



| | |
|------------------|---|
| Title | 木質平面材料の弾性定数に関する研究：第2報 異樹種構成合板の弾性定数 |
| Author(s) | 綿貫, 幸宏; 上田, 恒司; 奥山, 裕美 |
| Citation | 北海道大學農學部 演習林研究報告, 29(2), 335-359 |
| Issue Date | 1972-12 |
| Doc URL | http://hdl.handle.net/2115/20910 |
| Type | bulletin (article) |
| File Information | 29(2)_P335-359.pdf |



[Instructions for use](#)

木質平面材料の弾性定数に関する研究

第2報 異樹種構成合板の弾性定数

綿貫幸宏* 上田恒司* 奥山裕美**

Studies on the Elastic Constants of Wooden Sheet Materials

Report 2. The Elastic Constants of
Two-Species Plywood

By

Yukihiro WATANUKI, Koji UEDA
and Hiromi OKUYAMA

目 次

| | |
|----------------------------------|-----|
| まえがき | 336 |
| 1. 実験材料 | 336 |
| 1.1 平行合板 | 337 |
| 1.2 異樹種構成合板 | 338 |
| 1.3 製造条件 | 338 |
| 2. 実験方法 | 339 |
| 2.1 平行合板 | 339 |
| 2.2 異樹種構成合板 | 340 |
| 2.3 弾性定数の測定法 | 341 |
| 2.3.1 曲げおよび圧縮ヤング係数 (E) | 341 |
| 2.3.2 せん断弾性係数 (G) | 342 |
| 2.3.3 ポアソン比 (μ) | 342 |
| 2.4 異樹種構成合板の曲げ試験 | 343 |
| 2.4.1 周辺単純支持中央集中荷重のばあい | 343 |
| 2.4.2 対辺単純支持中央集中荷重のばあい | 344 |
| 3. 結果と考察 | 344 |
| 3.1 平行合板の弾性定数 | 344 |
| 3.1.1 単板と平行合板 | 344 |
| 3.1.2 平行合板のヤング係数 | 345 |
| 3.1.3 平行合板のせん断弾性係数 | 346 |
| 3.1.4 平行合板のポアソン比 | 347 |

* 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.

** 現在 北海道ベークライト(株)

| | |
|---------------------------------|-----|
| 3.2 異樹種構成合板の弾性定数 | 348 |
| 3.2.1 合板のヤング係数 | 348 |
| 3.2.2 合板のせん断弾性係数 | 349 |
| 3.2.3 合板のポアソン比 | 350 |
| 3.3 異樹種構成合板の曲げ試験 | 353 |
| 3.3.1 理論式にもちいた弾性定数 | 353 |
| 3.3.2 周辺単純支持中央集中荷重による曲げ試験 | 353 |
| 3.3.3 対辺単純支持中央集中荷重による曲げ試験 | 354 |
| 4. 結 論 | 356 |
| 4.1 平行合板の弾性定数 | 356 |
| 4.2 異樹種構成合板の弾性定数 | 356 |
| 4.3 異樹種構成合板の曲げ試験 | 357 |
| 参考文献 | 357 |
| Summary | 358 |

まえがき

一般に、木質複合材料とは、木材および木質材料を基材として、他の木質材料、プラスチック材料、無機質材料および金属材料等を複合接着し、相互に欠点を補い長所を生かそうとするきわめて合理的な材料として注目されており、近年の接着剤、接着技術のいちじるしい進歩にとともにその生産量もほかに増加しているように思われる。その構成法としては、表面化粧または表面強化を目的としたアンバランス・コンストラクションが一般的である。しかし、その基本は、いわゆるサンドイッチ・コンストラクションにみられるように、表裏材料の質的、量的対称構成である。この種の木質複合材料の問題点としては、異種材料の接着安定性、構成法に起因する物理的、機械的性能の適確な予測ならびに構成材料相互の伸縮率の相違により生じる応力、反り、捩れなどの変形問題が考えられる。この研究では、一般的な木質複合材料のうちで、とくに構成および構成要素の最も単純なばあいとして2樹種対称構成合板をとりあげ、その力学的性質のうちとくにヤング係数 (E)、せん断弾性係数 (G)、ポアソン比 (μ) などの基礎弾性定数に注目し、ロータリー単板より製造した平行合板データを基礎値にとったばあい、これら各弾性定数の推定計算がどの程度可能であるかについて検討を加えた。さらに、これら推定値の適用実験として、対辺単純支持および周辺単純支持中央集中荷重条件における曲げ剛性についても検討をおこなってみた。

なお、本研究をおこなうにあたり、終始懇切な御指導をいただいた沢田 稔教授、宮島寛助教授に対し深く感謝するとともに、実験に際し種々有益な助言と協力をおしまれなかった木材加工学教室員の方々に心からお礼を申し上げる。

1. 実験材料

本研究にもちいた単板は、シナノキ (*Tilia* sp.)、ミズナラ (*Quercus mongolica* var.

grosseserrata) およびラワン (フィリピン産のレッドラワン系, *Shorea* sp.) の3樹種であり、いずれも北海道立林産試験場においてロータリー切削されたものである。これら供試単板の公称厚 (h), 比重 (R_w), 含水率 (M.C.), 裏割れ率 (l_r : 単板厚さに対する裏割れ深さの割合, %), 裏割れ密度 (l_m : 1 cm 当たりの裏割れ個数) ならびに曲げヤング係数 (E_L , E_T) は, Table 1 に示した。シナノキ, ラワンは3種類, ミズナラは1種類の単板を実験に供した。

Table 1. Basic properties of veneers

| Test material | Species | h (mm) | R_w | M.C. (%) | Lathe check | | E_L ($\times 10^3$ kg/cm ²) | E_T |
|---------------|-----------|-------------|-------|-------------|--------------|-------|---|-------|
| | | | | | l_r (%) | l_m | | |
| T 1 | SHINANOKI | 1.50 | 0.469 | 10.3 | 20.0 | 10.0 | 107.1 | — |
| T 2 | | 2.25 | 0.382 | 10.1 | 37.2 | 4.1 | 63.5 | — |
| T 3 | | 4.50 | 0.478 | 11.5 | 57.7 | 2.8 | 102.0 | 1.1 |
| L 1 | LAUAN | 1.64 | 0.540 | 10.9 | 35.0 | 4.5 | 100.9 | — |
| L 2 | | 2.20 | 0.485 | 11.3 | 54.0 | 5.9 | 94.6 | — |
| L 3 | | 4.30 | 0.520 | 10.2 | 65.0 | 3.5 | 114.6 | — |
| Q 1 | MIZUNARA | 2.00 | 0.680 | 5.5 | — | — | 113.7 | 2.0 |

(Remarks) h ; Nominal thickness of veneer
 R_w ; Specific gravity at test
 M.C.; Moisture content at test
 l_r ; Percentage of lathe check to thickness of veneer
 l_m ; The number of lathe check per 1 cm
 E_L ; Young's modulus in bending parallel to grain
 E_T ; Young's modulus in bending perpendicular to grain

1.1 平行合板

前記各単板を45×45 (cm) に切りそろえ、仕上がり厚が0.8~1.0 cm 程度になるよう積層数をきめて平行合板を作製した。ここでいう平行合板とはその構成単板の繊維方向がすべて平

Table 2. Properties of veneer-laminated woods

| Test material | Mark | No. of Ply | h (mm) | R_w | M.C. (%) |
|---------------|------|------------|-------------|-------|-------------|
| a | T 1 | 6 | 9.0 | 0.646 | 11.2 |
| b | T 2 | 4 | 10.0 | 0.508 | 13.1 |
| c | T 3 | 2 | 9.0 | 0.510 | 11.3 |
| d | L 1 | 5 | 8.2 | 0.599 | 10.2 |
| e | L 2 | 4 | 8.8 | 0.517 | 9.6 |
| f | L 3 | 2 | 8.6 | 0.603 | 8.7 |
| g | Q 1 | 4 | 8.0 | 0.804 | 6.0 |

(Remarks) h ; Total thickness
 R_w ; Specific gravity
 M.C.; Moisture content

行となるように積層接着した木材板の仮称である。各平行合板の単板積層数、仕上がり厚さ、比重、含水率は Table 2 に示した。いずれも 4~5 枚製造し、捩れや反りなどの狂いが比較的小さなものを選んで実験にもちいた。なお、この実験に使用したラワン単板については、前報¹⁾にもちいたものと同一であるため、同等材質を有するものとみなし、実際には平行合板を作製せず、前報の測定値をそのまま適用した。

1.2 異樹種構成合板

つぎに、この実験の主要試験体である 6 種類の異樹種構成合板を製造した。これは、2 樹種構成の 3 プライ直交合板とし、その単板構成は Table 3 に示したが、いずれも対称構成とした。さらに表板・裏板の合計厚さと芯板の厚さがほぼ等しくなるように構成した（平衡構成）。なお、仕上がり寸法が 45×45 (cm) の正方形板となるようにし、各種類ごとにそれぞれ 3 枚づつ製造した。

Table 3. Construction and properties of two-species plywoods

| Test plywood | Construction* (1:2:1) | <i>h</i> (mm) | <i>R_u</i> | M.C. (%) |
|--------------|--------------------------|------------------|----------------------|-------------|
| A | T 1-L 2-T 1 | 5.20 | 0.570 | 9.2 |
| B | L 1-T 2-L 1 | 5.53 | 0.588 | 9.0 |
| C | T 2-L 3-T 2 | 8.80 | 0.539 | 10.3 |
| D | L 2-T 3-L 2 | 8.90 | 0.530 | 9.3 |
| E | Q 1-T 3-Q 1 | 8.50 | 0.631 | 5.6 |
| F | Q 1-L 3-Q 1 | 8.30 | 0.688 | 6.6 |

*: 3-ply

(Remarks) *h*; Thickness of plywood

R_u; Specific gravity

M.C.; Moisture content

1.3 製造条件

平行合板、異樹種構成合板ともに製造条件は同一とし、つぎの通りである。なお、製造後約 1 週間コールドプレスをおこない、試験体を安定養生させてから実験にもちいた。

接着剤: メラミン共縮合尿素樹脂接着剤 (大日本インキ # HD 1002)

配合比: HD 1002 100 部

小麦粉 20

水 30

塩化アンモン 0.5

塗布量: 片面約 15 g/(45×45) cm²

圧縮圧: 9~10 kg/cm²

温度: 120°C

時間: 板厚 1 mm につき約 1 分

2. 実験方法

2.1 平行合板

異樹種構成合板の構成単板について、その基礎数値を決定するため、各単板より製造した平行合板から測定した項目は、比重、含水率、曲げヤング係数、圧縮ヤング係数、プレートせん断弾性係数および圧縮試験によるポアソン比である。

実験の順序は Fig. 1 に模式的に示したが、45×45 (cm) に仕上げた平行合板について (a)、最初に 1 点荷重方式でプレートせん断弾性係数を測定した。つぎに、この正方形の平行合板を短冊状に木取り (b)、単純支持中央線荷重条件で曲げヤング係数の測定をおこなった。以上の試験により、 G_{LT} 、 E_L 、 E_T がもとめらる。なお、座標は Fig. 2 に示すように、木材 (平行合板) の繊維方向を L 、接線方向を T 、半径方向を R とした。

つづいて、他の弾性定数をもとめるため、曲げヤング係数の測定を終えた短冊状試験片を

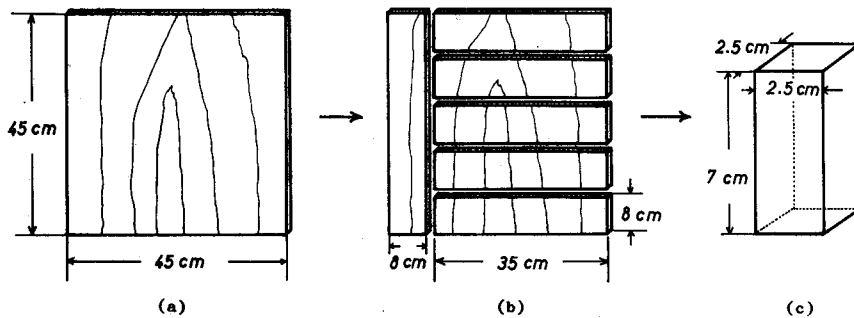


Fig. 1. Test procedure

- (a); Specimen for plate shear test : (G)
- (b); Bending test specimens made from (a) : (E)
- (c); Compressive test specimens made from (b) : (E , μ)

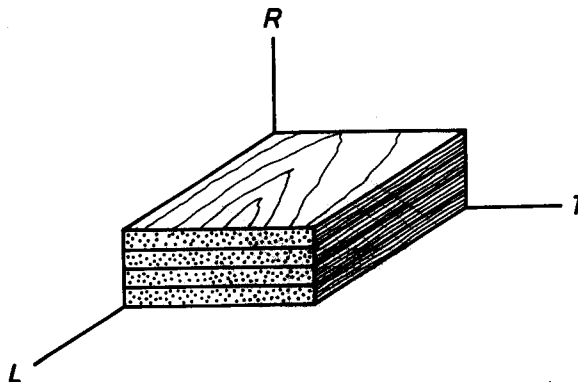


Fig. 2. The three axes of veneer-laminated wood

- L; Longitudinal
- T; Tangential
- R; Radial

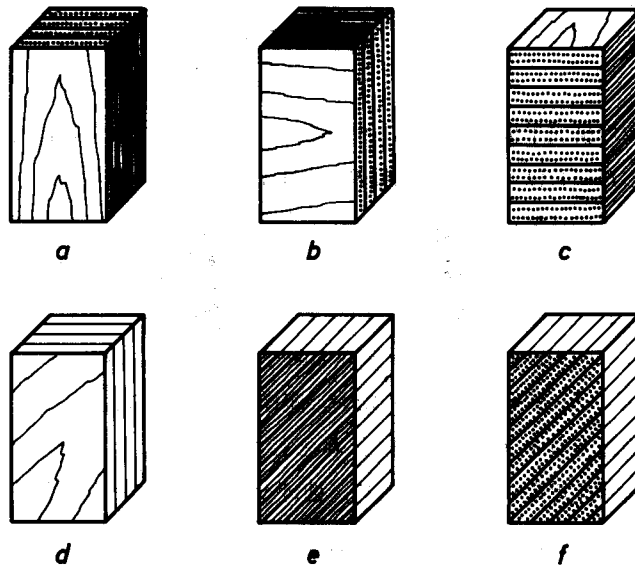


Fig. 3. Compressive test specimens made from veneer-laminated wood

- | | |
|-----------------------|-----------------------|
| (a); L-direction | (b); T-direction |
| (c); R-direction | (d); LT 45°-direction |
| (e); LR 45°-direction | (f); RT 45°-direction |

さらに2次的に積層接着して平行合板ブロックを作成し、これより断面2.5×2.5 (cm)、高さ7 cmとなるように圧縮試験片を木取り(c)、試験にもちいた。圧縮試験は鏡式エクステンソメータ法によった。測定した弾性定数は、 E_L 、 E_T 、 E_R 、 E_{LT45° 、 E_{LR45° 、 E_{RT45° の6個のヤング係数とポアソン比 μ_{LT} 、 μ_{LR} 、 μ_{RT} 、 μ_{TR} である。圧縮試験片の模式図はFig. 3に示す。

2.2 異樹種構成合板

平行合板とまったく同じ方法により実験を進めたが、唯一の相違は弾性定数の測定をおこ

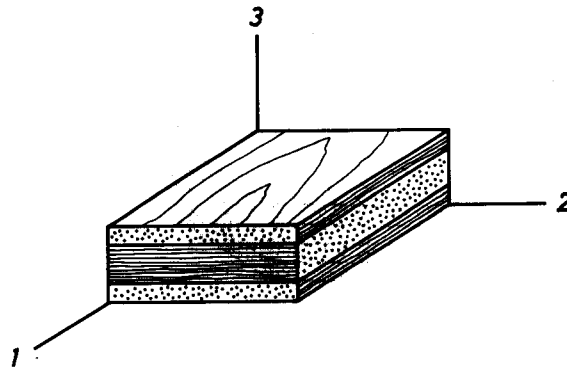


Fig. 4. The three axes of two-species plywood

- 1; Grain direction of face veneer
- 2; Perpendicular to the face grain
- 3; Vertical to the plane of plywood

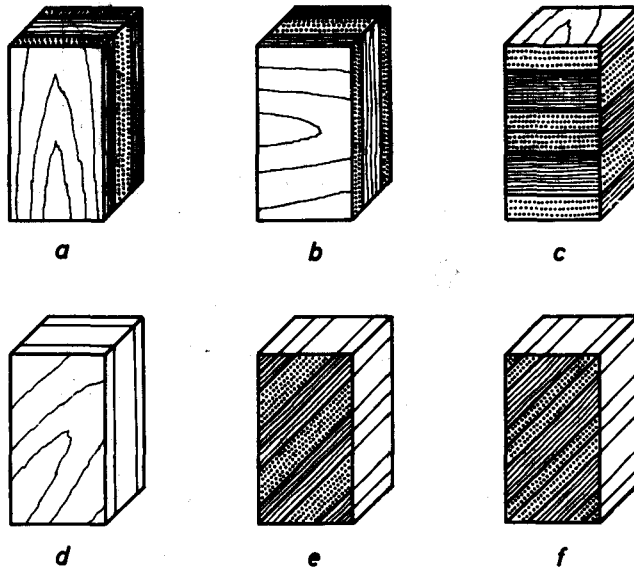


Fig. 5. Compressive test specimens made from two-species plywood

- | | |
|-----------------------|-----------------------|
| (a); 1-direction | (b); 2-direction |
| (c); 3-direction | (d); 12·45°-direction |
| (e); 13·45°-direction | (f); 23·45°-direction |

なり前に実用試験としての曲げ試験をおこなったことであり、この方法については後述する。座標は Fig. 4 に示すように、表板の繊維方向を 1、これと直交方向を 2、厚さ方向を 3 とした。

もとめた弾性定数は、せん断弾性係数 G_{12} 、曲げヤング係数 E_1 、 E_2 、圧縮ヤング係数 E_1 、 E_2 、 E_3 、 $E_{12\cdot45^\circ}$ 、 $E_{13\cdot45^\circ}$ 、 $E_{23\cdot45^\circ}$ およびポアソン比 μ_{12} 、 μ_{13} 、 μ_{23} 、 $\mu_{12\cdot45^\circ}$ 、 $\mu_{13\cdot45^\circ}$ 、 $\mu_{23\cdot45^\circ}$ である。Fig. 5 は圧縮試験片の模式図である。

2.3 弾性定数の測定法

前述のように、平行合板、異樹種構成合板とも測定方法および順序はまったく同一であるので、各弾性定数の測定法を以下にまとめて記すことにする。

2.3.1 曲げおよび圧縮ヤング係数 (E)

曲げヤング係数は、Fig. 6 に示したように、短冊状試験片をもちいて、対辺単純支持中央線荷重条件にて次式により求めた。

$$E = \frac{Pl^3}{48I\delta}$$

ここで、 E は曲げヤング係数、 I は断面 2 次モーメント、 l はスパン、 P は荷重、 δ はスパン中央の撓みである。スパンは、 L (1) 方向の試験のばあいは 40 cm、 T (2) 方向は 30 cm とした。荷重は分銅によりスパン中央に加え、曲げ撓み量の測定は 1/100 mm 精度のダイヤルゲージをもちいて荷重点の下側でおこなった。また、曲げ剛性の小さな試験片は、測定器具によ

る影響をできるだけ少なくするため、ダイヤルゲージのバネをはずして撓みを測定した。測定は試験片の表裏両面にそれぞれ荷重を加えておこない、また最終撓み量が板厚の半分を越えることのないように荷重を調節した。

圧縮ヤング係数は、鏡式エクステンソメータ法により測定した。なお、圧縮試験においては、まず最初に各グループから1個の試験片をとり、これをあらかじめ破壊試験に供し、これにより比例限荷重を予測したうえで、その範囲内荷重での歪みが10回程度読み取れるように荷重刻みを定めた。

次式より圧縮ヤング係数は計算される (Fig. 7)。

$$E = \frac{P}{A \cdot \varepsilon}$$

ここで、 E は圧縮ヤング係数、 P は荷重、 A は試験片の断面積、 ε は荷重方向の歪みである。なお、試験機はオルゼン型万能試験機 (最大荷重 5 t) をもちい、歪み測定の際の標点距離は 30 mm、倍率は 1,000 倍とした。

2.3.2 セン断弾性係数 (G)

Fig. 8 に示したように、せん断弾性係数の測定は、プレートせん断1点荷重方式によりおこなった。この方法は、正方形板試験体の3隅角を単純支持し、残りの1隅角に荷重を加えるものであり、荷重には分銅をもちいた。撓み量の測定は、荷重点に 1/100 mm 精度のダイヤルゲージをセットしておこなった。撓み量は板厚の半分を越えないようにし、試験体の両面について実験をおこなった。なお、計算は次式によった。

$$G = \frac{3a^2P}{\delta h^3}$$

ここで、 G はせん断弾性係数、 a は板の辺長、 h は板厚、 P は荷重、 δ は撓み量である。

2.3.3 ポアソン比 (μ)

ポアソン比は、圧縮ヤング係数の測定をおこなった同一試験片をもちい、荷重方向と直角

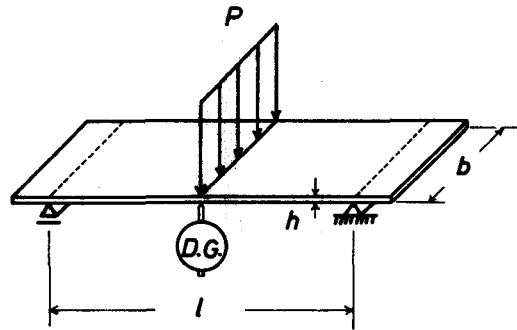


Fig. 6. Bending test apparatus

$$E = \frac{Pl^3}{48I\delta}$$

where: E ; Young's modulus in bending
 I ; Moment of inertia
 δ ; Deflection at mid-span
 l ; Span
 P ; Load

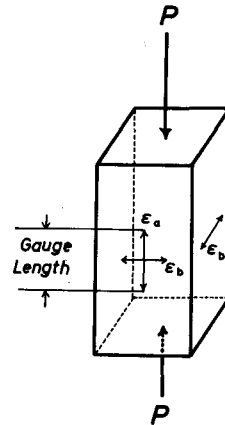


Fig. 7. Compressive test

$$\text{Young's modulus } E = \frac{P}{A \varepsilon_a}$$

$$\text{Poisson's ratio } \mu_{ab} = \left| \frac{\varepsilon_b}{\varepsilon_a} \right|$$

where: P ; Load
 A ; Cross sectional area
 ε_a ; Compressive strain
 ε_b ; Extensional strain

方向の歪みを測定し、次式より計算した。

$$\mu_{ab} = \left| \frac{\varepsilon_b}{\varepsilon_a} \right|$$

ここで、 μ_{ab} は求めるポアソン比、 ε_a は荷重方向の歪み、 ε_b は荷重と直角方向の歪みである。ヤング係数測定の際と同じように、荷重は比例限を越えることのないように注意した。なお、横歪み測定の標点距離は 20 mm、倍率は 2,000 倍とした。

2.4 異樹種構成合板の曲げ試験

製造した 6 種異樹種構成合板の実用試験としてつぎの 2 通りの条件による正方形板の曲げ試験をおこなった。試験体寸法はいずれも 45×45 (cm) であり、曲げ撓みの実測値と直交異方性理論値との比較検討をおこなった。なお、理論式は沢田・上田²⁾、MARCH³⁾ および平嶋⁴⁾ のものをもちいた。

2.4.1 周辺単純支持中央集中荷重のばあい

Fig. 9 に示したように、木製の箱型支持台を作製し、試験体が水平を保つように集成材上に設置してこれをサポートとした。荷重は直径 8 mm の鉄棒に木皿をとりつけ、この上に分銅を載せて中央集中荷重となるようにした。試験体が狂いなどの影響により支持枠と密着しないばあいは、あらかじめある程度の初期荷重 (死荷重) を加えてから分銅を載せた。曲げ撓みは板中央についてのみ測定し、測定には 1/100 mm 精度のダイヤルゲージをもちいた。測定誤差をできるかぎり小さくするため、方向をかえて両面であわせて 4 回測定をおこない、その平均

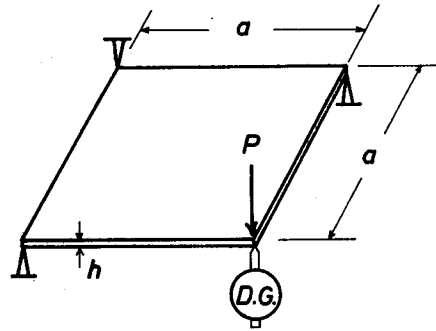


Fig. 8. Plate shear test

$$G = \frac{3a^2P}{h^3\delta}$$

where: G ; Shear modulus
 a ; Width of specimen
 h ; Thickness of specimen
 δ ; Deflection at load point
 P ; Load

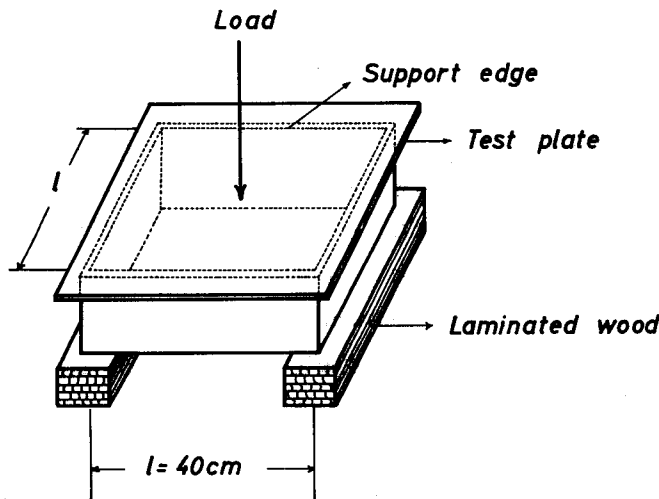


Fig. 9. Bending test method of two-species plywood (four edges simply supported)

値をもって曲げ撓み量とみなした。なお、スパンは40×40 (cm) である。

2.4.2 対辺単純支持中央集中荷重のばあい

Fig. 10 に示したように、集成材上に等辺山形鋼2本を平行に設置し、周辺単純支持のばあいと同じ荷重方式により、1/100 mm 精度のダイヤルゲージで曲げ撓み量を測定した。測定は板中央および自由辺中央の2個所についておこない、おのおの表裏両面の平均値をもとめて曲げ撓み量とした。スパンは40 cm とし、0° 方向 (試験体の表板繊維方向がサポートと直角) および 90° 方向 (試験体の表板繊維方向がサポートと平行) について試験した。

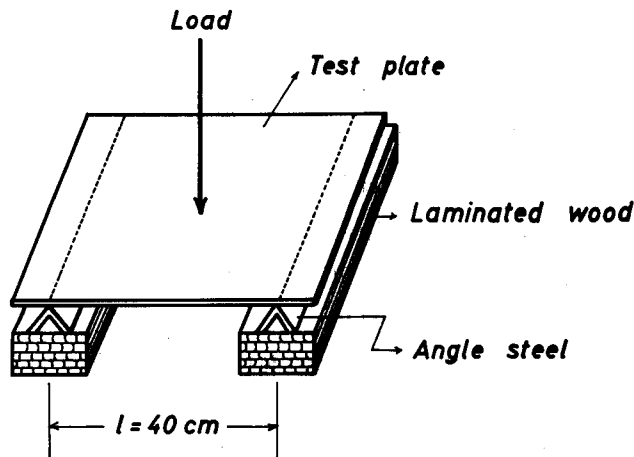


Fig. 10. Bending test method of two-species plywood (two opposite edges simply supported)

3. 結果と考察

3.1 平行合板の弾性定数

3.1.1 単板と平行合板

単板の弾性定数を知ることにより、直交合板 (同樹種および異樹種構成) の弾性定数を正しく推定できるならば、強度設計の面で非常に好都合となる。しかし、ロータリー単板には必ず裏割れが発生しているとみなしなければならないため、その裏割れ影響および接着層による補強効果が合板には当然含まれると考えられる。したがって、単板からは free constant が得られるのに対し、合板条件としては pure constant を問題とするばあいが多いことを考えると、これら拘束効果にかんする影響因子の考慮が必要となるわけである。以上のことにより、この研究では、単板の繊維方向を平行に積層接着した平行合板を作製し、このデータをもって合板構成時の単板に対する基礎値とした。

単板と平行合板の曲げヤング係数を比較すると、シナノキ 1.5 mm のばあいをのぞいて平行合板の方がすべて大きくあらわれる。 E_L のばあいをとると、平行合板は単板の数値よりも

約2割ほど上まわっている。これは、単板に含まれる裏割れが接着層の効果により補強された結果と考えられる。接着層の存在が比重の増加をもたらすことはいうまでもないが、そのことが剛性増加の主な原因とはみとめられない。これは裏割れ率の一番小さなシナノキ1.5mmのばあい、その剛性増加率がほとんど認められなかったことから推定される。一方、スパン方向および荷重方向などから考えて、 E_T はとくに裏割れ影響が大きくあらわれると予想される。この研究では、裏割れに関する検討に重点をおかなかつたため、比較的測定が容易であったシナノキ4.5mmおよびミズナラ2mmのばあいについてのみ単板の E_T を測定し、これはTable 1に示した。これによると、シナノキで約3倍、ミズナラでは約5倍以上も平行合板データが大きくなり、単板状態では、 E_T は極端な裏割れ影響を受けていることが明きらかである。

3.1.2 平行合板のヤング係数

曲げヤング係数および圧縮ヤング係数の実測値はTable 4に示した。これより明きらかなように、 E_L のばあい、g合板(ミズナラ2mm)をのぞいていずれも圧縮ヤング係数の方がやや大きくあらわれている。この原因として、1) 曲げ試験に付加されるせん断撓みの影響、2) 曲げ試験片の捩れ変形による支持の不完全性、3) 測定範囲の相違などが考えられる。ただし、曲げ試験の際、せん断撓みの影響は2~3%程度におさまるようにスパン-梁丈比を決定してあるので、これは無視してもさしつかえないと考えられる。したがって、2) および 3) による測定誤差が集積された結果、圧縮ヤング係数が曲げヤング係数よりも若干大きくあらわれたものと思われる。また、g合板のばあい、曲げヤング係数が圧縮ヤング係数より大きくなった原因は、狂い変形が比較的小さかったこと、および表板単板の E_L 値が相当大きかったためであろうと思われる。しかし、そうじてこの程度のバラツキは避けられないようにも思われる。

Table 4. Young's moduli of veneer-laminated woods ($\times 10^3$ kg/cm²)

| Specimen | Bending | | | | Compression | | | |
|----------|---------|-------|-------|-------|-------------|------------------|------------------|------------------|
| | E_L | E_T | E_L | E_T | E_R | E_{LT45° | E_{LR45° | E_{RT45° |
| a | 103.8 | 4.9 | 117.7 | 4.7 | — | 11.6 | — | — |
| b | 74.6 | 2.9 | 79.4 | 2.5 | 1.6 | 8.9 | 5.3 | 1.5 |
| c | 103.3 | 3.4 | 108.4 | 3.2 | 2.9 | 7.8 | 6.9 | 2.4 |
| d | 139.9 | 5.2 | 146.4 | 5.5 | 5.5 | 12.0 | 12.7 | 4.1 |
| e | 120.6 | 4.1 | 127.7 | 4.7 | 4.2 | 10.4 | 9.8 | 2.9 |
| f | 145.7 | 3.2 | 174.8 | 3.1 | 4.7 | 7.4 | 10.3 | 2.6 |
| g | 151.1 | 10.9 | 143.5 | 10.4 | 14.3 | 19.3 | 21.6 | 11.7 |

つぎに、 E_L/E_T および E_L+E_T について考えてみる。Table 5に示したように、 E_L/E_T は曲げによるものと圧縮によるものとの差はほとんど認められない。ただし、シナノキのばあい圧縮によるものが常に若干大きくなるが、これは曲げによるものが圧縮によるものより E_T が

Table 5. E_L/E_T and (E_L+E_T) in veneer-laminated woods

| Specimen | E_L/E_T | | | E_L+E_T ($\times 10^3$ kg/cm ²) | | |
|----------|----------------|--------------------|---------|--|--------------------|---------|
| | Bending (1) | Compression (2) | (1)/(2) | Bending (3) | Compression (4) | (3)/(4) |
| a | 21.2 | 25.0 | 0.848 | 108.7 | 122.4 | 0.888 |
| b | 25.7 | 31.8 | 0.808 | 77.5 | 81.9 | 0.946 |
| c | 30.4 | 33.9 | 0.897 | 106.7 | 111.6 | 1.013 |
| d | 26.9 | 26.6 | 1.011 | 145.1 | 151.9 | 0.955 |
| e | 29.4 | 27.2 | 1.081 | 124.7 | 132.4 | 0.942 |
| f | 45.5 | 56.4 | 0.807 | 148.9 | 177.9 | 0.837 |
| g | 13.9 | 13.8 | 1.007 | 162.0 | 153.9 | 1.053 |

大きいのに対し、 E_L はその反対となっているためである。 E_L+E_T の値は、この単板より構成される直交合板（同樹種のばあい）のヤング係数 E_1+E_2 を決定する重要な因子である。これによると、ラワン、シナノキ両樹種ともかなりのバラツキがみられ、とくにシナノキのばあい、b合板とa, c合板との相違は非常に顕著であり、これより原木品質はかなり不均一なものと思われる。

3.1.3 平行合板のせん断弾性係数

この研究では、考えられる3個のせん断弾性係数 (G_{LT} , G_{LR} , G_{RT}) のうち、プレートせん断試験により G_{LT} のみを測定した。この実測値は Table 6 に示したが、ここでせん断弾性係数は、一般に次式により計算されることが知られている。

$$\frac{1}{G_{xy}} = \frac{4}{E_{xy \cdot 45^\circ}} - \frac{1}{E_x} - \frac{1}{E_y} + \frac{2\mu_{xy}}{E_x} \quad (1)$$

Table 6. Observed and calculated shear moduli of veneer-laminated woods ($\times 10^3$ kg/cm²)

| Specimen | G_{LT} | | | G_{LR} Cal. | G_{RT} Cal. | E_{LT45°/E_T |
|----------|----------|------|-----------|------------------|------------------|----------------------|
| | Obs. | Cal. | Obs./Cal. | | | |
| a | 7.1 | 7.6 | 0.934 | — | — | 2.47 |
| b | 4.4 | 20.8 | 0.212 | 7.8 | 0.6 | 3.56 |
| c | 5.9 | 5.0 | 1.180 | 4.2 | 0.8 | 2.44 |
| d | 6.2 | 6.6 | 0.939 | 7.6 | 1.5 | 2.18 |
| e | 5.7 | 5.7 | 1.000 | 6.0 | 1.0 | 2.21 |
| f | 5.2 | 4.5 | 1.156 | 5.8 | 0.9 | 2.39 |
| g | 11.9 | 9.1 | 1.308 | 11.4 | 4.6 | 1.86 |

(Remarks) Obs.; Observed value from plate shear test
Cal.; Calculated value form equation (1)

上式は Jenkin 式⁵⁾と呼ばれるものであるが、ここでプレートせん断弾性係数は表板剛性の影響を強く受けるのに対し、Jenkin 式より計算されるせん断弾性係数は圧縮による単純平均値としてはたらくことは注目すべきである。実測値と計算値を比較すると、b 合板以外はかなり良く一致する。この b 合板における不適合性の原因は明きらかでないが、Jenkin 式は最初の 2 項に大きく支配されるため、 E_{LT45° および E_T が関係するのではなからうかと思われる。つまり、 E_{LT45°/E_T をみると、b 合板は 3.56 となるのに対し他の合板は 1.86~2.44 であり、これが計算値に影響しているように思われる。なお、この点に関しては今後さらに検討を加える必要があると思われる。しかし一般的には、かなり良く実測値と計算値が適合することより明きらかなように、プレートせん断試験は、せん断弾性係数の測定に関して、最も安定した試験方法の一つであるといえることができる。

なお、本研究に使用した樹種では、ミズナラが他の 2 樹種と比較して大きな G_{LT} を有することが特長的である。

合板の Rolling shear に関係するせん断弾性係数である G_{LR} , G_{RT} については、実測はおこなわなかったが、参考として計算値を Table 6 に示した。

3.1.4 平行合板のポアソン比

ポアソン比は他の弾性定数と比較すると特異な性質をもち、樹種、比重による影響はきわめて少なく、ほぼ一定とみなしうると考えられている。しかし、Table 7 に示した各方向のポアソン比の実測値をみると、かなりのバラツキが認められ、これらは主として材質変動に起因するものと思われる。一般に素材では、 $\mu_{LR} \doteq 0.4$, $\mu_{LT} \doteq 0.5$, $\mu_{RT} \doteq 0.6$ 程度であるといわれているが⁹⁾、この研究でもとめられた平行合板のポアソン比実測値を平均すると、 $\mu_{LR} \doteq 0.4$, $\mu_{LT} \doteq 0.6$, $\mu_{RT} \doteq 0.2$ となり、とくに μ_{RT} において顕著な相違がみとめられる。この原因の一つは、接着による拘束効果であろうと思われる。つまり、高温高圧の圧縮接着の結果、単板の塑性化が若干起こっているようにも見うけられるほか、接着剤の浸透による裏割れ部位での補強効果

Table 7. Poisson's ratios of veneer-laminated woods

| Specimen | μ_{LT} | μ_{LR} | μ_{TR} | μ_{RT} | μ_{TL}^* |
|----------|------------|------------|------------|------------|--------------|
| a | 0.420 | — | — | — | 0.017 |
| b | 0.439 | 0.300 | 0.143 | 0.059 | 0.016 |
| c | 0.572 | 0.447 | 0.314 | 0.255 | 0.017 |
| d | 0.556 | 0.351 | 0.209 | 0.235 | 0.021 |
| e | 0.680 | 0.334 | 0.300 | 0.243 | 0.025 |
| f | 0.715 | 0.374 | 0.162 | 0.221 | 0.013 |
| g | 0.474 | 0.425 | 0.211 | 0.340 | 0.034 |

(Remark) μ_{TL}^* ; Calculated value from the following equation, $E_L \cdot \mu_{TL} = E_T \cdot \mu_{LT}$

が、 R 方向よりも T 方向においてより大きくあらわれるためであろう。

3.2 異樹種構成合板の弾性定数

3.2.1 合板のヤング係数

合板の曲げ剛性は、一般に次式より計算される。

$$EI = \sum E_i I_i \quad (2)$$

ここで、 E , I はそれぞれ合板の曲げヤング係数、断面2次モーメントであり、 E_i および I_i は各構成要素の曲げヤング係数および断面2次モーメントをしめす。

この研究に使用した異樹種構成合板は、Fig. 11 に示したように、3 プライ合板で中立軸に関して対称な構成であるため、表板繊維方向の曲げヤング係数を E_1 、それに直角方向の曲げヤング係数を E_2 とすると次式であらわされる。

$$E_1 = E_{Lf} \cdot A + E_{Tc} \cdot (1-A) \quad (3)$$

$$E_2 = E_{Tf} \cdot A + E_{Lc} \cdot (1-A) \quad (4)$$

ただし、添字 f は表板と繊維方向が一致する単板をあらわし、 c はこれと直交する方向の単板をあらわす。 A は構成比であり、合板の断面2次モーメントに対する表板と繊維方向が一致する単板の断面2次モーメントの比である ($A = I_f / I = (h^3 - h_c^3) / h^3$)。

また、圧縮ヤング係数は、一般に次式より計算される。

$$E_1 = E_{Lf} \cdot D + E_{Tc} \cdot (1-D) \quad (5)$$

$$E_2 = E_{Tf} \cdot D + E_{Lc} \cdot (1-D) \quad (6)$$

$$E_3 = \frac{E_{Rf} \cdot E_{Rc}}{E_{Rc} \cdot D + E_{Rf} \cdot (1-D)} \quad (7)$$

ただし、 D は断面構成比であり、合板の全体厚さに対する表板と繊維方向が一致する単板の合計厚さの比である ($D = (h - h_c) / h$)。

さらに、弾性主軸が座標軸と 45° 傾斜するばあいの圧縮ヤング係数は、次式より計算される。

$$\frac{4}{E_{12 \cdot 45^\circ}} = \frac{1}{E_2} + \frac{1}{G_{12}} - \frac{2\mu_{12}}{E_1} + \frac{1}{E_1} \quad (8)$$

$$E_{13 \cdot 45^\circ} = E_{LR45^\circ f} \cdot D + E_{RT45^\circ c} \cdot (1-D) \quad (9)$$

$$E_{23 \cdot 45^\circ} = E_{RT45^\circ f} \cdot D + E_{LR45^\circ c} \cdot (1-D) \quad (10)$$

ここで、 $E_{12 \cdot 45^\circ}$ はその性質上、単純な断面構成比の考慮からは計算されず、Jenkin 式よりもとまることはいうまでもない。以上の (3)~(10) 式より、異樹種構成合板の曲げおよび圧縮

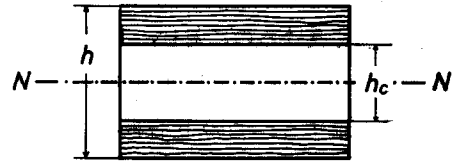


Fig. 11. Cross section of two-species plywood specimen

where: h ; Thickness of plywood specimen
 h_c ; Core thickness
 $N-N$; Neutral axes of plywood

Table 8. Comparisons of observed Young's moduli with calculated ones of two-species plywoods

| Plywood | Bending | | Compression | | | | | |
|------------|--------------|--------------|--------------|--------------|--------------|-------------------|-------------------|-------------------|
| | E_1 | E_2 | E_1 | E_2 | E_3 | E_{12-45° | E_{13-45° | E_{23-45° |
| A | 0.993 | 0.969 | 0.842 | 1.033 | — | 0.750 | — | — |
| B | 0.997 | 1.044 | 1.130 | 0.977 | 0.793 | 0.940 | 0.584 | 0.862 |
| C | 0.874 | 1.086 | 1.019 | 0.821 | 1.100 | 0.609 | 0.860 | 0.629 |
| D | 0.872 | 1.178 | 0.752 | 0.969 | 0.968 | 0.912 | 0.747 | 0.886 |
| E | 0.872 | 1.040 | 1.042 | 1.132 | 1.189 | 0.982 | 0.426 | 1.246 |
| F | 0.842 | 1.020 | 1.013 | 0.951 | 0.762 | 0.857 | 0.674 | 0.898 |
| Av. | 0.898 | 1.056 | 0.966 | 0.981 | 0.962 | 0.842 | 0.658 | 0.904 |

ヤング係数は計算される。

Table 8 は曲げおよび圧縮ヤング係数の実測値と計算値の比であり、ここで計算にもちいた各単板のヤング係数は、平行合板よりもとめたものである。合板の断面設計にもっとも重要なのは E_1 , E_2 であるが、実測値と計算値の適合性は曲げ、圧縮両試験ともきわめて良く、平行合板の E_L , E_T より十分正確に合板の E_1 , E_2 は推定される。これらに比べて、 E_3 の適合性は若干悪くなっているが、これは試験片の寸法安定性および測定距離の局所性 (標点距離 30 mm) などに原因すると考えられる。また、 E_{12-45° は比較的良く適合するが、 E_{13-45° および E_{23-45° には多少のバラツキが認められる。この理由は明きらかでないが、上記計算式中に考慮されていないせん断の影響によるものと予想される。つまり、これらの試験体のばあい、接着層に発生する Rolling shear が重大な作用をおよぼし、破壊形態はほとんどこの Rolling shear に起因していることが観察された。それ故、厳密にはこの効果を見捨てることができず、これが適合性を低下させた原因となったものと思われる。 G_{13} , G_{23} の測定はおこなわなかったため、この研究では Rolling shear について十分な検討ができなかったが、裏割れを有する単板を用いて製造される合板のばあい、とくにこの Rolling shear がその力学的性質に大きな影響を与えると思われるため、この点についてもさらに詳細な検討が必要である。

3.2.2 合板のせん断弾性係数

同樹種構成合板のばあい、同等材質の単板より構成されていると仮定すると、せん断弾性係数は次式であらわされる。

$$G_{12} = G_{LT} \quad (11)$$

また、異なる材質の単板より構成されるばあいは、直接せん断条件より

$$G_{12} = \sum G_{LTr} \cdot t_r \quad (12)$$

となる。ここで、 G_{LTr} , t_r はそれぞれ各構成要素のせん断弾性係数および試験体の全体厚さに対するその構成要素の厚さの比である。

Table 9. Observed and calculated shear moduli of two-species plywoods

| Plywood | $G_{12} (\times 10^3 \text{ kg/cm}^2)$ | | | (1)/(2) | (1)/(3) |
|------------|--|------------|------------|-------------|-------------|
| | Obs. (1) | Cal. 1 (2) | Cal. 2 (3) | | |
| A | 7.9 | 6.5 | 7.0 | 1.22 | 1.13 |
| B | 6.9 | 5.5 | 6.1 | 1.26 | 1.13 |
| C | 5.9 | 4.8 | 4.5 | 1.23 | 1.31 |
| D | 6.0 | 5.8 | 5.7 | 1.03 | 1.05 |
| E | 9.4 | 8.8 | 10.6 | 1.07 | 0.89 |
| F | 10.3 | 8.5 | 11.0 | 1.20 | 0.94 |
| Av. | | | | 1.20 | 1.08 |

(Remarks) Obs.; Observed value from plate shear test
 Cal. 1; Calculated value from equation (12)
 Cal. 2; Calculated value from equation (13)

しかし、異樹種構成合板のばあい、構成単板の材質値が一般にたいへん異なること、さらにプレートせん断試験が曲げを伴った捩り試験であることなどを考えると、構成要素の断面2次モーメントを考慮しなければならない。すなわち

$$G_{12} = \frac{\sum G_{LTe} \cdot I_e}{I} \quad (13)$$

ただし、 I は合板の断面2次モーメント、 G_{LTe} 、 I_e はそれぞれある構成要素のせん断弾性係数および断面2次モーメントである。

Table 9に示したのは、実測値と(12)、(13)式よりもとめた計算値およびその比である。これによると、いずれも実測値が計算値を上まわっているが、適合性はほぼ良好である。ほんのわずかであるが実測値が計算値を上まわる原因は、試験体の捩れ変形およびその支持条件などによるものと考えられる。(12)および(13)式による計算値を比較すると、断面2次モーメントを考慮した(13)式の方が適合性が良いことがわかる。しかし、今回の実験に供した異樹種構成合板は、比較的近似したせん断弾性係数をもつ単板より構成されているため、(12)式もかなりの適合性を示した。せん断弾性係数のたいへん大きなミズナラ単板を表板にしたE、F合板のばあい、(13)式による計算値が(12)式によるそれよりも実測値と適合することより明らかなように、表板、芯板でせん断弾性係数に大きな相違のあるばあいは、断面2次モーメントを考慮する必要があると考えられる。なお、この計算法が、ブラチックオーバーレイ合板およびその他のせん断弾性係数の非常に異なる材料より構成される木質複合板についても適用されるかどうかは、今後の検討に待たねばならない。

3.2.3 合板のポアソン比

合板の圧縮によるポアソン比の計算式としては、次式が考えられる。

$$\mu_{12} = \frac{[\mu_{LT}E_T]_f \cdot D + [\mu_{TL}E_L]_c \cdot (1-D)}{E_2} \quad (14)$$

$$\mu_{13} = \mu_{LRf} \cdot D + \mu_{TRc} (1-D) \quad (15)$$

$$\mu_{23} = \mu_{TRf} \cdot D + \mu_{LRc} (1-D) \quad (16)$$

μ_{13} , μ_{23} は断面構成比より計算されるが, μ_{12} は内部応力を考慮すると上式のようにあらわされる。ここで, 同樹種同材質のばあい, Maxwell の定理が成立するので, $\mu_{12} = (\mu_{LT}E_T)/E_2$ となり, 高見^{7,8)} による計算式と一致する。

つぎに, 弾性主軸が座標軸と 45° 傾斜するばあいのポアソン比は, 一般に次式であらわされる。

$$\mu_{xy \cdot 45^\circ} = \frac{2\mu_{xy} + \frac{E_x}{G_{xy}} - \frac{E_x}{E_y} - 1}{1 + \frac{E_x}{G_{xy}} - 2\mu_{xy} + \frac{E_x}{E_y}} \quad (17)$$

つまり, $\mu_{12 \cdot 45^\circ}$ は E_1 , E_2 , G_{12} , μ_{12} より計算され, 同様に $\mu_{13 \cdot 45^\circ}$ および $\mu_{23 \cdot 45^\circ}$ もとめることができる。

ポアソン比の実測値と計算値の比は, Table 10 に示した。他の弾性定数と比較すると, ポアソン比は数値が小さく, 実験条件などによっても影響を受けやすく, したがって数値自体もかなり不安定なものとなりやすいようである。これらの点を考えると, 若干適合性の低いものもみうけられるが, μ_{12} をのぞいてほぼ良好の結果が得られたように思われる。Table 11 は μ_{12} の実測値と計算値, ならびに計算値を決定する表板, 芯板各構成要素のポアソン比である。これより明きらかであるが, μ_{12} の実測値と計算値がかなり異なる原因は, 表板, 芯板のポアソン比の相違, つまり歪み勾配によるものと考えられる。各構成要素の歪み分布の模式図は Fig. 12 に示したが, μ_{12} 測定用試験片のばあい, 表板の接着層側は接着効果により芯板の材質値と同じような歪み ($\mu_{TL} \div 0.02$) を示す傾向が考えられるのに対し表面側は表板の歪み ($\mu_{LT} \div 0.5$) の影響を受けやすい。それ故, μ_{12} のばあい, 表板単板で測定された歪みより決定され, つ

Table 10. Comparisons of observed Poisson's ratios with calculated ones of two-species plywood

| Plywood | μ_{12} | μ_{13} | μ_{23} | $\mu_{12 \cdot 45^\circ}$ | $\mu_{13 \cdot 45^\circ}$ | $\mu_{23 \cdot 45^\circ}$ |
|------------|--------------|--------------|--------------|---------------------------|---------------------------|---------------------------|
| A | 2.304 | — | — | 0.820 | — | — |
| B | 1.190 | 0.926 | 0.705 | 1.028 | — | 0.486 |
| C | 6.176 | 0.574 | 1.012 | 0.706 | 0.646 | 4.480 |
| D | 3.833 | 0.383 | 1.177 | 1.157 | 1.745 | 1.872 |
| E | 3.721 | 0.757 | 1.536 | 0.827 | 2.083 | 0.393 |
| F | 5.294 | 0.705 | 1.231 | 0.817 | 2.095 | 0.430 |
| Av. | 3.753 | 0.669 | 1.132 | 0.893 | 1.642 | 1.532 |

Table 11. Observed and calculated Poisson's ratios of two-species plywoods (μ_{12})

| Plywood | face | core | back | μ_{12} | | |
|------------|--------------|--------------|--------------|------------|-------|-------------|
| | μ_{LT} | μ_{TL} | μ_{LT} | Obs. | Cal. | Obs./Cal. |
| A | 0.420 | 0.025 | 0.420 | 0.106 | 0.046 | 2.30 |
| B | 0.556 | 0.016 | 0.556 | 0.075 | 0.063 | 1.19 |
| C | 0.493 | 0.013 | 0.493 | 0.105 | 0.017 | 6.18 |
| D | 0.680 | 0.017 | 0.680 | 0.138 | 0.036 | 3.83 |
| E | 0.474 | 0.017 | 0.474 | 0.194 | 0.052 | 3.72 |
| F | 0.474 | 0.013 | 0.474 | 0.180 | 0.034 | 5.29 |
| Av. | 0.516 | 0.017 | 0.516 | | | 3.75 |

(Remarks) Obs.; Observed value from compressive test
Cal.; Calculated value from equation (14)

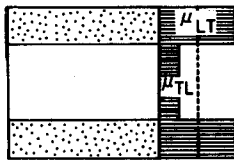


Fig. 12. Strain distribution of two-species plywood (μ_{12})

まりいいかえると、 μ_{12} は μ_{LT} の影響が大きい表板部位で測定されることとなり、その結果実測値が計算値を大きく上まわったものとみうけられる。また、歪み勾配は、表板の厚さが大きくなる程強く影響されると考えられ、これはTable 11より明きらかである。 μ_{13} および μ_{23} についても同様のことがいえるが、Table 12および13に示したように、各構成要素のポアソン比は μ_{12} のばあいほど相違が認められず、比較的近似した数値をもつため、実測値と計算値はほぼ一致している。これは、歪み勾配による影響があまり大きく働かなかったことに起因するとみられる。

このように、鏡式エクステンソメータ法によるポアソン比の測定は、一般にストレインメ

Table 12. Observed and calculated Poisson's ratios of two-species plywoods (μ_{13})

| Plywood | face | core | back | μ_{13} | | |
|------------|--------------|--------------|--------------|------------|-------|-------------|
| | μ_{LR} | μ_{TR} | μ_{LR} | Obs. | Cal. | Obs./Cal. |
| A | — | — | — | — | — | — |
| B | 0.351 | 0.143 | 0.351 | 0.251 | 0.272 | 0.93 |
| C | 0.300 | 0.162 | 0.300 | 0.132 | 0.232 | 0.57 |
| D | 0.334 | 0.314 | 0.334 | 0.128 | 0.334 | 0.38 |
| E | 0.425 | 0.314 | 0.425 | 0.278 | 0.367 | 0.76 |
| F | 0.425 | 0.162 | 0.425 | 0.203 | 0.288 | 0.71 |
| Av. | 0.367 | 0.219 | 0.367 | | | 0.67 |

(Remarks) Obs.; Observed value from compressive test
Cal.; Calculated value from equation (15)

Table 13. Observed and calculated Poisson's ratios of two-species plywoods (μ_{23})

| Plywood | face | core | back | μ_{23} | | |
|------------|--------------|--------------|--------------|------------|-------|-------------|
| | μ_{TR} | μ_{LR} | μ_{TR} | Obs. | Cal. | Obs./Cal |
| A | — | — | — | — | — | — |
| B | 0.209 | 0.300 | 0.209 | 0.172 | 0.244 | 0.70 |
| C | 0.143 | 0.374 | 0.143 | 0.263 | 0.260 | 1.01 |
| D | 0.300 | 0.447 | 0.300 | 0.365 | 0.310 | 1.18 |
| E | 0.211 | 0.447 | 0.211 | 0.516 | 0.336 | 1.54 |
| F | 0.211 | 0.374 | 0.211 | 0.363 | 0.295 | 1.23 |
| Av. | 0.215 | 0.338 | 0.215 | | | 1.13 |

(Remarks) Obs.; Observed value from compressive test
Cal.; Calculated value from equation (16)

一タ法など他の測定法と比べると、安定性はもっとも高いと考えられる。しかし、 μ_{12} のばあいのように、合板を構成する各要素のポアソン比に大きな相違があるときは、特定要素の局部的歪みを測定する結果になりやすいので、これらの点はこれからさらに検討を加える必要があると思われる。

3.3 異樹種構成合板の曲げ試験

異樹種構成合板の実用試験として、対辺単純支持および周辺単純支持中央集中荷重条件下で曲げ試験をおこない、撓みの実測値が直交異方性理論によってどの程度予測可能性があるかについて検討してみた。なお、計算は北海道大学計算機センターの電算機 HITAC 107 を使用した。

3.3.1 理論式にもちいた弾性定数

矩形板の曲げ撓みは、試験体の曲げ剛性 D_x , D_y , D_{xy} およびポアソン比 μ_{xy} , μ_{yx} と板厚、荷重から計算される。したがって、曲げ撓みは、曲げ剛性を決定する弾性定数 E_x , E_y , G_{xy} , μ_{xy} および μ_{yx} よりもとめられることになる。

これらの各弾性定数は、試験体より切取った小試片の実測値をもちいるのが一般的であるが、ここではとくに先におこなった平行合板より計算された定数値を基礎として曲げ撓みの理論計算をおこなった。なお、理論計算の際、この研究では圧縮試験体によるポアソン比をもちいたが、正しくは曲げ試験によるものを使用するのが妥当である。しかし、ポアソン比が曲げ撓みに与える影響はきわめて微小であり、無視してもほとんどさしつかえないという平嶋⁴⁾の報告もあるため、問題は少ないものと考えられる。

3.3.2 周辺単純支持中央集中荷重による曲げ試験

試験結果は Table 14 に示したとおりである。これによると、板中央曲げ撓みの実測値と計算値はかなり良く一致しており、平行合板より計算によってもとめた異樹種構成合板の弾性

Table 14. Observed and calculated deflections in bending of two-species plywood plates (four edges simply supported, concentrated load at the center of plate)

| Plywood | w_0 ($\times 10^{-3}$ cm) | | |
|------------|------------------------------|------|--------------|
| | Obs. | Cal. | Obs./Cal. |
| A | 43.1 | 57.7 | 0.747 |
| B | 39.7 | 48.9 | 0.812 |
| C | 15.3 | 16.4 | 0.933 |
| D | 11.8 | 11.3 | 1.044 |
| E | 10.6 | 10.0 | 1.060 |
| F | 11.2 | 10.3 | 1.087 |
| Av. | | | 0.947 |

(Remarks) w_0 ; Deflection at the center of the plate
 Obs.; Observed deflection
 Cal.; Calculated deflection

定数各値から、曲げ撓みはかなりの高い精度で推定されることがわかる。したがって、平板の曲げ撓みは、平行合板の基礎値が確実なものであれば、これらの各要素より構成される合板のばあい、弾性定数を実測しなくても、十分推定され得るものと思われる。

つぎに、E, F 合板において、実測値が計算値をわずかに上まわる傾向がみられた。この合板は、いずれも表板にミズナラ単板をもちいたもので、他のものと比較すると初期変形(狂い)が多少大きく観察され、このことが実測値のやや大きくあらわれた原因のように思われる。つまり、木質複合板のばあい、しばしば認められる反り、振れなどの狂い変形は、正しい単純支持条件を妨げることが多く、このため、矩形板の変形を支配する応力条件の乱れが起こるものと考えられる。

それで、狂い変形などにより曲げ試験体の板の一部がサポートから浮き上がるようなばあい、今回の実験では、板の端部がサポートに接するまで初期荷重(死荷重)を加え、それから曲げ撓みの測定をおこなった。しかし、大きな狂い変形のある試験体では、板の端部が完全にサポートと密着するには非常に大きな荷重が必要となり、理論式誘導の根拠をなす微小変形の範囲を越えてしまうおそれが考えられるため、これもあまり有効な方法とは思われない。いづれにしても、この種の木質複合板の製板条件などについて、狂いの発生原因を応力内容によってとらえ、その適当な防止方法を検討する必要性が痛感される。

3.3.3 対辺単純支持中央集中荷重による曲げ試験

対辺単純支持のばあい、表板繊維とサポート方向に関してつぎの2通りが考えられ、これらのそれぞれについて実験をおこなった。まず、表板繊維方向がサポートに平行になるばあいを 0° 方向として、その試験結果は Table 15 に、そして表板繊維方向がサポートと直角になる

ばあいを 90° 方向として, Table 16 に示した。ここで, w_0 は試験体中央の曲げ撓み, w_e はサポートされていない自由辺中央の曲げ撓みである。

全体としては, 実測値と計算値はたいへん良く一致しているが, 0° 方向自由辺中央撓みについては, 大きく相違している。この理由としては, 曲げ撓みの数値がきわめて小さいことか

Table 15. Observed and calculated deflections in bending of two-species plywood plates (two opposite edges simply supported, concentrated load at the center of plate)

| Plywood | Direction | $w_0 (\times 10^{-3} \text{ cm})$ | | | $w_e (\times 10^{-3} \text{ cm})$ | | |
|------------|-----------|-----------------------------------|------|--------------|-----------------------------------|------|--------------|
| | | Obs. | Cal. | Obs./Cal. | Obs. | Cal. | Obs./Cal. |
| A | 0° | 46.2 | 56.3 | 0.821 | 13.9 | 6.3 | 2.206 |
| B | | 41.4 | 47.0 | 0.881 | — | — | — |
| C | | 16.5 | 16.0 | 0.994 | 4.9 | 3.4 | 1.441 |
| D | | 11.7 | 10.7 | 1.093 | 1.8 | 0.9 | 2.000 |
| E | | 10.2 | 9.4 | 1.085 | 3.2 | 1.3 | 2.462 |
| F | | 11.0 | 10.1 | 1.089 | 3.2 | 1.4 | 2.286 |
| Av. | | | | 0.994 | | | 2.079 |

(Remarks) Direction 0° ; The face grain of test plates are perpendicular to the support.
 w_0 ; Deflection at the center of the plate
 w_e ; Deflection at the center of the free edge
 Obs.; Observed deflection
 Cal.; Calculated deflection

Table 16. Observed and calculated deflections in bending of two-species plywood plates (two opposite edges simply supported, concentrated load at the center of plate)

| Plywood | Direction | $w_0 (\times 10^{-3} \text{ cm})$ | | | $w_e (\times 10^{-3} \text{ cm})$ | | |
|------------|------------|-----------------------------------|-------|--------------|-----------------------------------|-------|--------------|
| | | Obs. | Cal. | Obs./Cal. | Obs. | Cal. | Obs./Cal. |
| A | 90° | 207.8 | 255.2 | 0.814 | 202.3 | 231.9 | 0.872 |
| B | | 296.7 | 340.0 | 0.873 | 297.5 | 321.6 | 0.925 |
| C | | 36.0 | 39.4 | 0.914 | 28.7 | 31.0 | 0.926 |
| D | | 34.9 | 40.5 | 0.862 | 29.1 | 35.5 | 0.820 |
| E | | 29.0 | 33.0 | 0.879 | 26.2 | 28.8 | 0.910 |
| F | | 28.0 | 31.6 | 0.886 | 24.2 | 26.9 | 0.900 |
| Av. | | | | 0.871 | | | 0.892 |

(Remarks) Direction 90° ; The face grain of test plates are parallel to the support.
 w_0 ; Deflection at the center of the plate
 w_e ; Deflection at the center of the free edge
 Obs.; Observed deflection
 Cal.; Calculated deflection

ら、その測定誤差が大きく浮かび上がったものと思われ、さらに板の狂いによる不完全な支持条件なども影響したものと考えられる。

0°および90°方向の試験結果を比較すると、0°方向試験体では、実測値が計算値を上まわるものが2, 3みられるのに対し、90°方向試験体ではまったく認められない。これは、両方向における試験体の狂いの差異によるものと思われる。この研究に使用した異樹種構成合板でみられた狂いは、ほとんどが“反り”であり、このため、90°方向のばあい、支持条件は比較的理想的なものであったためである。

4. 結 論

木質複合板の一種として異樹種構成合板を製造し、力学的性質ならびにその曲げ性能について実験をおこない、つぎの結論を得た。

4.1 平行合板の弾性定数

ロータリー単板を繊維方向を平行にそろえて積層接着して平行合板を作製し、異樹種構成合板の弾性定数を推定する基礎となる曲げおよび圧縮ヤング係数、せん断弾性係数、ポアソン比などをもとめた。その結果、

(1) 曲げおよび圧縮ヤング係数を比較すると、圧縮ヤング係数が大きくあらわれる傾向がある。これは、曲げ試験片の捩れ変形による不完全な支持条件、測定範囲の相違などによるものと思われる。

(2) $E_L + E_T$ は、本研究に使用したシナノキのばあい、3種類の平行合板に大きな差異が認められたが、これは原木材質が異なっていたためであろう。

(3) プレートせん断試験は、せん断弾性係数の測定に関して、最も安定した方法の1つであり、Jenkin 式による計算値と非常に良く適合する。しかし、Jenkin 式を支配する E_{LT45° および E_T の数値関係によっては、適合しないばあいも生じる。

(4) 一般的な素材のポアソン比とこの研究で測定された平行合板のそれを比較すると、平行合板の μ_{RT} の減少が顕著な特長である。これは、接着層による効果、つまり裏割れのため低減した単板材質は、接着層により T 方では補強されるが、その反面 R 方向はこの影響をあまり受けないためと考えられる。

4.2 異樹種構成合板の弾性定数

平行合板の弾性定数を基礎として、異樹種構成合板の弾性定数の推定計算をしたところ、実測値と計算値の適合性について、つぎの結論を得た。

(1) 合板の強度設計にもっとも重要なヤング係数 E_1 , E_2 は、曲げ、圧縮ともきわめて良好な適合性が得られ、平行合板の E_L , E_T より十分正確に推定することが可能である。

(2) E_{13-45° , E_{23-45° のばあい、Rolling shear の影響が考えられるため、計算式中にこのせん断効果を考慮する必要があるものと思われる。

(3) 異樹種, 異材質の単板より構成される合板のばあい, 曲げを伴う捩りにおけるせん断弾性係数 G_{12} を推定するには, 断面 2 次モーメントの考慮が必要である。

(4) ポアソン比は, μ_{12} をのぞいて, ほぼ良好な適合性が得られた。表板と芯板に非常に大きな材質値の差異がある合板のばあい, とくに μ_{12} は表板の局部歪みのみを測定する結果になりやすく, 測定法に若干問題が残されている。

4.3 異樹種構成合板の曲げ試験

平行合板の基礎値より計算でもとめた異樹種構成合板の弾性定数をもちいて, 曲げ撓みを直交異方性理論より算出し, 周辺単純支持, 対辺単純支持中央集中荷重条件における曲げ撓み実測値との比較検討をおこなった。

(1) 周辺単純支持条件のばあい, 試験体中央の曲げ撓みは, 実測値と計算値はたいへん良く一致した。

(2) 対辺単純支持条件では, 0° 方向自由辺中央曲げ撓みをのぞいて, きわめて良好な適合性を確め得た。 0° 方向自由辺中央の曲げ撓みが大きな差異を生じた原因としては, 試験体自体の狂い変形および測定値自体がたいへん小さなことによる測定誤差が考えられる。

最後に, この研究に使用した木質複合板は, 比較的材質値の近似した単板による 2 樹種対称構成の直交合板であり, それだけに, 接着層に生じる応力, 伸縮率のあらわれ方, さらに変形問題など一般の木質合板において重要視される点は, あまり観察されなかった。

したがって, これからは, プラスチック, 金属板および F・R・P などをオーバーレイした複合板, さらに非対称構成の異樹種合板等について, 力学的性質をはじめ, これらの点についてひきつづき検討を加えてゆく考えである。

参 考 文 献

- 1) 上田恒司: 木質平面材料の弾性定数に関する研究 (第 1 報) ラワン合板の弾性定数. 北大演報, 26, 143-169, 1968.
- 2) 沢田 稔・上田恒司: 木質板に関する研究 (第 1 報) 周辺単純支持, 中央集中荷重による矩形板の撓み. 北大演報, 25, 61-84, 1967.
- 3) MARCH, H. W.: Flat Plates of Plywood under Uniform or Concentrated Loads. U. S. Dept. Agr. Mimeo No. 1312, 1942.
- 4) 平嶋義彦: 木質平板の曲げに関する研究. 対辺単純支持, 他辺自由の矩形板. 木材誌, 14-6, 317-323, 1968.
- 5) HEARMON, R. F. S.: The Elasticity of Wood and Plywood. For. Prod. Res. Special Rept. No. 7, London, 1948.
- 6) 沢田 稔: 木質平面材料の強度性能. 木材誌, 16-6, 251-256, (1970).
- 7) 高見 勇: 合板のポアソン比について. 林誌報, 188, 1966.
- 8) 高見 勇: 合板の強さについて (I). 林誌報, 208, 1968.

Summary

In this paper, the mechanical properties of two-species plywoods were investigated in relation to the elastic constants of veneer-laminated woods. The rotary-cut veneers of the following three species were used as materials for the two-species plywood to be tested; Shinanoki (*Tilia* sp.), Mizunara (*Quercus mongolica* var. *grosseserrata*) and Lauan (*Shorea* sp.). Each plywood consisted of three veneers from two species and their constructions are presented in Table 3. As shown in Fig. 1, Young's moduli (E) of the veneer-laminated woods were observed by bending and compressive tests, shear moduli (G) being by plate shear test and Poisson's ratios (μ) by compressive test. Also, the elastic constants for the plywoods were measured in the same manner and compared with the ones calculated from the basic data of the veneer-laminated woods. The bending tests for the two-species plywoods were carried out as follows: first, the specimen was simply supported on four edges and a concentrated load was applied at the center of the plate, and then the specimen was simply supported on two opposite edges and the load was applied with the same manner. The theoretical values of deflection were compared with the observed ones.

The results of tests for the veneer-laminated woods are presented in Tables 4, 5, 6 and 7, and are summarized as follows:

1) Comparing Young's moduli obtained by bending test with those by compressive test, it is recognized that the latter are slightly higher than the former. The reason of this fact is seemed that the simply supported condition given in this experiment may not be reasonable, since the distortional deformations have occurred in the bending specimen.

2) The values of $E_L + E_T$ for Shinanoki veneer-laminated woods varied over a wide range, depending on the irregularity of the quality of woods.

3) About the shearing modulus, it may be concluded that the plate shear test is one of the most stable measuring methods, and its value can be estimated with a sufficient accuracy from Jenkin's equation.

4) Comparing Poisson's ratios of the solid wood with those of the veneer-laminated wood, the difference in μ_{RT} between them was especially remarkable. The reason is seemed that the elastic properties of veneer-laminated wood are apparently affected by the existence of glue layers which act as a stiffener at T -direction.

The results of tests for two-species plywoods are presented in Tables 8, 9 and 10, and are summarized as follows:

5) Young's moduli, E_1 and E_2 , that are the most important factors for the structural strength design, can be estimated with a sufficient accuracy from the basic values (E_L and E_T) of the veneer-laminated woods, both in bending and in compression.

6) In calculating $E_{13.45^\circ}$ and $E_{23.45^\circ}$ for the plywoods, rolling shear moduli should be accounted for.

7) It is necessary to consider the moment of inertia of the specimen for calculating plate shear modulus for the plywood consisted of the veneers having the different quality.

8) Poisson's ratios of two-species plywoods except μ_{12} can be computed with a

sufficient accuracy from the basic data. But, the measuring method of μ_{12} using a set of mirror extensometer apparatus should be reinvestigated, because of the ununiformity of strain distribution in the compressive specimen.

The results of bending tests for two-species plywoods are presented in Tables 14, 15 and 16, and are summarized as follows:

9) The deflection at the center of the plate supported simply on four edges under applying a concentrated load at the center of the plate was correctly calculated from the elastic constants of the veneer-laminated wood.

10) The observed deflections of the plate supported simply on two opposite edges, except that at the center of the free edge in direction-0°, were accurately agreed with the theoretical ones.

11) The reason for the disagreement described above is seemed that simply supporting condition in this experiment was not reasonable.

The two-species plywoods that were tested in this study were constructed from the veneers having almost same mechanical properties. And so, some characteristics that are frequently seen in the usual wooden composite plate such as a stress problem in glue layer, shrinkage and distorsional deformation etc., were not nearly observed. Therefore, more detailed experimental investigation will be required in the future on these questions.