

合板の動的曲げ弾性率・損失正接の予測<sup>\*1</sup>祖父江 信夫<sup>\*2</sup>Prediction of Dynamic Young's Modulus and Loss Tangent of Plywood in Bending<sup>\*1</sup>Nobuo SOBUE<sup>\*2</sup>

The aim of this study was to develop the equations for predicting the dynamic Young's modulus  $E'$  and the loss tangent  $\tan\delta$  of plywood in bending from the viscoelastic constants of veneers and the veneer composition of plywood.

In the directions of the principal axes,  $E'$  and  $\tan\delta$  were predicted from the following composit law on flexural rigidity which was expanded to complex variables:

$$E^*I = \sum E_m' I_m + i \sum E_m'' I_m = \sum E_m' I_m (1 + i \tan\delta). \quad (\text{Eq. 12})$$

In the direction  $45^\circ$  from the fiber direction of a face veneer, the coefficient  $\alpha$  which represents the degree of restriction of twisting between adjacent veneers in plywood was introduced into the modified Hearmon equation (Eq. 5) in order to predict the dynamic Young's modulus and the loss tangent of the plywood in which the restriction of twisting was intermediate between pure and free conditions, as follows:

$$E_{45}^* = \frac{E_{45}^*}{1 - A_{45}^*}, \quad (\text{Eq. 7})$$

$$A_{45}^* = \alpha \epsilon_{45}^*, \quad (\text{Eq. 8})$$

$$(0 \leq \alpha \leq 1)$$

where  $\epsilon_{45}^*$  is the complex coupling factor and  $\alpha=1$  and  $\alpha=0$  correspond to pure and free conditions, respectively.

High correlation was found experimentally between  $\alpha$  and the relative anisotropic ratio of  $E'$ ,  $K/K_F$ , as follows:

$$\alpha = 1.043 (1 - K/K_F)^{1.750}, \quad (\text{Eq. 16})$$

$$r: 0.999$$

The process for calculating the values of  $E'$  and  $\tan\delta$  in the three essential directions of  $0^\circ$ ,  $45^\circ$ , and  $90^\circ$  is shown in Fig. 5.

合板の動的曲げ弾性率  $E'$ 、損失正接  $\tan\delta$  を単板の粘弾性定数と単板構成から予測する方法について検討した。

弾性主軸方向の  $E'$ 、 $\tan\delta$  は、曲げ剛性に関する複合則を複素化して得られる (13)、(15) 式によって予測できた。

$45^\circ$  方向の場合には、“coupling coefficient” のために曲げ変形とねじれ変形が複合されるので、 $E_{45}'$ 、 $\tan\delta_{45}$  は “free” 定数と “pure” 定数の中間的な値を示した。Hearmon の式を複素化したのちにねじれの拘束係数  $\alpha$  を導入すると、(9)、(10) 式によって  $E_{45}'$ 、 $\tan\delta_{45}$  が予測できた。また、 $\alpha$  は動的弾性率の相対異方性比  $K/K_F$  から、(16) 式によって実験式的に表わすことができた。得られた  $0^\circ$ 、 $45^\circ$ 、 $90^\circ$  方向の  $E'$ 、 $\tan\delta$  を複素化した Jenkin 式に代入すると、合板面内の任意方向の  $E'$ 、 $\tan\delta$  が予測できる。

Received May 19, 1982.

<sup>\*1</sup> 本研究は、第 31 回日本木材学会大会 (東京, 1981) において発表した。

<sup>\*2</sup> 名古屋大学農学部 School of Agriculture, Nagoya University, Nagoya 464

## 1. 緒 言

合板の静的な強度設計法については、現在ほぼ確立されている。しかし、合板を楽器用材など粘弾性的性質が重視される用途に利用するには、弾性のみでなく振動損失にも考慮を払う必要がある。そこで、合板の動的粘弾性を単板の材質と構成から予測する方法が見出せれば、種々のバリエーションを持った合板の動的粘弾性をシミュレーションすることが可能となり、実験に要する時間の節約と合理的な合板設計指針を定めるのに役立つと考えられる。

前報において<sup>1)</sup>、合板面内の任意方向の曲げ複素弾性率は、0°, 45°, 90° の 3 方向の曲げ複素弾性率と複素化した Jenkin 式から計算できることが分かったので、本研究では、0°, 45°, 90° の 3 方向の複素弾性率を単板の材質と構成からいかに予測するかに目標を絞った。

## 2. 理 論

合板は異方性材料であるから“coupling coefficient”<sup>2)</sup>と呼ばれる弾性定数が存在し、45° 方向のように材軸と弾性主軸とが一致しないときには、軸応力に対してせん断変形が生じる。曲げの場合には、coupling coefficient によってねじれ変形が生じることが知られており、弾性問題では Hearmon が検討を行っている<sup>2)3)</sup>。

このカップリング効果によるねじれ変形の影響を粘弾性の問題に拡張して考えると、たわみ変形とのカップリングによってねじれ変形が生じる際に、ねじれ変形によるエネルギーロスが生じるため、ねじれ変形の多少が合板の振動損失に影響をおよぼすことが推察される。

そこで、本研究では、とくに 45° 方向の  $E'$ ,  $\tan \delta$  を予測する際に問題となるたわみとねじれ変形のカップリング効果を中心に検討を行うことにした。

### 2.1 Hearmon の式<sup>2)3)</sup>とその複素化

二次元の直交座標系 0-X, Y において、平面内の任意方向のひずみ  $\epsilon_x, \gamma_{xy}$  は、作用する面内応力が  $\sigma_x, \tau_{xy}$  であるとき、一般化された Hooke の法則から、次式で示される。

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_x &= S'_{11}\sigma_x + S'_{16}\tau_{xy} \\ \gamma_{xy} &= S'_{16}\sigma_x + S'_{66}\tau_{xy} \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

ここで、 $S'_{ij}$  は弾性コンプライアンスである。

さて、(1) 式でせん断変形  $\gamma_{xy}$  が完全に拘束されるとき、“pure Young's modulus”  $E_p$  が定義される<sup>2)</sup>。

$$\gamma_{xy}=0, E_p = \frac{\sigma_x}{\epsilon_x} = 1 / \left( S'_{11} - \frac{S'^2_{16}}{S'_{66}} \right) \quad (2)$$

また、せん断変形が自由にできるとき、“free Young's modulus”  $E_F$  が定義される<sup>2)</sup>。

$$\tau_{xy}=0, E_F = \frac{\tau_{xy}}{\epsilon_x} = 1 / S'_{11} \quad (3)$$

そこで、(2), (3) 式を結びつけると次式が得られ、

$$\left. \begin{aligned} \frac{E_p}{E_F} &= 1 / \left( 1 - \frac{S'^2_{16}}{S'_{11}S'_{66}} \right) = 1 / (1 - \epsilon) \\ \epsilon &= S'^2_{16} / (S'_{11}S'_{66}) \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

(4) 式を Hearmon の式と呼ぶことにする。材軸が 0° と 90° の場合は  $S'_{16}=0$  となり、 $E_F$  と  $E_p$  は等しく、その他の場合は  $S'_{16} \neq 0$  となるので  $E_p > E_F$  となる。

Hearmon の式を複素弾性率  $E^* (= E' + iE'')$  の場合に拡張するため、(4) 式を形式的に複素化すると、次式が得られる。

$$\left. \begin{aligned} \frac{E_p^*}{E_F^*} &= 1 / \left( 1 - \frac{S'^2_{16}}{S'_{11}S'_{66}} \right) = 1 / (1 - \epsilon^*) \\ \epsilon^* &= S'^2_{16} / (S'_{11}S'_{66}) \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

ここでは、複素弾性率の推定式を実験式的な取り扱いによって定めることを目的としているので、(5) 式のような複素化が数学的に正しいかどうかについての検証は行わない。しかし、前報において<sup>1)</sup>、複素弾性率と損失正接の場合に、コンプライアンス  $S'_{ij}$  の座標軸の回転変換則に関して形式的な複素化が適用できることが実験的に確かめられた。

いま、(5) 式で  $\theta=45^\circ$  とすると、 $\epsilon^*$  は (6) 式となる。

$$\epsilon^*_{45} = \frac{E^*_{45}(E^*_{90} - E^*_{90})^2}{4E^*_0E^*_{90}(E^*_0 + E^*_{90} + 2\nu^*_0E^*_{90})} = \epsilon'_{45} + i\epsilon''_{45} \quad (6)$$

ここで、 $\nu^*_0$  は複素化したポアソン比<sup>4)</sup>、添字 0, 45, 90 は材軸の傾斜角度を示す。

### 2.2 ねじれの拘束係数の導入 (45° 方向の場合)

ここで、合板の 45° 方向に面内軸応力が作用する場合を考えてみる。合板は単板が交互に直交されたものであるから、隣り合う単板のせん断変形の符号は逆になり、単板は相互にせん断変形を拘束し合う。

曲げの場合にも同様の考え方ができる。この場合は、せん断変形の拘束をねじれ変形の拘束に置き換えて考えればよい。従って、ねじれの程度は単板構成に依存し、合板の曲げ複素弾性率は限界値として free 定数 (単板が自由にねじれる場合) と pure 定数 (単板のねじれが完全に拘束される場合) をとり、一般にはこれらの中間値をとるものと考えられる。そして、複素弾性率  $E^*_{45}$  は、(7) 式で表すことがで

きる。

$$E_{45}^* = \frac{E_{F45}^*}{1 - A_{45}^*} \quad (7)$$

$$(E_{45}^* = E_{45}' + i E_{45}'', E_{F45}^* = E_{F45}' + i E_{F45}'')$$

ここで、 $|A_{45}^*|$  は  $0 \leq |A_{45}^*| \leq |\epsilon_{45}^*|$  の範囲の値をとり、(8) 式に示すねじれの拘束係数  $\alpha$  を導入することにより、 $\epsilon_{45}^*$  と関係づけられる。

$$A_{45}^* = \alpha \epsilon_{45}^*, \quad (0 \leq \alpha \leq 1) \quad (8)$$

ここで、 $\alpha = 0$  とすれば (7) 式は  $E_{45}^* = E_{F45}^*$  となり、free 定数が得られる。 $\alpha = 1$  とすれば (7) 式は (5) 式と一致し、pure 定数が得られる。また、(7) 式に (8) 式を代入して有理化したのち、微小項の省略計算を行うと、 $E_{45}^*$  と  $\tan \delta_{45}$  は次式で表わされる。

$$E_{45}^* \doteq \frac{E_{F45}'}{1 - \alpha \epsilon_{45}'} \quad (9)$$

$$\tan \delta_{45} \doteq \tan \delta_{F45} + \frac{\alpha \epsilon_{45}''}{1 - \alpha \epsilon_{45}'} \quad (10)$$

(9) 式において  $\alpha = 1$  とすれば、(9) 式は弾性体における Hearmon の式と一致する。

### 2.3 積層材の曲げに関する複合則

積層材の曲げヤング率  $E$  は、次式で表わされる。

$$E = \frac{\sum E_m I_m}{I} = \frac{1}{t_n^3} \{E_1 t_1^3 + E_2 (t_2^3 - t_1^3) + \dots + E_n (t_n^3 - t_{n-1}^3)\} \quad (11)$$

ここで、 $E_1, E_2, \dots, E_n$  は各層の曲げヤング率、 $t_n$  は中立軸から  $n$  層目のラミナの外側までの距離、 $I$  と  $I_m$  はそれぞれ積層材と各層の断面二次モーメントである。

積層材を巨視的に均一な材料と見たとき、見掛けの曲げ複素弾性率  $E^*$  は、複素化した曲げ剛性に関する複合則から (12) 式で表わされる<sup>6)</sup>。

$$E^* = \frac{\sum E_m^* I_m}{I} = \frac{\sum (E_m' + i E_m'') I_m}{I} = \frac{\sum E_m' I_m}{I} + i \frac{\sum E_m'' I_m}{I} \quad (12)$$

$$\frac{\sum E_m' I_m}{I} = \frac{1}{t_n^3} \{E_1' t_1^3 + E_2' (t_2^3 - t_1^3) + \dots + E_n' (t_n^3 - t_{n-1}^3)\} \quad (13)$$

$$\frac{\sum E_m'' I_m}{I} = \frac{1}{t_n^3} \{E_1'' t_1^3 + E_2'' (t_2^3 - t_1^3) + \dots + E_n'' (t_n^3 - t_{n-1}^3)\} \quad (14)$$

こ、損失正接  $\tan \delta$  は、(13) 式と (14) 式の比と (15) 式で表わされる。

$$\tan \delta = \frac{E''}{E'} = \frac{E_1'' t_1^3 + E_2'' (t_2^3 - t_1^3) + \dots + E_n'' (t_n^3 - t_{n-1}^3)}{E_1' t_1^3 + E_2' (t_2^3 - t_1^3) + \dots + E_n' (t_n^3 - t_{n-1}^3)} \quad (15)$$

## 3. 実験方法

### 3.1 合板の製造

寸法 55 cm × 55 cm × 1 cm の 5 プライのレッドメランチ合板とスプルース合板を製造した。単板厚さは 2 mm で、レッドメランチ (*Shorea* sp.: 合板比重 0.57) からは板目単板、シトカスプルース (*Picea sitchensis* Carr.: 合板比重 0.52) からはまさ目単板を、いずれもロータリーレースで切削して得た。単板構成は Fig. 1 に示す A~D の 4 通りで、各種類について 3 枚ずつの合板を製造した。

接着剤にはレゾルシノール接着剤 (アイカネオレジン PR 10) を用い、塗布量 30 g/(30 cm)<sup>2</sup>、圧縮圧力 10 kg/cm<sup>2</sup> (レッドメランチ)、9 kg/cm<sup>2</sup> (スプルース)、熱板温度 120°C、合板厚さ 1 mm 当り 50 秒の割合で熱圧縮した。

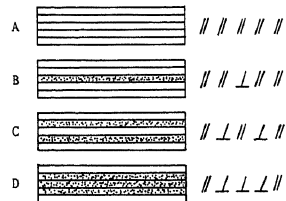


Fig. 1. Composition of veneers.

Notes: Red meranti; A to D. Spruce; A and C.

### 3.2 振動試験方法

試験体の材軸方向と表単板の繊維方向とのなす傾斜角度が 0°, 45°, 90° となる 3 方向の試験体を各々の合板から 1 組ずつ採取した。試験体の寸法は、30 ~ 40 cm (長さ) × 4.8 cm (幅) × 1 cm (原板厚さ) である。

動的弾性率および損失正接は、両端自由はりのたわみ共振法によって測定した。平行構成合板の動的ポアソン比は、試験体中央にストレインゲージを直交させて貼付し、共振時における表面ひずみを測定して求めた。

試験体の共振周波数は、65 Hz ~ 310 Hz であった。また、試験時における合板の含水率は、全乾法で約 7 % であった。

## 4. 結果と考察

本研究では、単板の動的弾性率と損失正接の値として平行構成合板 A の値を用いることにした。実際の合板には接着層が存在し、また接着剤の浸透によって単板の裏割れが補強されることなどの理由から、合板製造上の諸条件が供試合板と等しい平行構成合

板の値を用いるのが適当と考えられるためである。

#### 4.1 曲げに関する $E'$ , $\tan \delta$ の複合則の検討

Table 1 に  $0^\circ, 90^\circ$  方向の  $E'$  と  $\tan \delta$  について、複合則 (13) 式, (15) 式と実験値とを比較した結果を示す。実験値と計算値との比はほぼ 1 となり,  $0^\circ, 90^\circ$  方向の場合には (13) 式, (15) 式の複合則が成り立つことを示している。

$45^\circ$  方向の場合に, (13) 式, (15) 式から  $E'$  と  $\tan \delta$  を計算すると, 単板構成に関係なく, 平行構成合板の値に一致することになる。しかし, Table 2 の結果から明らかなように,  $E'$  や  $\tan \delta$  は単板構成に依存し, (13) 式, (15) 式は  $45^\circ$  方向の場合には適用できない。

#### 4.2 複素化した Hearmon の式の検討

材軸と弾性主軸が一致しない場合に, 曲げによってねじれ変形が生じることはよく知られている。両端自由はりを振動の節の位置で糸によって支持した

Table 1. Comparisons of dynamic Young's modulus  $E'$  and loss tangent  $\tan \delta$  between observed and calculated values in principal directions.

Species	Composition of veneers*	$E'_{\text{obs.}}/E'_{\text{cal.}}$		$\tan \delta_{\text{obs.}}/\tan \delta_{\text{cal.}}$	
		$0^\circ$	$90^\circ$	$0^\circ$	$90^\circ$
Red meranti	B	0.94	1.00	0.99	1.05
	C	1.03	1.03	0.97	0.98
	D	0.98	1.01	0.97	0.97
Spruce	C	0.99	1.09	0.98	1.07
(ave.)		0.99	1.03	0.98	1.02

\* : See Figure 1.

ときには, 試験体のねじれの拘束は極めて少ないと考えられる。従って, 複素化した Hearmon の式の  $E'_F$  (free 定数) には, 平行構成合板の実験値を用いることにする。

平行構成合板の粘弾性諸定数から,  $\epsilon'_{45}$  の値と  $E'_{45}$  および  $\tan \delta_{45}$  の free 定数と pure 定数を計算すると, Table 2 のようになる。なお, 複素ポアソン比  $\nu^*$  ( $=\nu+i\nu''$ ) の位相差  $\delta_\nu$  は, 前報の結果から  $90^\circ$  方向の複素弾性率の位相差  $\delta_{90}$  の 1~2 倍となるので<sup>4)</sup>, ここでは 1.5 倍として計算した。(6) 式の  $\epsilon'_{45}$  の計算過程において,  $|E_0^*| \gg |E_{90}^*|$ ,  $|\nu^*| < 1$  であるから,  $\nu^*$  の関与する項は微小項の省略計算の段階で無視できるほど小さく,  $\delta_\nu$  は  $\epsilon'_{45}$  の計算結果に影響を与えない。しかし, 虚数部  $\epsilon''_{45}$  については  $\delta_\nu$  の影響を考慮しておく必要があり, 安全を見込んで  $\delta_\nu/\delta_{90}=1.5 \pm 1$  の範囲を考えると, (6) 式から  $\epsilon''_{45}$  の誤差として約 10 % を見込む必要のあることがわかる。

B~D の構成の合板の  $E'_{45}$  と  $\tan \delta_{45}$  は, それぞれ Table 2 の free 定数と pure 定数の中間値を示し,  $E'$  の異方性比  $E'_0/E'_{90}$  が小さくなるにつれて pure 定数に近づくことがわかる。すなわち, 直交単板が挿入された合板では, (1) 式の  $S'_{16}$  に起因するせん断変形が隣接する単板相互の間で拘束し合い, 見掛け上ねじれ変形が一部拘束された状態になるものと考えられる。したがって, 単板構成によってその拘束の度合いが変わり, 限界値である free 定数と pure 定数との中間値を示すことになる。

#### 4.3 ねじれの拘束係数の実験的推定法

つぎに, ねじれの拘束係数  $\alpha$  を決定するためのパ

Table 2. The observed values of  $E'_{45}$  and  $\tan \delta_{45}$  of plywood and the complex values of  $\epsilon'_{45}$  of veneer.

Species	Composition of veneers	$E'_{45}$ [ $\times 10^{10} \text{ dyn/cm}^2$ ]	$\tan \delta_{45}$	K	$\epsilon'_{45}$ of veneer	
					$\epsilon'_{45}$	$\epsilon''_{45}$
Red meranti	A	1.00 [free]	0.0220 [free]	27.9	0.460	-0.00354
	B	1.04	0.0200	21.4		
	C	1.66	0.0161	3.38		
	D	1.60	0.0165	3.15		
	—	1.85 [pure]	0.0154 [pure]	1.00		
Spruce	A	1.54 [free]	0.0219 [free]	20.0	0.532	-0.00470
	C	2.53	0.0172	2.94		
	—	3.30 [pure]	0.0118 [pure]	1.00		

Notes: Pure values of  $E'_{45}$  and  $\tan \delta_{45}$  were calculated from Eq.5.

K: anisotropic ratio of dynamic Young's modulus.

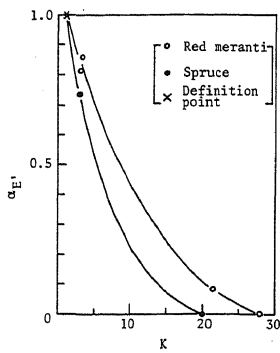


Fig. 2. Relationship between coefficient of restriction for twisting  $\alpha_{E'}$  and anisotropic ratio of dynamic Young's modulus  $K$ .

Notes:  $\alpha_{E'}$  was defined in Eq. 9 and was calculated from these results of dynamic Young's modulus.  $K = E'_0/E'_{90}$ .

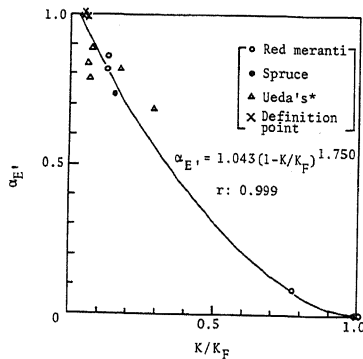


Fig. 3. Relationship between  $\alpha_{E'}$  and the relative anisotropic ratio  $K/K_F$ .

Notes:  $K_F$  is the anisotropic ratio of dynamic Young's modulus of plywood A (parallel venner-lamination) shown in Figure 1.

Ueda's\*: calculated from the data reported in Reference No.5.

ラメータを明らかにする必要がある。Table 2 の結果より、ねじれの拘束が  $E'$  の異方性比  $K (=E'_0/E'_{90})$  に関係することがわかったので、各合板の  $E'_{45}$  から (9) 式によって逆算したねじれの拘束係数  $\alpha_{E'}$  と  $K$  との関係を求めると、Fig. 2 のようになる。 $K$  が小さいほど  $\alpha_{E'}$  が 1 に近く、単板相互のねじれの拘束が強いことを示している。

しかし、Fig. 2 では単板の樹種の違いによって  $\alpha_{E'}$  と  $K$  との関係が異なるので、 $E'$  の異方性以外の材質の要因も考慮しなければならない。そこで、この単板の材質差を相殺するため、 $K$  を各々の樹種における平行構成合板の  $E'_F$  の異方性比  $K_F (=E'_{F0}/E'_{F90})$  で割った相対異方性比  $K/K_F$  を求め、 $\alpha_{E'}$  と  $K/K_F$  との関係を図示すると Fig. 3 のようになり、高い相

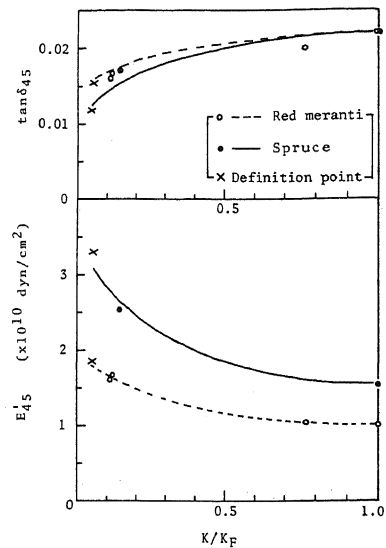


Fig. 4. Comparisons of prediction curves given by Eqs.16 and 17 with observed data.

関係数を持つ回帰式が得られた。

$$\alpha_{E'} = 1.043 \left(1 - \frac{K}{K_F}\right)^{1.750} \quad (16)$$

$$r: 0.999$$

また、静的曲げ実験を行った上田のデータ<sup>5)</sup>から  $\alpha$  と  $K/K_F$  との関係を求めると Fig. 3 の三角印となり、この回帰式の両側近傍に分散していることが分かる。そこで、本実験と上田の実験の結果から同様な関係を求めると、

$$\alpha = 1.033 \left(1 - \frac{K}{K_F}\right)^{1.712} \quad (17)$$

$$r: 0.991$$

となり、(16) 式と近似的に等しく高い相関係数を持つ回帰式が得られる。

ここで、 $E'_{45}$ 、 $\tan \delta_{45}$  を予測する基礎式としての (16) 式の妥当性をチェックするため、(16) 式に相対異方性比  $K/K_F$  を代入して計算される  $\alpha_{E'}$  と (9)、(10) 式によって  $E'_{45}$  と  $\tan \delta_{45}$  の計算値を算出し、各々の実験値と比較すると、Fig. 4 に示ようになる。計算値と実験値はよい一致を示している。したがって、動的弾性率の異方性から導いたねじれの拘束係数  $\alpha_{E'}$  を用いることにより、 $E'_{45}$  ばかりでなく、エネルギー損失率を表わす  $\tan \delta_{45}$  の予測が可能となることが明らかとなった。

以上の結果より、目的とする合板の  $E'$ 、 $\tan \delta$  とその異方性は、単板の動的粘弾性定数と単板構成が決まれば、Fig. 5 に示手順に従って計算をすすめ、

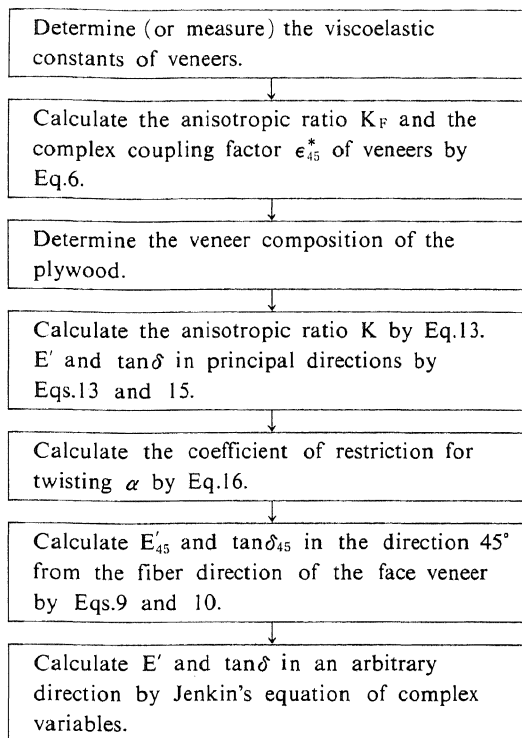


Fig. 5. Flow chart for predicting the dynamic Young's modulus and loss tangent of plywoods.

予測することができる。

## 5. 結 論

合板の動的弾性率  $E'$  と損失正接  $\tan\delta$  とその面内異方性を単板の材質と単板構成から予測する計算法について検討した。

材軸と弾性主軸が一致する  $0^\circ$ ,  $90^\circ$  方向（表板繊維

維平行および直交方向）の場合には、曲げ剛性に関する複合則を複素化した (12) 式を有理化することにより、 $E'$  と  $\tan\delta$  の値を予測できることが明らかとなった。

$45^\circ$  方向の場合には試験体のねじれ変形に起因する振動損失を考慮し、複素化した Hearmon の式にねじれの拘束係数  $\alpha$  を導入することにより、(9), (10) 式から  $E'$  と  $\tan\delta$  の値を予測できることが明らかとなった。また、 $\alpha$  は単板の  $E'$  と単板構成から計算される  $E'$  の相対異方性比  $K/K_F$  を (16) 式に示す実験式に代入することにより得られる。

これらの基礎定数から  $0^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $90^\circ$  方向の  $E'$ ,  $\tan\delta$  が得られ、さらにこれら 3 方向の定数を複素化した Jenkin 式に代入すれば、面内の任意方向の  $E'$ ,  $\tan\delta$  が計算できる。

これにより、単板の動的粘弾性定数と単板構成から、合板の動的弾性率ばかりでなく、損失正接の値とその面内異方性の予測が可能となった。

## 文 献

- 1) 祖父江信夫, 岩崎吉男: 木材学会誌, **27**, 457-462 (1981)
- 2) R.F.S.Hearmon: *Proc. Phys. Soc. Lond.*, **55**, 67-80 (1943)
- 3) R.F.S. Hearmon: Forest Products Research, Special Report No.7, pp.35-38 (1948)
- 4) N.Sobue, T.Takemura: *Mokuzai Gakkaishi*, **25**, 258-263 (1979)
- 5) 上田恒二: 北大演習林報告, No.26, 1号, 143-169 (1968)
- 6) 吉田治夫: 材料, **25**, 442-449 (1976)