



HOKKAIDO UNIVERSITY

Title	丸太材の曲げおよび振り性能
Author(s)	小泉, 章夫; KOIZUMI, Akio; 上田, 恒司 他
Citation	北海道大學農學部 演習林研究報告, 44(1), 355-380
Issue Date	1987-02
Doc URL	https://hdl.handle.net/2115/21207
Type	departmental bulletin paper
File Information	44(1)_P355-380.pdf



丸太材の曲げおよび振り性能

小泉章夫* 上田恒司*

Bending and Torsional Properties of Logs

By

Akio KOIZUMI* and Koji UEDA*

摘 要

小・中径の素材を丸太のまま梁として用いた場合の曲げ剛性、耐力および振り剛性に関する知見を得る目的で研究を行なった。弾性定数の計算における丸太のテーパ影響を検討した結果、特殊な場合を除いて丸太を円形等断面梁と仮定して良いことを確かめた。実験は北海道産の針葉樹5樹種について行ない、乾燥による曲げおよび振り性能の変化、無欠点小試験片の材質との比較、および丸太材を製材した場合の性質の変化を調べた。

キーワード：丸太、木材梁、強度、曲げ試験、振り試験。

1. 緒 言

近年、間伐木などの小・中径材を丸太のまま構造材として使う試みがなされている。ポールコンストラクションやログハウスあるいは屋外運動施設等にその例を見ることができる。玉切りした素材をそのまま梁や柱として利用することは単に歩留まりが良いというだけでなく、製材時に背板として捨てられる成熟度の高い材部を活かせること、また材面の目切れがないことなど、特に曲げ材として合理的な利用法と考えられる。また、外周部の辺材には防腐剤の注入が容易であることも利点の一つである。反面、形状が不整なため接合部の設計が難しいほか平面を出せないといった欠点もあり、このためタイコ落としにして利用する例も見られる¹⁾。

丸太材の曲げ試験例としては山本ら²⁾の研究があり、節による曲げ強さの低減が認められないことなど示唆に富む指摘がなされている。また、主としてスギの間伐材を対象とした日本住宅・木材技術センターの報告³⁾では、丸太の諸性質と曲げ性能の相関関係、丸太→タイコ材→角材と順次製材した場合の曲げヤング係数の変化および乾燥による曲げ性能の変化に関する研究成果がまとめられており、丸太の強度区分の可能性については年輪幅と形成層年齢を材

1986年8月19日受理 Received August 19, 1986.

* 北海道大学農学部木材加工学講座

Laboratory of Wood Engineering, Faculty of Agriculture, Hokkaido University.

質指標として挙げている。

本研究は円断面直線テーパ梁としての丸太の曲げおよび剪断性能の評価方法を検討したものである。実験は北海道産の針葉樹5樹種を対象として行ない、生材および気乾状態での性質のほか、丸太を製材した場合の曲げ、振り性能の変化についても調べた。

2. 材料と試験方法

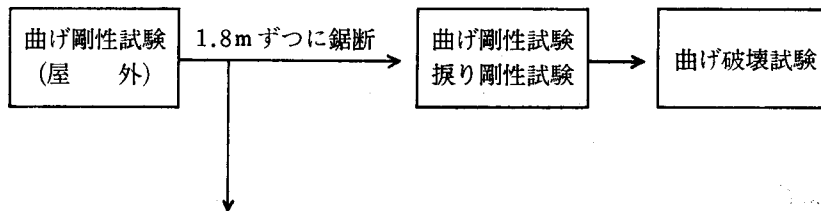
2.1 供試木

本研究で対象としたのはカラマツ、トドマツ、エゾマツ、アカエゾマツ、ヨーロッパトウヒの丸太、計91本(立木本数46本)である。供試木の概要をTable 1に示す。丸太の長さは天塩産のものが3.6m、残りについては1.8mである。末口径の範囲は10~20cmであり、JASで言う小および中の素材である。また、末口における年輪数は、最小でカラマツの14であり、成熟材部を含む素材と言える。それぞれの丸太はTable 1右欄に示したグループ別に実験に供した。

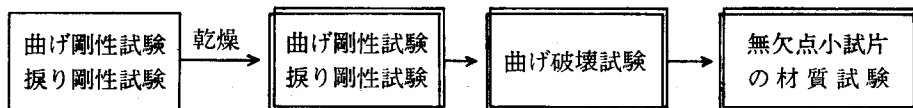
2.2 試験手順の概要

実験は以下に示すように丸太のまま生材および気乾状態の性質を調べたもの(Aグループ)と丸太からタイコ材、角材と順次製材した場合の利用材質の変化を見たもの(Bグループ)に大別される。

Aグループ



A'グループ



Bグループ

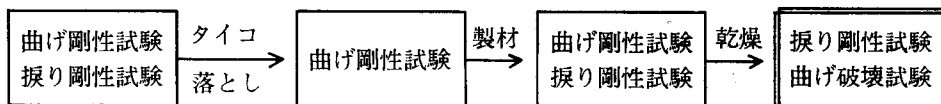


Table 1. Outline of tested materials

Location of sampling	Species*	Age	Number of samples		Diameter at midlength (cm)			Cambial age at top end			Group of test series
			tree	log	Min.	Av.	Max.	Min.	Av.	Max.	
天塩地方演習林	Karamatsu	28	10	20	13.2-14.0-17.4			15-18-22			A
Teshio	Todomatsu	52	10	20	15.0-16.5-18.0			19-25-36			A
(Col. Exp. Forest)	Akaezomatsu	47	1	2	15.0-15.9-16.9			20-23-25			A
	Norway spruce	53	8	16	15.8-18.1-21.0			18-26-32			A
苫小牧地方演習林	Karamatsu	34	3	5	12.2-13.9-16.1			24-27-29			A'
Tomakomai	Todomatsu	46	3	7	11.5-13.9-17.8			23-29-35			A', B
(Col. Exp. Forest)	Ezomatsu	45	3	3	12.0-12.8-13.8			30-32-34			A'
	Akaezomatsu	43	3	4	13.1-14.2-15.9			24-26-31			A'
札幌市西野 (私有林)	Karamatsu	28	3	10	12.8-14.7-18.0			14-20-23			B
Sapporo	Todomatsu	42	2	4	10.6-13.9-16.6			18-23-30			B

* Karamatsu: *Larix kaempferi*, Todomatsu: *Abies sachalinensis*, Ezomatsu: *Picea jezoensis*, Akaezomatsu: *Picea glehnii*, Norway spruce: *Picea abies*.

A グループの屋外での曲げ剛性試験および A', B グループの生材状態の曲げおよび振り剛性試験は手作業による剥皮後、直ちに行なった。その後、A グループの丸太は 1.8 m ずつ 2 本に鋸断し、1 本は生材状態で剛性試験ののち曲げ破壊試験に供し、もう 1 本は剛性試験ののち乾燥して気乾状態での性質を調べた。これらの丸太は生材状態での剛性試験を行なうまでの間、撒水して含水率が繊維飽和点を下回らないよう留意したが、材面に割れが生じたものもあった。

A および A' グループの丸太の乾燥は屋外に井桁積みして 2~3 カ月天然乾燥した後、熱風乾燥を行なって含水率 15% 程度に仕上げた。

各々の丸太からは生材時に約 5 cm 厚の円板を採取し、これより髓から辺材部までの連続試片を切取って年輪幅と容積密度数を測定した。

2.3 曲げ剛性試験

2.3.1 試験方法

丸太材に製材の場合のようなマシーングレーディングを適用することは困難なため、強度等級区分法の一つの可能性として、屋外での簡単な曲げ剛性試験の方法を考えてみた。負荷方法として死荷重によるものを考えると、丸太から重錘を吊り下げる都合上、支点位置を高くする必要が生じる。また重錘も数 10 kg を要し取扱いが面倒である。そこで Fig. 1 に示すように、丸太の所定の位置に 2 人の試験者が乗り、荷重点間の曲げ矢高を測定してヤング係数を求めるようにした。荷重点間に置いた長さ 1 m の矢高測定器は立木曲げ試験⁴⁾においても用いるものである。スパンは適宜変えられるが、丸太長さが 3.6 m の場合、支点間 320 cm, 荷重点間 120 cm 程度の対称 2 点荷重方式が適当である。このような方法によれば土場で簡単に丸太の



Fig. 1. Bending test in field.

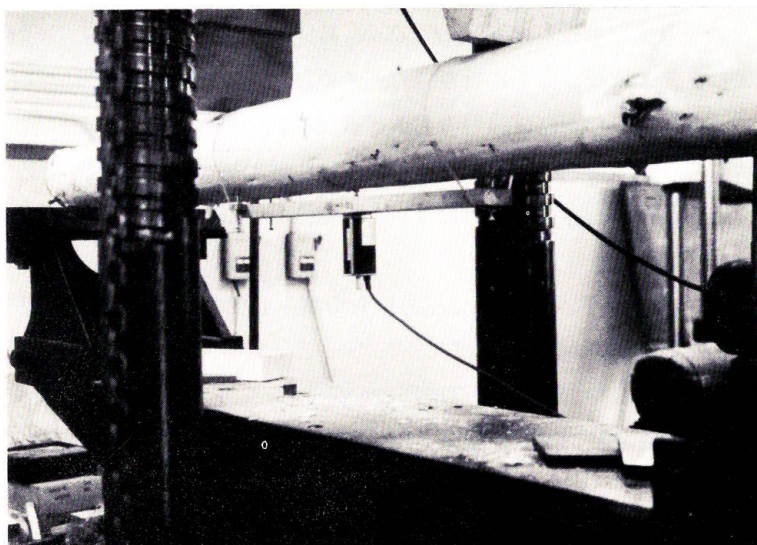


Fig. 2. Bending test in laboratory.

曲げヤング係数を求めることができる。

材長 1.8 m に鋸断した後の試験機による曲げ剛性試験はスパン 160 cm, 荷重点間 60 cm の対称 2 点荷重方式で行なった。この場合は荷重点のめり込みによる圧縮側材面の変形を含まないよう、曲げ矢高の測定は丸太の下側で行なった (Fig. 2)。丸太は断面が真円でないことやあて材のために荷重方向によって剛性が異なることが多いので、直交方向で 2 回試験を行ない平均値を採った。

2.3.2 ヤング係数の計算

Fig. 3 (a) 示すように2点荷重方式で等モーメント区間の曲げ変位を測定する場合、ヤング係数は以下の式から求められる⁴⁾。

$$E = \frac{s^2 Pa}{2\pi\delta r_m^4} \quad (1)$$

$$E_t = \frac{s^2 Pa(r_b^2 + 4r_b r_e + r_e^2)}{3\pi\delta r_b^2 r_e^2 (r_b + r_e)^2} \quad (2)$$

$$\frac{E_t}{E} = \frac{1}{24} (\alpha^2 + 6\alpha + 6\alpha^{-1} + \alpha^{-2} + 10) \quad (3)$$

ここに、 s : 撓み測定区間の長さ; r_m : 測定区間中央における半径; r_b , r_e : 測定区間の元口と末口における半径; δ : 撓み測定値; $\alpha = r_e/r_b$

(1) 式の E は丸太を円柱と仮定した場合、(2) 式の E_t は直線テーパを考慮

したものであるが、両者の比は(3)式のように元・末口径比 (α) のみによって決定される。テーパ率 (ϕ : 単位長さ当たりの半径の細り) が 5 mm/m といった普通の丸太の場合、スパン中央の半径が 5 cm といった小さなものでも 1 m 区間の α は 0.9 であり等断面仮定による計算誤差は 1% 以下である。

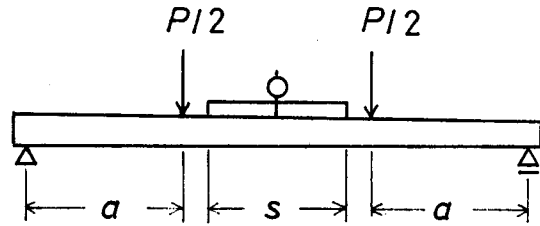
Fig. 3 (b) のような中央集中荷重方式でスパン中央の撓みによる場合のヤング係数は、等断面仮定および直線テーパ仮定について、それぞれ(4), (5)式で表される。

$$E = \frac{Pl^3}{12\pi\delta r_m^4} \quad (4)$$

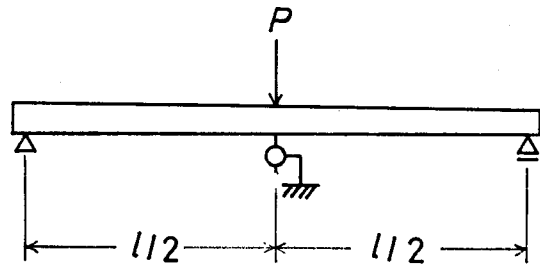
$$E_t = \frac{Pl^3}{3\pi\delta r_b r_e (r_b + r_e)^2} \quad (5)$$

$$\frac{E_t}{E} = \frac{(\alpha + 1)^2}{4\alpha} \quad (6)$$

前例と同様に $\phi = 5$ mm/m, $r_m = 5$ cm とするとスパン 3.6 m の場合、 $\alpha = 0.69$ であるので等断面仮定による計算誤差は(6)式より 3.5% となる。丸太のテーパ率が特に大きい場合には(5)式を用いてテーパ影響を考慮する必要がある。



a) Two point loading



b) Center loading

Fig. 3. Method of load application and measuring deflection.

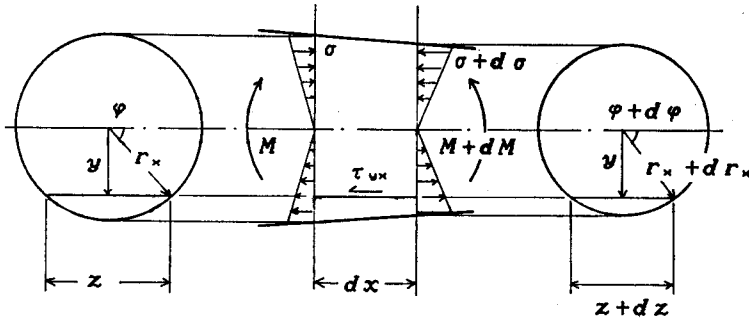


Fig. 4. Normal and shear stresses in a bent log.

2.3.3 剪断付加撓み

澤田⁵⁾は円断面直線テーパ梁の剪断応力分布を以下のように誘導した。Fig. 4を参照しながら

$$\tau_{yx}zdx = \int_y \frac{M}{I_x} xydy - \int_y^{r_x+dr_x} \frac{M+dM}{I_x+dI_x} y(z+dx) dy \quad (7)$$

ここで

$$y = r_x \sin \varphi = (r_x + dr_x) \sin (\varphi + d\varphi) \quad (8)$$

$$z = 2r_x \cos \varphi \quad (9)$$

$$z + dz = 2(r_x + dr_x) \cos (\varphi + d\varphi) \quad (10)$$

$$\begin{aligned} dy &= r_x \cos \varphi d\varphi \\ &= (r_x + dr_x) \cos (\varphi + d\varphi) d(\varphi + d\varphi) \end{aligned} \quad (11)$$

(8)-(11)式を(7)式に代入して整理すると

$$\begin{aligned} \tau_{yx}zdx &= \tau_{yx} (2r_x \cos \varphi) dx \\ &= \frac{2Mr_x^3}{3I_x} \cos^3 \varphi - \frac{2(M+dM)}{3(I_x+dI_x)} (r_x + dr_x)^3 \cos^3 (\varphi + d\varphi) \end{aligned} \quad (12)$$

2次以上の微小項を省略しながら(12)式を展開すると

$$\tau_{yx} = -\frac{Mr_x^2}{3I_x} \cos^2 \varphi \left(\frac{dM}{Mdx} - \frac{dI_x}{I_x dx} + \frac{3dr_x}{r_x dx} - 3 \tan \varphi \frac{d\varphi}{dx} \right) \quad (13)$$

ここで

$$\frac{dM}{dx} = Q, \quad \frac{dI_x}{dx} = -\pi\phi r_x^3, \quad \frac{dr_x}{dx} = -\phi \quad (14)$$

(8)式より

$$r_x \sin \varphi = (r_x + dr_x) \sin (\varphi + d\varphi) \quad (15)$$

$$\frac{dr_x}{dx} \cdot \frac{dx}{d\varphi} = \frac{-r_x}{\tan \varphi} \quad (16)$$

$$\frac{d\phi}{dx} = \frac{\phi}{r_x} \tan \phi \quad (17)$$

また $\sin \phi = y/r_x$ より

$$\cos^2 \phi = 1 - \frac{y^2}{r_x^2}, \quad \tan^2 \phi = \frac{y^2}{r_x^2 - y^2} \quad (18)$$

(14), (17), (18) 式を (13) 式に代入すると

$$\tau_{yx} = \frac{-4}{3\pi r_x^2} \left\{ \left(1 - \frac{y^2}{r_x^2} \right) \left(Q + \frac{\phi}{r_x} M \right) - \frac{3\phi}{r_x^3} M y^2 \right\} \quad (19)$$

(19) 式がテーパー梁の剪断応力分布を表す決定式である。

次に梁の剪断弾性歪エネルギー (U_s) は、

$$U_s = \int \frac{1}{2} \tau \gamma dV = \iint \frac{\tau^2}{2G} z dy dx \quad (20)$$

(9), (11), (19) 式を (20) 式に代入して整理すると

$$U_s = \int \frac{1}{9G\pi r_x^2} \left(5Q^2 + \frac{4\phi MQ}{r_x} + \frac{8\phi^2 M^2}{r_x^2} \right) dx \quad (21)$$

Fig. 3 (a) のような等モーメント区間では $Q=0$ より

$$U_s = \int \frac{2\phi^2 M^2}{9GI_x} dx \quad (22)$$

したがって矢高測定区間における剪断捩み (δ_s) はカスチリアーノの定理より

$$\begin{aligned} \delta_s &= \frac{\partial U_s}{\partial P} \\ &= \frac{4Pa(r_b - r_e)^2(r_b^2 + 4r_b r_e + r_e^2)}{27G\pi r_b^2 r_e^2 (r_b + r_e)^2} \end{aligned} \quad (23)$$

剪断付加捩み率 (ξ_t) は (2), (23) 式より、

$$\xi_t = \frac{\delta_s}{\delta} = \frac{4\phi^2 E}{9G} \quad (24)$$

テーパー率 (ϕ) を 5 mm/m, E/G を 20 とすると剪断付加捩み率は 0.2% と全く無視しうるものである。

一方、Fig. 3 (b) の中央集中荷重条件では

$$\begin{aligned} 0 < x \leq l/2 \\ Q &= P/2, \quad M = Px/2 \\ l/2 < x \leq l \\ Q &= -P/2, \quad M = P(l-x)/2 \end{aligned} \quad (25)$$

(21), (25) 式よりスパン中央の剪断捩み (δ_s) は

$$\begin{aligned}\delta_s &= \frac{\partial U_s}{\partial P} \\ &= \frac{Pl(29r_b^2 + 14r_b r_e + 17r_e^2)}{54G\pi r_b r_e (r_b + r_e)^2}\end{aligned}\quad (26)$$

剪断付加撓み率 (ξ_t) は (5), (26) 式より,

$$\xi_t = \frac{\phi^2 E (29 + 14\alpha + 17\alpha^2)}{18(1-\alpha)^2 G}\quad (27)$$

テーパーを無視した場合の剪断付加撓み率 (ξ_0) は

$$\xi_0 = \frac{10Er^2}{3Gl^2}\quad (28)$$

両者の比は

$$\frac{\xi_t}{\xi_0} = \frac{(29 + 14\alpha + 17\alpha^2)}{15(1 + \alpha)^2}\quad (29)$$

このように両者の関係は元・末口径比 (α) によって決まり、テーパー率を一定とすると丸太径が小さくスパンが長い場合にテーパー影響が大きくなる。しかし、そのような場合には剪断付加撓み率自体が無視しうる程小さいので、結果として等断面仮定を用いて (28) 式による検討のみ行なえば良いと考えられる。

2.4 振り剛性試験

丸太の振り試験の様子を Fig. 5 に示す。丸太の一端を固定し他端に長さ 90 cm のモーメントアームを取付けて、10~20 kg の分銅载荷によってトルクを加えた。振り角はスパン中央部に 40 cm の間隔をおいて取付けた一対の C 型クランプの背に振り率測定器 (矩形板の 4 隅角

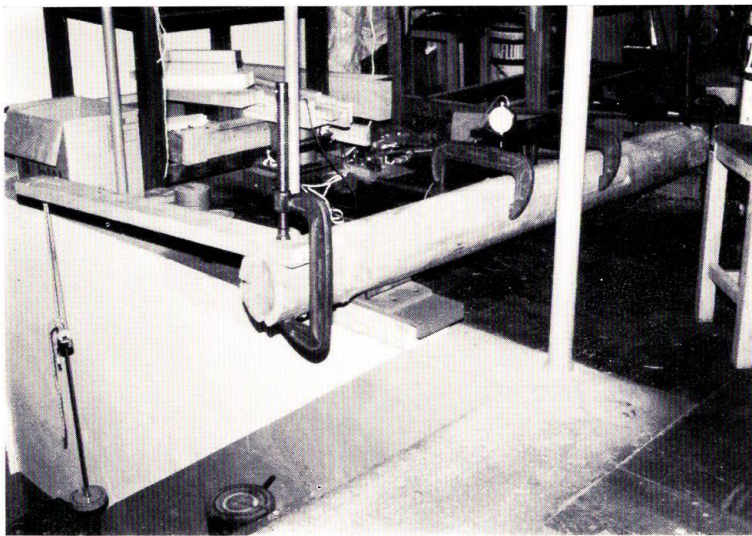


Fig. 5. Test method for torsional rigidity.

の脚のうち1本を1/1000 mm精度のダイヤルゲージとしたもの)を載せて測定した。

テーパ梁の剪断応力分布は等断面の場合と異なるのであるが⁶⁾、丸太の通常のテーパ率ではその影響は小さく無視しうるので、ここでは円断面梁に関する(30)式によるものとする。

$$\tau = \frac{2M_T r}{\pi r_x^2} \quad (30)$$

ここに、 M_T : 振りトルク; r : 断面中心からの距離、

次に丸太の剪断弾性歪エネルギー (U_T) は

$$\begin{aligned} U_T &= \int \frac{1}{2} \tau \gamma dV = \int \frac{M_T^2}{G \pi r_x^4} dx \\ &= \frac{s M_T^2}{3 G \pi r_b^3 r_e^3} (r_b^2 + r_b r_e + r_e^2) \end{aligned} \quad (31)$$

ここに、 s : 振り率の測定区間長; G : 板目面の剪断弾性係数; r_b, r_e : 測定区間の元口と末口における半径。

したがって振り角 (φ_i) は

$$\begin{aligned} \varphi_i &= \frac{\partial U_T}{\partial M_T} \\ &= \frac{2s M_T}{3 G \pi r_b^3 r_e^3} (r_b^2 + r_b r_e + r_e^2) \end{aligned} \quad (32)$$

振り率: $\theta_i = \varphi_i / s$ とおけば

$$G = \frac{2M_T}{3\theta_i \pi r_b^3 r_e^3} (r_b^2 + r_b r_e + r_e^2) \quad (33)$$

一方、丸太を半径 r_m の丸棒と仮定した場合の剪断弾性係数は

$$G_0 = \frac{2M_T}{\theta_i \pi r_m^4} \quad (34)$$

両者の比をとると

$$\frac{G}{G_0} = \frac{(\alpha^2 + \alpha + 1)(1 + \alpha)^4}{48\alpha^3} \quad (35)$$

丸太のテーパ率を5 mm/m、中央半径を5 cmとした場合、振り率測定区間(40 cm)の元・末口径比(α)は0.92となり等断面仮定で(34)式によって剪断弾性係数を計算しても誤差は0.5%と無視しうるものである。

2.5 曲げ破壊試験

実験はスパン160 cm、荷重点間20 cmの2点荷重方式で行なった。試験機の都合上、このような中央集中荷重に近い条件となり、また圧縮型の負荷方式となった。負荷中の丸太の安定を良くし荷重点のめり込みを減らすには、ニュージーランドにおける試験例⁷⁾に見られるよ

うな荷重帯を用いた引張型の荷重方式が良いと考えられる。

円断面梁の曲げ破壊係数の取扱いについては澤田⁸⁾による解析がある。すなわち、梁の破壊は引張破損によるものとし、最大荷重時の断面内の応力分布を Fig. 6 のように仮定して、応力とモーメントの釣合条件から以下の関係を誘導している。

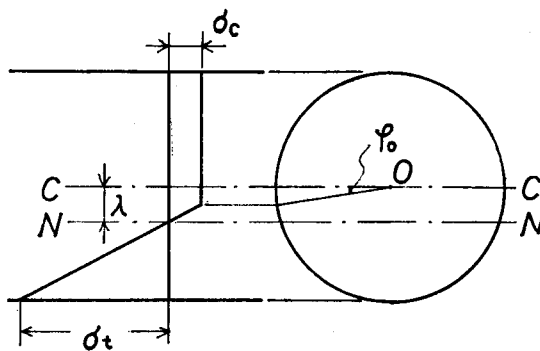


Fig. 6. Assumption of the stress distribution at the maximum load.

$$\sigma_b = \frac{\kappa + 1}{6\pi(1 - \sin \varphi_0)} \left\{ 3(\pi - 2\varphi_0) - (3 + 2 \cos^2 \varphi_0) \sin 2\varphi_0 \right\} \sigma_c \tag{36}$$

$$\kappa = \frac{6\pi(1 - \sin \varphi_0)}{3 \sin \varphi_0 (2\varphi_0 - \pi) - 2 \cos \varphi_0 (\cos^2 \varphi_0 - 3)} - 1 \tag{37}$$

ここに、 σ_b : 曲げ破壊係数; σ_c : 圧縮強さ; $\kappa = \sigma_t / \sigma_c$; σ_t : 引張強さ。

中心軸から中立軸までの距離 (λ) は

$$\lambda = \frac{r(1 + \sin \varphi_0 \kappa)}{\kappa + 1} \tag{38}$$

一方、矩形断面の場合の曲げ破壊係数は次式となる⁹⁾。

$$\sigma_b = \frac{(3\kappa - 1) \sigma_c}{\kappa + 1} \tag{39}$$

(36) 式で表される円断面梁の曲げ破壊係数を矩形断面の場合と比較すると、 κ の範囲 2.5~4.0 で円断面梁の曲げ破壊係数の方が 6~10% 程度大きいことが計算される。

2.6 無欠点小試験片の材質試験

気乾丸太の曲げ破壊後、非破壊部の外周部から 2.5×2.5×40 cm の 2 方柱の小試験片を丸太 1 本につき 1 体ずつ採取し、曲げおよび縦圧縮試験に供した。

曲げ剛性試験はスパン 35 cm, 荷重点間 15 cm の 2 点荷重方式で行ない、スパン中央の撓みからヤング係数を求めた。荷重面は原則として柁目面としたが、乾燥に伴う放射方向割れがあったものでは板目面負荷としたものもある。

曲げ破壊試験と縦圧縮試験は JIS Z 2111, 2113 に拠って行ない、比例限度、曲げ強さおよび縦圧縮強さを求めた。

2.7 タイコ材、角材の試験

B グループの試験体は丸太の剛性試験後、直ちに材幅 7~10 cm にタイコ落としし、曲げ剛性試験を行なった。試験条件は丸太の場合と同様にスパン 160 cm, 荷重点間 60 cm の 2 点荷重方式とし、荷重点間内 50 cm 区間の曲げ矢高からヤング係数を求めた。実験は縦使いと平

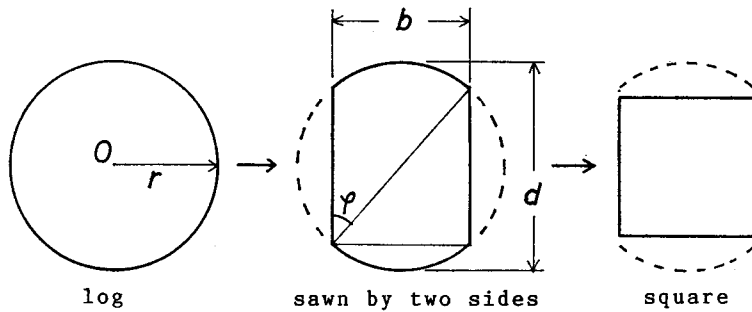


Fig. 7. Sawing scheme for specimens of group B.

使いの2方向について行なったが、それぞれの場合の断面2次モーメントは Fig. 7 において (40), (41) 式で与えられる。なお、テーパ影響は丸太の場合よりさらに小さくなるので無視した。

$$I_{\text{edge.}} = \frac{1}{384} (12\varphi + 8\sin 2\varphi + \sin 4\varphi) d^4 \quad (40)$$

$$I_{\text{flat.}} = \frac{1}{128} (4\varphi - \sin 4\varphi) d^4 \quad (41)$$

ここに、 $\varphi = \sin^{-1}(b/d)$

タイコ材は曲げ試験後、さらに角材に挽き、曲げ剛性試験および振り剛性試験を行なった。曲げ試験は丸太およびタイコ材と同様の条件で行なった。振り試験は角材の一端を固定し他端に 900 kgcm のトルクを分銅載荷によって加え、スパン中央部 40 cm 区間の振り率を測定して見かけの剪断弾性係数を等方性材料に関する (42) 式より算出した。

$$G = \frac{M_T}{J\theta_t} \quad (42)$$

ここに、 M_T : 振りモーメント, θ_t : 単位長さ当たりの振り率,

$$J = \frac{a^3b}{3} \left\{ 1 - \frac{192a}{\pi^5b} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{(2n-1)^5} \tanh \frac{(2n-1)\pi b}{2a} \right\},$$

a, b : 試験体の辺長, ただし $a < b$ 。

ここまでの実験は試験体の表面含水率が繊維飽和点を下回らないよう留意して行なった。角材は気乾後、再度曲げおよび振り試験に供し、乾燥による剛性の変化を調べた。

3. 結果と考察

3.1 丸太の細り

全ての丸太は生材時に元口から 50 cm 間隔 (1.8 m 長のものでは 20 cm 間隔) で周囲長を測定し、これらに直線を当てはめてテーパ率 (単位長さ当たりの半径の細り) を求めた。

Table 2. Taper rate of green logs

Species	Number of logs	Taper rate ϕ (mm/m)	
		Av.	S. D.
Karamatsu	25	3.90	.88
Todomatsu	21	3.05	1.02
Ezomatsu	3	4.02	.61
Akaezomatsu	5	4.51	.28
Norway spruce	8	4.35	1.34

Table 2 に結果を樹種別に示した。テーパー率は平均で3~5 mm/m と標準的な値であった。

3.2 節について

丸太の材面に現れる節は立木時の枝の着生様式をそのまま反映するものである。樹種による節分布の典型例を天塩産の丸太について Fig. 8 に示す。これは丸太の 10 cm 区間毎の接線径 10 mm 以上の節の数と節径比を表したもので、縦線を施した部分が節数を示している。節径比は当該区間の節径の総和をとって丸太周囲長に対する比で表した。カラマツ以外の3樹種で枝の輪生が特に顕著である。輪生枝は欠点の集中という点で強度的に不利と考えられる。なお、トドマツの節径比が10%程度と小さいのは、全て死節で巻き込みがかなり進行していたためである。

3.3 年輪幅と容積密度数

丸太から採取した円板試料による年輪幅と容積密度数の関係を産地別に Fig. 9 に示す。供試木数が少ないこともあって年輪幅と容積密度数の関係は明らかではないが、同一年輪幅における容積密度数で見るとカラマツが「重く」トド

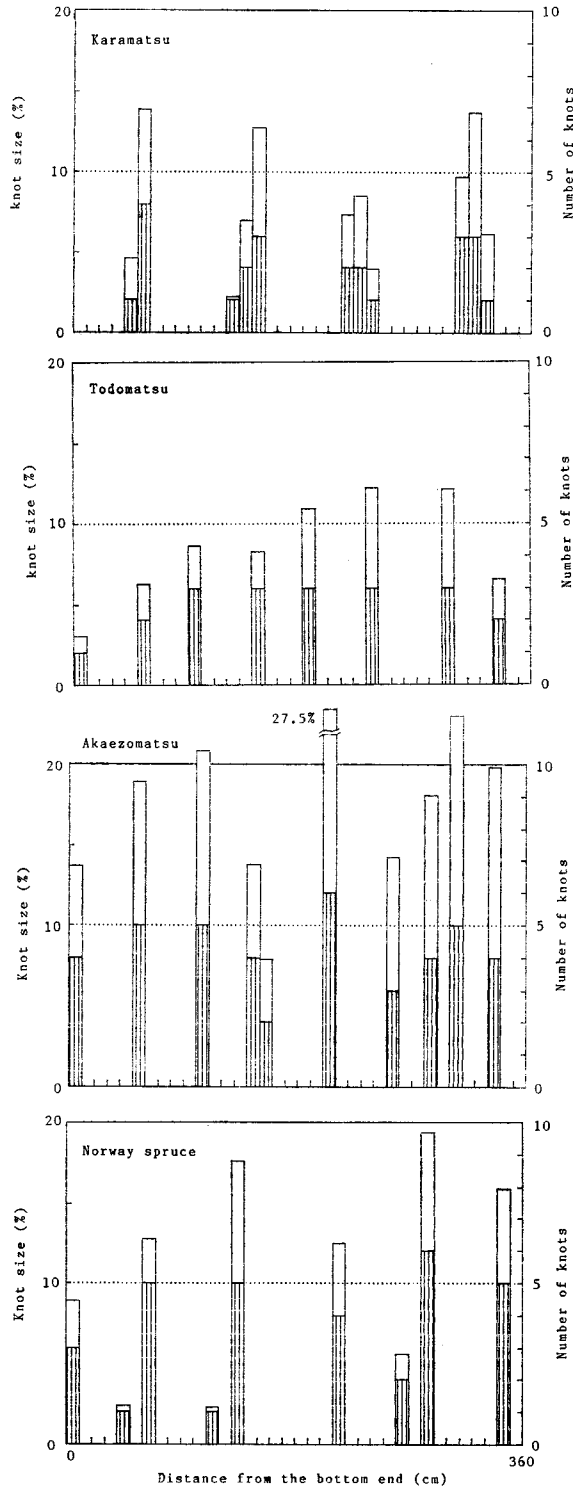


Fig. 8. Typical distribution of knots.

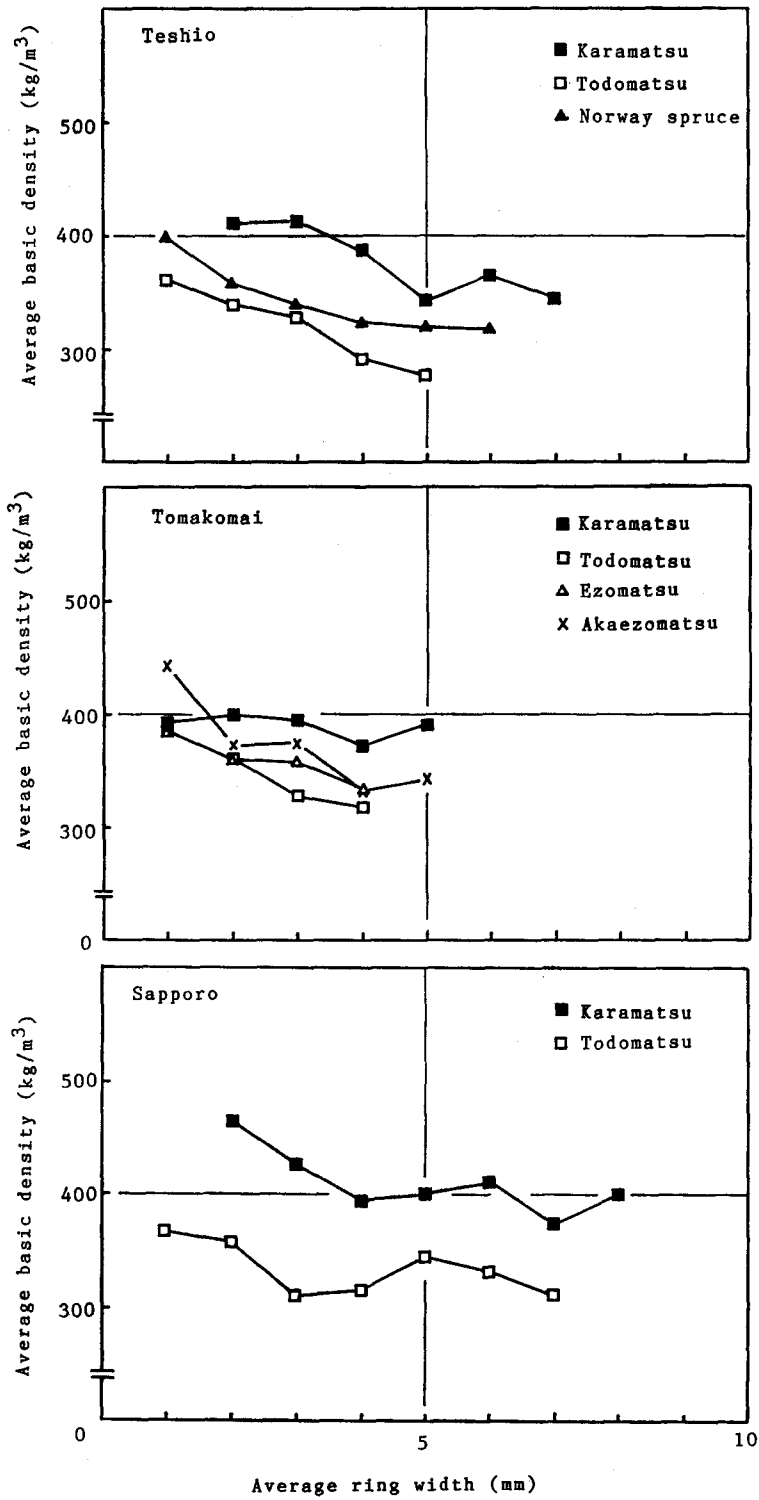


Fig. 9. Relationship between ring width and basic density.

Table 3. Mechanical properties of green logs

Plot	Species	Average ring width (mm)	Basic density (kg/m ³)	MOE (t/cm ²)	G (t/cm ²)	$\frac{E}{G}$	Proportional limit (kg/cm ²)	MOR (kg/cm ²)
Teshio	Karamatsu	Av. 4.1	382	109.4	5.6	19.6	95	473
		S.D. .3	30	18.3	.6	3.1	20	49
	Todomatsu	Av. 3.5	316	101.1	4.4	23.4	109	396
		S.D. .5	35	11.7	.7	2.9	21	49
	Akaezomatsu	Av. 3.5	393	102.5	6.4	16.0	115	419
	Norway spruce	Av. 3.5	335	94.1	4.4	22.0	77	350
		S.D. .5	15	12.7	.7	4.3	18	45
	Tomakomai	Karamatsu	Av. 2.4	391	91.2	5.6	16.0	—
S.D. .2			27	10.6	.5	2.9	—	—
Todomatsu		Av. 2.1	341	106.7	5.4	20.4	—	—
		S.D. .4	32	14.9	.7	5.4	—	—
Ezomatsu		Av. 1.8	361	98.2	5.0	19.5	—	—
		S.D. .1	13	11.5	.3	1.4	—	—
Akaezomatsu		Av. 2.4	363	82.7	5.5	15.5	—	—
		S.D. .3	20	10.3	.8	2.9	—	—
Sapporo	Karamatsu	Av. 3.4	421	133.7	6.6	20.2	—	—
		S.D. .6	28	11.5	.6	3.7	—	—
	Todomatsu	Av. 2.7	337	101.8	5.4	18.9	—	—
		S.D. .5	18	3.1	.2	.4	—	—

マツが「軽い」という一般的傾向を示している。特に天塩産のトドマツは年輪幅 4 mm 以上のものの平均容積密度数が 300 kg/m³ を割っており、極めて軽いと言える。

3.4 生材丸太の曲げおよび振り性能

生材状態で行なった曲げおよび振り試験の結果を Table 3 に示す。

Table 3 に掲げたヤング係数は試験機による実験結果であるが、屋外での実験値との比較を Fig. 10 に示す。MOE (試験機)/MOE (屋外) の比は平均で 1.062、変動係数 9.7% と比較的良く一致し、このような簡便な試験によってヤング係数を実用的な精度で測定できることが確かめられた。なお試験機によるヤング係数は直交 2 方向で試験した結果の平均値であるが、2 方向についての結果の比 MOE (小)/MOE (大) は平均で 0.906 (変動係数 8%) であり、1 割程度の差が見られた。筆者らが行なった立木の曲げ試験においても直交 2 方向の剛性比の平均値は 0.909 であった⁴⁾。これは断面形状が真円でないことや圧縮あて材などの影響によると考えられる。今回、屋外での曲げ試験は 1 方向のみの負荷としたが、この場合も直交 2 方向について行なえばさらに精度の良い測定が期待できる。

ヤング係数を産地および樹種別に見ると、札幌産のカラマツの値が大きく、苫小牧産のカラマツとアカエゾマツが小さいことが特徴的である。

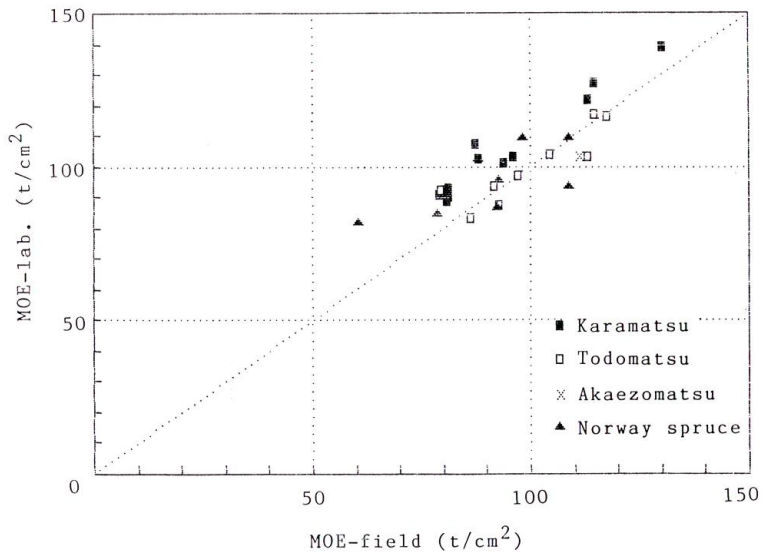


Fig. 10. Comparison of MOEs obtained at field test and laboratory test.



Fig. 11. Typical bending failure of green logs.

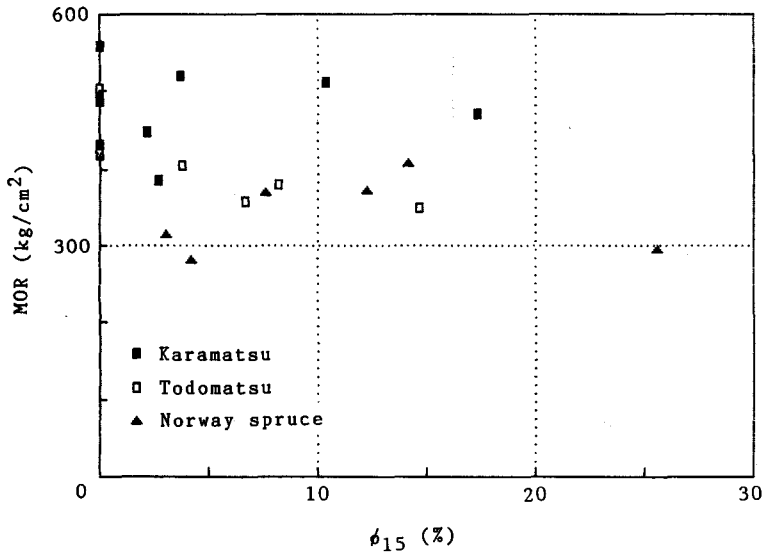


Fig. 12. Relationship between knot size and MOR.

曲げ破壊の典型的形態を Fig. 11 に示す。最大荷重付近では荷重点のめり込みによる有効断面の減少が顕著であった。破壊は剪断破壊した1例を除いて引張破壊であった。引張側では最外縁から1年輪ずつ剥離するような例が多く見られ、特にカラマツはささら状の粘り強い破壊形態を示した。

丸太材では切削による節周辺の目切れが生じないため、節が曲げ強さに及ぼす影響は製材の場合より小さいと考えられる。破壊形態の観察においても節の影響より引張側最外縁のチェーンソーや鳶口による傷がきっかけとなって破壊が生じた例が多く見られた。したがってリングバーカーなどによって剥皮した丸太では、曲げ強さはより小さくなることが予想される。Fig. 12 は破壊が生じた付近の集中節径比と曲げ強さの関係を見たものである。節径比が30%以下と小さいこともあり、曲げ強さとの関係は認められなかった。

曲げ破壊試験の丸太数が10本以上あったカラマツとトドマツについて、丸太の基礎的性質と機械的性質の相関係数を Table 4 に示す。

丸太の木口で測定される平均年輪幅は最も簡便な材質指標であるが、曲げ性能との間

Table 4. Correlation coefficients

Karamatsu *n*: 24 for MOE and *G*; 10 for MOR

	MOE	G	MOR
Average ring width	.197	-.275	-.226
Outer ring width*	.264	-.258	.034
Basic density	.659	.340	.399
MOE	1	.306	.585

Todomatsu *n*: 21 for MOE and *G*; 10 for MOR

	MOE	G	MOR
Average ring width	-.427	-.430	-.250
Outer ring width*	-.391	-.020	-.602
Basic density	.746	.480	.959
MOE	1	.222	.954

* Average ring width for outer 40% of radius.

に相関は認められなかった。丸太のように中心部に未成熟材を含み、また生長段階で異なる年輪幅を持つ材部が髄を中心とする同心円構造をとるものでは、年輪幅に髄からの距離による重みを付けた方が良くと考えられる。そこで簡単な重み付け法として木口で樹皮側40%の部分の平均年輪幅を指標としてみた。このようにしたのは以下の理由による。

丸太が E_i なるヤング係数を示す内側の材部とヤング係数 E_o なる外側の円筒から成ると考え、全体の見かけの曲げヤング係数を E とすると (Fig. 13), $EI = \sum EI$ より

$$E = (E_i - E_o) \omega^4 + E_o \quad (43)$$

ここに, $\omega = r_i/r_o$

したがって, $E_o > E_i$ なる通常の場合, 外側の材部のヤング係数 (E_o) の全体のヤング係数 (E) に対する寄与率 (ζ) を以下の式で表すことができる。

$$\zeta = \frac{E - E_i}{E_o - E_i} = 1 - \omega^4 \quad (44)$$

上式によれば $\zeta = 0.9$ のとき $\omega = 0.56$ となる。つまり丸太半径の外側から40%の材部のヤング係数は全体のヤング係数に9割以上寄与していると概算できるので、この部分の平均年輪幅を指標としてみたのである。

このような方法は初期生長が良く途中から年輪幅が狭くなるようなカラマツの場合に良く当てはまると予想されたのだが、結果は曲げ性能との間に相関は認められず (Table 4), 年輪幅

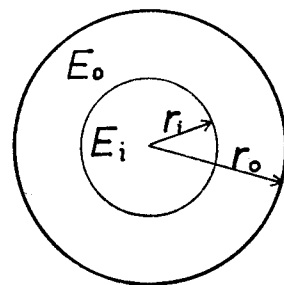


Fig. 13. A simplified assumption of MOE distribution in a cross section of a log.

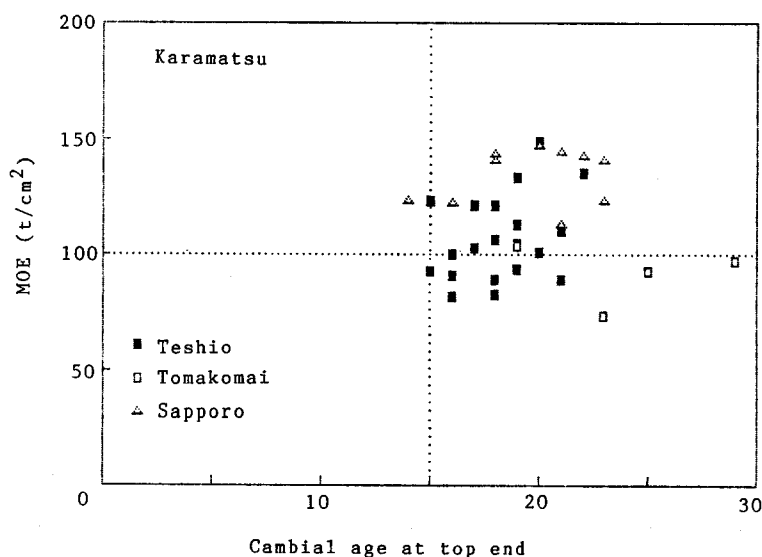


Fig. 14. Relationship between cambial age and MOE.

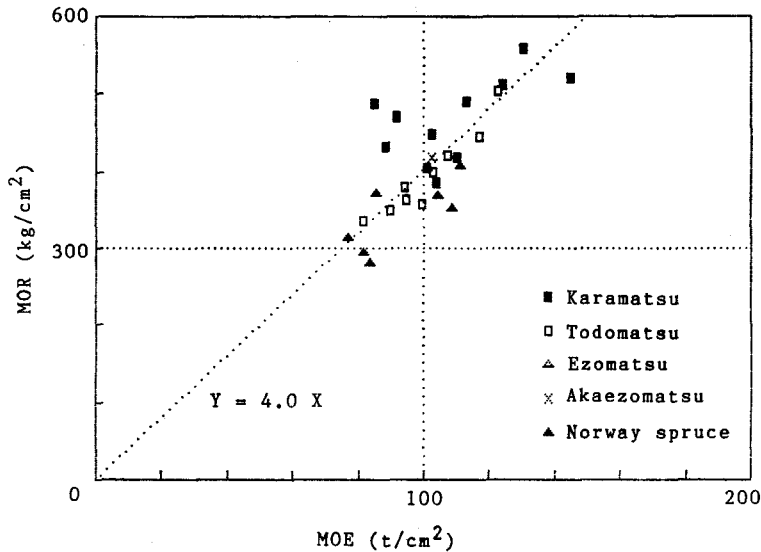


Fig. 15. Relationship between MOE and MOR.

による強度区分は難しいことが判った。

さらに、カラマツについて丸太の末口における年輪数（形成層年齢）と曲げヤング係数の関係を調べたのが Fig. 14 である。カラマツの場合、形成層が成熟する年齢は約 15 年と考えられる¹⁰⁾。今回の供試丸太は形成層年齢が 14~29 年と大きいこともあって、曲げヤング係数との関係は認められなかった。しかし小径の素材で年輪数のより少ないものでは未成熟材の影響が現れて強度的性質は小さいものと推察される。

容積密度数と曲げ性能との間には相関が認められた。しかし丸太の容積密度数を求めるには本研究におけるように円板試料を採取するなどの手間がかかるので、必要に応じて先に述べたような簡易試験によって測定できる曲げヤング係数を材質指標とする方が良いと考える。全樹種について求めた曲げヤング係数と曲げ強さの関係を Fig. 15 に示す。

比例限度の曲げ強さに対する比は 20% 台とかなり小さかった。これは荷重ブロックのめり込みによる圧縮側の破壊が比較的早く進行したためと考えられる。

剪断弾性係数の範囲は狭く、樹種別の平均で 4~6 t/cm² であった。したがって、梁の撓みに関与する特性値 E/G は主にヤング係数の大小に左右されるのであるが、樹種による差は大きくなく、平均で 16~23 の値を示した。

3.5 乾燥による丸太の収縮

気乾丸太の含水率と半径収縮率および材面割れを Table 5 に示す。半径方向の収縮率は 1.5% 程度であった。材面割れは天然乾燥中に全ての丸太に生じた。ここで、丸太中央の円周上の幅 1 mm 以上の割れ幅の総和をとり、周囲長に対する百分率を求めて割れ幅率 (check size) として表に掲げた。割れ幅率は乾燥条件に加えて接線方向と半径方向の収縮率のバランスと横

Table 5. Description of air-dry logs

Species	Number of logs	Taper rate		Radius at midlength (cm)	Shrinkage of radius (%)	Check* size (%)	Moisture contents (%)
		ϕ (mm/m)					
Karamatsu	15	Av.	3.98	7.13	1.55	3.8	15.0
		S.D.	1.24	.55	.96	.9	.8
Todomatsu	41	Av.	3.52	7.46	1.59	3.7	15.2
		S.D.	1.10	.84	.89	.7	1.8
Ezomatsu	3	Av.	4.44	6.42	1.43	2.6	14.9
		S.D.	.30	.36	1.01	.3	.4
Akaezomatsu	5	Av.	4.81	7.20	1.35	2.7	14.5
		S.D.	.80	.50	.74	.5	.6
Norway spruce	8	Av.	5.29	8.57	1.60	4.7	14.9
		S.D.	2.04	.62	.37	.7	1.2

Note: *Ratio of the sum of check width to the circumference.

引張性能が関与していると考えられるが、樹種による差は特に認められず、平均で3~5%であった。

3.6 気乾丸太の曲げ、振り性能

気乾丸太についての試験結果を同一丸太の生材時の結果と比較しながら Table 6 に示した。ただし曲げ強さについては同一供試木の対照材の結果と比較した。

Table 6. Mechanical properties of air-dry logs

Plot	Species	MOE (t/cm ²)	$\frac{EI_{dry}}{EI_{green}}$	$\frac{E_d}{E_g}$	G (t/cm ²)	$\frac{GI_{p-d}}{GI_{p-g}}$	$\frac{G_d}{G_g}$	E/G	σ_{bp} (kg/cm ²)	MOR	$\frac{MOR_d}{MOR_g}$	
Teshio	Karamatsu	Av.	111.1	1.020	1.081	5.0	.927	.970	22.8	259	621	1.319
		S.D.	16.3	.077	.096	.9	.066	.180	5.0	25	71	.139
	Todomatsu	Av.	111.2	1.059	1.128	3.2	.713	.760	35.5	224	509	1.279
		S.D.	10.8	.058	.050	.5	.071	.079	5.6	44	59	.124
	Akaezomatsu	Av.	122.0	1.101	1.178	5.7	.847	.904	21.4	228	576	1.375
	Norway spruce	Av.	116.9	1.127	1.202	3.5	.806	.844	34.1	192	480	1.392
		S.D.	10.5	.141	.153	.3	.087	.098	4.8	23	36	.134
Tomakomai	Karamatsu	Av.	110.1	1.032	1.216	6.0	.999	1.076	20.4	233	628	—
		S.D.	12.2	.244	.076	1.6	.326	.347	7.4	46	105	—
	Todomatsu	Av.	123.8	1.112	1.154	3.2	.648	.673	40.6	226	571	—
		S.D.	10.7	.018	.021	.7	.080	.076	10.6	5	22	—
	Ezomatsu	Av.	111.6	1.072	1.135	4.6	.867	.914	24.9	270	685	—
		S.D.	16.5	.080	.110	.4	.086	.122	5.3	5	38	—
	Akaezomatsu	Av.	91.7	1.058	1.114	5.0	.888	.922	18.6	199	529	—
		S.D.	15.4	.071	.104	.3	.107	.136	4.1	22	67	—
Total (n=45)		Av.	111.7	1.067	1.141	4.3	.832	.877	28.7	228	562	1.327
		S.D.	15.0	.116	.107	1.3	.185	.201	9.5	40	90	.138

Notes; EI: Bending stiffness; GI_p : Torsional rigidity; σ_{bp} : Proportional limit in bending.

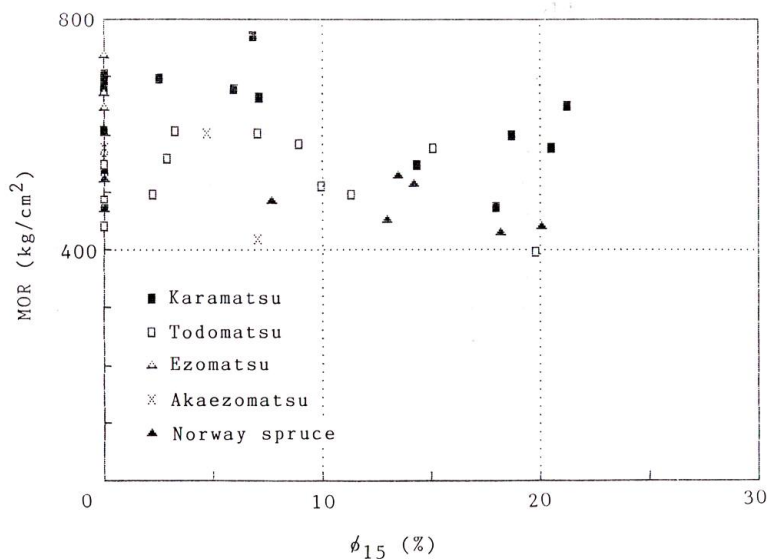


Fig. 16. Relationship between knot size and MOR.

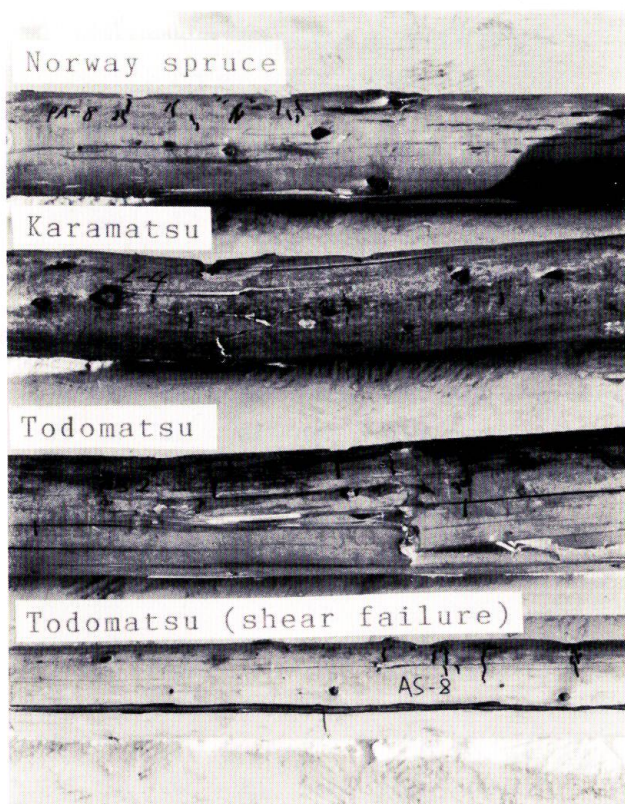


Fig. 17. Typical bending failure of air-dry logs.

曲げ性能は乾燥によって剛性で7%、ヤング係数で14%程度増加し、曲げ強さは約33%の増加を示した。無欠点材については含水率1%の減少に対してヤング係数は2%、曲げ強さは4%増加すると言われているが、本試験では、これらのほぼ半分に相当する結果となった。気乾丸太の曲げ強さの曲げヤング係数に対する比は平均で 5×10^{-3} であった。

節径比と曲げ強さの相関は生材時と同様に認められなかった (Fig. 16)。

比例限度の曲げ強さに対する比は平均で0.41と気乾製材に比べてやや小さ目の値であった。

曲げ破壊形態の典型例を Fig. 17 に示す。生材時に比べて荷重点のめり込みは少ないが、乾燥割れを結んで剪断破壊したものがあつた。45体中、7体が剪断によって破壊し、6体が曲げと剪断の複合型の破壊であつた。丸太を梁として使用する場合、荷重条件によっては割れが曲げの中立面付近に来ないように配慮した方が良く考える。あるいは円柱材の加工に見られるように予め丸太の垂直面に背割りを入れておくのも一つの方法である。

Table 6 に掲げた剪断弾性係数は割れによる断面極2次モーメントの変化を無視した丸棒仮定による見かけの値である*。生材時に比べて平均で振り剛性は17%、剪断弾性係数は12%それぞれ減少した。この減少傾向は特にトドマツにおいて顕著であり、割れの発生傾向に樹種的な差がなかったことを考え併せると、含水率の減少に伴う剪断弾性係数の増加率が樹種によってかなり異なることを示唆するものである**。結果として、トドマツ丸太の E/G は36~41

Table 7. Mechanical properties of small clear specimens

Species	Average ring width (mm)	Specific gravity	MOE (t/cm ²)	$\frac{E}{E_{LOG}}$	σ_{bp} (kg/cm ²)	MOR (kg/cm ²)	$\frac{MOR}{MOR_{LOG}}$	σ_c (kg/cm ²)	Moisture content (%)	
Karamatsu	Av.	2.8	.476	106.1	.952	354	840	1.388	400	13.7
	S.D.	.6	.037	12.5	.075	76	110	.153	43	.4
Todomatsu	Av.	2.4	.401	111.7	.983	392	766	1.477	371	13.3
	S.D.	.6	.043	12.7	.045	61	90	.124	41	.4
Ezomatsu	Av.	1.6	.404	89.4	.808	320	726	1.062	332	14.2
	S.D.	.3	.018	9.4	.057	33	23	.025	23	.2
Akaezomatsu	Av.	2.9	.402	88.2	.907	342	714	1.334	326	13.7
	S.D.	.8	.038	15.9	.072	76	99	.150	47	.4
Norway spruce	Av.	3.0	.409	106.5	.924	378	709	1.497	366	13.6
	S.D.	.8	.027	12.3	.050	62	84	.127	21	.4
Total	Av.	2.7	.427	104.3	.940	366	770	1.402	370	13.6
	S.D.	.8	.050	15.3	.077	70	108	.175	46	.4

* カラマツ生丸太7本 (平均中央径12.2 cm) について半径の深さで背割りを入れたところ振り剛性は元の55% (変動係数11%) に減少した。

** 山本¹¹⁾ は含水率の1%減少に対する無欠点小試験片の剪断弾性係数の増加率をカラマツについて3.1%、トドマツについては1.2%と報告している。

と大きな比率を示した。

3.7 無欠点小試験片の性質

気乾丸太の曲げ破壊後、外周部の非破壊部から採取した無欠点材の試験結果を Table 7 に示す。また曲げ性能を気乾丸太の場合と比較して Fig. 18 に示した。

無欠点材のヤング係数は丸太材に比べて6%程度小さい。ただし、2.6節に述べた無欠点材の実験条件における撓み測定値は E/G が15~20の範囲で7~9%の剪断撓みを含んでいる。したがって丸太材の曲げヤング係数は丸太の周縁部（相対的に成熟度の高い材部）のヤング係

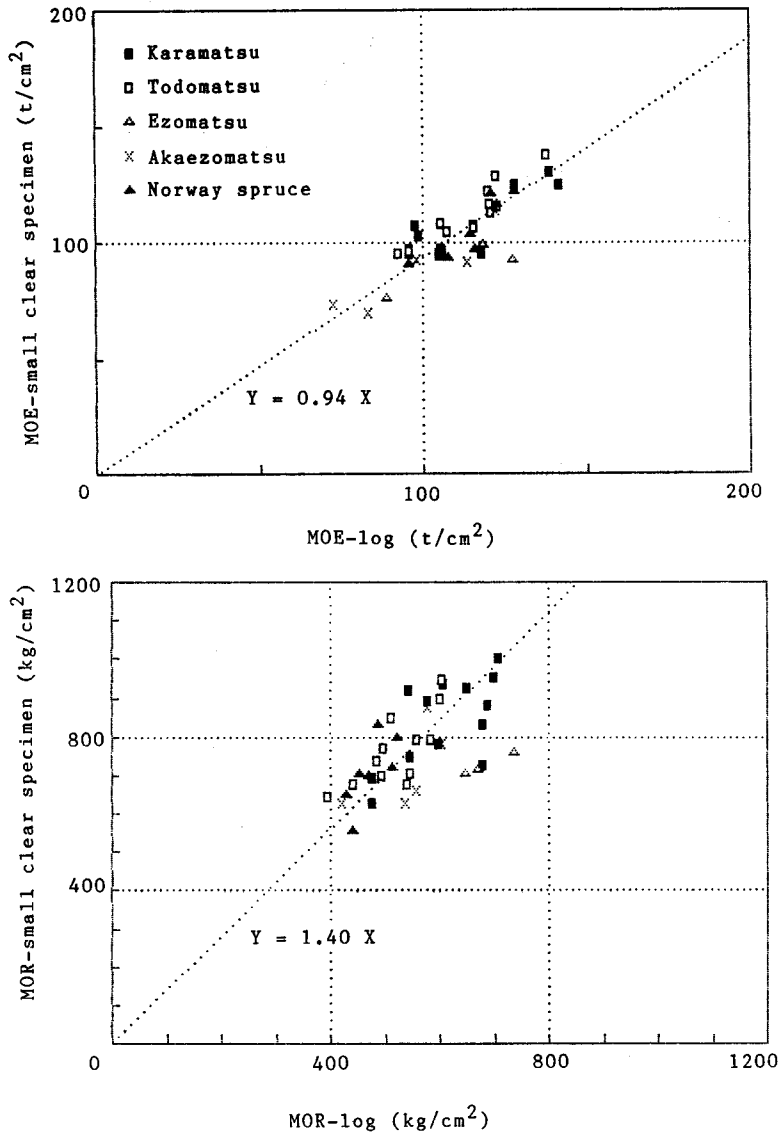


Fig. 18. Comparison of bending properties for air-dry logs and small clear specimens.

数とはほぼ等しいと言える。

丸太材の無欠点材に対する曲げ強度比は平均で70%程度であった。これは丸太材で剪断あるいは曲げと剪断の複合型の破壊形態を示したものが全体の3割近くあったことにもよると考えられる。それでも、カラマツの心持正角材での比率、48~57%¹⁰⁾を大きく上回るものであった。

以上、山本ら²⁾も指摘しているように、丸太材では製材に比べて欠点の影響は小さいと考えられる。特に曲げ剛性に関しては無欠点材に対してはほぼ100%の剛性比を持つと言える。

3.8 タイコ材および角材の曲げ、振り性能

カラマツ、トドマツの生材丸太をタイコ材、心持角材と順次製材したときの曲げおよび振りによる弾性係数の変化をTable 8に示す。タイコ材を縦使いにしたときの曲げヤング係数は両樹種とも丸太の場合と差が見られない。これに対し平使いにすると、トドマツでは差がないが、カラマツでは平均で17%の減少が見られる。また角材に挽いた場合はカラマツで26%程度も減少している。これは特にカラマツにおいて成熟材、未成熟材の材質差が大きいこと、また一般的に辺材部では年輪幅が狭いために強度性能が大きい、角材ではこの材部が除かれることによると考えられる。このようにカラマツの中・小径木を丸太のまま利用することは強度的な観点からは合理的な方法と言える。

Table 8. Mechanical properties of the sawn lumber

Species	Number of specimens	Sawn by two sides*				Boxed heart squares									
		edgewise		flatwise		green			air-dry						
		E	$\frac{E}{E_{LOG}}$	E	$\frac{E}{E_{LOG}}$	E	$\frac{E}{E_{LOG}}$	G	$\frac{G}{G_{LOG}}$	E/G	E	$\frac{E}{E_{GREEN}}$	G	$\frac{G}{G_{GREEN}}$	E/G
Karamatsu	10 Av.	133.4	.996	110.3	.825	98.4	.735	6.77	1.002	14.8	106.9	1.086	9.15	1.342	12.6
	S.D.	16.8	.062	14.4	.073	12.8	.059	.76	.059	3.2	16.3	.067	1.99	.201	4.6
Todomatsu	7 Av.	98.2	1.002	97.8	1.000	93.9	.960	5.53	1.012	17.4	101.1	1.077	5.97	1.069	17.9
	S.D.	6.0	.088	6.9	.103	6.7	.101	.74	.143	2.9	7.6	.049	.141	.099	4.0

Notes *: Cutting schemes are shown in Fig. 7.

E : Modulus of elasticity (t/cm^2); G : Torsional modulus (t/cm^2).

振り試験による剪断弾性係数は丸太材と角材で差は見られなかった。

心持角材のヤング係数は乾燥に伴って8~9%程度増加した。一方、見かけの剪断弾性係数は乾燥後カラマツで34%、トドマツで7%程度増加した。このように角材の振り性能が丸太の場合とは逆に増加する傾向を示したのは、割れの発生による振り剛性の変化率が断面形状によって異なるほか、カラマツにおいては材面割れが少なかったことにもよると考えられる(10体中3体にしか割れが生じなかった)。その結果、気乾角材の E/G はカラマツが13、トドマツが18と気乾丸太の場合より小さく、カラマツについては10.5 cm心持正角材の標準的な値¹²⁾とほぼ同じであった。

4. 結 言

丸太材の曲げおよび捩り性能についての知見を得ることを目的として実験を行なった。対象としたのはカラマツ、トドマツ、エゾマツ、アカエゾマツ、ヨーロッパトウヒの5樹種である。実験は丸太のまま生材および気乾時の材質を調べたほか、丸太からタイコ材、角材へと順次製材した場合の性質の変化についても検討した。結果は以下のように要約される。

1) 曲げヤング係数および剪断弾性係数の計算に際して円形等断面梁、円断面直線テーパ梁の2つの仮定を検討した結果、通常の形状を持つ丸太の実験ではテーパ影響を無視して計算しても誤差は小さいことを確かめた。

2) 節が曲げ強さに及ぼす影響は、集中節径比が約20%以下と小さかったこともあり、明らかではなかった。曲げ破壊形態の観察においては節をきっかけとする破壊例は少なく、これは丸太の場合、切削加工による目切れがないことによると考えられる。

3) 曲げ強さの推定指標としてはヤング係数が優れている。したがって、必要な場合には簡易な剛性試験によってヤング係数を測定することが望ましい。平均年輪幅は辺材部に重みを付けた場合でも強度性能との良い相関は得られなかった。

4) 丸太材のヤング係数と曲げ強さは乾燥によって約14%および33%それぞれ増加した。これに対しみかけの剪断弾性係数は材面に生じた割れのために平均で12%減少した。ただし捩り性能の変化傾向は樹種による差が大きく、乾燥に伴う剪断弾性係数の増加割合が樹種によって異なることを示唆するものである。その結果、 E/G の比率は生材時には平均で16~23と樹種間の差は小さかったが、気乾後はカラマツでは約20となったのに対しトドマツでは約40と2倍近く増加した。また気乾丸太の曲げ破壊試験では割れを結んで剪断破壊が進行する例が見られた。丸太梁の使用条件によっては予め垂直面に背割りを入れておくなど配慮すべきである。

5) 気乾丸太の曲げヤング係数は外周部から採取した無欠点小試験片のヤング係数とほぼ等しかった。また曲げ強度比も約0.7と比較的大きかった。

6) 丸太を生材状態のままタイコ材、心持角材と順次製材したときの曲げヤング係数は、トドマツでは殆んど差がなかったが、カラマツではタイコ材を平使いにした場合および角材に挽いた場合に顕著な減少が認められた。これはカラマツにおいて形成層年齢による材質差が大きく、また初期生長期とその後で年輪幅が異なることにもよると考えられる。ただしみかけの剪断弾性係数は丸太材と角材で差は認められなかった。

以上、丸太材は製材に比べて強度的に有利に使用できることが確かめられた。その利点を活かすためにも、外側の材部が成熟材と考えられる中以上の素材については欠点による強度の低減係数を製材と区別して設定することが望まれる。

謝 辞

供試木の採取にあたって苫小牧地方演習林および天塩地方演習林の教職員の方々、ならびに三菱鉱業セメント(株)札幌支店山林課の原田哲朗課長に便宜を計っていただいた。また実験にあたっては当講座専攻生であった平間昭光氏(北海道ラーチ機)の協力を得た。厚く謝意を表する次第である。なお、本研究の費用の一部は文部省科学研究費補助金によった。

文 献

- 1) 飯島泰男：間伐材等小径材の性質と利用。木材と技術，65，1-11 (1986)。
- 2) 山本 宏ほか3名：針葉樹中小径丸太の強度性能。林産試月報，333，7-10 (1979)。
- 3) 日本住宅・木材技術センター：低コスト肉用牛畜舎設計基準策定事業応用力学データ収集各部試験 (I) 材料試験報告書 (1983)。
- 4) 小泉章夫・上田恒司：立木の曲げ試験による材質評価 (I)。木材学会誌，32 (9)，669-676 (1986)。
- 5) 澤田 稔：円断面テーパービームの剪断応力について。林試北海道支場セミナー資料 (未発表)。
- 6) ティモシェンコ・グーディア：「弾性論」。コロナ社，1973，p. 356-361。
- 7) WALFORD, G. B.: Bending strength of termite-infested poles from Woodhill. *FRI Bulletin*, 68, 1-15 (1984)。
- 8) 澤田 稔：円断面木材梁の曲げ破壊係数。日本木材学会北海道支部講演集，10，31-33 (1978)。
- 9) 澤田 稔：木材梁に関する研究 (I)。林試研報，71，40-79 (1954)。
- 10) 小泉章夫・上田恒司・片寄麟：カラマツ間伐材の力学的性質。北大演研報，44 (1)，327-354 (1987)。
- 11) 山本 宏：木材の振り特性に関する研究。北海道大学審査学位論文 (1981)。

Summary

The bending and torsional properties of softwood logs were studied. The species of the test materials were Karamatsu (*Larix kaempferi*), Todomatsu (*Abies sachalinensis*), Ezomatsu (*Picea jezoensis*), Akaezomatsu (*Picea glehnii*) and Norway spruce (*Picea abies*). Details of the logs are shown in Table 1.

Two series of experiments were conducted on the logs. The logs of Group A were tested for modulus of elasticity (MOE), torsional modulus (G : apparent modulus of rigidity) and modulus of rupture (MOR) in both green and air-dry conditions. After bending fracture test of air-dry logs, a small clear specimen was cut out from the outer part of undamaged section of each log and tested for MOE, MOR and compressive strength.

The logs of Group B were once sawn by two sides and then sawn into squares (Fig. 7). The bending stiffness and torsional rigidity were non-destructively determined at each stage in green condition. The test run was repeated once again after seasoning of the squares.

The obtained results are summarized as follows:

- 1) The errors involved in the calculation of MOE and torsional modulus ignoring the tapering of logs are negligible as for ordinary test conditions.
- 2) The negative effect of knots on the MOR of logs was not evident (Figs. 12, 16).
- 3) MOE was found to be the best index to estimate MOR of logs (Fig. 15). No correlation was found between the average ring width and the mechanical properties of logs even when weighting on the outer rings (Table 4).

4) The increase of MOE and MOR of logs during seasoning were 14% and 33% on the average, respectively. Meanwhile, the torsional modulus decreased due to the checks induced by the shrinkage. The amount of the decrease was different between species, possibly because the change of modulus of rigidity during drying differs with species. Consequently, the ratios of the MOE to the torsional modulus (E/G) for air-dry logs showed about 20 for Karamatsu and about 40 for Todomatsu, while the ratios showed around 20 for all species in green condition (Tables 6, 3).

5) Shear failures were observed to develop linking the seasoning checks at the bending fracture tests for air-dry logs. It is recommended to make a vertical kerf on a log in advance, when using a log as a beam.

6) No substantial difference was found between the MOE of air-dry logs and those of small clear specimens cut from the outer part of the logs. The bending strength of logs was on the average 71% that of small clear specimens (Table 7).

7) The MOE of the sawn lumber was smaller than that of the original log, especially for Karamatsu (Table 8). The decrease in bending properties may be mainly attributed to the difference of properties between juvenile and mature wood.