に接合具が長いものでは低下が顕著であった。このことより、耐力壁や水平構面の接合部における耐力・変形性能の評価には、正負繰り返し試験が望ましいと考えられる。

5)側材・接合具の種類・組合せによらず、終局耐力は降伏耐力の約 1.9 倍の値を示した。

6)木ねじ接合における第 1 サイクルの等価粘性減衰定数は、合板・製材側材で 13~20%、鋼板側材で 15~23%であった。釘接合では 15~23%であった。第 2・3 サイクルにおいては、釘接合では第 1 サイクルと同程度であったが、木ねじ接合では 5~15%に低下した。

7)降伏理論による降伏せん断耐力の計算値と実験値はほぼ一致し、終局せん断耐力では実験値の方が計算値よりやや高い値を示した。このことより、主材・側材の支圧強度と接合具の曲げ強度を用いることで、降伏理論により接合部の降伏耐力の推定が可能であると考えられる。また、終局耐力の計算値は安全側であることから、設計に用いることは可能であると考えられる。

以上のことから、本研究のように、接合具として有効径が呼び径の 0.75 倍程度の鋼製木ねじおよび CN 釘を、主材に製材を、側材に合板・製材および鋼板を用いた場合、降伏理論により様々な部材の接合を合理的に設計することが可能となると言える。

参考文献

1) JIS B 1112-1995 十字穴付き木ねじ, (財)日本規格協会, 1995.

2) JIS B 1135-1995 すりわり付き木ねじ, (財)日本規格協会, 1995.

3) (社)日本建築学会: 木質構造設計規準・同解説, 丸善, 2002.

4) (社)日本建築学会: 木質構造設計規準・同解説, 丸善, 2006.

5) EN 1995-1-1:2004(E) Eurocode 5 Design of timber structures, 2004.

6) 小林研治, 安藤直人: 構造用面材を側材に用いた木ねじ接合部の一面せん断性能, *Journal of Timber Engineering*, Vol.20, No.6, pp.157-167, 2007.12.

7) 森拓郎: 木質接合研究の現状と課題, *木材工業*, Vol.62, No.12, pp.602-607, 2007.

8) 名波直道, 安村基, 河崎みき: 木質構造における木ねじ接合部の一面せん断耐力, 2005 年度日本建築学会東海支部研究報告集, 第 44 号, pp.301-304, 2006.2.

9) 河崎みき, 名波直道, 安村基: 木質構造における木ねじ接合部の一面せん断耐力の推定, 2006 年度日本建築学会大会(関東)学術講演梗概集, C-1, pp.41-42, 2006.

10) ISO 16670:2003(E) Timber structures - Quasi-static reversed-cyclic test method, 2003.

11) Mohd. Zamin Jumaat, Bona Murty: Yield load prediction of nailed timber joints using nail diameter and timber specific gravity, *Wood Science and Technology*, Vol.38, pp.599-615, 2004.

12) EN 383:1993(E) Timber structures - Test methods - Determination of embedding strength and foundation values for dowel type fasteners, 1993.

13) 澤田圭, 安村基: 接合部のせん断耐力評価(その 1・2), 2000 年度日本建築学会大会(東北)学術講演梗概集, C-1, pp.321-324, 2000.

14) Kei Sawata, Motoi Yasumura: Estimation of yield and ultimate strengths of bolted timber joints by nonlinear analysis and yield theory, *Journal of Wood Science*, Vol.53, pp.383-391, 2003.

(2008年2月10日原稿受理, 2008年6月27日採用決定)