[±45]試験体の単軸引張試験による合板の面内せん断弾性係数の測定*

吉原 浩^{*1}

Measurement of the In-Plane Shear Modulus of Plywood by Tension Test of [±45] Off-Axis Specimen

Hiroshi YOSHIHARA^{*1}^{*1} Shimane Univ. Dept. of Natural Resource Process Engineering
Nishikawazu-cho 1060, Matsue-shi, Shimane, 690-8504 Japan

In this research, in-plane shear moduli of plywood as obtained by a tension test of [±45] off-axis specimen were examined by varying the width of the specimen. The tension tests were conducted on five-plywood of Lauan (*Shorea* sp.) with various widths, and in-plane shear moduli of the specimens were measured. Flexural vibration tests and finite element calculations were independently conducted. A comparison among the results of the experimental and numerical analyses revealed that specimen should be wide and the gauge should have an appropriate length with respect to the specimen width to measure the in-plane shear modulus appropriately with reducing the influence of variation of normal strain in the width direction.

Key Words : Plywood, Edgewise Shear Modulus, Tension Test, [±45] Off-Axis Specimen, Finite Element Analysis

1. 緒 言

合板は構造材料としてさまざまに利用されている木質材料のひとつである。したがって、その力学特性に関する知見を得ることは重要であり、弾性的な性質の測定を含めこれまでさまざまに検討されている^{(1)~(17)}。面内せん断特性についても、合板が耐力壁として使用されることから重要視されており、面内せん断弾性係数の測定方法に関していくつかの有力な測定方法が提案されている⁽⁷⁾⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾⁽¹³⁾⁽¹⁶⁾。その中でも、合板の異方性主軸と 45°の傾斜を持つ試験体 ([±45]試験体) の単軸負荷試験はもっとも簡便に面内せん断弾性係数が評価できる方法のひとつであり⁽¹³⁾、実施される頻度が高いと思われる。

合板の面内における弾性的性質は、一様な応力やひずみの発生を前提とした単純な積層理論に基づいて解析されるのが一般的である^{(1)~(7)(10)(11)}。しかし、実際の合板では、単板どうしの接着によって自由な変形が拘束されるため、内部の応力やひずみの分布がしばしば不均一になる。こうした応力やひずみの不均一さは弾性定数の測定に大きく影響し、単純な積層理論に基づく解析が適用できない可能性が生じる。たとえば、既報において、筆者はさまざまな幅をもつ試験体の単軸引張試験から合板のポアソン比の測定および有限要素法によるシミュレーションを行ったが、引張方向に対して垂直な方向のひずみが試験体の幅方向で均一に分布せず、試験体の幅が小さいと適切にポアソン比の測定ができないことが示唆された⁽¹⁴⁾。[±45]試験体の単軸負荷試験による面内せん断弾性係数の測定では、後述するようにポアソン比の測定が不可欠である。したがって、既報に示されたような試験体の幅が測定値に大きく影響することが予想されるため、試験体の幅や不均一なひずみ分布の影響などについて十分な検討が必要である。

そこで本研究では、5 プライのラワン合板からさまざまな幅をもつ[±45]試験体を作製し、単軸引張試験で得られた面内せん断弾性係数に及ぼす試験体の幅の影響について検討した。また、現状ではもっとも適切に合板のせん断弾性係数を測定することが可能であると思われる両端自由たわみ振動試験および 3 次元の有限要素法解析を

* 原稿受付 2010 年 11 月 30 日

^{*1} 正員, 島根大学 (〒690-8504 島根県松江市西川津町 1060)
E-mail: yoshihara@riko.shimane-u.ac.jp

実施し, [±45]試験体の単軸引張試験の結果と比較することで[±45]試験体の引張試験の妥当性を検討した.

2. 積層理論に基づく [±45]試験体の単軸引張試験の解析

図 1(a)に 5 プライ合板の概要を示す. 合板はロータリーレースで製造された単板を直交積層して製造するため, 通常厚さ方向は木材の半径方向 (R 方向) に一致し, 面内の 2 方向は繊維方向 (L 方向) および接線方向 (T 方向) に一致する. ここでは一般的な 910 mm × 1820 mm の合板シートを想定し, その長さ方向, 幅方向および厚さ方向をそれぞれ x, y, z 方向とする. この場合, 表層および中心層 (奇数層) の L 方向は x 方向, 偶数層の L 方向は y 方向に一致する. 積層理論から, x 方向および y 方向に軸力を負荷して得られた合板のヤング率 E_x および E_y は, 単板のヤング率を用いて以下のように与えられる⁽¹⁾⁽²⁾⁽¹³⁾.

$$\begin{cases} E_x = \frac{\sum(E_L t_a + E_T t_b)}{\sum(t_a + t_b)} = \frac{E_L T_a + E_T T_b}{T_a + T_b} \\ E_y = \frac{\sum(E_T t_a + E_L t_b)}{\sum(t_a + t_b)} = \frac{E_T T_a + E_L T_b}{T_a + T_b} \end{cases} \quad (1)$$

ここで E_L と E_T は単板の繊維方向および接線方向のヤング率, t_a と t_b は奇数層および偶数層の断面積, T_a と T_b は奇数層および偶数層の断面積の総和である. 桑村は単板相互のひずみの適合条件をより厳密に適用して E_x および E_y を求めているが⁽¹³⁾, 結果にほとんど差はないため, 式 (1) の適用で十分である. また, L 方向および T 方向に軸力を負荷することで得られる単板の板目面のポアソン比をそれぞれ ν_{LT} および ν_{TL} , x 方向および y 方向に軸力を負荷して得られる合板の xy 平面のポアソン比を ν_{xy} および ν_{yx} とすると, 相反定理から以下の関係が得られる⁽¹⁾⁽²⁾⁽¹³⁾.

$$\nu_{LT} E_T = \nu_{TL} E_L = \nu_{xy} E_y = \nu_{yx} E_x \quad (2)$$

したがって, 式 (1) および式 (2) よりポアソン比 ν_{xy} は以下のように与えられる.

$$\nu_{xy} = \frac{\nu_{LT} E_T}{E_y} = \frac{\nu_{LT} E_T (T_a + T_b)}{E_T T_a + E_L T_b} \quad (3)$$

ここで一方, xy 平面に関する面内せん断弾性係数 G_{xy} は, 積層後も単板の板目面のせん断弾性係数 G_{LT} に等しいため

$$G_{xy} = G_{LT} \quad (4)$$

となる.

この合板から図 1(a)のように非主軸試験体を切り出し, 試験体の長手方向および幅方向をそれぞれ X 軸および Y 軸とする. また, 表層の単板の繊維方向と X 軸のなす角を「繊維傾斜角」 θ と定義する. 図 1(b)に引張負荷を受ける非主軸試験体の概要を示す. 試験体をつかんでいる部分が互いに十分に遠く, 試験体の標線部には一様な引張負荷が与えられているとすると, X 軸方向のヤング率 E_X および XY 平面におけるポアソン比 ν_{XY} は以下のように与えられる⁽¹⁾⁽²⁾.

$$E_X = \left[\frac{\cos^4 \theta}{E_x} + \frac{\sin^4 \theta}{E_y} - \left(\frac{2\nu_{xy}}{E_x} - \frac{1}{G_{xy}} \right) \cos^2 \theta \sin^2 \theta \right]^{-1} \quad (5)$$

$$\nu_{XY} = - \frac{\left(\frac{1}{E_x} + \frac{1}{E_y} - \frac{1}{G_{xy}} \right) \cos^2 \theta \sin^2 \theta - \frac{\nu_{xy}}{E_x} (\cos^4 \theta + \sin^4 \theta)}{\frac{\cos^4 \theta}{E_x} + \frac{\sin^4 \theta}{E_y} - \left(\frac{2\nu_{xy}}{E_x} - \frac{1}{G_{xy}} \right) \cos^2 \theta \sin^2 \theta} \quad (6)$$

$\theta = 45^\circ$ における E_X および ν_{XY} をそれぞれ E_{Xq} および ν_{XYq} とすると、式 (5) , (6) に $\theta = 45^\circ$ を代入することにより

$$E_{Xq} = \left[\frac{1 - 2\nu_{xy}}{4E_x} + \frac{1}{4E_y} + \frac{1}{4G_{xy}} \right]^{-1} \quad (7)$$

$$\nu_{XYq} = - \frac{\frac{1 - 2\nu_{xy}}{E_x} + \frac{1}{E_y} - \frac{1}{G_{xy}}}{\frac{1 - 2\nu_{xy}}{E_x} + \frac{1}{E_y} + \frac{1}{G_{xy}}} \quad (8)$$

となる。したがって、[±45]試験体の単軸負荷試験から得られる面内せん断弾性係数 G_{xy} は、式 (7) , (8) から E_x , E_y および ν_{xy} を消去して以下のように与えられる。

$$G_{xy} = \frac{E_{Xq}}{2(1 + \nu_{XYq})} \quad (9)$$

以上のことから、 E_{Xq} と ν_{XYq} を測定することで合板の面内せん断弾性係数を非常に簡便に得ることができる。しかし、前述したように、合板の単軸引張試験で得られるポアソン比の測定値は試験体の幅に大きく影響され、単純な積層理論が適用できない可能性があることが示唆されている⁽¹⁴⁾。したがって、積層理論から導出された式 (9) を使用する場合、ポアソン比 ν_{XYq} の測定精度がせん断弾性係数 G_{xy} の測定精度に大きく影響することが懸念される。

Fig. 1 Off-axis tension test of 5-ply wood

3. 有限要素法解析

3・1 [±45]試験体モデルの応力—ひずみ解析

後述する[±45]試験体の単軸引張試験に先立ち、3次元の有限要素法解析により単軸引張負荷を受ける[±45]試験体モデルの表層における応力—ひずみ解析を行った。

解析には北海道大学情報基盤センター所有の ANSYS ver. 5.7 を使用した。図 2 に解析に使用したメッシュを示す。前述したように、合板の長さ方向、幅方向および厚さ方向をそれぞれ x , y , z 方向、モデルの長手方向および幅方向をそれぞれ X , Y 方向とした。したがって、[±45]試験体では x 軸と X 軸のなす角は 45° である。モデルの寸法を 300 mm (X 軸方向) および 12 mm (z 軸方向) とした。また、試験体の幅の影響について検討するため、 Y 軸方向の長さを 10, 20, 30, 40 および 50 mm とした。モデルは 8 節点の直方体要素とし、標線部であるモデル中央部分をより細かく分割した。また、実際の試験に使用した合板と同様に、図 2(b)のように各層の厚さをそれぞれ 1.6 mm (奇数層) および 3.6 mm (偶数層) とした。

表 1 に解析に使用した単板の弾性定数を示す．後述するように，試験には市販の合板を使用したため，合板から単板を剥離して弾性定数を測定するための試験体の調製が難しく，実際に合板を構成している単板の弾性定数の測定が困難であった．したがって，ここでは文献に記されているレッドラワンの値を使用した⁽¹⁸⁾．また，接着層の影響については考慮しなかった．表 1 に示した弾性定数を積層理論に基づく式 (1)，(3) に代入して得られた異方性主軸方向の弾性定数 E_x , E_y , ν_{xy} の値を表 2 に示す．また，表 2 の E_x , E_y , ν_{xy} および G_{xy} ($= 0.48$ GPa) を式 (7)，(8) に代入して得られた 45° 方向のヤング率およびポアソン比 E_{Xq} および ν_{XYq} の値を表 3 に示す．

Fig. 2 Finite element model for the plywood strips. (a) Overall mesh and (b) detail in the thickness direction (z -axis). Unit: mm. $B = 10, 20, 30, 40$, and 50 mm

Table 1 Elastic properties used for the finite element calculation

Young's modulus (GPa)			Shear modulus (GPa)			Poisson's ratio		
E_L	E_T	E_R	G_{LT}	G_{TR}	G_{LR}	ν_{LT}	ν_{TR}	ν_{LR}
12.9	0.51	1.00	0.48	0.11	0.65	0.61	0.31	0.39

L, R, and T represent the longitudinal, radial, and tangential directions of the veneer, respectively.

Table 2 Young's moduli E_x and E_y and Poisson's ratio ν_{xy} obtained by substituting the elastic constants in Table 1 into Eqs. (1) and (3)

E_x	E_y	ν_{xy}
5.48	7.97	0.039

Table 3 Young's modulus E_{Xq} and Poisson's ratio ν_{XYq} obtained by substituting E_x , E_y , ν_{xy} , and G_{xy} into Eqs. (7) and (8)

E_{Xq}	ν_{XYq}
1.68	0.76

図 2(a)に示すように，モデルの Zone A 内の表層表面 (XY 平面) 上の節点を X, Y, z 軸方向で拘束し，Zone B 内の節点に 1 mm の強制変位を X 軸方向に沿って与えた．拘束および強制変位を与えた部分は，実際の引張試験のつかみ具が当たっている部分に相当する．引張荷重 P_X は Zone B 内の節点に発生する X 軸方向の反力の合計から算出した．一方，モデルの表層中央部における X 軸方向および Y 軸方向の垂直ひずみ ϵ_X , ϵ_Y を，モデルの幅方向である Y 軸に沿って求めた． P_X , ϵ_X および ϵ_Y の値から，以下の式を用いてモデルの表層中央部の各節点におけるみかけのヤング率 E_{Xq}^n ，みかけのポアソン比 ν_{XYq}^n およびみかけのせん断弾性係数 G_{xy}^n を求めた．

$$E_{Xq}^n = \frac{P_X}{A\epsilon_X} \quad (10)$$

$$\nu_{XYq}^n = -\frac{\epsilon_Y}{\epsilon_X} \quad (11)$$

$$G_{xy}^n = \frac{E_{Xq}^n}{2(1 + \nu_{Xq}^n)} \quad (12)$$

ここで A はモデルの断面積である。得られた E_{Xq}^n と ν_{XYq}^n の値を表 3 の E_{Xq} と ν_{XYq} 値と、 G_{xy}^n の値を材料定数として入力した G_{xy} の値(= 0.48 GPa)と比較した。

3・2 材軸が異方性の主軸と一致した試験体のモデルの振動モード解析

後述する両端自由たわみ振動試験に先立ち、図 2 に示したメッシュを用いて材軸が異方性主軸と一致した試験体のモデルの振動モード解析を行い、モデルの面内せん断弾性係数 G_{xy} を求めた。

寸法が $300 \times 30 \times 12 \text{ mm}^3$ のモデルを使用した。材軸と異方性主軸を一致させ、モデルの長さ方向が合板の長さ方向 (x 方向) あるいは幅方向 (y 方向) に一致しているものを x タイプおよび y タイプとした。合板のたわみ振動のうち、 xy 平面に関する 1 次から 4 次までの共振周波数 f_n (n は共振次数) を抽出し、以下の式に代入した⁽¹⁹⁾。

$$\begin{cases} \alpha = \frac{4\pi^2 \rho L^2 f_n^2}{m_n^4} \left[-2m_n F(m_n) + m_n^2 F^2(m_n) \right] \\ \beta = \frac{4\pi^2 \rho A L^4 f_n^2}{m_n^4 I} \left[1 + \frac{6m_n F(m_n) I}{L^2 A} + \frac{m_n^2 F^2(m_n) I}{L^2 A} - \frac{4\pi^2 \rho I f_n^2}{k G_{xy} A} \right] \end{cases} \quad (13)$$

ここで ρ ははりの密度、 L および I はそれぞれはりの長さおよび断面 2 次モーメント、 k は Timoshenko のせん断ファクタで、矩形断面棒であれば $k = 5/6$ である。また、係数 m_n と $F(m_n)$ はそれぞれ以下の式で与えられる。

$$\begin{cases} m_1 = 4.730 \\ m_2 = 7.853 \\ m_n = \frac{(2n+1)\pi}{2} \quad (n \geq 3) \end{cases} \quad (14)$$

$$\begin{cases} F(m_1) = 0.9825 \\ F(m_2) = 1.0008 \\ F(m_n) = 1 \quad (n \geq 3) \end{cases} \quad (15)$$

各振動モードに対応する α と β を求め、 $\beta = q - p\alpha$ に近似すると、面内せん断弾性係数 G_{xy} は q/kp で与えられる。ここでは適当な初期値を式 (13) の G_{xy} に与え、回帰によって得られた q/kp の値を再び式 (13) に代入する手順を繰り返すことにより、 q/kp の収束値を G_{xy} とした。

4. 実 験

4・1 試験体

市販の 5 プライラワン (*Shorea* sp.) 合板 (上野木材工業製、 $910 \times 1820 \times 12 \text{ mm}$) を使用した。有限要素法解析に使用したモデルと同様、合板の表層および中心層 (奇数層) の単板の厚さは 1.6 mm で、これらの層に隣接する単板 (偶数層) の厚さは 3.6 mm であった。気乾状態における合板の密度は 500 kg/m^3 で、温度 20°C 、相対湿度 65% の部屋で調湿した。1 条件について 7 本の試験体を使用した。

4・2 [±45]試験体の単軸引張試験

上述したラワン合板から [±45] 試験体を作製した。表層の繊維傾斜角が試験体の長手方向と 45° になるように試験体を切り出し、長さ (X 軸方向) が 300 mm 、幅 (Y 軸方向) が $10, 20, 30, 40, 50 \text{ mm}$ となるように調製した。試験

体の長手方向のひずみ ε_X および幅方向の垂直ひずみ ε_Y を測定するために、直交 2 軸のひずみゲージ（東京測器 FCA-2-11, ゲージ長 = 2 mm）を表層の中央に貼付した。

試験体を引張試験装置でつかみ、クロスヘッド速度 1 mm/min で ε_X の値が 0.002 になるまで引張荷重 P_X を負荷した。この際、つかみ部の間の距離を 100 mm とした。 P_X - ε_X 関係および ε_X - ε_Y 関係の直線部分から、試験体の X 軸方向のヤング率 E_X および XY 平面におけるポアソン比 ν_{XY} を測定した。これらの値を式 (9) に代入し、合板の面内せん断弾性係数 G_{xy} を求めた。

4・3 材軸が異方性の主軸と一致した試験体の両端自由たわみ振動試験

既往の研究では、以下に示す 4 つの試験で 5 プライ合板の面内せん断弾性係数を測定し、互いに比較した⁽¹⁵⁾。

- (1) 正方形の合板のねじり振動試験
- (2) 正方形の合板の静的ねじり（プレートシア）試験
- (3) 材軸が異方性の主軸と一致したはり状試験体の両端自由たわみ振動試験
- (4) 材軸が異方性の主軸と一致したはり状試験体の非対称 4 点曲げ試験

その結果、両端自由たわみ振動試験が合板の面内せん断弾性係数の測定にもっとも適していることが示された⁽¹⁵⁾。したがって、本報でも両端自由たわみ振動試験を実施し、[±45]試験体の単軸引張試験で得られた結果と比較した。

上述したラワン合板から試験体の長さ方向が合板の長さ方向（ x 方向）あるいは幅方向（ y 方向）と一致する試験体（振動モード解析と同様に x 試験体および y 試験体とする）を作製した。試験体の長さを 300 mm, 幅を 30 mm とした。図 3 に示すように試験体を振動の節の部分で支持し、高さ方向にハンマーで軽く叩くことでたわみ振動を励起した。FFT アナライザを使用して 1 次から 4 次までのたわみ振動の共振周波数を測定し、3・2 に記した手順で面内せん断弾性係数 G_{xy} を求めた⁽¹⁹⁾。

Fig. 3 Diagram of the free-free flexural vibration test

5. 結果および考察

図 4 に[±45]試験体の単軸引張試験の有限要素法解析の結果を式 (10), (11) に代入して得られた E_{Xq}^n と ν_{XYq}^n の値の試験体の幅方向（ Y 方向）の分布を示す。また、この図には表 3 に示した積層理論から得られたヤング率およびポアソン比である E_{Xq} と ν_{XYq} の値との比較を示す。さらに、 E_{Xq}^n と ν_{XYq}^n の値を式 (12) に代入して得られた G_{xy}^n の Y 方向の分布および材料定数として入力した G_{xy} の値（= 0.48 GPa）との比較を示す。みかけのヤング率 E_{Xq}^n の値は積層理論で得られた E_{Xq} の値よりも小さく、幅が 10 mm のときに顕著に小さくなっている。また E_{Xq}^n の値は幅方向での比較的大きく変動し、その変動の様子はモデルの幅に依存している。前報では材軸と異方性主軸が一致している合板の引張試験の有限要素法解析を行った⁽¹⁴⁾。その結果、みかけのヤング率の値は幅の小さいモデルほど小さくなったが、本研究のような幅方向での変動は見られなかった。したがって、材軸と異方性主軸が一致しないことによってみかけのヤング率の幅方向の変動が生じたと考えられる。さらに、本研究ではモデルの一端表面上の節点を拘束し、もう一端表面上の節点に強制変位を与えるという非常に単純な境界条件を採用したが、こうした境界条件によってみかけのヤング率が変動したことも考えられる。既往の研究⁽¹⁴⁾および本研究では、有限要素法解析における境界条件については詳細に検討していないが、合板のヤング率を精度よく測定する上でさらなる検討が必要である。一方、みかけのポアソン比 ν_{XYq}^n の値は試験体の幅が狭いほど積層理論で得られた ν_{XYq} の値よりも小さくなっている。また、幅の大小にかかわらず、モデルの中央から離れるほど ν_{XYq}^n の値が低下して

いる。こうした傾向は、 Y 軸方向のひずみ ε_Y が試験体の幅方向で大きく変動し、試験体の側面に近づくほど小さくなるためである。既報に示したように⁽¹⁴⁾、合板に単軸負荷を与えた場合、試験体の側面では積層後の合板の力学特性よりも表層単板の力学特性が大きく反映されるため、モデルの中央部付近のように積層理論が適用できないと考えられる。このようなみかけのポアソン比 ν_{xy}^n の傾向はみかけのせん断弾性係数 G_{xy}^n の値にも大きく影響しており、 G_{xy}^n の値は幅方向で著しく変化し、幅中央から離れるほど G_{xy}^n の値が弾性定数として解析に使用した値である 0.48 GPa から乖離している。

図 5 に[±45]試験体の単軸引張試験の応力—ひずみ解析および x 試験体と y 試験体の振動モード解析から得られた面内せん断弾性係数 G_{xy} の比較を示す。[±45]試験体の単軸引張試験の解析では、モデル表面中央の節点におけるひずみだけを使用した場合と、幅方向全体のひずみの平均値を用いて G_{xy} を求めている。この図から、[±45]試験体の単軸引張試験では、モデル表面中央の節点のひずみのみを用いれば比較的精度よくせん断弾性係数が得られることが示唆されている。一方、幅方向全体のひずみの平均値を用いた場合、前述したような大きく変動する Y 軸方向のひずみの影響が強く、モデルの幅にしたがって大きく変動している。したがって、ひずみの測定範囲が広がると適切にせん断弾性係数が得られない可能性がある。実際の単軸引張試験では、ひずみをひずみゲージや変位計などで測定するが、ゲージ長や標点間距離を長くすると上述したように幅方向のひずみ分布の影響がきわめて大きくなると予想される。したがって、適切なせん断弾性係数を得るためには、幅方向のひずみ分布の影響を受けないように適切な長さのゲージを使用し、試験体の中央でひずみを測定する必要があると考えられる。図 4 の G_{xy}^n の値が大きく変動しなくなる範囲から、試験体の幅を 20 mm 以上とし、ゲージ長を試験体幅の半分（図 4 で $-0.25 \leq Y/B \leq 0.25$ に相当する範囲）程度よりも小さくすることが望ましいと思われる。

Fig. 4 Distribution of the nominal Young's modulus in the X direction, nominal Poisson's ratio in the XY plane, and nominal shear modulus in the xy plane along the width direction (Y axis) at the surface at the mid-length obtained by the finite element analyses of off-axis tests

Fig. 5 Comparison of in-plane shear modulus obtained by the finite element simulations. x and y type show that the x and y direction of the surface veneer coincides with the longitudinal direction of orthotropic symmetry.

図 6 に[±45]試験体の単軸引張試験および x 試験体と y 試験体の両端自由たわみ振動試験から得られた面内せん断弾性係数 G_{xy} の比較を示す. 単軸引張試験および両端自由たわみ振動試験で得られた G_{xy} の平均値の差の検定を実施した結果, 単軸引張試験における試験体の幅が 30 mm よりも大きい場合, 得られた G_{xy} の平均値には有意差がなかった. 前述したように, 両端自由たわみ振動試験では他の方法に比べてより精度よく面内せん断弾性係数を測定できることが示されている⁽¹⁵⁾. したがって, 試験体の幅が 30 mm よりも大きいときには, 適切にせん断弾性係数が得られていると考えられる. 一方, 試験体の幅が 20 mm よりも小さい場合, G_{xy} の値は振動試験で得られたものよりも顕著に大きく, x 試験体の振動試験の平均値と有意水準 0.01 で, y 試験体の振動試験の平均値と有意水準 0.05 で有意差が認められた. 前述したように, 試験体の幅が狭くなるとゲージ長/試験体の幅の比率が相対的に大きくなるため, 2 mm のゲージ長であっても横ひずみの変動の影響が顕著に現れたと思われる. したがって, 単軸引張試験で合板の面内せん断弾性係数を適切に測定するためには, 試験体の幅に応じた長さのひずみゲージの使用が必要であると考えられる.

ASTM D3500-90 には合板の異方性主軸方向のヤング率や引張強さの測定法が標準化されている⁽²⁰⁾. それによると, 試験体の形状を中央が細い dog-bone 型とし, 試験体の幅を 6 mm から 25 mm にするように定められている. また, 標線部の変位をゲージ長の比較的長い伸び計で測定するように定められている. [±45]試験体を用いて非主軸強さおよび面内せん断弾性係数を同時に測定する場合も, 標線部近傍で破壊を発生させる必要性からこのような dog-bone 型の試験体を使用する可能性が高くなると思われる⁽¹³⁾⁽²¹⁾. しかし, 本研究で得られた結果から, ASTM D3500-90 に標準化されているような幅の試験体や伸び計を使用した場合, 適切に面内せん断弾性係数を測定することは困難であることが予想される. したがって, より幅の広い試験体あるいは試験体の幅を考慮した適切なゲージ長を持つひずみゲージや適切な標点間距離の測定が可能な変位計を使用するべきである.

以上, 既報⁽¹⁴⁾および本報で得られた結果のように, ひずみゲージや変位計を使用して合板の力学特性を評価する場合, ゲージ長や標点間距離が適切ではないと不均一なひずみ分布の影響が評価値に顕著に現れる可能性がある. このような局所的なひずみを測定する方法に加え, 画像相関法などの全視野的なひずみ解析法が近年発展しつつあるが⁽²²⁾⁽²³⁾. 木材素材や合板の力学特性の評価では, 今後このような全視野的なひずみ解析法を含めさらに検討が必要である.

Fig. 6 Comparison of in-plane shear modulus obtained by the off-axis tension and flexural vibration tests. x and y type show that the x and y direction of the surface veneer coincides with the longitudinal direction of orthotropic symmetry

6. 結 語

本研究ではさまざまな幅をもつ[±45]試験体の単軸引張試験によりラワン5プライ合板の面内せん断弾性係数を測定した. また, 得られた結果を両端自由たわみ振動試験および有限要素法解析で得られた結果と比較し, 単軸引張試験の妥当性を検討した. その結果, 十分に幅が広い試験体に試験体の幅に応じた適切なゲージ長を持つひずみゲージを使用することにより面内せん断弾性係数が適切に測定できることが示唆された. ただし, 表面ひず

みが幅方向で変動するため、今後より適切な結果を得るためには全視野的なひずみ解析法などの検討も重要である。

文 献

- (1) Hearmon, R.F.S., *Elasticity of Wood and Plywood*, (1948), p. 45, His Majesty Stationary Office.
- (2) 沢田 稔, 畑 健一 “合板の弾性に関する研究 (第 1 報) 三層合板の引張と曲げにおける異方性”, 木材学会誌, Vol. 5, No. 2 (1959), pp. 45-49.
- (3) 沢田 稔, 近藤孝一, 畑 健一 “合板の弾性に関する研究 (第 2 報) 多層合板の引張と曲げにおける異方性”, 木材学会誌, Vol. 5, No. 4 (1959), pp. 131-139.
- (4) 高見 勇, “合板のポアソン比について”, 林業試験場報告, Vol. 188 (1964), pp. 133-174.
- (5) 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”, 北海道大学農学部演習林研究報告, Vol. 26, No. 1 (1968), pp. 143-169.
- (6) 上田恒司 “素材と合板の弾性定数”, 材料, Vol. 20, No. 11 (1972), pp. 131-139.
- (7) Biblis, E.J., Lee, W.C., “Simplification on the Experimental Method for Determining Plate Shear Modulus of Plywood and Particleboard”, *Forest Products Journal*, Vol. 26, No. 4 (1976), pp. 38-42.
- (8) Gerrand, C., “The Equivalent Orthotropic Elastic Properties of Plywood”, *Wood Science and Technology*, Vol. 21, No. 4 (1987), pp. 332-338.
- (9) Nakao, T., Okano, T., “Evaluation of Modulus of Rigidity by Dynamic Plate Shear Testing”, *Wood and Fiber Science*, Vol. 19, No. 4 (1987), pp. 335-348.
- (10) 鈴木滋彦, 縄 大輔, 宮本康太, 渋谷龍也, “Two-Rail Shear 法および Edgewise Shear 法による木質パネルの面内せん断性能評価”, 材料, Vol. 49, No. 4 (2000), pp. 395-400.
- (11) 関野 登, 佐々木妙子, “木質パネルのポアソン比および面内一軸拘束における吸湿線膨張のポアソン効果”, 材料, Vol. 53, No. 4 (2004), pp. 396-401.
- (12) Arriaga-Martitegui, F., Peraza-Sánchez, F., García-Esteban, L., “Characteristic Values of the Mechanical Properties of Radiata Pine Plywood and the Derivation of Basic Values of the Layers for a Calculation Method”, *Biosystems Engineering*, Vol. 99, No. 2 (2008), pp. 256-266.
- (13) 桑村 仁, “合板の面内挙動における異方弾性と強さ-鉄骨木質構造の研究 その 7-”, 日本建築学会構造系論文集, Vol. 75, No. 653 (2010), pp. 1317-1326.
- (14) Yoshihara, H., “Poisson’s Ratio of Plywood Measured by Tension Test”, *Holzforschung*, Vol. 63, No. 5 (2009), pp. 603-608.
- (15) Yoshihara, H., “Edgewise Shear Modulus of Plywood Measured by Square-Plate Twist and Beam Flexure Methods”, *Construction and Building Materials*, Vol. 23, No. 12 (2009), pp. 3537-3545.
- (16) 吉原 浩, “切欠き試験体の非対称 4 点曲げ試験および単軸引張試験で得られた 5 プライ合板の面内せん断特性”, 材料, Vol. 59, No. 4 (2010), pp. 291-296.
- (17) 吉原 浩, “たわみ振動試験, 引張試験および非対称 4 点曲げ試験による繊維傾斜を持つラワン 5 プライ合板の弾性定数の測定”, 木材工業, Vol. 65, No. 4 (2010), pp. 166-170.
- (18) 森林総合研究所編, 木材工業ハンドブック (2004), p. 135, 丸善.
- (19) Hearmon, R.F.S., “The Influence of Shear and Rotatory Inertia on the Free Flexural Vibration of Wooden Beams”, *British Journal of Applied Physics*, Vol. 9, No. 10 (1958), pp. 381-388.
- (20) Test Method for Structural Panels in Tension, ASTM D3500-90 (2003).
- (21) Adams, D.F., Carlsson, L. A., Pipes, R.B., *Experimental Characterization of Advanced Composite Materials 3rd Edition*, (2003), p. 77, CRC Press.
- (22) 池田道春, 増田 稔, 村田功二, 宇京齊一郎, “画像相関法による木質ボードの面内せん断挙動解析”, 材料, Vol. 55, No. 6 (2006), pp. 569-575.
- (23) 村田功二, 棚橋秀光, “圧縮試験による木材のヤング率とポアソン比の測定”, 材料, Vol. 59, No. 4 (2010), pp. 285-290.