



Title	13mmフィンガージョイントの接合性能に関する研究
Author(s)	宮島, 寛; MIYAJIMA, Hiroshi; 生田, 晴家 他
Citation	北海道大學農學部 演習林研究報告, 33(1), 167-200
Issue Date	1976-03
Doc URL	https://hdl.handle.net/2115/20960
Type	departmental bulletin paper
File Information	33(1)_P167-200.pdf



13 mm フィンガージョイントの 接合性能に関する研究

宮島 寛* 生田晴家*

Experimental Studies on Stiffness and Strength of 13mm-Finger Joint for Joining Wooden Members

By

Hiroshi MIYAJIMA* and Haruie IKUTA*

目 次

1. 緒 言	167
2. 材料および方法	168
2.1 フィンガージョイントの形状, 切削および接合条件	168
2.2 適正圧縮圧決定試験	169
2.3 集成材用ラミナの接合試験	170
2.4 204材の接合試験	172
2.5 捩り試験	173
2.6 衝撃曲げ試験	174
2.7 コーナージョイント試験	175
3. 結果および考察	179
3.1 適正圧縮圧	179
3.2 集成材用ラミナの接合性能	181
3.3 204材の接合性能	186
3.4 捩り性能	188
3.5 衝撃曲げ性能	190
3.6 コーナージョイントとしての性能	190
4. 結 言	196
文 献	198
Summary	198

1. 緒 言

木材の構造用材としての利用にあたって、縦方向に接合する継手の技術が古くから研究されてきた。とくに、わが国では数十種類におよぶ継手の方法がある。しかし、いずれも高度の

1975年6月30日受理

* 北海道大学農学部林産学科木材加工学教室

* Laboratory of Wood and Wood Products Engineering, Dept. of Forest Products, Faculty of Agriculture, Hokkaido University.

加工技術が要求されるが、その接合効率は低い。したがって部材の設計には接合部の強度を基準としなければならないことが多い。この場合、接合効率を高めれば、それだけ部材の断面を小さくでき、材料の節約につながることになる。近年になり、接着剤の性能が向上し、これにより部材のスカフ接合ができるようになり、1:10程度のカフ比により80%近い接合効率が期待できる。しかし、この方法では部材の歩止り、作業性、切削精度による効率の差などについて必ずしも満足すべきものではない。このスカフ接合とともにフィンガージョイント工法も普及して来たが、当初わが国で用いられていた長さ37mm前後のものは効率が40~70%程度^{4,6)}で、これにより接合したものは構造用集成材の面材に用いることはできなかった。一方、ドイツでは本工法は10年ほど前からかなり進んでいたと思われる。たとえば、H. KOLB (1968)⁹⁾は長さ50mmのフィンガージョイントで大断面の集成材を接合し、実用上充分の接合効率をもつことを確めている。米国においてはM. L. SELBO (1963)¹¹⁾がフィンガーの長さ、傾斜、チップを変化させ試験しているが、因子が多過ぎ明確な傾向をつかめなかった。D. B. RICHARDS (1962)¹⁰⁾は早くから、このコーナージョイントへの応用を試み、high strength corner jointとして推しようしている。さらに、R. J. HOYLE et al. (1973)¹²⁾は長さ6.4mmのフィンガージョイントを実大トラスの部材接合に適用し、メタルプレート接合よりすぐれ、合板ガセット接着接合に匹敵する性能をもつことを確認している。

1970年ごろから長さ13mmから4mmの短いフィンガージョイントが開発され、その接合効率が高いといわれ、わが国でも使用されるようになった¹⁾。この論文では長さ13mmのフィンガージョイントについて、そのかん合の適正圧縮圧力から、集成材用ラミナおよび枠組壁工法用204材の接合、さらにコーナージョイントへの適用についての試験結果*をまとめたものである。この研究において、本工法は適正圧縮圧力により接合された場合、縦方向の接合工法として非常に高い効率をもち、またコーナージョイントとしても実用上充分であることを確めた。この種の接合工法が正しく木材工業界に普及され、木材がより有効に利用されるために、本研究が参考となれば幸いである。

本研究を行うにあたり、その動機を与えられた伊藤組木材(株)集成材工場長沢野信一氏、終始懇切な指導を賜った北海道大学農学部沢田稔教授、実験にあたり数々のアイデアを提供され、支援された同上田恒司教官、振り破壊試験に協力された北海道立林産試験場木材部強度科長伊藤勝彦氏らの方々に深く感謝する次第である。

本研究のうち、コーナージョイントに関する部分は、昭和49年度文部省科学研究費によって行われた。

2. 材料および方法

2.1 フィンガージョイントの形状、切削および接合条件

* 一部は沢野・宮島⁸⁾、生田・宮島^{2,3)}として発表した。

本試験に用いたフィンガーカッターは、兼房製の超硬刃で、図-1に示すとおり、長さ13 mm、ピッチ4 mm、チップ0.4 mm、傾斜1:8.1である。これを25枚重ねて、切削厚さ100 mmとして、面取盤の軸にとりつけ、回転数10000 rpmで切削した。

なお、集成材のラミナの切削は伊藤組木材(株)集成材工場に依頼したが、カッターは上述のものと同じで、切削条件もほぼ同様である。

使用接着剤はいずれも集成材用の濃縮型尿素樹脂系接着剤である。塗布には小型のブラシを使用した。圧縮圧は以下に述べる試験によって決めた。圧縮後は集成材用ラミナでは120°Cの熱盤間に約6分間入れて硬化させたが、他はすべて常温の室内に放置、1週間以上の養生期間をおいて試験した。

2.2 適正圧縮圧決定試験

フィンガーカッターで切削した2材のかん合にあたって、圧縮圧が非常に大きな因子となることは明らかである。小さ過ぎるときはチップにすき間が残り、また大き過ぎるときはチップがくさびの役目をして材を割裂し、これは明らかにせん断耐力の減少を来すことになる。このため、適正圧縮圧決定に、フィンガーカッターで切削した2材を合せ、縦圧縮試験により、荷重-変形曲線を求め、このなかの直線部分の下限値、中間値および上限値をとり、これらの値により圧縮、接合した試験について曲げ試験を行い、その影響を決定した。

材料はトドマツ、ミズナラ、シナノキおよびブナノキの4樹種の気乾材である。

縦圧縮試験： 図-13に示すフィンガーカッターで切削した2材をかん合した20×70×140 mmの試験体(接着剤は塗布していない)について森試験機製5トンオールゼン型試験機で、試験体全長についての変形を荷重100 kgごとに1/100 mm目盛りのダイヤルゲージで測定した。この試験は縦方向に隣接した位置から採取した solid の材にも行い、フィンガージョイントの有

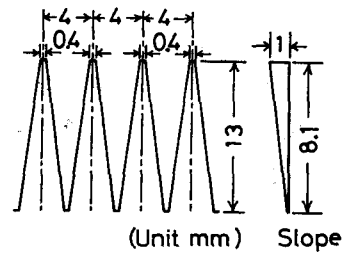


図-1 フィンガージョイントの形状・寸法

Fig. 1. Finger configuration.

無による差違を比較した。

曲げ試験： 図-2(1)に示す80(材幅b)×20(材せいh)×550(長さ)mmの材をスパン(L)500 mmとして中央集中荷重(P)による曲げ剛性試験を行い、原板のヤング係数Eを求めた。この時の荷重は曲げ応力で70 kg/cm²である。Eは次式により求められる。

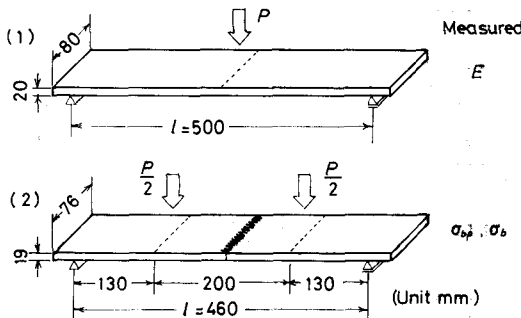


図-2 曲げ試験 (1) 原板の曲げ剛性 (2) 破壊試験
Fig. 2. Bending test (1) Flexural rigidity test before jointing (2) Destructive test.

$$E = \frac{Pl^3}{48\delta l} \quad (1)$$

ここに δ は荷重 P のときのスパン中央部におけるたわみ, I は中立軸に関する断面二次モーメントで $I = bh^3/12$ である。

つぎにこれらの試験体を中央で切断し, フィンガーカッターで切削後, 接着剤を塗布し上述の縦圧縮試験における荷重-変形曲線の直線部の下限, 中間および上限の3種の圧縮圧により圧縮し, 図-2(2)に示す寸法に仕上げ, 曲げ破壊試験を行い, 曲げ比例限度 σ_{bp} および曲げ強さ σ_b をそれぞれ次式から求めた。

$$\sigma_{bp} = \frac{M_p}{Z} \quad (2)$$

$$\sigma_b = \frac{M_{max}}{Z} \quad (3)$$

ここに M_p : 比例限における曲げモーメント, M_{max} : 最大曲げモーメントで, この場合 $M = 6.5P$ kgcm, Z : 断面係数で $Z = bh^2/6$ である。

試験体数は1樹種12体である。

2.3 集成材用ラミナの接合試験

この試験はラミナと集成材について行った。

ラミナの接合効率試験は図-3に示すように, 水平型と鉛直型について, エゾマツおよびミズナラ材をそれぞれ10枚ずつ用い, まず同図(1)のように75×22mm断面の原板の比重 r_u およびヤング係数 E を測定し, 中央から切断, フィンガージョイントした後, 同様の方法でヤング係数 E' を測定(2), つぎに3等分点荷重による曲げ破壊試験を行い, 曲げ比例限度 σ'_{bp} , 曲げ強さ σ'_b および破壊時のたわみ δ_{max} を求めた。たわみの測定は試験体の中央にとりつけた1mm目盛りの物差しによった。この試験で接合部以外の部分で破壊したものは, その値をそのまま原板の強さとし, 接合部で破壊したものについては残材の一部について(4)に示すように曲げ破壊試験を行い, 原板の曲げ比例限度 σ_{bp} および曲げ強さ σ_b を求めた。

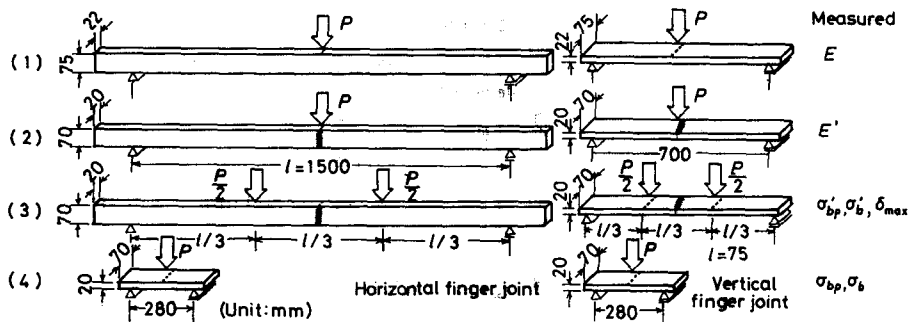


図-3 ラミナ試験体の形状寸法および試験方法 (1) 原板剛性試験 (2) 接合試験体剛性試験 (3) 同曲げ破壊試験 (4) 原板曲げ試験

Fig. 3. Sizes of laminae and testing method (1) Flexural rigidity test before jointing (2) That after jointing (3) Destructive test (4) Bending test for control taken from non-destructive part of the specimen.

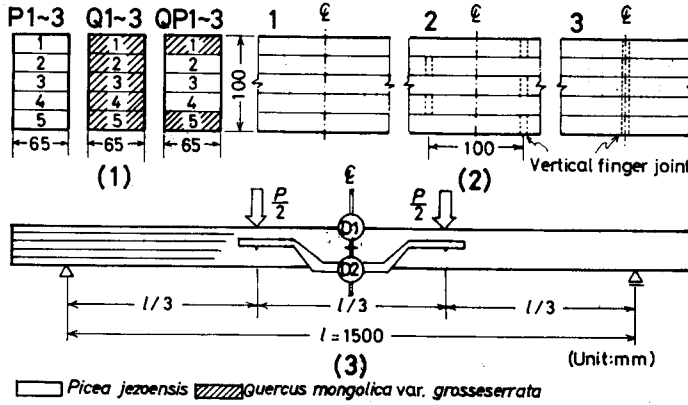


図-4 集成材の構成および試験方法 (1) 横断面 (2) フィンガージョイントの位置 (3) 試験方法, D1はスパン全長についての中央部たわみ測定用ダイヤルゲージ, D2は荷重点間用

Fig. 4. Arrangement of laminae in glued laminated wooden beams and testing method (1) Cross sections (2) Positions of finger joints (3) Bending test, D1: dial gage for measuring mid-span deflection all over the span, D2: that for deflection between two loading points.

以上の各値は式 (1), (2), (3) から求められる。

つぎに、集成材におけるフィンガージョイントの影響を図-4に示すように試験した。集成材は20mm厚ラミナ5層のせい100mm幅65mm断面のもので、エゾマツラミナのみによるもの(P1~3)、ミズナラのみ(Q1~3)、ミズナラを面材にエゾマツを芯材にした複合(QP1~3)の各3体、合計9体である。同図(2)に示すように、各3本のうち、1はジョイントのないもの、2は中央部に100mm間隔で交互にジョイントが配置され、3は中央部の1線上にジョイントのあるものとした。これらについて同(3)に示すような曲げ試験を行い、スパン全長における中央たわみ(D1による δ_i)、荷重点間の同(D2による δ_m)をそれぞれダイヤルゲージ(30mmストローク、1/100mm読み)で荷重100kgごとに比例限度がわかるまで測定した(森試験機製2トンオルゼン型試験機使用)。破壊試験は容量の関係でアムスラー社製150トン試験機で、同様の方法で行い、この場合はスパン全長についての中央たわみを1mm目盛り物差しで、荷重250kgごとに破壊時まで測定した。この試験における曲げ比例限度 σ_{bp} は(2)式、曲げ強さ σ_b は(3)式により求められ、荷重点間のたわみ δ_m からのヤング係数 E'_m は次式により計算される。

$$E'_m = \frac{Pl^3}{432\delta_m I} \tag{4}$$

この試験では集成材を構成するラミナのヤング係数 E_i をもとに、その集成材の中立軸に対する曲げ剛性 $E_i I_i$ により集成材の曲げ剛性 $\bar{E}I$ を

$$\bar{E}I = \sum E_i I_i \tag{5}$$

により求め、さらにスパン全長についてのたわみ δ_i (せん断付加たわみを含む)を次式⁷⁾により

計算し、実測値 δ_l と比較した。

$$\delta_l = \frac{23Pl^3}{1296EI} \left[1 + \frac{54}{115\varphi} \left(\frac{h}{l} \right)^2 \left(2\alpha \frac{E_f}{G_f} + \beta \frac{E_c}{G_c} \right) \right] \quad (6)$$

ここに、 E_f/G_f は面材 (ミズナラ) のヤング係数とせん断弾性係数との比で、平均値を用い一律に 12.7、 E_c/G_c はコア材 (エゾマツ) の値で 20 として計算した。 $K = E_c/E_f$ 、 $t_0 = t/h$ (t は面材の厚さで、ここでは $t_0 = 0.2$) とおけば、 φ 、 α 、 β などはずぎのようになる。

$$\begin{aligned} \varphi &= \frac{1-K}{8} \{ 1 - (1-2t_0)^3 \} \\ \alpha &= 8U_1^3 - 15U_1U_2 + 10U_1^2U_2^2 - 3U_2^3 \\ \beta &= 2KU_2(15C^2 - 10CU_2^2 + 3U_2^3) \\ U_1 &= \frac{1}{2}, \quad U_2 = \frac{1}{2} - t_0 \\ C &= \{ 1 - 4(1-K)U_2^2 \} / 4K \end{aligned}$$

2.4 204 材の接合試験

本接合法を枠組壁工法構造材の 204 材 (寸法: 未乾燥材 40×90 mm, 含水率 19% 以下の乾燥材で 38×89 mm) への適用を試みた。

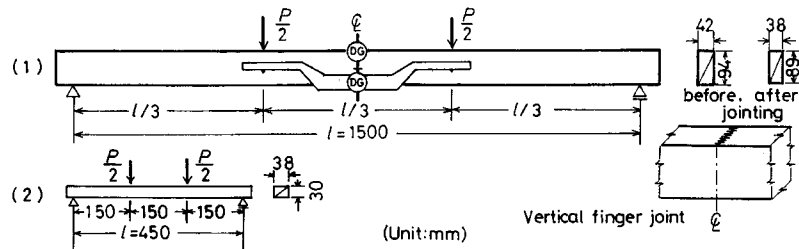


図-5 フィンガージョイントした 204 材の曲げ試験方法 (1) 204 材の曲げ剛性および破壊試験 (2) 試験終了後非破壊部から採取したコントロール材の試験

Fig. 5. Bending test for 2''×4'' lumber (1) Tests of flexural rigidity and bending strength for 2''×4'' lumber (2) Bending test for control specimen taken from nondestructive part in the 2''×4'' lumber tested.

材料は北海道大学雨竜地方演習林産のトドマツ気乾材で、まず 42×94×1720 mm の曲げ試験用試験体を 10 体作製し、図-5 に示すような曲げ剛性試験を行い、スパン全長についてのたわみ δ_l および荷重点間の同 δ_m を測定し、これらからヤング係数 E_l および E_m をそれぞれ求めた。 E_l は (7) 式により E_m は (4) 式により求められる。

$$E_l = \frac{23Pl^3}{1296\delta_l I} \quad (7)$$

つぎに中央部で切断し、フィンガージョイントした後、断面を 38×89 mm に仕上げ、同様の試験により E'_l および E'_m を求めた。この時の曲げ応力は 125 kg/cm² であった。さらに同方

法による曲げ破壊試験を行い、曲げ比例限度 σ_{bp} および曲げ強さ σ_b を求めた。この場合、荷重は試験体の狭い面にかかけられ (edgewise loading), フィンガージョイントは鉛直型となる。

続いて各試験体の非破壊部から $38 \times 30 \times 500$ mm の試験体を 1 体ずつ採取し、(2) に示す方法で曲げ破壊試験を行い、曲げ比例限度 σ_{bp} および曲げ強さ σ_b を求めた。

縦圧縮試験は曲げヤング係数が 105 および 108×10^3 kg/cm² の $43 \times 96 \times 1600$ mm 寸法の 2 本の材料から 7 体 (うち 5 体はフィンガージョイント, 他 2 体はコントロール) 作製した試験体について行った。

図-6 に示すように長さ 300 mm の短柱の中央 100 mm 区間にフィンガージョイントを入れ、この区間の縮み量を鏡式エックステンソメーターで荷重 500 kg ごとに測定し、コントロールおよび接合試験体について、それぞれヤング係数 E, E' , 圧縮比例限度 $\sigma_{cp}, \sigma'_{cp}$ および圧縮強さ σ_c, σ'_c を求めた。これらは次式により求められる。

$$E = \frac{Pl}{A\Delta l} \tag{8}$$

$$\sigma_{bp} = \frac{P_p}{A} \tag{9}$$

$$\sigma_b = \frac{P_{max}}{A} \tag{10}$$

ここに P は比例限内荷重, l は縮み量測定区間で、この試験では 100 mm, A は断面積, Δl は荷重 P のときの l 区間についての縮み量, P_p は比例限荷重, P_{max} は最大荷重である。

2.5 振り試験

振り剛性試験は前記 204 材 (トドマツ) について、振り破壊試験は接合後の仕上げ断面 30×75 mm および 30×95 mm のトドマツ材について行った。

振り剛性試験: 図-7 (1) に示すように試験体の一端を固定し、多端に 2 個のダイヤルゲージをとりつけ、振りモーメント M_t による全区間の振り角 φ_i を測定、これより 1500 mm 区間

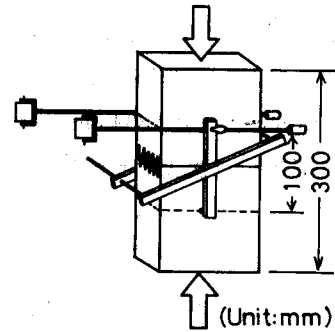


図-6 204 短柱の縦圧縮試験方法
Fig. 6. Test of compression parallel to grain for 2''x4'' short column with a finger joint.

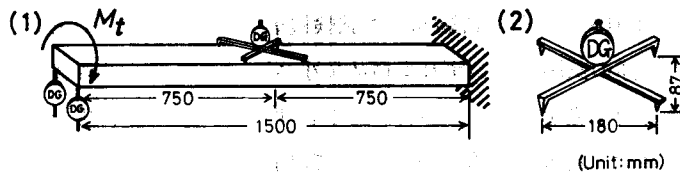


図-7 (1) 振り剛性試験方法 (2) 180 mm 区間の振り角測定器具 (上田恒可設計・製作)
Fig. 7. (1) Torsional rigidity test (2) Instrument for measuring rotation in a 180 mm length (Designed and made by K. UEDA).

についてのせん断弾性係数 G_t を求めた。さらに (2) に示す測定器具により、接合前の試験体には接合しようとする部分、接合後のものでは接合部を含む 180 mm 区間の振り角 φ_m を測定、これにより同部分のせん断弾性係数 G_m を求めた。この試験においては振りモーメント M_t を 40 kgcm ごとに 280 kgcm までかけた。このときのせん断応力は約 7 kg/cm² である。せん断弾性係数 G は次式により求められる。

$$G = \frac{M_t}{k_1 \theta a^3 b} \quad (11)$$

ここに k_1 は断面形状による係数で、この場合、接合前 (42×94 mm) で $k=0.238$ 、接合後 (38×89 mm) で $k_1=0.243$ となる。 θ は振り率で $\theta = \varphi/l$ 、 a は横断面における短辺、 b は同長辺である。

振り破壊試験：35×80×1200 mm のもの 3 体、35×105×1200 mm のもの 2 体について振り剛性試験を行い、振り角測定区間 1000 および 180 mm (接合予定部分) について、せん断弾性係数 G_t および G_m を求め、接合箇所を切断、接合後、同様の試験を行い G'_t および G'_m を求めた。以上の材から接合試験体とコントロール各 5 体 (長さ 600 mm) を採取し、北海道立林産試験場の島津製作所製ねじり試験機 RET-50 型 (能力 5,000 kgcm) で、トルク速度 10°/min、つかみ間距離 450 mm で破壊試験を行った。コントロールおよび接合試験体についてそれぞれ振り比例限度 τ_p 、 τ'_p および振り強さ τ_{\max} 、 τ'_{\max} を次式により求めた。

$$\tau_p = \frac{M_{t-p}}{k_2 a^2 b} \quad (12)$$

$$\tau_{\max} = \frac{M_{t-\max}}{k_2 a^2 b} \quad (13)$$

ここに k_2 は断面形状による係数で 30×75 mm では $k_2=0.258$ 、30×95 mm では $k_2=0.270$ となる。 a は断面における短辺、 b は同長辺、 M_{t-p} は比例限振りモーメント、 $M_{t-\max}$ は最大振りモーメントである。

2.6 衝撃曲げ試験

材料は北海道大学雨竜地方演習林産のトドマツ気乾材で、試験体寸法は 20×20×320 mm として、フィンガージョイントの鉛直型、水平型およびコントロール各 12 体である。衝撃試験の前にスパン 280 mm 中央集中荷重による曲げ剛性試験によりヤング係数 E を測定した。

衝撃曲げ試験は JIS に基づく試験機 (森試験機製ペンデュラム 10 kgm, スパン 240 mm) により行ったが、上述の試験体はいずれも極めて小さいエネルギーで破壊し、吸収エネルギーの数値の比較ではその差違を明確につかむことがむずかしいものと判断し、ペンデュラムの保持角度を変えて、まず 1 kgm の衝撃エネルギーで試験し、破壊しなかったものについては漸次 2, 3 kgm とあげて破壊するまで試験した。ここでの比較は各衝撃エネルギーでの破壊本数によった。

2.7 コーナージョイント試験

フィンガージョイント工法を窓枠、椅子、テーブルなどの仕口として用いるときの性能を基礎試験としてL型試験体、応用試験として門形ラーメン試験体について検討した。

L型試験体、ラーメン試験体ともに部材断面は50×50 mmで、3層トドマツ集成材である。トドマツラミナについて測定したヤング係数から3層集成材の曲げ剛性を計算によって求め、これより各試験体の弾性変位を計算した。

L型試験体：図-8に示す。荷重は圧縮型および引張型とし、各5体ずつ試験した。この試験体を森試験機製5トンオルゼン型試験機にとりつけ、荷重10 kgごとに図示の3箇所にセットしたダイヤルゲージ(30 mm ストローク, 1/100 mm 読み)で変位を測定した。この変位の部材剛性からの計算値は $\delta = \int MM/EI dx$ により、つぎのように求められる。

$$\delta_r = \frac{P(S-r)^2(2S+r)}{6EI} \tag{14}$$

ここに δ_r は荷重点から距離 r の点における変位、 S は荷重点から部材の交点までの距離、 EI は部材の曲げ剛性である。ただし、これは2部材が完全に剛に接合されているという仮定に立っている。この場合の曲げモーメント図を図-9に示す。

破壊するまで荷重を増し、比例限曲げモーメント M_p 、最大曲げモーメント M_{max} 、部材曲げ応力 $\sigma_b = M_{max}/Z$ を求めた。

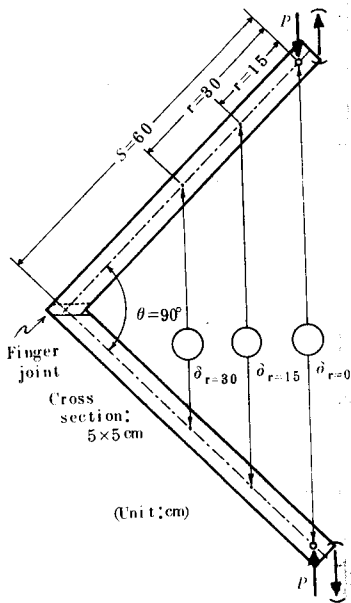


図-8 L型試験体
Fig. 8. L-type specimen.

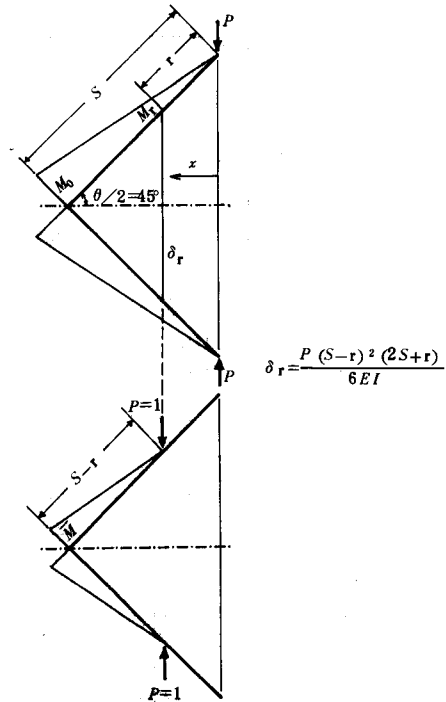
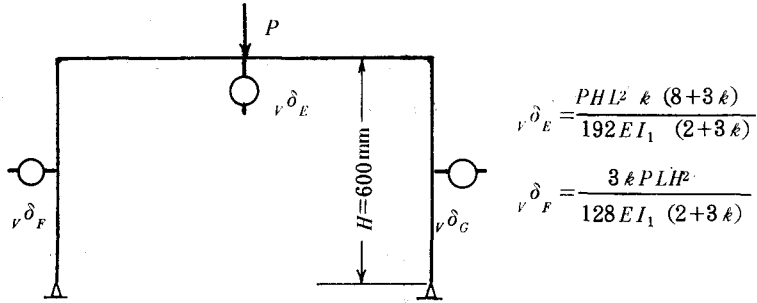


図-9 L型試験体のMおよびMM図
Fig. 9. M and MM diagrams for L-type specimens.

門形ラーメン試験体：断面50×50 mm トドマツ3層集成材からなる部材のフィンガージョイントによるスパン1000 mm，高さ600 mmのもので，両脚の支持はピン条件とした。脚の支持にはその条件を満足する金具を用い，これをアンカーしたチャンネル上にボルトで固定した。試験体は10体で，各5体ずつを鉛直ならびに水平荷重で試験した。

鉛直荷重による剛性試験は図-10(1)に示すように梁材の中央部に集中荷重をかけた。荷重は東京衡機製構造物負荷装置(5トン油圧ジャッキ1個使用)により，荷重の読みの精度を高める

(1) Vertical load



(2) Horizontal load

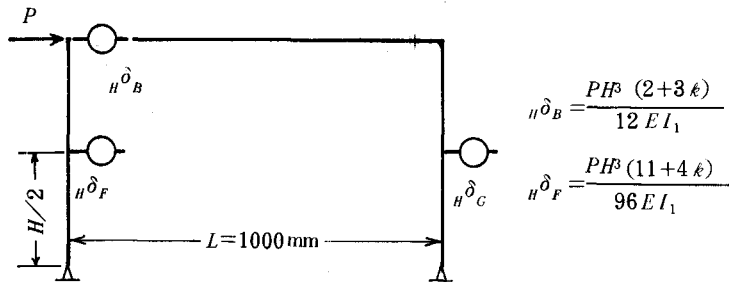


図-10 門形ラーメン試験体における変位測定位置

Fig. 10. Positions of dial gages for measuring displacements in tests for quadrangular frames.

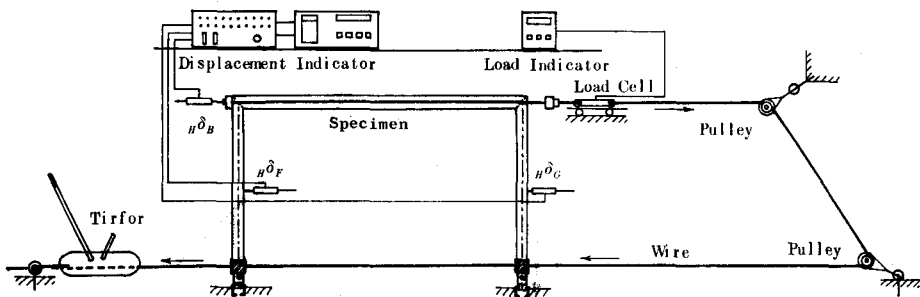
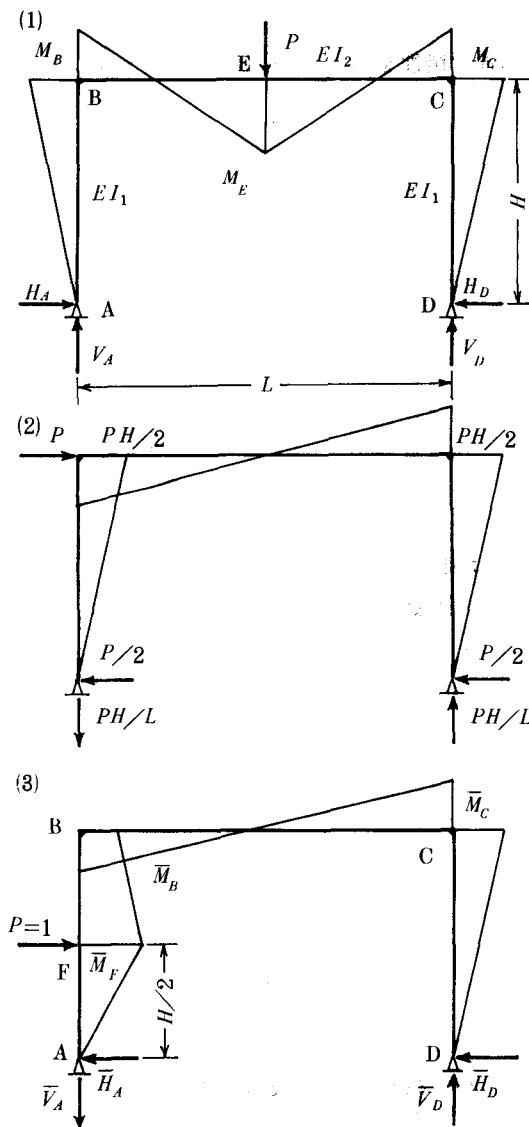


図-11 門形ラーメン試験体の水平荷重試験方法

Fig. 11. Method of vertical load test for quadrangular frames.

ため、ジャッキと試験体間に新興通信工業(株)製圧縮型2トンロードセル(LC-2A)を置き、荷重を同社製静ひずみ指示計(PS-7005型)を用い1kg単位で読んだ。変位は荷重点直下および両脚の中央部でそれぞれダイヤルゲージ(30mmストローク、1/100mm読み)で荷重20kgごとに部材の曲げ応力が180kg/cm²に達するまで測定した。この180kg/cm²は針葉樹II類上級構造材の短期の応力に対する曲げ許容応力度 sfb である。破壊試験も同様の方法で行った。

水平荷重による試験は図-11に示すような装置で行い、負荷はチルホールにより手動で行



部材ABおよびCDの曲げ剛性 EI_1

部材BCのそれを EI_2

$$\ell \frac{EI_2}{L} = \frac{EI_1}{H}$$

とする

(1)において

$$V_A = V_D = 0.5P$$

$$H_A = H_D = \frac{3\ell PL}{8H(2+3\ell)}$$

$$M_B = M_C = \frac{3\ell PL}{8(2+3\ell)}$$

$$M_E = \frac{PL(4+3\ell)}{8(2+3\ell)}$$

(3)において

$$\bar{V}_A = \bar{V}_D = H/2L$$

$$\bar{H}_A = \frac{3(7+12\ell)}{16(2+3\ell)}$$

$$\bar{H}_D = \frac{11+12\ell}{16(2+3\ell)}$$

$$\bar{M}_F = \frac{3H(7+12\ell)}{32(2+3\ell)}$$

$$\bar{M}_B = \frac{H(5+12\ell)}{16(2+3\ell)}$$

$$\bar{M}_C = \frac{H(11+12\ell)}{16(2+3\ell)}$$

図-12 門形ラーメン試験体のMおよびM-bar図

Fig. 12. M and \bar{M} diagrams for quadrangular frames.

った。荷重は新興通信工業(株)製引張型2トンロードセル(LT-2A)を用い、前記静ひずみ指示計により読んだ。変位は荷重点と両脚の中央部にそれぞれ(株)共和電業製変位変換器DT-100A(ストローク100mm, 読み約0.03mm)を用い、これを同社製自動多点切換器ASB-50Aを通し、デジタルひずみ測定器SD-500Aに記録させた。剛性試験では荷重10kgごとに変位を測定、部材の曲げ応力が 180 kg/cm^2 に達する荷重120kgまで2回繰返し、3回目に破壊試験を行った。

この門形ラーメンにおける支点反力(V)および曲げモーメント(M)はつぎのように求められる。

図-12において部材ABおよびCDの曲げ剛性を EI_1 、部材BCのそれを EI_2 とし

$$k \frac{EI_2}{L} = \frac{EI_1}{H} \quad (15)$$

とおく。

同図(1)に示す鉛直荷重の場合

$$V_A = V_D = 0.5P \quad (16)$$

$$H_A = H_D = \frac{3kPL}{8H(2+3k)} \quad (17)$$

$$M_B = M_C = \frac{3kPL}{8(2+3k)} \quad (18)$$

$$M_E = \frac{PL(4+3k)}{8(2+3k)} \quad (19)$$

(2)に示す水平荷重の場合はこれらの値は図示のとおりとなる。

(3)は両脚の中央部の変位を求めるための \bar{M} 図で、各値はつぎのようになる。

$$-\bar{V}_A = \bar{V}_D = H/2L \quad (20)$$

$$\bar{H}_A = \frac{3(7+12k)}{16(2+3k)} \quad (21)$$

$$\bar{H}_D = \frac{11+12k}{16(2+3k)} \quad (22)$$

$$\bar{M}_F = \frac{3H(7+12k)}{32(2+3k)} \quad (23)$$

$$\bar{M}_B = \frac{H(5+12k)}{16(2+3k)} \quad (24)$$

$$\bar{M}_C = \frac{H(11+12k)}{16(2+3k)} \quad (25)$$

以上により各荷重条件における変位(δ)はつぎのように計算される。

図-10(1)の鉛直荷重によるE、FおよびG点の変位はそれぞれ曲げモーメントによるもののみについて $\delta = \int \bar{M}M/EI \, dx$ により求めればつぎのようになる。

$$v\delta_E = \frac{PHL^2 k(8+3k)}{192EI_1(2+3k)} \quad (26)$$

$$v\delta_F = v\delta_G = \frac{3kPLH^2}{128EI_1(2+3k)} \quad (27)$$

同(2)の水平荷重によるB, FおよびG点の変位も同様に求めればつぎのようになる。

$$H\delta_B = \frac{PH^3(2+3k)}{12EI_1} \quad (28)$$

$$H\delta_F = H\delta_G = \frac{PH^3(11+4k)}{96EI_1} \quad (29)$$

3. 結果および考察

3.1 適正圧締圧

図-13に示すようなフィンガーカッターで切削した2材を接着剤なしでかん合せた縦圧縮試験体とコントロールとしての solid 材についての荷重—変形の関係は同図にプロットしたようになる。接合部のある場合、とくに初期の変形量が大きい。これは接合部が充分かん合されていないためで、荷重1トン近くになって両者は直線関係となり、2~4トン程度まで続く。これ以上になると再び変形量は増大し、接合部に何らかの破壊が生じたものと考えられる。こ

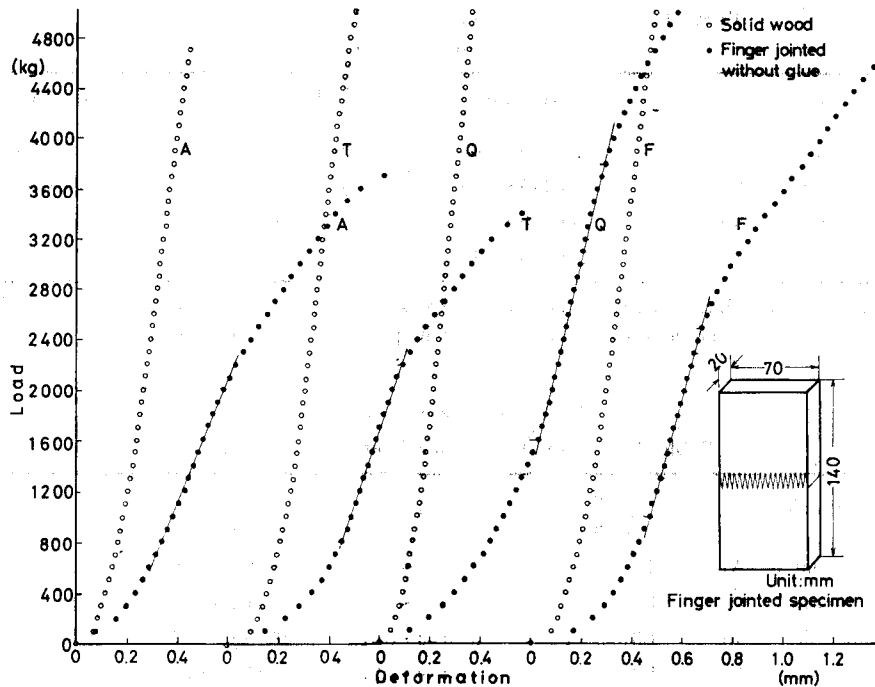


図-13 縦圧縮における荷重—変形曲線

Fig. 13. Load-deformation curves in compression parallel to grain.
(A: Todo-matsu, T: Shinanoki, Q: Mizu-nara, F: Bunanoki)

の応力値は solid 材の比例限度よりもかなり小さい。この縦圧縮における荷重—変形曲線の直線部に適正な圧縮圧があるという予想から、この直線部における下限、中間および上限値をとり、これらの応力値で圧縮、接合した材について接合効率を確かめたものである。

試験によって求めた3種類の応力値は表-1に示すとおりである。

ここで、平均値でみると、トドマツとシナノキはほぼ同じで約 50, 100, 150 kg/cm² である。ミズナラが最も大で、125, 205, 290 kg/cm²、ブナノキはこれより約 50 kg/cm² ずつ小である。

以上の値を圧縮圧として同じ種類の樹種の材の曲げ試験を行ったが、その材料の性質を表-2に、結果を表-3に示す。

結果を樹種別にまとめるとつぎのようになる。

トドマツ： 曲げ強さは圧縮に下限値を用いたもので最小 613, 平均 680, 中間値で 757, および 867, 上限値で 630 および 713 kg/cm² で、いずれも十分な強度がでているといえる。木破率においても問題ない。

ミズナラ： 曲げ強さは 718 kg/cm² 以上で、木破率もいずれの圧縮圧によっても充分といえる。曲げ強さの値が圧縮圧最大のものにおいて他より若干低い、これはそのヤング係数 E

表-1 縦圧縮比例範囲内の応力値

Table 1. Stresses in proportional range in compression parallel to grain (kg/cm²)

Species	Lower limit	Middle	Upper limit
Todo-matsu (A)	50 (45~65)	105 (95~130)	165 (145~195)
Mizu-nara (Q)	125 (115~140)	205 (200~220)	290 (280~325)
Shinanoki (T)	60 (50~70)	105 (95~120)	150 (130~170)
Bunanoki (F)	75 (70~80)	155 (130~170)	240 (190~270)

(Remarks) (A): *Abies sachalinensis*, (Q): *Quercus mongolica* var. *grosseserrata*, (T): *Tilia japonica*, (F): *Fagus crenata*, The figures in parentheses show the range.

表-2 曲げ試験体の性質

Table 2. Properties of specimens for bending test

Species	R_W (mm)	r_u	u (%)	E (10 ³ kg/cm ²)
Todo-matsu (A)	2.2 (1.2~3.3)	0.43 (0.39~0.48)	11.1 (10.2~11.9)	117 (84~153)
Mizu-nara (Q)	1.6 (0.6~2.3)	0.70 (0.61~0.78)	12.1 (11.2~13.4)	133 (83~169)
Shinanoki (T)	1.3 (0.9~1.5)	0.46 (0.43~0.47)	10.9 (9.8~11.7)	104 (95~119)
Bunanoki (F)	1.8 (1.4~2.5)	0.65 (0.59~0.71)	12.6 (11.2~14.0)	107 (80~128)

(Remarks) R_W : Average width of annual rings, r_u : Specific gravity at the time of test, u : Moisture content and E : Modulus of elasticity. Number of specimens is 12 in each species.

表-3 曲げ試験結果
Table 3. Results of bending test

Species	Pressure* (kg/cm ²)	<i>E</i> (10 ³ kg/cm ²)	σ_{bp} (kg/cm ²)	σ_b (kg/cm ²)	σ_b/E (10 ⁻³)	W.F. (%)
Todo-matsu (A)	50	117 (115~120)	504 (463~553)	680 (613~707)	5.8 (5.3~6.1)	99 (95~100)
	105	144 (139~153)	627 (601~685)	867 (757~966)	6.0 (5.0~7.0)	80 (20~100)
	165	92 (84~99)	472 (457~505)	713 (630~758)	7.8 (7.5~8.4)	99 (95~100)
Mizunara (Q)	125	148 (138~159)	581 (518~655)	1052 (1023~1097)	7.2 (6.6~7.5)	78 (60~90)
	205	155 (140~169)	710 (662~803)	1184 (1110~1294)	7.7 (7.3~7.9)	63 (50~70)
	290	97 (83~112)	438 (377~517)	854 (718~983)	8.8 (8.2~9.3)	93 (80~100)
Shinanoki (T)	60	107 (99~119)	439 (379~498)	600 (521~669)	5.7 (4.7~6.8)	51 (15~100)
	105	101 (95~107)	418 (414~423)	571 (518~634)	5.7 (5.3~6.5)	65 (50~90)
	150	107 (97~119)	423 (408~453)	563 (551~571)	5.3 (4.6~5.9)	63 (30~80)
Bunanoki (F)	75	95 (80~110)	423 (375~478)	741 (591~860)	7.8 (7.4~8.5)	71 (50~95)
	155	126 (121~128)	553 (507~605)	933 (804~979)	7.4 (6.4~8.1)	65 (30~100)
	240	102 (94~115)	413 (380~453)	732 (587~920)	7.1 (5.9~8.0)	100 (100~100)

(Remarks) * At assembly, *E*: Modulus of elasticity, σ_b : Modulus of rupture, σ_{bp} : Stress at proportional limit, W.F.: Wood failure.

の値からわかるようにこのグループの材料の性能が他より劣っていたためである。

シナノキ: 曲げ強さの最小値が 518 kg/cm² で他樹種より若干劣り、木破率もやや不足のものがあるが、この程度の値が確保されればいずれの圧縮圧によっても十分な接合効率がえられるといえよう。

ブナノキ: 強度、木破率ともいずれの圧縮圧によっても充分である。

以上の4樹種について総括すると、曲げ強さおよび木破率からみて、上述の下限の応力値を圧縮圧としても充分であるといえる。しかし、この場合、トドマツおよびシナノキのように比較的軟い材のものではフィンガーのチップのさき間にすき間はみられないが、ミズナラおよびブナノキのようにやや硬い材ではそれが見られることが多く、このような材には上述の中間値が適正な圧縮圧であると考えられる。

縦方向の接合における適正圧縮圧は部材の断面について、トドマツ 50 kg/cm²、ミズナラ 200 kg/cm²、シナノキ 60 kg/cm²、ブナノキ 150 kg/cm² が推しようされる。

3.2 集成材用ラミナの接合性能

まず、ラミナの接合試験の結果について述べる。

鉛直型および水平型フィンガージョイントについての結果をそれぞれ表-4 および 5 に示す。剛性についての接合効率を E'/E の比でみると、最小 0.86、平均 0.94~0.99 であるので、接合後もほとんど変わっていないといえる。強さに関しては曲げ比例限度に σ'_{bp}/σ_{bp} の値として 0.61 があるが、接合部分と原板試験体との材質の差があることも考慮すれば、平均値は 0.91~0.99 であるので、これも十分な接合効率といえる。曲げ強さでは σ'_b/σ_b はエゾマツ 0.65 以上平

表—4 鉛直型フィンガージョイントしたラミナの曲げ試験結果

Table 4. Bending test results for laminae with vertical finger joint

No.	R_w (mm)	r_u	u (%)	Jointed specimen					Control*			Joining efficiency			
				E' (10^3 kg/cm 2)	σ'_{dp} (kg/cm 2)	σ'_b (mm)	δ_{max} (%)	W.F.	Type of failure	E (10^3 kg/cm 2)	σ_{dp} (kg/cm 2)	σ_b	$\frac{E'}{E}$	$\frac{\sigma'_{dp}}{\sigma_{dp}}$	$\frac{\sigma'_b}{\sigma_b}$
P-1	1.6	0.41	13.3	85	397	588	53	100	T	87	(397)	(588)	0.97	1.00	1.00
2	1.9	0.43	13.6	83	401	634	57	95	T.F.	90	456	779	0.92	0.88	0.81
3	1.9	0.42	12.0	95	473	643	49	90	"	96	451	775	0.99	1.05	0.83
4	2.3	0.39	12.1	94	467	585	44	80	"	99	418	747	0.96	1.12	0.78
5	2.6	0.42	12.9	109	544	703	43	70	"	109	605	875	1.00	0.90	0.80
6	2.0	0.48	12.9	119	505	631	34	100	T	124	(505)	(631)	0.96	1.00	1.00
7	2.3	0.49	13.2	126	502	690	33	100	T.F.	124	599	998	1.02	0.84	0.69
8	2.3	0.45	12.6	120	462	695	34	50	"	125	488	835	0.96	0.95	0.83
9	2.4	0.47	13.3	118	573	674	33	100	"	137	530	803	0.86	1.08	0.84
10	2.6	0.48	12.6	122	569	689	35	100	"	139	529	777	0.88	1.08	0.89
Av.	2.2	0.44	13.0	107	489	653	41	90		113	489	781	0.95	0.99	0.85
Q-1	0.9	0.63	13.9	75	234	520	51	100	S.L.	74	(234)	(520)	1.01	1.00	1.00
2	0.8	0.63	13.8	78	268	553	51	100	T	81	(268)	(553)	0.96	1.00	1.00
3	0.9	0.59	13.7	80	232	608	67	100	S.L.	82	(232)	(608)	0.97	1.00	1.00
4	1.2	0.62	13.3	76	401	692	85	100	T.F.	82	421	837	0.92	0.95	0.83
5	0.9	0.65	12.5	77	369	682	68	100	T	84	(369)	(682)	0.91	1.00	1.00
6	0.6	0.67	13.3	85	339	646	64	90	T.F.	90	377	761	0.95	0.90	0.85
7	1.4	0.66	13.2	94	468	824	72	100	S.L.	98	(468)	(824)	0.96	1.00	1.00
8	1.3	0.69	12.9	109	507	942	69	100	"	114	(507)	(942)	0.96	1.00	1.00
9	2.4	0.71	13.5	112	401	847	73	100	"	127	(401)	(847)	0.88	1.00	1.00
10	1.4	0.71	13.1	122	538	839	57	100	T.F.	132	605	1107	0.92	0.90	0.76
Av.	1.2	0.66	13.3	91	379	715	66	99		97	388	768	0.94	0.98	0.94

(Remarks) Control*: E was measured before joining, and σ_{dp} & σ_b were obtained from a clear specimen taken from nondestructive part of the jointed specimen, P: *Picea jezoensis*, Q: *Quercus mongolica* var. *grosseserrata*, T: Tension in clear part, T.F.: Tension from finger joint, S.L.: Slope of grain.

表-5 水平型フィンガージョイントしたラミナの曲げ試験結果
 Table 5. Bending test results for laminae with horizontal finger joint

No.	R_w (mm)	r_u	u (%)	Jointed specimen						Control			Joining efficiency		
				E' (10^3 kg/cm 2)	σ'_{bp} (kg/cm 2)	σ'_b	δ_{max} (mm)	W.F. (%)	Type of failure	E (10^3 kg/cm 2)	σ_{bp} (kg/cm 2)	σ_b	$\frac{E'}{E}$	$\frac{\sigma'_{bp}}{\sigma_{bp}}$	$\frac{\sigma'_b}{\sigma_b}$
P-11	2.0	0.43	13.3	104	421	586	47	70	T.F.	101	420	825	1.03	1.00	0.71
12	2.1	0.38	11.9	101	344	494	39	60	"	101	448	734	1.00	0.77	0.67
13	2.0	0.39	11.8	94	379	533	39	20	"	107	491	788	0.88	0.77	0.68
14	2.1	0.43	11.3	116	418	635	50	30	"	115	375	720	1.01	1.11	0.88
15	2.5	0.44	12.9	126	455	584	36	40	"	125	449	821	1.01	1.01	0.71
16	2.4	0.42	11.8	128	419	611	41	90	"	126	526	839	1.02	0.80	0.73
17	1.5	0.45	11.8	122	460	670	45	100	S.L.	127	(460)	(670)	0.96	1.00	1.00
18	2.0	0.44	11.9	133	457	645	42	40	T.F.	134	523	834	0.99	0.87	0.77
19	1.9	0.47	11.8	139	548	641	33	10	"	136	608	982	1.02	0.90	0.65
20	2.0	0.46	11.7	136	536	689	42	0	"	140	607	1026	0.97	0.88	0.67
Av.	1.9	0.43	12.0	120	444	609	41	45		121	491	824	0.99	0.91	0.75
Q-11	0.4	0.53	13.3	52	229	343	53	100	T	54	(229)	(343)	0.98	1.00	1.00
12	1.4	0.61	13.0	69	266	441	52	100	S.L.	73	(266)	(441)	0.95	1.00	1.00
13	0.5	0.61	13.6	71	229	405	46	100	"	73	(229)	(405)	0.97	1.00	1.00
14	1.0	0.60	12.7	89	305	602	75	100	"	92	501	736	0.97	0.61	0.82
15	3.2	0.71	13.1	93	343	733	85	90	T.F.	96	450	761	0.97	0.76	0.96
16	1.1	0.63	13.7	98	371	687	66	100	T	99	(371)	(687)	0.99	1.00	1.00
17	3.6	0.76	13.0	122	411	805	70	90	T.F.	119	473	875	1.03	0.87	0.92
18	1.0	0.75	13.8	127	536	807	54	100	S.L.	134	(536)	(807)	0.95	1.00	1.00
19	1.3	0.74	12.9	137	537	951	69	90	T.F.	132	455	850	1.04	1.18	1.12
20	1.2	0.78	12.7	163	578	747	35	40	"	165	606	1127	0.99	0.95	0.66
Av.	1.5	0.67	13.2	102	380	652	61	90		104	412	703	0.98	0.94	0.95

均 0.75~0.85, ミズナラ 0.66 以上平均 0.94~0.95 で, 前者が若干低い, 接合効率が 65% 以上であることは, 米国における構造用材の規格で joists and planks の最高の等級である select structural の強度比を 65% としていることと一致し, このフィンガージョイント工法により同等級が保証される構造材を下等級のものから生産できることになる。上述の結果においてエゾマツの接合効率 (σ_b/σ_0) が若干低かったのはミズナラ接合工程 (圧縮圧はエゾマツに合せ下げた) にエゾマツを入れたために, 接着剤の調整などエゾマツにとって最適条件でなかったことによると考えられる。しかし, エゾマツ試験体の曲げ強さ σ_b は最小 494, 平均 609~653, 最大 703 kg/cm² であり, さらに上述の $\sigma_b/\sigma_0=0.65$ のものも σ_b は 641 kg/cm² あり, 十分な値であるといえる。これらは破壊において, 水平型で 1 体が完全に接合部から剝離したが, 他は接合部破壊のものでも木破率は 10~90, 平均 45% あり, また鉛直型では 50~100, 平均 90% であった。

ミズナラの接合効率は非常によく, 木破率は水平型で 40% と 50% のものが各 1 体あったが, 鉛直型を含め他はすべて 90~100% で, 接合はほぼ完全に行われたとみてよい。鉛直・水平型計 20 体のうち 12 体が接合部以外の材部で破壊した。 σ_b/σ_0 の値が 0.66 のものがあるが, この原板の曲げ強さ σ_0 は 1127 kg/cm² あり, 接合試験体の同 σ_b が 747 kg/cm² であったものである。また, σ_b が最小の 343 kg/cm² のものは平均年輪幅 0.4 mm, ヤング係数 54×10^3 kg/cm² のヌカ目材で, 接合部以外の部分で曲げ破壊したものである。このように原板の曲げ強さが 1000 kg/cm² 以上のものでは接合効率は若干落ちるが, その曲げ強さの値はいずれも 750~850 kg/cm² あり, 十分な接合といえる。

また, 破壊前の変形量 δ_{max} も大きく, その数値には樹種特性が現れ, ミズナラの方が大きい。

つぎに, フィンガージョイントしたラミナによる集成材の曲げ試験結果について述べる。

集成材におけるラミナの配列を表-6 に示す。フィンガージョイントしたものについては原板のときと接合後のヤング係数 E および E' を併記したが, 前述のようにほとんど変化なく, 集成材のヤング係数 \bar{E} (表-6 の E または E' 欄の all の値) はいずれをもとにして計算してもよいといえる。

試験結果を表-7 に示す。

まず, エゾマツのみの集成材では 3 体とも \bar{E} がほぼ同じであるので, σ_{bp} および σ_b を比較すると前者は 3 体ともほぼ同じであるが, 後者は P3 が他の約 85% である。P3 の破壊は下面材の接合部の引張破壊によったが, 破壊は一枚のみでとまっており, ジョイント集中による影響はほとんどみられなかった。この強度低下は材質と下面材の接合部の強度によると考えられる。ミズナラのみの場合, \bar{E} に差があるが, σ_b は接合方法に関係なく, \bar{E} にほぼ比例し, σ_b/\bar{E} の値はほぼ一定となり, フィンガージョイントの影響は明らかでない。ただ, 最大たわみ量は Q3 が少かった。

表—6 集成材構成ラミナの性質

Table 6. Properties of laminae in glued laminated beams

Beam No.	R_W (mm)	r_u	E (10^3kg/cm^2)	Beam No.	R_W (mm)	r_u	E (10^3kg/cm^2)	E'	Beam No.	R_W (mm)	r_u	E (10^3kg/cm^2)	E'
P 1-1	2.2	0.44	142	P 2-1	1.5	0.44	143	138	P 3-1	1.6	0.47	141	147
2	2.5	0.44	129	2	2.0	0.43	137	138	2	2.6	0.44	130	135
3	0.9	0.43	105	3	2.0	0.44	119	118	3	2.2	0.39	107	111
4	1.8	0.43	132	4	1.3	0.42	131	123	4	2.1	0.40	121	130
5	2.6	0.45	136	5	2.0	0.46	152	148	5	2.6	0.44	141	142
all	2.0	0.44	137	all	1.8	0.44	144	140	all	2.2	0.43	137	142
Q 1-1	1.8	0.79	147	Q 2-1	0.8	0.67	106	110	Q 3-1	5.0	0.73	104	101
2	1.1	0.74	106	2	1.1	0.64	92	88	2	0.9	0.68	83	87
3	0.9	0.60	85	3	2.3	0.66	70	70	3	2.8	0.71	65	65
4	1.0	0.65	117	4	1.2	0.62	107	91	4	0.9	0.58	90	93
5	2.2	0.72	148	5	1.2	0.65	105	103	5	0.9	0.60	104	101
all	1.4	0.70	139	all	1.5	0.63	104	102	all	2.1	0.66	100	98
QP 1-1	1.0	0.71	127	QP 2-1	1.8	0.85	167	162	QP 3-1	1.6	0.75	149	147
2	2.2	0.40	104	2	3.0	0.44	142	139	2	2.2	0.43	129	135
3	1.8	0.42	100	3	2.4	0.41	125	118	3	1.1	0.44	124	119
4	2.3	0.39	105	4	2.0	0.44	138	141	4	2.2	0.44	133	139
5	0.9	0.71	115	5	2.9	0.82	171	171	5	0.4	0.66	135	133
all	1.6	0.53	117	all	2.4	0.59	162	160	all	1.5	0.54	139	139

(Remarks) E : M.O.E. measured before jointing, E' : that after jointing.

表—7 集成材の曲げ試験結果

Table 7. Bending test results for glued laminated beams

Beam No.	r_u	E (10^3kg/cm^2)	E' (10^3kg/cm^2)	σ'_{dp} (kg/cm^2)	σ'_b (kg/cm^2)	δ_{max} (mm)	W.F. (%)	$\frac{E'}{E}$	$\frac{\delta'}{\delta}$	$\frac{\sigma'_b}{E}$	Type of failure
P 1	0.45	137	157	392	638	20	—	1.14	1.00	0.0047	Tension in clear part
P 2	0.44	140	155	390	643	28	30	1.11	0.99	0.0046	Tension from joint
P 3	0.44	142	154	391	536	22	30	1.08	1.04	0.0038	"
Q 1	0.72	139	147	459	894	52	—	1.06	1.06	0.0064	Slope of grain
Q 2	0.66	102	103	323	691	55	100	1.01	1.02	0.0068	Tension from joint
Q 3	0.67	98	99	346	622	34	100	1.00	1.03	0.0063	"
QP 1	0.53	117	119	389	644	35	—	1.02	1.07	0.0055	Slope of grain
QP 2	0.60	160	171	417	928	45	30	1.07	1.04	0.0058	Tension from joint
QP 3	0.55	139	152	345	628	23	70	1.09	1.06	0.0045	Tension in clear part

(Remarks) E : M.O.E. calculated from M.O.E. of the laminae, E' : Observed value, calculated from deflection between two loading points.

ミズナラ-エゾマツ複合集成材では \bar{E} の割合にはQP3の σ'_b がやや低く、かつ、たわみ量も少かった。しかし、 σ'_b は628 kg/cm²あり、強度的にはほぼ満足すべき値である。

破壊時のたわみ量を一般的にみると、ミズナラのみのものが最も大きく、ついで複合、エゾマツのみのももの順となる。

ヤング係数は原板からの計算値 \bar{E} よりも集成材での実測値 E' の方が若干大きくその比 E'/\bar{E} は1.00~1.14、平均1.06であった。この程度の差は実用上ほとんど問題ない。

スパン全長についての弾性たわみの実測値 δ' と計算値 δ (せん断変形を含む)はほぼ一致($\delta'/\delta=0.99\sim 1.03\sim 1.07$)し、剛性計算が高い精度で行うことを確認した。

σ'_b/\bar{E} の値はミズナラのみのもものが0.0063~0.0068で最も大、ついで複合集成材0.0045~0.0058、エゾマツのみ0.0038~0.0047の順であった

以上のように集成材の曲げ破壊試験において、フィンガージョイントのあるものは下面材のその位置から破壊したが、いずれも強度は高く、その面材への使用も差しつかえないといえよう。ただし、ここに試験したように接合部を同一位置に重ねることは強度低下につながるおそれがあるので、隣接するラミナにおける接合部は約10 cm以上離すべきである。

3.3 204材の接合性能

試験体としたトドマツ気乾材の性質を表-8に示す。

まず、曲げ試験の結果(表-9)について検討する。接合前・後のヤング係数についてみると、スパン全長についてのたわみから求めた E_i と E'_i において、その平均値が95と96×10³kg/cm²であることからわかるようにその差はないといえる。荷重点間のたわみから求めた E_m と E'_m においてもほぼ一致しているといえる。このようにヤング係数に関しては接合による変化はないと判断される。

曲げ比例限度についてはコントロールの σ_{bp} が277~406、平均354 kg/cm²であるのに対し、接合試験体の σ'_{bp} は258~375、平均313 kg/cm²である。 σ'_{bp}/σ_{bp} の平均値は0.89であるが、No.08および09の値は0.78および0.69で若干低い。これはこれら両接合試験体の圧縮側に変色があったためであると判断される。これらを考慮すれば、接合した材の曲げ比例限度は素材の90%近くの値を期待できるといえよう。

曲げ強さについてはコントロールの σ_b が523~698、平均601 kg/cm²であるのに対し、接合試験体の σ'_b は444~553、平均510 kg/cm²である。両者の

表—8 204曲げ試験体の性質

Table 8. Properties of 2''×4'' specimens for bending test

No.	R_w (mm)	r_u	u (%)
01	2.9	0.38	14.0
02	4.1	0.42	14.8
03	4.0	0.42	14.7
04	2.5	0.39	14.5
05	2.9	0.40	14.7
06	2.1	0.37	14.2
07	2.9	0.39	13.9
08	3.1	0.41	14.3
09	4.1	0.41	14.8
10	2.5	0.37	14.4
Av.	3.1	0.40	14.5

(Remarks) Species: Air-dried Todomatsu wood.

表-9 204 接合試験体の曲げ試験結果
 Table 9. Bending test results for jointed 2"×4" specimens

No.	2"×4" Specimen								Control (38×30 mm)			Jointing efficiency				
	Before jointing		After jointing						W.F. (%)	σ_{bp} (kg/cm ²)	σ_b (kg/cm ²)	$\frac{\sigma_{bp}}{\sigma_b}$	$\frac{E'_l}{E_l}$	$\frac{E'_m}{E_m}$	$\frac{\sigma'_{bp}}{\sigma_{bp}}$	$\frac{\sigma'_b}{\sigma_b}$
	E_l	E_m	E'_l	E'_m	σ'_{bp}	σ'_b	$\frac{\sigma'_{bp}}{\sigma'_b}$									
	(10 ³ kg/cm ²)		(kg/cm ²)													
01	100	127	97	116	317	544	0.58	85	355	576	0.62	0.98	0.91	0.89	0.94	
02	102	122	104	127	355	531	0.67	100	318	603	0.53	1.02	1.04	1.12	0.88	
03	99	116	99	117	375	553	0.68	80	406	683	0.59	1.00	1.00	0.92	0.81	
04	92	123	91	101	314	517	0.61	100	354	575	0.62	0.99	0.82	0.89	0.90	
05	104	126	102	123	356	540	0.66	90	395	698	0.57	0.99	0.97	0.90	0.77	
06	84	101	87	99	276	464	0.59	100	324	523	0.62	1.04	0.98	0.85	0.89	
07	92	101	93	102	298	480	0.62	100	322	556	0.58	1.02	1.01	0.97	0.86	
08	108	136	111	134	318	542	0.59	100	409	663	0.62	1.02	0.98	0.78	0.82	
09	90	102	92	103	258	485	0.53	90	375	607	0.62	1.02	1.01	0.69	0.80	
10	83	96	85	94	259	444	0.58	100	277	524	0.53	1.02	0.99	0.94	0.85	
Av.	95	115	96	112	313	510	0.61	95	354	601	0.59	1.01	0.97	0.89	0.85	

(Remarks) Species of the specimens: Todo-matsu (A), E_l & E'_l : M.O.E. obtained from the elastic deflection at the mid-point of the whole span, E_m & E'_m : M.O.E. from that between two loading points, Av. width of annual rings of the specimens: 2.1~3.1~4.1 mm, specific gravity: 0.37~0.40~0.42, Moisture content: 13.9~14.5~14.8%.

比 σ'_b/σ_b は 0.77~0.94, 平均 0.85 で十分な接合効率をもつといえる。204 材を対象とする北米の structural light framing では最高等級の select structural の曲げ強度比を 67% としているの、このフィンガージョイントしたものの接合効率が上述のように 77% 以上保証されれば、材料の欠点を除去し、フィンガージョイントすることによって、最高等級の材を作り出すことができることになる。

木破率も 80~100% の高い値を示しており、接着はほぼ完全であったといえる。また、曲げ破壊以前にすべてに圧縮破壊が生じており、最大たわみ量も 40~50 mm とかなり大きいことから、実用上十分な接合効率をもつものと判断される。また、試験体 10 中、半数が接合部以外の部分で破壊した。

つぎに長さ 300 mm の短柱の縦圧縮試験結果 (表-10) について述べる。

試験体のヤング係数に関してはコントロールとの比 E'/E が 0.96~1.04, 平均 1.02 であることから、その変化はないといえる。縦圧縮比例限度についても σ'_{cp}/σ_{cp} が 0.93~1.05, 平均 0.97, 同強さも 0.93~1.01, 平均 0.96 であり、接合による影響はほとんどみられない。

以上により、204 材を 13 mm のフィンガージョイントで接合した場合、曲げ材および圧縮材として、select structural の等級の強度比で取扱うことができるといえる。

表-10 204短柱の縦圧縮試験結果

Table 10. Test results of compression parallel to the grain for 2"×4" short columns

No.	Jointed			Control*			Joining efficiency		
	E' (10^3 kg/cm^2)	σ'_{cp} (kg/cm^2)	σ'_c	E (10^3 kg/cm)	σ_{cp} (kg/cm^2)	σ_c	$\frac{E'}{E}$	$\frac{\sigma'_{cp}}{\sigma_{cp}}$	$\frac{\sigma'_c}{\sigma_c}$
01	117	209	313	113	225	328	1.04	0.93	0.95
02	109	210	304				0.96	0.93	0.93
03	106	210	345				1.03	1.05	1.01
04	106	194	317	104	200	342	1.02	0.97	0.93
05	108	194	339				1.04	0.97	0.99
Av.	109	203	324	109	213	335	1.02	0.97	0.96

(Remarks) *: End matched specimen, σ'_{cp} & σ_{cp} : Stress at proportional limit in compression parallel to the grain, σ'_c & σ_c : Max. crushing strength.

3.4 振り性能

204材の振り剛性試験結果を表-11に示す。

測定区間1500mmについて接合前のせん断弾性係数 G_l と接合後の G'_l の比をみると、 G'_l/G_l は0.94~1.00, 平均0.97, 接合部を含む180mm区間については接合前 G_m は接合後の G'_m の0.91~1.09, 平均0.97で、接合によるせん断弾性係数の低減はないと判断される。

つぎに、振り破壊試験の結果を表-12に示す。

測定区間1000mmにおけるせん断弾性係数の接合後と接合前の比 G'_l/G_l は0.99~1.06, 平均1.02, また、180mm区間の G'_m/G_m は0.96~1.16, 平均1.06であり、前記同様、接合によるせん断弾性係数の低減はないといえる。振り破壊試験における比例限度はコントロールの τ_p が55~64, 平均58 kg/cm^2 であるのに対し、接合試験体の τ'_p は47~67, 平均52 kg/cm^2 で τ'_p/τ_p

表-11 204材の振り剛性試験結果

Table 11. Test results of torsional rigidity for 2"×4" Todo-matsu wood

No.	R_w (mm)	r_u	u (%)	E (10^3 kg/cm^2)	Before jointing		After jointing		Joining efficiency	
					G_l	G_m	G'_l	G'_m	$\frac{G'_l}{G_l}$	$\frac{G'_m}{G_m}$
					(10^3 kg/cm^2)	(10^3 kg/cm^2)	(10^3 kg/cm^2)	(10^3 kg/cm^2)		
01	2.1	0.37	14.2	84	4.8	5.0	4.6	4.7	0.96	0.94
02	2.9	0.39	13.9	92	5.2	5.3	5.1	5.8	0.98	1.09
03	3.1	0.41	14.3	108	5.8	6.4	5.6	5.8	0.97	0.91
04	4.1	0.41	14.8	90	7.3	8.4	7.3	7.8	1.00	0.93
05	2.5	0.37	14.4	83	5.1	5.2	4.8	5.1	0.94	0.98
Av.	2.9	0.39	14.3	91	5.6	6.1	5.5	5.8	0.97	0.97

(Remarks) G_l & G'_l : Modulus of rigidity for a 100 cm distance of the specimen, G_m & G'_m : that for a 180 mm distance including a part to be jointed or that jointed.

表—12 振り試験結果
Table 12. Results of torsion test

No.	Jointed specimen						Control (end matched)						Joining efficiency				
	G'_l (10 ³ kg/cm ²)	G'_m (kg/cm ²)	τ'_p (kg/cm ²)	τ' (rad)	φ'_{max} (rad)	τ'_p (rad)	G_l (10 ³ kg/cm ²)	G_m (kg/cm ²)	τ_p (kg/cm ²)	τ (rad)	φ_{max} (rad)	τ_p (rad)	τ (rad)	$\frac{G'_l}{G_l}$	$\frac{G'_m}{G_m}$	$\frac{\tau'_p}{\tau_p}$	$\frac{\tau'}{\tau}$
06	4.9	5.2	50	115	0.59	0.43	4.8	4.4	56	124	0.76	0.45	1.03	1.16	0.89	0.93	0.78
07	4.7	4.9	47	107	0.52	0.44	4.4	4.6	56	126	0.70	0.44	1.06	1.07	0.84	0.85	0.75
08	5.5	6.4	67	117	0.42	0.57	5.6	5.7	64	124	0.52	0.52	0.99	1.12	1.05	0.94	0.80
09	4.5	4.7	47	89	0.49	0.53	4.4	4.7	55	116	0.58	0.47	1.03	0.99	0.85	0.77	0.85
10	4.6	4.9	51	94	0.45	0.54	4.6	5.1		124	0.58		1.00	0.96		0.76	0.78
Av.	4.9	5.2	52	104	0.50	0.50	4.8	4.9	58	123	0.63	0.47	1.02	1.06	0.91	0.85	0.79

(Remarks) Species of specimens: Todo-matsu (A), τ'_p & τ_p : Shear stress at proportional limit in torsion, τ' & τ : Shear strength, φ'_{max} & φ_{max} : Max. rotation.

は0.84~1.05, 平均0.91である。破壊時の最大せん断応力はコントロールで116~126, 平均123 kg/cm², 接合試験体で89~117, 平均104 kg/cm², 両者の比 τ'/τ は0.76~0.94, 平均0.85となる。この値は204材の曲げに対する接合効率とほぼ同じである。なお, 表中No.10のコントロールの τ_p の値がないのはトルク-振り角チャートで比例限を判断できなかったためである。比例限度の最大せん断応力に対する比 τ_p/τ はコントロール0.47, 接合試験体0.50であった。試験体のつかみ間距離450 mmについての最大振り角はコントロール(φ_{max})で平均0.63 rad. (36.0°), 接合試験体(φ'_{max})0.50 rad. (28.6°)で, 後者が約2割低い値であった。

破壊形態は, コントロールでは広い面の中央部に1本のせん断破壊線が生じたのに対し, 接合試験体ではNo.08(コントロールと同じ形態)を除き, 2~4本の破壊線が生じた。また, その破壊はほとんどがフィンガージョイントのチップ先端を通過していた。かん合が不十分でチップ先端にすき間があるとき, またかん合が強過ぎてチップがくさびの役目をして材を割裂させたときには, せん断耐力の低下を招くことが考えられる。この試験体ではこのようなことは肉眼的には認められなかったが, 試験結果からみて, かん合の圧縮圧のせん断耐力に対する影響が非常に大きいと考えられる。

表—13 衝撃曲げ試験結果(破壊試験体数)

Table 13. Impact bending test results for 2×2 cm Todo-matsu wood
(Number of destructed specimens)

Specimen	No. of specimen	R_w (mm)	r_u	E (10 ³ kg/cm ²)	Energy of pendulum		
					1 kg m	2 kg m	3 kg m
Jointed (V)	12	2.5	0.44	105	11	1	—
Jointed (H)	12	2.6	0.43	95	10	2	—
Control	12	2.4	0.43	97	0	9	3

(Remarks) V: With vertical finger joint, H: Horizontal, R_w , r_u and E are average values, respectively, E : Measured by static flexural rigidity test before the impact bending test.

3.5 衝撃曲げ性能

結果を表-13に示す。鉛直型、水平型フィンガージョイントおよびコントロール各12体のうち、最初の1kgmの衝撃エネルギーで破壊したのは鉛直型11体、水平型10体、コントロール0、さらに残りについての2kgmの試験では鉛直型、水平型とも全部、コントロール9体が破壊、後者の残り3体は3kgmで全部破壊した。このように、接合試験体とコントロールとの間に明確な差がでたのはいままでの試験になかったことである。接合部の衝撃曲げに対する抵抗は静的なものに比べ、かなり低減しているとみななければならない。

破壊形態は鉛直型フィンガージョイントのものでは引張側のフィンガーチップ部で引張破壊をするものが多く、水平型では引張側のスカフになっている接合部から破壊が発生している。木破率はほぼ100%であり、使用した接着剤が脆性な尿素樹脂系であったが、その影響はほとんど考えられない。

この試験結果について、静的に求めたヤング係数との関係も検討してみたが、この程度の材質の範囲内ではそれらに相関関係は認められなかった。

以上のようにフィンガージョイントによる接合部は衝撃曲げに弱いので、使用上この点注意する必要がある。

3.6 コーナージョイントとしての性能

L型試験体の部材の寸法、性質を表-14に、結果を表-15に示す。

まず、剛性に関して考察する。図-8に示す $r=0, 15$ および 30 の位置における変形量はい

表-14 L型試験体の部材の性質

Table 14. Properties of members of L-type specimens

Type of loading	No.	b (cm)	h (cm)	EI (10^6 kgcm^2)	I (cm^4)	E (10^3 kg/cm^2)	Z (cm^3)
Compression	C-1	5.00	5.02	7.82	52.7	148	21.00
	2	4.93	5.05	7.38	52.9	139	20.95
	3	4.95	5.02	7.15	52.2	137	20.79
	4	5.01	5.00	6.76	52.5	130	20.88
	5	4.98	4.97	6.40	50.9	126	20.50
	Av.	4.97	5.01	7.10	52.2	136	20.82
Tension	T-1	5.01	5.00	7.57	52.2	145	20.88
	2	5.00	5.08	7.38	54.6	135	21.51
	3	4.98	5.09	7.29	54.7	133	21.50
	4	4.97	5.01	6.73	52.1	129	20.79
	5	5.00	5.00	6.63	52.1	127	20.83
	Av.	4.99	5.04	7.12	53.1	134	21.10

(Remarks) b : Width, h : height, EI : Flexural rigidity, I : Moment of inertia= $bh^3/12$, Z : Section modulus= $bh^2/6$.

表-15 L型試験体の試験結果
Table 15. Test results for L-type specimens

Type of loading	No.	Calculated values					Observed values						Jointing efficiency				
		Deflections at			M_{max}	σ_b	Deflections at			M'_p	M'_{max}	σ'_b	$\frac{M'_p}{M'_{max}}$	(1)	(2)	(3)	$\frac{M'_{max}}{M_{max}}$
		$r=0$	$r=15$	$r=30$			$r=0$	$r=15$	$r=30$								
		$(10^{-3} \text{ cm/10 kg})$			(kgm)	(kg/cm ²)	$(10^{-3} \text{ cm/10 kg})$			(kgm)	(kg/cm ²)			(6)	(7)	(8)	
		(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(7)	(8)	(9)	(10)	(11)	(12)				
Compression	C-1	92	58	29	191	888	143	89	48	34	80	383	0.42	0.65	0.65	0.60	0.42
	2	98	62	31	171	834	153	94	50	30	77	367	0.39	0.64	0.66	0.61	0.45
	3	101	64	32	170	822	156	102	56	30	76	367	0.39	0.65	0.63	0.57	0.45
	4	107	67	33	164	780	152	96	51	29	74	353	0.40	0.70	0.70	0.65	0.45
	5	113	71	35	154	756	159	99	50	30	75	367	0.40	0.70	0.72	0.69	0.49
	Av.	102	65	32	170	816	153	96	51	31	77	367	0.40	0.67	0.66	0.62	0.45
Tension	T-1	95	60	30	182	870	142	83	45	46	64	305	0.73	0.66	0.72	0.65	0.35
	2	98	62	31	174	810	140	85	47	47	57	266	0.82	0.69	0.73	0.65	0.33
	3	99	63	31	173	798	148	87	47	43	52	241	0.82	0.67	0.72	0.65	0.30
	4	107	68	34	164	774	145	87	47	42	49	237	0.86	0.74	0.78	0.72	0.30
	5	109	69	34	160	762	151	93	51	43	56	269	0.76	0.72	0.74	0.67	0.35
	Av.	101	64	32	169	803	145	87	47	45	56	264	0.80	0.70	0.74	0.67	0.33

(Remarks) M'_p : Bending moment at proportional limit, M_{max} & M'_{max} : Max bending moment.

ずれも接合部を完全に剛であると仮定した計算値にくらべかなり大きい。圧縮型荷重にあって、その実測値は計算値のそれぞれ1.50, 1.49 および 1.61, 引張型荷重で1.44, 1.35 および 1.50 となる(平均値)。剛性における接合効率はこの逆数となり、0.62~0.74で圧縮型荷重の場合が若干低い。これの位置における差は $r=0$ と $r=15$ ではほとんどないが、 $r=30$ ではこれらより約1割低く、接合部に近い位置での影響が大きいことがわかる。

比例限曲げモーメント M_p は圧縮型で29~34, 平均31 kgm, 引張型で42~47, 平均45 kgm であり、後者の方が約5割大であった。最大曲げモーメント M_{max} ではこれが逆転し、前者で74~80, 平均77 kgm, 後者で49~64, 平均56 kgm となる。したがって、 M_p/M_{max} の値は0.39~0.42, 平均0.40と0.73~0.86, 平均0.80という大きな違いがでてくる。これらの原因については接合部における応力機構について詳細な解析試験を行わねば判断できないので、今後の課題としたい。破壊形態からみると、コーナージョイントでは縦接合試験体の曲げ試験におけるような引張面での引張破壊による破壊は生ぜず、圧縮側における繊維に45°方向のめり込み耐力が支配的であったと判断される。部材が接合部で45°に切削されていること、材のめり込みおよび引張耐力、中立軸の移動などの複雑な挙動が上述の結果となったものと考えられる。

部材曲げ応力 σ_b を $\sigma_b = M_{max}/Z$ により求めると、圧縮型荷重で353~383, 平均367 kg/cm², 引張型で237~305, 平均264 kg/cm² となり、前述の縦接合の場合よりかなり低い値である。部材の曲げ強さを $\sigma_0 = 0.006E$ として推定し、 σ_b/σ_0 を耐力の接合効率とすれば圧縮型で0.42~0.49, 平均0.45, 引張型で0.30~0.35, 平均0.33となる。

このコーナージョイントにおける接合効率は縦接合の場合に比べると、かなり低い値であるが、だぼ、ほぞ接合などに比べると優れた値であるといえる。すなわち、松本⁵⁾によれば、ブナノキの断面30(幅)×50(せい)mm部材のだぼ接合によるL型試験体の引張型荷重試験で接合効率は剛性0.42, 最大耐力で0.12であり、ダケカンバ同断面のほぞ接合によるT型試験体ではそれぞれ0.76および0.36であった。この結果と比較してみると、フィンガージョイント工法はだぼ接合に比べ、剛性、耐力ともすぐれ、とくに耐力の接合効率は3倍である。また、ほぞ接合とほぼ同じ値となるが、このほぞは材せいいっぱいにつくったもので、受け材は接合部より20cm長くしたT型試験体であるので、L型として、ほぞのせいが低くなれば効率はかなり小さくなるものと予想される。また、接合部が横圧縮を受ける場合、上述のような広葉樹はトドマツのような針葉樹に比べ、非常に有利になるので、これらも考慮すれば、フィンガージョイントはコーナージョイントとしても優れた工法であるといえる。

つぎに、コーナージョイント工法の応用試験として行った門形ラーメン試験体についての結果について述べる。

試験体部材の寸法、性質を表-16に示す。ここでは両脚の曲げ剛性 EI はできるだけ近いものにした。剛性試験結果を表-17に示す。

まず、鉛直荷重試験の場合、梁材中央のたわみ ($v\delta_E$) は接合部を剛と仮定して計算した値より 28~39% 大きい。このため、剛性の接合効率 (計算たわみ)/(実測たわみ) は 0.72~0.78, 平均 0.75 となる。L 型試験体の圧縮型荷重の場合は 0.62~0.67 であったので、これらより若干大きい値である。脚材の中央部の水平方向の変位は計算値の 0.87~0.97 で、見かけ上の剛性は高

表-16 門形ラーメン部材の性質

Table 16. Properties of members of quadrangular frames

Load	Frame No.	Member	b (cm)	h (cm)	Z (cm ³)	EI (10 ⁶ kgcm ²)	E (10 ³ kg/cm ²)
Vertical	V-1	AB	4.975	4.960	20.40	6.779	134
		BC	4.950	4.980	20.46	6.470	127
		CD	4.975	4.975	20.52	6.841	134
	2	AB	4.965	4.975	20.48	6.521	128
		BC	4.985	4.985	20.65	6.433	125
		CD	4.970	4.985	20.58	6.516	127
	3	AB	4.970	4.970	20.46	6.508	128
		BC	4.960	4.985	20.54	6.452	126
		CD	4.955	4.985	20.52	6.445	126
	4	AB	4.990	4.975	20.58	6.144	120
		BC	4.980	4.975	20.54	6.134	120
		CD	4.980	4.980	20.58	6.407	125
	5	AB	4.970	4.990	20.63	6.072	118
		BC	4.975	4.975	20.52	6.126	120
		CD	4.960	4.990	20.58	6.060	118
Horizontal	H-1	AB	4.955	4.970	20.40	6.793	134
		BC	4.970	4.960	20.38	6.772	134
		CD	4.950	4.975	20.42	6.451	127
	2	AB	4.965	4.975	20.48	6.521	128
		BC	4.960	4.980	20.50	6.483	127
		CD	4.980	4.980	20.58	6.407	125
	3	AB	4.980	4.980	20.58	6.407	125
		BC	4.955	4.975	20.44	6.406	126
		CD	5.010	4.980	20.71	6.445	125
	4	AB	5.000	4.980	20.67	6.433	125
		BC	4.985	4.975	20.56	6.394	125
		CD	4.975	4.975	20.52	6.381	125
	5	AB	4.975	4.980	20.56	6.144	120
		BC	4.965	4.980	20.52	6.030	118
		CD	4.965	4.990	20.60	6.066	118

表-17 門形ラーメン試験体の剛性試験結果

Table 17. Stiffness of quadrangular frames

Load	Frame No.	Displacement				Jointing efficiency	
		Calculated		Observed		$\frac{V\delta_E}{V\delta'_E}$	$\frac{V\delta_{F,G}}{V\delta'_{F,G}}$
		$V\delta_E$ (10^{-3} cm/10 kg)	$V\delta_{F,G}$	$V\delta'_E$ (10^{-3} cm/10 kg)	$V\delta'_{F,G}$		
Vertical	V-1	14.7	3.0	19.8	2.6	0.74	1.15
	2	15.0	3.1	20.3	2.8	0.74	1.11
	3	15.0	3.1	20.9	2.8	0.72	1.11
	4	15.7	3.2	20.9	3.1	0.75	1.03
	5	15.9	3.3	20.5	2.9	0.78	1.14
	Av.	15.3	3.1	20.5	2.8	0.75	1.11
Horizontal	No.	$H\delta_B$ (10^{-3} cm/10 kg)	$H\delta_{F,G}$	$H\delta'_B$ (10^{-3} cm/10 kg)	$H\delta'_{F,G}$	$\frac{H\delta_B}{H\delta'_B}$	$\frac{H\delta_{F,G}}{H\delta'_{F,G}}$
	H-1	98.7	59.5	155.0	94.0	0.64	0.63
	2	102.0	61.4	157.0	97.4	0.65	0.63
	3	102.9	61.9	152.9	91.7	0.67	0.68
	4	103.1	62.1	154.8	94.6	0.67	0.66
	5	108.7	65.4	149.9	88.9	0.73	0.74
Av.	103.1	62.1	153.9	93.3	0.67	0.67	

(Remarks) $V\delta_E$, $V\delta_{F,G}$ and etc. are shown in Fig. 10.

くなった。接合部は完全な剛でなく、変形を生ずるので、支点における水平反力は計算値より小さく、コーナー部での曲げモーメントの値も小さくなるので、上述の結果となったものである。

水平荷重試験の場合は接合部における変位 ($H\delta'_B$) は計算値の 38~57% 大で、剛性の接合効率率は 0.64~0.73, 平均 0.67 となる。両脚の中央部でもほぼ同様の値となり、前述の L 型試験体の引張型荷重の場合とはほぼ同じ数値である。

以上のように、フィンガージョイント工法による門形ラーメンの剛性は接合部を剛と仮定したときの 65% 程度となり、実測変位は計算値の 1.35~1.50 倍であるとみてよい。

この門形ラーメンにおいて、水平荷重の場合はコーナー部に曲げモーメントの最大値が生ずるので、繰返し荷重による耐力への影響は見過すことができないと考えられる。実測のうち例として No. H-1 と 2 の場合を図-14 に示す。ここでは、コーナーでの部材の曲げ応力 (M/Z) が $180 \text{ kg/cm}^2 = s_f$ に達するよう、荷重 120 kg まで、2 回繰返して負荷し、3 回目に破壊まで荷重を増加した。この試験で、1 回目の荷重をかけ、0 にもどしたとき 1~2 mm の残留変位がみられたが、2 回目の荷重をもどしたときにはほとんどみられず、3 回目の 120 kg までの荷重においては変位の値は 2 回目にほぼ一致した。この図にみられるように、3 回目の破壊までの負荷では最大荷重の約 10 kg 手前から変位量が急激に増加した。これは接合部において材のめ

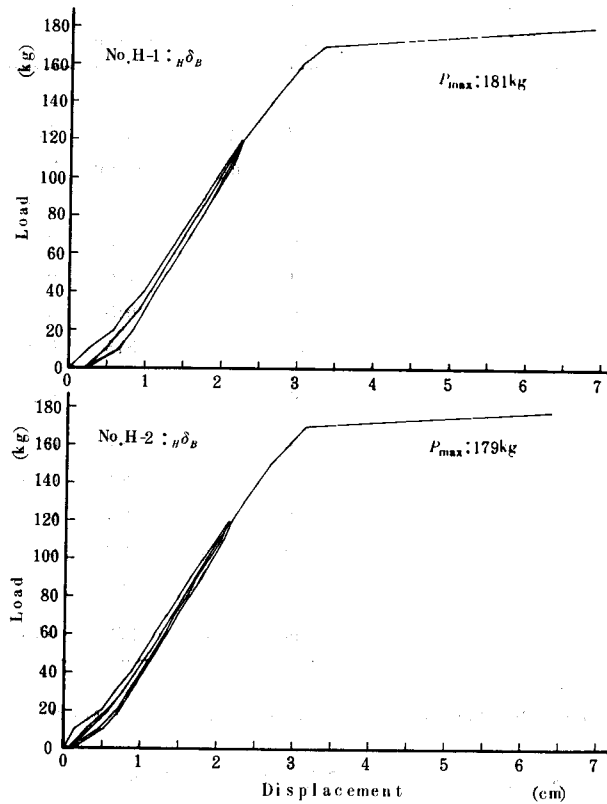


図-14 門形ラーメン試験体の水平荷重試験における荷重-変位曲線

Fig. 14. Load-displacement relations in horizontal load test for quadrangular frames.

り込みが進行していること示すものである。

破壊試験の結果をまとめると表-18に示すようになる。

鉛直荷重試験の場合は全試験体が梁材の中央部で曲げ破壊し、その曲げ強さ $\sigma'_b = M'_{\max}/Z$ は 615~815, 平均 739 kg/cm² で、非常に大きく、その $\sigma_b = 0.006E$ による推定値とほぼ一致する。比例限曲げモーメントはその最大値の 0.50~0.68, 平均 0.57 に相当する。最大曲げモーメント M'_{\max} は 127~168, 平均 152 kgm であり、接合部では計算上この約 56% であるので、平均で 83 kgm 程度となり、L 型試験体の圧縮型荷重の場合の平均値 77 kgm より若干大きい。これは前述のように、接合部が完全に剛でないため、コーナーの曲げモーメントの値は計算値より低いことによる。本試験における耐力の接合効率を平均して 1.00 と計算される。また、比例限曲げモーメント M'_p は部材応力が $s_b f_b = 180 \text{ kg/cm}^2$ に達するときの曲げモーメント M_{180} の 2.2 倍以上、最大曲げモーメントは 3.4 倍以上であり、部材の許容応力度により安全に設計できる。

水平荷重試験では接合部に最大曲げモーメントが生ずるので、鉛直荷重試験の場合にくら

表—18 門形ラーメン試験体の破壊試験結果
 Table 18. Strength of quadrangular frames

Load	Frame No.	Calculated		Observed				Jointing efficiency	
		M_{180} (kgm)	M_{max}	M'_p (kgm)	M'_{max}	σ'_b (kg/cm ²)	$\frac{M'_p}{M'_{max}}$	$\frac{M'_p}{M_{180}}$	$\frac{M'_{max}}{M_{max}}$
Vertical	V-1	36.7	156	93	156	761	0.59	2.52	1.00
	2	36.9	155	87	163	793	0.53	2.35	1.05
	3	36.8	155	80	146	710	0.55	2.18	0.94
	4	37.0	148	87	127	615	0.68	2.34	0.86
	5	36.9	148	84	168	815	0.50	2.27	1.14
	Av.	36.9	152	86	152	739	0.57	2.33	1.00
Horizontal	H-1	36.7	155	39	54	266	0.72	1.06	0.35
	2	36.9	154	42	54	261	0.78	1.14	0.35
	3	36.8	153	39	53	254	0.74	1.06	0.34
	4	36.9	154	39	49	240	0.79	1.06	0.32
	5	36.9	145	39	54	261	0.73	1.06	0.37
	Av.	36.8	152	40	53	256	0.75	1.08	0.35

(Remarks) M_{180} : Bending moment when the fiber stress reached $sfb=180\text{ kg/cm}^2$, sfb : Allowable stress intensity in bending for Todo-matsu wood under short time service.

べ、接合効率はかなり落ちることになる。すなわち、比例限曲げモーメントは39~42, 平均40 kgmで、鉛直荷重のときの約半分、最大曲げモーメントは49~54, 平均53 kgmで約3分の1である。曲げ強さも240~266, 平均256 kg/cm²で低い値である。図-14にみられるように、この試験での比例限はその最大値の割には高く、 M'_p/M'_{max} は平均で0.75である。耐力の接合効率はL型試験体の引張型荷重の場合とほぼ同じで0.32~0.37, 平均0.35であった。また、比例限曲げモーメント M'_p は部材の曲げ応力が $180\text{ kg/cm}^2 = sfb$ に達するときの値の1.06~1.14, 平均1.08倍、最大曲げモーメントはその1.3~1.5倍であるので、この許容応力度による設計で破壊の危険はないと思われるが、繰返し荷重を受ける場合には接合効率も考慮する必要がある。

4. 結 言

長さ13 mm, チップ0.4 mm, ピッチ4 mmのフィンガージョイントの接合性能について一連の実験的研究を行った。その結果はつぎのようにまとめられる。

1) 適正圧縮圧力

フィンガーカッターにより切削された2材のかん合の適正圧縮圧に関し、縦圧縮における荷重—変形曲線の直線部分に着目し、その下限、中間および上限の応力値について曲げ試験によって検討した結果、いずれの値によっても充分の接合効率がえられることを確認した。下限

値はトドマツ 50 kg/cm², シナノキ 60 kg/cm², ミズナラ 125 kg/cm², ブナノキ 75 kg/cm²である。ただし、ミズナラ、ブナノキのようにやや硬い材ではこれより 30~50 kg/cm² 多い値がより適切である。

2) 集成材用ラミナの接合性能

厚さ 20 mm の集成材ラミナとして、エゾマツおよびミズナラ挽板接合において、ヤング係数は接合後も変化は認められず、曲げ比例限度で 90%、曲げ強さで 80% の接合効率が期待できることを確めた。

フィンガージョイントしたラミナによる 5 層集成材の曲げ試験において実用上充分の耐力をもつことが認められ、その面材への使用も差しつかえないといえる。ただし、接合部を同一位置に重ねることは強度低下を招くおそれもあるので、隣接するラミナの接合部は 10 cm 以上離すことが望ましい。

3) 204 材の接合性能

比較的断面の大きい材料への適用例として、枠組壁工法構造用材の 204 材について、このフィンガージョイントによるものの曲げおよび縦圧縮性能を試験したが、ヤング係数では 100%、曲げ強さ 77% 以上、縦圧縮強さ 93% 以上の接合効率があることが確認された。これにより、下級品等材の欠点除去後のフィンガージョイントにより select structural (曲げ強度比 67%) 相当の等級材を作り出すことが可能であるといえる。

4) 振り性能

振り剛性は接合後も変わらないことを認めた。破壊試験によるせん断耐力の接合効率は 85% であった。

5) 衝撃曲げ性能

フィンガージョイントしたものの性能低下が明らかに認められた。

6) コーナージョイントとしての性能

50×50 mm 断面材の接合部を 45° に切削後、2 部材を 90° にフィンガージョイントした L 型試験体について、圧縮型荷重で接合効率は剛性で 65%、最大耐力で 45%、引張型ではそれぞれ 70% および 33% であった。

この応用試験として行った門形ラーメンについての試験でも、ほぼこれに近い効率となった。

以上のように、ここに試験した 13 mm のフィンガージョイントは、木材の縦接合には縦圧縮、曲げおよび振り性能に関し、非常に高い接合効率をもつことが確認されたが、その衝撃曲げ性能はかなり低下することがわかった。コーナージョイントとしては接合効率は縦接合の場合にくらべ低減するが、だぼおよびほぞ接合法より優れた工法であるといえる。

文 献

- 1) 星 通・千葉保人： ミニフィンガージョイントの形状と性能. 木材工業 28-8, 355-357, 1973.
- 2) 生田晴家・宮島 寛： ミニフィンガージョイント接合工法の適正圧縮力について. 木材学会道支講 5, 8-10, 1973.
- 3) 生田晴家・宮島 寛： ミニフィンガージョイントの2''×4''材への適用. 同上 6, 20-23, 1974.
- 4) 工藤 修・長原芳男・今野浩安・倉田久敏： 水平・垂直フィンガージョイントの接合効率の差異. 同上 2, 16-17, 1970.
- 5) 松本弘毅： だばおよびほぞ接合の効率について. 同上 1, 32-35, 1968.
- 6) 宮島 寛・梅田佳一： フィンガージョイントの接合効率について. 同上 1, 36-38, 1968.
- 7) 沢田 稔・山本 宏： 木質複合梁に関する研究 第1報 比例限度内における撓み特性. 北大演報 26-1, 11-44, 1968.
- 8) 沢野信一・宮島 寛： ミニフィンガージョイントの接合効率. 木材学会道支講 4, 10-14, 1972.
- 9) KOLB, H.: Festigkeitsuntersuchungen an gestoßenen und gekrümmten Bauteilen aus Brett-schichtholz. Holz als Roh-und Werkstoff 26, 244-253, 1968.
- 10) RICHARDS, D. B.: High-strength corner joints for wood. F.P.J. 12, 413-418, 1962.
- 11) SELBO, M. L.: Effect of joint geometry on tensile strength of finger joints. F.P.J. 13, 390-400, 1963.
- 12) HOYLE, R. J. JR., M. D. STICKLER and R. D. ADAMS: A finger joint connected (FJC) wood truss system. F.P.J. 23-8, 17-26, 1973.

Summary

The use of finger joints as the fastening mechanism for structural wooden members has been now widespread among the wood industries. In this paper, stiffness and strength of the finger joints with 13 mm length, 4 mm pitch, 0.4 mm tip thickness and 1 : 8.1 slope were investigated with respect to the various problems in connecting wooden members.

The results are summarized as follows:

1) Determining the adequate pressure in assembly

The specimens jointed without any glue as shown in Figure 13 were tested in compression parallel to the grain, and the relations between the applied load and the deformation measured about the total length were obtained. The stress values at the upper limit, middle and lower limit in the proportional range of the curve were taken as the test pressure values to join two wooden members. These values are shown in Table 1.

The bending specimens connected by the finger joint with urea-formaldehyde resin glue under these pressure were tested as shown in Figure 2. The properties of the specimens and the results are given in Tables 2 and 3, respectively.

In view of the experiments, it is recommended that the minimum values of the adequate pressure to assemble are 50, 60, 125 and 75 kg/cm² for Todo-matsu (*Abies* sp.), Shinanoki (*Tilia* sp.), Mizu-nara (*Quercus* sp.) and Bunanoki (*Fagus* sp.) wood, respectively.

2) Stiffness and strength of Yezo-matsu (*Picea* sp.) and Mizu-nara (*Quercus* sp.) laminae connected by the finger joint

The mechanical properties of the horizontal and vertical joints in the laminae were investigated with respect to modulus of elasticity (E), stress at the proportional limit (σ_{dp}), modulus of rupture (σ_b), the maximum deflection (δ_{max}) at the time of rupture and wood failure per cent in the joints. The test was carried out as shown in Figure 3. The results are given in Tables 4 and 5.

This series of experiments shows that the jointing efficiencies on stiffness and strength of the finger joints were 88 to 102 per cent and 65 to 100 per cent for Yezo-matsu wood, and 88 to 103 per cent and 66 to 100 per cent for Mizu-nara wood, respectively. The differences of the efficiencies between the vertical and horizontal joints were not clear.

The glued laminated beams consisting of Yezo-matsu and Mizu-nara laminae with the finger joints were tested as shown in Figure 4. The properties of the laminae arranged in the beams are shown in Table 6. The results are given in Table 7. From these experiments, the followings may be drawn: (1) There was a remarkable agreement between M.O.E. (E') of the jointed lamina and that (E) measured before jointing. (2) The observed values of M.O.E. (E') of the laminated beams coincided closely with those (\bar{E}) calculated by equation 5 in text. (3) A close agreement between the observed (δ') and the calculated (δ) values of the mid-span deflection containing shear one was obtained. (4) The values of M.O.R. (σ_b) of the beams were comparable with those of the clear wood. (5) The finger jointed laminae had enough strength for a face lamina.

3) Mechanical properties of 2"×4" Todo-matsu wood with the finger joint

The properties of the specimens are shown in Table 8. The testing methods of bending and compression parallel to the grain are shown in Figures 5 and 6, respectively. In the compression test, the deformation of the central 100 mm part of the specimen, in which the finger joint was contained, was measured by using a set of mirror extensometer. The results of the bending and compression tests are given in Tables 9 and 10, respectively.

M.O.E. of the jointed 2"×4" specimens coincided closely with those measured before jointing in both bending and compression tests. The jointing efficiencies on strength were 77 per cent or more in bending, and 93 per cent or more in compression. It seems possible, therefore, that a 2"×4" "select structural" structural light framing can be made of the lower grade lumber by cutting defects and connecting defect-free pieces together by the finger joints, because the "select structural" has a fiber stress in bending value of 67 per cent of that allowed for clear, straight-grained wood.

4) Torsional properties

Torsional rigidity test was carried out as shown in Figure 7, using 2"×4" Todo-matsu specimens. In the results (Table 11), the modulus of rigidity for the jointed specimens coincided closely with that for the specimens before jointing.

Torsional strength test for 35×80×600 mm Todo-matsu specimens was carried out using SHIMAZU's machine for testing torsion (RET-50, capacity: 5000 kgm) at Hokkaido Forest Products Research Institute. As shown in Table 12, the maximum shear strength

was 89 to 117 and averaged 104 kg/cm^2 for the jointed specimens, and 116 to 126 and averaged 123 kg/cm^2 for the controls (end-matched specimens). The jointing efficiency for torsional strength was 76 per cent or more, and very similar to that for bending strength described above.

5) Impact bending strength

Todo-matsu thirty-six $20 \times 20 \times 300 \text{ mm}$ specimens were provided for this test, one-third of them had the vertical finger joints, another one-third had the horizontal ones and the remainder was the controls. The specimen was oriented on supports with a 240 mm span. First, a hammer with 1 kg m energy struck the specimen by center loading. If the specimen was not destroyed, it was struck again by a 2 kg m hammer. Then, the energy was increased until the failure occurred. As will be seen from Table 13, the impact bending strength for the jointed specimens was clearly inferior to that for the solid wood (control).

6) Properties as a corner joint

L-type specimens as shown in Figure 8 were tested in tension or compression type loading, and the stiffness and strength of the joints were investigated in comparison with the calculated values based on the assumption that the specimen had a perfect rigid joint. Bending moment diagrams for L-type specimens are shown in Figure 9 and the results are given in Tables 14 and 15. The average values of the jointing efficiency on stiffness were 65 per cent for compression type loading and 74 per cent for tension one, and those on strength were 45 per cent and 33 per cent, respectively.

The finger joints were applied to the corner joints of wooden quadrangular frames. The members were Todo-matsu glued laminated wood consisting of three laminae. The dimensions and properties of the members are shown in Table 16, and the tests were carried out as shown in Figures 10 and 11. Bending moment diagrams for quadrangular frames are shown in Figure 12.

Vertical load test for quadrangular frames: The observed elastic deflections ($\nu\delta'_x$) at the mid-span of the beams were 28 to 39 per cent larger than the calculated ones as shown in Table 17. The jointing efficiency on stiffness was 75 per cent in average, and that on strength was 100 per cent in average.

Horizontal load test for quadrangular frames: The jointing efficiencies on stiffness and strength were 67 and 35 per cent in average, respectively.