

複合応力下における木材(ヒノキ)の破壊挙動* (載荷方式および載荷経路の影響)

山崎 真理子*¹, 佐々木 康寿*²

Failure Behavior of Wood (Japanese cypress) under Combined Axial Force and Torque (Effects of Loading Method and Loading Path)

Mariko YAMASAKI*³ and Yasutoshi SASAKI

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

Mechanical behavior of wood subjected to normal-shear combined stress conditions was 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 following two loading methods, that is, the proportional deformation loading method and the initially constant loading method which has two loading paths. The obtained results are summarized as follows: (1) When the torsional moment was applied to the specimen slightly, the obtained failure strength tended to be measured larger than the pure normal strength. (2) The failure loci of whole testing data could be expressed by the ellipse formula. (3) The failure loci seemed not to be influenced by the loading method and loading path, although the failure mode seemed to be influenced by the loading path.

Key Words: Combined Stress, Anisotropy, Material Testing, Torsion, Failure Loci, Failure Criterion, Loading Method, Loading Path, Wood

1. 緒言

一般に構造物を構成する通常の構造部材が一軸応力状態にあることは少なく、二軸あるいは三軸の複合応力状態にある⁽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状態におかれた材料の力学的挙動について十分に把握しておくことが重要である⁽¹⁾。複合応力を受ける材料の強度は、二次元的または三次元的な応力状態にある材料の降伏または破壊条件を、主応力を座標軸とする空間または平面上に表示するものであり、材料の基礎的性質として理論的にも、また実用的にも重要なものである⁽²⁾。この

ような応力座標上に表示された曲面あるいは曲線を定式化した、いわゆる降伏クライテリオンとして、例えば鋼に関しては Mises - Henckey (せん断ひずみエネルギー説) あるいは Tresca (最大せん断応力説) の降伏クライテリオンが実際の多くの金属材料の降伏現象をよく表現できるものとなっているため、これらの降伏クライテリオンが実用式として定着している⁽¹⁾。また、土質材料については Mohr - Coulomb の内部摩擦説が適用されることが多い⁽¹⁾。一方、アーチダム、モノレール、シェル構造といった各種の曲線または曲面構造が盛んに築造されるコンクリート分野では、様々な複合応力状態における破壊強度がコンクリート構造物の安全性に関与するが⁽²⁾、あらゆる複合応力下における破壊条件を合理的に表示し得るような汎用式がまだなく、複合応力を受けるコンクリートの強度を解明することが重要な研究課題とされてきた⁽²⁾⁻⁽⁴⁾。また、

* 原稿受付 1999年11月15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

複合応力状態におかれることが多い骨，繊維強化複合材料などに関しても同様であり，複合応力下における静的あるいは疲労特性を言及した研究例は多い^{(5)~(7)}。

ところで，木材において，こうした複合応力下における強度特性を言及した研究は，まだあまり例を見ない^{(8),(9)}。これは木材をそのような状況下で用いることが希であったことに起因するが，近年の木質構造物における構法は多様化しており，例えばラーメン構造物のように接合部が剛となる場合には部材が「ねじれ」を起こすことが想像されるなど，木材に関しても複合応力下における強度特性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三方向（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，天然に存在する典型的な直交異方性材料として扱われる。このような材料に関して複合応力下における力学的挙動を解明し，その特徴について知見を得ることは，他の材料分野においても有用な情報を提供するものと考えられる。

このような観点から，軸方向応力とせん断応力の組み合わせからなる複合応力状態を対象とした木材の力学的挙動について実験的な検討を行ってきた。一般にこの類の強度試験では基本的な材料特性を把握することが目的であり，応力-ひずみの状態が試験片内で一様であることが求められる⁽⁷⁾。そのため，軸力・ねじりの複合加力試験における試験片形状としては薄肉円筒が一般的であるが⁽⁷⁾，木材についてはそうした試験片の加工が困難であり，前報では繊維方向を軸とする中実丸棒を対象とした，初期負荷方式による静的複合加力試験より得られた知見を報告した⁽⁹⁾。しかし，中実丸棒に関して異方性を考慮した解析は困難であり，前報ではその点を厳密に考慮することができなかった。これに対して，角棒を試験片として採用した場合，異方性角棒のねじりに関する弾性理論⁽¹⁰⁾によりせん断応力を算出することで木材の直交異方性を考慮することができる⁽⁸⁾。また，木材が構造材料として用いられる場合には角材であることが多く，その点からも木材角棒の強度特性を把握することは意義のあることと考えられ，今回は試験片の形状として角棒を採用した。また，複合応力下においては荷経路が無限に存在するが，荷経路の違いは内部損傷，ひいては破壊性状および破壊強度に影響を及ぼすことが考えられる⁽¹¹⁾。そこで，今回は荷方式に関して前述の初期負荷方式に加え，軸力とねじりを同時に負荷する比例変形方式による静的複合加力試験を行い，複合応力下の木材の破壊挙動に関して荷方式の影響も検討した。

2. 実験

2.1 試験片 供試材にはヒノキ（Japanese cypress : *Chamaecyparis obtusa* ENDLICHER）の気乾材を用いた。試験片の形状は図 1 に示すように繊維方向を長軸とする角棒状で，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 °C，RH 40 % 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，初期負荷方式 118 片の計 277 片である。試験片のつかみ部分には，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負荷し，ねじりは繊維方向が軸となるように負荷した。試験片の板目（LT）・柀目（LR）面の中央部にはそれぞれ三軸ロゼットゲージ（ゲージ長 3 mm，120 Ω）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 °C，RH 40 % で行った。

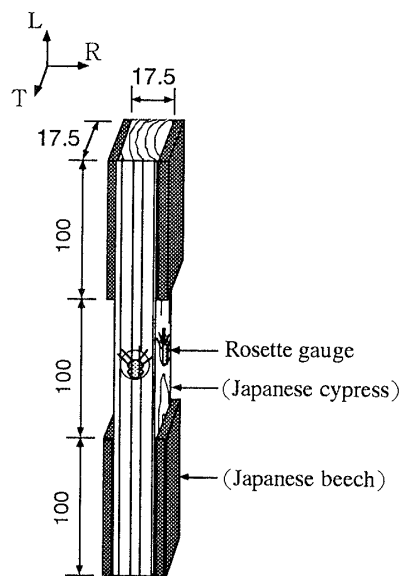


Fig. 1. Rectangular test specimen of wood (unit : mm).

Table 1. Maximum strengths as basic values.

Tension (MPa)	Compression (MPa)	Maximum torque (N・m)	Shear (LT) (MPa)	Shear (LR) (MPa)
63.9 (6.8)	38.1 (2.7)	20.66 (1.30)	18.3 (1.2)	19.3 (1.3)

Note: Parenthesized numbers mean standard deviations.

Table 2. Values of initial constant loads.

Types of ramp loads	Initial constant loads						Units
	Types	Ratios to the maximum strengths (%)					
		20	40	60	70	80	
torque	tension	12.78	25.56	38.34	44.73	51.12	MPa
tension	torque	4.13	8.26	12.40	14.46	16.53	N・m
torque	compression	7.62	15.24	22.86	26.67	30.48	MPa
compression	torque	4.13	8.26	12.40	14.46	16.53	N・m

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 0.01 mm/sec で、ねじりはチャックの回転速度 0.05 deg/sec で負荷した。最大応力到達をもって破壊と見なし、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、これらの単純強度を基準として後述する初期負荷方式による複合加力試験の初期負荷値を決定した。

2・2・2 複合加力試験

a. 比例変形方式 比例変形方式では、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載荷し破壊に至らせるが、軸力とねじりの変位速度比を様々に変えることにより、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を完成するようにした。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、衝撃的な負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 ~ 0.01 mm/sec, 回転速度 0.01 ~ 0.06 deg/sec とした。

b. 初期負荷方式 一定の初期負荷（ねじりまたは軸力）のもとに軸力またはねじりを負荷した。初期負荷は表 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 % に相当する五段階を設定した。これらの初期負荷の値を表 2 に示す。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/sec, 回転速度 0.05 deg/sec とした。

3. 結果と考察

3・1 破壊性状の傾向 図 2 に代表的な破壊性状を比例変形方式の場合を例にして示す。図中最左は単純圧縮試験、中央は単純ねじり試験、そして最右は単純引張試験により破壊させた試験片である。また、複合加力試験により破壊させた試験片をそれぞれの単純加力試験片の間に示す。単純加力試験において、圧縮試験では軸方向に対してほぼ垂直に座屈、引張試験では軸方向に対して角度をもって破断がそれぞれ見受けられた。また、ねじり試験では軸方向に平行なき裂が生じた。なお、このき裂の発生頻度は LT・LR の両面で同程度であった。複合加力試験では、「引張-せ

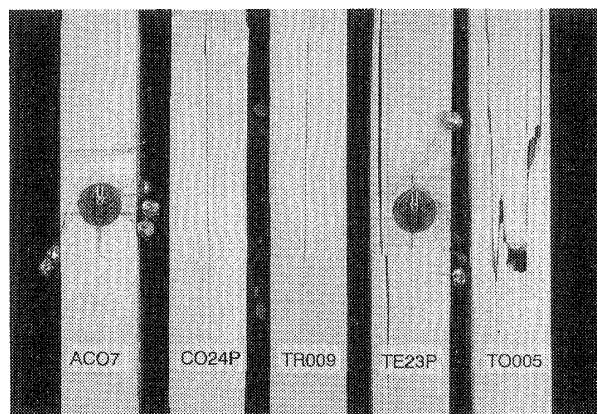


Fig. 2. Failure modes under normal-shear combined stresses.

Legend: From left to right: Uni-compression, Combined compression-shear, Pure torsion, Combined tension-shear, Uni-tension.

ん断」複合応力状態（以後「引張－せん断」とする）で破断とき裂，「圧縮－せん断」複合応力状態（以後「圧縮－せん断」とする）で座屈とき裂が共に見られた。このような傾向は初期荷重方式においても同様であり，初期荷重が大きくなるに伴い，破壊性状にもその影響がより多く見受けられることを確認した。なお，前報⁽⁹⁾の中実丸棒に関しても同様の傾向が認められた。また，FRP の組合せ荷重下における破面の様子に関しても，組合せ応力における応力成分が大きい方の単純加力試験の場合と似ていることが報告されており⁽⁶⁾，本研究で扱う木材と同様の傾向であると考えられる。

3.2 破壊条件

3.2.1 破壊条件の決定 破壊条件の決定に際し，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ので，これらを基に各応力を求めた。まず，軸方向応力 σ_L は軸方向荷重を断面積で除して求めた。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),(10)}。

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

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， G_{LT} と G_{LR} はせん断弾性係数である。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} ， G_{LR} はせん断応力とせん断ひずみの比であるが，本実験で直接測定される LT 面，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。

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

以上より応力－ひずみ関係が得られるが，一例として比例変形方式の場合のものを図 3 に示す。本研究では，同図に示すように軸方向応力 σ_L とせん断応力 τ_{LT} ， τ_{LR} のうちのいずれかが最大値に到達した時点破壊点と見なし，その時点でのそれぞれの応力値を複合応力下における破壊条件と定義した。

ところで，既往の報告では，せん断応力－せん断ひずみ関係の表現において，塑性域に関しても式（1）を用いた例があるが⁽¹²⁾，これらは弾性域において成立するものであり，塑性域に及ぶせん断応力－せん断ひずみ関係については正確なせん断応力値を与えることが難しいともされている⁽¹³⁾。これに関して，吉原らは Nadai - Hill 式⁽¹⁴⁾を異方性角棒に拡張し，塑性域を考慮した木材角棒のねじりにおけるせん断応力の算出法として次式（4）を提案している⁽¹⁵⁾。

$$\left. \begin{aligned} \tau_{LT} &= p_{LT} \left\{ T + q \theta^2 \frac{d}{d\theta} \left(\frac{T}{\theta} \right) \right\} \\ \tau_{LR} &= p_{LR} \left\{ T + q \theta^2 \frac{d}{d\theta} \left(\frac{T}{\theta} \right) \right\} \end{aligned} \right\} \dots\dots (4)$$

ここで， q は塑性特性と辺長比に基づく係数であり，辺長比が $1/4 \leq a/b \leq 4$ の範囲では $q = 0.7$ が適当であ

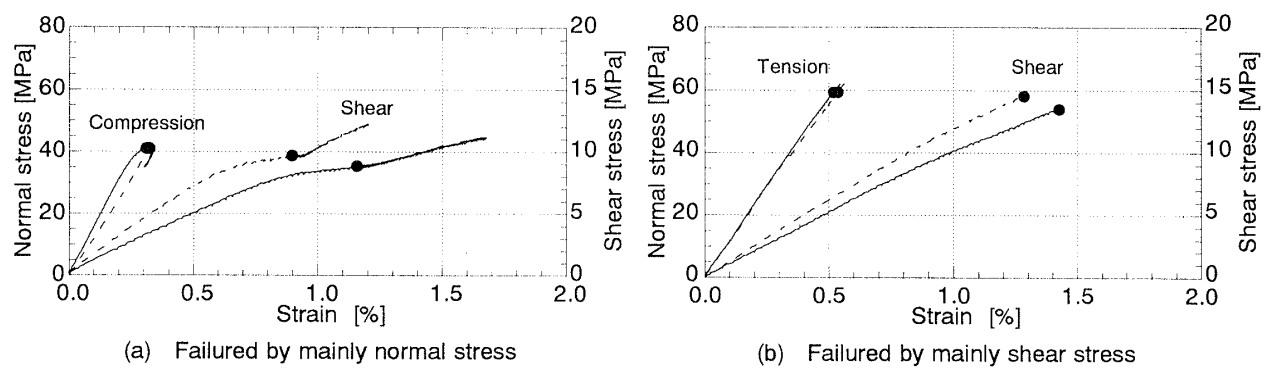


Fig. 3. Definition of the failure stresses under normal-shear combined stresses. Legend: Solid line: LT plane; Dashed line: LR plane; ●: Failure points defined.

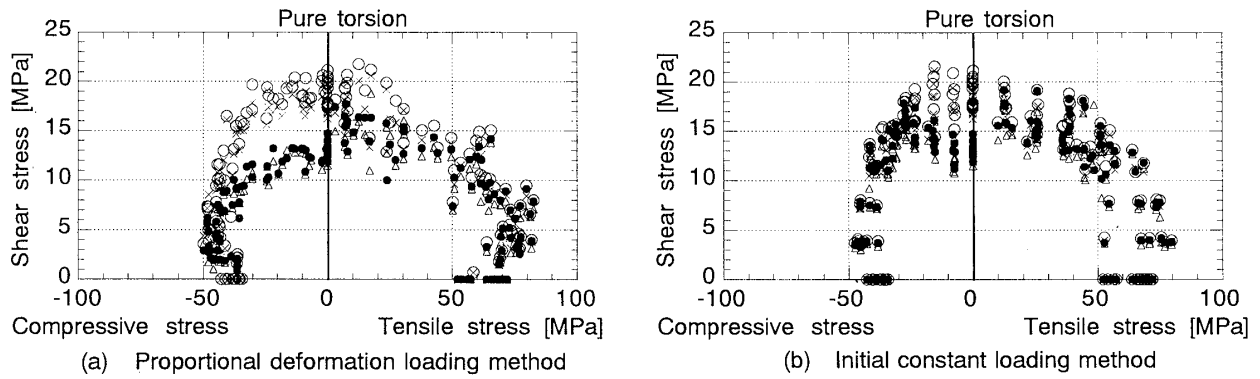


Fig. 4. Failure loci under normal-shear combined stresses.

Legend: ○, ×: Failure stresses in LR and LT planes respectively obtained by eq. (1); ●, △: Failure stresses in LR and LT planes respectively obtained by eq. (4).

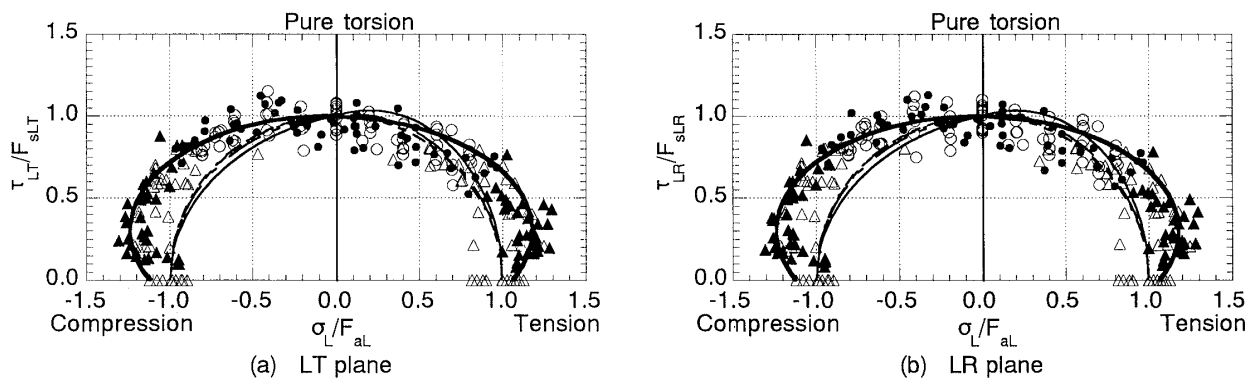


Fig. 5. Conventional failure loci under normal-shear combined stresses.

Legend: ●, ▲: Failed by mainly shear or normal stress in proportional deformation loading method; ○, △: Shear or axial test in initial constant loading method; Narrow dashed line: Eq. (7); Narrow solid line: Eq. (8); Narrow dashed-dotted line: Eq. (9); Bold solid line: Eq. (10).

るとされている⁽¹⁵⁾。また、比ねじり角 θ は LT・LR 面中央のせん断ひずみ γ_{LT} , γ_{LR} との関係において次式 (5) で示される^{(13),(15)}。

$$\left. \begin{aligned} \gamma_{LT} &= a^3 b \phi \frac{G_{LR}}{G_{LT}} p_{LT} \theta \\ \gamma_{LR} &= a^3 b \phi p_{LR} \theta \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (5)$$

そこで、複合応力下におけるせん断応力の算出について検討した。図 4 は、せん断応力の算出に式 (1) および式 (4) を用いることにより得られた破壊曲面である。これによれば、いずれの荷重方式についても安定した応力の算出がなされているようであるが、「圧縮-せん断」のせん断が支配的な応力状態では式 (1) によるせん断応力が過大評価となることがわかる。これは、試験片に塑性挙動が見られたにも拘わらず、弾性理論による式 (1) を用いたためであろう。一方、式 (4) による場合にはこのような過大評価となることはないが、反面、初期荷重方式の破壊曲面は不連続

的なものとなっており、複合応力下における破壊条件を的確に表現しているとは考えにくい。したがって、いずれの場合も複合応力下におけるせん断応力の算出に関して十分ではないと判断されるが、これらにより概略値を得ることは可能であろう。よって、本研究では荷重方式および荷重経路の影響を検討することが目的の一つであるため、以後の検討では式 (1) より算出したせん断応力を採用することにした。

3.2.2 破壊条件の傾向 図 5 は破壊時のせん断応力と軸方向応力（以後、「せん断破壊応力」あるいは「軸方向破壊応力」と記す。）の関係について、各応力を各単純強度の平均値で除して無次元化した破壊曲面である。これによれば、破壊曲面に関して荷重方式および面（LT・LR）の違いの影響はほとんど見受けられない。いずれの荷重方式、面の場合も、複合応力状態において軸方向応力が支配的な場合には、破壊条件が単純強度よりも増大する傾向が見受けられる。一方、せん断応力が支配的な場合には、その傾向

は 図 5 に示すように破壊曲面上ではやや曖昧なものであった。

そこで、複合応力下における各応力の挙動（破壊曲面の傾向）をより詳細に検討するため、破壊条件の表示法を工夫した。図 5 に示されるような破壊曲面は、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が、ここでは、無次元化した破壊曲面上における複合応力の状態を、図 6 の模式図および以下の式（6）のようにせん断応力軸（縦軸）からの角度 α で表してみた。

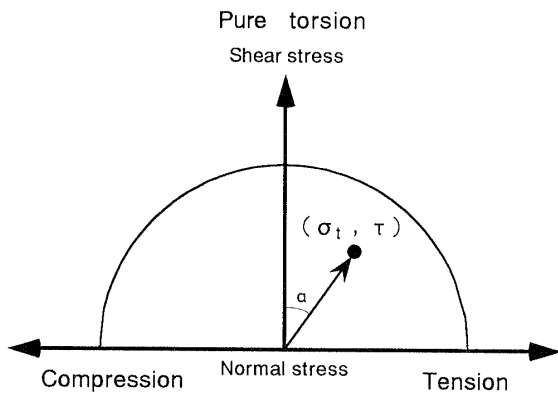


Fig. 6. Schema of failure loci.

$$\alpha_{(LT)} = \tan^{-1} \frac{\sigma_L / F_{aL}}{\tau_{LT} / F_{sLT}}, \quad \alpha_{(LR)} = \tan^{-1} \frac{\sigma_L / F_{aL}}{\tau_{LR} / F_{sLR}} \dots \dots (6)$$

ここで、 σ_L は軸方向破壊応力（引張または圧縮破壊応力）、 τ_{LT} と τ_{LR} は LT 面と LR 面のせん断破壊応力、 F_{aL} は単純軸方向強度（単純引張または単純圧縮強度）、 F_{sLT} と F_{sLR} はそれぞれ LT と 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 $\pm 90^\circ$ に近づくにつれ、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。

図 7 には無次元化した破壊時の各応力とその時の複合応力の状態を表す角度 α との関係を示す。図 7 (a) は軸方向破壊応力、(b) はせん断破壊応力の挙動を示すものである。ここで、縦軸の 1.0 は単純加力試験の結果の平均値を意味する。(a) より、複合応力状態でねじりが少し作用する場合（横軸の絶対値で 80° 以上の範囲）、軸方向破壊応力は単純軸方向強度よりも増大する傾向が明確に表れており、その傾向は「引張-せん断」、 「圧縮-せん断」ともに同程度であることもわかる^{注1}。また、このような傾向はいずれの荷重方式においても同様であ

り、荷重方式の影響は見受けられない。一方、(b) において複合応力状態で軸方向応力が少し作用する場合（横軸の $\pm 20^\circ$ 以内の範囲）のせん断破壊応力を見ると、応力比はほぼ 1.0 の値を示しており、単純せん断強度に比べてあまり変化していないことがわかる。ところで、この範囲においては荷重方式の影響がわずかに見受けられる。すなわち、比例変形方式（●印）ではいずれの複合応力状態においても、特定の傾向を断定することはできないと判断されるが、初期荷重方式（○印）では「圧縮-せん断」の方が「引張-せん断」に比べ破壊条件（せん断破壊応力）がわずかに増大する傾向が見受けられる。破壊曲面（図 5）で検討すると荷重方式の影響はないように見受けられるが、図 7 ではわずかながら荷重方式の違いが見受けられ、提示した表示方法により破壊条件に関する傾向を詳しく知ることができた。

3.2.3 破壊クライテリオンとの適合性 軸力・ねじり複合応力下の材料に関する破壊クライテリオンは多く提案されているが^{(16)~(19)}、代表的なものとして式(7)、(8)に示す Hill 型⁽¹⁷⁾および Tsai - Wu の破壊クライテリオン⁽¹⁸⁾などがある。Hill 型の破壊クライテリオンは最も基本的なものであり、Tsai - Wu のそれは「圧縮-せん断」と「引張-せん断」を総合的に評価するものである。本研究でもこれらに関して実験値との適合性を検討した。同時に、実験結果を回帰して決定するパラメータを持つものとして式(9)に示す Wu - Scheublein の破壊クライテリオン⁽¹⁹⁾、および式(10)に示す楕円式による表現も試みた。

これらの破壊クライテリオンは、本研究において LT 面を例にとると以下に示すようになる。

$$\left(\frac{\sigma_L}{F_{aL}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{LT}}{F_{sLT}}\right)^2 = 1 \dots \dots \dots (7)$$

$$\left(\frac{1}{F_{aL} F_{aLc}}\right) \sigma_L^2 + \left(\frac{1}{F_{aLt}} - \frac{1}{F_{aLc}}\right) \sigma_L + \left(\frac{1}{F_{sLT}^2}\right) \tau_{LT}^2 = 1 \dots \dots \dots (8)$$

注 1

同材料に関して、今回とは形状の異なる JIS に準じた試験片により単純軸力試験を別途行った結果、単純圧縮強度は 40.2 ± 2.0 [MPa]、単純引張強度は 125.6 ± 12.8 [MPa] であった。これより、本研究の試験片による単純引張強度は過小評価となっている可能性もある。したがって、現段階ではこの傾向について断定できない。試験片の形状に検討を加え強度値を再評価する必要があると考えられ、今後の課題としたい。

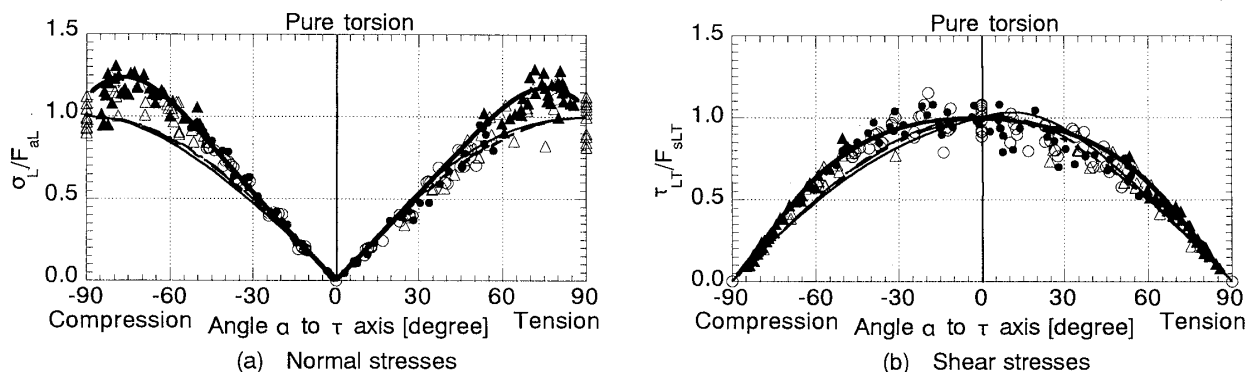


Fig. 7. Conventional relationships between the failure stresses and the angle α in the failure loci.
Legend: See as Fig. 5.

$$\left(\frac{1}{F_{alL}F_{alC}}\right)\sigma_L^2 + \left(\frac{1}{F_{alL}} - \frac{1}{F_{alC}}\right)\sigma_L + \left(\frac{1}{F_{sLT}^2}\right)\tau_{LT}^2 + J\sigma_L\tau_{LT}^2 = 1 \quad \dots\dots\dots(9)$$

$$\left\{\frac{(\sigma_L/F_{al}) - e}{c}\right\}^2 + \left\{\frac{(\tau_{LT}/F_{sLT}) - f}{d}\right\}^2 = 1 \quad \dots\dots\dots(10)$$

ここで、 F_{al} は単純軸方向強度（引張または圧縮）、 F_{alL} と F_{alC} はそれぞれ単純引張および圧縮強度、 F_{sLT} はLT面における単純せん断強度である。

図5、7にはこれらの破壊クライテリオンを実験結果と共に示してある。これより、楕円を除くいずれの場合も実験結果に対し、特に軸方向応力が支配的に作用する複合応力状態において過小評価となっていることがわかる。また、Wu - Scheubleinの破壊クライテリオンは実験値を回帰して決定するパラメータ（ J ）を持つため、Hill型およびTsai - Wuのそれより適合性が良くなると予想されたが、これらと大差は見受けられず、Hill型とほぼ同様のものとなった。そこで、前述のような破壊曲面の傾向に対して楕円による表現を試みたところ、図5、7中の太実線で示すように実験結果と良く一致した。これより、ヒノキ角棒の破壊条件は楕円状に分布していることが明らかとなった。

3.3 荷方式および荷経路の影響 本研究では二種類の荷方式により複合加力試験を行っており、また、その中で初期荷方式では「軸力」と「ねじり」を与える順序、すなわち荷経路を変えて加力している。このような場合、破壊型および破壊曲面は何らかの影響を受ける可能性が考えられる。

まず、破壊に対して軸力とねじりのいずれがより支配的に作用したかを破壊型を基に検討した。複合応力下の破壊性状には、3.1節でも述べたように軸力とねじりの両者の影響が見受けられたが、初期荷方式

では、初期荷とその後の荷のいずれがより大きく破壊に影響したかの判定が困難であり、破壊型が判断し難い。そこで、これに関して比例変形方式による実験結果が示した破壊型を基に検討を試みた。図5、7では比例変形方式において軸力が支配的となって破壊した場合を▲で、ねじりの場合を●で示した。また、初期荷方式において初期荷を与えた後の荷として軸力を与えた場合を△で、ねじりを与えた場合を○で示した。図5、7の破壊曲面上で、この△と○の各位置に対応する▲と●に注目すると、単純せん断強度の60～80%に相当する初期ねじりを荷した後、引張を与えた条件（図7の横軸で25～50°の△）では、これらの破壊条件に相当する比例変形方式の実験値は●であり、記号の形が一致していない。つまり、引張荷により破壊に至らせる試験条件であったが、その破壊にはねじりが大きく影響したと考えられる。初期荷方式では四通りの荷経路（圧縮側、引張側のそれぞれで初期ねじり-軸力荷、および初期軸力-ねじり荷）があるが、このように荷方式と破壊型が不一致となる傾向は他の荷経路では見受けられず、破壊型に関しては荷経路による違いがあると考えられる。これに関して、図3に示す応力-ひずみ関係では、軸方向応力は弾性的な変形挙動を示すのに対して、ねじりのそれは弾塑性的な変形挙動を示した。これより、大きな初期荷を与える試験条件の場合に、軸力では比例限度内の初期荷となるのに対して、ねじりでは比例限度を越える荷となる可能性が考えられる。すなわち、初期ねじりによる負担は初期引張の場合よりも大きなものであり、上述のように引張試験で破壊させても破壊型はねじり側となったと推察される。一方、初期ねじりを与える試験条件でも、その後の荷方式が圧縮の場合には破壊型が圧縮側となっており、引張の場合とは異なる傾向を示した。これは、

圧縮負荷を与えたために、破壊に対する初期ねじりの影響が比較的弱いものとなり、結果的に圧縮で破壊するまで強度が保持されたことを意味している。これより、「引張—せん断」はねじりによるき裂の発生（ねじりによる破壊）を促進するような応力状態、反対に「圧縮—せん断」はき裂の発生を抑制するような応力状態であることが想像される。

次に破壊曲面に関して、載荷方式および載荷経路の影響を Wu - Scheublein の破壊クライテリオンを用いて検討した。これは前述のように決定されるものであるため、載荷経路および載荷方式が破壊曲面に与える影響を検討するのに有効であると思われる。表 3 に

Table 3. Parameters(J) obtained by the regression into Wu - Scheublein's criterion.

Loading method	LT plane	LR plane
Proportional deformation	0.0137	0.0125
Initial constant	0.0195	0.0171

Wu - Scheublein の破壊クライテリオンを載荷方式毎に回帰した結果得られたパラメータ J の値を示す。図 5, 7 では明らかに両載荷方式の破壊クライテリオンが重なっており、破壊曲面に関して載荷方式による影響はほとんどないものと判断される。また、これより、初期負荷方式による実験結果は、いずれの載荷経路においても比例変形方式による実験結果と一致し、各載荷経路で同様の破壊クライテリオンを示すと判断される。したがって、破壊曲面に関して、初期負荷方式における載荷経路の影響もないものと考えられる。

4. 結論

本報では、軸力・ねじり複合応力状態におけるヒノキの破壊挙動に関して、異方性を考慮した上で、載荷方式および載荷経路の影響に焦点を当てて検討した。その結果、以下の知見を得た。

1. 軸力・ねじり複合応力下におけるヒノキの破壊条件は楕円を用いて表現できた。
2. 大きな初期ねじりを負荷した後引張負荷を与えた場合、その破壊には初期負荷であるねじりが大きく影響していた。これは他の載荷経路とは異なる傾向であり、破壊型において載荷経路による影響が見受けられた。
3. 破壊曲面において載荷方式、載荷経路および面の違いによる影響は見受けられなかった。

また、今回提示した、複合応力状態を破壊曲面上の「角度」で表現する表示法では、破壊曲面の傾向に関するより詳細な検討に対して有用であった。さらに今後、弾性係数のような応力以外の事象と複合応力状態の関係を考察する際にも有用と考えられ、現在検討中である。

文献

- (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) 土木学会文献調査委員会, 土木学会誌, **49** - 2, (1964), 64 - 69.
- (3) 岡島達雄, 日本建築学会論文報告集, **178**, (1970), 1 - 9.
- (4) 岡島達雄, 日本建築学会論文報告集, **182**, (1971), 1 - 7.
- (5) Cezayirlioglu, H. ・Bahniuk, E. ・Davy, D. T. ・Heiple, K. G. , *J. Biomech.* , **18** - 1, (1985), 61 - 69.
- (6) 網島貞男・藤井 透・佐上太介・松岡 敬, 材料, **38** - 427, (1989), 347 - 353.
- (7) 井上達雄・星出敏彦, 材料, **38** - 434, (1989), 1231 - 1240.
- (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) Yoshihara, H. ・Ohta, M., *Mokuzai Gakkaishi* , **42** - 6, (1996), 541 - 545.
- (11) 川上洋司・民秋 実・藤井 透, 材料, **48** - 8, (1999), 943 - 349.
- (12) 鈴木直之・大河平行雄, 三重大学農学部学術報告, **65**, (1982), 41 - 49.
- (13) Yoshihara, H. ・Ohta, M., *Mokuzai Gakkaishi* , **41** - 6, (1995), 529 - 536.
- (14) Love, A. E. H. , A treatise on the mathematical theory of elasticity, (1927), 310 - 313, 324 - 325, Dover, New York.
- (15) Yoshihara, H. ・Ohta, M., *Mokuzai Gakkaishi* , **41** - 11, (1995), 988 - 993.
- (16) Mahmoud N. Nahas , *J. Comp. Technol. Res*, **8**, (1986), 138 - 153.
- (17) Hill, R. , *Proceedings of the Royal Society* , **193**, Series A(1948), 281 - 297.
- (18) Tsai, S. W. ・Wu, E. M. , *J. Compos. Mater.* , **5**, (1971), 58 - 80.
- (19) Wu, E. M. ・Scheublein, J. K. , *ASTM STP*, **546**, (1974), 188 - 206.