

木ダボによる大断面円柱材の縦継ぎ (第2報) 縦継ぎされた円柱材の曲げ性能[†]

藤田 誠^{*1}, 小泉章夫^{*2}, 佐々木貴信^{*3}, 飯島泰男^{*3}, 樋口 聡^{*4}, 原田浩司^{*5}

End Joint with Glued-in Hardwood Dowels in Large Section Column Timber II. Bending properties of column timbers jointed with glued-in hardwood dowels[†].

Makoto FUJITA^{*1}, Akio KOIZUMI^{*2}, Takanobu SASAKI^{*3},
Yasuo IJIMA^{*3}, Satoshi HIGUCHI^{*4} and Koji HARADA^{*5}

^{*1}Forest Research Center of Ehime Prefecture

^{*2}Faculty of Agriculture, Hokkaido University

^{*3}Institute of Wood Technology, Akita Prefectural University

^{*4}VAN Structure Design Studio

^{*5}Yamasa Mokuzai Co., Ltd.

The application of glued-in hardwood dowels to end-jointing of large section column timbers was considered. Test column timbers were glued laminated timber (GLT) and solid wood. Test column timbers were made of sugi (*Cryptomeria japonica*) and were end-jointed with hard wood dowels (*Acer saccharum*). In this study, we made a series of four points bending tests to evaluate bending strength and stiffness for jointed column timbers.

For GLT columns, the ratio between the experimental MOR and the calculated MOR in Type I and II were 0.809 and 0.995. For solid columns, the experimental MOR were lower than the calculated values, but variations of the experimental MOR were small. The ratio between the experimental MOR and the calculated MOR in Type III was 0.854 on average. For solid and GLT columns, the calculated deflection considering additional deflection caused by the pull-out displacement of dowels did not agree with the experimental values. This is because the end-joint cross section was glued together.

1. 緒言

木ダボを引抜抵抗型の接合具として利用した構造材の縦継ぎに関する一連の研究^{1~5)}がなされて

いる。本研究の目的は、引抜型接合具としての木ダボを大断面の無垢材に適用した場合の曲げ性能の把握である。前報⁶⁾では、乾燥工程において被着材に生じる断面内での水分傾斜の影響を把握するため、被着材含水率の木ダボ引抜性能におよぼす影響を実験的に検討した。本報では縦継ぎされた大断面無垢材が実用的な耐力を有するか把握するため曲げ試験を行った。

[†] 本研究の一部は第52回日本木材学会大会 (2002年4月, 岐阜) で発表した。

^{*1} 愛媛県林業技術センター

^{*2} 北海道大学農学部

^{*3} 秋田県立大学木材高度加工研究所

^{*4} (有)播設計室

^{*5} 山佐木材㈱

2. ダボを円形配置した縦継ぎ材の曲げ性能

2.1 ダボ接合部の強度と剛性

Jensen ら²⁾ は木ダボの引抜挙動に、ラップジョイントの Volkersen モデルを適用し、接着層のせん断破壊に関して完全弾性を仮定した理論式を誘導した。小泉^{1), 3)} らは接着層のせん断強度 (f_v) とせん断剛性 (Γ) のパラメータを用いて、木ダボ接合部の剛性と引抜強度に対する各因子の影響を詳細に評価した。また、佐々木⁴⁾ らは木ダボ接合を矩形断面の梁材に適用し、理論の適合性について評価した。接着層のせん断破壊を条件とする引抜強度 ($P_{\max\text{-cal}}$) は以下のように表される。また、小泉¹⁾ は引抜荷重 (Q) と引抜変位 (s) との比を迂り係数 (K_s) として、次式のとおり定義した。

$$Q_{\max\text{-cal}} = \begin{cases} \frac{\pi dl(1+\alpha)\sinh \omega f_v}{\omega(1+\alpha \cosh \omega)} & (\alpha \leq 1) \\ \frac{\pi dl(1+\alpha)\sinh \omega f_v}{\omega(\alpha + \cosh \omega)} & (\alpha \geq 1) \end{cases} \quad (1)$$

ここで、

$$\omega = 2l\sqrt{\frac{\Gamma(1+\alpha)}{\alpha d E_d}} \quad (2)$$

$$\alpha = \frac{E_w A_w}{E_d A_d} \quad (3)$$

$$K_s = \frac{Q}{s} = \frac{\pi dl(1+\alpha)\sinh \omega f_v}{\omega(1+\alpha \cosh \omega)} \quad (4)$$

δ : ダボと被着材の相対変位, f_v : 接着層のせん断強度 (MPa), Γ : 接着層のせん断剛性係数 (N/mm³), E : 弾性係数, d : ダボ直径, A : 断面積, l : ダボの埋め込み長さ, 添字 w: 被着材, d: ダボ

なお、ダボを複数本配置する場合、 α は不明で

あることから、もっとも安全側の評価となるよう $\alpha \rightarrow \infty$ とおいて計算した²⁾。その際、木ダボの引抜耐力 (Q_{\max}) と剛性 (K_s) を表す(1), (4)式は以下のようなになる。

$$Q_{\max} = \frac{\tanh \omega}{\omega} \pi d l f_v \quad (5)$$

$$K_s = \frac{\tanh \omega}{\omega} \pi d l \Gamma \quad (6)$$

ここで、

$$\omega = 2l\sqrt{\frac{\Gamma}{d E_d}} \quad (7)$$

2.2 木ダボで縦継ぎされた円柱材の曲げ強度

2.2.1 ダボ位置と中立軸の計算

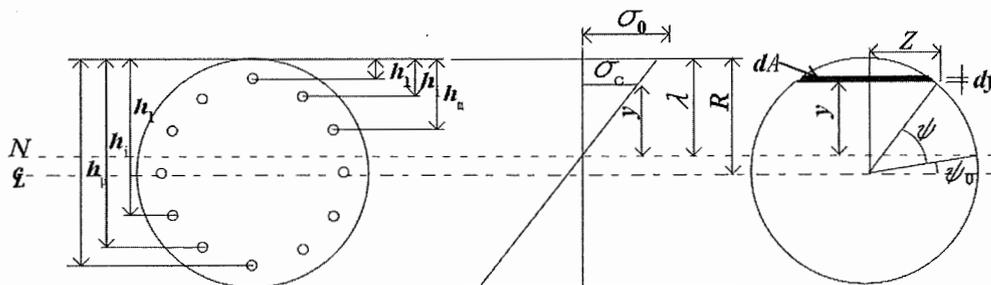
円形の被着材に等間隔で木ダボを配置した場合の接合断面内の歪み (ϵ_c, ϵ_t) は第1図に示すように中立軸からの距離に比例すると仮定する。引張側 i 番目に位置する引張歪み (ϵ_{ti}) は以下のように表される。

$$\epsilon_{ti} = \frac{(h_i - \lambda)\epsilon_c}{\lambda} = \frac{(h_i - \lambda)\sigma_c}{\lambda E_w} \quad (8)$$

佐々木⁴⁾ はダボの埋め込み長さ (h_i) に対する引抜量 (s_i) の比を仮想歪み ($\epsilon_{ti} = h_i/s_i$) として定義した。仮想歪みと(4), (5), (7)式の関係から最外縁に生じる圧縮応力 (σ_0) は次式となる。

$$\sigma_0 = E_w \epsilon_0 = E_w \frac{\lambda Q_{\max}}{K_s l (h_{\max} - \lambda)} \quad (9)$$

接合断面内に生じる圧縮側の被着材とダボに生じる圧縮応力の総和である圧縮力 (C) と引張側のダボの引抜力の総和である引張力 (T) は (10), (11)式で表される。



第1図 木ダボの配置と応力分布

$$\begin{aligned}
 C &= \int_A \frac{y}{\lambda} \sigma_0 dA + \frac{\pi d^2 (E_d - E_w) \sigma_0}{4\lambda E_w} \sum_{i=1}^m (\lambda - h_i) \\
 &= \frac{\sigma_0 R^2}{6\lambda} (4R \cos^3 \varphi_0 - 3\pi(R - \lambda)) \\
 &\quad + 3(R - \lambda) \sin 2\varphi_0 + 6(R - \lambda) \varphi_0 \\
 &\quad + \frac{\pi d^2 (E_d - E_w) \sigma_0}{4\lambda E_w} \sum_{i=1}^m (\lambda - h_i) \quad (\lambda > h_i)
 \end{aligned} \tag{10}$$

$$T = \frac{\sigma_0 K_s l}{\lambda E_w} \sum_{i=1}^p (h_i - \lambda) \quad (h_i > \lambda) \tag{11}$$

ここで、 λ : 圧縮側上縁から中央軸までの距離、 $dA = 2R \cos \varphi R d\varphi \cos \varphi$, $y = R \sin - (R - \lambda)$ 。

圧縮力と引張力は断面内で釣り合うことから、(10)、(11)式より圧縮力と引張力が等しくなる中立軸 (λ) を繰り返し代入し求める。

2.2.2 最大モーメント (M_{max}) の計算

同心円に配置した木ダボにより、縦継ぎされた円柱材の曲げ強度 (MOR) を引張側最外層のダボで引抜破壊する場合について計算する。求められた中立軸から圧縮力によるモーメント (M_c) は次式で表される。

$$\begin{aligned}
 M_c &= \int_A \sigma_c y dA \\
 &= \frac{\sigma_0}{\lambda} \int_{\varphi_0}^{\pi/2} 2R^2 \cos^2 \varphi (R \sin \varphi - R + \lambda)^2 d\varphi \\
 &\quad + \frac{\pi d^2 (E_d - E_w) \sigma_0}{4\lambda E_w} \sum_{i=1}^m (\lambda - h_i)^2
 \end{aligned} \tag{12}$$

(12)式を展開すると、

$$\begin{aligned}
 M_c &= \frac{\sigma_0 R^2}{48\lambda} \{ 6\pi R^2 + 3R^2 \sin 4\varphi_0 - 12R^2 \varphi_0 \\
 &\quad - 64R(R - \lambda) \cos^3 \varphi_0 + 24(R - \lambda)^2 \pi \\
 &\quad - 24(R - \lambda)^2 \sin 2\varphi_0 - 48(R - \lambda)^2 \varphi_0 \} \\
 &\quad + \frac{\pi d^2 (E_d - E_w)}{4E_w} \sum_{i=1}^m (\lambda - h_i)^2
 \end{aligned} \tag{13}$$

また、引張力によるモーメント (M_t) は次式で表される。

$$M_t = \frac{\sigma_0 K_s l}{\lambda E_w} \sum_{i=1}^p (h_i - \lambda)^2 = \frac{\sigma_0 K_s l}{\lambda E_w} \sum_{i=1}^p (h_i - \lambda)^2 \tag{14}$$

最大モーメント (M_{max}) は $M_c + M_t$ により求められる。よって、引張側最外層の木ダボが P_{max} に達した時点で破壊すると仮定すれば、縦継ぎさ

れた円柱材の曲げ強度 (MOR) は次式となる。

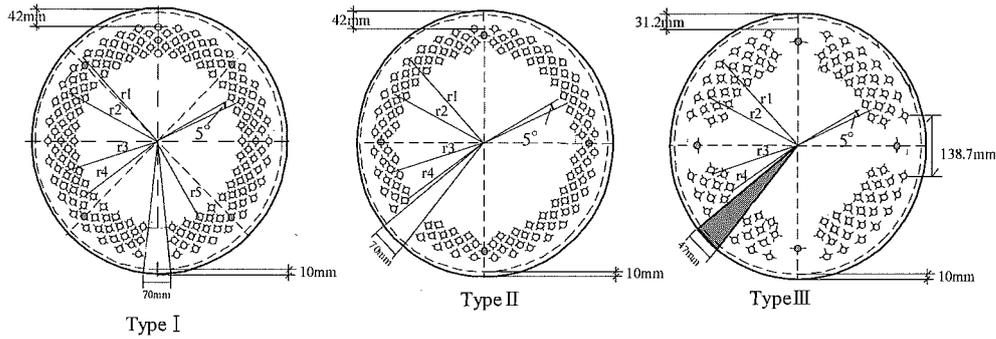
$$MOR = \frac{M_{max}}{Z} = \frac{4M_{max}}{\pi R^3} \tag{15}$$

ここで、 M_{max} =最大曲げモーメント、 Z =断面係数 ($\pi R^3/4$)。

3. 材料と試験方法

木ダボにはハードメープル (*Acer saccharum*) を使用し、弾性係数 12.7 kN/mm^2 、気乾密度 700 kg/m^3 の厚板の無欠点部位から製造した。被着材は愛媛県産スギ (*Cryptomeria japonica*) による集成材と無垢材を用いた。集成材はスギラミナ (E60) により集成加工され、径 620 mm 長さ 6000 mm の円柱に加工した。また、スギ無垢材は八角形に製材、背割りを施した後、蒸気式乾燥機により乾燥した。乾燥に要した日数は約55日間である。その後、径 420 mm 、長さ 4500 mm の円柱に加工した。なお、円柱無垢材の動的弾性係数の平均値は 6.12 kN/mm^2 ($5.05 \sim 7.38 \text{ kN/mm}^2$)、気乾密度 340 kg/m^3 ($298 \sim 414 \text{ kg/m}^3$) であった。また、集成材、無垢材ともダボ接合突き合わせ面で円周上に深さ、幅とも 10 mm の目地が切り込まれているため、木ダボ接合部の試験体の直径は集成材 600 mm 、無垢材 400 mm である。

曲げ試験には試験体の両木口面を使用したことから、試験体数は集成材2体、無垢材6体である。木ダボは材縁部から $2d + 10 \text{ mm}$ 確保したところを最外列とし、第2図に示すとおり配置した。なお、Type I と Type II は集成材、Type III は無垢材であり、Type III の試験体直径とダボ直径は Type I と Type II の概ね $2/3$ となっている。第1表に試験条件をそれぞれ示す。ダボの埋め込み長さは被着材の材縁部から中心に向けて長くなっている。これは円周上にダボを配置することから縦継ぎ施工のためである。なお、スギ集成材には背割りは施しておらず、また、突き合わせ面から 500 mm の位置に、ダボ接合を行う際に試験体を引き寄せるための穴加工 (縦横 100 mm 深さ 100 mm) が施されている。無垢材 (Type III) の背割り幅は、乾燥後 47 mm に調整した後、スギ材で埋木した。木ダボの嵌合度は -2 mm 、接着剤は湿気硬化型ポリウレタン樹脂接着剤 (サンスター技研(株)製



第2図 接合突き付け部の断面

第1表 ダボの配置と埋め込み長さ

試験体	試験体直径 mm	ダボ直径 mm	r1(268mm)		r2(252mm)		r3(236mm)		r4(220mm)		r5(204mm)	
			本数	長さ	本数	長さ	本数	長さ	本数	長さ	本数	長さ
Type I	600	16.0	35	384	30	384	35	448	30	512	35	576
Type II	600	16.0	35	384	30	384	35	448	30	512	—	—
Type III	試験体直径 mm	ダボ直径 mm	r1(178.8mm)		r2(161.3mm)		r3(144.0mm)		r4(126.7mm)			
			本数	長さ	本数	長さ	本数	長さ	本数	長さ	mm	
	400	10.6	27	256	22	299	27	341	22	384		

930) を用いた。木ダボ接着後、20~27°C (未調湿) の実験棟内で5~7日間養生し、曲げ試験に供した (第3図)。

ダボ接合された円柱材の MOR と中立軸 (λ) の計算には木ダボのり係数 (K_s) と引抜耐力 (Q_{max}) が用いられる。これらり係数 (K_s) と引抜耐力 (Q_{max}) の計算には接着剤の養生期間に対応した f_v : 10MPa, F : 20N/mm³ を使用した¹⁾。また、集成材の弾性係数は5.88kN/mm²,

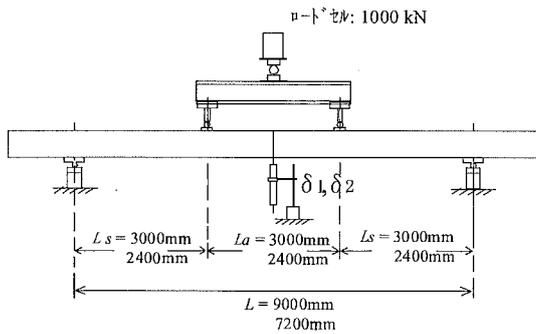
無垢材は試験体6本の動的弾性係数の平均値6.12 kN/mm² を用いた⁴⁾。

曲げ試験では第4図に示すように、1/100mm精度の変位計により接合部の開きを測定した。載荷方法は集成材では曲げ強度計算値 (MOR_{cal}) の1/3, 1/2, 無垢材では1/2レベルで載荷、除荷を繰り返した後、破壊に至らせた。

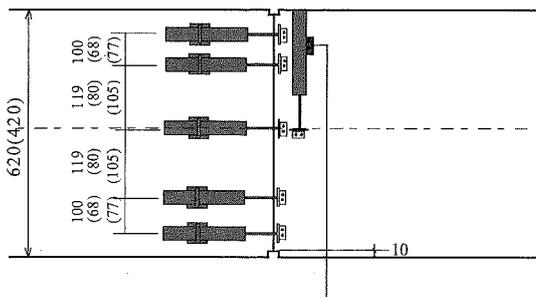
4. 結果および考察

4.1 ダボ縦継ぎ材の曲げ強度

集成材 (Type I, II) と無垢材 (Type III) の計算値と実験値の比較を第2表, Type I ~ Type III の荷重-変位曲線の一例を第5図に示す。荷重と変位の関係は破壊寸前まで、ほぼ直線関係にあり、集成材、無垢材とも破壊自体は脆性的なものであった。実験値 (MOR_{exp}) と計算値 (MOR_{cal}) との比は、集成材 Type I : 0.809, Type II 0.995, 無垢材0.781~0.930, 平均0.854 (変動係数5.7%) であった。但し、集成材の試験体は Type I, II とも木ダボ接合突き合わせ面ではなく、試験体引き寄せ用に加工した穴の面において破壊したことから、あくまで参考値であり、実際のダボ接合による曲げ強度はもう少し高い値が得られたものと考えられる。無垢材の曲げ強度の計算値と実験値の比率は円柱材 (集成材) および集成材矩形断面による既往の結果^{1), 2), 5), 7)}と比較して、若干低い



第3図 曲げ試験方法



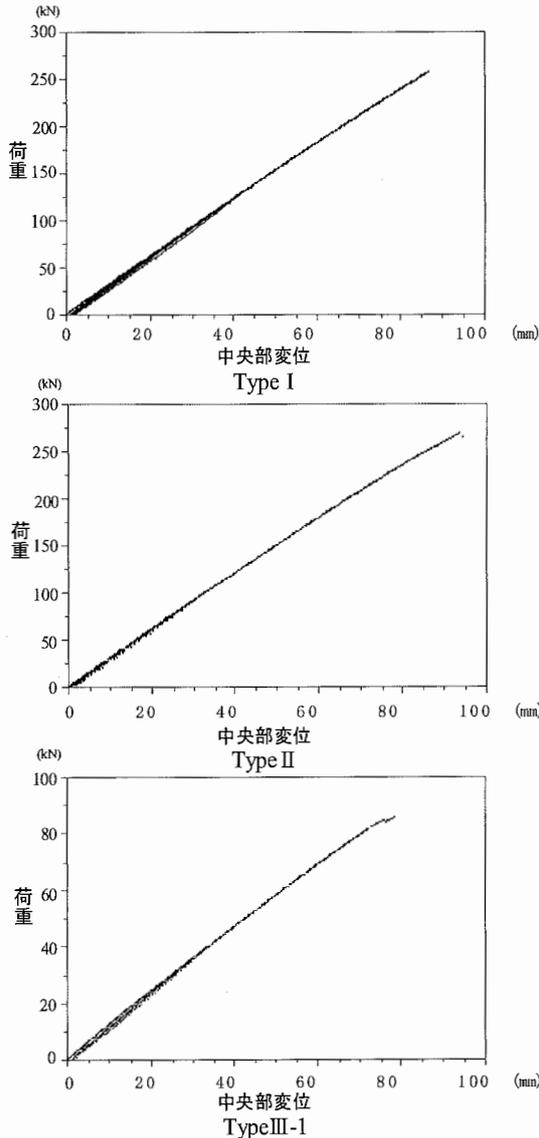
第4図 接合面での変位計位置 (単位: mm)

値を
向に
ある
数本
抜け

第2表 曲げ試験結果

Type	試験体直径 (mm)	ダボ本数	ダボ直径 (mm)	λ_{-exp} (mm)	λ_{-cal} (mm)	$\lambda_{-cal}/\lambda_{-exp}$	P_{max} (kN)	MOR_{exp} (N/mm ²)	MOR_{cal} (N/mm ²)	MOR_{exp}/MOR_{cal}
I	600	165	16.0	216.0	305.0	0.708	257.9	18.2	22.5	0.809
II	600	135	16.0	222.0	289.0	0.768	269.0	19.0	19.1	0.995
III-1	400	98	10.6	139.0	172.0	0.808	85.6	16.3	18.7	0.872
III-2	400	98	10.6	177.0	172.0	1.029	91.1	17.4	18.7	0.930
III-3	400	98	10.6	—	172.0	—	82.0	15.7	18.7	0.840
III-4	400	98	10.6	144.0	172.0	0.837	76.2	14.6	18.7	0.781
III-5	400	98	10.6	161.0	172.0	0.936	82.9	15.8	18.7	0.845
III-6	400	98	10.6	153.0	172.0	0.890	83.7	16.0	18.7	0.856
平均値							0.900	83.6	16.0	0.854
標準偏差							0.087	4.9	0.9	0.049

注 f_v : 10MPa, Γ : 20N/mm³



第5図 荷重と中央部変位の関係

値を示した。これは、乾燥することにより放射方向に生じている亀裂や節などの欠点部位の影響であると考えられる。また、曲げ破壊形態において、数本のダボが一体となり、被着材の木部ごと引き抜けている部位が観察された。このことも、無垢

材による実験値 (MOR_{exp}) が低くなった原因の一つであると思われる。しかし、無垢材での実験値 (MOR_{exp}) のバラツキ自体は小さいものであった。

無垢材における6体の実験結果から木ダボにより縦継ぎされた無垢材の曲げ強度下限許容限界を求める。接合部許容耐力の誘導として、信頼率75%の95%下限許容限界は以下のように評価される⁸⁾。

$$TL = \mu - K \times s \quad (16)$$

ここで、 μ : 試験より得られた平均値、 s : 標準偏差、 K : 下限許容限界を求める際の係数。

今回の試験結果の計算値 (MOR_{cal}) と実験値 (MOR_{exp}) との比率のバラツキを代入すると、木ダボにより縦継ぎされた無垢材 (Type III) の MOR 誘導の計算値との比率の下限信頼限界値は次のように試算できる。

$$TL = \mu - K \times s = 0.854 - 2.336 \times 0.049 = 0.740 \quad (17)$$

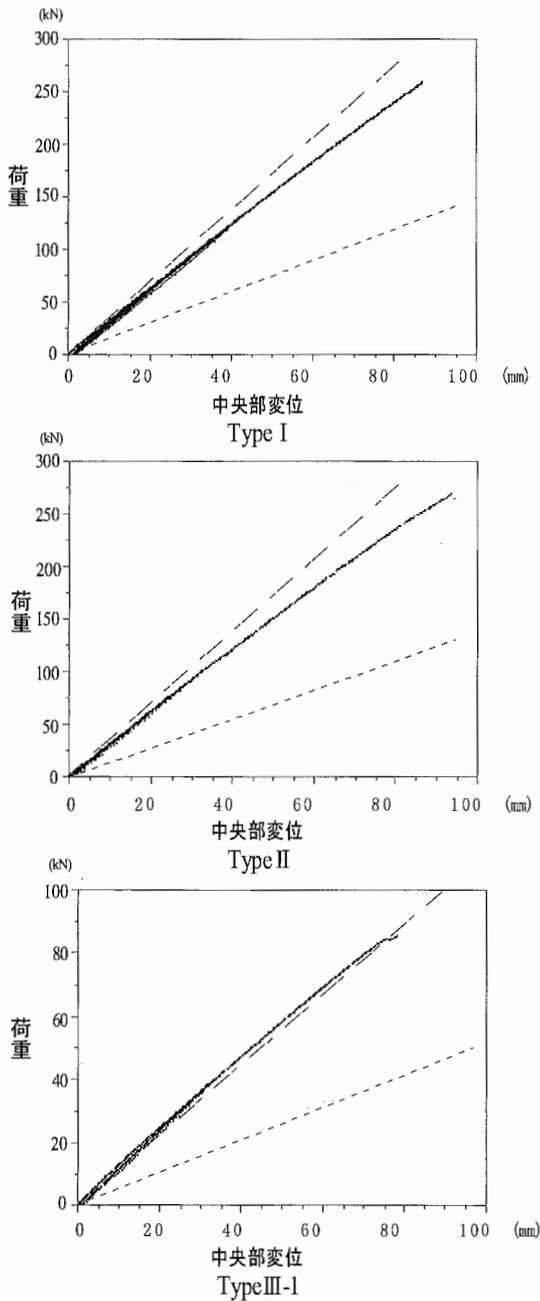
よって、今回実験に供した円柱無垢材で年輪に沿う形で円周上にダボを配置した Type III の下限信頼限界値は13.8N/mm²となる。但し、ダボの配置や数により、ダボの引抜挙動や破壊形態など異なることが予想されるため、ダボにより縦継ぎされたすべての無垢材に適用できるものではない。

4.2 ダボ縦継ぎ材のたわみ

佐々木らはダボにより接合された縦継ぎ材のたわみについて、接合部の回転による付加たわみ成分を考慮した式を誘導し、その整合性について評価した⁴⁾。付加たわみを考慮したたわみは次式により計算される⁴⁾。

$$\begin{aligned} \delta_m &= \delta_b + \delta_j \\ &= \frac{P(3L_s L^2 - 4L_s^3)}{48E_w I} + \frac{\kappa P L s}{2G_w A} \\ &\quad + \frac{3P L_s L}{4nK_s(h_p - \lambda)(3h_p - \lambda)} \end{aligned} \quad (18)$$

ここで、 δ_m ：付加たわみを含む梁の中央部たわみ、
 δ_b ：今回の荷重条件下の梁中央部の弾性たわみ、
 δ_j ：回転による付加たわみ、 L_s ：せん断スパン、
 L ：全スパン、 I ：断面2次モーメント、 κ ：形状



注 ----- : (18) 式による計算値 δ_m
 - - - - - : (18) 式による計算値 δ_b

第6図 各たわみ計算値との関係

係数、 G_w ：被着材のせん断弾性係数 ($G_w = E_w / 15^7$)、 A ：断面積。

第6図に Type I (集成材) と Type III (無垢材) のスパン中央部での荷重-変位曲線の測定結果と計算値 (δ_b , δ_m) を示す。接合面の回転による付加たわみを考慮した全スパンのたわみ (δ_m) は初期荷重においては、実際のたわみより大きくなるものの、良く一致することが指摘されている⁴⁾。しかし、今回の実験結果では、接合面の回転による付加たわみを考慮した全スパンのたわみ計算値 (δ_m) と実験値 (δ_{exp}) は大きく異なった。この理由としては、試験体をダボにより縦継ぐ際、先穴に注入する接着剤の量が多かったため、突き付け木口面が面接着され、ダボの引き抜き変位を小さく押さえることとなったためと考えられる。しかし、実際、どの程度の面接着がなされていたかは判断できない。今回の試験体のダボ接合面には施していないが、溝加工等を施し、突き付け面の面接着を促すことにより、ダボ接合部の回転による曲げ剛性の低下を抑制することが可能であると思われる。

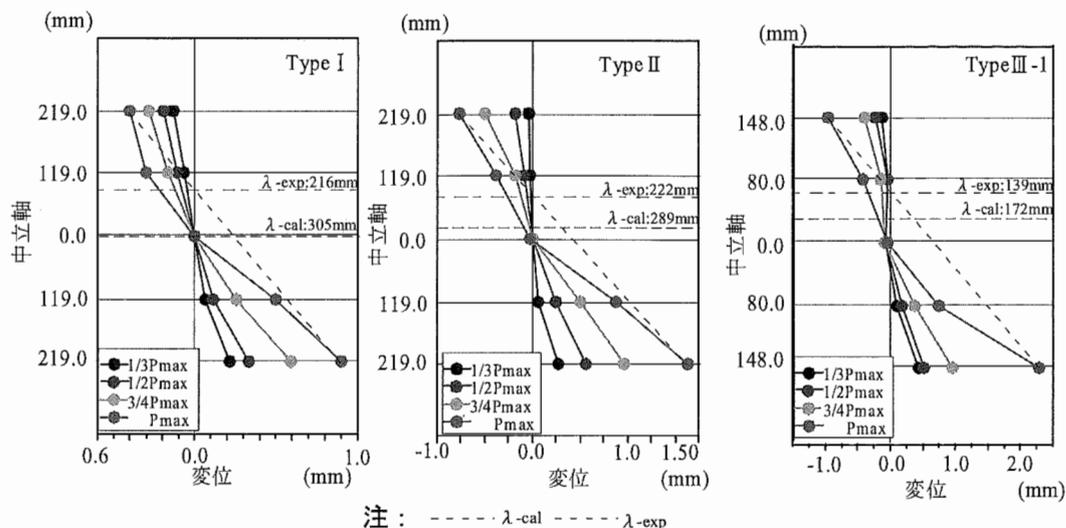
4.3 ダボ縦継ぎ材の中立軸

接合面での開きを測定した結果の一例を第7図に示す。今回の試験体ではすべて破壊寸前まで中立軸が図心位置にあり、計算で求めた中立軸とは一致しなかった。これは、前述のとおり、破壊寸前まで木口面接着が剥離しなかったことによるものと推察される。 P_{max} 時の最外圧縮側と引張側の変位を直線で結び中立軸を求めると、計算値より若干上方にあり、計算値との比で0.808~1.029の範囲、平均0.900であった(第2表)。中立軸の実測値が計算値より、上方に位置することは、MORの実験値が計算値より低く出ている結果と一致した。

5. 結論

円柱材を用いて行った今回の試験から得られた知見は以下のとおりである。

- (1) ダボ縦継ぎ無垢材による MOR は集成材より、低い値となるものの比較的安定しており、バラツキは小さかった。
- (2) 接合面の開きの測定から求めた中立軸位置は



第7図 中立軸と各荷重域での変位量

計算値より、上方に位置することがわかった。このことは、MORの実測値が計算値より低い値となっていることと一致した。

(3) ダボ接合面の回転による曲げ剛性の低下は、突き付け面を接着することにより抑制できると推察された。

謝 辞

本研究の遂行に際して、試験材の加工や提供に協力いただいた愛媛県森林組合連合会、久万広域森林組合の皆様に感謝いたします。

文 献

1) 小泉章夫, ヨルゲン・イエンスン, 佐々木貴信, 飯島泰男, 田村靖夫: 木材学会誌, 44(1), 41-48 (1998)
 2) Jensen, J. L.; Koizumi, A.; Sasaki, T.; Tamura, Y.; Iijima, Y.: Axially Loaded Glued-in Hardwood Dowels, Wood Science and

Technology, 35(1/2), 73-83 (2001)

3) 小泉章夫, ヨルゲン・イエンスン, 佐々木貴信, 飯島泰男, 田村靖夫: 木材学会誌, 44(2), 109-115 (1998)
 土居修一ほか3名: 同上, p645.
 4) 佐々木貴信, 小泉章夫, ヨルゲン・イエンスン, 飯島泰男, 田村靖夫, 小松幸平: 木材学会誌, 45(1), 17-24 (1999)
 5) 小泉章夫, ヨルゲン・イエンスン, 佐々木貴信, 飯島泰男, 松木裕一, 小松幸平: 木材学会誌, 45(3), 230-236 (1999)
 6) 藤田 誠, 小泉章夫ほか4名: 木材工業, 59(4), 166-169 (2004)
 7) 小泉章夫, 佐々木貴信, ヨルゲン・イエンスン, 飯島泰男, 小松幸平: 木材学会誌, 47(1), 14-21 (2001)
 8) 日本建築学会 (編): “木構造設計基準・同解説”, 丸善, 1995, pp.332

(2003. 7. 16受理)