



Title	生立木の非破壊試験による材質評価に関する研究
Author(s)	小泉, 章夫; KOIZUMI, Akio
Citation	北海道大學農學部 演習林研究報告, 44(4), 1329-1415
Issue Date	1987-08
Doc URL	https://hdl.handle.net/2115/21252
Type	departmental bulletin paper
File Information	44(4)_P1329-1415.pdf



生立木の非破壊試験による材質評価に関する研究

小 泉 章 夫*

Studies on the Estimation of the Mechanical Properties of Standing Trees
by Non-destructive Bending Test

By

Akio KOIZUMI*

要 旨

造林木の利用材質を非破壊的に予測する方法について研究を行なった。本方法は生立木の曲げ剛性試験を行なって樹幹の見かけのヤング係数を算出するものである。計算に係る種々の誤差影響や木材の不均質材料としての寸法効果について検討を行なった結果、本方法によって得られるヤング係数値は供試木辺材部の無欠点部分のヤング係数を指示するものであることが確かめられた。造林木の樹幹ヤング係数は林分内に比べて林分間・林地間のバラツキが比較的大きく、遺伝的あるいは環境的要因によるものと考えられた。また、得られた樹木力学的知見に基づいて、針葉樹造林木の暴風に対する抵抗機構を解析し、生立木の引倒し試験を行なって供試林分の被害形態と限界風速の予測を試みた。

キーワード： 立木，非破壊試験，材質，ヤング係数，風害。

目 次

第1章 緒 論	1330
第2章 樹幹曲げ剛性の測定方法	1332
2.1 実 験	1332
2.2 結果と考察	1336
2.3 要 約	1346

1987年2月17日受理 Received February 17, 1987.

* 北海道大学農学部林産学科木材加工学講座

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

現在北海道教育大学札幌分校

Currently, Sapporo College, Hokkaido University of Education.

第3章	半径生長に伴う樹幹曲げ剛性の変動	1346
3.1	年輪構成効果	1346
3.2	実 験	1354
3.3	結果と考察	1356
3.4	要 約	1359
第4章	丸太材の曲げおよび振り性能	1360
4.1	計 算 式	1360
4.2	生材丸太の曲げおよび振り性能	1362
4.3	乾燥に伴う性質の変化	1363
4.4	無欠点小試験片との曲げ性能の比較	1364
4.5	製材との曲げおよび振り性能の比較	1364
第5章	針葉樹造林木の樹幹ヤング係数	1365
5.1	実 験	1365
5.2	結果と考察	1365
5.3	要 約	1372
第6章	造林木の暴風に対する抵抗力の評価	1373
6.1	研究の方法	1373
6.2	既往の研究	1373
6.3	樹木の風荷重による変形と耐力	1378
6.4	実 験	1384
6.5	結果と考察	1387
6.6	要 約	1403
第7章	総 合 考 察	1405
	摘 要	1407
	謝 辞	1408
	参 考 文 献	1408
	Summary	1410
	付録 (樹幹解析図)	1413

第1章 結 論

林業・林産業を取り巻く状況は依然として厳しいものがある。木材需要は住宅建築の不振に加えて木造率の低下や代替材の進出のために伸び悩んでいる上、価格面では外材と勝ち目の少ない競争を続けていかねばならない。このような状況のもとで、間伐の遅れ、針葉樹造林に対する悲観論、更新樹種の問題など、林業の展望は混迷の中にあると言えよう。

しかし、一方では「木」や木構造を見直す気運も生じてきており、これに関連したマスコミの報道や啓蒙書の出版もこのところ盛んである。その影響もあってか、「木」の家具や住宅の人気も高まりを見せてきており、アウトドアライフ志向に乗ったログハウスの建設ラッシュも話題となっている。このような気運を一時的なブームに終わらせず、国産材の需要拡大に結びつけるよう、林業・林産業がより緊密な連携をもって、要求される材料、製品を供給していく態勢をつくるのが急務であろう。

そのためには木材を供給する側とされる側で「材質」に関する共通の認識を持つ必要がある。材質という言葉はその用途によって様々な意味を持ちうるが、ここでは木材の主たる需要を占める建築、構造用材を考え、剛性や強度といった力学的性質を意味するものとする。つまり林木の評価に際して、生長の良否や外見上の形質のほかに強度的性質という観点を加えられないかということである。従来、林木の材質を調べるには供試木を伐採して製材し、実験室での強度試験に供するという方法がとられてきた。しかし、このような方法では供試木数が限られる上に多くの手間と時間を要し、かつ母樹として最良と判断されるのが伐倒後で効率的な方法とは言い難い。山野における非破壊試験によって林木の材質を測定できれば、結果を直接に育林に反映させることもでき、経済林の有効利用上、多大な貢献ができるものとする。

林木の材質を評価する方法は、適当な材質指標を非破壊的に測定し、これと強度的性質の相関を利用して強度を推定するということになる。このような林木の非破壊試験の試みとしては Pilodyn Tester を用いる方法¹⁾や可搬型 CT スキャナーによって樹幹の断面のイメージを撮る方法²⁾がある。このうち Pilodyn Tester は樹幹へ鉄芯を打ち込んで測定される衝撃めり込み深さと木材の密度との相関関係を利用するもので簡便なことが最大の長であるが、試験面の剥皮を要し完全な非破壊試験ではない。また CT スキャナーは年輪構成などの詳細なイメージを得ることができ木材の工芸的な付加価値の予測法への応用が期待されるが、現時点では高価で測定に時間がかかる上、大きな電源を必要とするなど実用性に乏しい。

製材の力学的材質指標としては曲げヤング係数が最も優れていることが言われてきた。したがって、立木に対しても曲げ試験を適用してヤング係数を測定することが考えられる。ただし試験環境が山野となるので、器材が軽量で測定に手間がかからないことが条件となろう。材質予測を目的とした立木の曲げ試験については A. VAFAI ら³⁾による試みがあるが、これは加力装置が大掛かりな上、剥皮を伴う歪ゲージ貼付によって変位を測定するなど不適当な点が多い。

本研究では以上の諸点を勘案し、簡単な曲げ試験によって樹幹のヤング係数を求め、これを指標とした利用材質の評価方法を考えた。研究の目的はこのような方法によって林木のグレンジングを行なうことにより、森林資源の有効利用をはかることである。

論文の構成は以下のようである。

緒論に続き、第2章で立木樹幹のヤング係数の測定を目的とした曲げ試験の方法について述べた。また、ヤング係数の計算に際して問題となる樹幹形状の取扱いや、種々の要因による測定誤差について検討を行なった上で、立木状態で測定される樹幹ヤング係数と丸太材を室内実験に供して得られるヤング係数との関係を調べた。

第3章では木材の不均質材料としての寸法効果が樹幹ヤング係数に及ぼす影響について考察した。立木の曲げ試験から求められる樹幹ヤング係数は樹幹断面内の材質分布を一様と仮定した場合の見かけの値である。したがって、構成年輪数の少ない若齢木では早・晩材、未成熟・成熟材の材質差に起因する樹幹ヤング係数の経年変動が顕著であることが予想される。そこで

樹幹を異なるヤング係数を持つ早材と晩材が交互に積層した円柱とみなして、肥大生長に伴う見かけのヤング係数の変動について数値的検討を行ない、さらに立木実験による検証を試みた。

第4章は梁材としての丸太材の性質について述べたものである。初めに弾性係数の計算における丸太材のテーパー影響を検討し、特殊な場合を除いて丸太材を円形等断面梁と仮定して差支えないことを確かめた。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、および丸太材をタイコ材、角材と順次製材した場合の剛性の変化について調べた。樹幹ヤング係数は生材丸太の曲げヤング係数を表すものであり、このような知見を合わせることで林木の利用材質の推定が可能となる。

第5章では実際に道内の造林木の樹幹ヤング係数を測定した結果について報告する。立木試験は主としてカラマツの間伐期の林分で行ない、林分内・林分間の樹幹ヤング係数の変動について考察した。

第6章では樹幹ヤング係数や生材丸太の強度的性質に関して得られた結果に基づいて、林木の暴風に対する抵抗力の評価を試みた。木材が有する強度は、本来、樹木が外力や自重に対して構造を維持するために備えている性質である。したがって、樹木力学的知見は風害や冠雪害の防除にも資するものである。実験は昭和56年の15号台風によって甚大な被害を被った北海道大学苫小牧地方演習林ほか2林地で立木の引倒し試験を行ない、根返りに関する支持力を調べたほか、林地による被害形態の違いや風速との関連について考察した。

第7章では得られた成果を総合的に考察し、立木曲げ試験の適用や樹幹ヤング係数の基準値について若干の提言を行なった。

なお、本論文は、「北海道大学審査学位論文」である。

第2章 樹幹曲げ剛性の測定方法

2.1 実 験

2.1.1 立木曲げ試験の方法

樹幹のヤング係数の測定を目的とした立木曲げ試験（ぶら下がり試験）の手順を以下に示す。なお、対象とできる林木の径級は約10—25 cmの範囲である。

(1) 供試木の地上高180 cmまでの枝を払ったのち、地上高120 cmおよび180 cmの周囲長を測定し、さらに地上高120 cmで4半径方向の樹皮厚を目盛りを刻んだ精密ドライバーなどにより測定する（写真2.1）。

(2) 加力梃子（図2.1）を足場にして樹幹の地上高220 cm付近にロープを巻き、これよりターンバックルを介して加力梃子を吊下げる（写真2.2）。加力梃子は添え板を付けた一端が地上高180 cm付近で樹幹を水平に突くよう取付ける（写真2.3）。矢高測定器（図2.1）は1/1000 mm精度、5 mmストロークの角型ゲージセンサー（小野測器：GS 551、皿型測定子を使用）

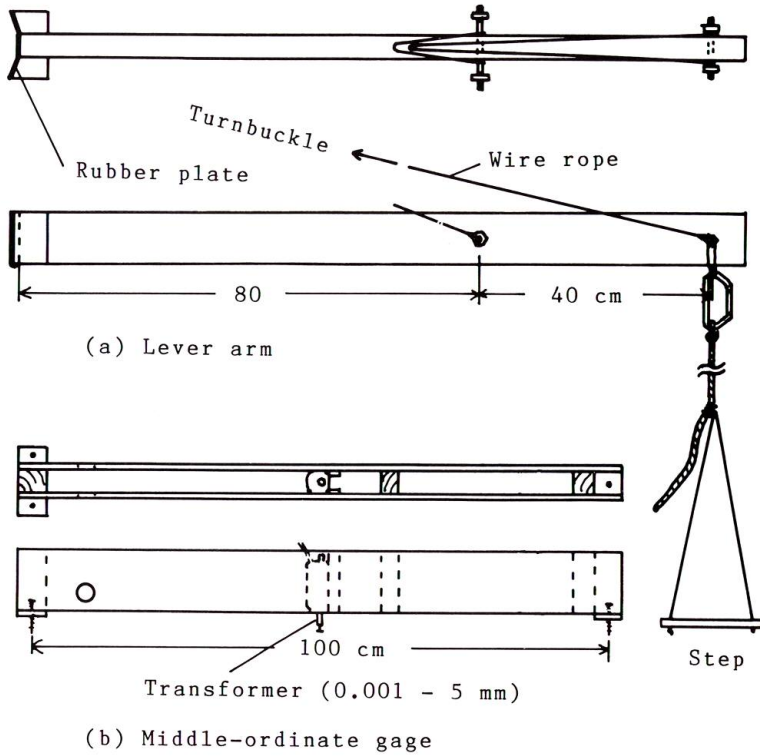


図-2.1 試験器具

Fig. 2.1 Instruments for the tree-bending test.



写真 - 2.1 樹皮厚の測定

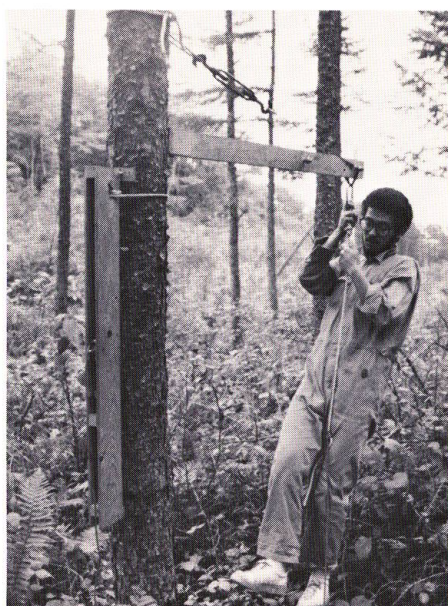
Photo 2.1 Measurement of bark thickness.



写真一2.2 ロープを巻く
Photo 2.2 Setting the rope.



写真一2.3 加力梃子と矢高測定器の取付け
Photo 2.3 Attachment of the device.



写真一2.4 体重による負荷
Photo 2.4 The load application.

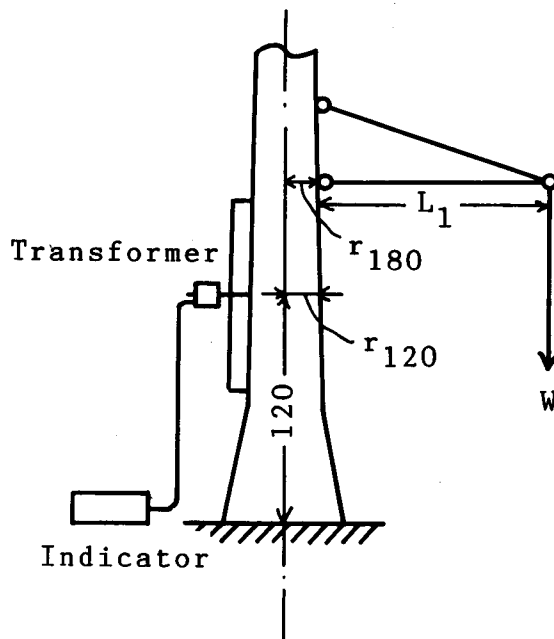
を樹幹の凹凸に応じて前後にスライドできるよう、2枚の板の間に挟み付けたものである。これを梈子と反対側の地上高70—170 cm区間で上下の突起を樹皮にあてがい、滑り落ちない程度に紐で縛りつけ、負荷時の曲げ矢高を測定するのである。

(3) 負荷は試験者が載荷ボルトから吊ったアブミに乗ることにより、梈子の突付け部から地面までの樹幹に一樣な曲げモーメントを生じさせる(写真2.4)。通常は樹幹への突付け面から120 cmの距離にある載荷ボルトを用いるが、小径木で撓みが大きき場合には80 cmの距離にあるボルトを用いることもできる。矢高を測定する際は除荷後の残留変位を確認し、これが大きい場合には測定を繰返すなど、測定値の読み再現性には留意する。

実験は樹幹の直交2方向について行ない、結果の平均値を採用することとする。

実験に要する時間は、風の状態にもよるが、試験者が2名の場合供試木1本当たり10分程度である。

(4) 樹幹の見かけの曲げヤング係数(以下、この値を樹幹ヤング係数と呼ぶ)を式(2.1)



図一2.2 立木曲げ試験の模式図
Fig. 2.2 Schematic diagram of tree-bending test.

を用いて計算する。この式は矢高測定区間の樹幹を一樣モーメントを受ける丸棒とみなしたものである。

$$E_s = \frac{s^2 M}{2 \pi \delta (r_{120} - t_b)^4} \tag{2.1}$$

ここに、 s ：矢高測定区間長 = 100 cm； M ：負荷モーメント = 試験者体重 (W) \times ($L_1 + r_{180}$)； L_1 ：椀子長さ； r_{120} 、 r_{180} ：地上高 120、180 cm における周囲長から求めた樹皮付き半径； t_b ：平均樹皮厚； δ ：測定した矢高。

2.1.2 検証実験

本方法の適用性を検討するために、立木試験の後、供試木を伐倒して得た丸太材の曲げ剛性試験を行なうなど、いくつかの検証実験を行なった。対象樹種は北海道の代表的針葉樹 4 種としたが、その概要は以下のとおりである。

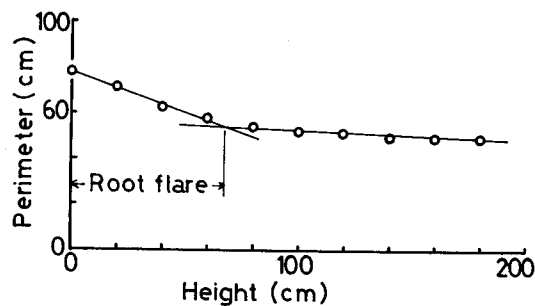
カラマツ	9, 27 年生 (三菱鉱業セメント(株)所有林, 札幌市)
	21 年生 (北海道大学演習林札幌実験苗畑, 札幌市)
	28, 34 年生 (同苫小牧地方演習林)
トドマツ	30 年生 (国有林, 札幌市)
	42 年生 (三菱鉱業セメント(株)所有林, 札幌市)
	47 年生 (北海道大学苫小牧地方演習林)
エゾマツ	46 年生 (同苫小牧地方演習林)
アカエゾマツ	44 年生 (同苫小牧地方演習林)

2.2 結果と考察

2.2.1 樹幹形状

樹幹ヤング係数 (E_s) を計算するために矢高測定区間の樹幹形状を知る必要がある。図 2.3 に地上高 20 cm ごとに測定した樹幹周囲長の一例を示す。これを見ると地上高 180 cm までの樹幹形状は概ね 2 つのテーパ部分から成り立っていることがわかる。この 2 つの部分のそれぞれに当てはめた直線の交点を幹足部高さとし、胸高直径との関係において図 2.4 に示した。幹足部高さは樹種や径級による差は特に関係は認められず、平均で 58 cm、標準偏差は 15 cm であった。ただし、トドマツではこれより低いものが多く認められた。

地上高 80 cm より上部では樹幹形状は直線テーパとみなすことができる。地上高 80—



図—2.3 樹幹周囲長の測定例

Fig. 2.3 Observed perimeters of a tree trunk up to 180cm.

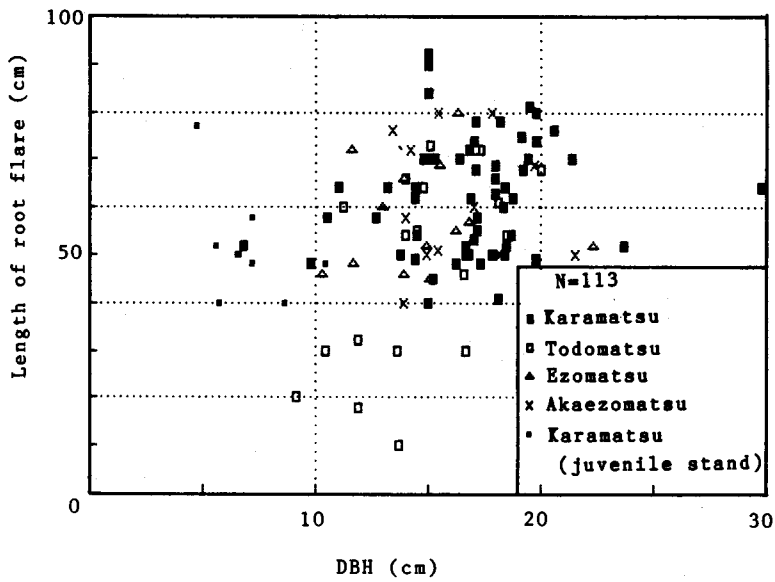


図-2.4 造林木の幹足部高さ

Fig. 2.4 Length of root flare for plantation-grown conifers.

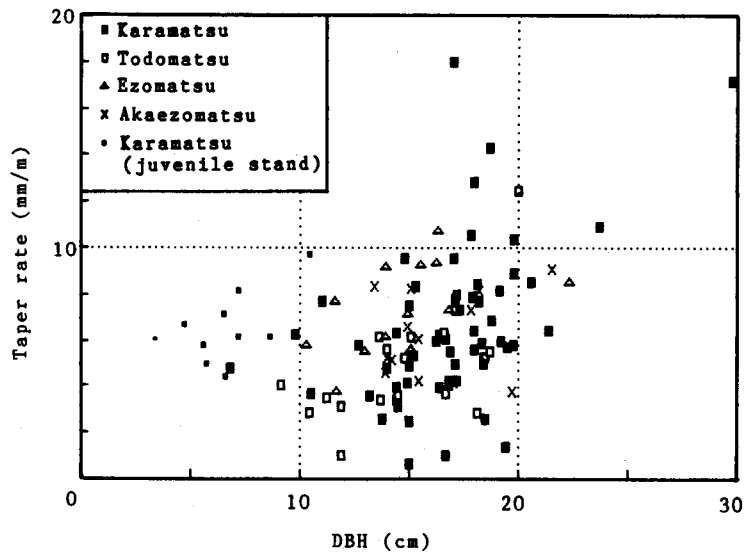


図-2.5 樹幹のテーパ率

Fig. 2.5 Taper rate of tree trunks: $(r_{60} - r_{180})/100$.

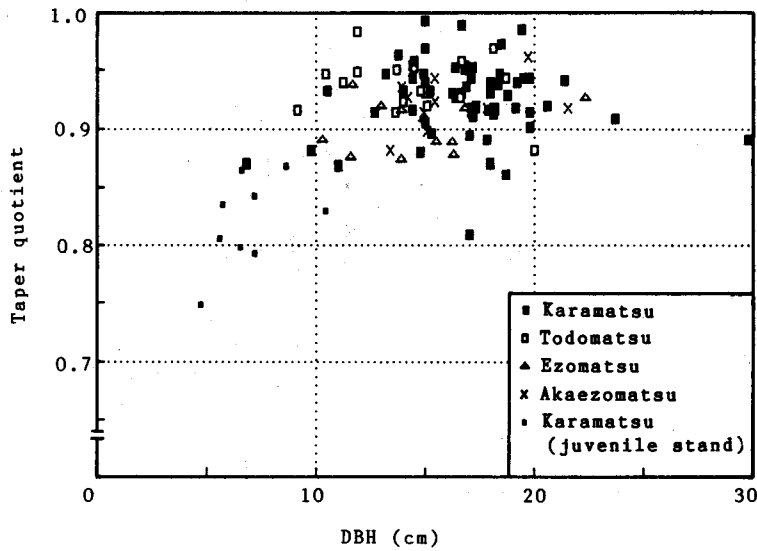


図-2.6 地上高80-180 cm区間の樹幹のテーパー比 (α)

Fig. 2.6 Taper quotient of tree trunks: r_{180}/r_{80} .

180 cm 間の周囲長に直線を当てはめて求めた樹幹のテーパー率 (ϕ : 単位長さ当たりの半径の細り) を図 2.5 に示す。樹種による差は認められないが、齢級が同一の場合径級が小さいものほど完満のように見える。テーパー率は全平均で6.33mm/m、標準偏差は2.9mm/mであった。

円断面直線テーパー梁の曲げヤング係数は以下のように計算できる。

$$E_{st} = \frac{4}{\pi \delta} \int_0^s \frac{M \bar{M}}{(r_1 - \phi x)^4} dx = \frac{s^2 M (r_1^2 + 4 r_1 r_2 + r_2^2)}{3 \pi \delta r_1^2 r_2^2 (r_1 + r_2)^2} \quad (2.2)$$

ここに、 r_1, r_2 : 矢高測定区間の元口と末口における半径、 $\phi = (r_1 - r_2)/s$, M : 外力によるモーメント、 \bar{M} : 単位荷重による M の変化率。

さきに掲げた式 (2.1) は $r = (r_1 + r_2)/2$ として樹幹をテーパーのない丸棒と仮定した場合であるが、それとの比は、

$$\frac{E_{st}}{E_s} = \frac{1}{24} (\alpha^2 + 6\alpha + 6\alpha^{-1} + \alpha^{-2} + 10) \quad (2.3)$$

ここに、 $\alpha = r_2/r_1$: 矢高測定区間の元口径に対する末口径の比。

このように、 E_{st}/E_s は樹幹径比 α のみによって決定される。今、地上高80-180 cm 区間の α を見ると(図 2.6)、若樹木を除いて殆ど 0.85 以上である。 $\alpha = 0.85$ のとき、 $E_{st}/E_s = 1.01$ となるので、矢高測定区間を地上高70-170 cm に設定すれば、テーパー影響を無視し区間中央(120 cm 高)の断面寸法を用いて式 (2.1) によりヤング係数を計算しても誤差は1%以下であることがわかる。ただし、若齢の小径木では α がやや小さい傾向が見られるので立木曲げ試験

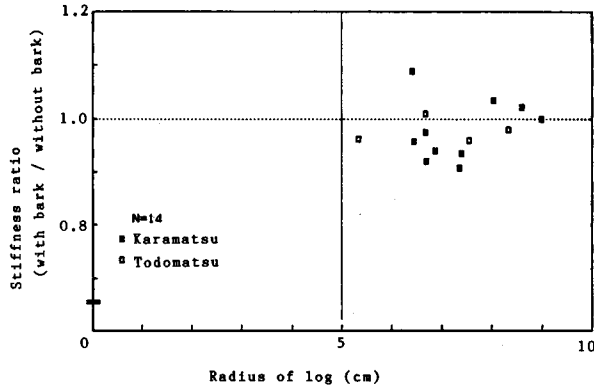


図-2.7 剥皮前後に測定した丸太の曲げ剛性の比較
 Fig. 2.7 Comparison of bending stiffness of green log before and after barking.

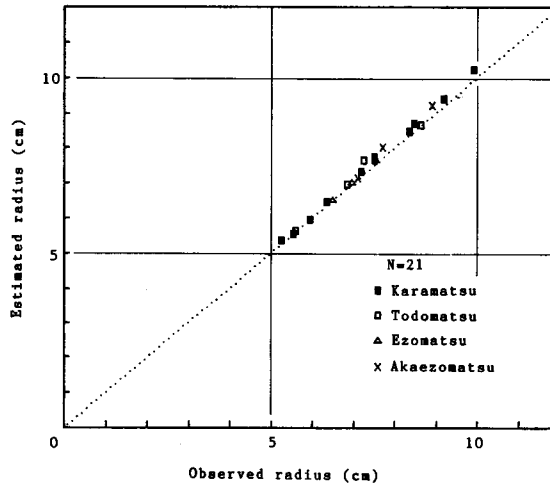


図-2.8 木部半径の実測値と推定値の比較
 Fig. 2.8 Relation between estimated and observed xylem radius.

を行なう際には矢高測定区間を短くするなどの工夫が必要である。なお、地上高 80—180 cm の周囲長の変化を直線的とみなして求めた地上高 120 cm の推定半径 (r 推) に対する実測半径 (r 測) の比 (r 測/ r 推) は 120 本の平均で 0.994 (標準偏差=0.011) と良く一致し、地上高 120 cm の実測寸法によって計算して差支えないことがわかった。

樹幹の曲げ剛性に関与するのは木部のみである。同一丸太について剥皮の前後に曲げ剛性を測定した結果を見ても、樹皮による曲げ剛性の増加は認められない (図 2.7)。したがって、樹幹ヤング係数の計算に際しては樹皮厚を差引いた木部径を計算に用いることとした。この推定木部径と、剥皮して再度周囲長を測って求めた実測値の比を図 2.8 に示す。推定値/実測値は平均で 1.018 と良く一致しているが、わずかに推定値の方が大きく、断面 2 次モーメントで

は7%強の推定誤差となる。これは立木時に測定する周囲長が、外樹皮の凹凸のために、平均樹皮付き半径を結ぶ円周よりやや大きくなるためと考えられる。

2.2.2 樹幹の断面形状

本方法では樹幹の断面を真円と仮定しているが、実際には偏心等による形状の不整がある。今、これを楕円と仮定すると、その周囲長 (l) は、

$$l = 4a \int_0^{\pi/2} \sqrt{1 - e^2 \sin^2 \phi} d\phi, \quad e = \sqrt{a^2 - b^2}/a \quad (2.4)$$

ここに、 a : 長半径; b : 短半径; e : 離心率。

図2.9は楕円の長軸と短軸に関する断面2次モーメント (I_y, I_e) と l/π を直径とする円のそれ (I) との比 (R_y, R_e) を求めて比較したものである。図中の \bar{R} は R_y と R_e の平均値である。これを見ると楕円の長短軸比が1.3以下の場合、樹幹の直交2方向について測定した撓みの平均値を用いれば、円断面仮定によるヤング係数の計算誤差は5%以内であると判断される。図2.10は樹幹の直交2方向について測定した曲げ剛性の比 ($EI_{小}/EI_{大}$) を示したものである。91本の平均で0.909と10%前後の差であった。なお、樹幹の傾斜した立木については試験の都合上、傾斜面内で両方向に曲げたが、傾斜を大きくする方向に曲げたときの剛性の方が際立って小さかった。これは後に述べるような自重による負荷モーメントの影響もあるが、あて材の挙動も関与していると考えられる。

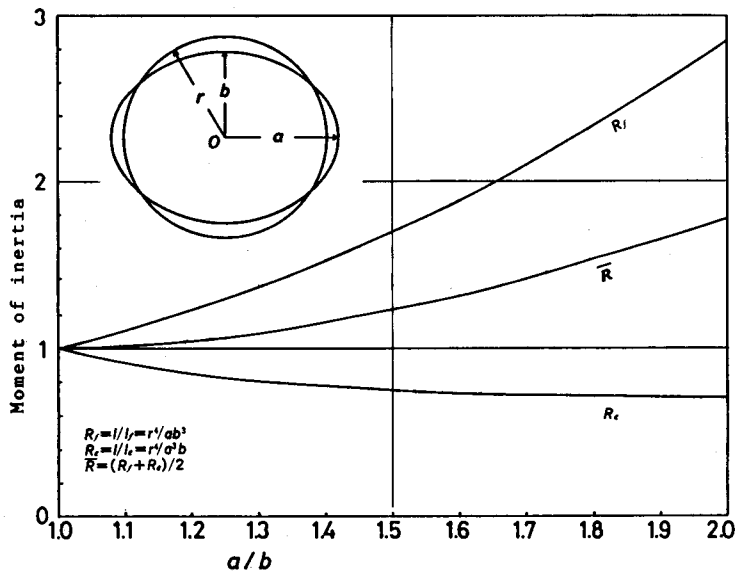


図-2.9 楕円と円に関する断面2次モーメントの比較

Fig. 2.9 Comparison of the moment of inertia for circular and oval cross section.

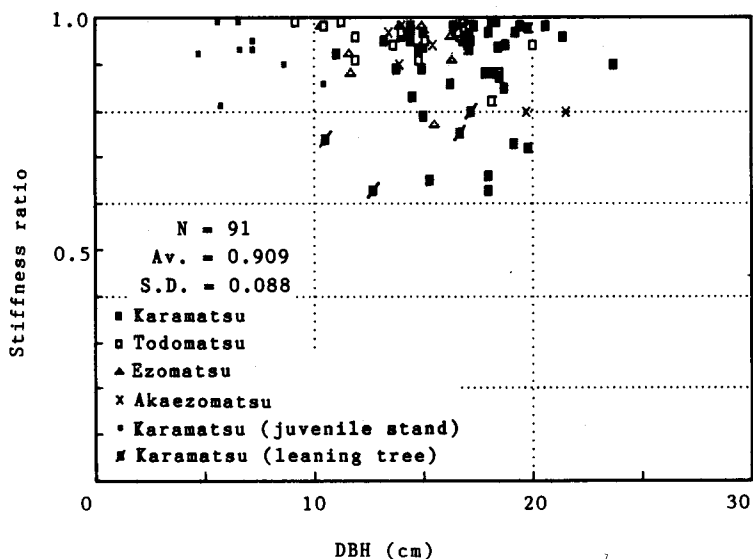


図-2.10 樹幹の直交2方向で測定した曲げ剛性の比
Fig. 2.10 Comparison of the deflections obtained at two loading directions at the right angle to each other.

2.2.3 剪断付加撓み

本方法における荷重方式では樹幹に剪断力を生じないので、剪断応力はテーパー効果によるものに限られる。外力 M を受ける円断面直線テーパー梁の剪断弾性歪エネルギーは式(2.5)で表すことができる^{6,8)}。

$$U_s = \int \frac{1}{9 G \pi r_x^2} \left(5 Q^2 + \frac{4 \phi M Q}{r_x} + \frac{8 \phi^2 M^2}{r_x^2} \right) dx \quad (2.5)$$

本件の場合は $Q = 0$ となるので式(2.5)の右辺括弧内の第3項のみを考慮すれば良い。したがって、矢高測定区間における剪断付加撓み (δ_s) はカスチリアーノの定理より、

$$\delta_s = \frac{4 M (r_1 - r_2)^2 (r_1^2 + 4 r_1 r_2 + r_2^2)}{27 G \pi r_1^2 r_2^2 (r_1 + r_2)^2} \quad (2.6)$$

剪断付加撓み率 (ξ_s) は式(2.2), (2.6)より、

$$\xi_s = \frac{\delta_s}{\delta} = \frac{4 \phi^2 E}{9 G} \quad (2.7)$$

造林木のテーパー率は図2.6に示したように1%を超えることは少ないので、 $E/G=20$ としても剪断付加撓み率は0.1%以下であり無視しうるものである。

2.2.4 自重による付加モーメントの影響

樹幹を曲げると樹体重心が移動することにより付加モーメントが生じ、撓みはさらに大きくなると考えられる。図2.11において付加モーメントによる樹体の重心高 (H_c) の水平変位は

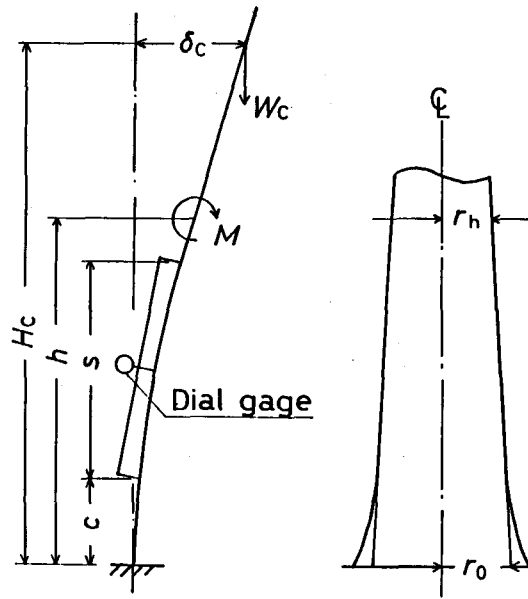


図-2.11 立木曲げ試験における負荷の模式図
Fig. 2.11 Loading condition for tree-bending test.

次式で表される。

$$\delta_c = \frac{2 h M}{3 \pi E r_0^3 r_h^2} \left\{ \frac{2}{r_h} (H_c - h) (r_0^2 + r_0 r_h + r_h^2) + (r_0 + 2 r_h) h \right\} \quad (2.8)$$

したがって、矢高測定区間の付加撓み (δ_w) は次式で近似的に表される。

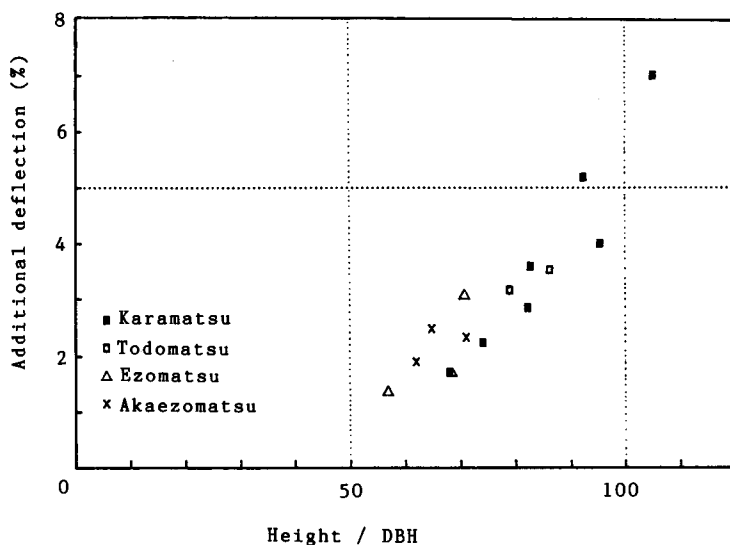
$$\delta_w = \frac{W_c}{EI} \int_0^s (\delta_c - \delta_x) \bar{M}_x dx \quad (2.9)$$

ここに、

$$\delta_x = \frac{2 M}{3 \pi E \phi^2} \left\{ \frac{3 r_0 - 2 r_h - 3 \phi (x+c)}{(r_0 - \phi (x+c))^3} - \frac{3 r_0 - 2 r_h}{r_0^3} \right\},$$

W_c : 樹体重量; $I = \pi (r_{120} - t_b)^4 / 4$; c : 矢高測定区間下端の高さ; x : 地上高 c cm を原点とし鉛直上向きの座標; $\bar{M}_x = x/2$ ($0 \leq x \leq s/2$), $\bar{M}_x = (s-x)/2$ ($s/2 < x \leq s$); H_c : 樹体重心の高さ; h : 加力点の高さ。

負荷による撓みを δ_b とすれば δ_w / δ_b が自重による付加撓み率である。伐採した供試木 15 本の枝葉および幹重量から計算した付加撓み率を図 2.12 に示す。すべて 1 割以内の増加であり、無視して差支えないと考えられる。ただし、図から判るように付加撓み率は形状比(樹高÷胸高直径)との相関が顕著であり、形状比の特に大きな個体では留意する必要がある。なお、この付加撓みの計算値の妥当性を検証する目的で、カラマツの供試木 5 本について地上高 220 cm で樹幹上部を切除した後、再度試験を行なって付加撓みを求めたところ、計算値に対する実



図—2.12 形状比と自重による付加撓み率の関係
 Fig. 2.12 Proportion of the additional deflection due to the crown weight in relation to the stem form.

測定の比は平均で 1.038 と良く一致する結果が得られた。

2.2.5 負荷—変位関係の直線性

図 2.13 にモーメントアームおよび重錘量を変えて負荷した場合のモーメント—変位関係の 1 例を示す。本例において樹幹に生じる曲げ応力は 2—25 kg/cm²である。この範囲内で両者の直線性は極めて良く、残留変位もほとんどなかった。したがって、撓みの測定は試験者の体重負荷時の 1 回読みで良いと考えられる。

2.2.6 室内実験との比較

立木実験の後、伐採した 30 本の供試木の 1 番丸太について、剥皮後、図 2.14 に示すような 4 点荷重方式で曲げ剛性試験を行なった。この場合も負荷方向は直交 2 方向とし、結果の平均値を採用した。実験は剥皮後直ちに行なったので、含水率は材の表面においても繊維飽和点を十分に上回るものである。このようにして得た丸太のヤング係数と樹幹ヤング係数の相関は $r=0.91$ と大きかった (図 2.15)。丸太のヤング係数に対する樹幹ヤング係数の比は平均値で 0.96、変動係数も 10% と良く一致しており、立木曲げ試験によるヤング係数推定値の高い信頼性を示すものとする。立木時に測定される樹幹ヤング係数がやや小さめとなるのは、先に述べた木部径の推定誤差や自重による付加撓みの影響と考えられる。

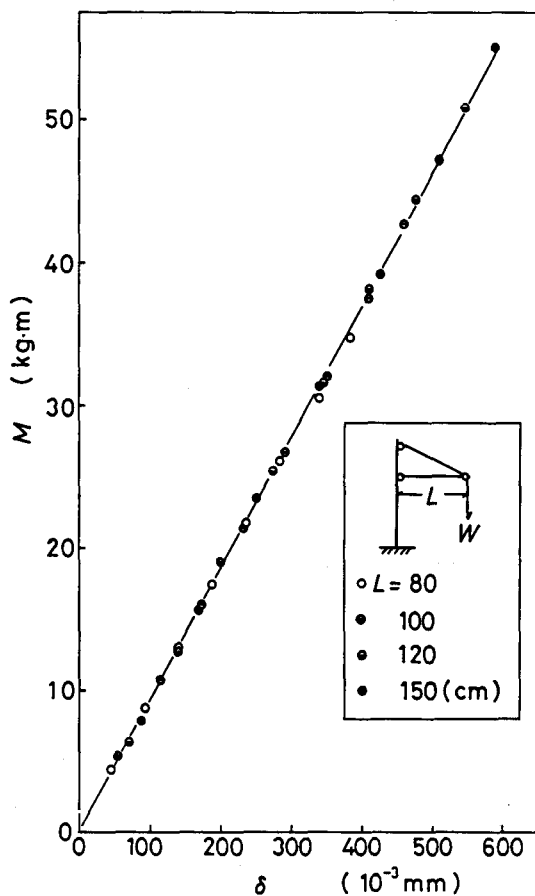


図-2.13 負荷モーメントと曲げ矢高の関係

Fig. 2.13 Moment - middle ordinate relationship observed under different loading conditions.

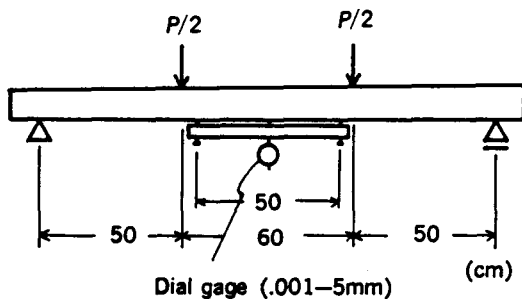
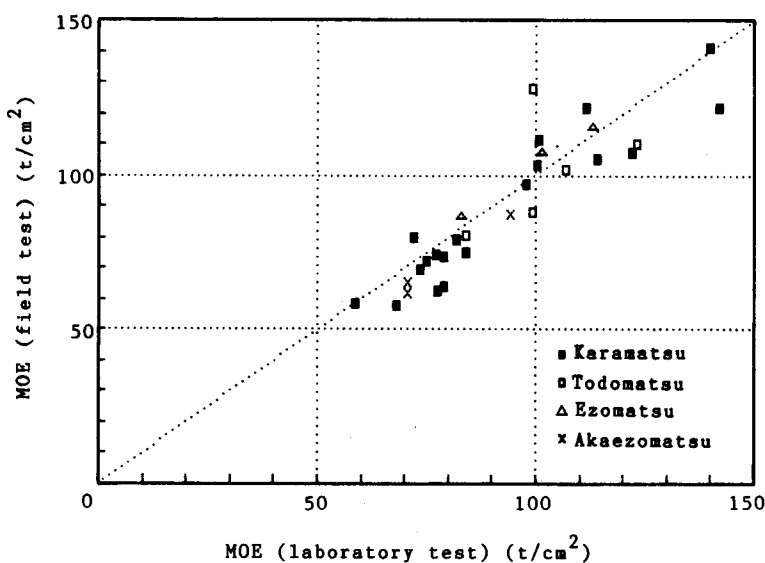


図-2.14 丸太の曲げ剛性試験

Fig. 2.14 Bending test for a log specimen.



図一2.15 樹幹ヤング係数と生材丸太のヤング係数の比較
 Fig. 2.15 Comparison of MOE values obtained (field/lab).

2.2.7 負荷による形成層の傷害

試験時、加力梃子の突付け面は 240 kg 程度の圧力で、数秒ないし数 10 秒間、樹幹に押付けられる。添板部を除く梃子の突付け端全面が一様に樹皮に押付けられたとすると応力は 7 kg/cm² 弱であるが、実際には片ききなどのため、この 2 倍以上の圧縮応力が生じることも考えられる。これによる形成層への影響を見る目的で以下のような実験を行なった。

21 年生のカラマツ樹幹の外樹皮表面に垂直に加圧面積 1 cm×1 cm の木片を負荷位置を変えながら 2 kg 刻み、2~20 kg の圧力で押付けた。負荷継続時間は 1 分間とした。実験は 3 月 18 日 (形成層休止期)、5 月 22 日 (早材形成期)、8 月 29 日 (晩材形成期) の 3 回、同一供試木において負荷位置を変えて行なった。その後、12 月に伐採し、剥皮後の木部表面および断面を観察した。

結果は早材形成期のものについてのみ、18 および 20 kg/cm² で加圧した位置に紡錘形のやつば (接線方向 9 mm×繊維方向 30mm 程度) の形成が肉眼的に認められた。また、14kg/cm² の加圧位置に傷害樹脂道の形成を実体顕微鏡レベル (40倍) で確認できた。以上の結果から、早材形成期の本試験実施はやにつばなどの欠点の原因となりうることがわかった。

2.2.8 試験時期および対象可能径級

上述のように、負荷による傷害をなくすためには形成層の活力が衰える 8 月以降に試験を実施することが望ましい。ただし、冬季の気温が氷点下に下がる時期は実験に不都合である。辺材部の自由水は気温が氷点下数度に下がるだけで過冷却が破れて凍結し、樹幹の曲げ剛性を

増加させるからである。また、実験は風の影響を受けないことが条件となるので試験地の卓越風の日変化や季節変動にも留意すべきである。

対象とする径級は10~25 cmが適当である。これより小径の立木についても、梃子の長さを短くし分銅載荷方式として負荷量を減らすことで曲げ剛性を測定できる。ただし、ヤング係数の評価に際しては、測定区間内の枝などによる断面形状の不整や、木部径の推定誤差が大きくなることに注意が必要である。

樹幹に生じる最大曲げ応力は胸高直径25 cmの供試木に負荷モーメント72 kgm (体重: 60 kg)を作用させた場合、約5.3 kg/cm²である。したがって、これより径級の大きなものでは応力レベルがかなり小さくなるため、直線性の悪さによる弾性率の評価誤差が生じるおそれがある。これは負荷モーメントを大きくすることで、ある程度解決できるが、樹幹への傷害が生じないように梃子の引張り支点と突付け端の間の距離を長くするなどの工夫が必要である。

2.3 要 約

造林木の非破壊的材質評価を目的とした樹幹ヤング係数の簡易測定法を考案した。本方法は、梃子式の器具を用いて試験者の体重を増幅したモーメントを樹幹に負荷し、一定区間の曲げ矢高を測定してヤング係数を計算するものである。本章では測定および計算に際して問題となるいくつかの点について実験的検討を行なった。その結果を要約すれば以下のようである。

- (1) 樹幹のテーパー影響を無視してもヤング係数の評価誤差は1%以内である。
- (2) 樹幹の直交2方向での試験結果を平均するなら、樹幹の断面を真円と仮定してヤング係数を計算して差支えない。
- (3) テーパー影響による剪断付加撓みは無視しうる。
- (4) 自重による付加撓み率は10%以下と考えられる。
- (5) 荷重-変位関係の直線性は極めて良く、再現性も良かった。
- (6) 樹幹ヤング係数は供試木を伐採して得た丸太のヤング係数と良く一致した。
- (7) 本方法を適用できる林木の径級は10~25 cmである。また、試験時期は晩材形成期以降が適当と考えられる。

第3章 半径生長に伴う樹幹曲げ剛性の変動

3.1 年輪構成効果

3.1.1 不均質材料としての寸法効果

針葉樹の樹幹断面内では異なる材質を持つ早材仮道管と晩材仮道管が交互に積層して円柱状の木部を形成している。また、木材の材質は形成層の成熟度によっても異なることが知られている。したがって、立木樹幹の見かけのヤング係数は肥大生長に伴って変化していくものと考えられる。このような樹幹断面の年輪構成が樹幹ヤング係数に及ぼす寸法効果を「年輪構成

効果」と呼ぶことにする。この効果は構成年輪数の少ない若齢木において特に顕著であることが予想される。カラマツのような初期生長の旺盛な樹種では立木曲げ試験を適用できる径級に達したものでも胸高断面に含まれる年輪数が比較的少ないため、測定時期による樹幹ヤング係数の変動が大きくなることが懸念される。本章では樹幹ヤング係数に及ぼす年輪構成効果について考察することにする。

年輪構成効果の解析の基礎となる1年輪内のヤング係数の変動パターンについては、これ

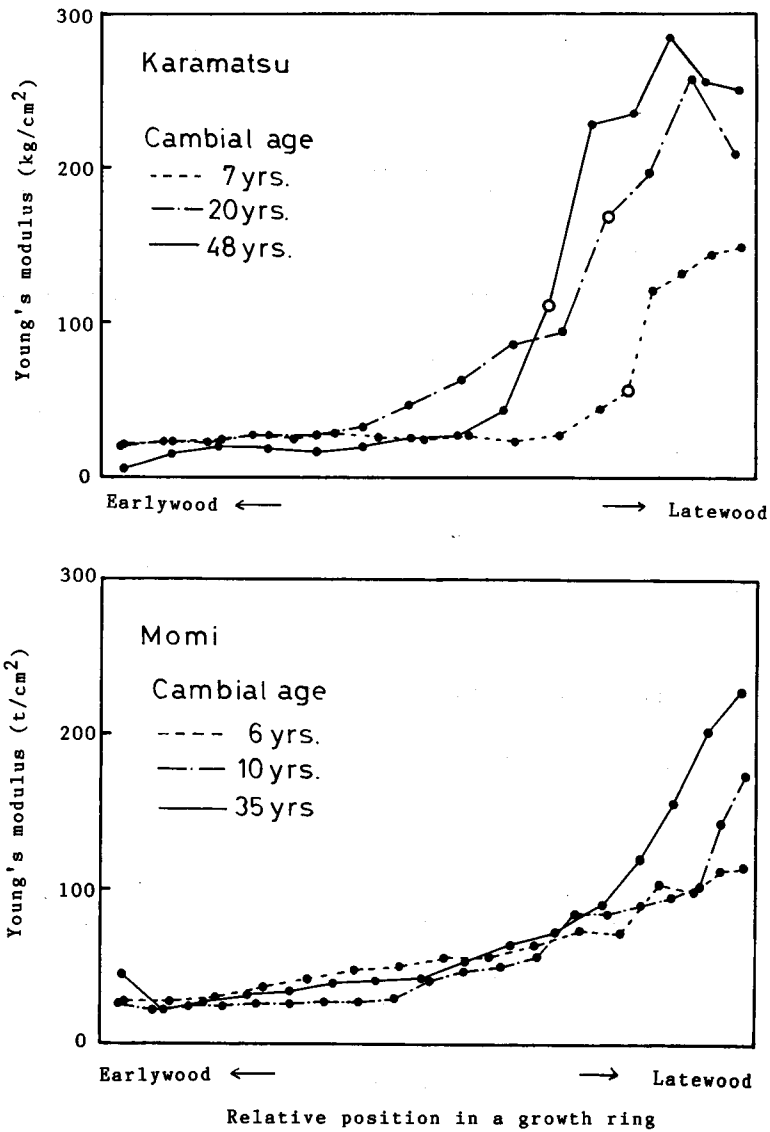
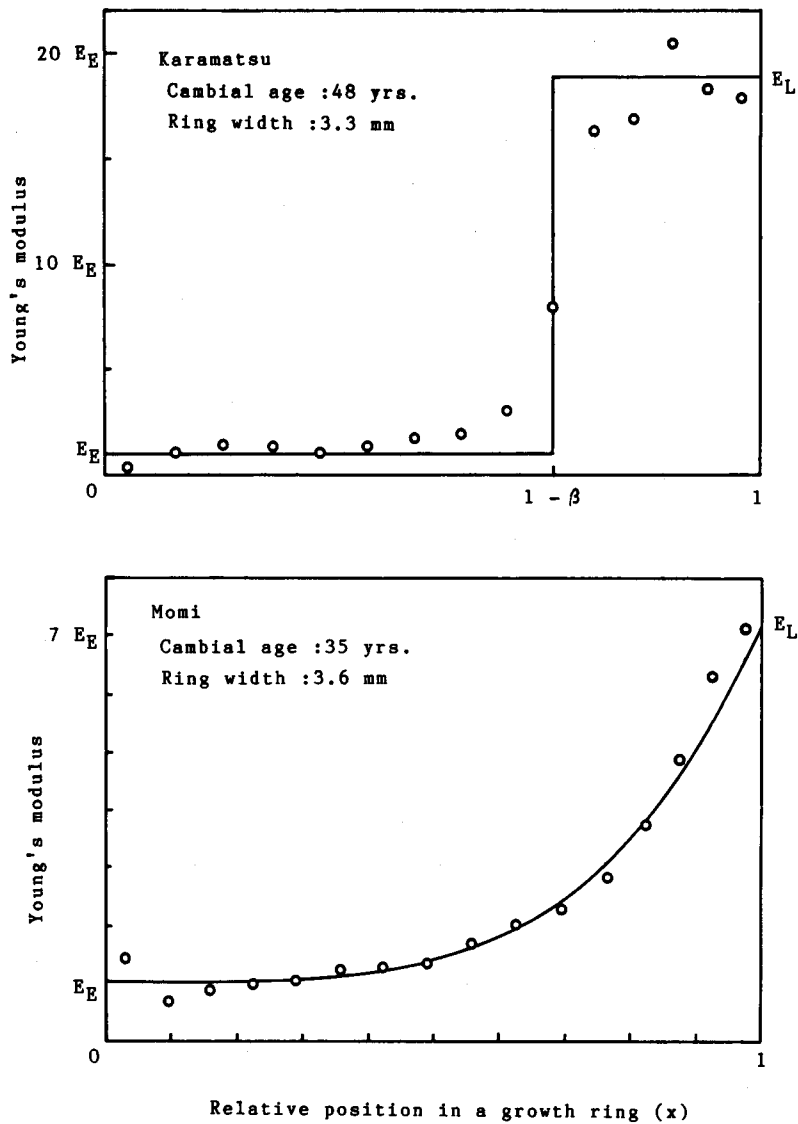


図-3.1 一年輪内のヤング係数分布¹¹⁾

Fig. 3.1 Variation of Young's modulus in a growth ring¹¹⁾.



図—3.2 1年輪内のヤング係数分布に関する2種類の関数仮定
Fig.3.2 Formulation of MOE variation in a growth ring.

までに実験的研究がなされてきている⁹⁻¹¹⁾。太田¹⁰⁾はスギ、ヒノキ樹幹内の動的ヤング係数分布を測定し、早材のヤング係数が未成熟材、成熟材でそれほど差がないのに対し、晩材のヤング係数は髓から数年輪目より10—15年輪目にかけて著しく増加することを示した。鈴木¹¹⁾は針葉樹5樹種について樹幹半径方向の連続切片の引張りヤング係数を測定し、同様の結果を得ている。このうち早・晩材の移行が急な樹種および緩やかな樹種としてそれぞれカラマツとモミを

選び、異なる形成層年齢における1年輪内のヤング係数変化を図3.1に示した。カラマツの例で白抜き丸で示したのは肉眼的に判断された早・晩材の境界であるが、ヤング係数が急激に増加する位置と良く一致している。いずれの例においても髄からの年輪数が増すにつれて晩材のヤング係数が著しく増加する傾向が見てとれる。異なる年次数における早・晩材のヤング係数比を表3.1に掲げておく。

表-3.1 早材ヤング係数に対する晩材ヤング係数の比¹¹⁾
 Table 3.1 The ratio of the MOE of latewood to that of earlywood¹¹⁾.

	Juvenile ←	→ Mature
Karamatsu	6 (7)	10 (20) 19 (48)
Momi	4 (6)	7 (10) 8 (20) 7 (35)

Note: Cambial ages of test pieces are shown in parentheses.

次に、これらの分布パターン関数化を試みた結果、カラマツでは階段関数、モミについては4次関数の当てはめが適当と考えられた(図3.2)。

$$\begin{aligned} \text{カラマツ: } E &= E_E \quad (0 \leq x < 1 - \beta), \\ E &= E_L = \eta E_E \quad (1 - \beta \leq x < 1) \end{aligned} \tag{3.1}$$

$$\text{モミ: } E = E_E \{(\eta - 1)x^4 + 1\} \tag{3.2}$$

ここに、 E_E : 早材ヤング係数の初期値; E_L : 晩材ヤング係数; η : 晩材ヤング係数÷早材ヤング係数; β : 晩材率; x : 前年の年輪境界からの距離÷年輪幅(t)。

本章ではこれら2つのモデルによって樹幹ヤング係数の経年変動を考えることとする。また、問題を単純化するため年輪幅と晩材率は各年次で変化しないものとし、樹幹断面を真円と仮定した。

3.1.2 階段状分布仮定による樹幹ヤング係数の変動

ヤング係数が各々 E_E , E_L の値をとる早材と晩材が交互に堆積する場合について考える。式(3.1)の定義に従い、また年次を0から数えて対象断面の n 年次における半径を $t(n+x)$ とすると前年の終わり(半径= nt)における樹幹の曲げ剛性は式(3.3)に示すように周期関数 $E_{L(n)}$ と断面2次モーメントの積を周期 t で積分したものの総和で表すことができる。

$$\begin{aligned} E_n I_n &= \sum_{i=1}^n \left(\int_{(i-1)t}^{(i-\beta)t} E_E \pi r^3 dr + \int_{(i-\beta)t}^{it} E_L \pi r^3 dr \right) \\ &= \frac{E_E n \pi t^4}{4} \{ (1-\beta) k_{E(n)} + \eta \beta k_{L(n)} \} \end{aligned} \tag{3.3}$$

ここに、 $k_{E(n)} = (n-\beta) \{ n(n-\beta) + \beta(\beta-1) \}$;

$$k_{L(n)} = (n-\beta) \{ (n-\beta)(n+2) + \beta^2 + 1 \} + n\beta$$

さらに、当年次に形成された木部の曲げ剛性は

$$0 \leq x < (1-\beta)$$

$$E_1 I_1 = \int_{n\epsilon}^{(n+x)\epsilon} E_E \pi r^3 dr = \frac{E_E \pi t^4}{4} \{ (n+x)^4 - n^4 \},$$

$$(1-\beta) \leq x < 1$$

$$\begin{aligned} E_2 I_2 &= E_1 I_{1(x=1-\beta)} + \int_{(n-\beta+1)\epsilon}^{(n+x)\epsilon} \eta E_E \pi r^3 dr \\ &= \frac{E_E \pi t^4}{4} [\{ (n+1-\beta)^4 - n^4 \} + \eta \{ (n+x)^4 - (n+1-\beta)^4 \}] \end{aligned} \quad (3.4)$$

樹幹ヤング係数 (E_s) は式 (3.3) に式 (3.4) を加えて得られる全体の曲げ剛性を見かけの断面2次モーメント ($I = \pi t^4 (n+x)^4 / 4$) で割ることによって求められる。

$$0 \leq x < (1-\beta)$$

$$E_s = E_E \left[1 + \frac{n}{(n+x)^4} \{ (1-\beta) k_{E(n)} + \eta \beta k_{L(n)} - n^3 \} \right],$$

$$(1-\beta) \leq x < 1$$

$$E_s = \frac{E_E}{(n+x)^4} [(n+1)(1-\beta) k_{E(n+1)} + \eta \{ \beta k_{L(n)} n + (n+x)^4 - (n+1-\beta)^4 \}] \quad (3.5)$$

また、このような材料から図3.3のような断面を持つ曲げ試片を切り出し、これの柁目面

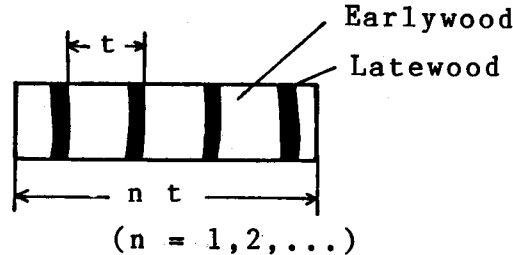


図-3.3 柁目板の断面

Fig. 3.3 Cross section of a quarter sawn material.

に負荷した場合のヤング係数を平均ヤング係数 (E_R) と定義すれば、 E_R は次式で表される。

$$E_R = (1-\beta) E_E + \beta E_L = E_E \{ (1-\beta) + \eta \beta \} \quad (3.6)$$

計算例として早・晩材のヤング係数の比： $\eta=10$ 、晩材率： $\beta=0.2$ とした場合の20年次までの樹幹ヤング係数の変動曲線を図3.4に示した。図中の横線は、この場合の平均ヤング係数： $E_R=2.8 E_E$ の値である。 E_s の変化曲線は各年次の初めから早材形成に伴って減少し、早・晩材境界で極小値をとった後、晩材形成期に入ると急激に増加して年次の終わりに鋭いピークを持つことの繰返しであることがわかる。この極大値を平均ヤング係数に対する比で表せば次式と

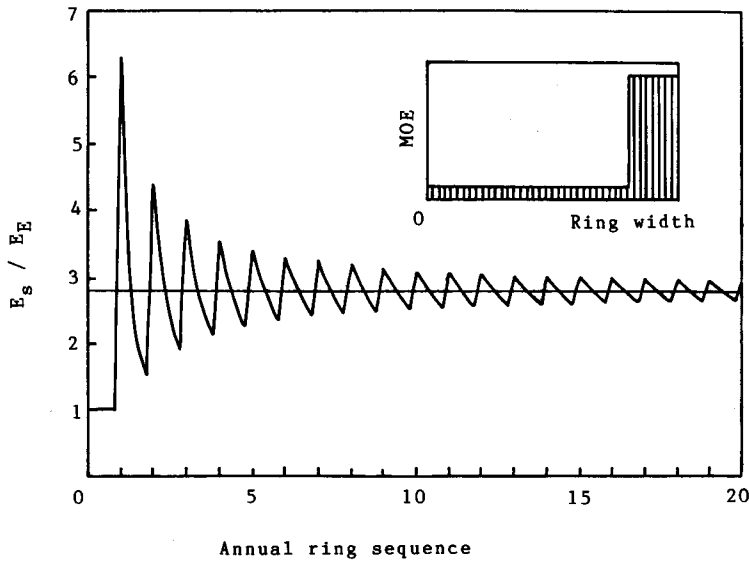


図-3.4 階段関数仮定による樹幹ヤング係数の変動
 Fig. 3.4 Variation of E_s assuming MOE distribution as a step function.

なる。

$$\frac{E_n}{E_R} = \frac{(1-\beta)k_{E(n)} + \eta\beta k_{L(n)}}{n^3 \{ (1-\beta) + \eta\beta \}} \quad (3.7)$$

E_n は0年次の終わりに最大値をとり、4、5年次までに比較的急に収束し、その後 $n \rightarrow \infty$ とした場合の極限值 E_R に徐々に近づいていくことがわかる。本例では10年次目で平均ヤング係数の10%誤差の範囲内に収まってきている。極小値についても同様の傾向が見られ、5年次以降の収束は遅い。したがって樹幹ヤング係数は20年次においても平均ヤング係数の±5%程度の振幅で変動している。

3.1.3 4次関数仮定による樹幹ヤング係数の変動

この場合も前段と同様の手順で解くことができる。前年の生長期間終了後における樹幹の曲げ剛性は式(3.2)において $x = \frac{r}{t} - i + 1$ と書けるから

$$\begin{aligned} E_n I_n &= \sum_{i=1}^n \int_{(i-1)t}^{it} E_E \{ (\eta - 1) \left(\frac{r}{t} - i + 1 \right)^4 + 1 \} \pi r^3 dr \\ &= E_E \pi t^4 \left[\frac{n^4}{4} + (\eta - 1) \left\{ \frac{n}{840} (42n^3 + 56n^2 + 12n - 5) \right\} \right] \end{aligned} \quad (3.8)$$

当年次に形成された木部の曲げ剛性は

$$EI = \int_{nt}^{(n+x)t} E_E \{ (\eta - 1) \left(\frac{r}{t} - n \right)^4 + 1 \} \pi r^3 dr$$

$$= E_E \pi t^4 \left\{ \frac{x}{4} (x + 2n) (x^2 + 2xn + 2n^2) + \frac{\eta - 1}{280} x^5 (56n^3 + 140xn^2 + 120x^2n + 35x^3) \right\} \quad (3.9)$$

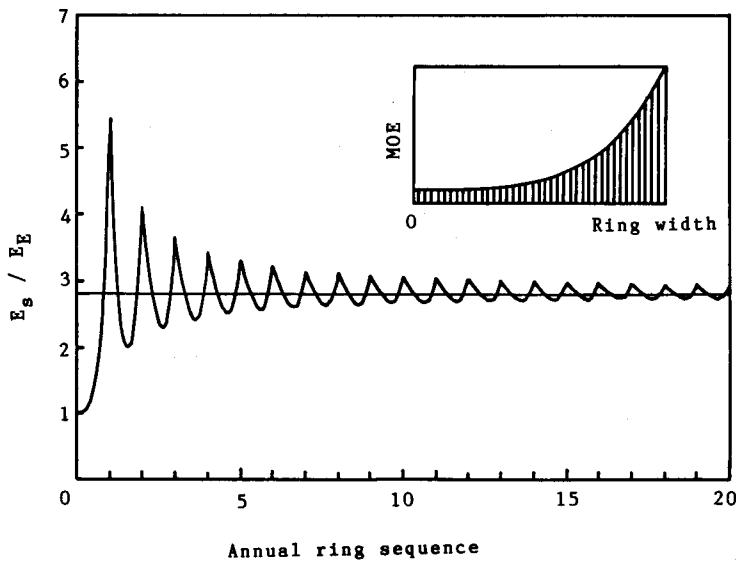
したがって、樹幹ヤング係数は次式で表される。

$$E_S = E_E \left[1 + \frac{\eta - 1}{210(n+x)^4} \left\{ n(42n^3 + 56n^2 + 12n - 5) + 3x^5(56n^3 + 140xn^2 + 120x^2n + 35x^3) \right\} \right] \quad (3.10)$$

また、柱目面負荷によって得られる平均ヤング係数は次式で表される。

$$E_R = \int_0^1 E_E \{ 1 + (\eta - 1)x^4 \} dx = \frac{E_E}{5} (\eta + 4) \quad (3.11)$$

前段と同様に $\eta = 10$ とした場合の E_S 変動の計算例を図 3.5 に示した。横線で示した平均ヤング係数は前段の計算例と同じく $2.8 E_E$ となる。傾向は階段状分布仮定の場合に似ている



図—3.5 4次関数仮定による樹幹ヤング係数の変動
Fig. 3.5 Variation of E_S assuming MOE distribution as a biquadratic function.

が、極大値に比べて極小値の収束がやや早いことがわかる (図 3.6)。

3.1.4 晩材のヤング係数が変化する場合

樹幹内の未成熟領域では同じ材質の年輪が繰返し形成されるのではなく、始原細胞の成熟に伴い成熟材の材質に近づいていくと考えられる。そこで半径生長に伴う弾性定数の変動に関

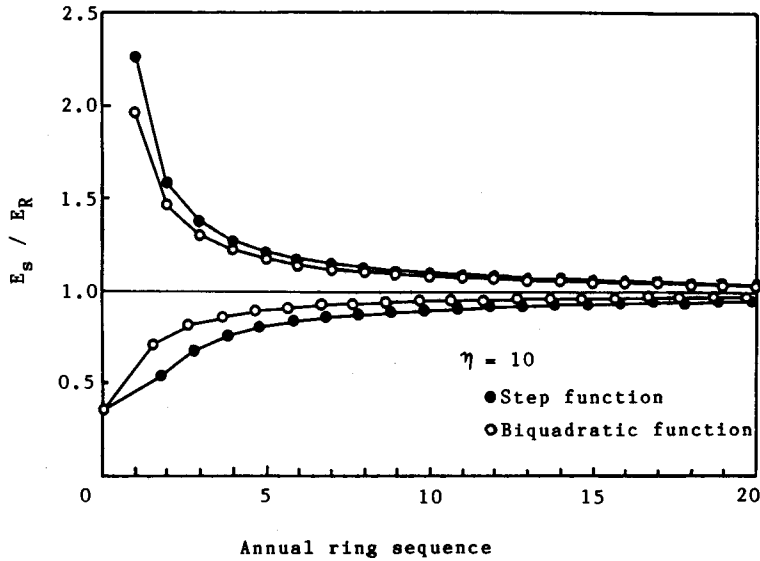


図-3.6 E_s 変動の極値の収束
 Fig. 3.6 Convergence of extremal values for E_s variation.

する既往の研究⁹⁻¹²⁾に基づき、早・晩材のヤング係数を以下のように仮定して E_s 変動の数値計算を行なった。

- 1) 早材のヤング係数は未成熟材，成熟材で不変。
- 2) 晩材のヤング係数は髓より3年目まで一定，その後12年目まで直線的に増加し，再び一定値をとる。

図3.7に示したのは階段状分布の場合で η の初期値を3，成熟材の η を10と仮定したものである。これを見ると E_s 変動は η を一定とした時の変動と晩材ヤング係数の変化とを重ね合わせたものに近い傾向を示すことがわかる。即ち，始原細胞が成熟期に達した後は樹幹ヤング係数の増加傾向も速やかに収まり，その極大値は成熟材の平均ヤング係数の±数パーセントの範囲内の値となって，樹幹内部に含まれる未成熟材の影響は極めて小さいものとなる。なお本例での樹幹ヤング係数の増加速度（4～12年の変動の傾き）は，晩材ヤング係数の増加速度が $0.78 E_R$ /年であるのに対し，約 $0.12 E_R$ /年であった。

以上の計算実験より，構成年輪数が5個以下の樹幹のヤング係数は早・晩材の材質差による寸法効果のために大きく変動することがわかった。対象木の測定部位における年輪幅，晩材率および早・晩材のヤング係数が与えられている場合には年輪構成効果を計算できるが，実際にはこれらは未知である。したがって，立木曲げ試験で対象とする供試木は E_s 変動がある程度

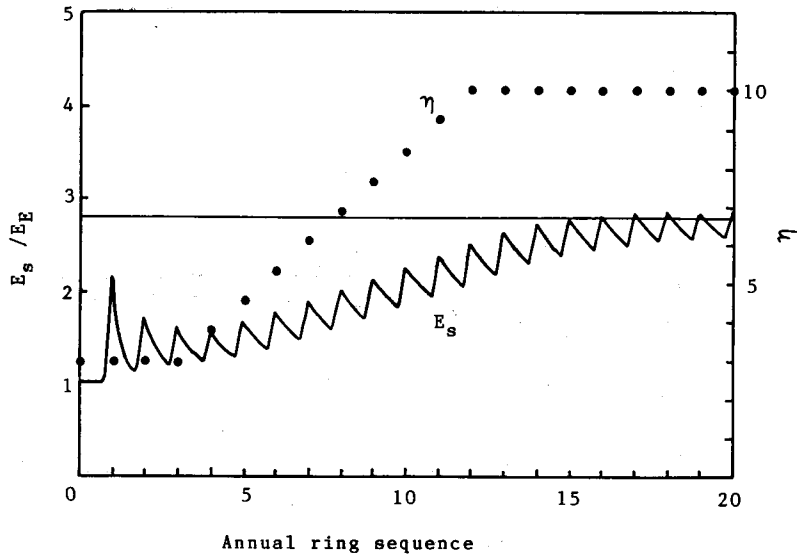


図-3.7 晩材のヤング率が変化する場合の樹幹ヤング係数の変動
 Fig. 3.7 Variation of E_s accompanied with increase of latewood MOE.
 (assuming step function for MOE in a growth ring)

収束する6年輪以上を胸高断面で含んでいることが条件となろう。また、 E_s 変動の振幅の収束は比較的遅いので、測定は晩材形成後の秋季に行なうことが望ましい。以上の条件で実験を行なえば、完全に枝打ちが行なわれ一様な生長を示している林分においては、胸高部位の始原細胞が成熟期に達している立木（例えば20年生以上）の樹幹ヤング係数の測定値は対象木から将来生産される木材の平均ヤング係数を数パーセントの誤差で指示していると考えられる。

3.2 実 験

カラマツ若齢木の立木曲げ試験を行ない、前節に述べた年輪構成効果の検証を試みた。対象としたのは札幌市西野の三菱鉱業セメント(株)所有林のカラマツ(1976年植栽)9本である。1984年11月現在の供試木の概要を径級順に並べて表3.2に示した。樹幹ヤング係数の平均値は 50 t/cm^2 と小さく、未成熟材の影響が強く現れていると考えられる。

立木曲げ試験は84年11月から85年11月にかけて9回行なった。対象木の径級が特に小さいことから、モーメントアームが50 cmの梶子を用意し負荷は3~5 kgの分銅載荷によった(写真3.1)。また、測定区間の樹幹径比が0.85を下回らないようにするため、矢高の測定区間は地上高70~150 cm区間に設定した。樹皮厚の測定は形成層の傷害を避けるため、初回の実験時の1回のみ行なった。

表-3.2 供試木の概要 (1984年11月現在)
Table 3.2 Sample trees as of November 1984.

Tree No.	D.B.H. (cm)	Height (m)	Clear length (m)	Taper rate (mm/m)	E_s (t/cm ²)
1	4.7	4.6	1.1	6.71	53.0
2	5.6	5.2	1.3	5.78	70.1
3	5.7	5.7	1.7	5.00	50.1
4	6.5	5.3	1.7	7.14	40.7
5	6.6	7.4	1.3	4.41	52.6
6	7.2	6.3	1.4	6.14	40.5
7	7.2	5.8	1.7	8.19	36.5
8	8.6	6.4	1.6	6.12	53.8
9	10.4	7.4	1.7	9.69	48.2
Av.	6.9	6.0	1.5	6.57	49.5
S. D.	1.6	0.9	0.2	1.52	9.3

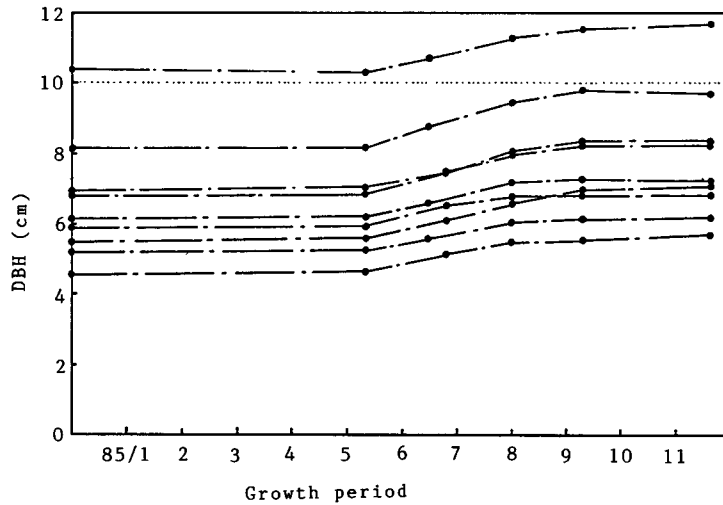


写真-3.1 小径木の曲げ剛性試験
Photo 3.1 Bending test for a small tree.

3.3 結果と考察

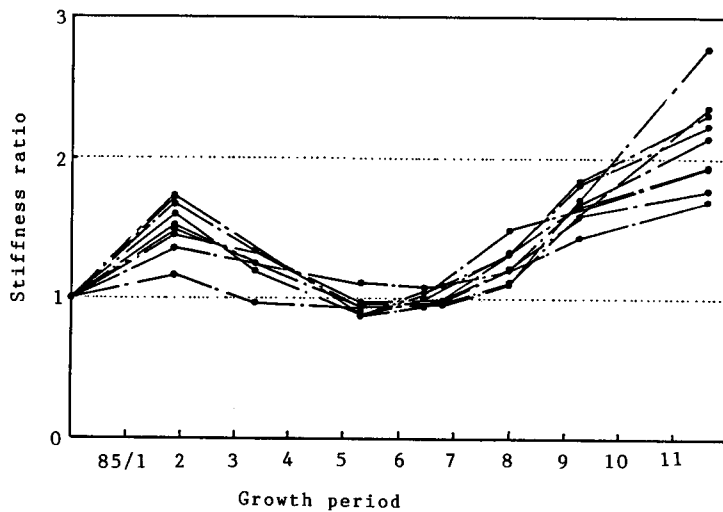
1年間の直径生長の様子を図3.8に示す。5月から8月にかけて特に肥大生長が盛んであったことがわかる。1985年の半径生長量は5～8mm, 平均で6.4mmであった。供試木の胸高直径と半径生長量との間に相関は認められなかった。

次に曲げ剛性の季節変化を初回の測定値に対する比で図3.9に示す。冬期間の剛性増加は辺材部水分の凍結によるものである。形成層活動期の5～7月には旺盛な半径生長にも拘らず



図一3.8 胸高直径の季節変化

Fig. 3.8 Seasonal variation of diameters at breast height.



図一3.9 樹幹曲げ剛性の季節変動

Fig. 3.9 Seasonal variation of the bending stiffness.

曲げ剛性は殆ど増加せず、晩材形成期に入ったと見られる7月から10月にかけて直線的に増加している。このように剛性の増加が半径生長より遅れて進行するのは、主として半径生長に対する木化の遅れによるものと考えられる。なお、図3.9では便宜的に供試木の各時期の測定値を直線で結んだが、剛性の増加は木化終了後の10月初めには終了し、平衡値に達したものと推察される。

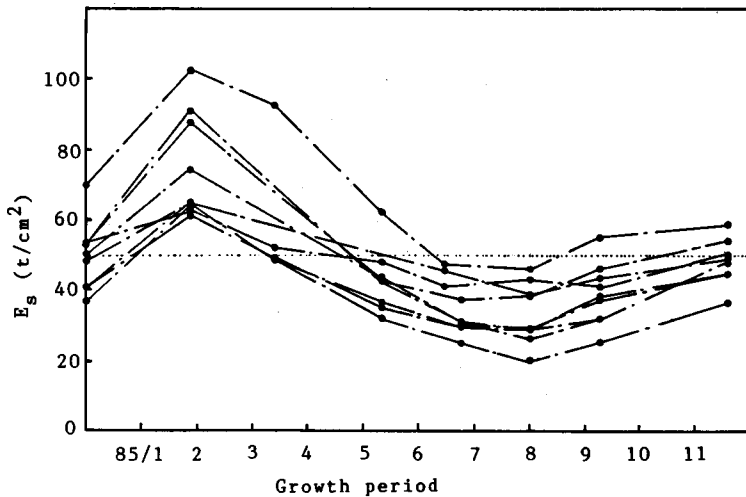


図-3.10 樹幹ヤング係数の季節変動

Fig. 3.10 Seasonal variation of the MOE of tree trunk.

図3.10は樹幹ヤング係数 (E_s) の変化を見たものである。測定値を結んだ線は供試木間で交差することが少なく、立木曲げ試験の再現性の良さを示すものである。供試木間でバラツキはあるが、冬期間、 E_s は氷のヤング係数 (-5°C で $90\sim 99\text{ t/cm}^2$)¹³⁾の影響を大きく受けていることがわかる。その後、5月から7月にかけて減少傾向が見られるが、8月からは増加に転じており、晩材ヤング係数の影響が表れていると考えられる。図3.11は凍結期間の測定値を除外し、横軸に半径生長量、縦軸に E_s の初回測定値に対する比をとったものである。同図には早・晩材のヤング係数比 (η) を10、晩材率を0.2とした場合の E_s 変動の計算曲線を実線および破線で示した。計算値は構成年輪数を6個と仮定した場合である。全体的に見て実測された樹幹ヤング係数は計算値に似た変動傾向を示している。ただし生長期においては殆どの例で計算値を下回っており、図の下方へ平行移動した形とみなすことができる。このような結果となった原因として、第一に半径生長 (新生仮道管の径の確定) に対して2次壁形成と木化が遅れて進行するため^{14,15)}新生細胞の強度的性質が成熟細胞の値に達していないことが挙げられる。これは形成層活動期の前半 (5~7月) において曲げ剛性が殆ど増加していないことから推察される。第二に考えられるのは形成層活動期における内樹皮の膨潤の影響である¹⁴⁾。供試木の木部

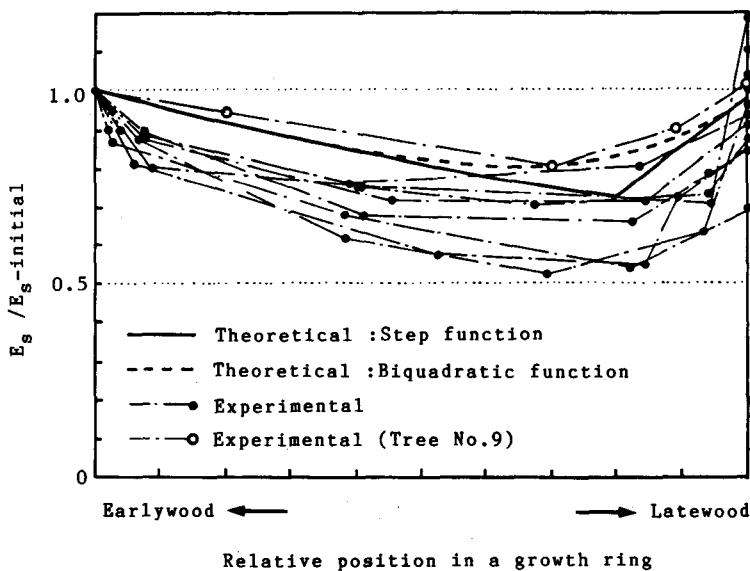


図-3.11 半径生長に伴う樹幹ヤング係数の変動
Fig. 3.11 Variation of E_s associated with radial growth.

径の推定は樹幹周囲長と樹皮厚の測定値に基づいており、このうち樹皮厚の測定は形成層休止期の1回しか行っていないため、内樹皮の膨潤や新生師部の形成による木部径の過大評価が予想されるのである。これらの影響による測定値の下方へのシフトは木部径の絶対値の小さいものにおいて、より顕著になると予想される。図3.11の実験値で白抜き丸で表したのは胸高直径が10.4 cmと抜きんでて肥大生長の良かった供試木No.9についての結果であるが、樹幹ヤング係数の下方へのシフトは認められず、上述の考察を裏付けるものと考えられる。

次に E_s 極大値の経年変化について考察する。図3.12は1984年(9年生)から86年(11年生)までの生長休止期(10~11月)の樹幹ヤング係数の推移を示したものである。1985年の樹幹ヤング係数の前年の値に対する比は最小値が0.84, 最大値は1.19とバラツキが大きかった。傾向として供試木No.1, No.2といった径級の小さいものの前年比が1を下回っている。個々の供試木の年輪幅の推移は不明であるが、仮に樹高が胸高位に達した後の年輪幅を5~6 mmとすると径級の小さいものでは構成年輪数が4, 5個と推定され、 E_s 極大値の初期収束の効果が表れたものと考えられる。また、径級が大きく構成年輪数が多いものでは始原細胞の成熟効果が表れて、 E_s 極大値が増加したものと考えられる。さらに1985年から86年にかけてはすべての供試木*について樹幹ヤング係数が増加している。これらの結果を総合すると、早・晩材の材質差による寸法効果が収束する樹齢は、カラマツの場合、約10年と考えられる。

* 供試木No.1~5については1986年10月の異常降雪によって折損したため測定できなかった。

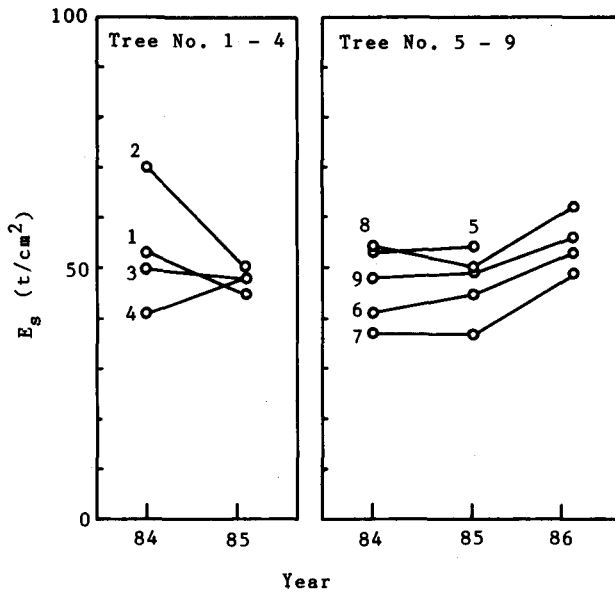


図-3.12 樹幹ヤング係数の経年変化
 Fig. 3.12 Variations of the extremal E_s values.

実際には測定区間内の枝節，あて材，偏心の影響や年輪幅の年次変動が考えられるため厳密な議論はあまり意味を持たないが，以上の実験結果より早・晩材および未成熟・成熟材の材質差に起因する樹幹ヤング係数の年次内変動と極大値の経年変化を概略的に検証することができた。このうち，早・晩材の材質差による極大値の経年変化については樹齢10年以上の供試木を対象とすること，および実験を晩材形成期以後に行なうことの2点を条件とすれば無視できるものと考えられる。

3.4 要 約

本章では早・晩材のヤング係数の相違に起因する樹幹ヤング係数 (E_s) の経年変動について考察した。針葉樹の早・晩材および未成熟・成熟材の弾性係数に関する既往のデータに基づいて数値的な検討を行なった結果，以下のようなことが導かれた。

(1) 解析の基礎となる1年輪内のヤング係数分布のモデルとして，早・晩材の移行が急な場合と緩やかな場合について階段関数および4次関数を仮定し，樹幹ヤング係数の変動曲線を計算した。その結果，両者の間に大きな傾向の差は認められなかった。

(2) 樹幹ヤング係数は各年次の晩材形成が始まる直前に極小値をとり，形成層活動休止期に極大値をとる。この極大値の最大値は第1年次に見られ以後5年程度で収束する。

(3) 早・晩材のヤング係数比 (η) が始原細胞の成熟に伴い経年変化する場合，樹幹ヤング係数の変動は η を一定とした時の変動に η の変化を重ね合わせたような傾向が見られる。この

場合、 E_s 極大値は始原細胞が成熟期に達した数年後には成熟材の平均ヤング係数を数パーセントの誤差で指示するようになると考えられる。

以上の考察は節やあて材、偏心などの影響を無視した理想的な場合に関するものであるが、9-11年生のカラマツを対象とした実験の結果、年輪構成効果によると見られる樹幹ヤング係数の年次内および経年変動を確認することができた。また形成層活動期には新生細胞の未木化部分の剛性が小さいことなどにより、見かけのヤング係数は計算値よりさらに小さな値をとることが認められた。

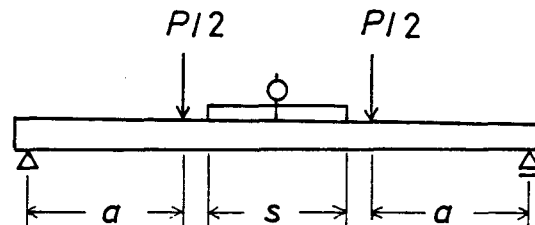
第4章 丸太材の曲げおよび捩り性能

本章の内容については既に本演習林研究報告に発表しているので⁶⁾、ここではその要約を述べることにする。供試材は天塩地方演習林、苫小牧地方演習林および西野山林から伐採されたカラマツ、トドマツ、アカエゾマツおよびヨーロッパトウヒの丸太、計91本(立木本数46本)である。末口径の範囲は10-20 cmであり、末口における年輪数の範囲は14-36年であった。

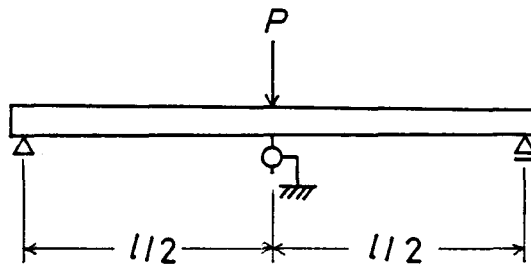
4.1 計算式

4.1.1 曲げヤング係数

図4.1(a)に示すように4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



a) Four point bending



b) Three point bending

図-4.1 曲げ剛性試験の方法
Fig. 4.1 Method of bending test.

ング係数は以下の式から求められる。

$$E = \frac{s^2 Pa}{2 \pi \delta r_m^4} \quad (4.1)$$

$$E_t = \frac{s^2 Pa (r_b^2 + 4 r_b r_e + r_e^2)}{3 \pi \delta r_b^2 r_e^2 (r_b + r_e)^2} \quad (4.2)$$

$$\frac{E_t}{E} = \frac{1}{24} (\alpha^2 + 6 \alpha + 6 \alpha^{-1} + \alpha^{-2} + 10) \quad (4.3)$$

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； $\alpha = r_e / r_b$

式 (4.1) の E は丸太を等断面と仮定した場合、式 (4.2) の E_t は直線テーパーを考慮した場合であるが、両者の比は式 (4.3) に示したように丸太の撓み測定区間における径比 (α) のみによって決定される。

図 4.1 (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ー仮定について、それぞれ式 (4.4)、(4.5) で表される。

$$E = \frac{Pl^3}{12 \pi \delta r_m^4} \quad (4.4)$$

$$E_t = \frac{Pl^3}{3 \pi \delta r_b r_e (r_b + r_e)^2} \quad (4.5)$$

$$\frac{E_t}{E} = \frac{(\alpha + 1)^2}{4 \alpha} \quad (4.6)$$

丸太の径比が特に小さい場合には、式 (4.5) を用いてテーパー影響を考慮する必要がある。

タイコ材の曲げ試験の場合は、ヤング係数の計算におけるテーパー影響は丸太の場合よりさらに小さくなるので、テーパーのないものとして取扱うことができる。なお、タイコ材の断面 2 次モーメントは縦使いおよび平使いの場合について、それぞれ以下の式で表される。

$$I_{\text{edge}} = \frac{1}{384} (12 \varphi + 8 \sin 2 \varphi + \sin 4 \varphi) d^4 \quad (4.7)$$

$$I_{\text{flat}} = \frac{1}{128} (4 \varphi - \sin 4 \varphi) d^4 \quad (4.8)$$

ここに、 $\varphi = \sin^{-1}(b/d)$ ； d ：タイコ材の直径； b ：タイコ材の幅。

4.1.2 剪断付加撓み

図 4.1 (a) の矢高測定区間における剪断付加撓み (δ_s) と剪断付加撓み率 (ξ_t) は、それぞれ以下の式で表される。

$$\delta_s = \frac{4 Pa (r_b - r_e)^2 (r_b^2 + 4 r_b r_e + r_e^2)}{27 G \pi r_b^2 r_e^2 (r_b + r_e)^2} \quad (4.9)$$

$$\xi_t = \frac{\delta_s}{\delta} = \frac{4 \phi^2 E}{9 G} \quad (4.10)$$

テーパー率 (ϕ) を 5 mm/m, E/G を 20 とした場合, 剪断付加撓み率は 0.2% と全く無視しうるものである。

一方, 図 4.1 (b) の中央集中荷重条件でのスパン中央の剪断付加撓みは以下のように表される。

$$\delta_0 = \frac{Pl(29 r_b^2 + 14 r_b r_e + 17 r_e^2)}{54 G \pi r_b r_e (r_b + r_e)^2} \quad (4.11)$$

$$\xi_t = \frac{E(29 r_b^2 + 14 r_b r_e + 17 r_e^2)}{18 Gl^2} = \frac{\phi^2 E(29 + 14 \alpha + 17 \alpha^2)}{18 G(1 - \alpha)^2} \quad (4.12)$$

ここでテーパーがない場合 ($\phi = 0$, $\alpha = 1$) の剪断付加撓み率 (ξ_0) は次式で表される。

$$\xi_0 = \frac{10 Er^2}{3 Gl^2} \quad (4.13)$$

$$\frac{\xi_t}{\xi_0} = \frac{(29 + 14 \alpha + 17 \alpha^2)}{15(1 + \alpha)^2} \quad (4.14)$$

このように剪断付加撓み率におけるテーパー影響は丸太の径比のみによって決定される。

4.1.3 振り試験による剪断弾性係数

テーパー丸棒の剪断弾性係数は振り試験の結果から次式を用いて計算できる。

$$G = \frac{2 M_T}{3 \theta_T \pi r_b^3 r_e^3} (r_b^2 + r_b r_e + r_e^2) \quad (4.15)$$

ここに, M_T : 振りトルク; $\theta_T = \varphi_T / s$: 振り率; s : 振り角の測定区間長; φ_T : 振り角; r_b , r_e : 測定区間の元口と末口における半径。

一方, 丸太を半径 r_m の等断面丸棒と仮定した場合の剪断弾性係数は次式で表される。

$$G_0 = \frac{2 M_T}{\theta_T \pi r_m^4} \quad (4.16)$$

両者の比をとると

$$\frac{G}{G_0} = \frac{(\alpha^2 + \alpha + 1)(1 + \alpha)^4}{48 \alpha^3} \quad (4.14)$$

丸太のテーパー率が 5 mm/m, 中央半径が 5 cm の場合, 振り率測定区間長を 40 cm とすると測定区間の径比 (α) は 0.92 となり, 等断面仮定で式 (4.16) 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。

4.2 生材丸太の曲げおよび振り性能

生材状態での曲げおよび振り性能を樹種別に表 4.1 に示した。

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も節をきっかけとする破壊例は少なかった。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。

曲げ強さの推定指標としてはヤング係数が優れていた。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。

表-4.1 丸太材 (生材) の曲げおよび捩り性能
Table 4.1 Bending and torsional properties of the green logs.

Species	Number of specimens	Average ring width (mm)	Basic density (kg/m ³)	MOE (t/cm ²)	MOR (kg/cm ²)	G (t/cm ²)	$\frac{E}{G}$
Karamatsu	35	3.6	394	113.7	473	5.9	19.3
Todomatsu	31	3.1	324	102.5	396	4.8	21.4
Ezomatsu	3	1.8	361	98.2	—	5.0	19.6
Akaezomatsu	6	2.8	373	89.3	419	5.8	15.4
Norway spruce	16	3.5	335	94.1	350	4.4	21.4

MOE: 曲げヤング係数 Modulus of elasticity; MOR: 曲げ強さ Modulus of rupture;
G: 剪断弾性係数 Modulus of rigidity.

梁の撓みに関する特性値である E/G は樹種による差は小さく、約 20 とすることができるとする。

4.3 乾燥に伴う性質の変化

気乾状態 (含水率約 15%) まで天然乾燥した丸太材の曲げおよび捩り性能を生材時と比較しながら表 4.2 に示した。

表-4.2 丸太材 (気幹材) の曲げおよび捩り性能
Table 4.2 Bending and torsional properties of the air-dry logs.

Species	Number of specimens	MOE (t/cm ²)	$\frac{EI_{dry}}{EI_{green}}$	$\frac{E_a}{E_g}$	MOR (kg/cm ²)	$\frac{MOR_a}{MOR_g}$	G (t/cm ²)	$\frac{GI_{p-d}}{GI_{p-g}}$	$\frac{G_a}{G_g}$	E/G	
Karamatsu	15	110.8	1.024	1.126	623	1.319	5.3	.951	1.005	22.0	
Todomatsu	14	114.8	1.086	1.135	527	1.279	3.2	.694	.735	37.0	
Ezomatsu	3	111.6	1.072	1.135	685	—	4.6	.867	.914	24.9	
Akaezomatsu	5	97.8	1.067	1.127	538	1.375	5.1	.880	.918	19.2	
Norway spruce	8	116.9	1.127	1.202	480	1.392	3.5	.806	.844	34.1	
Overall	45	Av.	111.7	1.067	1.141	562	1.327	4.3	.832	.877	28.7
		S.D.	15.0	.116	.107	90	.138	1.3	.185	.201	9.5

EI: 曲げ剛性 Bending stiffness; GI: 捩り剛性 Torsional rigidity.

丸太材のヤング係数と曲げ強さは乾燥によって、それぞれ約 14% および 33% 増加した。これに対し見かけの剪断弾性係数は材面に生じた乾燥割れのために平均で 12% 減少した。ただし見かけの剪断弾性係数の変化傾向は樹種による差が大きく、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、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、気乾後の E/G の比率はカラマツでは 22 と生材時に比べて殆ど変化しなかったのに対し、トドマツでは約 40 と 2 倍近く増加した。

曲げ破壊形態は乾燥割れを結んで剪断破壊が進行する例が見られた。荷重条件によっては割れが曲げの中立面に来ないように配慮が必要であろう。

4.4 無欠点小試験片との曲げ性能の比較

表 4.3 は気乾丸太の曲げ破壊後、外縁の非破壊部から採取した無欠点小試験片の曲げ性能

表—4.3 無欠点小試験片の曲げ性能
Table 4.3 Bending properties of small clear specimens.

Species	MOE (t/cm ²)	$\frac{E}{E_{Log}}$	MOR (kg/cm ²)	$\frac{MOR}{MOR_{Log}}$	
Karamatsu	106.1	.952	840	1.388	
Todomatsu	111.7	.983	766	1.477	
Ezomatsu	89.4	.808	726	1.062	
Akaezomatsu	88.2	.907	714	1.334	
Norway spruce	106.5	.924	709	1.497	
Overall	Av.	104.3	.940	770	1.402
	S. D.	15.3	.077	108	.175

を丸太材に関する値と比較したものである。無欠点材のヤング係数は丸太材に比べて6%程度小さいが、剪断付加撓み*を考慮に入れるるとほぼ等しいと言える。これは丸太材では製材のような切削による目切れがないために、欠点による強度の低減が少なくなることによると考えられる。ただし、曲げ強さに関しては丸太材では剪断破壊が関与したものがあつたため、強度比は約70%であつた。

4.5 製材との曲げおよび振り性能の比較

丸太材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性質の変化を表 4.4 に示す。曲げヤング係数は、トドマツでは殆ど差がなかったが、カラマツではタイコ材を平使い

表—4.4 製材の曲げおよび振り性能
Table 4.4 Bending and torsional properties of sawn lumber.

Species	Number of specimens	Sawn by two sides タイコ材				Boxed heart squares 心持正角材				
		edgewise		flatwise		E	E/E _{Log}	G	G/G _{Log}	E/G
		E	E/E _{Log}	E	E/E _{Log}					
Karamatsu	10	133.4	.996	110.3	.825	98.4	.735	6.77	1.002	14.8
Todomatsu	7	98.2	1.002	97.8	1.000	93.9	.960	5.53	1.012	17.4

* 丸太材の曲げ剛性試験は図 4.1(a)の条件で行なつたので剪断撓みを見無視できるが、無欠点材の実験条件における測定値は E/G が 15~20 の範囲で 7~9% の剪断撓みを含んでいたと計算される。

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未成熟・成熟材の材質差が大きく、また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。ただし、見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。

第5章 針葉樹造林木の樹幹ヤング係数

前章までに生立木の樹幹ヤング係数の測定方法と測定値の取扱いについて述べた。本章では主としてカラマツを対象として、林分内、林分間の樹幹ヤング係数の変動を調べた結果について述べる。検討した項目は生長量、樹齢との関係、斜面方位の影響、産地試験および林地間の変動である。

5.1 実 験

樹幹ヤング係数の測定は以下の林地で合計、403本の供試木について行なった。

北海道大学苫小牧地方演習林 112, 114, 115, 120, 123, 127, 苫小牧市高丘
135, 136, 306, 312, 317 林班

同演習林札幌実験苗畑 札幌市北海道大学構内

三菱鉱業セメント(株) 西野山林 9, 10, 11, 12 林班 札幌市西野

農林水産省北海道林木育種場 樹木園 江別市文京台

清水営林署清水事業区 15 林班い小班 河西郡清水町

釧路営林署標茶事業区 29 林班ぬ, か小班, 24 林班ろ小班 厚岸郡厚岸町

樹種は苫小牧演習林ではカラマツ、トドマツ、エゾマツ、アカエゾマツの4樹種、他の5林地ではカラマツのみである。カラマツについては主として林齢20~35年の間伐期の林分を対象とした。供試木は樹幹の曲がりや傾斜が小さく、外見上の欠点の少ないものから選んだ。

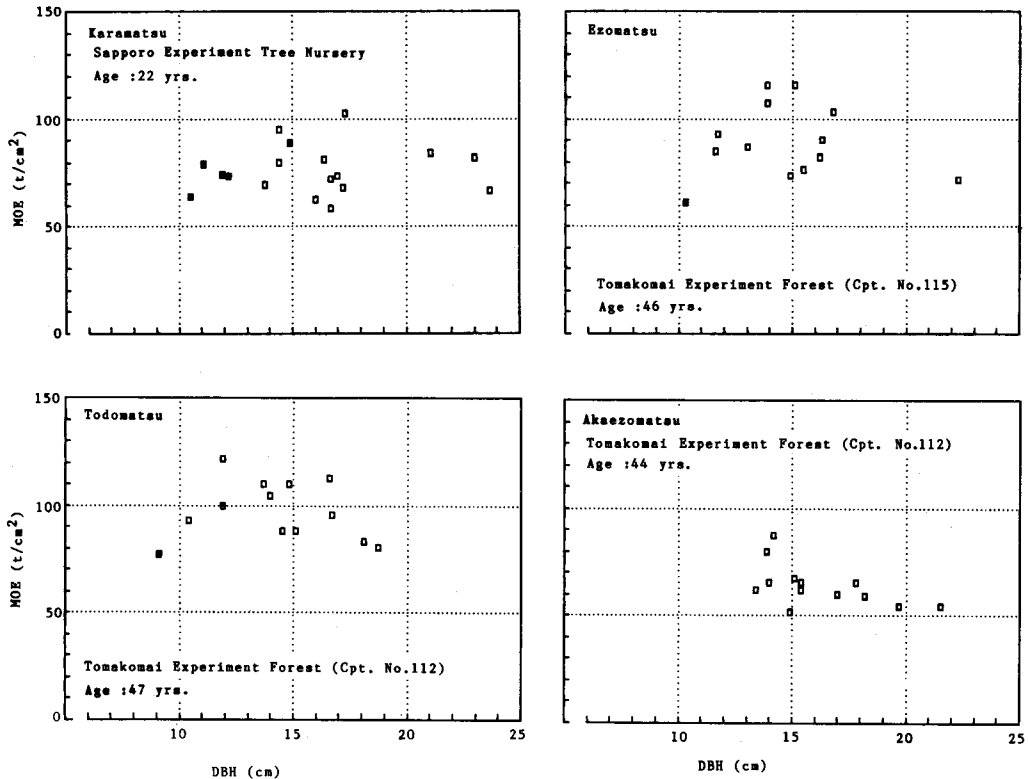
試験方法は第2章に述べたぶら下がり方式である。ただし、胸高直径8 cm以下の供試木(西野山林の9~11年生林分)については、モーメントアームが50 cmの加力梃子を用いて分銅載荷試験を行なった。試験はいずれも夏季(晩材形成期)以降に実施した。

5.2 結果と考察

5.2.1 林分内の樹幹ヤング係数の変動

個々の林木の生長は、種子や微小な環境条件の差あるいは傷害履歴の影響などにより、同一林分内においても相当なバラツキを生じてくるものであり、それに伴う材質の変動が予想される。そこで、針葉樹4樹種について、それぞれ同一林分内の胸高直径と樹幹ヤング係数の関係を調べた結果を図5.1に示す。

一般に針葉樹では年輪幅と容積密度数との間に負の相関関係が認められており、肥大生長の良いものでは材質が劣ることも懸念されたが、供試木の胸高直径と樹幹ヤング係数の間に特



図—5.1 胸高直径と樹幹ヤング係数の関係

Fig. 5.1 Relationship between DBH and MOE of the trees within a compartment.

に関係は認められなかった。図において黒四角で表したのは被圧木に関する測定値であるが他に比べて樹幹ヤング係数が小さい傾向が認められる。久保ら¹⁶⁾はスギ生立木について樹冠の一部を切除すると、晩材形成への移行時期が早まって年輪幅が狭くなると同時に、晩材の生産速度も低下することを報告している。したがって、被圧木などのクローネの同化量が劣る個体では年輪幅が狭くなると同時に、晩材率が小さくなることも予想される。樹幹ヤング係数には晩材の性質の寄与が大きいと考えられ、同一林分内では生長の良否の影響を直接には反映しないようである。

同一林分内の樹幹ヤング係数の変動係数は15%程度と、胸高直径のバラツキに比べてかなり小さいものである。今、対象林分の樹幹ヤング係数が平均値 80 t/cm^2 、変動係数15%で正規分布していると仮定すると供試木数10本の場合の試料平均の標準偏差は 3.8 t/cm^2 となり、評価誤差は95%の信頼度で $\pm 7.4 \text{ t/cm}^2$ と計算される。したがって、平均的な生産をしている供試木を1林分当たり10本程度選んで樹幹ヤング係数を測定すれば、実用的に十分な精度で林分の材質評価を行なうことができると考える。

5.2.2 カラマツの樹齢と樹幹ヤング係数の関係

カラマツは初期生長が良好なため間伐木の幹材積に占める未成熟材の比率が大きく、利用上の問題となっている。そこで、札幌市西野の民有林と標茶の国有林で、それぞれ異なる林齢のカラマツ林分の樹幹ヤング係数を測定し比較した。それぞれの地域の林分はいずれも緩傾斜地で近接しており、林分間の立地条件による変動は比較的小さいと考えられる。

図 5.2 は両林地について林分別に樹幹ヤング係数の平均値と標準偏差を示したものであ

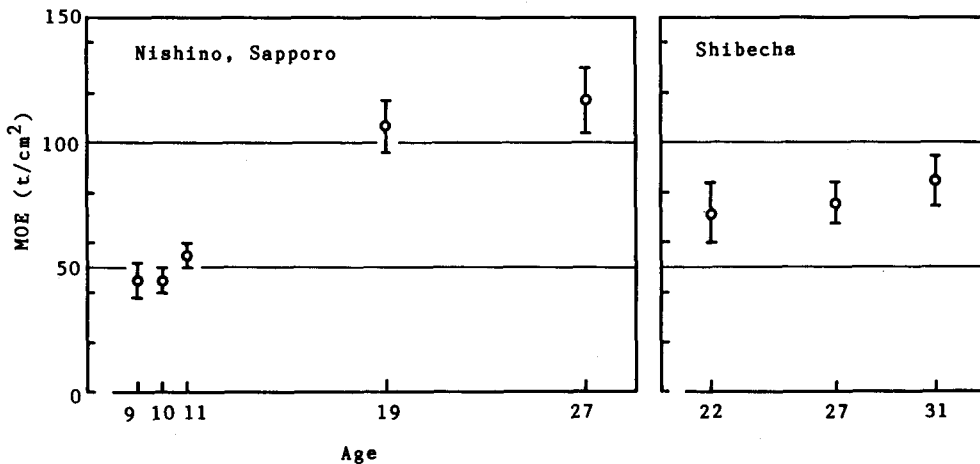


図-5.2 カラマツの林齢と樹幹ヤング係数の関係

Fig. 5.2 Relationship between the average MOE and the stand age for karamatsu trees.

る。これを見ると、樹幹ヤング係数は10年生台に急激に増加するようであり、20年生以上ではその増加率は小さく安定期に入るものと見られる。なお、西野の9-11年生林分の樹幹ヤング係数は同一供試木について3年間継続して測定してきたものである。

第3章で行なった樹幹ヤング係数に及ぼす形成層の成熟効果に関する試算によれば、樹幹ヤング係数は胸高部位の形成層が成熟した数年後には安定した値を示すようになると考えられる。カラマツ造林木の場合、力学的性質に関する形成層の成熟年齢は15年程度と見られるので¹⁷⁾今回の結果は妥当なところと言える。樹齢による材の成熟効果についてはさらに試験を継続して検討する必要があるが、現時点では林齢25年以上であれば樹幹ヤング係数は成熟材部のヤング係数値を示すものとみなして良いであろう。

5.2.3 同一林地内の林分間の樹幹ヤング係数の変動

同一林地内でも斜面方位や傾斜度によって日照条件を始めとする局地的な環境条件が異なるため、林木の生長のみならず材質にも差が生じるかもしれない。そこで苫小牧演習林のカラマツ7林分(林齢:27-35年)およびアカエゾマツ3林分(32-45年)の樹幹ヤング係数を測定して比較した。各林分と供試木の概要を表5.1に示す。同地方は比較的冷涼で夏季の日照量

表-5.1 供試林分の概要

Table 5.1 Details of the sample plots of karamatsu and akaezomatsu at Tomakomai Experiment Forest.

Species	Cpt. No.	Age	Exposure of slope	Degree of slope (°)	Number of sample trees	D.B.H. (cm)	Height (m)	Av. MOE (t/cm ²)
Karamatsu	127	29	SW	8	10	17.5	14.3	85.8
	306	28	N	4	17	16.9	12.1	82.3
	136	35	-	even	6	19.9	15.8	81.2
	114	34	W	15	10	17.1	11.8	80.1
	135	28	-	even	10	18.7	12.6	78.7
	120	27	NE	24	10	18.3	15.0	74.9
	313*	29	-	even	10	15.9	11.4	72.8
Akaezomatsu	317*	45	-	even	10	16.9	10.6	77.6
	123	32	NE	gentle	10	16.6	9.0	70.4
	112	43	SW	gentle	13	14.3	9.5	64.2

* Stands on plateaux.

が少ない地域に属している。また、土壌は火山礫土の堆積が厚く表土の発達が悪いが、林間間の土壌条件の差が小さいとみなせるので、この種の比較実験には好都合と考えられる。

図 5.3 は樹幹ヤング係数の林分別の平均値と標準偏差である。カラマツに関する結果を見

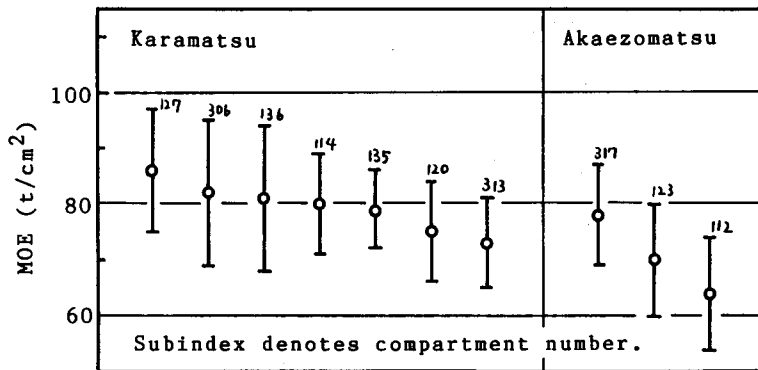


図-5.3 林分別の樹幹ヤング係数の平均値と標準偏差

Fig. 5.3 Comparison of the MOE for the plots described in Table 5.1.

ると、沢沿いの緩斜面や平坦地 (127, 306, 136, 114, 135 林班) のものの平均値が大きく、北向きの中斜面 (120 林班) および気象害を受け易い台地上の林分 (313 林班) に関する平均値が小さかった。供試林分をこれら 2 つのグループに分けた場合の樹幹ヤング係数の平均値はそれぞれ 82 t/cm², 74 t/cm² であり、両者に関する平均値は 1% の有意水準で差が認められた。このような林間間の材質差は、生長量に差が認められないことを考え併せると、日照条件などによ

って晩材率が異なることを示唆するものかもしれない。

一方、アカエゾマツでは樹幹ヤング係数の平均値に林分間で差は認められたが、台地上の林分より南向き斜面の林分の平均値が小さいなど、樹幹ヤング係数と環境因子との関連は不明であった。これらの結果は両樹種の耐陰性の差に起因するものかもしれない。ただし、アカエゾマツは蛇紋岩土壌や湿原といった劣悪な立地条件でも成林している特異な樹種であり、環境因子が材質に及ぼす影響を解析することは容易ではない。

環境因子が樹木の材質に及ぼす影響については、今後さらに検討する必要がある。ここでは、同一林地内においても、林分間で局地的な環境の差によると見られる材質差があることを指摘するにとどめることにする。

5.2.4 カラマツ産地試験林における測定例

供試林の一つに挙げた清水営林署管内の林分は昭和35年に植栽されたカラマツの産地試験地である。この産地試験は国内外合わせて14ヶ国、44ヶ所で同時期に開始された国際的規模のものであり、北海道内でも林業試験場が設定した試験地のほか、合計7ヶ所で行なわれている。これらの試験地の経過については植栽後約10年までの初期生長、耐病性、生長停止時期などに関する調査結果が報告されているが¹⁸⁻²¹⁾材質に関する報告例はまだないようである。そこで林齢27年に達した清水の試験林で樹幹ヤング係数の測定を行ない、原産地による材質の差に

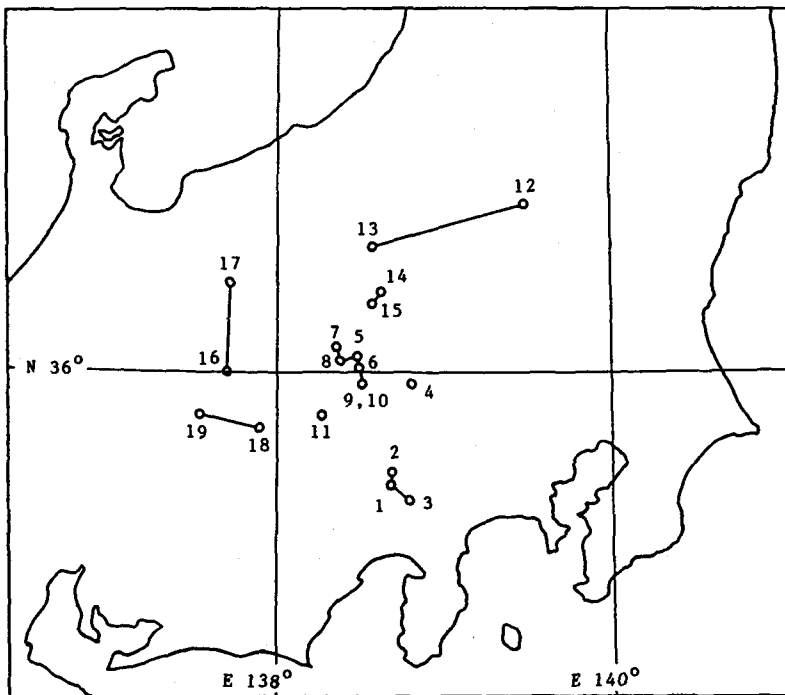


図-5.4 供試種子の採取地
Fig. 5.4 Location of the sampling plots for the provenance trial.

表-5.2 清水試験地におけるカラマツ種子の産地と系統
 Table 5.2 Pedigrees and provenances of karamatsu trees at Shimizu Trial Stand.

Pedigree	Plot No.	Provenance	Latitude (N)	Altitude (m)	Av. MOE (t/cm ²)
富士 Fuji	1	天神峠 Tenjin touge	35°26'	1320	95.3
	2	吉田三合目 Yoshida sangoume	35°24'	1760	98.7
	3	静岡 Shizuoka	35°19'	1600	84.8
川上 Kawakami	4	甲武信 Kobushi	35°57'	1500	98.0
八ヶ岳 Yatsugatake	5	稲子 Inako	36°02'	1750- 1800	88.1
	6	海の口 Uminokuchi	36°01'	1700- 1800	94.1
	7	蓼科山 Tadeshinayama	36°06'	1600	83.9
	8	豊平 Toyohira	36°02'	1700	92.7
	9	立沢低地 Tatsuzawa (low)	35°56'	1600	90.6
	10	立沢高地 Tatsuzawa (high)	35°57'	1750	91.2
南アルプス Minami-Alps	11	甲斐駒ヶ岳 Kai-Komagatake	35°45'	1500	80.7
日光・白根 Nikkou-Shirane	12	赤沼 Akanuma	36°46'	1360	77.7
	13	万座 Manza	36°38'	1800	80.7
浅間 Asama	14	田代 Tashiro	36°26'	1900	81.6
	15	杓掛 Kutsukake	36°24'	1400- 1450	86.9
北アルプス Kita-Alps	16	鉢盛山 Hachimoriyama	36°04'	1920	80.7
	17	高瀬川 Takasegawa	36°24'	1380	84.8
木曾 Kiso	18	木曾駒ヶ岳 Kiso-Komagatake	35°48'	1818	78.6
	19	御岳 Ontake	35°54'	1380	70.4

について検討した。産地は表5.2および図5.4に示した19産地である。各産地のものは、原則として1プロットに126個体ずつ、3プロットに分けて3重格子法で植栽されており、まだ間伐されていない。広葉樹等の侵入が少なく残存率も高い一方、胸高直径のバラツキは10~25cmと大きく近年の生長も悪いようである。供試木は1プロットにつき樹幹通直なものを2本ずつ、

合計1産地当たり6本ずつを選んで試験を行なった。ここで、肥大生長(年輪幅)の差が材質に及ぼす影響を除去するために、供試木は胸高直径15~20cmの範囲から選んだ。

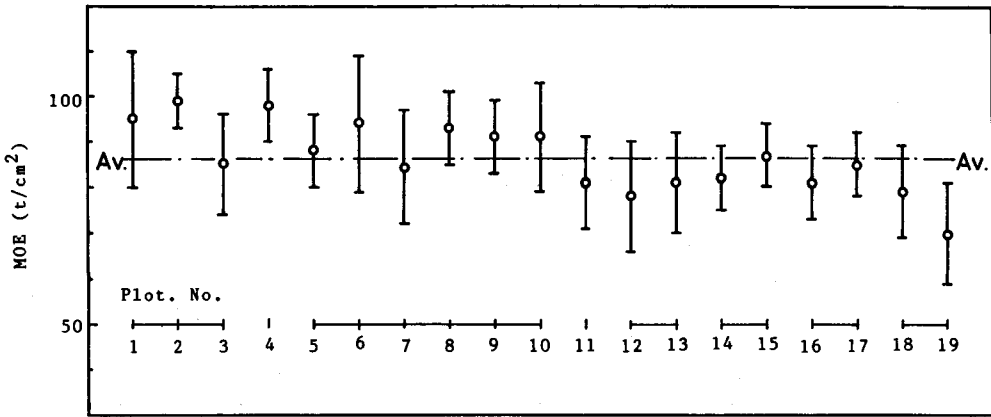


図-5.5 産地別カラマツの樹幹ヤング係数 (清水試験地)
 Fig. 5.5 Comparison of MOE of karamatsu from various provenances.
 (Shimizu Trial Stand)

産地別の樹幹ヤング係数の平均値と標準偏差を図5.5に示す。図中の一点鎖線は全供試木に関する平均値86.4t/cm²である。これを見ると、富士、八ヶ岳系のヤング係数が大きく、木曾系のものが劣る傾向が見られる。そこで、産地間の樹幹ヤング係数の差について分散分析を行なったところ、分散比は産地間について2.80、系統間については5.57といずれも1%の有意水準で差が認められた。富士、川上、八ヶ岳系の10産地に関する樹幹ヤング係数の平均値は92t/cm²であった。

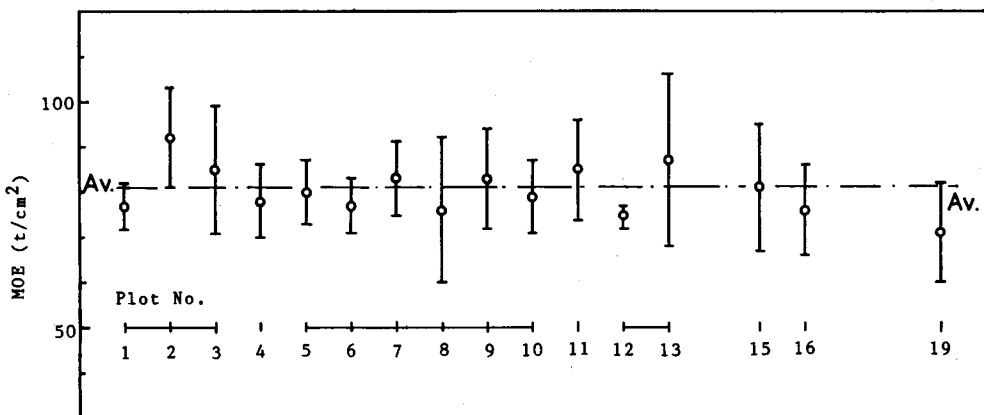


図-5.6 産地別カラマツの樹幹ヤング係数 (林木育種場, 野幌)
 Fig. 5.6 Comparison of MOE of karamatsu from various provenances.
 (Hokkaido Forest Tree Breeding Institute)

図 5.6 は野幌の林木育種場内に設定された産地試験林に関する測定結果である。供試木数は各産地につき 5 本を原則としたが、植栽本数が 1 産地当たり 28 本と少なかったため、2 ないし 4 本しか試験できなかった産地も多い。このため供試木のバラツキの影響が大きく、産地間の傾向は明らかではない。しかし、富士系の吉田三合目の値が最大であること、木曽系の御岳と日光・白根系の赤沼のものが最小であることは両試験地に共通しており、産地特性が現れていると考えられる。

5.2.5 カラマツの樹幹ヤング係数の林地間の比較

北海道内でも地方によって気候的、土壌的な環境は大きく異なり、それらが材質に及ぼす影響は無視できない。表 5.3 は供試林のうち 20 年生以上のカラマツ林分について、林地別に樹

表-5.3 カラマツの林地別の樹幹ヤング係数
Table 5.3 Average MOEs of the karamatsu forests tested.

District	Age	Number of trees	D.B.H. (cm)		MOE (t/cm ²)	
			Av.	S.D.	Av.	S.D.
札幌市西野 Nishino, Sapporo	27	17	16.9	2.1	117.5	12.9
十勝清水 Shimizu	27	113	17.4	1.4	86.4	12.5
林木育種場, 野幌 Nopporo	28	61	17.2	1.5	80.7	12.2
苫小牧演習林 Tomakomai	27-35	73	17.6	2.1	79.6	11.1
標茶 Shibechea	22, 27, 31	30	18.5	1.6	77.8	11.6
札幌実験苗畑 Sapporo	21-24	18	16.0	3.6	76.4	11.1

幹ヤング係数の平均値と標準偏差を求めて比較したものである。札幌市西野の民有林に関する平均値が 118 t/cm² と他の 5 林地に比べて段違いに大きいことが判る。西野のカラマツの樹幹ヤング係数が大きかったのが環境によるものか遺伝的なものなのかは不明であるが、植栽方法や施業履歴に大差がないにもかかわらず、林地によってこのように大きな差が生じることは興味深い。

5.3 要 約

道内のカラマツほか 3 樹種の造林地で樹幹ヤング係数を測定し、林分内、林分間の変動を調べた。得られた結果は以下のように要約される。

- (1) 同一林分内の樹幹ヤング係数のバラツキは変動係数で 15 % 程度と小さく、径級との間に特に関係は認められなかった。
- (2) カラマツの樹幹ヤング係数は 10 年生台に急激に増加し、20 年生以上になると増加率も小さく安定期に入るようである。

(3) 苫小牧演習林の複数のカラマツ林分で樹幹ヤング係数を測定したところ、林分間で差が認められ、局地的な環境条件の差によるものと考えられた。

(4) 十勝地方清水町のカラマツ産地試験地で樹幹ヤング係数を調べた結果、富士および八ヶ岳系のヤング係数が大きく、木曽系のものの方が小さい傾向が見られた。

(5) 造林木の樹幹ヤング係数はそれぞれの地方の環境による差異が大きいことが予想される。

第6章 造林木の暴風に対する抵抗力の評価

6.1 研究の方法

樹木は大きな自重を支え外力に抵抗できるように、2次木部を生産して樹幹を形成し、根系を発達させている。さらに、強風や地すべりによって樹幹が傾斜した場合には、あて材を形成するなどして構造の維持を図っている。しかし、暴風、雪崩、土砂崩れといった限度を超える外力を受けると幹折れや根返りを生じて破壊するものである。これらのうち造林地に大きな経済的被害をもたらすのは冠雪害と風害であろう。北海道に関しては本州に比べて寒冷で降雪条件も異なっていることから冠雪害は少なく、大きな被害は台風による風倒害に集中している。数十年に1度の暴風害は樹木のライフサイクルから考えれば避けられないことかもしれないが、造林地の一斉林では単木的な風倒にとどまらず造林地全面積に及ぶような壊滅的な被害を受けることになりかねない。それゆえ、樹種や立地、枝打ちの程度あるいは植栽密度といった因子が耐風性に及ぼす影響を明らかにし、風倒害をある程度でも軽減できるような方策を立てておくことが望まれるのである。

林地の風倒害の解析には以下の段階が考えられる。

- (1) 被害林の調査
- (2) 単木の外力に対する応答機構の解析
- (3) 風速と樹木が受ける風圧力の関係の解明
- (4) 林内の風速分布の解明
- (5) 地形が風の流れに及ぼす影響の検討

このように風害のメカニズムを明らかにするためには風の挙動を含めた広範囲な研究の総合が必要となる。

本章では上記の項目(2)について理論、実験による研究を行ない、その他については既往の研究成果によって補いながら北海道の針葉樹造林木の耐風性を調べた。

6.2 既往の研究

6.2.1 風害地の調査

北海道における戦後の大きな風害は昭和29年の15号台風によるものと、特に造林地の被害が大きかった昭和56年の15号台風によるものがあり、それぞれについて被害調査とその

分析がなされている²²⁻³¹⁾。これらの調査報告から比較的一般性のある結果を整理すれば以下のようである。

- (1) 被害形態は幹曲がり、幹折れ、幹傾斜および根返りに分類できる。
- (2) 幹曲がりは胸高直径が 20 cm 以下の中小径木に多く見られる。
- (3) 幹折れは樹幹のある程度上部で生じ、天然林では完満度の小さいもの（梢殺木）に多い。
- (4) 根返りは火山灰土など地盤の弱い所や、降雨によって土壌が緩んだ場合に多く生じる。径級との関連では中径以上の立木に多く見られ、天然林における大径木の被害は大部分が根返りである。
- (5) 一般的に広葉樹より針葉樹の被害が大きい。また、昭和 56 年の 15 号台風による造林地の被害がカラマツに集中したことなど、樹種的な耐風性の差が認められる。これについては、根系の形態の差のほか、クローネの枝葉密度の大きい樹種の被害が大きいとの指摘もある^{30,33)}。
- (6) 樹形との関連では風心高比（風圧中心高さの樹高に対する比）が大きい耐風性は小さいとの指摘がある^{28,33)}。形状比（樹高÷胸高直径）との関係は特に認められない。
- (7) 林分内の植栽位置あるいは植栽密度による被害程度の差に一般的傾向は認められない。

このように風害の形態と程度は土壌条件や樹種および樹木形状に左右されることが判る。

一方、被害木から生産される木材の利用で問題となるのは樹幹の比例限度を超える曲げによって生じる「もめ」であろう。昭和 29 年の台風 15 号による天然林（エゾマツ・トドマツ）の激害地の調査^{22,23)}では被害林分の 65% の林木にもめが生じていたが、被害形態との関連では、生立木と折損木に多く、根返り木には少なかった。被害木の径級ともめの発生率の関係は明らかではなかった。もめの殆どは樹幹断面で風下側に生じ、樹心に向かって凸な拡がりを示していた。これらもめのある材の曲げヤング係数および曲げ強さは正常材の値の 50—80% 程度であった。

昭和 56 年の 15 号台風によるカラマツ被害木（16—20 年生）の調査²⁶⁾ではもめは生じていなかったが、鉋削した材面に白色斑が観察された。また、顕微鏡レベルでは微小な圧縮破壊が確認された。これらの材を曲げ試験に供した結果、生材状態では風下側の材部のヤング係数が小さかったが、気乾後は健全材に対する剛性および強度の減少は明らかではなかった。

以上を整理すれば、中小径木ではもめの発生は少なく、また、径級の大きいものでも根返り木では少ない傾向が認められる。これは小径木の場合かなりの曲率まで曲げても外皮歪が相対的に小さいこと、一方、根返り木では樹幹の変形が小さい間に倒伏したためと考えられる。

6.2.2 樹木の外力に対する応答

樹木の曲げ剛性と耐力に関する理論的研究は国内外においていくつか発表されている³⁴⁻⁴⁰⁾。平田³⁴⁾は樹幹形状を KUNZE の指数式で表して、形状曲線と枝下高が樹幹の曲げ強さに

及ぼす影響を検討した。澤田³⁵⁾はより実用的に樹幹を円断面単テーパ梁と仮定し、主として樹幹の曲げ応力分布と変形曲線の解析を行なった。LEISERら³⁶⁾は稚樹樹幹の風による応力分布と撓み曲線について大変形を考慮した数値解析を行ない、望ましい樹幹形状について論じている。またPETERSら³⁷⁾は根元腐朽の生じた林木について、地際部における剪断破壊をきっかけとする風倒メカニズムの解析を行なった。さらにOSSENBRUGGENら³⁸⁾は同じ解析結果に既往の木材強度、クローネの風圧特性および暴風の発生頻度のデータを総合して、菌害木の風倒害の危険性を確率論的な取扱いで解析している。これらとは別に冠雪害を想定した鉛直荷重に対する樹木の挙動を取扱ったものも散見される^{35,39,40)}。

以上のような樹幹の応答は樹木の形状と木材の機械的性質から推定が可能であるが、根返りについては多くの因子が複雑に関係し合っている上、個々の条件のバラツキも大きく、解析は困難である。風荷重に対する根系の耐力を求めるには立木の引倒し試験を行なうほかないが、日本における実施例は極めて少ない。玉手ら⁴¹⁾は針葉樹、広葉樹3種ずつについて引倒し試験を行ない、根返りに要する最大モーメントは胸高直径のべき乗式で表せること、および広葉樹の方が耐力が大きいことを示した。

引倒し試験とは条件が異なるが、集材架線用アンカーとしての性能や地盤支持力の評価を目的とした根株の引抜き試験が行なわれている。村井ら⁴²⁾は11樹種について根の形態との関連で引抜き強度を比較し、斜出根の分岐の多いもの(広葉樹種)および深根性のもの(アカマツ、ミズナラ等)の強度が大きいとしている。このように根の分布形態が耐力に及ぼす影響は大きいと考えられる。樹種別の根系の形態については苧住⁴⁷⁾による詳細な研究がある。

中谷ら⁴⁰⁾はスギ造林木について冠雪荷重を想定した曲げ論を行ない、負荷モーメントと根系の回転角の間に弾性的な関係が観察されることを報告している。

根系の支持力は土壌の性質にも支配されている。FRASER⁴⁸⁾は異なる土壌条件の造林地で引倒し試験を行ない、土壌の物理的性質や排水性が根系の垂直方向の発達に影響すること、同時に根系の発達が深いほど根返りに要する最大モーメントが大きいことを示した。このように土壌の性質については、土壌自体の支持力のほか、根の伸長への影響も考慮する必要がある。

6.2.3 風速と樹木が受ける風圧力の関係

樹体において主に風を受けているのは、その投影面積の殆どを占めるクローネであると考えられる。任意の風速におけるクローネの風圧力は式(6.1)から求められるが、その際、クローネの抵抗係数(C_D)を知る必要がある。

$$P = \frac{1}{2} \rho v^2 A \cdot C_D \quad (6.1)$$

ここに、 P : 風圧力; ρ : 空気密度 ($0.125 \text{ kg} \cdot \text{s}^2/\text{m}^4$); v : 風速; A : クローネの投影面積 (無風時; クローネの長さ \times 幅 $\div 2$ で概略的に表される)。

平田⁵⁰⁾はクローネ長1 m未満の稚樹を用いて風洞実験を行ない、風速が5~25 m/sの間

で増加するに従って抵抗係数は直線的に減少することを示した。また、実験結果からアカエゾマツの抵抗係数を0.6~0.8と評価した。

しかし、このような雛型と実際のクローネとの相似性は疑わしく、抵抗係数を定量的に評価するには、やはり実大試験に拠る必要がある。樹高6—9 mの針葉樹7樹種を対象とした実大風洞実験が1962年と1967年の2回、英国で行なわれている。FRASER⁵¹⁾は初回の実験から、風速が増すに従って枝と梢端が撓んでクローネの風当たり面積が減少する結果、風速と風圧力は直線比例関係となることを示した。同時にこの比例定数は樹種に関係なく樹体の重量との相関が大きいことを示し、風圧力の推定式を以下のように与えている。

$$P=1.441 v+0.029 vW-0.328 W+7.426 \quad (6.2)$$

ここに、 v :風速、ただし、9—26 m/s; W :樹体重量(クローネ+樹幹)。

樹体重量を指標として用いたのは、枝葉密度の差が風圧力に及ぼす影響を除去するためである。また、クローネの下半分の枝を払った場合、風圧力は約半分になることを確認している。

一方、MAYHEAD⁵²⁾は2回の実験結果を用いて抵抗係数(Drag coefficient)を風速の2次式で表した。さらにこれらの回帰式を用いて風速30 m/s時の抵抗係数を求め、表6.1のような樹種別の特性値として示した。また、樹種による抵抗係数の違いをクローネの枝葉密度と枝の剛性に関連づけて考察している。

これらの解析では受圧部となるクローネの形状を円錐と仮定するものが多い。この場合、風圧中心は、円錐ないしは三角形の重心の近傍となるので、クローネの下から1/4ないし1/3の高さになる。しかし、造林木の枝葉重量の垂直分布の調査結果によればクローネ形状は円錐とは異なり、その重心はより高い位置にある場合が多いようである^{27,53)}。

風荷重は静的な負荷ではなく、風向も一定しない。高橋ら^{54,55)}は野外の樹木について樹幹の揺れを連続的に測定し、揺れの量と風の強弱との対応づけを試みている。また枝張りの形状が樹木の振動周期に影響し、耐風性の違いを招くことを示唆している。

表-6.1 クローネの抵抗係数⁵²⁾
Table 6.1 Drag coefficients of conifers⁵²⁾.

Species	Drag Coefficient
Grand fir	0.36
Sitka spruce	0.35
Norway spruce	0.35
Corsican pine	0.32
Scots pine	0.29
Douglas fir	0.22
Lodgepole pine	0.20
Western hemlock	0.14

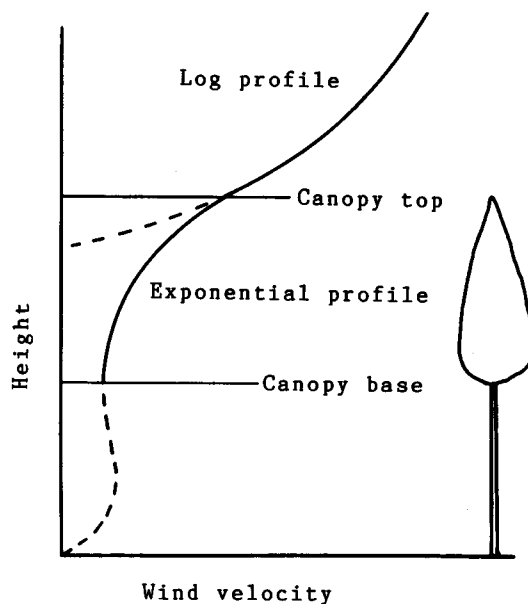
風による樹木の短期的な変形とは意味が異なるが、風向の一定した卓越風は生長途中の樹木の形状に影響すると考えられる。大和田^{56,57)}は北海道の平野部におけるカラマツ樹形の変形度と卓越風の平均風速の関係を調べ、回帰式を与えている。

6.2.4 林内の風速分布

一般に一斉林における風速の垂直分布は枝下部でやや大きく、林冠部で小さく、さらに林冠上では開放地と同様に対数型の分布を示すことが言われている(図 6.1)。FONS⁵⁸⁾は異なる植生地で風速分布を測定し、林冠内では風速が小さく、また比較的均一に分布することを示した。REIFSNYDER⁵⁹⁾はポンデローサパインの立木密度の小さい林分(302本/ha、立木間隔6m)において風速分布を測定して同様の結果を得た。ただし、この場合風速が一定値に減衰するのに必要な林縁からの距離は密植された林分に比べて大きくなることを示した。また昼間と夜間の測定結果から、風速分布に及ぼす温度勾配の影響は小さいとした。

以上の観測は常風時に行なわれたものである。OLIVERら⁶¹⁾は風倒害の生じた暴風時に林内の風速の垂直分布を測定し、常風時と同様、図 6.1 に示したような理論分布に良く従うことを明らかにした。したがって、暴風時における林冠内の風速は、同地の測候所で観測される値よりかなり小さいことが予想される。

地形に起伏のある林地では、風速や風向の変化傾向はより複雑なものとなろう。HÜTTE⁶²⁾によれば、同じ地形でも風向によって乱流の発生傾向や風速が異なるが、一般的に斜面の上部や尾根上が被害を受け易いようである。ただし地形の影響は、それが土壤の発達、ひいては根



図—6.1 林内の風の速度分布
Fig. 6.1 Theoretical wind profile in a forest without understory.

系の伸長にも及ぶため、単純には評価できないものであることが指摘されている。また、玉手ら³²⁾は風向の異なる2回の暴風害を受けた林地の調査結果から、主風向に係らず被害を受け易い局部地形が存在することを指摘している。

6.3 樹木の風荷重による変形と耐力

本節では風によって樹幹に生じる応力と変形について計算例を示す。各項目において共通の供試木モデルとしたのは樹齢20年代のカラマツ造林木を想定したものである。即ち、胸高直径15 cm、樹高15 m、枝下高9 m、枝下部の樹幹のテーパ率(ϕ)が3.6 mm/mなる樹木に風荷重が作用する場合を例題として計算例を示した。

6.3.1 解析に用いた仮定

(1) 風荷重：樹体のうち風圧力の受圧部は、投影面積比から考えて、樹幹を除いたクローネ部のみと仮定できる。風圧中心の高さ(風心高)はクローネの下から1/4から1/2の間にあると推定できるが、本研究では風心高をクローネの下から1/3とし、この位置に風圧力が集中荷重として作用するものとした。

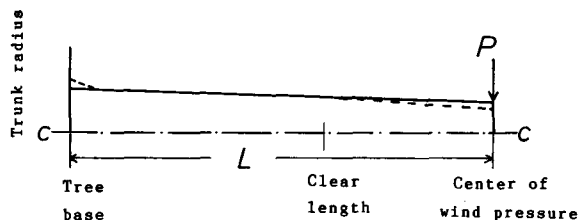


図-6.2 樹幹形状の仮定

Fig. 6.2 Assumption for the stem form.

(2) 樹幹形状：針葉樹の細り形状は図6.2に示したように、幹足部(破線)、枝下材部(実線)およびクローネ部(破線)の3つの区分で概略的に表せるが、ここでは枝下樹幹部の直線テーパ形状を全長に延長して考えることとする。クローネ部のテーパを無視したのは、この部分は加力点に近く、曲げモーメントが十分に小さいからである。また、幹足部の2次テーパによる補強効果は根系の性質に含めることとした。

(3) 樹幹内の鉛直方向および水平方向の材質分布を一樣とみなし、弾性係数は一定値をとるものとする。

(4) 樹幹の撓み曲線は微小変形を仮定する。

(5) 根系はある範囲まで負荷モーメントに対して弾性的に回転変形するものとする。

6.3.2 樹幹の曲げ応力と撓み曲線

図6.2のような荷重を受けるテーパ梁の地上高 x における曲げ応力は次式で表すことができる。

$$\sigma_b = \frac{M}{Z} = \frac{4 P(L-x)}{\pi r_x^3} \quad (6.3)$$

ここに、 $r_x = r_0 - \phi x$: 地上高 x における樹幹半径 ; r_0 : 根元半径 ; ϕ : テーパー率。

式 (6.3) を x で微分すると

$$\frac{d\sigma_b}{dx} = \frac{4 P (3 L \phi - r_0 - 2 \phi x)}{\pi r_x^4} \quad (6.4)$$

曲げ応力は根元—風心高間の樹幹径比 ($\alpha_{(0-L)}$) が $2/3 < \alpha < 1$ であれば根元で最大値をとり、 $0 < \alpha < 2/3$ の場合は風心高の樹幹径の 1.5 倍の樹幹径の高さで最大値をとることがわかる。

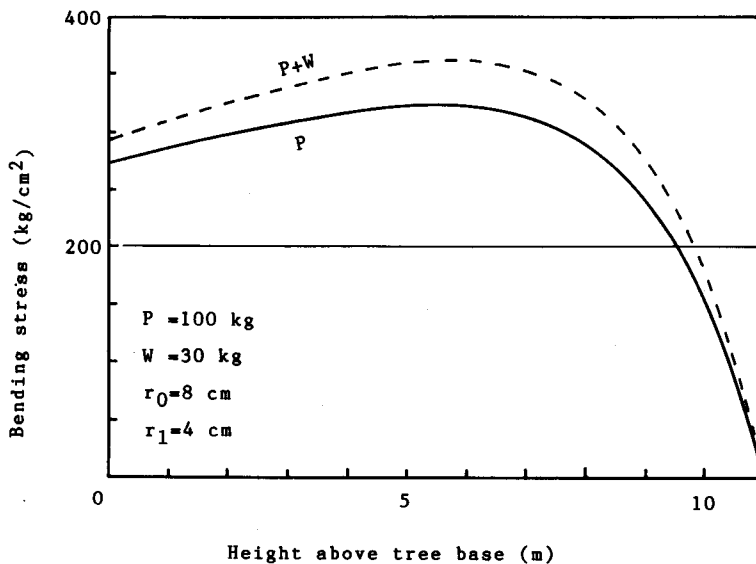
$$0 < \alpha \leq 2/3$$

$$\sigma_{b-\max} = \frac{16 P}{27 \pi \phi r_1^2} \quad (6.5)$$

$$2/3 < \alpha < 1$$

$$\sigma_{b-\max} = \frac{4 PL}{\pi r_0^3} \quad (6.6)$$

図 6.3 に実線で示したのは応力分布の計算例である。仮定(1)より例題の樹木の風心高は 11 m と計算されるが、この高さに水平力 100 kg が作用した場合である。



図—6.3 樹幹の曲げ応力分布
Fig. 6.3 Computed stress distribution in a tree trunk.

次に、地上高 x における撓みは以下のように計算できる。

$$\begin{aligned} \delta &= \int \frac{M\bar{M}}{EI_x} dx \\ &= \frac{2 x^2 P \{ 2 L r_x + (L-x) r_0 \}}{3 E \pi r_x^2 r_0^3} \end{aligned} \quad (6.7)$$

図 6.4 の実線は例題の樹木のヤング係数を 100 t/cm^2 とした場合の撓み曲線である。

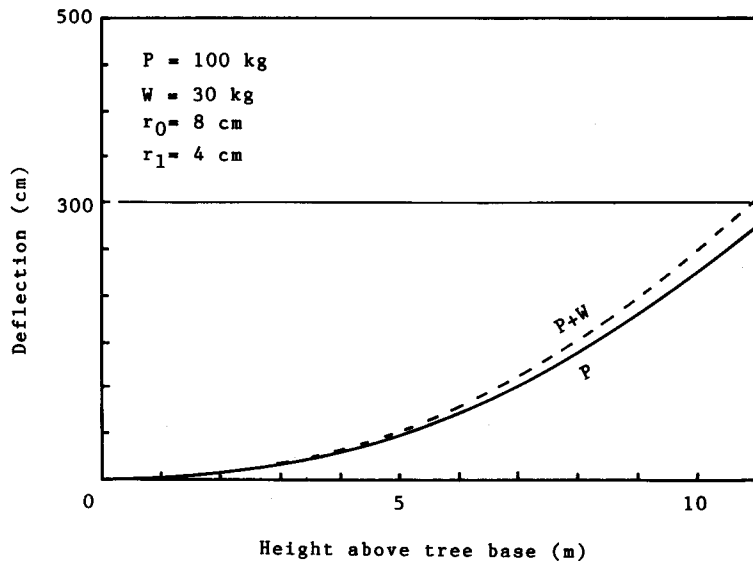


図-6.4 樹幹の撓み曲線

Fig. 6.4 Computed deflection curve for a tree trunk.

6.3.3 クローネ重量の影響

クローネ重心の水平変位によって生じる付加モーメントは式 (6.8) で表される。

$$M_v = W (\delta_L - \delta_x) \quad (6.8)$$

ここに、 W : クローネ重量; δ_L : クローネ重心高 (≒風心高) における水平変位。

今、簡略化のために、式 (6.8) 括弧内の変位を水平荷重によるもののみとすると、これによる付加曲げ応力は次式で表される。

$$\begin{aligned} \sigma_{b-v} &= \frac{M_v}{Z} \\ &= \frac{8 PW [2 L^3 r_x^2 - x^2 r_L \{ 2 L r_x + (L-x) r_0 \}]}{3 E \pi^2 r_0^2 r_x^2 r_L} \end{aligned} \quad (6.9)$$

例題について、クローネ重量を 30 kg とした場合の付加応力を加えた全曲げ応力を図 6.3 に破線で示した。

クローネ重量による付加曲げ応力の水平荷重による応力に対する比 (ξ_s) は

$$\xi_s = \frac{\sigma_{b-v}}{\sigma_b} = \frac{2 W [2 L^3 r_x^2 - x^2 r_L \{ 2 L r_x + (L-x) r_0 \}]}{3 E \pi (L-x) r_0^2 r_x^2 r_L} \quad (6.10)$$

図 6.5 の実線は例題に関する ξ_s の変化曲線である。風心高から根元に近づくにつれて直線的に減少し、根元では風心高における値の半分となることがわかる。

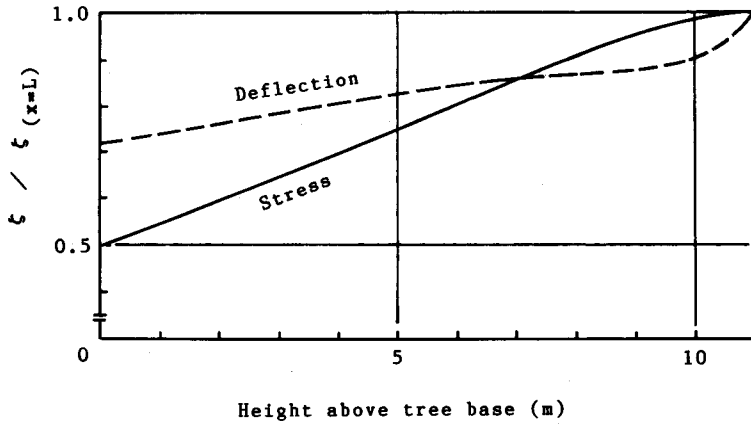


図-6.5 クローネ重量による応力と撓みの付加率
 Fig. 6.5 Additional stress and deflection caused by the crown weight.

さらに、クローネ重量による付加撓み曲線は以下のように表される。

$$\delta_v = \int \frac{M_v \bar{M}}{EI_x} dx = \frac{2 x^2 P W k}{45 E^2 \pi^2 r_0^2 r_x^2 r_L} \tag{6.11}$$

ここに、

$$k = \{20 L^3 r_x^3 (r_0 + 2 r_x) + 3 x^3 r_0^2 (r_x r_L - 4 r_x r_0 + 4 r_L r_0) - 3 x^2 L r_0 r_x r_L (r_0 + 4 r_x)\}$$

例題において、付加撓みを含めた全撓み曲線は図 6.4 の破線のようにになる。

また、付加撓み率 (ξ_d) は式 (6.12) で表され、図 6.5 の破線のような曲線を示す。

$$\xi_d = \frac{\delta_v}{\delta} = \frac{W k}{15 E \pi r_0^2 r_x^2 r_L \{2 L r_x + (L-x) r_0\}} \tag{6.12}$$

付加撓みは風心高付近で大きいことがわかる。

6.3.4 剪断付加撓み

曲げモーメント M を受ける円断面直線テーパ梁の剪断応力と剪断撓みは式 (6.13) および (6.14) で表される^{6,8)}。

$$\tau_{yx} = \frac{-4}{3 \pi r_x^2} \left\{ \left(1 - \frac{y^2}{r_x^2}\right) \left(Q + \frac{\phi}{r_x} M\right) - \frac{3 \phi}{r_x^2} M y^2 \right\} \tag{6.13}$$

$$\delta_s = \int \frac{1}{9 G \pi r_x^2} \left\{ 10 Q \bar{Q} + \frac{4 \phi (M \bar{Q} + \bar{M} Q)}{r_x} + \frac{16 \phi^2 M \bar{M}}{r_x^2} \right\} dx \tag{6.14}$$

本例では、 $M = -P(L-x)$ 、 $Q = P$ となるので

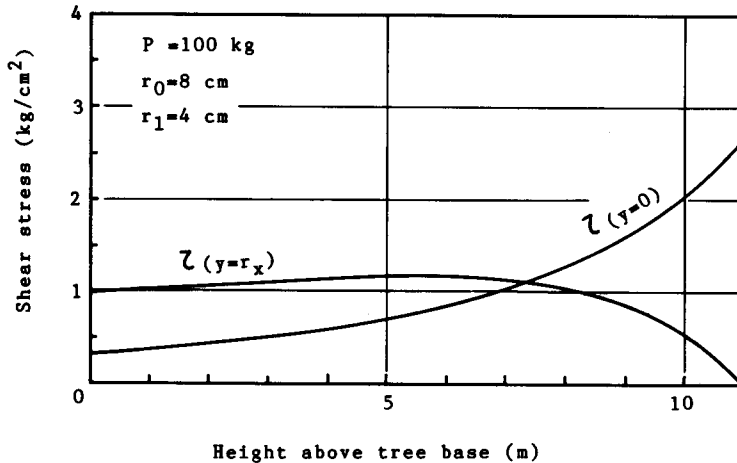
$$\delta_s = \frac{2 P x \{15 r_0^2 - 6 r_0 (r_0 - r_x) + 8 (r_0 - r_x)^2\}}{27 G \pi r_0^2 r_x} \tag{6.15}$$

式 (6.7), (6.15) より剪断付加撓み率 (ξ_s) は次式で表される。

$$\xi_s = \frac{\delta_s}{\delta} = \frac{E\phi^2\{15 - 6(1-\alpha) + 8(1-\alpha)^2\}}{18G(1-\alpha)^2} \quad (6.16)$$

E/G を 20 とすると例題における付加撓み率は 0.08% と極めて小さく、無視しうるものである。

次に式 (6.13) より、曲げの中立面 ($y=0$) と最外縁 ($y=r_x$) における剪断応力を求めて図 6.6 に示した。剪断応力は根元より地上高 $(3r_0 - 4r_L)/3\phi$ までは最外縁で最大値をとるが、それ以上では中立面で最大値をとることが判る。



図—6.6 樹幹の曲げによる剪断応力分布
Fig. 6.6 Shear stress distribution in a tree trunk.

6.3.5 樹幹の振り

風心はクローネの偏倚のため樹幹軸とは一般に一致しないものと考えられる。今、樹幹軸から風心までの水平距離を e とすると、振りトルクは $M_T = Pe$ となり、外皮剪断応力 (τ_{LT}) および振り角 (φ_T) は式 (6.17), (6.18) で与えられる⁹⁾。

$$\tau_{LT} = \frac{M_T r_x}{I_p} = \frac{2Pe}{\pi r_x^3} \quad (6.17)$$

$$\varphi_T = \frac{2Pe x (r_0^2 + r_0 r_x + r_x^2)}{3G\pi r_0^2 r_x^3} \quad (6.18)$$

例題において風心の偏倚量を 20 cm とした場合の外皮剪断応力分布を図 6.7 に示す。点線で表したのは図 6.6 に示した曲げによる剪断応力が加算された場合である。最大剪断応力は風心高に近づくにつれて大きくなり、風心高では 23 kg/cm^2 となる。生材の剪断強さ(特に未成熟材)は不明であるが、一般にクローネ部ではさらにテーパ率が大きくなるので、この部分で剪断破壊することも予想される。風害時の被害形態に見られる樹幹の高い位置での折損はこの種の剪断破壊が関与したものかもしれない。

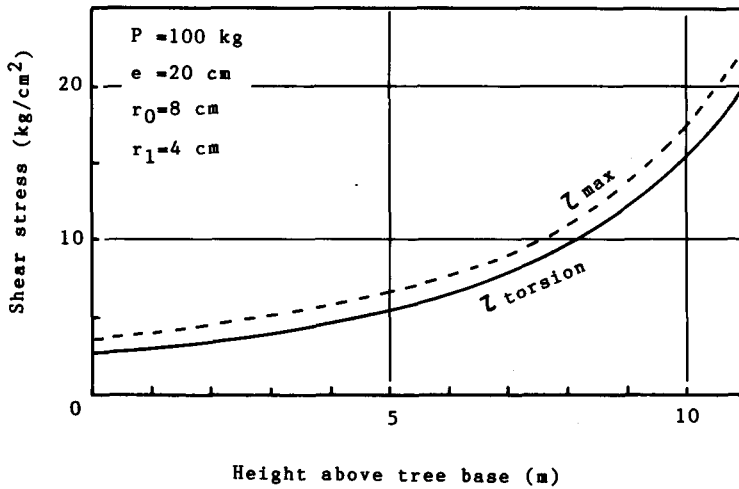


図-6.7 樹幹の振りによる剪断応力分布
Fig. 6.7 Torsional stress distribution in a tree trunk.

6.3.6 根元曲がり部の半径応力

傾斜地などで、根元曲がりを持つ立木が斜面の上方より風圧力を受ける場合（根元曲がりの曲率を小さくする場合）、引張の半径応力によって、この部分が破壊することも予想される。今、根元曲がりの形状を円弧の一部と考えると、曲げモーメントによる軸方向力 (N) と単位長さ当たりの半径方向力 (q) の間には式 (6.19) の関係がある。

$$N = q \cdot \rho \tag{6.19}$$

ここに、 ρ ：円弧の曲率半径。

根元曲がり部の樹幹断面を円とし、中立軸は中心軸に一致すると仮定すると、半径応力 (σ_R) は次式で表される。これより、半径応力は中立面で最大値をとることがわかる。

$$\sigma_R = \frac{4}{3} \frac{M}{A\rho} \left(1 - \frac{y^2}{r^2} \right) \tag{6.20}$$

ここに、 M ：曲げモーメント； A ：樹幹の断面積； r ：断面半径； y ：中立軸からの距離。

6.3.7 根系の変形と耐力

根系の耐力の発現機構は樹木側の因子に土壌の理学的・化学的性質が絡み合った複雑なもので、強度的性質のバラツキも大きいと考えられる。また、根系が地下部に発達して目に見えないことも解析を困難にしている理由の一つである。ここでは支持根、吸収根および土壌を一体として根系と称し、外力に対する応答を考えることにする。

さて、予報⁶⁵⁾で明らかにしたように、根系は負荷モーメントに対し根元近傍のある点を中心として式 (6.21) に示すように弾性的に回転変形し、比例限度を超える荷重を受けると塑性を示し、やがて根返りを生じるものと考えられる。

$$\theta_R = \frac{M}{S_R} \quad (6.21)$$

ここに、 θ_R ：根系の回転角； S_R ：根系の回転に係る剛性係数。

このように考えると、根系の支持性能を回転剛性と其の比例限度モーメントおよび根返りに要する最大モーメントで表すことができる。

6.4 実 験

暴風による林木の破壊は、曲がりや折損といった樹幹に生じる曲げ応力に起因するものと、傾斜や根返りなどの根系の破壊によるものとに大別することができる。このうち、樹幹の曲げ破壊は樹木の形状と材質から比較的容易に解析できるが、根系の耐力については基礎的なデータが極めて乏しい。そこで、本研究では曲げモーメントに対する根系の抵抗力を評価することを主目的として、立木の曲げ剛性試験および引倒し試験を行なった。

供試林分は北海道大学演習林札幌実験苗畑、同苦小牧地方演習林および札幌市西野の三菱鉱業セメント(株)所有林の3箇所である。このうち、苦小牧地方演習林は厚い火山礫層の立地で、根系の発達も浅く、昭和56年の15号台風によって大きな被害を受けた林地である。供試木(計37本)の概要を表6.2に示す。樹種は主としてカラマツであるが、苦小牧地方演習林ではトド

表—6.2 供 試 木 の 概 要
Table 6.2 Outline of sample trees.

Location	Species	Plot No.	Age	Number of trees	D.B.H. (cm)			Height (m)			Clear length (m)		
					Av.	Max.	Min.	Av.	Max.	Min.	Av.	Max.	Min.
Sapporo ^{*1}	Karamatsu	1	21-24	12	16.4	23.0	12.2	13.7	16.4	11.2	8.3	11.1	4.1
Nishino,	Karamatsu	2	10	6	8.3	11.7	5.9	6.9	8.9	5.3	1.5	1.9	1.1
Sapporo ^{*2}		3	19	5	13.7	18.0	7.6	12.8	14.5	10.5	5.0	6.4	3.5
		3	27-28	2	15.7	16.4	15.0	15.9	15.9	15.9	7.9	9.4	6.3
Tomakomai ^{*3}	Karamatsu	4	34	3	16.2	18.4	15.0	12.0	12.5	11.1	6.5	6.6	3.9
	Todomatsu	5	46	3	15.6	18.7	13.7	12.4	14.0	10.8	4.4	6.5	3.0
	Ezomatsu	6	45	3	14.0	15.1	13.0	9.1	9.5	8.6	2.6	3.5	2.1
	Akaezomatsu	7	43	3	15.8	17.8	14.2	10.4	11.5	9.5	2.5	2.9	2.2

*1: Hokkaido University College Experiment Forests (Nursery);

*2: Company forest (Mitsubishi Mining & Cement Co. Ltd.);

*3: College Experiment Forests (Compartment Nos. are 114 for Plots 4,6 and 112 for Plots 5,7).

マツ、エゾマツ、アカエゾマツも対象として樹種による性質の差を調べた。径級は西野の10年生林分を除いて胸高直径10—20 cmの範囲である。

実験は以下の手順で行なった。

- (1) 供試木の樹高、枝下高および隣接木との位置関係を記録したのち、根元から地上高180

cm まで 20 cm 間隔の樹幹周囲長と胸高部位における 4 半径方向の樹皮厚を測定した。

(2) ぶら下がり方式の立木曲げ試験によって樹幹の曲げヤング係数を測定した。

(3) 引倒し試験：実験の模式図を図 6.8 に示す。樹幹の地上高 2 m 付近にかけたワイヤー

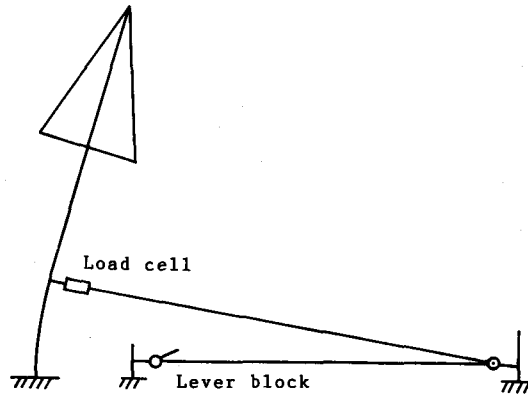


図-6.8 引倒し試験の模式図

Fig. 6.8 Schematic diagram of pull-down test.

をレバーブロック（能力 750 kg）で巻き上げて引張り、樹幹とワイヤーの間に連結したロードセルで荷重を測定した。負荷位置をこのように低くしたのは幹折れがなるべく生じないようにするためである。負荷は、供試木が折損あるいは倒伏するか、引張荷重が約 1 t になるまで続けた。ただし、実験苗畑のうち 7 本と西野の 10 年生林分については比例限度内の曲げ剛性試験にとどめた。

変位の測定にはセオドライトを用いた。これを供試木から負荷方向と直角に約 5 m 離して設置し、樹幹の地上高 50, 100, 150, 200 cm の 4 箇所あるいは地上高 60, 160 cm の 2 箇所に設けた標識の水平変位を一定の荷重間隔で読んだ。この場合の読み取り精度は約 0.5 mm である。変位の測定は荷重—変位関係が明らかに比例限度を超えるまで行なった。

(4) 破壊後、供試木の生枝重量を測定し、根返りしたものについては根鉢（根系と土壌が密着して持上がった部分）の径と深さを測定した。また、土壌断面を観察し、硬度を測定した。うえ、土壌サンプルを採取して容積重と含水率を測定した。

なお、供試木からは、適宜、円板および丸太を採取して樹幹解析や各種材質試験に供した。

(5) 結果の整理：根系の剛性と耐力を表すものとして、根張り剛性 (S_R)、比例限度モーメント (M_p) および最大モーメント (M_{max}) を求めた。根張り剛性とは根元におけるモーメントと根系の回転角との関係を弾性的と仮定し、モーメント増分を対応する回転角増分で除したものである。比例限度モーメントはこの弾性的関係の比例限度を、また最大モーメントは根返りあるいは折損時のモーメント量を表している。

根張り剛性を計算するには根系の回転角、すなわち図 6.9 における θ_R を求める必要がある。

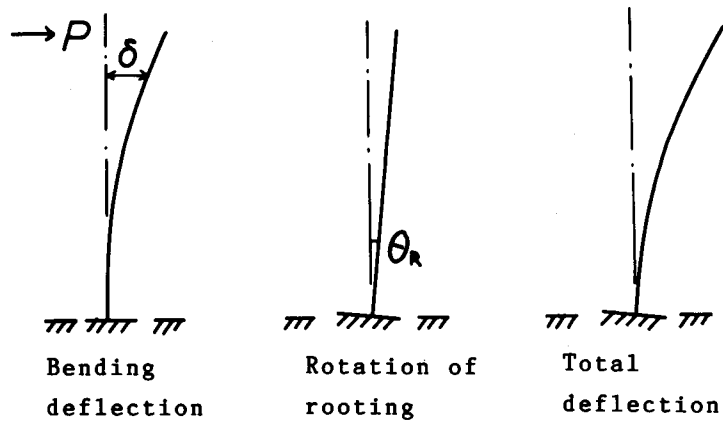


図-6.9 根系を半剛節とみなした場合の樹幹の変位
 Fig. 6.9 Deflection of a tree stem on semi-rigid rooting.

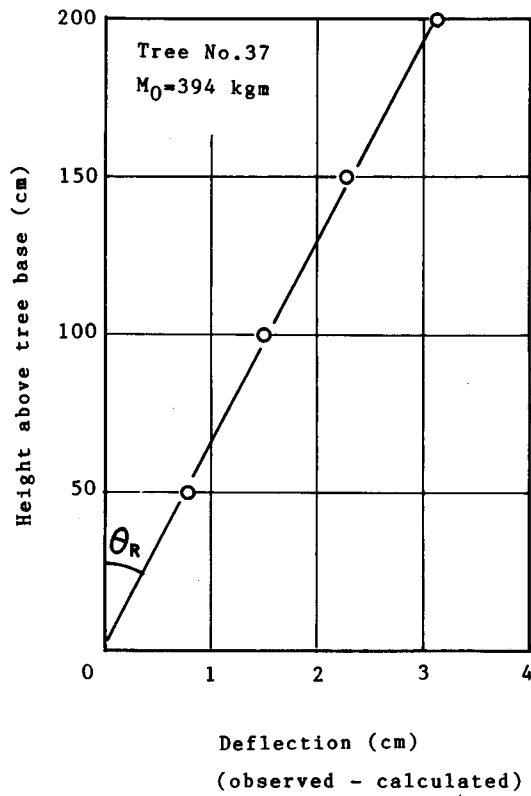


図-6.10 根系の回転角の測定例
 Fig. 6.10 Method for calculating rotation of rooting.

曲げ変位が十分に小さい根元付近で樹幹の水平変位を測定し、これをそのまま根系の回転によるものとすることもできるが、その場合には測定値の読みの絶対値が小さいうえ、回転中心のずれによる誤差が大きいことが予想される。そこで、樹幹の実測変位から曲げによる成分を差引いて根系の回転量を求めることにした。

樹幹の曲げ変位は、予め測定しておいた樹幹ヤング係数を用いて、計算によって求めた。ここで、樹幹形状を図 6.2 の実線のように直線テーパ梁と仮定し、牽引力の水平および鉛直成分を式 (6.7), (6.11) に代入して、曲げ変位を算出した。樹幹形状は地上高 80—180 cm 間、6 箇所の実測径から樹皮厚を差引いた木部径に直線を当てはめて求めた。

図 6.10 はこのようにして求めた根系の回転による変位の測定例である。当初は図に示すように 4 箇所の実測値に直線を当てはめて根系の回転角を求めたのであるが、測定点を 2 箇所としても十分な精度が得られることがわかったので、一部の供試木については測定点を 2 点に減らして実験した。

6.5 結果と考察

試験結果を一括して表 6.3 に示す。以下に根系の性能について項目別に検討を加えた。

6.5.1 根張り剛性

図 6.11 に苦小牧の供試木の根系のモーメント—回転角関係を数例示した。これを見ると初期荷重レベルでは荷重—変位関係は弾性的であることがわかる。この直線部分の傾きを根張り剛性 (S_R) とした。図 6.12 は供試木の胸高直径と根張り剛性の関係を表した対数グラフである。根張り剛性には側根や垂下根など支持根の曲げ剛性の寄与が大きいと想像されるが、これら支持根の発達程度は樹木の地上部の生長の段階や良否に左右されるとみられる。そこで、根系の発達は地上部の肥大生長に概ね比例すると考え、根張り剛性を胸高直径のべき乗式で回帰したところ次式の関係 (図中の点線) が得られた。

$$S_R = 2.36 \times 10^{-4} \times (\text{DBH})^{4.18} \quad (6.22)$$

根張り剛性は胸高直径のほぼ 4 乗に比例することがわかる。

6.3 節の例題の樹木 (風心高 11 m, 胸高直径 15 cm) に上式を適用して根系の回転角を求めてみると、荷重 100 kg で 3.2° の回転角を生じることになる。この場合、回転による変位の曲げ変位に対する割合は、胸高部位で 224%, 風心高で 20% である。

個々の供試木について式 (6.22) による推定量に対する測定値の比を求めて剛性比とし、その林分別の平均値を表 6.4 左欄に掲げた。苦小牧演習林のものについて見ると (林分 No. 4—7), 樹種的にはトドマツが大きくアカエゾマツが小さい傾向が見られる。また、立地的には西野のものが大きく苦小牧が小さいようである。ただし、西野のものでも 10 年生林分についての剛性比は 0.858 と小さい。これは根系の発達様式が樹齢によって異なることを示唆するものであろう。

実験苗畑の供試木 No. 7 と No. 9 (表 6.3) は隣接木との距離が 0.6, 0.8 m と巢植えのよ

表—6.3 試験結果

Table 6.3 Test results.

Plot No.	Tree No.	DBH (cm)	D (m)	L (m)	Crown length (m)	Branch weight (kg)	MOE (t/cm ²)	S _R (tm/rad)	M _P (kgm)	M _{max} (kgm)	Type of failure
1	1	12.2	0.8	8.5	4.0	13	73.4	10.2	501	755	U
	2	13.8	1.4	6.6	7.5	29	69.8	9.0	483	747	U
	3	14.4	1.8	10.8	4.4	—	94.7	20.0	—	—	—
	4	14.9	1.6	11.0	4.8	—	88.7	20.9	—	—	—
	5	16.0	2.1	8.5	4.0	25	62.3	32.7	966	1550	U
	6	16.7	2.1	11.6	3.3	34	58.3	22.1	955	1346	U
	7	17.0	0.6	8.0	8.2	—	73.9	74.3	—	—	—
	8	17.2	1.2	11.9	6.8	—	67.9	30.7	929	1745	N
	9	17.3	0.8	10.8	7.0	—	102.7	68.5	—	—	—
	10 ^{*2}	17.7	2.4	12.2	3.2	—	51.0	16.8	—	—	—
	11	21.1	3.0	7.7	8.0	57	84.0	77.3	—	—	—
	12	23.0	2.4	11.6	6.3	—	81.9	119.9	—	—	—
2	13	5.9	2.1	2.5	4.2	—	44.5	0.5	—	—	—
	14	7.5	1.6	3.3	4.8	—	48.3	0.5	—	—	—
	15	7.6	1.5	3.1	5.2	—	54.3	0.9	—	—	—
	16	8.6	1.8	3.4	6.1	—	44.7	1.6	—	—	—
	17	8.6	1.8	3.4	5.0	—	36.6	2.0	—	—	—
	18	11.7	1.8	4.2	7.0	—	49.0	5.4	—	—	—
3	19 ^{*1}	7.6	1.3	7.8	4.1	2	93.1	2.1	113	159	U
	20	11.6	1.3	7.7	7.9	17	121.9	23.4	526	838	B
	21	15.0	2.4	11.6	6.5	13	103.1	19.4	743	1263	R
	22	15.2	1.8	8.0	8.2	27	114.4	14.6	849	1139	S
	23	16.0	1.9	6.5	9.0	—	103.9	23.6	1469	1843	N
	24	16.4	2.1	9.5	9.6	23	105.1	39.0	1294	1944	N
	25	18.0	2.4	7.8	10.0	—	99.3	52.5	1492	1819	N
4	26	15.0	2.8	6.3	7.2	21	75.2	—	282	445	B
	27	15.2	1.3	8.3	6.4	19	86.2	13.7	451	781	U
	28	18.4	1.4	8.6	5.9	24	96.8	46.6	430	946	U
5	29	13.7	1.9	6.1	7.0	40	110.2	22.6	208	416	U
	30	14.5	1.1	6.2	9.5	42	88.1	19.3	383	554	U
	31	18.7	1.6	9.0	7.5	—	80.2	67.2	765	1755	N
6	32	13.0	1.6	5.4	5.7	31	86.6	6.3	207	373	U
	33	13.9	1.5	4.6	7.4	36	107.1	14.7	458	751	U
	34	15.1	1.7	4.4	6.3	50	115.4	21.7	449	697	U
7	35	14.2	1.6	5.3	7.2	32	87.2	11.7	399	840	U
	36	15.4	2.5	4.6	7.3	30	62.1	11.6	286	491	U
	37	17.8	2.1	5.4	9.1	70	65.6	26.9	433	987	U

*¹: Suppressed tree; *²: Leaning tree.

D: Distance to the neighboring tree;

L: Center of wind pressure = Clear length + (Height - Clear length)/3;

S_R: Stiffness of rooting; M_P: Proportional limit; M_{max}: Maximum moment at the tree base.

Type of failure U: Uprooted; B: Bending failure; R: Radial stress;

S: Splitting at tree base; N: Not failed.

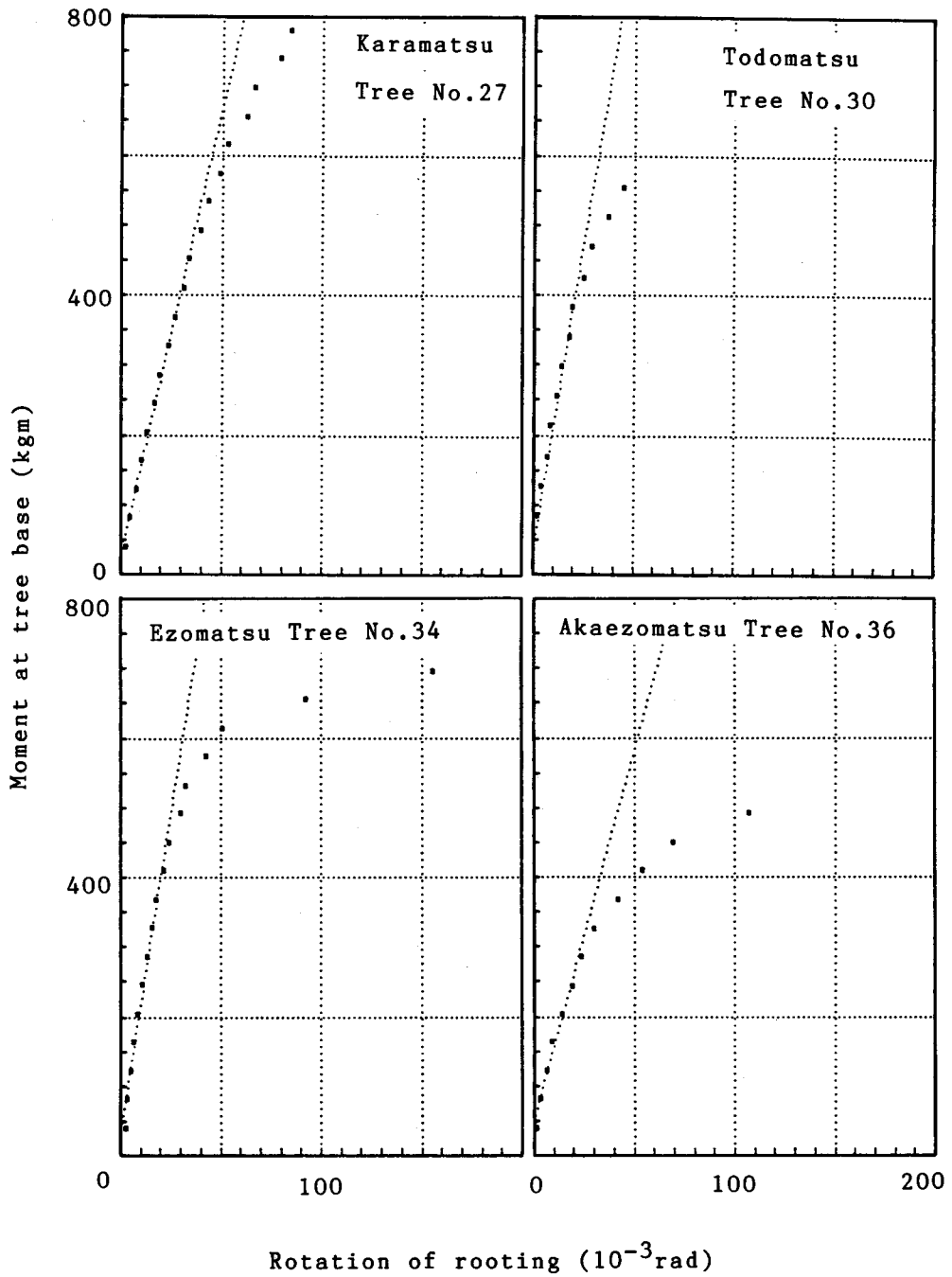


図-6.11 負荷モーメントと根系の回転角の関係
 Fig. 6.11 Moment - rotation curve for sample trees.

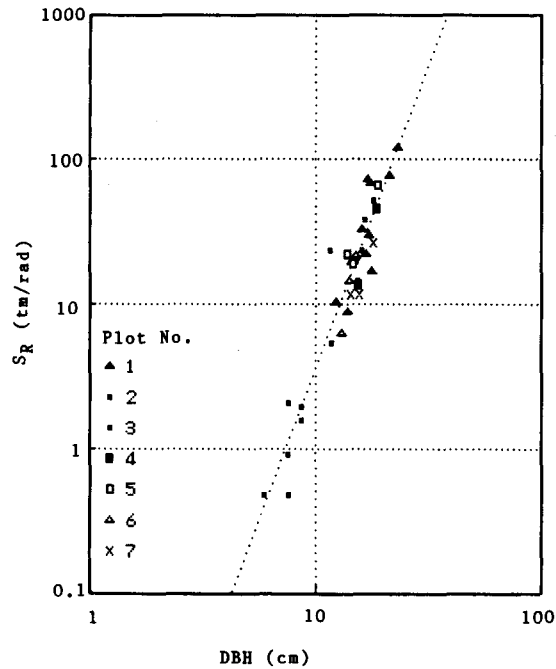


図-6.12 胸高直径と根張り剛性の関係 (両対数グラフ)
 Fig. 6.12 Relationship between DBH and stiffness of rooting.

表-6.4 根系の支持力の林分間の比較

Table 6.4 Bending resistance of root system for the plots tested.

Plot No.	Average ratios to the values estimated by the regressions		
	S_R	M_p	M_{max}
1	1.145	1.351	1.784
2	0.858	—	—
3	1.521	(1.678)	—
4	0.843	0.612	0.885
5	1.405	0.700	1.070
6	0.904	0.785	1.127
7	0.656	0.627	1.051

うに密植されたものであるが、これらの供試木の剛性比は 2.26 および 1.94 と大きく隣接木の根系との機械的な相互作用があったことも考えられる。

根張り剛性の実験値は供試木 1 本当たり 1 方向についてのみの測定値である。側根の拡が

りの偏倚を考えると、根張り剛性は引張り方向によってかなり変化することも予想される。そこで、実験苗畑の供試木5本について直交2方向の根張り剛性を測定したところ、 $S_R(小)/S_R(大)$ の比は平均で0.893 (標準偏差=0.097) と1割程度の差異であった。

また、ここで求めた根張り剛性は樹幹形状を直線テーパと仮定した場合の値である。実際には地上高約60 cmまで幹足部の膨らみがあり、これによる補強効果が予想される。そこで、図6.13のように白丸で示した実測値を直線で結ぶ樹幹形状を仮定して、曲げ挽みを数値積分に

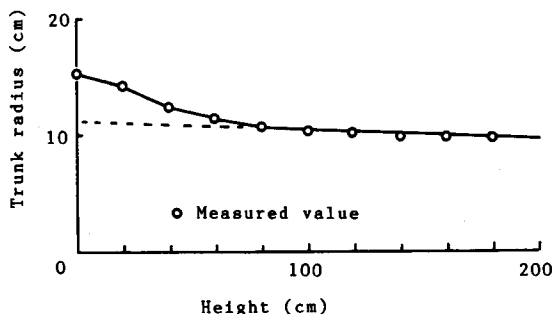


図-6.13 樹幹形状の厳密な仮定

Fig. 6.13 Assumption of trunk form for closer estimation for S_R .

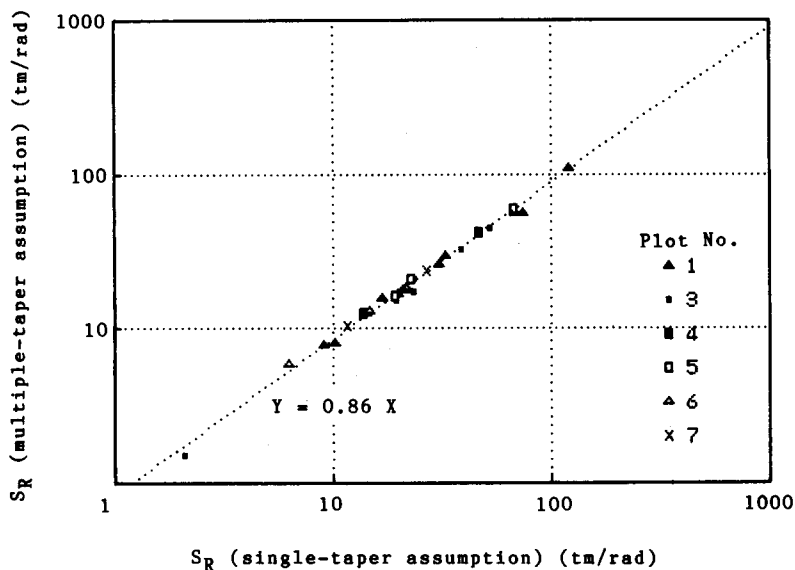


図-6.14 2種類の樹幹形状仮定から求められる根張り剛性値の比較

Fig. 6.14 Comparison of S_R values calculated on different assumptions.

よって求め、根張り剛性を算出してみた。ただし、幹足部のヤング係数は樹幹部のそれより小さいと考えられるが、ここでは樹幹部で測定したヤング係数が一様分布すると仮定した。図

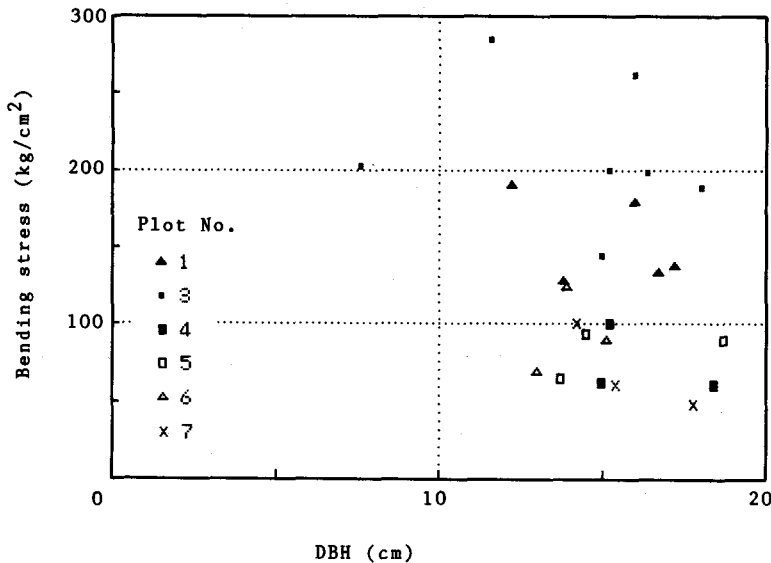
6.14はこのようにして求めた根張り剛性を直線テーパー仮定による値と比較したものである。幹足部の補強効果は約15%とみることができる。また、両者の相関は極めて大きく、相関係数は0.996であった。因みに、直線テーパー仮定によって外挿した根元径に対する実測根元径の比は、樹種や径級による差は特に見られず、平均で1.22であった。

6.5.2 根系の回転における比例限度

図6.11のモーメント一回転角関係が直線から外れて塑性変形を生じるモーメントを比例限度モーメントとした。ただし、この比例限度は必ずしも根系の挙動に関するものとは限らない。そこで比例限度時に樹幹に生じる最大曲げ応力を図6.13の樹幹形状に従って求めてみた。図6.15に示したのは供試木の胸高直径と最大曲げ応力の関係である。生材丸太の曲げ強さを400—500 kg/cm²程度とすれば、西野の供試木のように曲げ応力が200 kg/cm²を超えたものは樹幹部が曲げ比例限度に達していたことも考えられる。したがって、西野のカラマツについては根系に関する比例限度はさらに大きいかもしれない。苫小牧における実験では、曲げ応力も100 kg/cm²程度と小さく、また、比例限度荷重付近で側根が引張り破断する音がしばしば聞こえたことから、根系が比例限度に達していると確認された。

比例限度を超える曲げモーメントがある程度継続して作用すると樹幹の傾斜や根系の傷害を生じ、あて材の形成や菌害あるいは生長不良の原因となることも予想される。したがって、比例限度モーメントは材木利用上、クリティカルな意味を持つと言える。比例限度の最大モーメントに対する比は林分間で特に差は見られず、平均で約0.6であった。

胸高直径と比例限度モーメントの関係は林分によってかなりの差が見られたが(図6.16),



図—6.15 比例限度荷重時に樹幹に生じる曲げ応力
Fig. 6.15 Maximum bending stress at the proportional limit.

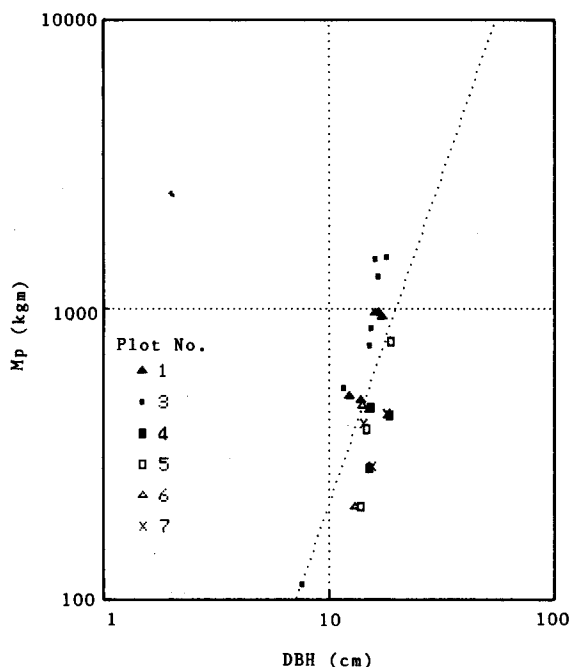


図-6.16 胸高直径と比例限度モーメントの関係 (両対数グラフ)
 Fig. 6.16 Relationship between DBH and the proportional limit.

根張り剛性のときと同様に全供試木について回帰式 (図中の点線) を当てはめ、これによる推定値に対する実測値の比を求めて表 6.4 に示した。

$$M_p = 1.22 \times (\text{DBH})^{2.25} \quad (6.23)$$

苫小牧演習林の供試木に関する平均値は札幌実験苗畑のもの半分程度と小さかった。樹種による差は明らかではないが、トドマツ、エゾマツがカラマツ、アカエゾマツに比べてやや大きかった。

比例限度モーメント時の根系の回転角は平均で苫小牧の供試木について 1.26°, 実験苗畑では 2.04°であった。

6.5.3. 最大モーメント

供試木の胸高直径と最大モーメントの関係を図 6.17 に示す。図中、上向きの矢印を付けたのは荷重が 1 t に達しても破壊しなかったため、実験を中止したものである。破壊形態は根返り、幹折れ、根元裂け、および根元曲がり部の半径応力によるものに分類でき、根返りを生じるか否かは立地による差が大きかった。以下に林分別に述べる。

(1) 苫小牧演習林：カラマツで根元部の腐朽のために折損した 1 例と、トドマツで荷重が 1 t に達しても破壊しなかったもの 1 例を除けば、全て根返りで倒伏した。図 6.17 の点線は苫小

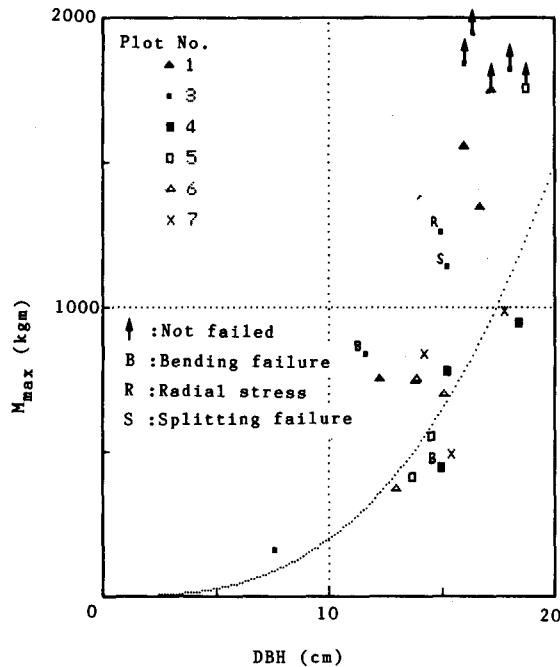


図-6.17 胸高直径と最大モーメントの関係
 Fig. 6.17 Relationship between DBH and the maximum moment.

牧の結果について次のべき乗式を当てはめたものである。

$$M_{max} = 0.238 \times (DBH)^{2.92} \tag{6.24}$$

表 6.4 右欄の値は、この回帰式による推定値に対する実測値の比、「耐力比」である。カラマツの耐力比がやや小さいが、樹種による差は明らかではない。

根鉢の半径は 50—100 cm 程度であったが、その大きさと耐力の関係は特に認められなかった。ただし、火山礫層のために根系の発達は浅く、根鉢の深さは 40—60 cm 程度であった(写真 6.1)。

(2)札幌実験苗畑：このカラマツも破壊に至らなかった 1 例を除いて全て根返りで倒伏した。倒伏せず、実験を中止した供試木 (No. 8) は近くに生立するシラカンバの側根が根元を覆うように伸びてきており、これによる補強効果が考えられた (写真 6.2)。

倒伏した供試木の耐力比は苦小牧のその 2 倍近く大きな値であった。また、根鉢の観察では樹幹の真下に鳥足状の垂下根の発達が見られた (写真 6.3)。

(3)西野山林：上述の 2 例と異なり、根返りを生じたのは被圧木 1 本 (No. 19) のみであった。No. 20 は幹折れで破壊した (写真 6.4)。破壊部における最大モーメント時の曲げ応力を計算したところ、約 450 kg/cm² であった。No. 21 は急斜面に生立していたもので曲率半径約 70 cm の根元曲がりがあったが、この部分で半径応力によって破壊した (写真 6.5)。試験後、破壊部の



写真 - 6.1 苫小牧演習林のカラマツ供試木の根系

Photo 6.1 Rooting of Tree No. 28 at Tomakomai Experiment Forest.



写真 - 6.2 供試木No. 8 とシラカンバの根系

Photo 6.2 Tree No. 8 and the rooting of the neighboring birch tree.



写真 - 6.3 実験苗畑のカラマツ供試木の根系

Photo 6.3 Rooting of Tree No. 1 at Experiment Tree Nursery.



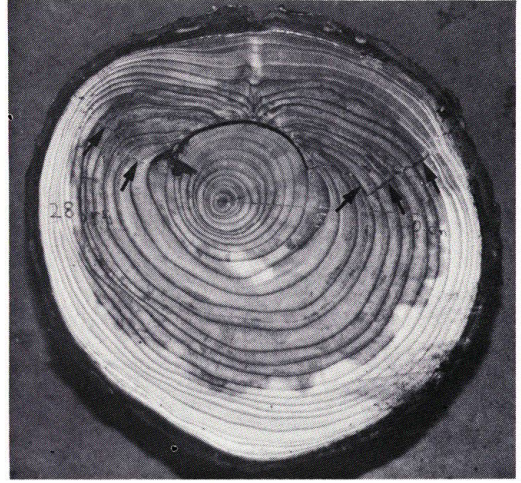
写真 - 6.4 西野山林における幹折れの例

Photo 6.4 Bending failure of Tree No. 20 at Nishino Forest.



写真一6.5 根元曲がり部における半径
応力による破壊例

Photo 6.5 Splitting caused by radial
stress (Tree No. 21).



写真一6.6 半径応力による破壊部の断
面

Photo 6.6 Cross section of the butt
swelling of Tree No. 21.



写真一6.7 根元部の割裂による破壊例
(剪断型)

Photo 6.7 Splitting failure at the
tree base (Tree No. 22).

断面を調べたところ、17年前に野鼠害を受けており、この傷害面が破壊の進行に関与したものと考えられた(写真6.6)。破壊時の根元曲がり部の半径応力は約 10 kg/cm^2 であり、野鼠害がなければ破壊には至らなかったと考えられる。No. 22 は根系の一部の破壊が引き金となって根元部で剪断破壊した例である(写真6.7)。最大モーメント時の曲げ応力は約 270 kg/cm^2 と計算され、腐朽などの欠点も認められず、樹幹の曲げ破壊とは考え難い。他の3本はいずれも荷重 $1t$ まで破壊しなかった。

このように、西野山林の供試木の根系の耐力は他の2林地に比べて著しく大きかった。

6.5.4 根系の耐力に関与する因子

根張り剛性を測定した目的は、根系の剛性と耐力の相関関係を明らかにし、非破壊試験による根返り耐力の予測の可能性を探ることであった。しかし、両者の関係をプロットした図6.18を見ると、その予測式は林分ごとに異なることがわかる。これは土壤条件の寄与率が剛性と耐力では異なっているためと考えられる。すなわち、根張り剛性は胸高直径の4乗に比例することを考え併せると支持根の曲げ剛性の寄与が大きいと推察されるのに対し、耐力は垂下根の発達程度や土壤の耐力に支配されているようである。

表6.5は各試験地の土壤の地下10cmおよび50cmにおける容積重と山中式硬度計による硬度である。地層は、苫小牧の林地は10-20cmのA層の下は厚い火山礫層である。実験苗畑では4cm程度のA₀層の下に厚さ30cm程度の客土したとみられる地層があった。このため、元のA層と見られる地下40-50cmの地層は、それより上部に比べて密度、硬度ともに小

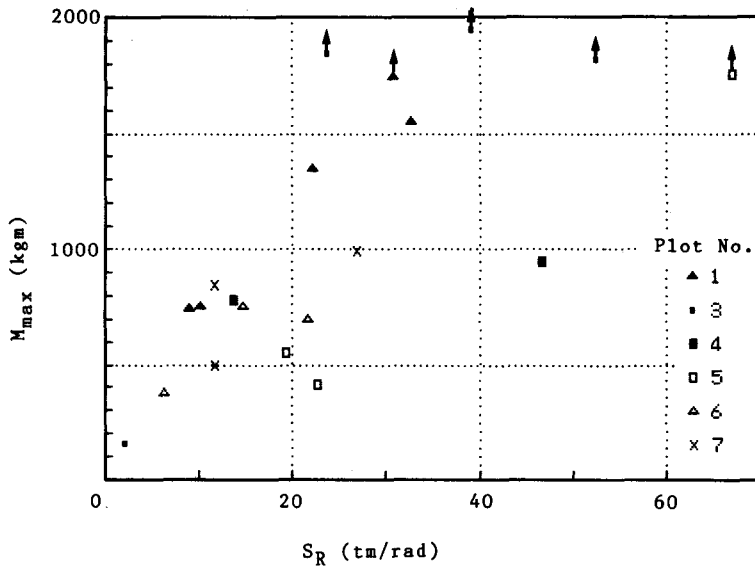


図-6.18 根張り剛性と最大モーメントの関係
 Fig. 6.18 Relationship between S_R and M_{max} .

表-6.5 供試林分の土壤の容積量と硬さ
Table 6.5 Volume weight and hardness of the soil.

Location	Volume weight (oven dry, g/cc)		Hardness (mm)	
	10	50	10	50
Sapporo	1.07	0.32	8	11
Nishino	0.49	1.21	9	24
Tomakomai	0.73	0.97	8	14

さかった。西野山林では 15 cm 程度の A 層の下は粘土質の硬い B 層が存在していた。

苫小牧演習林の供試木の耐力が他に比べて小さかったのは、未熟土のために垂下根の発達
が浅かったことに加えて、火山礫層の耐力が小さかったためであろう。また、西野に比べて実
験苗畑のものの耐力が小さかったのは、実験苗畑において表土の下の地層の耐力が小さかった
ためとも考えられる。このように、根返りに関する耐力は、土壤の構造および耐力の寄与が大
きいようである。ここでは取上げなかったが、土壤の排水性や化学的性質も根系の発達に影響
するであろう。

土壤の耐力は降雨などによる水分状態の変動によって変化すると考えられる。昭和 56 年の
15号台風による風倒害の際には台風過通時およびその半月前の2度の豪雨による地盤の緩み

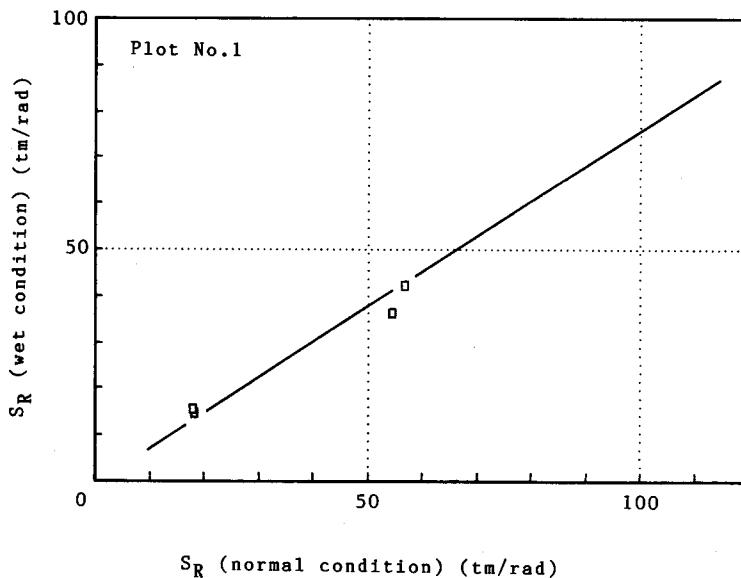


図-6.19 降雨の前後に測定した根張り剛性の比較
Fig. 6.19 Comparison of S_R measured before and after the hard rain.

が大きな被害をもたらした要因の1つとして指摘されている (台風通過時の苫小牧における総降水量: 142 mm)。そこで実験苗畑の供試木のうち剛性試験にとどめた5本について、68 mmの豪雨が降った翌日に、再度、根張り剛性を測定してみた。図 6.19 は 2 回の測定結果を比較したものである。根張り剛性の通常時の値に対する比は平均で 0.765 と 2-3 割の減少を示しており、豪雨を伴う暴風時に根返りの危険が増すことを裏付けるものである。

6.5.5 林分の被害形態と限界風速の予測

これまで根系の支持力について、最大モーメントの大小を論じてきたが、風倒害を考える際にはモーメントアームとなる風心高やクローネの抵抗係数を加味した検討が必要である。そこで、風心高を荷重点としたときの最大モーメントを与える水平力 (最大風圧力) を求めて比較検討した。

図 6.20 に示したのは根返り型で破壊した供試木 15 本の生枝重量と最大風圧力の関係である。クローネが受ける風圧はクローネ重量に比例するという FRASER⁵¹⁾の主張に従えば、図の右下に位置する個体ほど、根返りしやすいと言える。個体差が大きいですが、苫小牧のもので樹種を比較すると、トドマツが危険側に位置している。これは、本来、深根性の樹種であるトドマツが未熟土のために垂下根の発達を抑制された結果、根系の耐力が小さくなったものとも考えられる。また、苫小牧と実験苗畑でカラマツの最大風圧力にあまり差が見られないのは実験苗畑のカラマツの枝の枯れ上がりが大きく風心高が高かったためである。

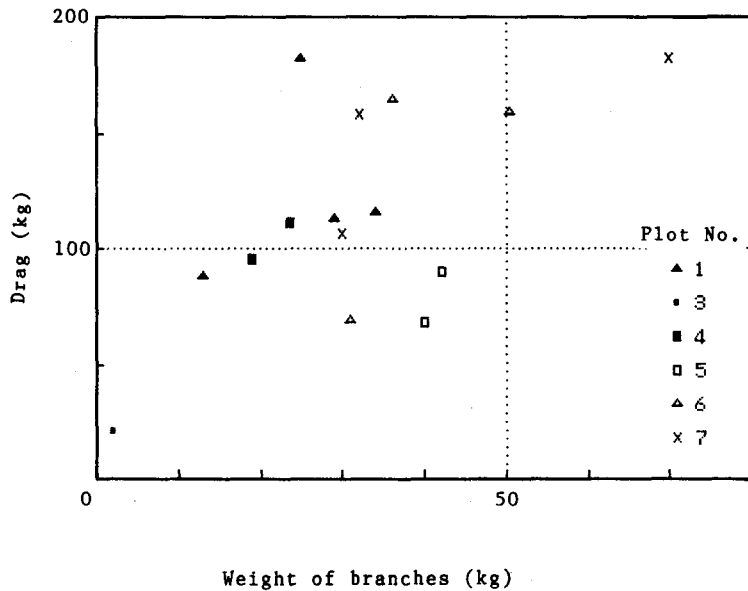


図-6.20 生枝重量と最大風圧力の関係

Fig. 6.20 Critical wind force (Drag) and the weight of branches for uprooted trees.

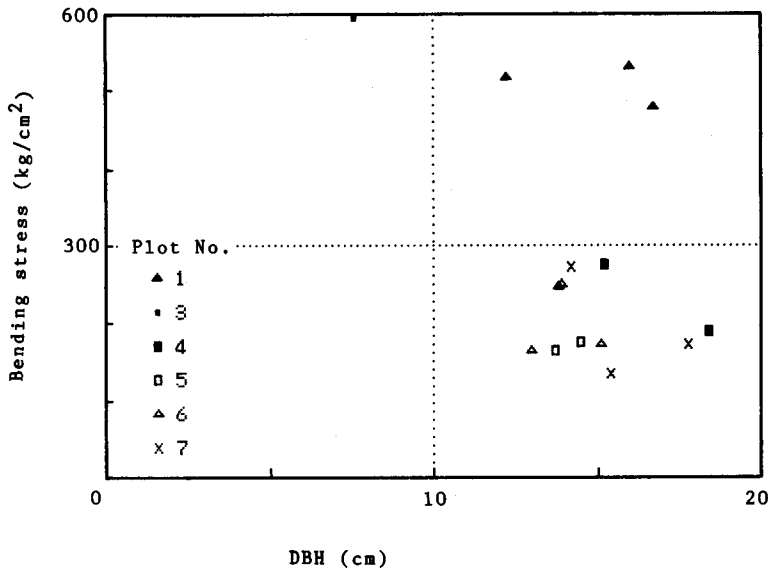


図-6.21 根返りした供試木の最大モーメント時の推定曲げ応力
 Fig. 6.21 Maximum bending stress at the maximum load for uprooted trees.

次に、最大荷重時に樹幹に生じる曲げ応力を式 (6.3) を用いて算出してみた。ただし、樹幹形状は地上高 60 cm までは図 6.13 に示したように 20 cm 毎の実測値を使用し、それ以上の高さでは樹幹解析を行なって得た多重円錐台を仮定した。図 6.21 は根返りした供試木の胸高直径と最大曲げ応力の関係を見たものである。実験苗畑および西野山林の供試木は殆どのが 500 kg/cm² といった大きな値を示しており、これらの林分では根返り以前に折損による破壊が多く生じるものと予想できる。また、折損しない場合でも樹幹の圧縮側ではもめの発生が予想される。これに対し、苫小牧のものは全て 300 kg/cm² 以下であり、もめも生じていないと思われる。顕著なもめは材の利用価値を低めるものであり、材質利用の観点からは折損型より根返り型の被害の方が好ましいと言える。

図 6.22 は樹幹解析を行なった供試木について推定した最大応力が生じる高さを樹高に対する比で表したものである。平均値は樹高の 20% の高さであったが、バラツキが大きく、一定した傾向は認められない。また、樹幹の曲げ破壊には枝下材と樹冠材の区分(形成層の成熟の度合)や輪生枝などによる断面の急な変化の影響も大きいと予想され、折損高の推定は困難である。

上記の最大風圧力および最大曲げ応力の知見を総合して暴風時の被害形態と限界風速の予測を行なった。限界風速の試算は式 (6.1) を変形して得られる式 (6.25) に従って行なった。

$$v = 4 \sqrt{P_{\max} / (A \cdot C_D)} \tag{6.25}$$

ここに、 v : 限界風速 ; P_{\max} : 最大風圧力 ; A : クローネの投影面積 (クローネの長さ ×

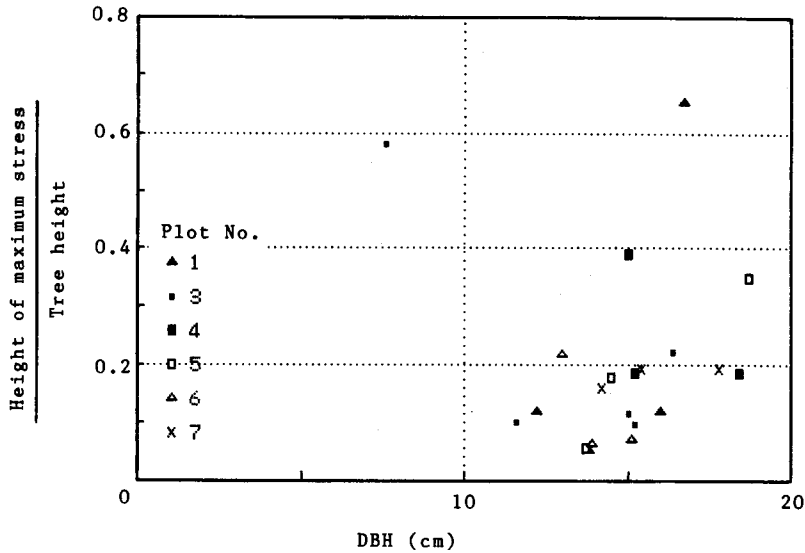


図-6.22 最大曲げ応力が生じた推定高さ
 Fig. 6.22 Estimated height of maximum stress for tested trees.

幅 ÷ 2) ; C_D : クローネの抵抗係数。

クローネの抵抗係数は MAYHEAD⁵²⁾が与えた値 (表 6.1) を参照し、カラマツについてはロ
 ッジポールパイン相当の 0.20, 他の 3 樹種についてはスプルース相当の 0.35 と仮定した。カラ
 マツの係数を他樹種より小さく見積もったのは、カラマツのクローネの単位投影面積当たりの
 生枝重量が約 3 kg/m² と他樹種の半分程度であったからである。被害は供試木の根系に作用す
 るモーメントが最大モーメントに達するか、あるいは樹幹に生じる最大曲げ応力が 450 kg/cm²
 に達したときに生じるものと仮定した。

表 6.6 の右端の欄に示したのが供試木に被害を生じさせる限界風速の推定値である。これ
 によると、苫小牧演習林では 20 m/s 台の風が継続して吹けば根返り型の風倒害が生じる計算
 になる。また、根系の比例限度モーメントの最大モーメントに対する比を 0.6 とした場合、式
 (6.25) より限界風速の 0.77 倍の風速で樹幹の傾斜が生じることが予想される。昭和 56 年の
 15 号台風による最大風速は 27.7 m/s (苫小牧測候所, 10 分間平均値) であり、林冠内の風速は
 これより相当小さくなるにせよ、降雨の影響や突風を考慮すれば、激害が生じたことが肯ける。
 さらに、間伐直後の林分では風速の減衰も小さかったと考えられる。

一方、実験苗畑の供試木の限界風速は全て 30 m/s 以上と計算され、折損型の破壊を交えること
 が予想される。西野山林ではさらに最大モーメントが大きいので、根返り以前に樹幹の折損に
 よって破壊することが予想される。苫小牧演習林、実験苗畑および西野山林の限界風速の平均
 値は、それぞれ 24.9, 39.6, 37.9 m/s であった。ただし、梢頭折れなどの樹冠材部での折損は、

表-6.6 供試木の限界風速の推定値
 Table 6.6 Estimation of the critical wind velocity.

Plot No.	Tree No.	D.B.H. (cm)	Projected crown area* (m ²)	Drag (kg)	Wind Velocity (m/sec)	Type of failure
1	1	12.2	5.2	77	34.3	B
	2	13.8	9.8	113	30.4	U
	5	16.0	5.2	154	48.7	B
	6	16.7	4.3	109	45.1	B
3	20	11.6	10.3	71	23.5	B
	21	15.0	8.5	103	31.1	B
	22	15.2	10.7	158	34.4	B
	23	16.0	11.7	288	44.4	B
	24	16.4	12.5	205	36.2	B
	25	18.0	13.0	305	43.3	B
4	27	15.2	9.6	95	28.1	U
	28	18.4	8.9	111	31.6	U
5	29	13.7	10.7	68	17.0	U
	30	14.5	8.3	90	22.3	U
6	32	13.0	7.4	69	20.6	U
	33	13.9	11.1	164	26.0	U
	34	15.1	8.2	159	29.8	U
7	35	14.2	9.4	158	27.7	U
	36	15.4	12.8	106	19.5	U
	37	17.8	11.8	182	26.6	U

* Crown length × Crown width ÷ 2.

Type of failure U: Uprooting; B: Bending failure.

未成熟材の影響や振りによる剪断破壊の関与も考えられ、これより小さな風速でも生じることが予想される。また、樹幹の曲げ比例限度の曲げ強さに対する比を0.5とすると幹折れ型の被害が予想される供試木では限界風速の0.71倍の風速でもめが生じることと考えられる。

このような試算ではクローネの投影面積の見積もり誤差や抵抗係数のバラツキが大きいので、単木的な評価は意味を持たない。しかし、今後、国内樹種の抵抗係数や代表的な土壌条件での根系の耐力のデータが蓄積されれば、暴風の頻度や樹木形状の統計的データを合わせてシミュレーションを行なうことによって、個々の林地の被害確率予想をたてることのある程度可能となろう。

6.5.6 枝打ち高さで根系に作用するモーメントの関係

最後に、造林木の耐風性に及ぼす枝打ちの影響について考えてみる。林木の根系に作用する曲げモーメントは(風心高×クローネ面積)に比例すると考えられるので、これを「モーメント指数」とおき、枝打ち高さとの関係を調べた。クローネの形状として図6.23に実線で示し

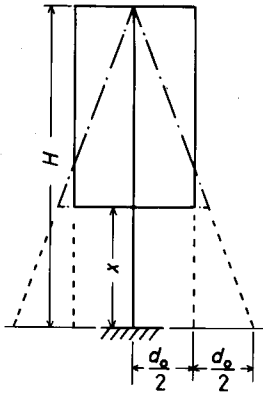


図-6.23 クローネ形状の仮定
Fig. 6.23 Cylindrical and conical assumptions for the crown form.

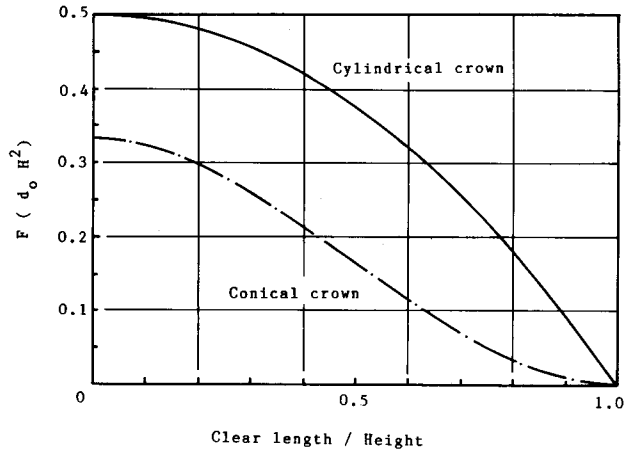


図-6.24 枝打ち高さともーメント指数の関係
Fig. 6.24 Relative susceptibility to the uprooting force referring to the height of pruning.

た円柱(閉鎖後の林分の場合)および一点鎖線で示した円錐の2通りを仮定すると、樹高が H m の林木の枝下高 (x) とモーメント指数 (F) の関係はそれぞれ以下の式で表される。

$$F (\text{円柱}) = \frac{d_0}{2} (H+x) (H-x) \quad (6.26)$$

$$F (\text{円錐}) = \frac{d_0}{3H} (H+2x) (H-x)^2 \quad (6.27)$$

両者の関係をグラフにしたのが図 6.24 である。いずれの仮定を用いた場合でも枝打ち高さを高くするほどモーメント指数は小さくなることが判る。例えば、枝下高を樹高の 20% から 40% にするような枝打ちの場合、根系に作用するモーメントは円柱および円錐仮定について、それぞれ 14% および 38% 減少すると計算される。耐風性の評価については枝打ちによる林内の風の挙動の変化影響も考慮する必要があるが、通常の枝打ちによって耐風性が小さくなることはないと言える。

6.6 要 約

北海道産の針葉樹造林木の耐風性の評価を目的として研究を行なった。実験は昭和 56 年の 15 号台風の激害地であった苫小牧地方演習林でカラマツ、トドマツ、エゾマツ、アカエゾマツの 4 樹種を対象として立木の引倒し試験を行ない、根返り耐力を調べた。なお、カラマツについては札幌の 2 林地でも行ない、林地間の差を調べた。実験結果より、根系の強度的性質を表すものとして、根張り剛性、比例限度モーメントおよび最大モーメントを求めて比較した。さらに樹木形状や既往の抵抗係数のデータを加味して供試林分の耐風性について考察した。得られた結果を整理すれば、以下のようなことが言える。

(1) 根系の根返り耐力

根系の剛性と耐力では影響する因子の寄与率が異なっている。すなわち、剛性は主として

支持根の曲げ剛性を表していると思われるのに対し、耐力は根張りの深さと土壌の強度的性質に支配されるようである。したがって、非破壊的に測定される根系の剛性から、直接、耐力を予測することは困難である。ただし、土壌条件が一定と見られる同一林分内では根返り耐力を胸高直径のべき乗式で表すことができる。

今回の供試林分間の比較では西野山林の耐力が大きかった。苫小牧演習林の耐力は極めて小さく、札幌実験苗畑のもの5割程度の値であった。

根系の耐力は降雨による土壌耐力の変化の影響が大きいものと見られる。札幌実験苗畑において降水量 68 mm の降雨の前後にカラマツの根張り剛性を測定したところ、2-3割、降雨後の剛性が小さかった。

(2) 耐風性の評価

風害が生じる限界風速を推定するには、根系の耐力に加えて、樹木の形状とクローネの抵抗係数のデータが必要である。実大林木の強風下の抵抗係数は風洞実験によって求められるが、日本における測定例はないようである。そこで、欧州の針葉樹に関する抵抗係数の測定値を参考にして限界風速の試算を行なった。

その結果、暴風による被害形態と限界風速は林地間の差が大きいことがわかった。例えば、苫小牧演習林では風速 20 m/s 台で根返りが生じるとみられるのに対し、実験苗畑では 40 m/s 近い風速で幹折れあるいは根返り型の被害、さらに西野山林では同様の風速で幹折れ型の被害が生じることが予測された。幹折れ型の被害の場合、折損高の推定値に一定した傾向は見られなかった。このように、苫小牧では根返り耐力が小さいために、限界風速は他の林地に比べて小さい。ただし、樹幹に生じる曲げ応力は小さいので木部にもめが生じる可能性は少ないと考えられる。被害木の利用の面では、苫小牧の根返り木は材質的に問題なく使用できると言える。

今回、実験したのは胸高直径 10-20 cm の林木であるが、この範囲内では径級による耐風性の差は小さかった。また、苫小牧の林地では樹種による耐風性の差は明らかではなかった。

造林地の耐風性を向上させるには、立地条件に応じた樹種を選択した上で、立木密度をどのように管理するかが問題となろう。カラマツのような陽性樹種では間伐が遅れると枯れ上がりによりクローネ重心が上部に集中することになる。このような林分に対して強度の間伐を行なった場合、クローネと根系が再構成されるまでは暴風時に根返りしやすいと考えられる。この場合、立地的に根返りを生じ易い林地では間伐と同時に強めの枝打ちを行なうことによって根系に作用する風圧モーメントを軽減しておくなどの対策が望まれる。林分の密度管理が耐風性に及ぼす影響については、林冠密度と風速の減衰に関する定量的なデータが得られれば、さらに検討を深めることができよう。

第7章 総合考察

本研究で考案した立木曲げ試験は林木の材質を比較的簡便にかつ単木的な精度で評価できることに加えて、完全な非破壊試験であるという特長を持つものである。立木曲げ試験によって測定される樹幹ヤング係数は生材丸太の曲げヤング係数を表すものと考えられ、検証実験の結果、両者は10%程度の誤差で一致することが確かめられた。一方、丸太材では切削による材の目切れがないことから、節などの欠点による曲げヤング係数の低減が殆ど認められないことが判った。さらに丸太材の曲げヤング係数は、梁に関する曲げの初等理論からも明らかなように、丸太材周縁部の弾性係数に支配されていると考えられる。したがって、丸太材の曲げヤング係数は同材の周縁部から採材される無欠点小試験片のヤング係数と良く一致することが予想され、実験によってもそのような結果が得られた。

これらを総合すると、本方法は林木から生産される木材の無欠点部分のヤング係数を推定する方法であると言える。すなわち本方法によれば、現行の目視による応力等級区分において樹種群毎に定められている基準強度を単木的に評価することが可能となる。樹幹ヤング係数を指標とした強度的性質の推定は以下のような手順によることになる。丸太材のヤング係数は生材から気乾状態まで乾燥するのに伴い14%程度の増加が見込まれるので、樹幹ヤング係数に乾燥による増加率1.14を乗じて無欠点材のヤング係数を得る。無欠点材の基準強度はヤング係数と種々の強度値の間に求められている回帰式⁶⁶⁾を用いて概数評価ができる。さらに製材の許容応力度はこれらの基準強度に欠点による低減係数を乗じて求めることができる。

道内の造林地で樹幹ヤング係数を測定した結果、材質のバラツキは林分内では比較的小さく、林分間・林地間で大きいことが明らかとなった。したがって、本方法の最も有効な適用は林分単位の材質評価にあると考えられる。これは1林分当たり10本程度の供試木を選んで試験を行なうことで可能であり、2時間弱の所要時間で実施できる。ただし、カラマツのように初期生長の早い樹種では対象林分の成熟度に留意する必要がある。造林木の林齢と樹幹ヤング係数の関係についてはまだデータ不足であるが、現時点では、林齢25年以上であれば成熟材の材質評価になるとみなして良いであろう。

測定した樹幹ヤング係数の平均値の信頼性については、対象林分の樹幹ヤング係数が平均値80 t/cm²、変動係数15%で正規分布している場合を例にとると、供試木数10本では、95%の信頼度で評価誤差が±7.4 t/cm²と計算される。なお、個々の実験に伴う測定誤差は第2章に述べたように95%の信頼度で±20%程度と考えられる。

林分の材質を評価する際の基準値は木構造設計規準⁶⁷⁾によって求めることができる。カラマツなど針葉樹I類について与えられているヤング係数は90 t/cm²であるので、これより逆算すると当該林分の樹幹ヤング係数の平均値が80 t/cm²以上であれば、将来この林分から構造材として十分な材質を有する木材が生産されると推定できる。例えば、苫小牧演習林のカラマツ

は環境的に厳しい立地条件のために樹高生長が悪く、容積密度数が小さいことが言われているが、表5.1を見ると同林のものでも大部分の林分については樹幹ヤング係数が80 t/cm²を上回っており、構造材の基準強度を有するものと予測される。他樹種についても同様の目安を挙げれば、スギやトドマツなどの針葉樹Ⅱ類については樹幹ヤング係数で60 t/cm²が基準値となろう。

一方、単木的な材質試験は、中小径の木材を丸太のまま構造部材に使用する際に、必要な強度を有する材料を事前に林地で選別する場合などに用いることができる。試験研究への応用では、産地試験や交雑種試験などの材質育種事業において成積判定に用いることができるほか、同一供試木について追跡調査を行なうことによって樹齢とヤング係数の関係や施業履歴が材質に及ぼす影響を調べることも可能である。

また、本研究では試験対象を針葉樹造林木に限ったが、今後盛んになると見られる広葉樹造林においても、カンバ類やドロノキ、ヤチダモといった樹幹の通直な樹種への適用が期待できる。

これらの樹木力学的知見は、また、林木の風害や冠雪害の機構を考える際の基礎となるものである。第6章では樹幹ヤング係数や丸太材の強度的性質に関して得られた知見に基づいて、風荷重に対する林木の抵抗機構の解析を行ない、暴風時の被害形態や限界風速の予測が可能であることを明らかにした。この分野の今後の課題としては根返りに関する支持力をより簡便に推定する方法を考える必要があろう。

ぶら下がり方式の立木曲げ試験を適用できる径級は約25 cmが限度である。したがって、林木の樹幹ヤング係数を測定する場合、この径級を超えないうちに試験を行なう必要がある。昭和30年代の拡大造林期に植栽された道内のカラマツ林は、現在、胸高直径20 cm程度にまで生長してきており、ここ数年が各地域の林分の材質評価を行なっておく絶好の機会と考える。森林資源は再生産可能ではあるが、その更新期間は極めて長く、育成には長期的な展望が必要である。森林施業の一環にこの種の試験をとり入れて間伐期に材質管理を行なっておくことは、主伐材の予備的な材質評価となるだけでなく当該林分の更新樹種を検討する際の判断材料にもなり、木材資源の有効利用に貢献するものと考えられる。

従来、林木の「材質」と言った場合、年輪幅や容積密度数といった性質だけが考えられてきたきらいがあった。これらは無論、力学的性質の基礎をなすものではあるが、木材の強度を推定する指標としては十分なものではない。今後、林業の分野においても、材質という言葉が木材の弾性定数や強度といった力学的性質まで含むものとして捉えられるようになることを期待する次第である。

摘 要

造林木の利用材質を立木の段階で非破壊的に予測する方法を確立することを目的として研究を行なった。得られた成果は以下のように要約される。

(1)立木樹幹のヤング係数の実用的な測定法を考案した。木方法は梃子式の道具を用いて試験者の体重を樹幹に負荷し、曲げ変位の矢高を測定してヤング係数を算出するものである。立木試験によって求めた樹幹ヤング係数は供試木を伐採して得た丸太のヤング係数と10%程度の誤差で一致した。本方法を適用できる林木の径級は10—25 cmである。

(2)本方法によって得られる樹幹ヤング係数は樹幹断面内の材質分布を一様と仮定した場合の見かけの値である。したがって構成年輪数の少ない若齢木では早・晩材および未成熟・成熟材の材質差に起因する樹幹ヤング係数の経年変動が予想される。この効果について理論的検討を行ない実験による検証を試みた結果、供試木の胸高断面における年輪数が6個以上あること、立木試験は晩材形成期以降に行なうことを条件とすれば、測定した樹幹ヤング係数を材質指標として取扱えることを明らかにした。

(3)丸太材の曲げおよび振り性能を調べた。弾性係数の計算における丸太材のテーパー影響を検討した結果、特殊な場合を除いて丸太材を円形等断面梁と仮定して良いことが判った。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、および丸太材をタイコ材、角材と順次製材した場合の剛性の変化を調べた。

(4)ぶら下がり方式の立木曲げ試験によって、主としてカラマツ造林木の樹幹ヤング係数を測定し、林分内・林分間の変動を調べた。その結果、同一林分内では胸高直径の大小による樹幹ヤング係数の変動は小さいが、林分間で樹幹ヤング係数の平均値を比較すると比較的大きな差が認められ、遺伝的あるいは環境的要因によるものと考えられる。

(5)樹幹ヤング係数や生丸太の強度的性質に関する試験結果に基づいて、針葉樹造林木の暴風に対する抵抗機構を解析し、その耐風性の評価を試みた。実験は基礎的データが不足している根返りに関する支持力を調べることを主目的として立木の引倒し試験を行なった。対象としたのは札幌の2林地および北海道大学苫小牧地方演習林のカラマツほか3樹種である。その結果、根系の耐力は樹種よりも土壌条件の影響を大きく受けることが判った。したがって、林地によって根返り型や幹折れ型といった異なる被害形態を示すことが予想されるが、その形態や限界風速を推定することがある程度可能であることが判った。

(6)ぶら下がり方式の立木曲げ試験は林木から生産される木材の無欠点部分の基準ヤング係数を推定する方法と言える。本方法は林分単位の材質評価や各種の試験研究への応用が期待される。

謝 辞

本研究に着手するにあたって多くの示唆を賜った北海道大学名誉教授 澤田 稔先生、研究の遂行と論文の作成に際して終始御指導いただいた北海道大学農学部教授 宮島 寛先生ならびに同助教授 上田恒司先生に心から感謝する。また、供試材料の入手に際して御配慮いただいた北海道大学演習林の教職員の皆様、三菱鉱業セメント(株)札幌支店山林課の原田哲朗課長ならびに北海道林木育種場の片寄 隼氏、さらに、研究に係る各種の実験にあたって御助力いただいた、北海道大学農学部木材加工学講座の専攻生であった藤原拓哉氏、近岡大志氏、平間昭光氏、高田克彦氏ほか、講座の皆様に厚くお礼申し上げる。

なお、本研究に係る費用の一部は文部省科学研究費補助金(奨励研究(A)課題番号60790057)によって賅った。

参 考 文 献

- 1) Cown, D. J.: Use of the pilodyn tester for estimating wood density in standing trees. FRI Bulletin, 13, 1-9 (1982).
- 2) 小暮 仁ほか6名: 立木年輪測定用可搬型 X 線 CT の開発. 第34回日本木材学会大会研究発表要旨集, 322 (1984).
- 3) Vafai, A and Farshad, M.: Modulus of elasticity of wood in standing trees. Wood Science, 12 (2), 93-97 (1979).
- 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) 小泉章夫, 上田恒司: 立木の曲げ試験による材質評価(II). 木材学会誌, 32(11), 860-867 (1986).
- 6) 小泉章夫, 上田恒司: 丸太材の曲げおよび振り性能. 北大演研報, 44(1), 355-380 (1987).
- 7) 小泉章夫, 上田恒司: 立木の曲げ試験による材質評価(III). 木材学会誌, 33(6), 450-456 (1987).
- 8) 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).
- 9) 渡辺治人ほか3名: 未成熟材に関する研究(II). 木材学会誌, 10(4), 125-130 (1964).
- 10) 太田貞明: スギ・ヒノキ樹幹内における未成熟材の力学特性に関する基礎的研究. 九大演報, 45, 1-80 (1972).
- 11) 鈴木正治: 針葉樹材の弾性および強度的性質と細胞構造の関係について. 林試研報, 212, 89-149(1968).
- 12) Bendtsen, B. A.: Properties of wood from improved and intensively managed trees. Forest Prod J, 28 (10), 61-72 (1978).
- 13) Gold, L. W.: Some observations on the dependence of strain on stress for ice. Can J Phys, 36, 1265-1275 (1958).
- 14) 今川一志, 石田茂雄: 樹木の木部形成に関する研究(I)カラマツにおけるその季節的経過. 北大演研報, 27(2), 373-394 (1970).
- 15) 今川一志, 深沢和三, 石田茂雄: カラマツ仮道管の木化経過に関する研究. 北大演研報, 33(1), 127-138 (1976).
- 16) 久保隆文, 塩原 豊, 蕪木自輔: 樹冠量の異なったスギの年輪構造およびその形成(IV)木部形成活動の季節変化. 東京農工大演報, 19, 21-26 (1983).
- 17) 小泉章夫, 上田恒司, 片寄 隼: カラマツ間伐材の力学的性質. 北大演研報, 44(1), 327-354 (1987).
- 18) 岸田昭雄ほか5名: カラマツ産地試験. 北海道の林木育種, 15(1), 2-16 (1972).

- 19) 千葉 茂, 永田義明: カラマツ産地試験. 北海道の林木育種, 15(1), 17-22 (1972).
- 20) 倉橋昭夫ほか3名: カラマツ産地試験. 北海道の林木育種, 15(1), 23-27 (1972).
- 21) 三上 進: カラマツの産地特性. 林木の育種, 66, 2-5 (1971).
- 22) 小倉武夫ほか6名: 北海道旭川営林局層雲峡経営区におけるエゾマツ・トドマツ風害木の材質調査中間報告書. (林試未発表資料).
- 23) 井阪三郎: 風害木に現われたモメの樹幹内分布について. 林試研報, 111, 183-192 (1959).
- 24) 三島 憲ほか3名: 苫小牧演習林における風害状態(II)天然生林について. 北大演研報, 19(1), 1-40 (1958).
- 25) 宮島 寛: 風害木のモメについて. 北大演研報, 20(1), 197-208 (1959).
- 26) 飯田信男ほか5名: 昭和56年台風15号によるカラマツ風害木の材質調査. 林産試月報, 364, 1-8(1982).
- 27) 佐藤 明ほか4名: カラマツの風害と樹冠量. 日本林学会北海道支部講演集, 30, 56-58 (1981).
- 28) 水井憲雄, 水谷栄一, 福地 稔: 昭和56年台風15号によるカラマツ林の風害(I)風害木の樹形. 日本林学会北海道支部講演集, 31, 42-44 (1982).
- 29) 山根玄一, 菊地 健, 寺沢和彦: 昭和56年台風15号によるカラマツ林の風害(II)単木の根系. 日本林学会北海道支部講演集, 31, 45-47 (1982).
- 30) 畠山末吉, 梶 勝次: グイマツとカラマツの種間雑種の耐野兎性と耐風雪性. 北海道の材木育種, 25(1), 6-11 (1982).
- 31) 川瀬 清, 太田路一: 模型ヘリコプターによる風倒木調査と潮風害の研究. 北大演研報, 40(4), 815-854 (1983).
- 32) 玉手三楽寿, 高桑東作: キティ台風による森林の風害. 林業試験集報, 59, 61-88 (1950).
- 33) Curtis, J. D.: Some observations on wind damage. J. Forestry, 41, 877-882 (1943).
- 34) 平田種男: 伐採列区構成に関する基礎的研究(I)林木の暴風被害防除について. 東大演報, 39, 1-12(1951).
- 35) 澤田 稔: 風および冠雪による針葉樹幹の変形. 林試北海道支場研究資料, 128号, (1983).
- 36) Leiser, A. T. and Kemper, J. D.: Analysis of stress distribution in the sapling tree trunk. J. Amer. Soc. Hort. Sci., 98 (2) 164-170 (1973).
- 37) Peters, M., Ossenbruggen, P. and Shigo, A.: Cracking and failure behavior models of defective balsam fir trees. Holzforschung, 39, 125-135 (1985).
- 38) Ossenbruggen, P. J., Peters, M. A. and Shigo, A. L.: Potential failure of a decayed tree under wind loading. Wood and Fiber Science, 18 (1), 168-186 (1986).
- 39) Petty, J. A. and Worrell, R.: Stability of coniferous tree stems in relation to damage by snow. Forestry, 54 (2), 115-128 (1981).
- 40) 中谷 浩ほか4名: スギ造林木の冠雪荷重による樹幹の変形と耐力. 木林学会誌, 30(11), 886-893(1984).
- 41) 玉手三楽寿ほか3名: 立木引き倒し試験. 日本林学会誌, 47(5), 210-213 (1965).
- 42) 鎌田正之: なだれに対する林木と杭の強度について. 雪氷, 21(6), 182-185 (1959).
- 43) 村井 宏, 岩崎勇作, 北田正憲: 樹種別の土砂かん止機能についての調査. 林試東北支場年報, 9, 185-194 (1968).
- 44) 上田 実, 斉藤敏彦, 富永 貢: 集材架線用アンカー(根株・立木)の強さ試験. 日林講, 80, 364-366(1969).
- 45) 中村英石: 林業機械の効果的作業技術. 林試研報, 225, 1-30 (1969).
- 46) 森岡 昇: 集運材用ワイヤーロープの支柱としての立木の強さ(I). 日本林学会誌, 65(2), 67-71(1983).
- 47) 荏住 昇: "樹木根系図説" 誠文堂新光社, 1979.
- 48) Fraser, A. I.: The soil and roots as factors in tree stability. Forestry, 35 (2), 117-127 (1962).
- 49) 山本良三: 果樹や林木における風倒被害対策について. 農業気象, 35(3), 177-187 (1979).
- 50) 平田種男: 伐採列区構成に関する基礎的研究(II)樹木の風圧中心と抵抗係数, 特に林衣の一効果について. 東大演報, 45, 67-88 (1953).
- 51) Fraser, A. I.: Wind tunnel studies of the forces acting on the crowns of small trees. Report on

- Forest Research, 178-183 (1962).
- 52) Mayhead, G. J.: Some drag coefficients for British forest trees derived from wind tunnel studies. *Agricultural Meteorology*, 12, 123-130 (1973).
- 53) 依田恭二: "森林の生態学" 築地書館, 1971. p.48-51.
- 54) Takahashi, K. and Wakabayashi, R.: Stem sway and tree form of akamatsu, Japanese red pine, *J. Japanese Forestry Society*. 63(4) 133-136 (1981).
- 55) 高橋亀久松, 新田隆三: 雪寒強風地の道路林づくりに必要な視点. *緑化工技術*, 10(1), 20-26 (1983).
- 56) 大和田道雄: 根釧原野の卓越風について. *地理学評論*, 46, 505-515 (1973).
- 57) 大和田道雄: 北海道平野部における夏季の卓越風の分布について. *地理学評論*, 51, 283-300 (1978).
- 58) Fons, W. L.: Influence of forest cover on wind velocity. *J. Forestry*, 38, 481-486 (1940).
- 59) Reifsnnyder, W. E.: Wind profiles in a small isolated forest stand. *Forestry Science*, 1(4), 289-297 (1955).
- 60) 飯塚 肇: 防風林の幅について. *林試研報*, 56, 1-218 (1952).
- 61) Oliver, H. R. and Mayhead, G. J.: Wind measurements in a pine forest during a destructive gale. *Forestry*, 47, 185-195 (1974).
- 62) Inoue, E.: On the turbulent structure of airflow within crop canopies. *J. Meteorological Society*, 41, 317-326 (1963).
- 63) Hütte, P.: Experiments on windflow and wind damage in Germany; site and susceptibility of spruce forest to storm damage. *Forestry*, 41 (supplement), 20-25 (1968).
- 64) 小泉章夫, 上田恒司: カラマツ立木の曲げ変形と材質. *日本木材学会北海道支部講演集*, 15, 1-4 (1983).
- 65) 小泉章夫, 近岡大志, 上田恒司: 造林木の根系の支持力試験. *日本木材学会北海道支部講演集*, 17, 17-20 (1985).
- 66) 澤田 稔: 木材の力学的材質指標. 第29回日本木材学会大会特別講演要旨, 1-13 (1979).
- 67) 日本建築学会: "木構造設計規準・同解説" 丸善, 1973.

Summary

The object of this study is to develop a method of nondestructive evaluation of strength properties of wood in standing trees. That method could make much contribution to the proper treatment of a forest stand.

1. Test method of measuring the stiffness of a tree trunk

An instrument which can be easily used at a forest site for bending test of a tree stem has been developed. The modulus of elasticity (MOE) of a tree trunk could be determined with the instrument. The bending moment is induced by the operator's weight applied on the lever arm attached perpendicularly to the stem. The deflection is detected by the middle-ordinate gage with a transformer placed on the convex side of the bent stem (Photo 2.4). This chapter discusses the applicability of the method and the reliability of the MOE determination.

Results are summarized as follows:

- (1) To decrease the error involved in the MOE calculation caused with uneven shape of cross-section, the MOE measurements were made twice per tree, in two loading directions at right angles to each other, and the results were averaged.
- (2) The MOE values based on a constant cross-sectional circular beam had practically enough accuracy, because the difference between the values and those based on a correct calculation using a tapered circular beam was only about 1% of the values.
- (3) The additional deflection caused with the crown weight is found to be less than ten percent of the total deflection.

- (4) The MOE of the trunks agreed well with laboratory test results for logs obtained from sample trees.
- (5) This method is applicable to trees of 10 to 25 cm in DBH. It also is recommended that the test is conducted after the summer season to preclude injury to active cambium tissues.

2. Variation of tree-trunk stiffness associated with radial growth

The modulus of elasticity of a tree trunk obtained by the proposed bending test is an apparent value assuming uniform mechanical properties over cross-section. The MOE values are presumed to vary with the stage of xylem formation because of the difference of Young's modulus between earlywood and latewood as well as between juvenile and mature wood.

A numerical examination of the above-mentioned size effect on the MOE variation was made with the following conclusions :

- (1) Two assumptions were taken concerning the distribution of Young's modulus within a growth ring, on which the analysis was based. Those were a step function and a biquadratic function, which were supposing a stepwise shift and a gradual shift of Young's modulus between earlywood and latewood, respectively (Fig. 3.2). As a result, no qualitative difference of the MOE variation associated with radial growth was found between the assumptions (Figs. 3.4 and 3.5).
- (2) The MOE curve shows the local maximum values at the end of each growth period. These extreme values converge rapidly for about five growth rings from the pith (Fig. 3.6).
- (3) The MOE variation, accompanied with an increase of Young's modulus with cambial age, also was investigated. It appeared as the combination of increasing latewood Young's modulus and the MOE curve in Fig. 3.4. From Fig. 3.7, it is expected that the local maximum values of MOE will generally be in agreement with the Young's modulus of mature wood in a few years after cambial cells have reached maturity regarding strength properties.

To verify the evidence of the calculated size effect, seasonal variation of radial growth and MOE were observed throughout the year on a 10-year-old stand of karamatsu (*Larix kaempferi*). These observations suggested that MOE determined by the proposed test will be a usable quality index even for young trees, if those sample trees contain six or more growth rings at breast height and the test is made after latewood formation.

3. Bending properties of log specimens

The modulus of elasticity obtained by the proposed test indicates the MOE of log specimen in green condition. In this chapter, the bending and torsional properties of softwood logs were studied. The species of the test materials were karamatsu, todomatsu (*Abies sachalinensis*), ezomatsu (*Picea jezoensis*), akaezomatsu (*Picea glehnii*) and Norway spruce (*Picea abies*).

The obtained results are summarized as follows :

- (1) The equations for determining MOE and torsional modulus (G : apparent modulus of rigidity) of a log specimen are presented as Eqs. 4.1 to 4.14. The errors involved in the calculation of MOE 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.
- (3) MOE was found to be the best index to estimate MOR of logs. No correlation was found between the average ring width and the mechanical properties of logs even when the width was given weight on the outer rings.
- (4) The increase of MOE and MOR of logs during seasoning were 14 % and 33 % on the average, respectively.
- (5) No substantial difference was found between the MOE of air-dry logs and those of small clear specimens cut from the outer wood of the logs. The bending strength of logs was on the average

71 % that of small clear specimens (Table 4.3).

(6) The MOE of the sawn lumber was smaller than that of the original log, especially for karamatsu (Table 4.4). The decrease in bending properties may be mainly attributed to the difference of properties between juvenile and mature wood.

4. MOE of plantation-grown conifers in Hokkaido

The modulus of elasticity of tree trunks was measured at several plantation forests of karamatsu and other three conifers in Hokkaido. Some effects on MOE variation within and between the sites were examined.

Results are summarized as follows :

- (1) The effect of growth rate on the MOE values was found to be little within a stand (Fig. 5.1). The coefficient of variation for MOE in each stand was about 15 %.
- (2) The MOE of karamatsu stands shows a remarkable increase during 10 to 20 years of age and thereafter it becomes gradually stable (Fig. 5.2), which was numerically analyzed in chapter 2.
- (3) The difference of average MOE was found between karamatsu stands at Tomakomai Experiment Forest (Table 5.1). The fact may be attributed to the local environmental condition such as slope exposure. Meanwhile, the environmental effects on the MOE of akaezomatsu were not clear, though the average MOE differed considerably between the stands.
- (4) MOEs of karamatsu trees from various provenances were examined at Shimizu Provenance Trial Stand. As shown in Table 5.2 and Fig. 5.5, the sample trees from Fuji and Yatsugatake showed large MOE values and those from Kiso showed small values.
- (5) Average MOE of karamatsu stands would show more variations between sites, localities and provenances as well.

5. The estimation of the stability of plantation-grown conifers against wind force

In this chapter, the mechanism of wind blow damage was analysed basing upon the results obtained for bending stiffness of tree trunks and mechanical properties of log specimens. The numerical examinations for the stress distribution and the deflection curve of a stem were made, considering the case of static bending of a single-tapered cantilever with semi-rigid rooting.

To determine the force causing uprooting, a series of pull over test was conducted at three plots in Hokkaido. The tested species are karamatsu, todomatsu, ezomatsu and akaezomatsu. As a result, uprooting stability was found to be affected more susceptibly by the soil condition such as the composition and moisture content than by the difference of species.

The type of failure and the critical wind speed for the tested plots were estimated taking account of the form of stem and crown, uprooting stability, bending strength of log specimen and the drag coefficients of crown presented by MAYHEAD⁵²⁾.

6. Conclusion

The MOE value obtained by the proposed tree-bending test is an expected value for the clear specimen cut from the outer wood of the sample trunk. This method has advantages of facility for the operation, accuracy of the MOE estimation and its complete non-destructivity. The major application of this method would be the assessment of the mechanical qualities for the plantation forests. This will be achieved by testing about ten sample trees, showing moderate growth, per compartment.

This method also has the potential of contribution to further research on the mechanical properties of standing trees, such as assessing the age effect on the maturity of wood and the effect of silvicultural treatment on the mechanical qualities of wood, by repeating MOE measurement on the identical tree.

付録：引倒し試験（第6章）を行なった供試木の樹幹解析図
 Appendix: Stem analysis of the sample trees for the pull-down test.

