

複合応力下における木材(ヒノキ)の弾性特性に及ぼす 載荷方式の影響*

山崎 真理子*¹, 佐々木 康寿*²

Effect of Lading Method on the Elastic Properties of Wood (Japanese cypress) under Combined Axial Force and Torque

Mariko YAMASAKI*³ and Yasutoshi SASAKI

*³ Nagoya University, Graduate School of Bioagricultural Sciences, Chikusa, Nagoya, Aichi, 464-8601 Japan

The elastic properties of wood subjected to axial-shear combined stress conditions were examined. Wood specimens of rectangular bars of Japanese cypress were cut into those whose long axis coincided with the longitudinal direction. These specimens were loaded and twisted in and around the long axis, respectively, according to the proportional deformation loading method and the initial constant loading method. The results obtained are summarized as follows: 1) Loading methods had effects on the relationships between apparent shear moduli and conditions of combined stresses. 2) In the case of the initial constant loading method, apparent Young's moduli were influenced by conditions of tension-shear combined stresses. 3) Apparent Young's moduli under compression-shear combined stresses tended to become larger than those under uni-compression, irrespectively of loading method. 4) As for the anisotropy of the apparent elastic moduli, when axial (or shear) stress was mainly applied under axial-torsion biaxial loading, the magnitude of apparent shear (or axial) modulus showed much difference between two (LT and LR) planes of the wood specimen.

Key Words: Combined Stress, Anisotropy, Material Testing, Torsion, Elastic Properties, Loading Method, Wood

1. 緒言

通常の構造部材が一軸応力状態にあることは少なく、一般には二軸あるいは三軸の複合応力状態(組み合わせ応力状態)にある⁽¹⁾。そのため、構造物をより合理的に設計するためには、このような複合応力下の材料の挙動についても十分に把握しておく必要があり⁽¹⁾、コンクリート、繊維強化複合材料などでは多くの研究がなされてきた^{(2)~(4)}。これに対して、代表的な構造材料の一つである木材・木質材料は圧縮、引張、曲げなどの荷重が単独で作用するときの力学挙動に関しては、静的、動的ともに多くの研究成果が蓄積されている^{(5)~(7)}。しかし、ねじりが作用する場合やこれらの荷

重が同時に作用する場合の力学挙動については研究例が希少であり、ほとんど知られていない。これは、木材がそのような状況下で使用されることが稀であったためであるが、近年、土木・建築分野における木質構造の技術的進展は著しく、木材についても様々な応力が複合した場合の力学挙動を把握しておく必要が生じている。

また、木材は互いに直交する3方向(繊維、接線、半径の各方向)で全く異なる組織構造および物理的・機械的性質を持っており、骨と同様、典型的な直交異方性を有する生物材料である。したがって、このような材料の力学挙動に関する知見を得ることは、単に構造材料としての木材の特性把握にとどまらず、たとえば人工骨のような新素材の創製、開発に対して有用な情報を提供するものと期待される。このような背景から著者らは木材を対象に軸力-ねじり複合応力下における力学挙動を実験的に検討してきた^{(8)~(10)}。一般に

* 原稿受付 1999年12月17日。

*¹ 正員, 名古屋大学大学院生命農学研究科(☎464-8601 名古屋千種区不老町)。

*² 正員, 名古屋大学大学院生命農学研究科。

E-mail: i981503d@mbox.media.nagoya-u.ac.jp

複合加力試験の研究では材料の破壊条件、すなわち破壊曲面に関して検討することが主たる目的となっており、前報では複合応力下における木材の破壊挙動について報告した^{(9),(10)}。

ところで、複合加力試験では「軸方向応力-軸方向ひずみ」と「せん断応力-せん断ひずみ」の2種類の応力-ひずみ曲線が得られる。複合応力状態はこれらの初期傾斜で表現される弾性特性に影響を及ぼすことが考えられ、これについて明らかにすることは、木材の力学挙動を把握する上で有用な指標を得るものと考えられる。また、構造物を設計する際、弾性特性は重要な設計資料の一つであり、その応力状態に応じた弾性特性を把握しておくことは材料を的確に評価するために重要なことである⁽¹¹⁾。そこで、本研究では、代表的な構造用木材であるヒノキに関して複合応力下における弾性特性を明らかにすることを目的とし、軸力-ねじり静的複合加力試験より得られた縦・せん断の2種類の弾性特性について、複合応力の状態および荷方式の影響に焦点を当て検討した。

2 実験

2.1 試験片 供試材にはヒノキ（Japanese cypress : *Chamaecyparis obtusa* Endl.）の気乾材を用いた。本研究では木材の異方性を考慮した解析を行うため、試験片の形状を図1に示すように繊維方向を長軸とする角棒状とした。寸法は300（繊維（L）方向）×17.5（接線（T）方向）×17.5（半径（R）方向）mmである。試験片は室温25℃、RH40%に調整した実験室内において重量が恒量になるまで養生させた。次節で述べる試験全体を通じて、各試験条件間での試験片の材質面のばらつきが最小となるように、比重を基にして試験片を選定した。実験に供した試験片の比重は平均値±標準偏差で0.44±0.01、含水率は7.7±0.3%であった。試験片数は単純加力試験37片、比例変形方式122片、初期荷方式118片の計277片である。試験片のつかみ部分には補強のため、図1に示すように添木（ブナ材）をエポキシ樹脂系接着剤と木ネジにより装着した。

2.2 試験方法 実験には電気油圧サーボ式軸力-ねじり複合疲労試験機を用いた。軸力は試験片の繊維方向に荷し、ねじりは繊維方向が軸となるように荷した。試験片の板目（LT）・柀目（LR）面の中央部にはそれぞれ3軸ロゼットゲージ（ゲージ長3mm、120Ω）を貼付した。試験機のロードセルより軸力とトルクを、試験片のLT・LR面それぞれのひ

ずみゲージより縦ひずみとせん断ひずみを測定した。静的複合加力試験は、実験室環境下、室温25℃、RH40%で行った。

2.2.1 単純加力試験 各単純強度を求めるために、引張、圧縮およびねじりの各単純加力試験を行った。これらの試験は全て定速変位制御で行い、軸力は試験機チャックの軸方向変位速度0.01mm/sで、ねじりはチャックの回転速度0.05deg/sで荷した。最大軸力またはトルク到達をもって破壊と見なし、その時点の軸力またはトルクより2.3節で説明する方法により算出した応力値（ σ_{LT} または τ_{LT} および τ_{LR} ）をその試験片の破壊強度とした。各単純加力試験を10片ずつ行い、その結果得られた各破壊強度の平均値から本研究における各単純強度を求めた。これらを表1に示す。また、この単純強度を基準として後述する初期荷方式による複合加力試験の初期荷値を決定した。

2.2.2 複合加力試験

(a) 比例変形方式 軸力とねじりの変位速度を一定に保ちながらこれらを同時に荷し破壊に至らせる加力方式である。軸力とねじりの変位速度比を様々に変えることにより、前報⁽¹⁰⁾で示した破壊時の軸方向応力とせん断応力の組み合わせから成る破壊曲面が得られる。加力は全て定速変位制御で行ったが、変位速度の設定においては、衝撃的な荷とならないように単純加力試験時の1.5倍までの範囲とした。具体的な変位速度の範囲は、チャックの軸方向変位速度0.0008～0.01mm/s、回転速度0.01～0.06deg/sとした。

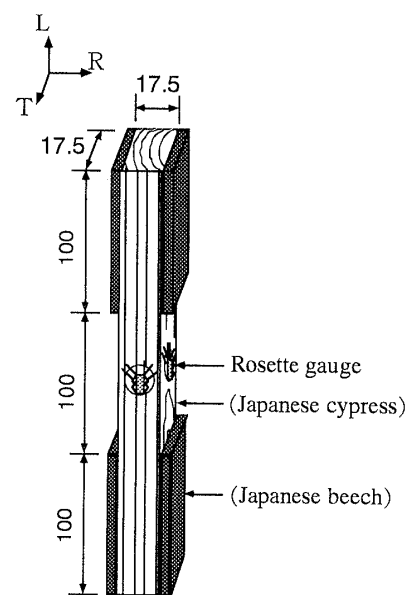


Fig. 1. Rectangular test specimen of wood (unit : mm).

Table 1. Maximum strengths.

Tension (MPa)	Compression (MPa)	Maximum torque (N · m)	Shear (LT) (MPa)	Shear (LR) (MPa)
63.9 (6.8)	38.1 (2.7)	20.7 (1.3)	18.3 (1.2)	19.3 (1.3)

Note : Parenthesized numbers mean standard deviations.

(b) 初期荷方式 一定の初期荷（ねじりまたは軸力）のもとに軸力またはねじりを荷する方式である。初期荷は表1に示す各単純強度を基準として、それぞれの20, 40, 60, 70, 80%に相当する5段階の荷レベルを設定した。具体的な値は前報⁽¹⁰⁾に示す通りであるので、ここでは省略する。加力は全て定速変位制御で行い、チャックの軸方向変位速度0.01 mm/s, 回転速度0.05 deg/sとした。

2. 3 弾性特性の評価 一般に、単純応力状態における応力-ひずみ曲線の初期傾斜は弾性係数として扱われる。複合加力試験では軸方向とせん断の2種類の応力-ひずみ曲線が得られるが、本研究ではこれらの応力-ひずみ曲線の初期傾斜を見かけの弾性係数として扱い、これにより複合応力下の弾性特性を評価した。ただし、以下ではこれも含めてすべて弾性係数と表現する。本実験で得られるデータは軸力とトルクおよび試験片のLT・LR面それぞれの縦ひずみとせん断ひずみであるが、本研究では主ひずみに関して厳密な考慮は行わず、軸方向の縦ひずみとこれに直交する面でのせん断ひずみを用いて以下の各弾性係数を求めた。まず、縦弾性係数は軸方向応力-縦ひずみ曲線の初期傾斜とするが、軸方向応力は軸力を試験片の断面積で除して求めた。せん断弾性係数 G_{LT} と G_{LR} はせん断応力-せん断ひずみ曲線の初期傾斜とするが、せん断応力については木材の直交異方性を考慮して算出した。すなわち、繊維（L）方向を長軸とする木材の矩形棒にトルク T を作用させたとき、両側面中央部のせん断応力は次式(1)により得られる^{(8),(12)~(14)}。

$$\left. \begin{aligned} \tau_{LT} &= \frac{T}{a^2 b \phi} \left[-2 \left(\frac{2}{\pi} \right)^2 \sqrt{\frac{G_{LT}}{G_{LR}}} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(-1)^{n-1}}{(2n-1)^2} \tanh \frac{(2n-1)\pi b}{2a} \sqrt{\frac{G_{LT}}{G_{LR}}} \right] \\ \tau_{LR} &= \frac{T}{a^2 b \phi} \left[1 - 2 \left(\frac{2}{\pi} \right)^2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{(2n-1)^2} \left\{ \cosh \frac{(2n-1)\pi b}{2a} \sqrt{\frac{G_{LT}}{G_{LR}}} \right\}^{-1} \right] \end{aligned} \right\} \dots\dots (1)$$

ここで a と b はそれぞれ試験片断面の T 方向と R 方向の長さである。上式中、 ϕ は次式(2)で示される。

$$\phi = \frac{1}{3} - \frac{2a}{b} \sqrt{\frac{G_{LR}}{G_{LT}}} \left(\frac{2}{\pi} \right)^5 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{(2n-1)^5} \tanh \frac{(2n-1)\pi b}{2a} \sqrt{\frac{G_{LT}}{G_{LR}}} \dots\dots (2)$$

せん断弾性係数 G_{LT} と G_{LR} は、本実験で直接測定される LT・LR 面それぞれのトルク-せん断ひずみ曲線の初期傾斜を k_{LT} , k_{LR} とすると、式(1)より次式(3)のように導かれる。

$$\left. \begin{aligned} G_{LT} &= \frac{k_{LT}}{a^2 b \phi} \left[-2 \left(\frac{2}{\pi} \right)^2 \sqrt{\frac{G_{LT}}{G_{LR}}} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(-1)^{n-1}}{(2n-1)^2} \tanh \frac{(2n-1)\pi b}{2a} \sqrt{\frac{G_{LT}}{G_{LR}}} \right] \\ G_{LR} &= \frac{k_{LR}}{a^2 b \phi} \left[1 - 2 \left(\frac{2}{\pi} \right)^2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{(2n-1)^2} \left\{ \cosh \frac{(2n-1)\pi b}{2a} \sqrt{\frac{G_{LT}}{G_{LR}}} \right\}^{-1} \right] \end{aligned} \right\} \dots\dots (3)$$

2. 4 複合応力状態の評価 複合応力下における弾性特性を検討するため、複合応力の状態を前報⁽¹⁰⁾で示した表示法により評価した。一般に、複合応力下の破壊条件は破壊曲面を用いて表され、破壊条件と複合応力の状態を破壊曲面上の位置により同時に表している。そこで、本研究では複合応力の状態を、図2の模式図および以下の式(4)のように、無次元化した破壊曲面上の、せん断応力軸（縦軸）からの角度 α を用いて評価した。

$$\alpha = \tan^{-1} \frac{\sigma_L / F_{3L}}{\tau / F_s} \dots\dots (4)$$

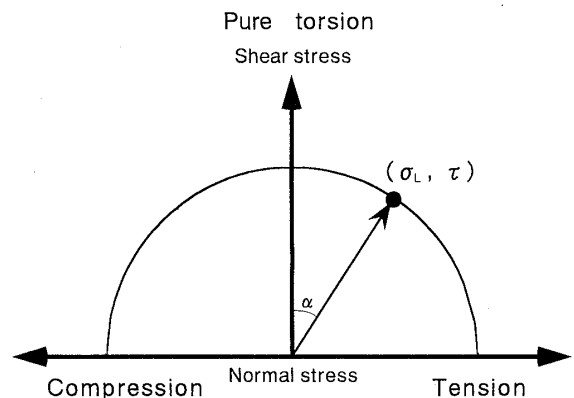


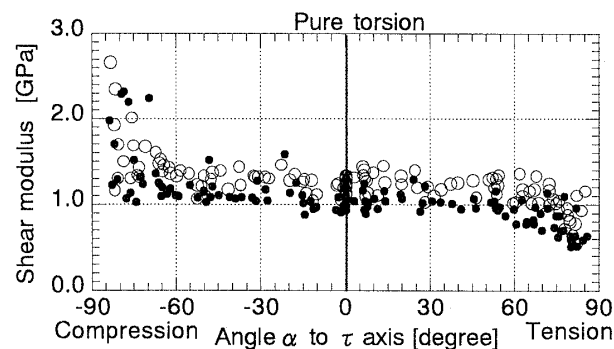
Fig. 2. Schema of failure loci.

ここで、 σ_L は軸方向破壊応力、 τ は LT または LR 面のせん断破壊応力、 F_{aL} は単純軸方向強度、 F_s は LT または LR 面の単純せん断強度である。これによれば、 $\alpha = 0^\circ$ の時が単純ねじり状態を意味し、 α が $\pm 90^\circ$ に近づくと、複合応力状態において徐々に軸力が支配的となり、 $\alpha = \pm 90^\circ$ の時に単純軸力状態であることを意味している。

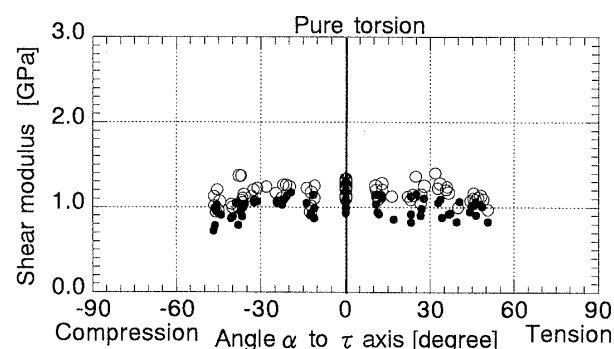
3 結果と考察

3.1 弾性特性に及ぼす複合応力と荷方式の影響

3.1.1 せん断弾性係数 図3には複合加力試験より得られたせん断弾性係数とその時の複合応力の状態 (α) との関係を示す。図3(a)は比例変形方式、(b)は初期負荷方式によるものである。また、表2はこれらについて角度 α の範囲別に整理したもので、単純ねじり試験より得られたせん断弾性係数との比較も併せて示した。ここで、図3(b)によれば初期負荷方式の実験結果は $|\alpha| < 50^\circ$ の範囲に収まっている。この点をふまえて荷方式の影響を検討するために、比例変形方式の場合にはこの範囲に限定した整理も行った(表2)。その結果、 $|\alpha| < 50^\circ$ の範囲に関して、(a) 比例変形方式では「圧縮-せん断」複合応力状態(以後、「圧縮-せん断」とする)、「引張-せん断」複合応力状態(以後、「引張-せん断」とする)のいずれの複合応力状態においても、単純ね



(a) Proportional deformation loading method



(b) Initial constant loading method

Fig. 3. Relationships between apparent shear moduli and the angle α in the conventional failure loci.

Legend: ○: Apparent shear moduli obtained in LR plane; ●: Apparent shear moduli obtained in LT plane.

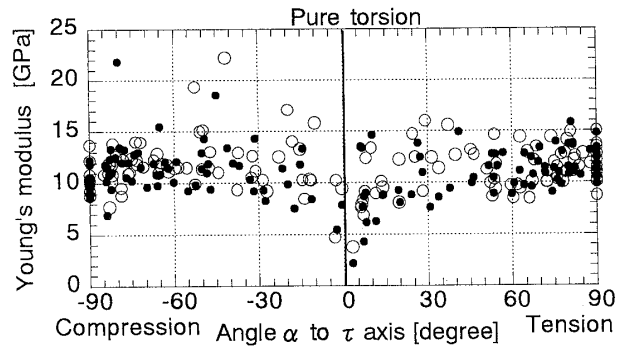
Table 2. Apparent shear moduli under pure torsion and axial-shear combined stresses.

States of stresses	Loading methods	Ranges of α (deg)	Planes	Apparent shear moduli ^{*1} (GPa)	Probabilities ^{*2}
Pure torsion	—	$\alpha = 0$	LT	1.09 (0.12)	—
			LR	1.23 (0.08)	—
Compression-shear combined stress	Proportional deformation loading	$-90 < \alpha < 0$	LT	1.26 (0.35)	0.089
			LR	1.40 (0.30)	0.047 *
	Initial constant loading	$-50 < \alpha < 0$	LT	1.08 (0.15)	0.996
			LR	1.26 (0.11)	0.360
Tension-shear combined stress	Proportional deformation loading	$0 < \alpha < 90$	LT	0.92 (0.19)	0.003 **
			LR	1.14 (0.20)	0.096
	Initial constant loading	$0 < \alpha < 50$	LT	1.05 (0.10)	0.379
			LR	1.25 (0.12)	0.579
	Initial constant loading	$0 < \alpha < 50$	LT	0.99 (0.10)	0.016 *
			LR	1.17 (0.10)	0.038 *

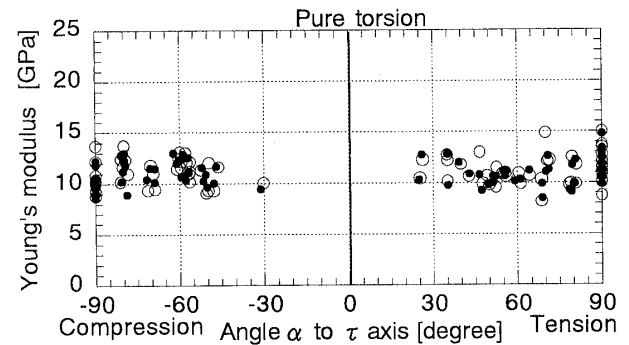
Note: *1: Parenthesized numbers mean standard deviations; *2: Probabilities of nonsignificant between pure torsion and axial-shear combined stresses; *: 95% significant; **: 99% significant.

じりによるせん断弾性係数との間に有意差は認められず（表2）、複合応力状態によらずせん断弾性係数は一定と見なせた。一方、(b)初期荷重方式では、いずれの複合応力状態においても単純ねじりに対してせん断弾性係数が減少し、有意差が認められた（表2）。これは、初期荷重としての軸力が降伏点に達していなかったにも関わらず（単純軸力試験の降伏応力は圧縮・引張とも単純破壊強度の90%以上であった）、初期軸力により微視的な内部損傷が発生したためと考えられる⁽¹⁵⁾。各荷重方式においてせん断弾性係数は以上のような傾向を示したが、更に $|\alpha| < 50^\circ$ の範囲で両荷重方式のせん断弾性係数を比較したところ、「圧縮-せん断」、「引張-せん断」のいずれの複合応力状態においても初期荷重方式の方が小さい値を示し、99%有意であった。したがって、両荷重方式でせん断弾性係数は明らかに傾向が異なり、荷重方式による影響が認められた。

3. 1. 2 縦弾性係数 図4には複合加力試験より得られた縦弾性係数とその時の複合応力の状態(α)との関係を示す。図4(a)は比例変形方式、(b)は初期荷重方式によるものである。また、表3はこれらについて角度 α の範囲別に整理したもので、単純軸力試験より得られた縦弾性係数との比較も併せて示した。縦弾性係数の場合も、二つの荷重方式間の差異を



(a) Proportional deformation loading method



(b) Initial constant loading method

Fig. 4. Relationships between apparent Young's moduli and the angle α in the conventional failure loci.
Legend: ○: Apparent Young's moduli obtained in LR plane; ●: Apparent Young's moduli obtained in LT plane.

Table 3. Apparent Young's moduli under uni-axial stresses and axial-shear combined stresses.

States of stresses	Loading methods	Ranges of α (deg)	Planes	Apparent Young's moduli ¹⁾ (GPa)	Probabilities ²⁾
Uni-compression	—	$\alpha = -90$	LT	10.12 (1.21)	—
			LR	10.53 (1.48)	—
Compression-shear combined stress	Proportional deformation loading	$-90 < \alpha < 0$	LT	11.45 (2.58)	0.117
			LR	11.91 (2.59)	0.106
		$-90 < \alpha < -30$	LT	11.90 (2.42)	0.028 *
			LR	12.13 (2.38)	0.046 *
	Initial constant loading	$-90 < \alpha < -30$	LT	11.32 (1.14)	0.007 **
			LR	11.40 (1.33)	0.091
Uni-tension	—	$\alpha = 90$	LT	11.66 (1.38)	—
			LR	11.87 (1.71)	—
Tension-shear combined stress	Proportional deformation loading	$0 < \alpha < 90$	LT	10.80 (2.57)	0.244
			LR	11.23 (2.34)	0.359
		$30 < \alpha < 90$	LT	11.45 (1.82)	0.693
			LR	11.81 (1.93)	0.924
	Initial constant loading	$30 < \alpha < 90$	LT	10.82 (1.17)	0.048 *
			LR	11.09 (1.36)	0.121

Note: *1: Parenthesized numbers mean standard deviations; *2: Probabilities of nonsignificant between uni-axial stresses and axial-shear combined stresses; *: 95% significant; **: 99% significant.

検討するために、初期载荷方式の実験結果が存在する範囲 ($|\alpha| > 30^\circ$ の範囲) に限定した整理も行った。これらの図表より、(a) 比例変形方式では、「圧縮-せん断」の縦弾性係数は単純圧縮によるものと比べて大きくなる傾向を示したが、「引張-せん断」の場合には単純引張によるものと差がなかった。一方、(b) 初期载荷方式では、「圧縮-せん断」の縦弾性係数は、上述の比例変形方式と同様に単純圧縮によるものより大きくなる傾向を示した(表3)が、「引張-せん断」の場合は単純引張によるものより低下する傾向を示し、LT面で有意差が認められた(表3)。この「引張-せん断」の縦弾性係数が初期ねじりにより低下する傾向は、前出のせん断弾性係数の場合と類似している。

表3を概観すると、分散分析の結果は異なるものの、縦弾性係数は両载荷方式とも、「圧縮-せん断」の場合に他の応力状態(単軸応力状態および「引張-せん断」と比べて大きい値を示す傾向があった。これより、ヒノキではねじり载荷が複合されると圧縮変形に対する抵抗が増すと考えられる。

ヒノキの組織構造は主に軸方向に配列された直径約 $30 \mu\text{m}$ 、長さ約 3.5 mm 程度の軸方向仮道管から成り、これは全組織構成要素の約 97% を占めている。すなわち、中空円筒を束ねた形態の組織構造を有するが、この中空円筒の束にねじりを作用させた場合、中空円筒がより糸状になると考えられる。ヒノキに圧縮载荷を与えると、主に繊維が圧縮変形を生じるが、「圧縮-せん断」の場合には、繊維がより糸状となったことでこの圧縮変形に対する抵抗力が強化されたと考えられる。この影響は、初期ねじりの影響よりも大きなものであると言える。前報⁽¹⁰⁾ではヒノキにおける複合応力の影響として、「圧縮-せん断」は初期ねじり

によるき裂の発生を抑制するような応力状態であることを推察した。これはすなわち、圧縮载荷を与えることにより、初期ねじりの影響が相対的に軽減されたことを意味するが、これも以上のような組織構造の特徴によると考えられる。

3. 2 弾性係数の異方向度及ぼす複合応力状態の影響 図3, 4の各弾性係数についてLT面とLR面で比較した結果、せん断弾性係数では表2から明らかのように G_{LR} の方が G_{LT} に比べ大きかった (99% 有意)。一方、表3に示した縦弾性係数では、LR面の方が大きな値を示しているようだが有意ではなかった。これらの傾向はいずれの载荷方式の場合も同様であった。

そこで、このような各弾性係数の異方向度が複合応力の影響を受けてどのように変化するか検討した。図5は比例変形方式の結果を例にとり(a)はせん断弾性係数、(b)は縦弾性係数に関して、複合応力状態が各弾性係数の異方向度及ぼす影響について検討したものである。縦軸は、LT・LR両面の弾性係数の差の絶対値をLT面の弾性係数で除したもので、1.0の値は両面における弾性係数が2倍の差をもつことを意味している。図5(a)から、せん断弾性係数は軸方向応力の影響が大きくなると ($|\alpha| \geq 60^\circ$ の範囲)、LT・LR両面のせん断弾性係数の差が大きくなる傾向が見受けられる。同様に(b)から、縦弾性係数はせん断応力の影響が大きくなると ($\alpha = 0^\circ$ 付近)、両面の差の絶対値が大きくなる傾向が見受けられる。したがって、いずれの弾性係数に関しても、複合応力の状態として他方の応力が占める割合が大きくなると面の違いによる挙動の差が大きくなる傾向がうかがわれ、すなわち異方向度が大きくなると解釈できる。

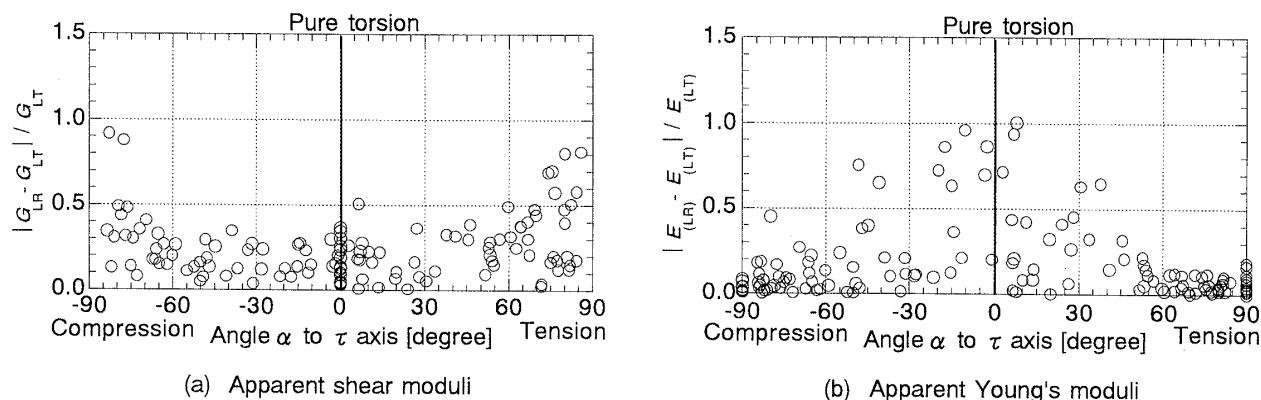


Fig. 5. Effects of combined stresses on the anisotropy of the apparent elastic moduli.

Legend: $E_{(LR)}$: Apparent Young's moduli obtained in LR plane; $E_{(LT)}$: Apparent Young's moduli obtained in LT plane.

4 結論

文献

本研究では軸力-せん断複合応力状態について、複合応力がヒノキの弾性特性に及ぼす影響を検討し、以下のような挙動を把握した。

1. せん断弾性係数に及ぼす複合応力の影響には、载荷方式の影響が見受けられた。
2. 縦弾性係数に及ぼす複合応力の影響に関して、引張-せん断複合応力状態では载荷方式の影響が見受けられた。一方、圧縮-せん断複合応力状態では、载荷方式によらず、複合応力の影響を受けて単純圧縮の場合より増大する傾向を示した。
3. 比例変形方式において複合応力の割合として他方の応力が占める割合が大きくなると、面により弾性係数の挙動が異なる傾向が見受けられた。

前報⁽¹⁰⁾では、圧縮-せん断複合応力状態において破壊強度が増大することを報告したが、縦弾性係数の増大はこれと同様の傾向であり、これにはヒノキの組織構造が大きく影響していると考えられる。また、本研究では複合加力試験の载荷方式の影響について考察した。前報⁽¹⁰⁾では、破壊曲面に関して载荷方式の影響があまり認められなかったことを報告したが、今回、破壊面上では同程度の強度を持つ試験片に関して、その弾性特性に载荷方式の影響が認められたのは興味深い点である。なお、複合応力の状態を破壊曲面上の角度 α により評価する方法は、複合応力下における材料の力学特性に関して様々な視点からの考察が平易となるものであり、有用なものであった。

- (1) 谷川恭雄・太田福男・尾形素臣・小野博宣・金子林爾・小池狭千朗・山田和夫, 構造材料実験法 (第2版), (1991), 15 - 21, 森北出版.
- (2) 岡島達雄, 日本建築学会論文報告集, 182, (1971), 1 - 7.
- (3) Cezayirlioglu, H. ・Bahniuk, E. ・Davy, D. T. ・Heiple, K. G., *J. Biomech.*, 18 - 1, (1985), 61 - 69.
- (4) 網島貞男・藤井透・佐上太介・松岡敬, 材料, 38 - 427, (1989), 347 - 353.
- (5) 農林水産省林業試験場監修, 木材工業ハンドブック (改訂3版), (1982), 188 - 194, 丸善.
- (6) 奥山剛・浅野猪久夫, 木材学会誌, 16 - 1, (1970), 15 - 19.
- (7) 今山延洋・松本 昴, 木材学会誌, 16 - 7, (1970), 319 - 325.
- (8) 折口和宏・吉原 浩・太田正光, 材料, 46 - 4, (1997), 385 - 389.
- (9) 山崎真理子・佐々木康寿・安藤幸世, 木材学会誌, 45 - 4, (1999), 297 - 305.
- (10) 山崎真理子・佐々木康寿, 機論, 66 - 648, A (2000), 1612 - 1619.
- (11) 日本機械学会, 金属材料の弾性係数, (1980), 10 - 13, 日本機械学会.
- (12) 大草克己, 木材学会誌, 23 - 5, (1977), 217 - 227.
- (13) 鈴木直之・大河平行雄, 三重大学農学部学術報告, 65, (1982), 41 - 49.
- (14) Yoshihara, H. ・Ohta, M., *Mokuzai Gakkaishi*, 42 - 6, (1996), 541 - 545.
- (15) 北原龍士・堤 壽一・松本 昴, 木材学会誌, 27 - 1, (1981), 1 - 7.