



HOKKAIDO UNIVERSITY

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
Degree Grantor	北海道大学
Degree Name	博士(農学)
Dissertation Number	甲第2377号
Issue Date	1987-03-25
Doc URL	https://hdl.handle.net/2115/32765
Type	doctoral thesis
File Information	2377.pdf



**生立木の非破壊試験による
材質評価に関する研究**

林産学専攻 博士課程

小泉章夫

目 次

第1章 緒論	1
第2章 樹幹曲げ剛性の測定方法	4
2.1 実験	4
2.1.1 立木曲げ試験の方法	4
2.1.2 検証実験	7
2.2 結果と考察	8
2.2.1 樹幹形状	8
2.2.2 樹幹の断面形状	13
2.2.3 剪断付加撓み	14
2.2.4 自重による付加モーメントの影響	15
2.2.5 負荷-変位関係の直線性	17
2.2.6 室内実験との比較	17
2.2.7 負荷による形成層の傷害	19
2.2.8 試験時期および対象可能径級	20
2.3 要約	21
第3章 半径生長に伴う樹幹曲げ剛性の変動	22
3.1 年輪構成効果	22
3.1.1 不均質材料としての寸法効果	22
3.1.2 階段状分布仮定による樹幹ヤング係数の変動	25
3.1.3 4次関数仮定による樹幹ヤング係数の変動	28
3.1.4 晩材のヤング係数が変化する場合	30
3.2 実験	31

3.3	結果と考察	33
3.4	要約	37
第4章	丸太材の曲げ剛性と耐力	39
4.1	木材梁としての丸太材	39
4.2	実験	39
4.2.1	供試木	39
4.2.2	試験手順の概要	41
4.2.3	曲げ剛性試験	42
4.2.4	振り剛性試験	48
4.2.5	曲げ破壊試験	50
4.2.6	無欠点小試験片の材質試験	51
4.2.7	タイコ材および角材の試験	51
4.3	結果と考察	53
4.3.1	丸太材の細り	53
4.3.2	丸太材の節分布	53
4.3.3	年輪幅と容積密度数	53
4.3.4	生材丸太の曲げおよび振り性能	57
4.3.5	乾燥による丸太の収縮	64
4.3.6	気乾丸太の曲げおよび振り性能	65
4.3.7	無欠点小試験片の材質	68
4.3.8	タイコ材および角材の性質との関係	71
4.4	要約	71
第5章	針葉樹造林木の樹幹ヤング係数	74
5.1	実験	74

5.2	結果と考察	75
5.2.1	林分内の樹幹ヤング係数の変動	75
5.2.2	カラマツの樹齢と樹幹ヤング係数の関係	78
5.2.3	林分の斜面方位と樹幹ヤング係数の関係	79
5.2.4	カラマツの原産地による樹幹ヤング係数の変動	80
5.2.5	カラマツの林地間の樹幹ヤング係数の変動	84
5.3	要約	84
第6章	造林木の暴風に対する抵抗力の評価	86
6.1	研究の方法	86
6.2	既往の研究	87
6.2.1	風害地の調査	87
6.2.2	樹木の外力に対する応答	88
6.2.3	風速と樹木が受ける風圧力の関係	90
6.2.4	林内の風速分布	92
6.3	樹木の風荷重による変形と耐力	94
6.3.1	解析に用いた仮定	94
6.3.2	樹幹の曲げ応力と撓み曲線の計算例	95
6.3.3	クローネ重量の影響	96
6.3.4	剪断付加撓み	99
6.3.5	樹幹の振り	99
6.3.6	根元曲がり部の半径応力	101
6.3.7	根系の変形と耐力	101
6.4	実験	102
6.5	結果と考察	107

6.5.1	根張り剛性	107
6.5.2	根系の回転における比例限度	112
6.5.3	最大モーメント	114
6.5.4	根系の耐力に関与する因子	120
6.5.5	林分の被害形態と限界風速の予測	121
6.6	要約	127
第7章	総合考察	130
	摘要	133
	謝辞	135
	参考文献	136
	付録	141

第1章 緒 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なばならない。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、新植樹種の問題など、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ことが急務であろう。

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考ええる。

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特長であるが、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やあて材の詳細なイメージを得ることができるが、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精度の点で最も優れている。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ーディ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なものである。

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章は樹幹ヤング係数や生材丸太の強度的性質に関する試験結果に基づいて、林木の暴風に対する抵抗力の評価を試みたものである。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。

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 10-25cmの範囲である。

(1) 供試木の地上高 180cmまでの枝を払ったのち、地上高 120cmおよび 180cmの周囲長を測定し、さらに地上高 120cm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 220cm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 180cm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 1/1000mm 精度、5mm ストロークの角型ゲージセンサー（小野測器：GS551）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。これを梃子と反対側の地上高 70-170cm 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などに乗ることにより、梃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）。通常は突付け面より 120cm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い場合には80cm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、測定値の読みの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2名で行なう場合供試木1本当たり10分程度である。



写真 2.1 樹皮厚の測定



写真 2.2 樹幹にロープを巻く



写真 2.3 梃子と矢高測定器の取付け



写真 2.4 体重による負荷

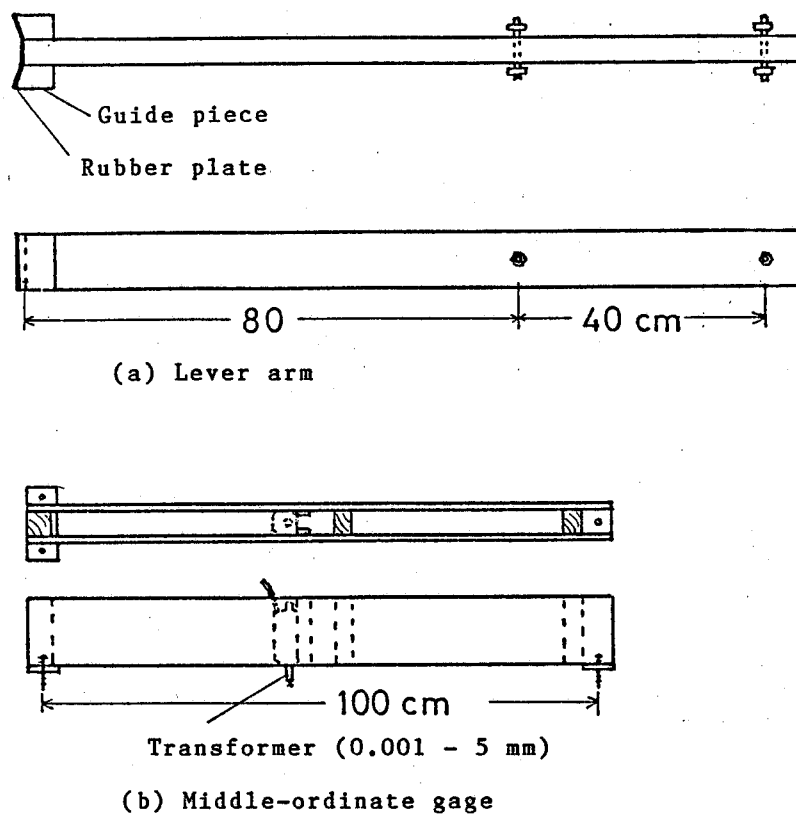


図 2.1 試験器具

(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： E_s と呼ぶ）を式（2.1）を用いて計算する。この式は矢高測定区間の樹幹を、一様モーメントを受ける丸棒とみなしたものである。

$$E_s = \frac{S^2 M}{2\pi \delta (r_{120} - t_o)^4} \quad (2.1)$$

ここに、 S ：矢高測定区間長； M ：負荷モーメント＝試験者体重×（アーム長さ＋ r_{180} ）； r_{120} ， r_{180} ：地上高 120, 180cmにおける周囲長から求めた半径； t_o ：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) 西野山林, 札幌市)

21年生 (北海道大学演習林札幌実験苗畑)

28, 34 年生 (同苦小牧地方演習林)

トドマツ 30年生 (国有林, 定山溪事業区)

42年生 (三菱鉱業セメント (株) 西野山林, 札幌市)

47年生 (北海道大学苦小牧地方演習林)

エゾマツ 46年生 (同苦小牧地方演習林)

アカエゾマツ 44年生 (同苦小牧地方演習林)

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 2.2に地上高 20cm 毎に測定した周囲長の一例を示す。この様に地上高 180cmまでの樹

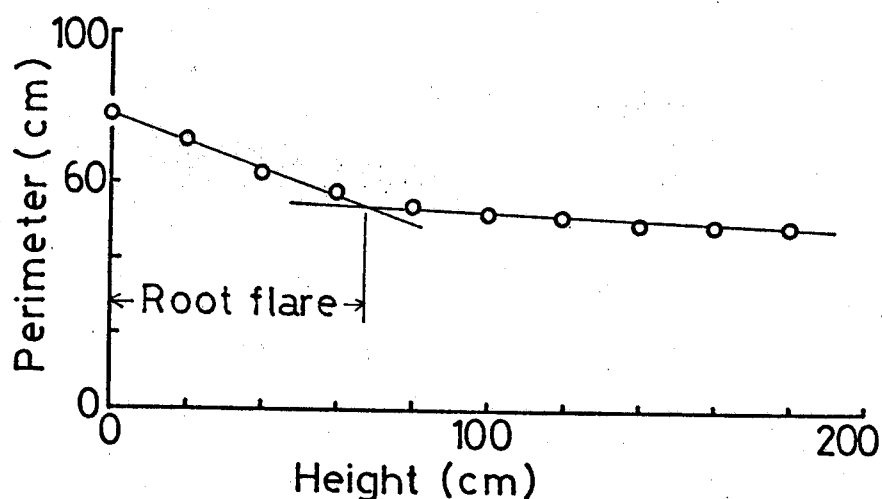


図 2.2 樹幹周囲長の測定例

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 2.3に示した。幹足部高さと胸高直径の間に特に関係は認められず、平均で 58cm, 標準偏差は15cm

であった。ただし、トドマツではこれよりも低いものが多く認められた。これより上部では樹幹形状は直線テーパーとみなせるが、そのテーパ率（ ϕ ：単位長さ当たりの半径の細り）を図 2.4 に示した。樹種による差は認められないが、径級が小さいものほど完満のように見える。しかし、若齢木では径級が小さいにも拘わらず、 ϕ 値は必ずしも小さくはない。テーパ率は全平均で 6.33mm/m、標準偏差は 2.9mm/m であった。

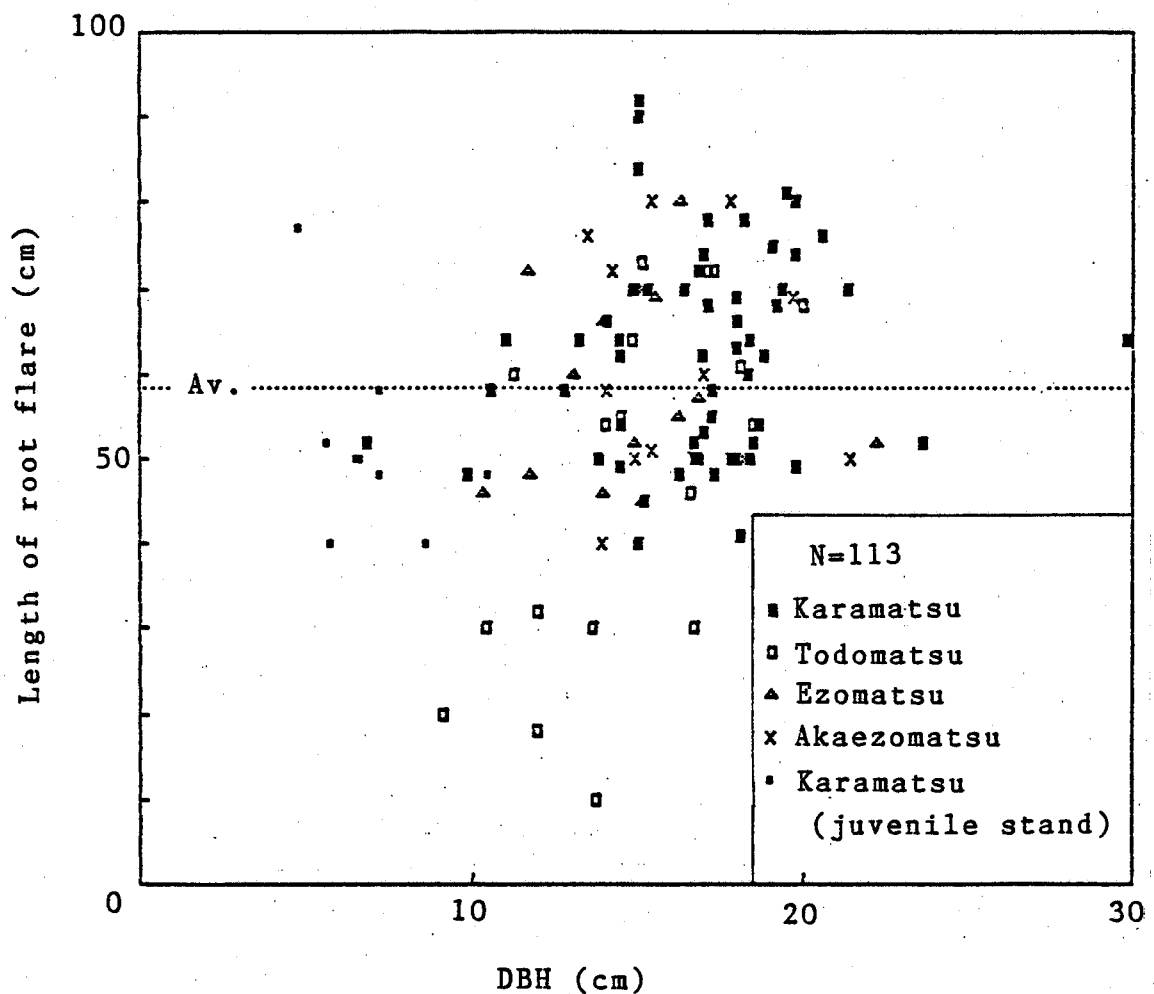


図 2.3 胸高直径と幹足部長さの関係

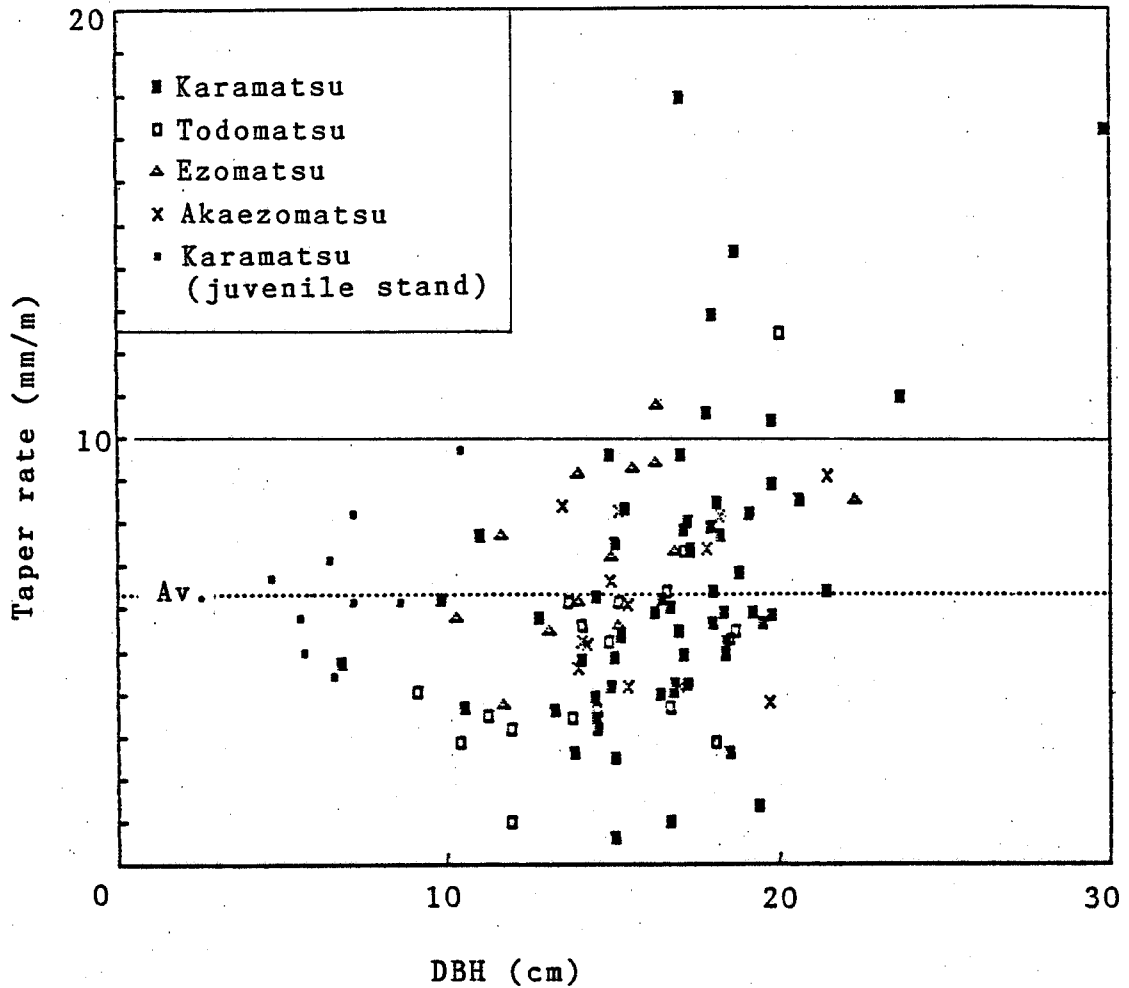


図 2.4 胸高直径と樹幹のテーパー率の関係

円断面直線テーパー梁の曲げヤング係数 (E_{st}) 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円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 80-180cm 区間の α を見ると(図 2.5)、若齢木を除いて殆ど 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 70-170cm に設定すれば、テーパ影響を無視し区間中央(120cm 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、若齢の小径木では矢高測定区間を短くして α を小さくするなどの工夫が必要である。なお、地上高80-180cmの周囲長の変化を直線的とみなして求めた地上高120cm 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 120cm 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。

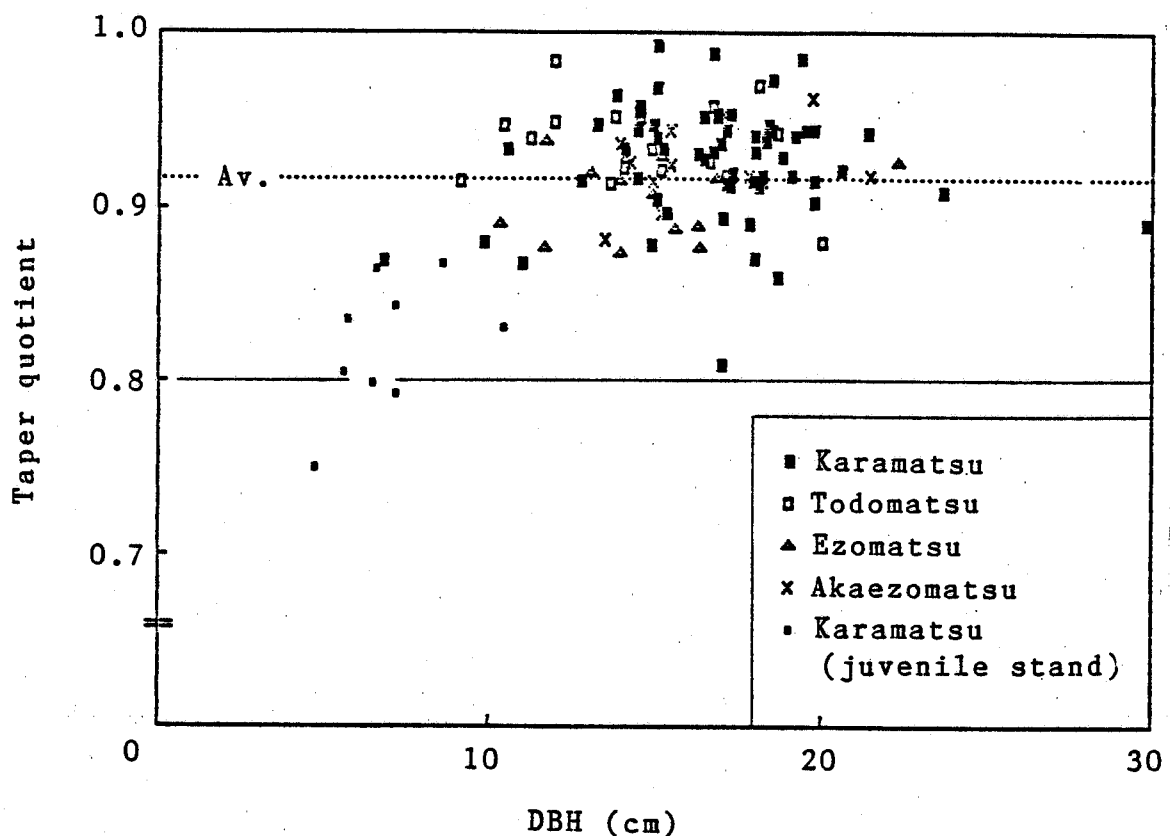


図 2.5 胸高直径とテーパー比(α)の関係

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前後に曲げ剛性試験を行なった結果を図 2.6に示したが、樹皮による曲げ剛性の増加は認められない。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

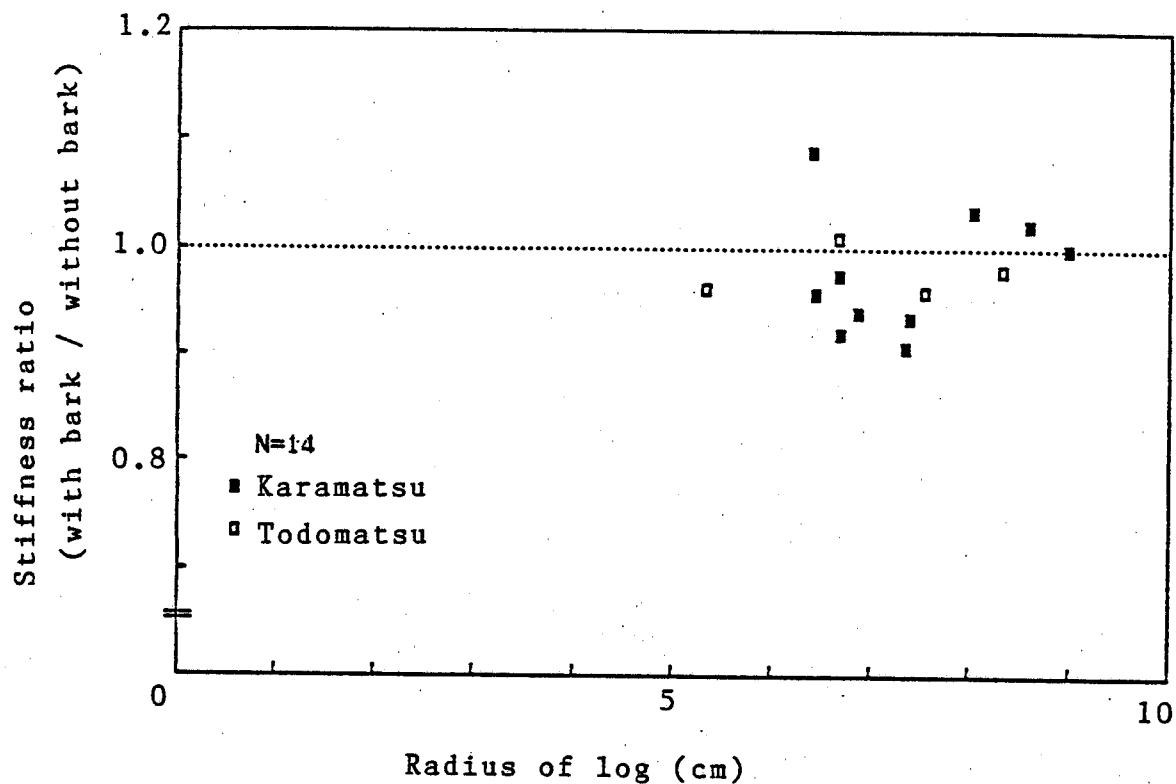


図 2.6 剥皮前後に測定した丸太の曲げ剛性の比較

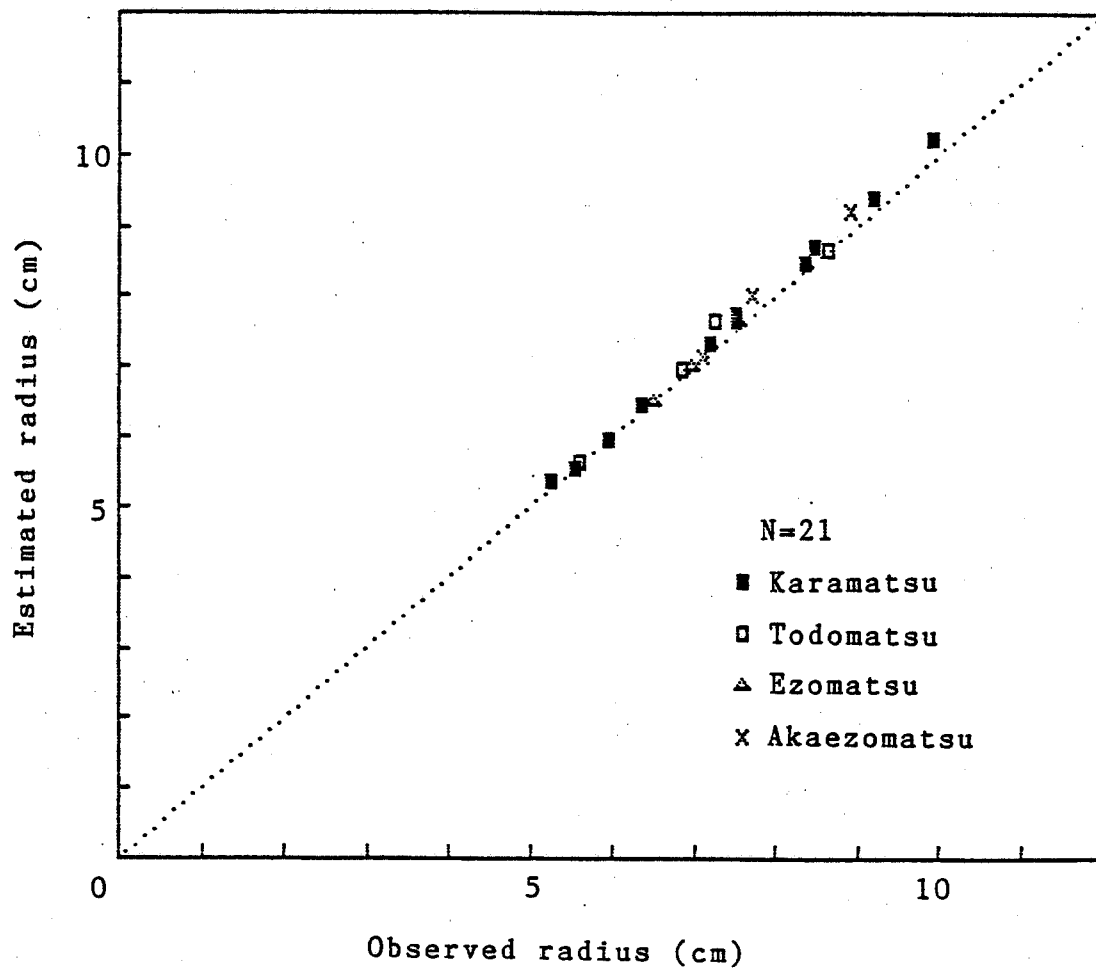


図 2.7 木部半径の実測値と推定値の比較

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 2.7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、

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

ここに a : 長半径; b : 短半径; e : 離心率。

楕円の各主軸に関する断面 2 次モーメント (I_f, I_e) と、 l/π を直径とする円のそれ (I) とを計算し比較したのが図 2.8である。楕円の長短軸比が 1.3以下の場合、樹幹の

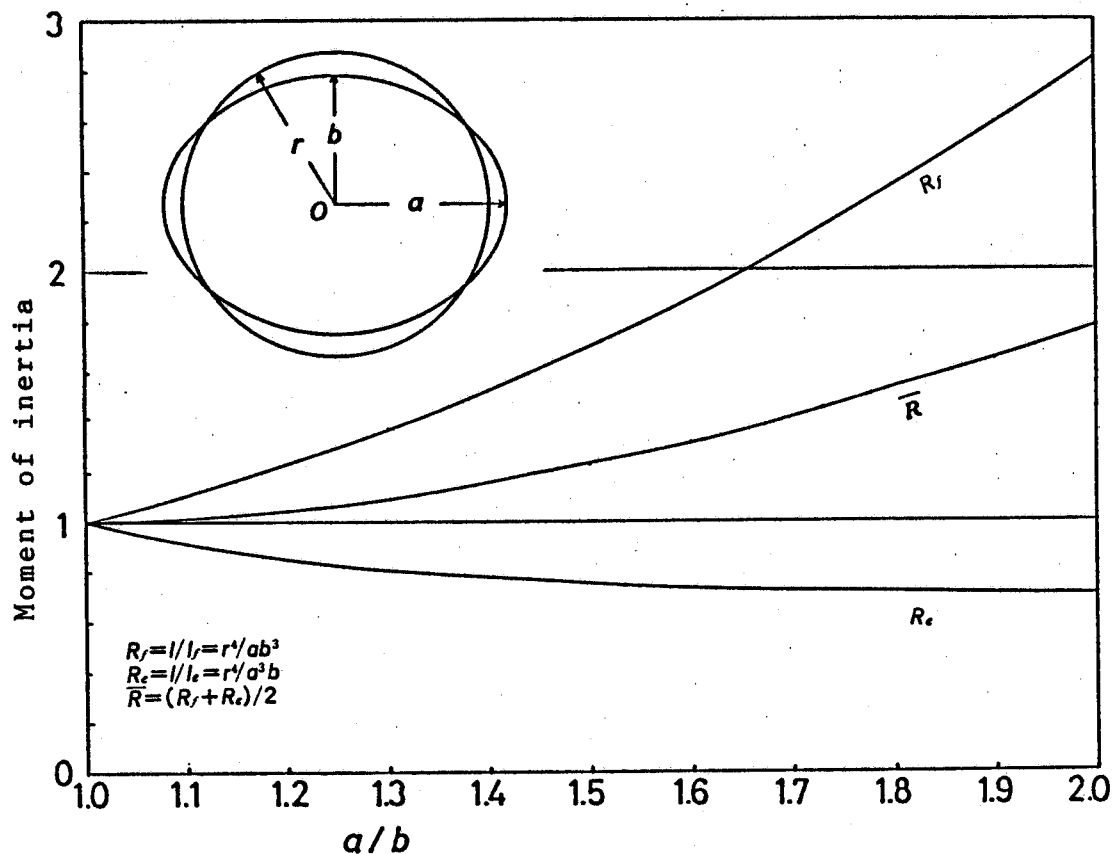


図 2.8 楕円と円に関する断面 2 次モーメントの比較

直交2方向について測定した撓みの平均値を用いれば、円断面仮定による計算誤差は5%以内となり無視しうることが判る。図 2.9は直交2方向について測定した曲げ剛性の比 ($EI_{小}/EI_{大}$) を胸高直径との関係において示したものである。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。

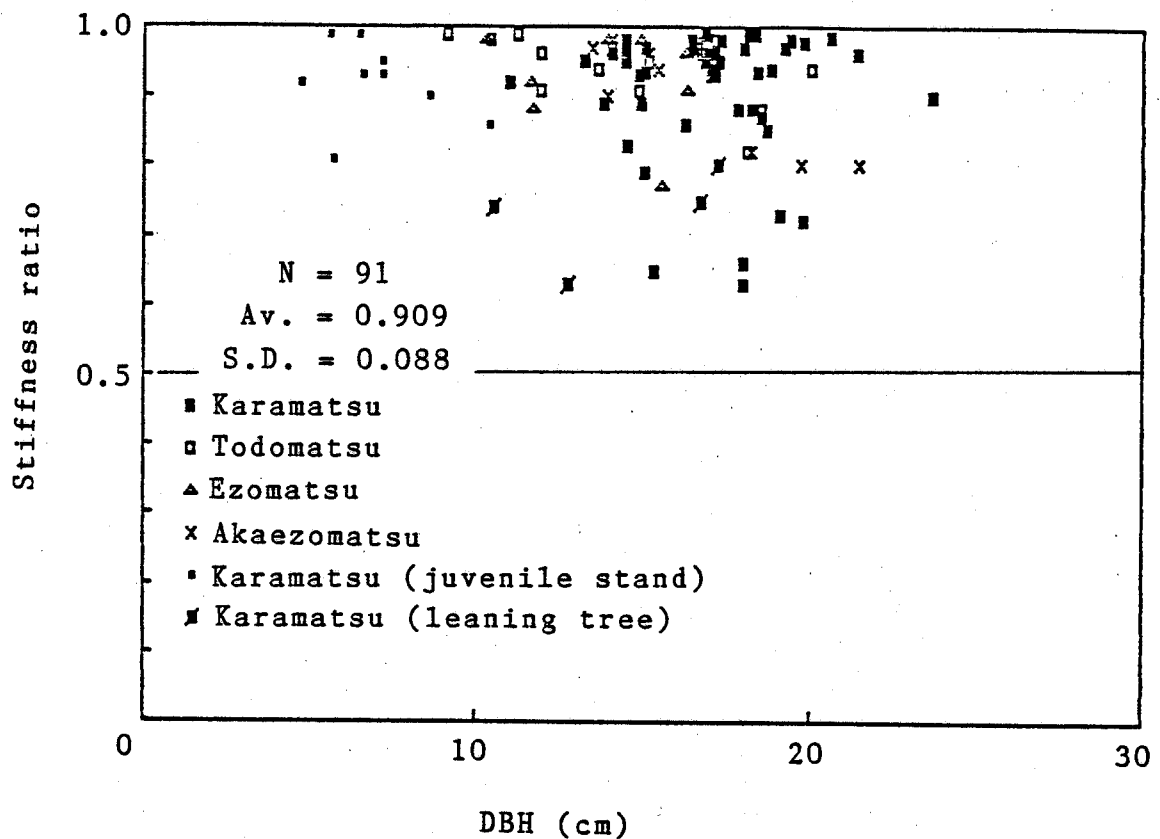


図 2.9 直交2方向で測定した樹幹の曲げ剛性の比

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。そこでテーパー率と剪断撓みの関係について検討してみた。

一般に外力 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)で表される(この式の誘導については第4章2節で述べる)。

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

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、

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

剪断付加撓み率(ξ_s)は式(2.2),(2.6)より、

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

造林木のテーパ率は図 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

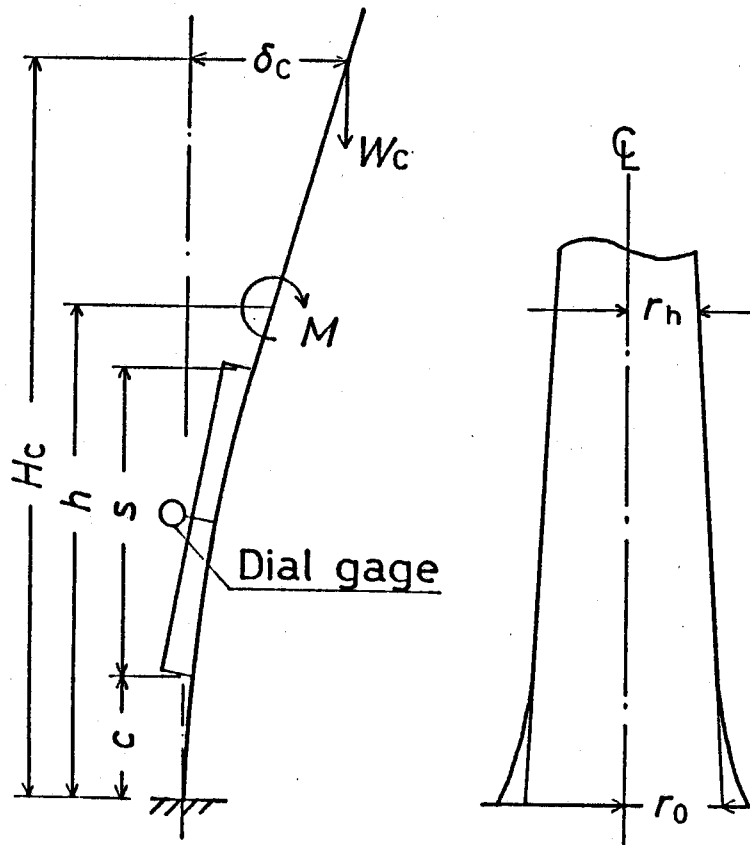


図 2.10 鉛直荷重による付加モーメント

きくなると考えられる。図 2.10 において付加モーメントによる樹体の重心高 (H_c) の水平変位は次式で表される。

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

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。

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

ここに、

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

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。

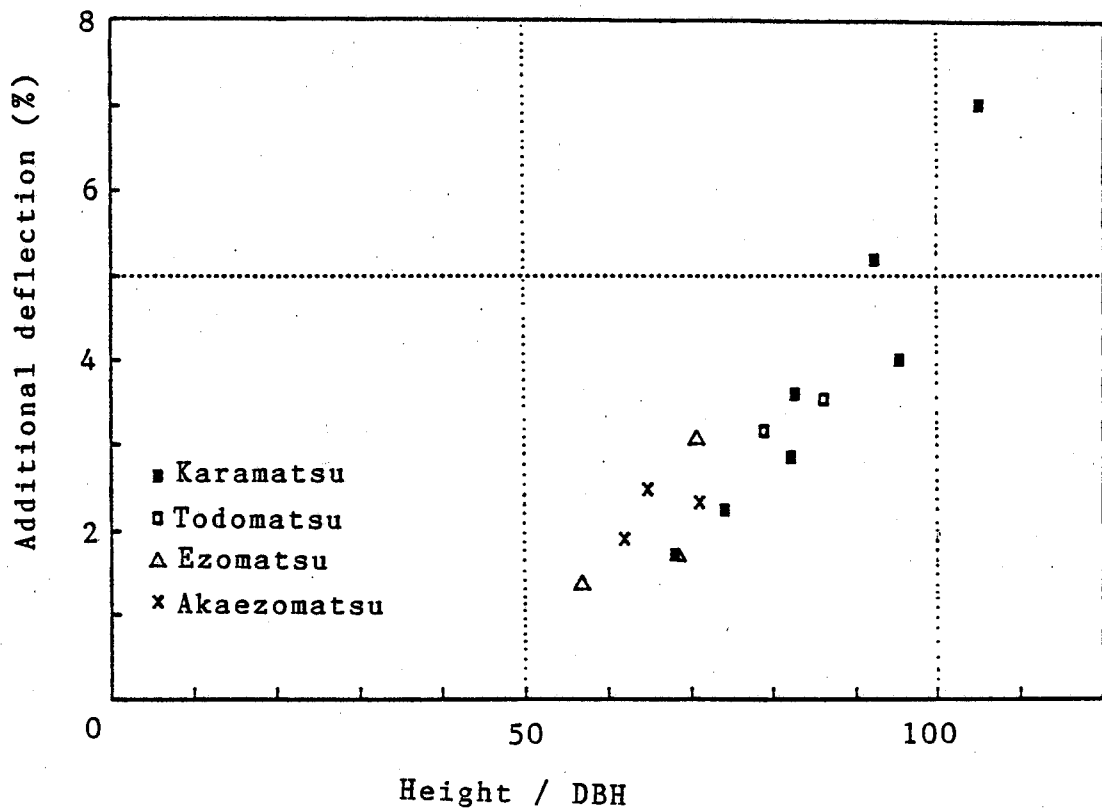


図 2.11 形状比と自重による付加撓み率の関係

負荷による撓みを δ 。とすれば δ_w / δ 。が自重による付加撓み率である。伐倒した供試木15本の枝葉および幹重量から計算した付加撓み率を図 2.11 に示す。全て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、図からわかるように付加撓み率は形状比（樹高÷胸高直径）と顕著な相関を示しており、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 220cmで上部樹幹を切断した後、再度曲げ剛性を測定したところ、計算値に対する実測値の比は平均で 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 2.12 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。この場合の樹幹に生じる最大曲げ応力は約 25kg/cm^2 であるが、極めて直線性が良く、残留変位も殆どなかった。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、伐倒した22本の供試木の1番丸太について、剥皮後、図 2.13 に示すような2点荷重方式で曲げ剛性試験を行なった。変位は荷重点の材へのめり込み影響を受けないよう、ダイヤルゲージを丸太の下側に取付けて等モーメント区間の曲げ矢高を測定した。また、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 $r = 0.90$ と大きかった（図 2.14）。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11%と良く一致しており、本方法の高い適用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。

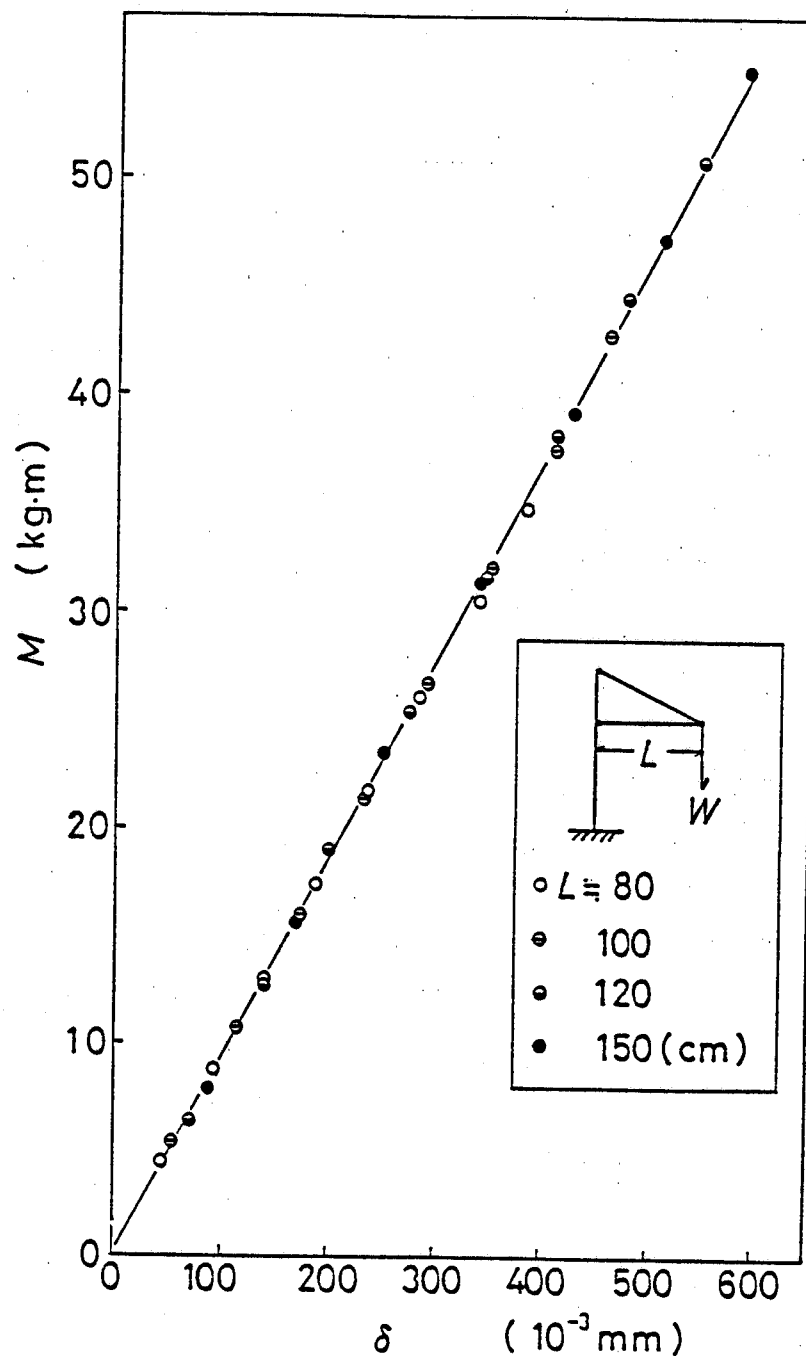


図 2.12 負荷モーメントと曲げ矢高の関係

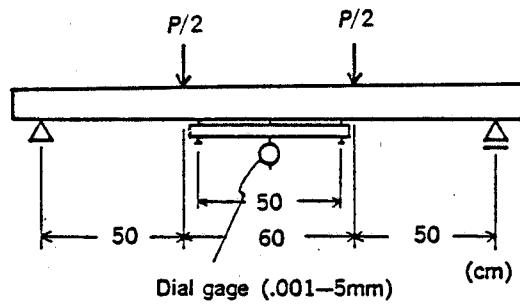


図 2.13 丸太材の曲げ剛性試験

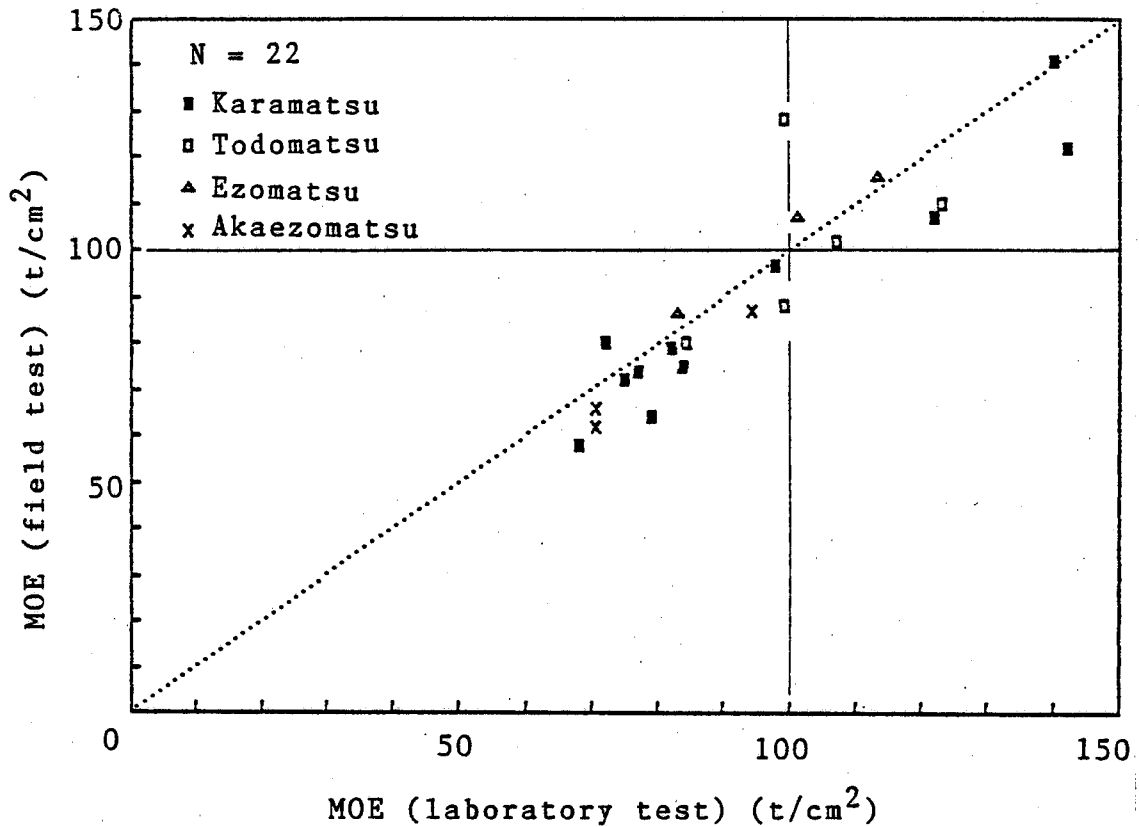


図 2.14 樹幹ヤング係数と生材丸太のヤング係数の比較

2.2.7 負荷による形成層の傷害

試験時、加力挺子の突付け面は 240kg 程度の垂直力で、数秒ないし数10秒間、樹幹に押付けられる。添板部を除く挺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 7kg/cm^2 弱であるが、実際には片利きなどのため、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 $1\text{cm} \times 1\text{cm}$ の木片を負荷位置を変

えながら 2kg刻み、2-20kg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月に伐倒し、剥皮後の木部表面および断面を観察した。

結果は 5月22日のものについてのみ、18および20kg/cm²負荷位置に紡錘形のやにつぼ（接線方向 9mm×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ぼなどの欠点の原因となりうるということがわかった。

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る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 10-25cmが適当である。これより小径の立木についても、梃子のアーム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25cmの供試木に負荷モーメント72kgm（体重：60kg）を作用させた場合、約 5.3kg/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虞れがある。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なものである。

- (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ものである。
- (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) 供試木を伐倒して得た剥皮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0.96、変動係数11%と良く一致した。
- (7) 本方法で対象とできる径級は10-25cmが適当である。また、試験時期は8月以降の秋季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構成している。このような構造を持つ樹幹を曲げた場合、見かけのヤング係数は肥大生長の段階に応じて異なる値を示すと考えられる。特に構成年輪数の少ない若齢木においては、その変動の幅が大きくなることが予想される。このような樹幹断面に含まれる年輪数による一種の寸法効果を「年輪構成効果」と呼ぶことにする。

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、これまでに実験的研究がなされてきている。^{4) - 5)} 太田⁵⁾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、成熟材でそれほど変化しないのに対し、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⁴⁾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・晩材の移行が急な例としてカラマツ、緩やかな移行を示すものとしてモミの2例についてヤング係数の1年輪内の変化を図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髓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・晩材のヤング係数の比の概略値を表3.1に掲げておく。

次に、これらの分布パターンの関数化を試みた結果、カラマツでは不連続な階段状分布、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)。

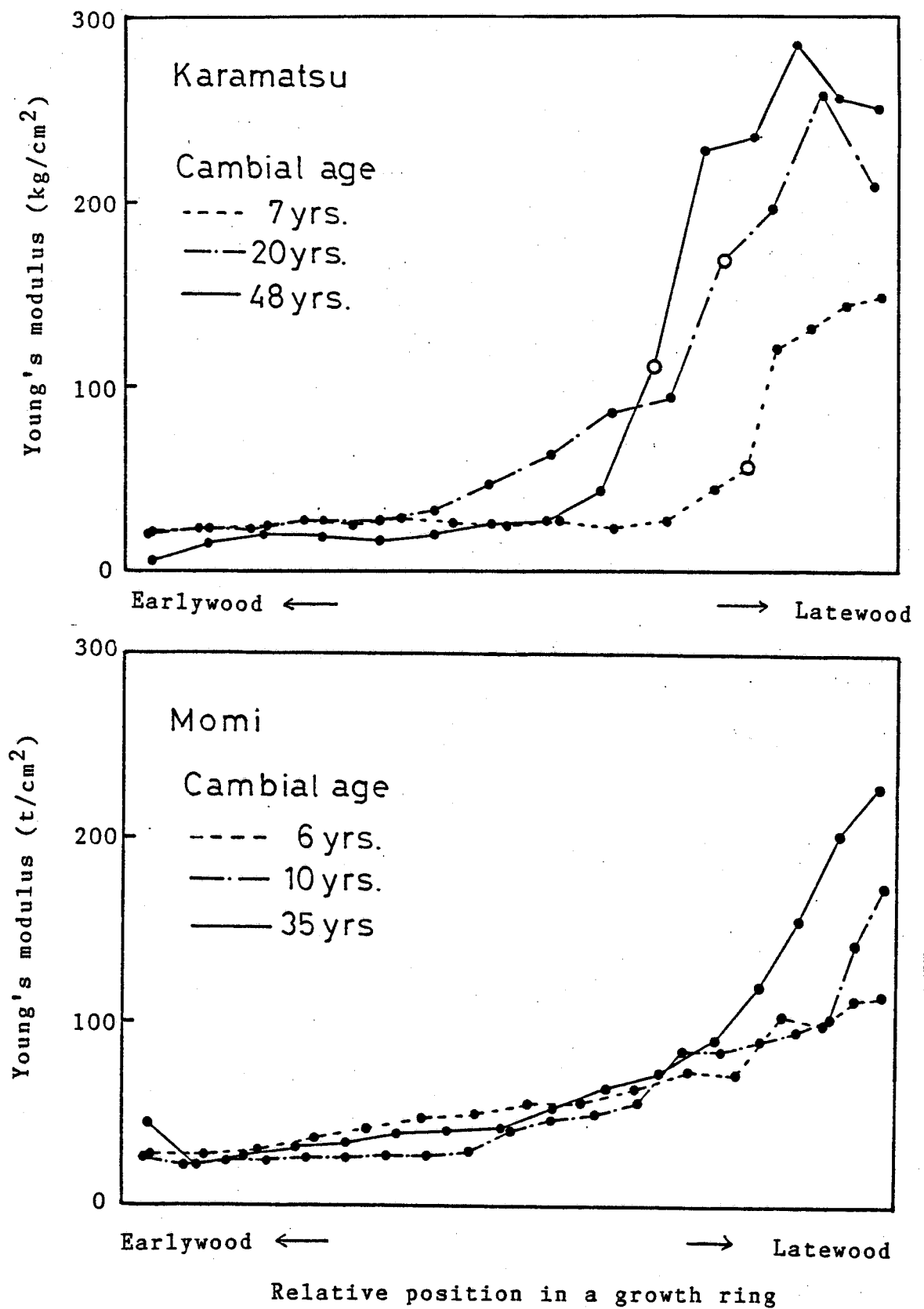


図 3.1 一年輪内のヤング係数分布^{a)}

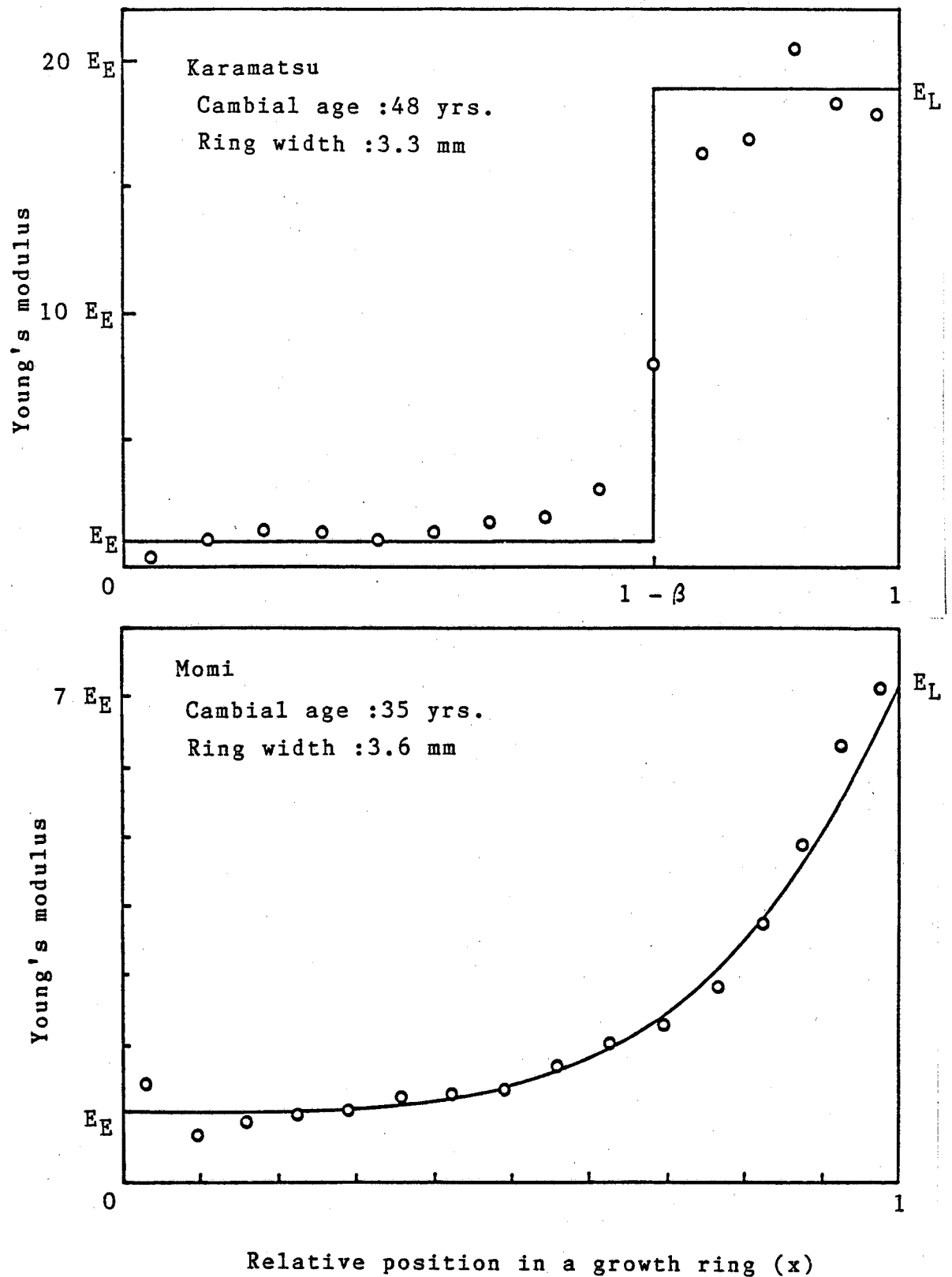


図 3.2 一年輪内のヤング係数分布への関数の当てはめ

表 3.1 早材ヤング係数に対する晩材ヤング係数の比⁵⁾

	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.

カラマツ: $E = E_E (0 \leq x < 1 - \beta)$,

$$E = E_L = \eta E_E (1 - \beta \leq x < 1) \quad (3.1)$$

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

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てみる。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 $E(x)$ 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。

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

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

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

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

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

$$\begin{aligned} E_2 I_2 &= E_1 I_1 \quad (x=1-\beta) + \int_{(n-\beta+1)t}^{(n+x)t} \eta E_E \pi r^3 dr \\ &= \frac{E_E \pi t^4}{4} [\{ (n+1-\beta)^4 - n^4 \} + \eta \{ (n+x)^4 - (n+1-\beta)^4 \}] \end{aligned} \quad (3.4)$$

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。

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

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

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

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

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、これの柢目面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

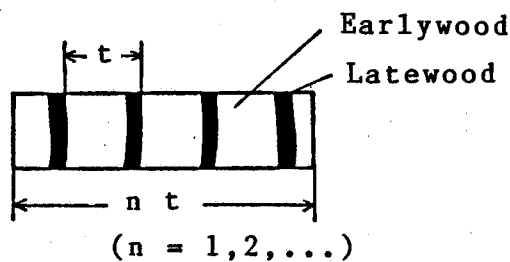


図 3.3 柢目板の断面

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。縦軸にとった樹幹ヤング係数は

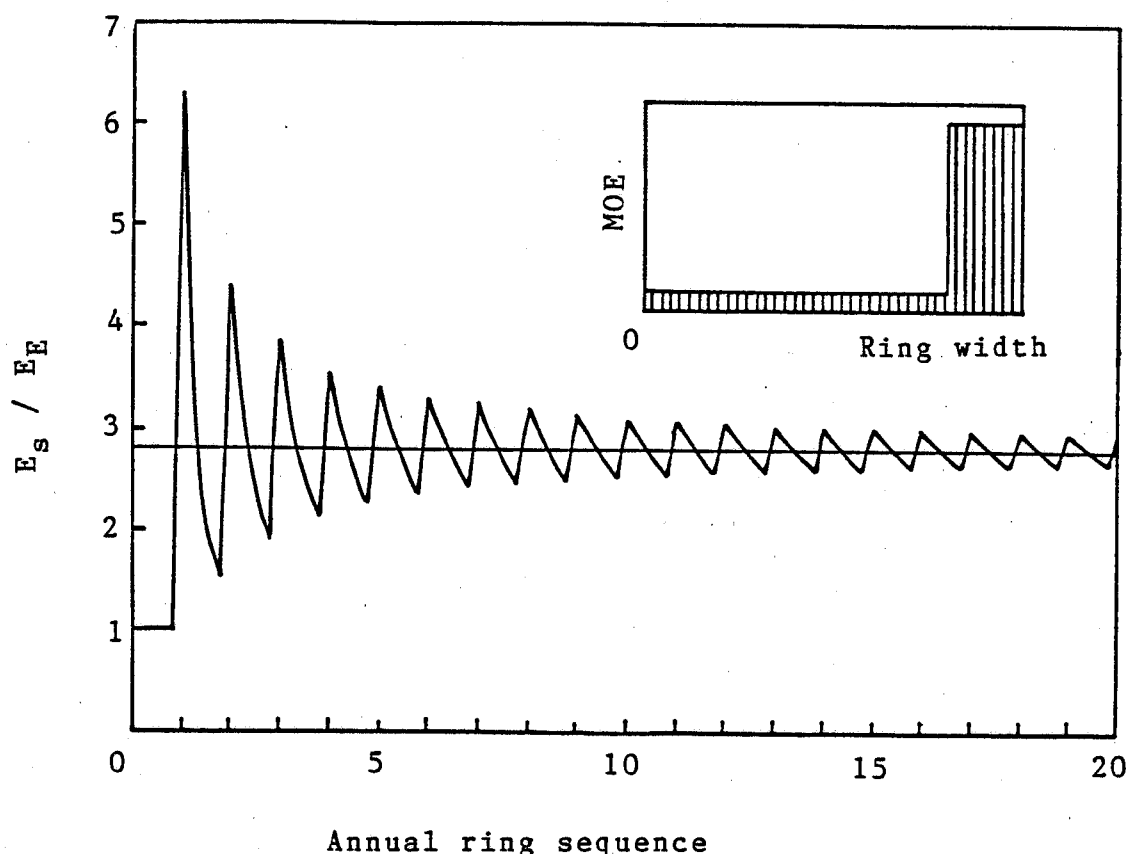


図 3.4 階段状分布仮定による樹幹ヤング係数の変動曲線

早材ヤング係数を1とした場合の比で示した。また図中の横線は、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 変動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曲線の繰返しであることがわかる。この極大値は式(3.3)に示したが、平均ヤング係数に対する比で表せば次式となる。

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

E_o 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、その後は $r \rightarrow \infty$ 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 $x = \frac{r}{t} - t + 1$ と書けるから

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

当年次に形成された木部の曲げ剛性は

$$\begin{aligned} EI &= \int_{nt}^{(n+x)t} E_E \left\{ (\eta - 1) \left(\frac{r}{t} - n \right)^4 + 1 \right\} \pi r^3 dr \\ &= E_E \pi t^4 \left\{ \frac{x}{4} (x + 2n)(x^2 + 2xn + 2n^2) \right. \\ &\quad \left. + \frac{\eta - 1}{280} x^5 (56n^3 + 140xn^2 + 120x^2n + 35x^3) \right\} \quad (3.9) \end{aligned}$$

したがって、樹幹ヤング係数は次式で表される。

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

また、柁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この場合も $2.8E_E$ となる。傾向は階段状分布仮定の場合に似ているが、

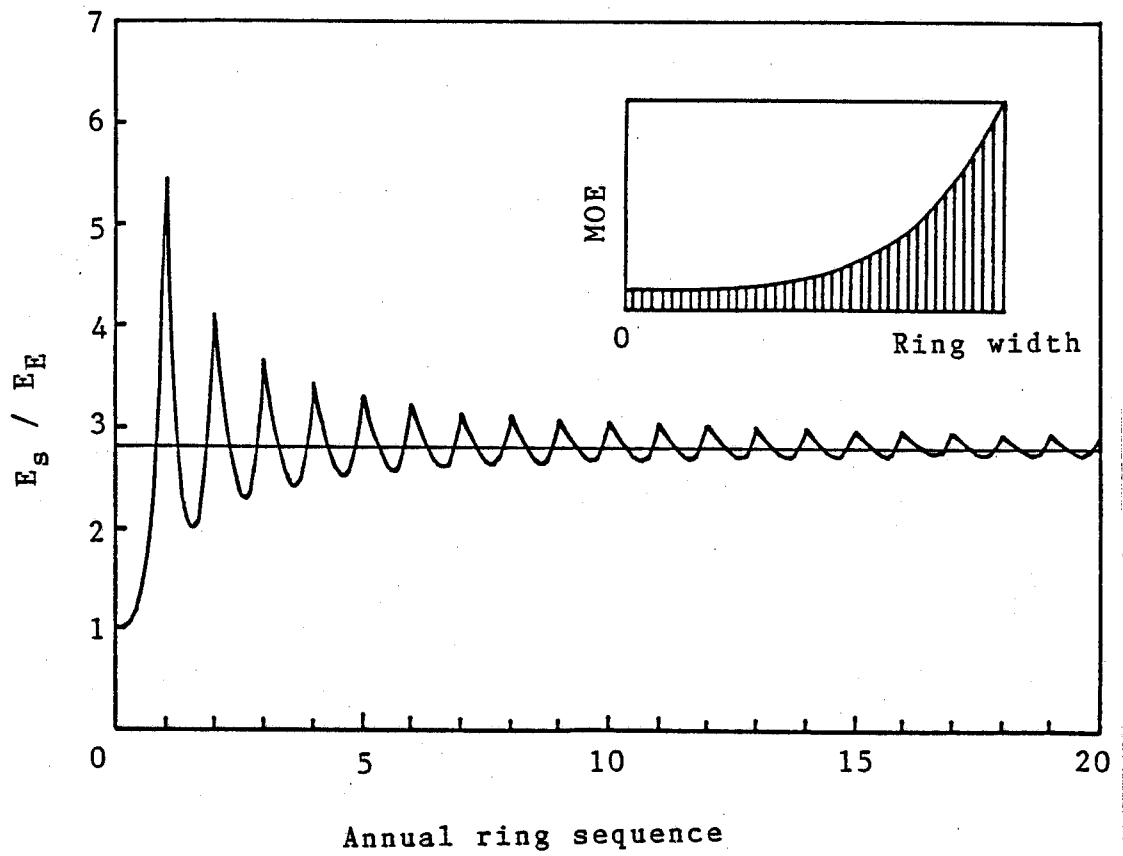


図 3.5 4次関数仮定による樹幹ヤング係数の変動曲線

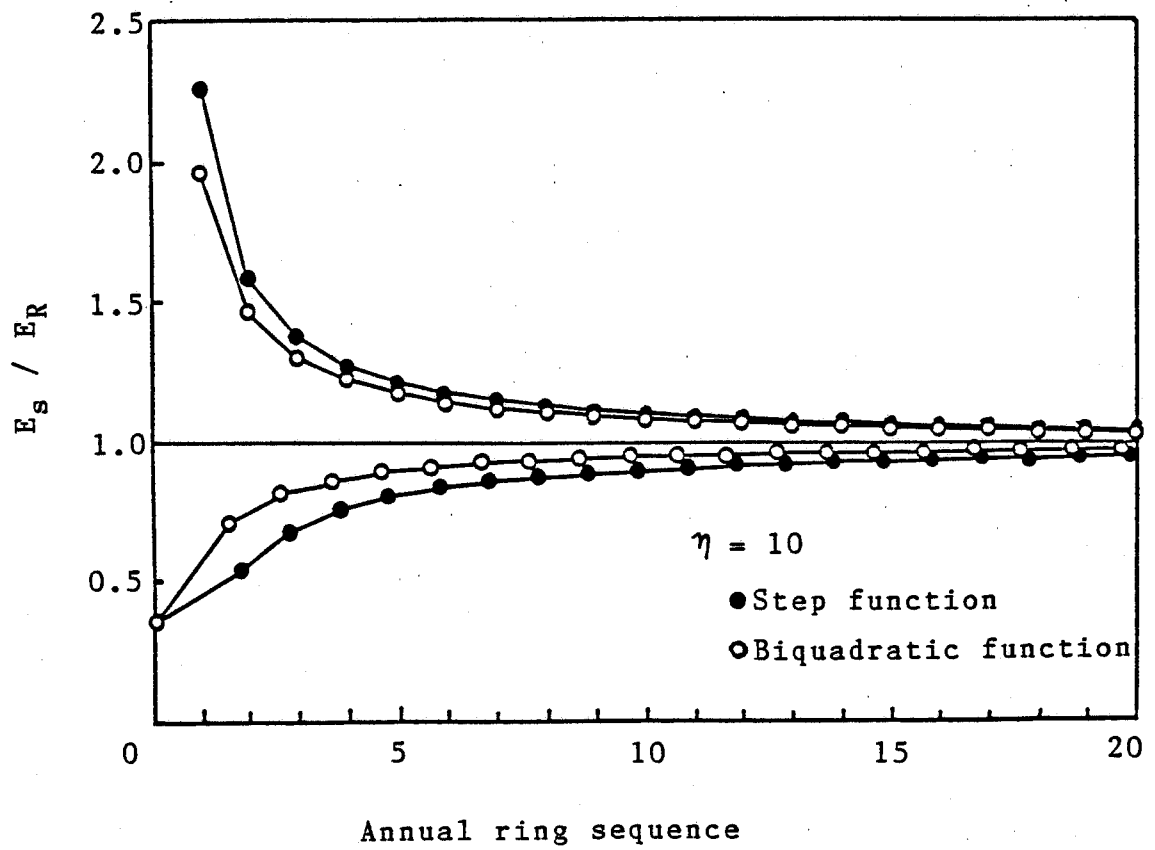


図 3.6 E_s 変動の極値の収束

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

樹幹内の未成熟材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する既往の研究^{4) - 7)}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髄より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

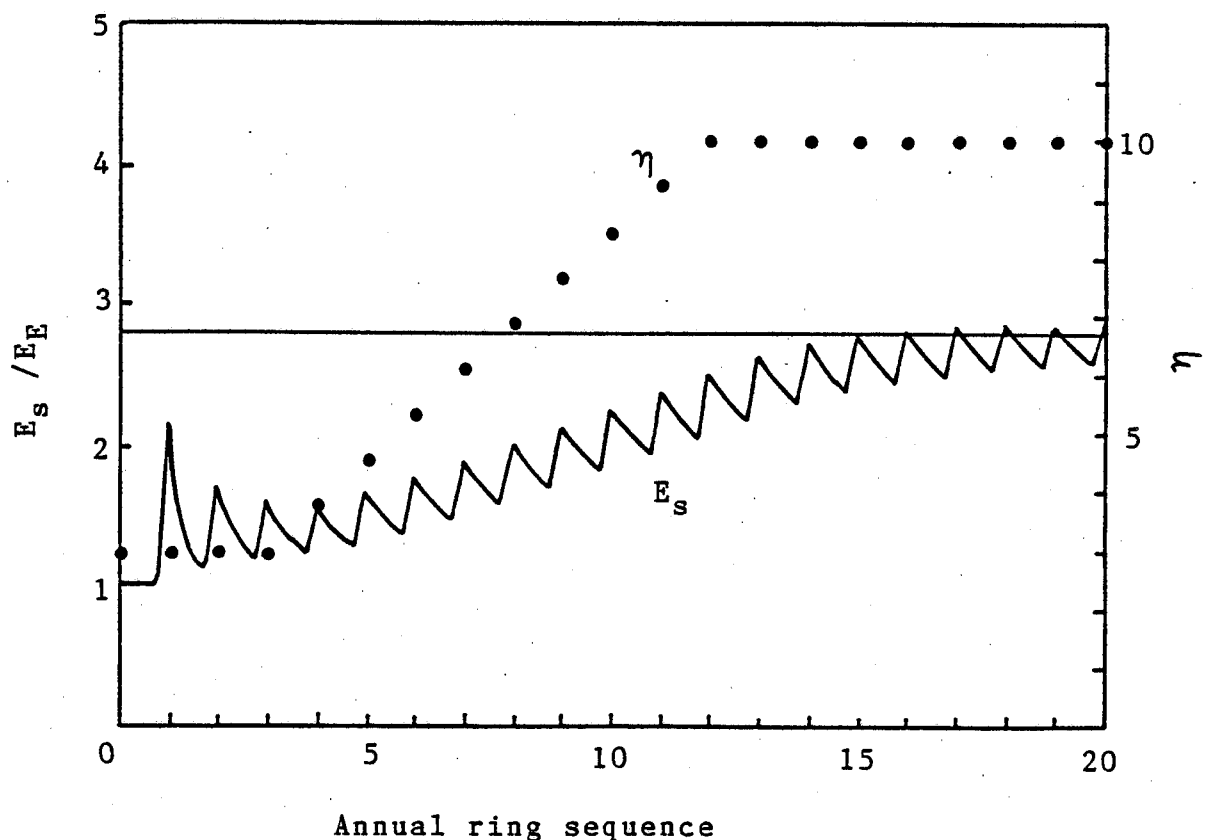


図 3.7 晩材のヤング係数が変化する場合の E_s 変動

E_s 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 $0.78 E_E$ /年であるのに対し、約 $0.12 E_E$ /年であった。

以上の計算実験より、構成年輪数が5個以下の樹幹の曲げ剛性は年輪構成効果により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量である。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 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）社有林のカラマツ（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 $50t/cm^2$ と小さく、未成熟材の影響が強く表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50cmの挺子を用意し負荷は 3-5kgの分銅载荷によった（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70-150cm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)

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

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。これは主たる半径生長期が5月初めから8月下旬であるとの苦小牧産カラマツに関する報告⁸⁾と一致するものである。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。

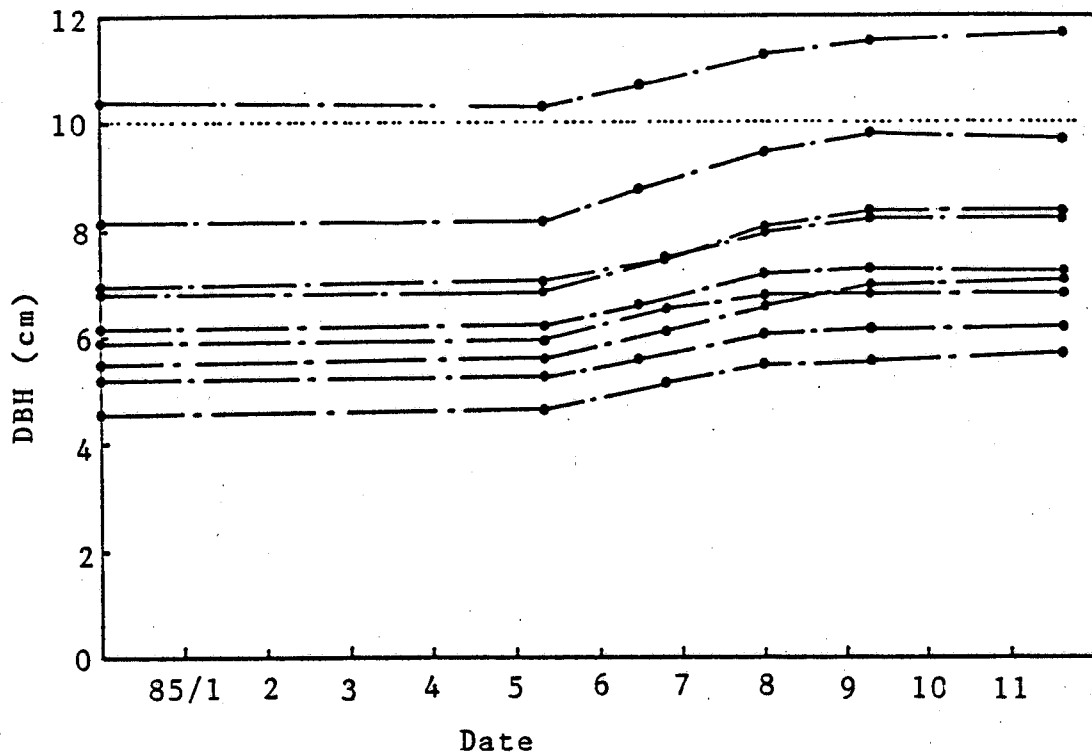


図 3.8 胸高直径の季節変化

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わらず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月初めには平衡値に達したものと推察される。

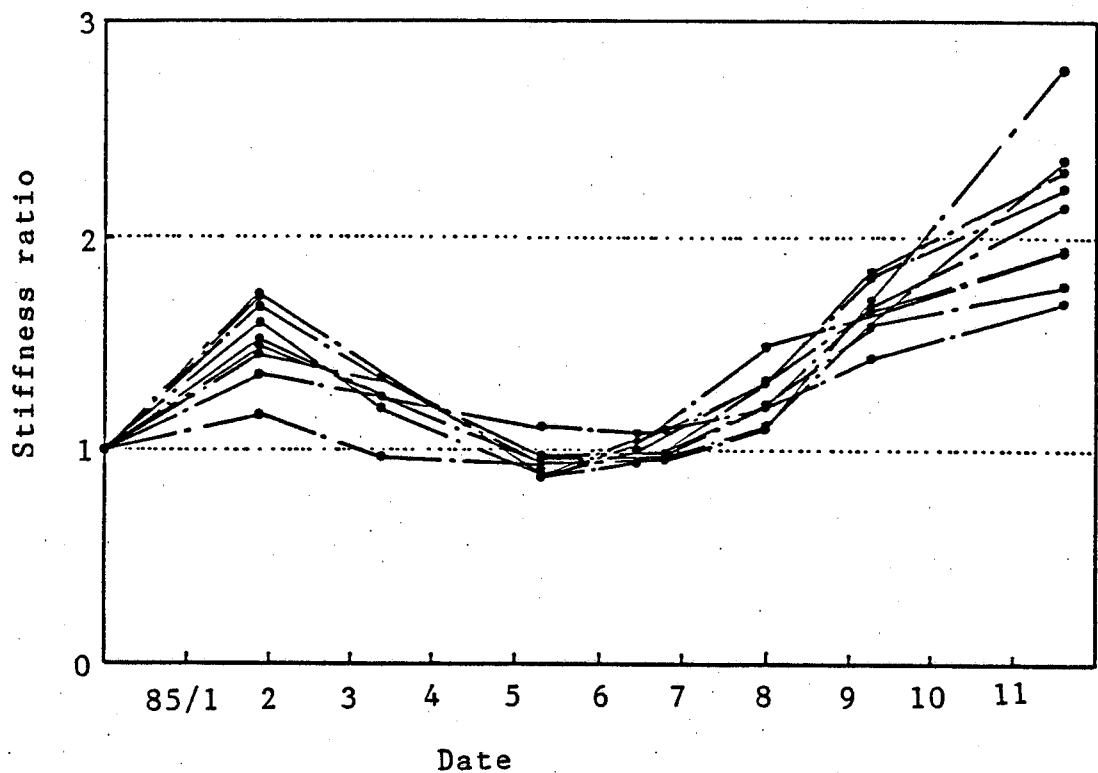


図 3.9 樹幹曲げ剛性の季節変化

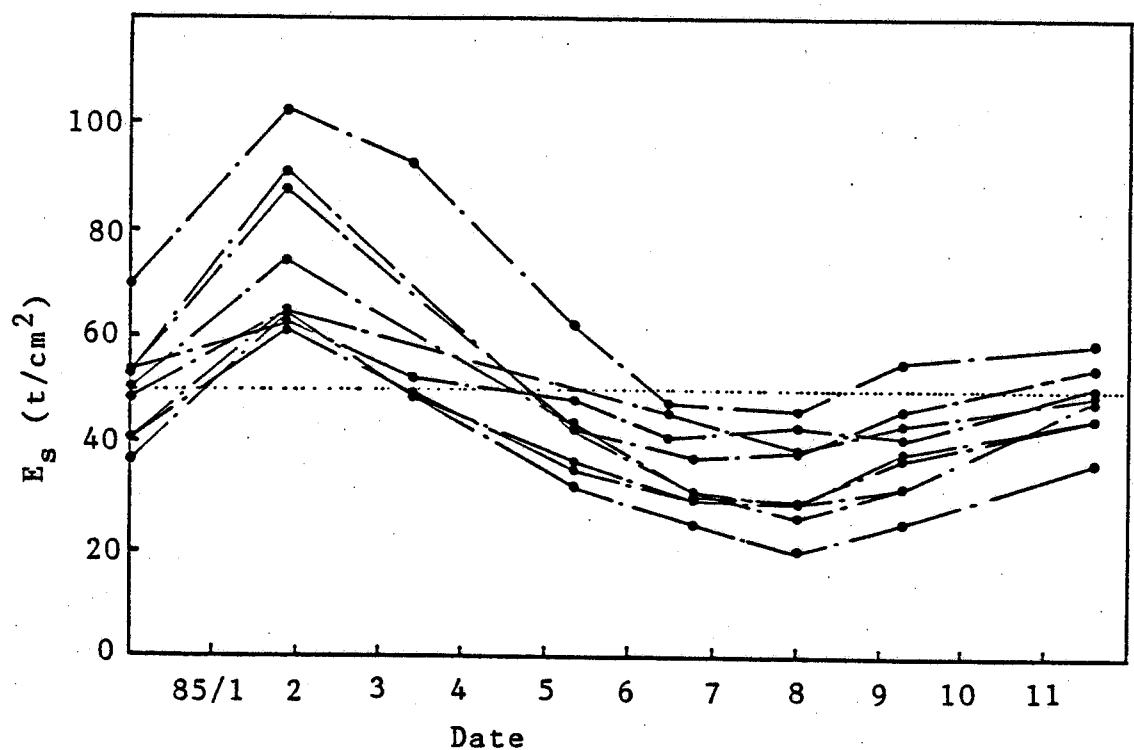


図 3.10 樹幹ヤング係数の季節変化

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 は水のヤング係数 (-5°C で $90\text{--}99\text{t/cm}^2$)⁹⁾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 E_s 変動は計算値に似た傾向を示している。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、下方へ平行移動した形とみなすことができる。

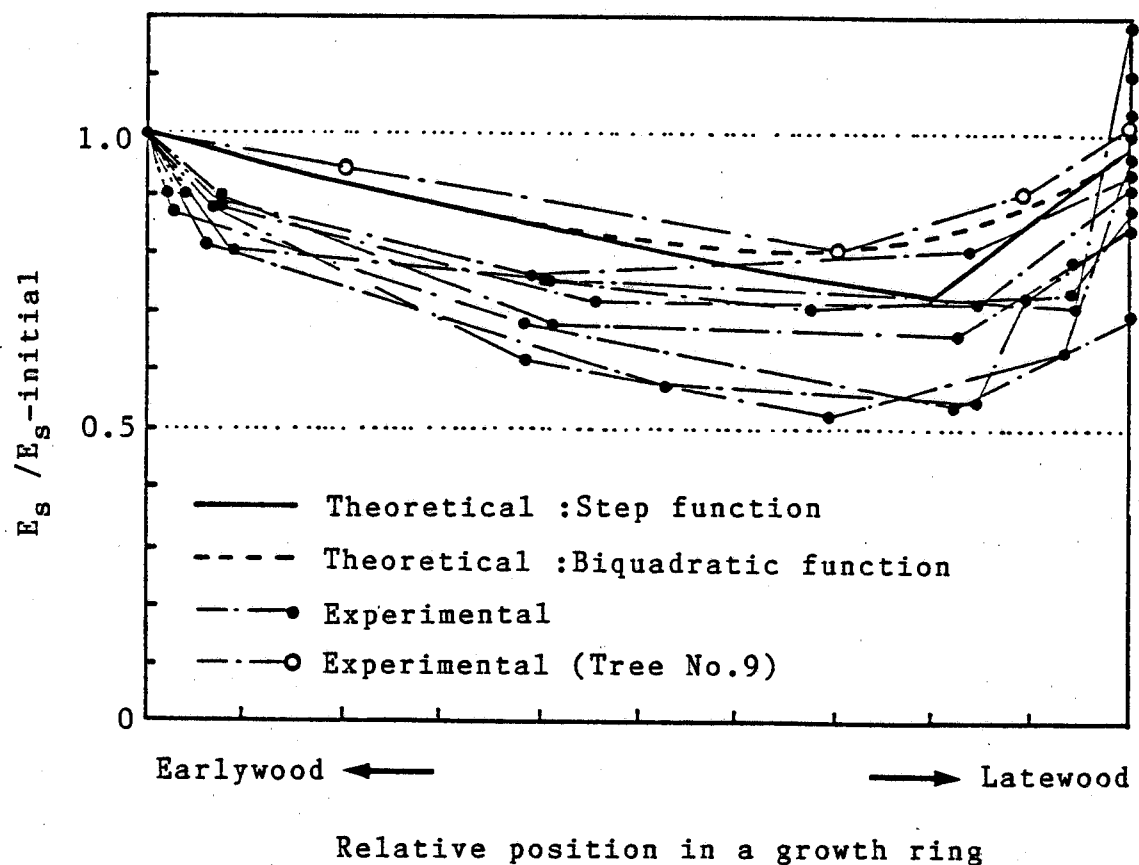


図 3.11 半径生長に伴う樹幹ヤング係数の変化

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^{9) 10)} 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³⁾。供試木の木部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の実験値で白抜き四角で表したのは胸高直径が10.4cmと抜きん出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 極大値の年次変化について考察する。1985年の生長期終了後の樹幹ヤング係数の前年同時期の値に対する比は最小値が 0.84 、最大値は 1.19 とばらつきが大きかった(平均値は0.99)。この樹幹ヤング係数の前年比を木部半径との関係において図3.12に示したが、傾向として径級の小さいものの前年比が1を下回るようである。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 5-6mmとすると供試木No.1,2のように径級の特に小さいものでは構成年輪数が 4-5個程度となるため、 E_s

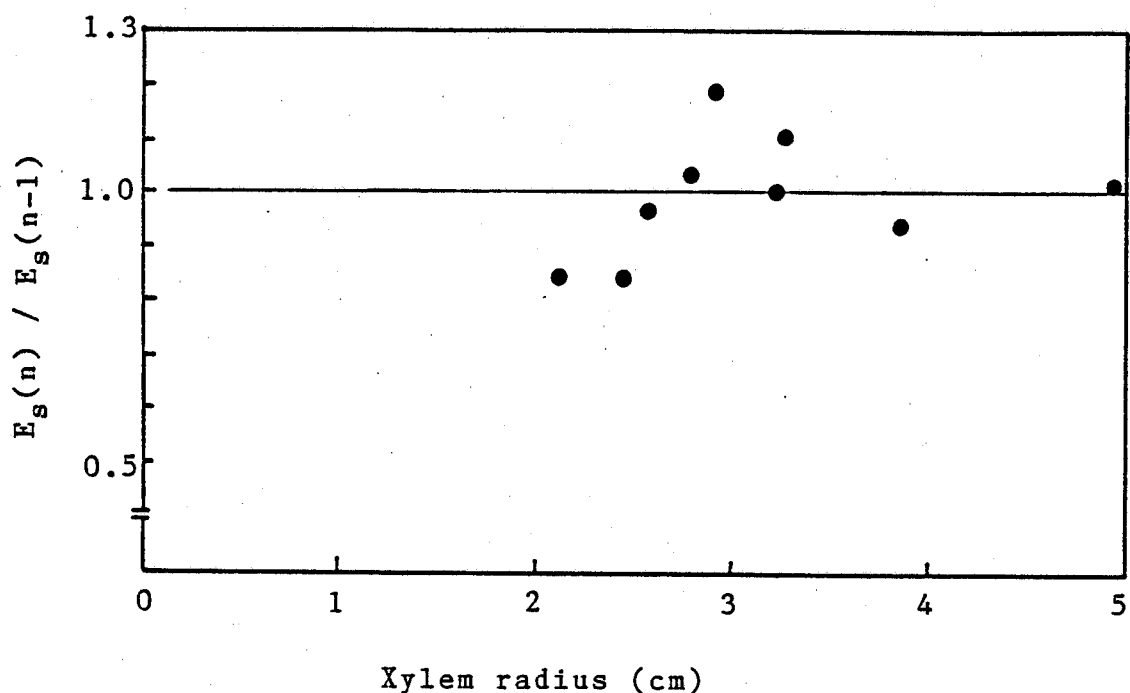


図 3.12 E_s 極大値の前年比

極大値の初期収束の効果が表れたものとも考えられる。これより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 極大値は増加すると予想され（例えば 3.1.4 節の計算例における 6 年目から 7 年目にかけての増加率は 7 %）、供試木 No. 8, 9 を除けばそのような傾向が見られる。

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樹幹ヤング係数の年次内変動と極大値の経年変化に関する年輪構成効果を概略的に検証することができた。形成層の成熟効果についてはさらに E_s 極大値の経年変動を追跡することによって確認が可能であると考ええる。

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状分布および 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) 樹幹ヤング係数の変動曲線は各年次の形成層活動休止期に極大値をとるが、その最大値は第 1 年次に見られ 5 年程度で急激に収束する。

(3) 樹幹ヤング係数の年次内変動の収束は比較的遅く 20 年次においても平均ヤング係数の $\pm 5\%$ 程度の幅で変動する。

(4) 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、10年生のカラマツを対象として1年間の半径生長と樹幹ヤング係数の変動経過を測定した結果、年輪構成効果によると見られる樹幹ヤング係数の経年・年次内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。

これらの結果より、立木曲げ試験で対象とする供試木は胸高断面で6年輪以上を含んでいること、また測定は形成層活動の休止期に行なうことを条件とすれば、若齢木の場合でも測定した樹幹ヤング係数を材質指標として取扱えるものとする。

第4章 丸太材の曲げ剛性と耐力

4.1 木材梁としての丸太材

近年、間伐木などの小・中径材を丸太のまま構造材として使う試みがなされている。ポールコンストラクションやログハウスあるいは屋外運動施設等にその例を見ることができる。玉切りした素材をそのまま梁や柱として利用することは単に歩留まりが良いというだけでなく、製材時に背板として捨てられる成熟度の高い材部を活かせること、また材面の目切れがないことなど、特に曲げ材として合理的な利用法と考えられる。また、外周部の辺材には防腐剤の注入が容易であることも利点の一つである。反面、形状が不整なため接合部の設計が難しいほか平面を出せないといった欠点もあり、このためタイコ落としにして利用する例も見られる¹¹⁾

丸太材の曲げ試験例としては山本ら¹²⁾の研究があり、節による曲げ強さの低減が認められないことなど示唆に富む指摘がなされている。また、主としてスギの間伐材を対象とした日本住宅・木材技術センターの報告¹³⁾では、丸太の諸性質と曲げ性能の相関関係、丸太→タイコ材→角材と順次製材した場合の曲げヤング係数の変化および乾燥による曲げ性能の変化に関する研究成果がまとめられており、丸太の強度区分の可能性については年輪幅と形成層年齢を材質指標として挙げている。

本章では北海道産の針葉樹5樹種を対象として行なった丸太材の曲げおよび振り試験の結果について述べる。

4.2 実験

4.2.1 供試木

本研究で対象としたのはカラマツ、トドマツ、エゾマツ、アカエゾマツ、ヨーロッパトウヒの丸太、計 91 本（立木本数 46 本）である。供試木の概要を表 4.1に示す。丸太の長さは天塩産のものが 3.6m、残りについては 1.8m である。末口径の範囲は 10-20cm

表 4.1 供試木の概要

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

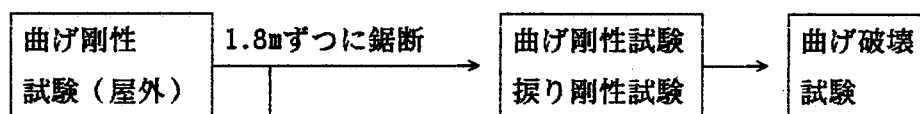
* Karamatsu: *Larix kaempferi*, Todomatsu: *Abies sachalinensis*, Ezomatsu: *Picea jezoensis*,
Akaezomatsu: *Picea glehnii*, Norway spruce: *Picea abies*.

であり、JASで言う小および中の素材である。また、末口における年輪数は最小でカラマツの14であり、殆ど丸太は辺材部に成熟材を含んでいたと考えられる。それぞれの丸太は表 4.1右欄に示したグループ別に実験に供した。

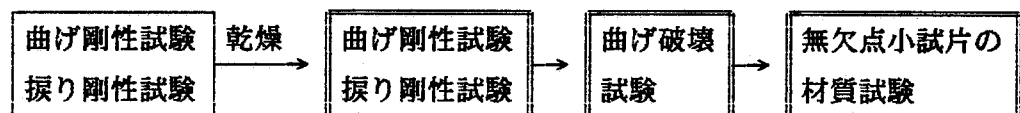
4.2.2 試験手順の概要

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

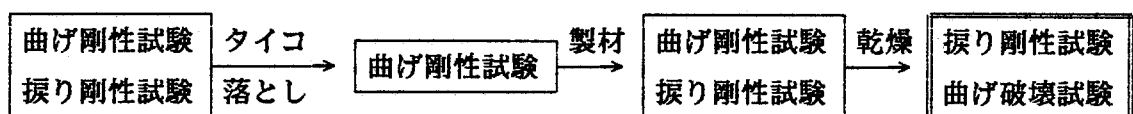
Aグループ



A' グループ



Bグループ



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

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

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

4.2.3 曲げ剛性試験

(1) 試験方法

丸太材に製材の場合のようなマシーングレーディングを適用することは困難であるが、強度等級区分法の一つの可能性として、屋外での簡単な曲げ剛性試験の方法を考えてみた。負荷方法として死荷重によるものを考えると、丸太から重錘を吊り下げる都合上、支点位置を高くする必要がある。また、重錘も数10kgを要し取扱いが面倒である。そこで写真 4.1 に示すように、丸太の所定の位置に2人の試験者が乗り、荷重点間の曲げ矢高を測定してヤング係数を求めるようにした。荷重点間に置いた長さ 1 mの矢高測定器は立木曲げ試験において用いたものと同一である。スパンは適宜変えられるが、丸太長さが 3.6m の場合、支点間 320cm、荷重点間 120cm程度の対称2点荷重方式が適当である。このような方法によれば土場で簡単に丸太の曲げヤング係数を求めることができる。



写真 4.1 屋外での丸太材の曲げ剛性試験

材長 1.8m に鋸断した後の試験機による曲げ剛性試験はスパン 160cm、荷重点間 60cm の対称 2 点荷重方式で行なった。この場合、荷重点のめり込みによる圧縮側材面の変形を含まないよう、曲げ矢高の測定は丸太の下側で行なった（写真 4.2）。丸太材は断面が真円でないことやあて材のために荷重方向によって剛性が異なることが多いので、直交方向で 2 回試験を行ない平均値を採った。

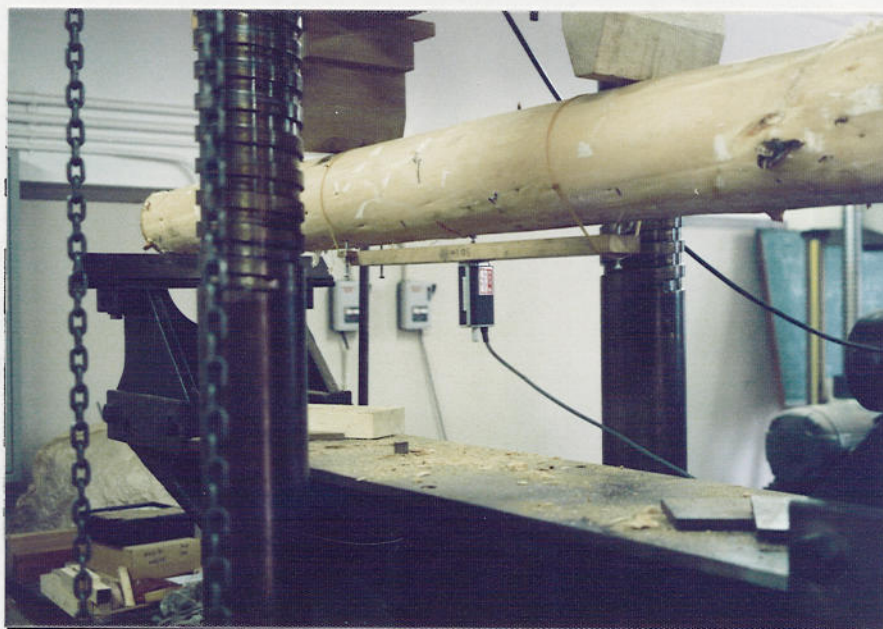


写真 4.2 室内での丸太材の曲げ剛性試験

(2) ヤング係数の計算

図 4.1 (a) に示すように 2 点荷重方式で等モーメント区間の曲げ変位を測定する場合、ヤング係数は以下の式から求められる（第 2 章 2 節）。

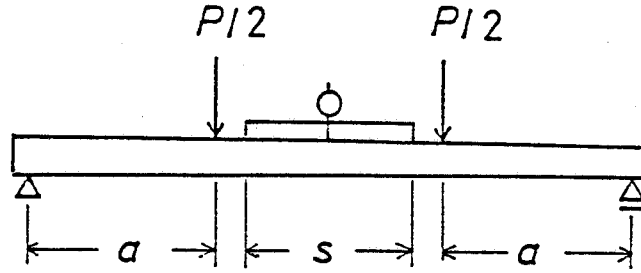
$$E = \frac{s^2 Pa}{2\pi \delta r_m^4} \quad (4.1)$$

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

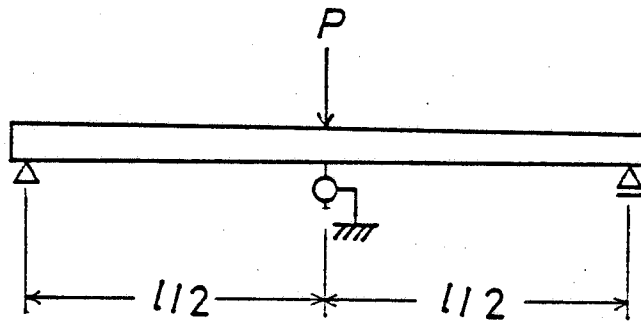
$$\frac{E_t}{E} = \frac{1}{24} (\alpha^2 + 6\alpha + 6\alpha^{-1} + \alpha^{-2} + 10) \quad (4.3)$$

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_o ：測定

区間の元口と末口における半径； δ ：撓み測定値； $\alpha = r_o / r_i$ 。



a) Two point loading



b) Center loading

図 4.1 曲げ剛性試験の方法

式(4.1) の E は丸太を円柱と仮定した場合、式(4.2) の E_t は直線テーパーを考慮したものであるが、両者の比は式(4.3) のように丸太の径比 (α) のみによって決定される。テーパー率 (ϕ ：単位長さ当たりの半径の細り) が 5mm/m といった普通の丸太の場合、スパン中央の半径が 5cm といった小径のものでも 1 m 区間の α は 0.9 であり、等断面仮定による計算誤差は 1 % 以下である。

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。

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

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

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

前例と同様に $\phi = 5\text{mm/m}$ 、 $r_m = 5\text{cm}$ とするとスパン 3.6m の場合、 $\alpha = 0.69$ であるので等断面仮定による計算誤差は式(4.6) より 3.5% となる。丸太のテーパー率が特に大きい場合には、式(4.5) を用いてテーパー影響を考慮する必要がある。

(3) 剪断付加撓み

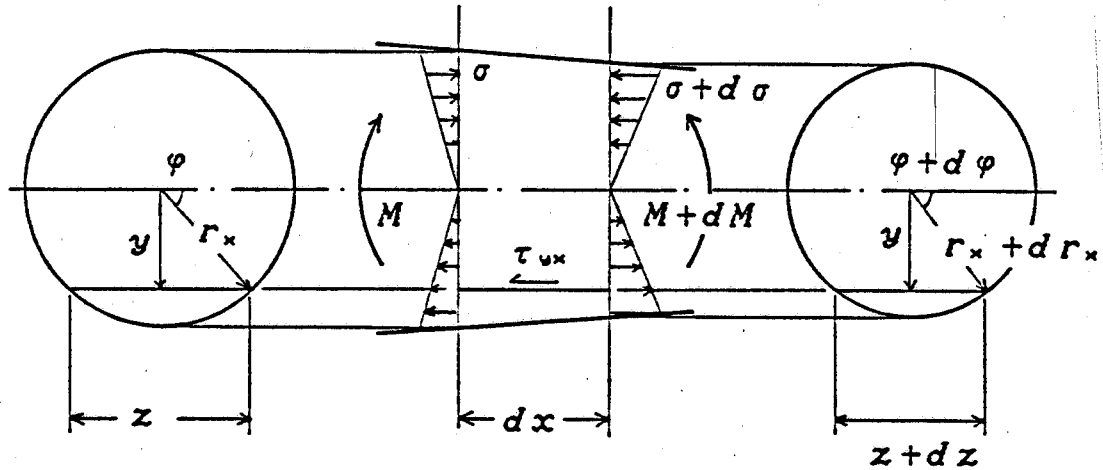


図 4.2 円断面テーパー梁の応力分布

澤田¹⁴⁾ は円断面直線テーパー梁の剪断応力分布を以下のように誘導した。図 4.2を参照しながら

$$\tau_{vx} z dx = \int_y^{r_x} \frac{M}{I_x} y z dy - \int_y^{r_x + dr_x} \frac{M + dM}{I_x + dI_x} y (z + dz) dy \quad (4.7)$$

ここで

$$y = r_x \sin \varphi = (r_x + dr_x) \sin (\varphi + d\varphi) \quad (4.8)$$

$$z = 2 r_x \cos \varphi \quad (4.9)$$

$$z + dz = 2 (r_x + dr_x) \cos (\varphi + d\varphi) \quad (4.10)$$

$$dy = r_x \cos \varphi d\varphi$$

$$= (r_x + dr_x) \cos (\varphi + d\varphi) d(\varphi + d\varphi) \quad (4.11)$$

式(4.8)-(4.11)を式(4.7) に代入して整理すると

$$\tau_{vx} z dx = \tau_{vx} (2 r_x \cos \varphi) dx$$

$$= \frac{2Mr_x^3}{3I_x} \cos^3 \varphi - \frac{2(M+dM)}{3(I_x+dI_x)} (r_x+dr_x)^3 \cos^3(\varphi+d\varphi) \quad (4.12)$$

2 次以上の微小項を省略しながら式(4.12)を展開すると

$$\tau_{yx} = - \frac{Mr_x^2}{3I_x} \cos^2 \varphi \left(\frac{dM}{Mdx} - \frac{dI_x}{I_x dx} + \frac{3dr_x}{r_x dx} - 3 \tan \varphi \frac{d\varphi}{dx} \right) \quad (4.13)$$

ここで

$$\frac{dM}{dx} = Q, \quad \frac{dI_x}{dx} = -\pi \phi r_x^3, \quad \frac{dr_x}{dx} = -\phi \quad (4.14)$$

式(4.8) より

$$r_x \sin \varphi = r_x \sin \varphi \left(1 + \frac{dr_x}{r_x} + \frac{d\varphi}{\tan \varphi} \right) \quad (4.15)$$

$$\frac{dr_x}{dx} \cdot \frac{dx}{d\varphi} = \frac{-r_x}{\tan \varphi} \quad (4.16)$$

$$\frac{d\varphi}{dx} = \frac{\phi}{r_x} \tan \varphi \quad (4.17)$$

また $\sin \varphi = y/r_x$ より

$$\cos^2 \varphi = 1 - \frac{y^2}{r_x^2}, \quad \tan^2 \varphi = \frac{y^2}{r_x^2 - y^2} \quad (4.18)$$

式(4.14), (4.17), (4.18)を式(4.13)に代入すると

$$\tau_{yx} = \frac{-4}{3\pi r_x^2} \left\{ \left(1 - \frac{y^2}{r_x^2} \right) \left(Q + \frac{\phi}{r_x} M \right) - \frac{3\phi}{r_x^3} M y^2 \right\} \quad (4.19)$$

式(4.19)がテーパ梁の剪断応力分布を表す決定式である。

次に梁の剪断弾性歪エネルギー (U_s) は、

$$U_s = \int \frac{1}{2} \tau \gamma dV = \int \int \frac{\tau^2}{2G} z dy dx \quad (4.20)$$

式(4.9), (4.11), (4.19) を式(4.20)に代入して整理すると

$$U_s = \int \frac{1}{9G\pi r_x^2} \left(5Q^2 + \frac{4\phi MQ}{r_x} + \frac{8\phi^2 M^2}{r_x^2} \right) dx \quad (4.21)$$

図 4.1 (a) のような等モーメント区間では $Q=0$ より

$$U_s = \int \frac{2\phi^2 M^2}{9GI_x} dx \quad (4.22)$$

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

$$\begin{aligned} \delta_s &= \frac{\partial U_s}{\partial P} \\ &= \frac{4Pa(r_b - r_o)^2 (r_b^2 + 4r_b r_o + r_o^2)}{27 G\pi r_b^2 r_o^2 (r_b + r_o)^2} \end{aligned} \quad (4.23)$$

剪断付加撓み率 (ξ_t) は式(4.2), (4.23)より、

$$\xi_t = \frac{\delta_s}{\delta} = \frac{4\phi^2 E}{9G} \quad (4.24)$$

テーパー率 (ϕ) を 5mm/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は

$$0 < x \leq 1/2$$

$$Q = P/2, \quad M = Px/2$$

$$1/2 < x \leq 1$$

$$Q = -P/2, \quad M = P(1 - 2x)/4 \quad (4.25)$$

式(4.21), (4.25) よりスパン中央の剪断撓み (δ_s) は次式で表される。

$$\begin{aligned} \delta_s &= \frac{\partial U_s}{\partial P} \\ &= \frac{Pl}{54G\pi r_b r_o^3 (r_b + r_o)^3} \{ 3r_o(r_b + r_o)(r_b^3 + 5r_b^2 r_o + \\ &\quad 11r_b r_o^2 + 3r_o^3) + 2(r_b - r_o)^2 (r_b^3 + 2r_b^2 r_o + r_b r_o^2 + \\ &\quad 4r_o^3) \} \end{aligned} \quad (4.26)$$

剪断付加撓み率 (ξ_t) は式(4.5), (4.26)より、次式で表される。

$$\xi_t = \frac{\phi^2 E}{18\alpha^2 (1+\alpha)(1-\alpha)^2 G} (17\alpha^5 + 28\alpha^4 + 56\alpha^3 + 14\alpha^2 + 3\alpha + 2) \quad (4.27)$$

テーパーを無視した場合の剪断付加撓み率 (ξ_0) は

$$\xi_0 = \frac{10Er^2}{3Gl^2} \quad (4.28)$$

両者の比は

$$\frac{\xi_t}{\xi_0} = \frac{(17\alpha^5 + 28\alpha^4 + 56\alpha^3 + 14\alpha^2 + 3\alpha + 2)}{15\alpha^2 (1+\alpha)^3} \quad (4.29)$$

このように両者の関係は丸太の径比 (α) によって決まり、テーパー率を一定とすると、丸太径が小さくスパンが長い場合にテーパー影響が大きくなる。しかし、そのような場合には、剪断付加撓み率自体が無視しうる程小さいので、結果として等断面仮定を用いて式 (4.28) による検討のみ行なえば良いと考えられる。

4.2.4 振り剛性試験

丸太の振り試験の様子を写真 4.3 に示す。丸太の一端を固定し、他端に長さ 90cm のモーメントアームを取付けて 10-20kg の分銅载荷によってトルクを加えた。振り角はスパン中

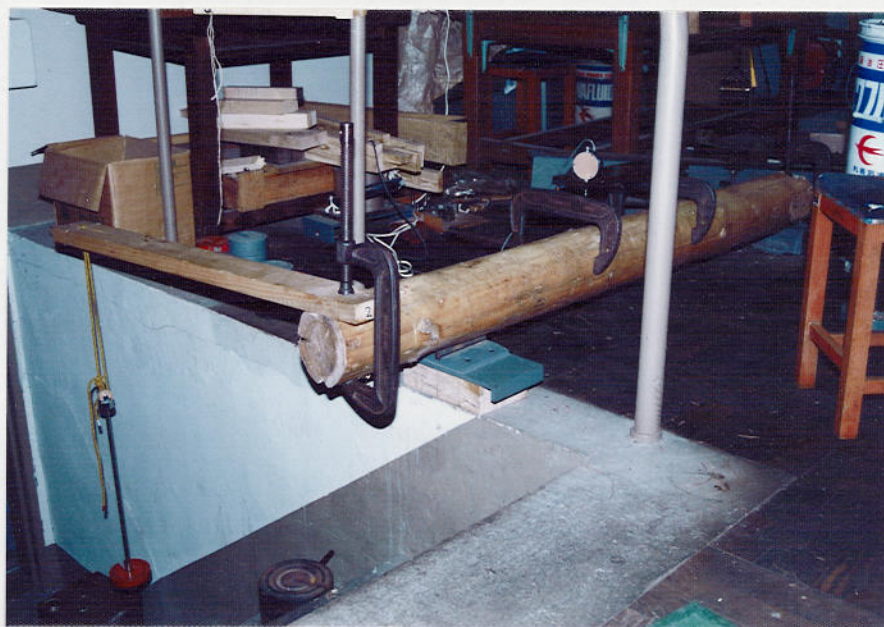


写真 4.3 振り剛性試験の方法

中央部に40cmの間隔をおいて取付けた一対のC型クランプの背に振り率測定器（矩形板の4隅角の脚のうち1本を1/1000mm精度のダイヤルゲージとしたもの）を載せて測定した。

テーパ丸棒の振りにおける剪断応力分布は等断面丸棒の場合と異なるのであるが¹⁵⁾丸太の通常のテーパ率ではその影響は小さく無視しうるので、ここでは等断面丸棒に関する式(4.30)によるものとする。

$$\tau = \frac{2M_t r}{\pi r_x^3} \quad (4.30)$$

ここに、 M_t ：振りトルク； r ：断面中心からの距離。

次に丸太の剪断弾性歪エネルギー（ U_T ）は

$$\begin{aligned} U_T &= \int \frac{1}{2} \tau \gamma dV = \int \frac{M_t^2}{G \pi r_x^4} dx \\ &= \frac{s M_t^2}{3 G \pi r_b^3 r_e^3} (r_b^2 + r_b r_e + r_e^2) \end{aligned} \quad (4.31)$$

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

したがって振り角（ φ_t ）は次式で表される。

$$\begin{aligned} \varphi_t &= \frac{\partial U_T}{\partial M_t} \\ &= \frac{2 s M_t}{3 G \pi r_b^3 r_e^3} (r_b^2 + r_b r_e + r_e^2) \end{aligned} \quad (4.32)$$

振り率： $\theta_t = \varphi_t / s$ とおけば剪断弾性係数を次式で表すことができる。

$$G = \frac{2 M_t}{3 \theta_t \pi r_b^3 r_e^3} (r_b^2 + r_b r_e + r_e^2) \quad (4.33)$$

一方、丸太を半径 r_n 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。

$$G_0 = \frac{2 M_t}{\theta_t \pi r_n^4} \quad (4.34)$$

両者の比をとると次式のようにになる。

$$\frac{G}{G_0} = \frac{(\alpha^2 + \alpha + 1)(1 + \alpha)^4}{48\alpha^3} \quad (4.35)$$

丸太のテーパー率を 5mm/m、中央半径を 5 cmとした場合、振り率測定区間 (40cm) の元・末口径比 (α) は 0.92 となり等断面仮定で式(4.34)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。

4.2.5 曲げ破壊試験

実験はスパン 160cm、荷重点間 20cm の 2 点荷重方式で行なった。試験機の都合上、このような中央集中荷重に近い条件となり、また圧縮型の負荷方式となった。負荷中の丸太の安定を良くし荷重点のめり込みを減らすには、ニュージーランドにおける試験例¹⁶⁾に見られるような荷重帯を用いた引張型の負荷方式の方が良いと考えられる。

円断面梁の曲げ破壊係数の取扱いについては澤田¹⁷⁾による解析がある。即ち、梁の破壊は引張破損によるものとし、最大荷重時の断面内の応力分布を図 4.3のように仮定して、応力とモーメントの釣合条件から以下の関係を誘導している。

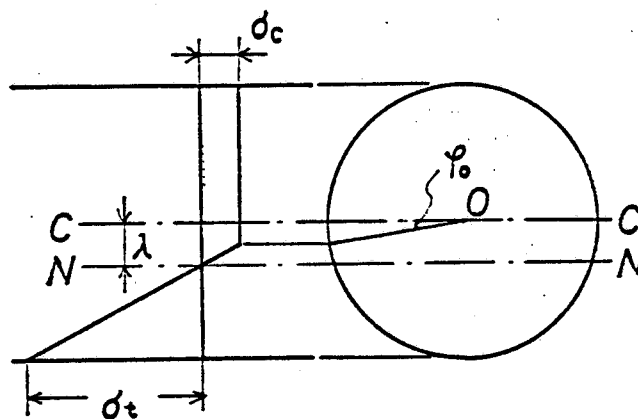


図 4.3 円断面梁の曲げ応力分布

$$\sigma_b = \frac{\kappa + 1}{6\pi(1 - \sin \varphi_0)} \{3(\pi - 2\varphi_0) - (3 + 2\cos^2 \varphi_0)\sin 2\varphi_0\} \sigma_c \quad (4.36)$$

$$\kappa = \frac{6\pi(1 - \sin \varphi_0)}{3\sin \varphi_0(2\varphi_0 - \pi) - 2\cos \varphi_0(\cos^2 \varphi_0 - 3)} - 1 \quad (4.37)$$

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

中心軸から中立軸までの距離（ λ ）は

$$\lambda = \frac{r(1 + \sin \varphi_0 \kappa)}{\kappa + 1} \quad (4.38)$$

一方、矩形断面の場合の曲げ破壊係数は次式となる¹⁸⁾。

$$\sigma_b = \frac{(3\kappa - 1) \sigma_c}{\kappa + 1} \quad (4.39)$$

式(4.36)で表される円断面梁の曲げ破壊係数を矩形断面の場合と比較すると、 κ の範囲

2.5- 4.0 で、円断面梁の曲げ破壊係数の方が 6-10 %程度大きいことが計算される。

4.2.6 無欠点小試験片の材質試験

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

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

曲げ破壊試験と縦圧縮試験は JIS Z2111, 2113 に拠って行ない、比例限度、曲げ強さおよび縦圧縮強さを求めた。

4.2.7 タイコ材、角材の試験

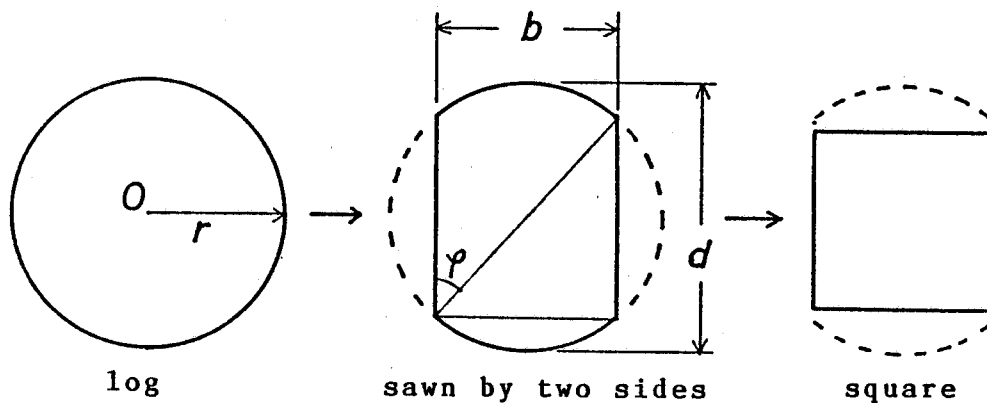


図 4.4 木取り方法

B グループの試験体は丸太の剛性試験後、直ちに材幅 7-10cm にタイコ落としし、曲げ

剛性試験を行なった。試験条件は丸太の場合と同様にスパン 160cm、荷重点間 60cm の 2 点荷重方式とし、荷重点間内 50cm 区間の曲げ矢高からヤング係数を求めた。実験は縦使いと平使いの 2 方向について行なったが、それぞれの場合の断面 2 次モーメントは図 4.4 において式(4.40), (4.41) で与えられる。なお、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無視した。

$$I_{\text{use.}} = \frac{1}{384} (12 \varphi + 8 \sin 2 \varphi + \sin 4 \varphi) d^4 \quad (4.40)$$

$$I_{\text{flat.}} = \frac{1}{128} (4 \varphi - \sin 4 \varphi) d^4 \quad (4.41)$$

ここに、 $\varphi = \sin^{-1} (b/d)$

タイコ材は曲げ試験後、さらに角材に挽き、曲げ剛性試験および振り剛性試験を行なった。曲げ試験は丸太およびタイコ材と同様の条件で行なった。振り試験は角材の一端を固定し他端に 90kgcm のトルクを分銅載荷によって加え、スパン中央部40cm区間の振り率を測定して、見かけの剪断弾性係数を等方性材料に関する式(4.42)より算出した。

$$G = \frac{M_t}{J \theta_t} \quad (4.42)$$

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

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

a, b : 試験体の辺長、ただし $a < b$ 。

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

4.3 結果と考察

4.3.1 丸太材の細り

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

表 4.2に結果を樹種別に示したが、テーパー率は平均で 3-5mm/mと標準的な値であった。

表 4.2 丸太材（生材）のテーパー

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

4.3.2 丸太材の節分布

丸太の材面に現れる節は立木時の枝の着生様式をそのまま反映するものである。樹種による節分布の典型例を天塩産の丸太について図 4.5に示す。これは丸太の 10cm 区間毎の接線径10mm以上の節の数と節径比を表したもので、縦線を施した部分が節数を示している。節径比は当該区間の節径の総和をとって丸太周囲長に対する比で表した。カラマツ以外の3樹種で枝の輪生が特徴的であることがわかる。輪生枝は欠点の集中という点で強度的に不利と考えられる。なお、トドマツの節径比が 10 %程度と小さいのは、全て死節で巻込みがかなり進行していたためである。

4.3.3 年輪幅と容積密度数

丸太から採取した円板試料による年輪幅と容積密度数の関係を産地別に図 4.6に示す。供試木数が少ないこともあって年輪幅と容積密度数の関係は明らかではないが、同一年輪幅における容積密度数で見るとカラマツが「重く」トドマツが「軽い」という一般的傾向

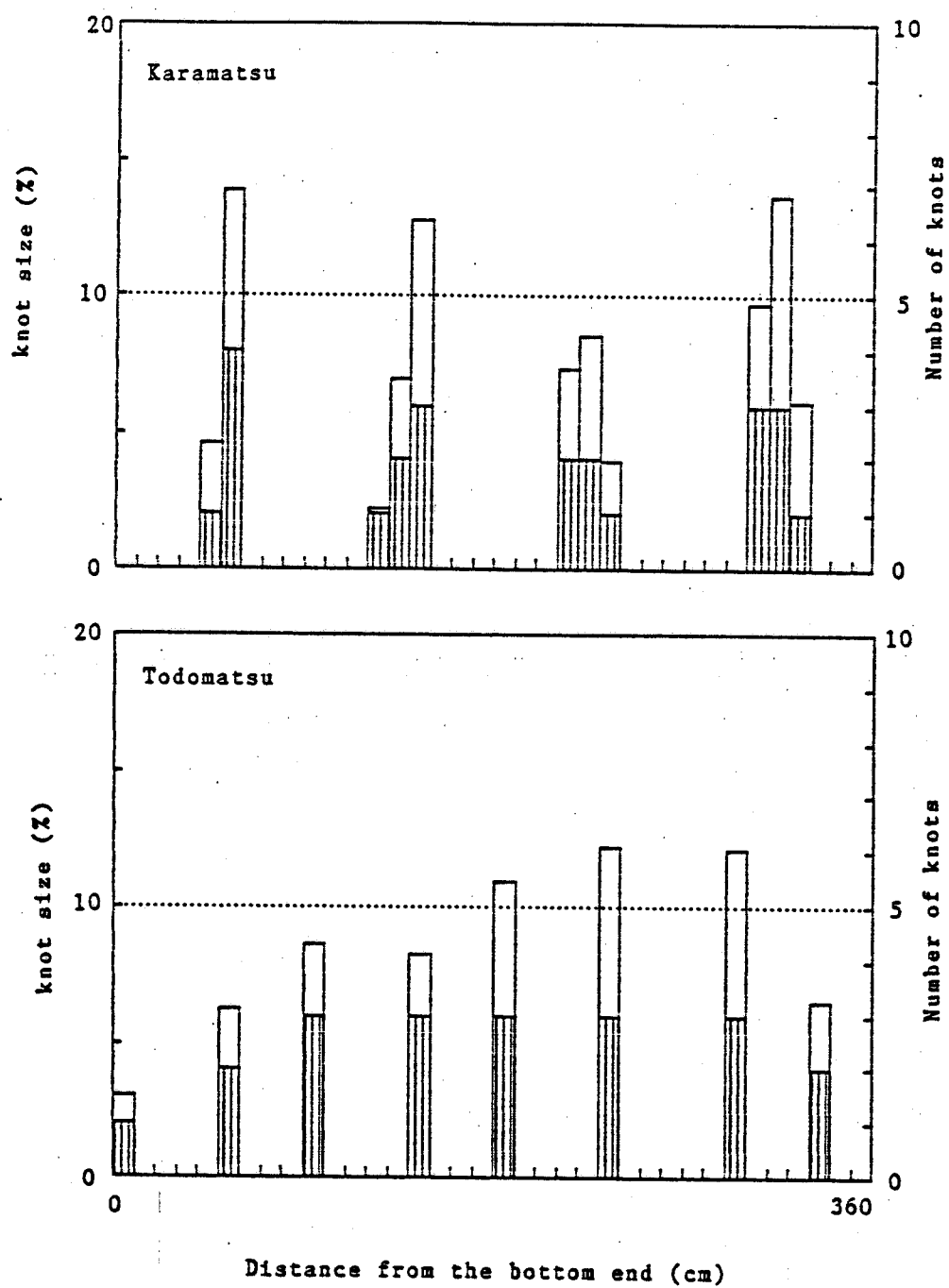


図 4.5 丸太材の節分布

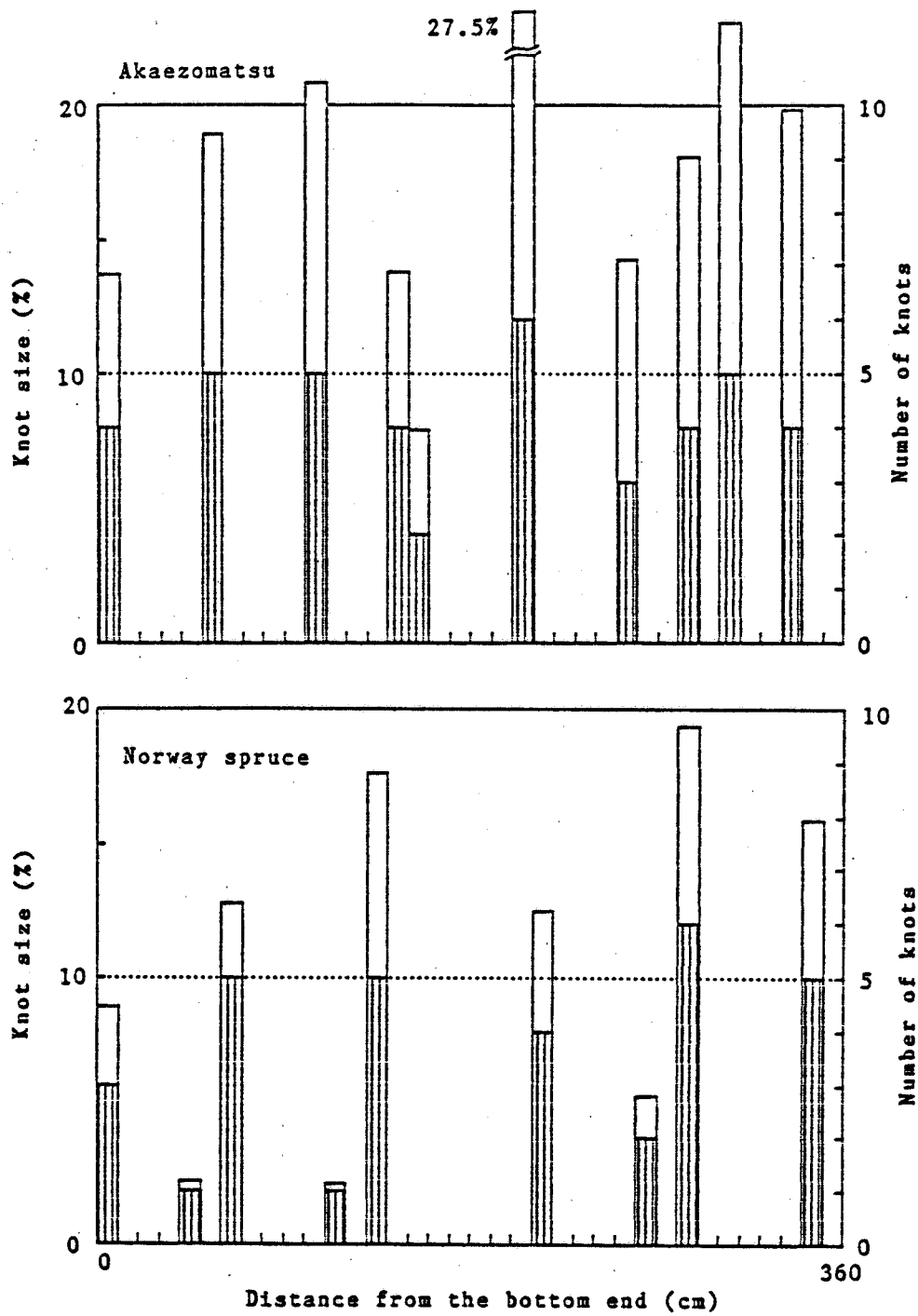


図 4.5 (続き)

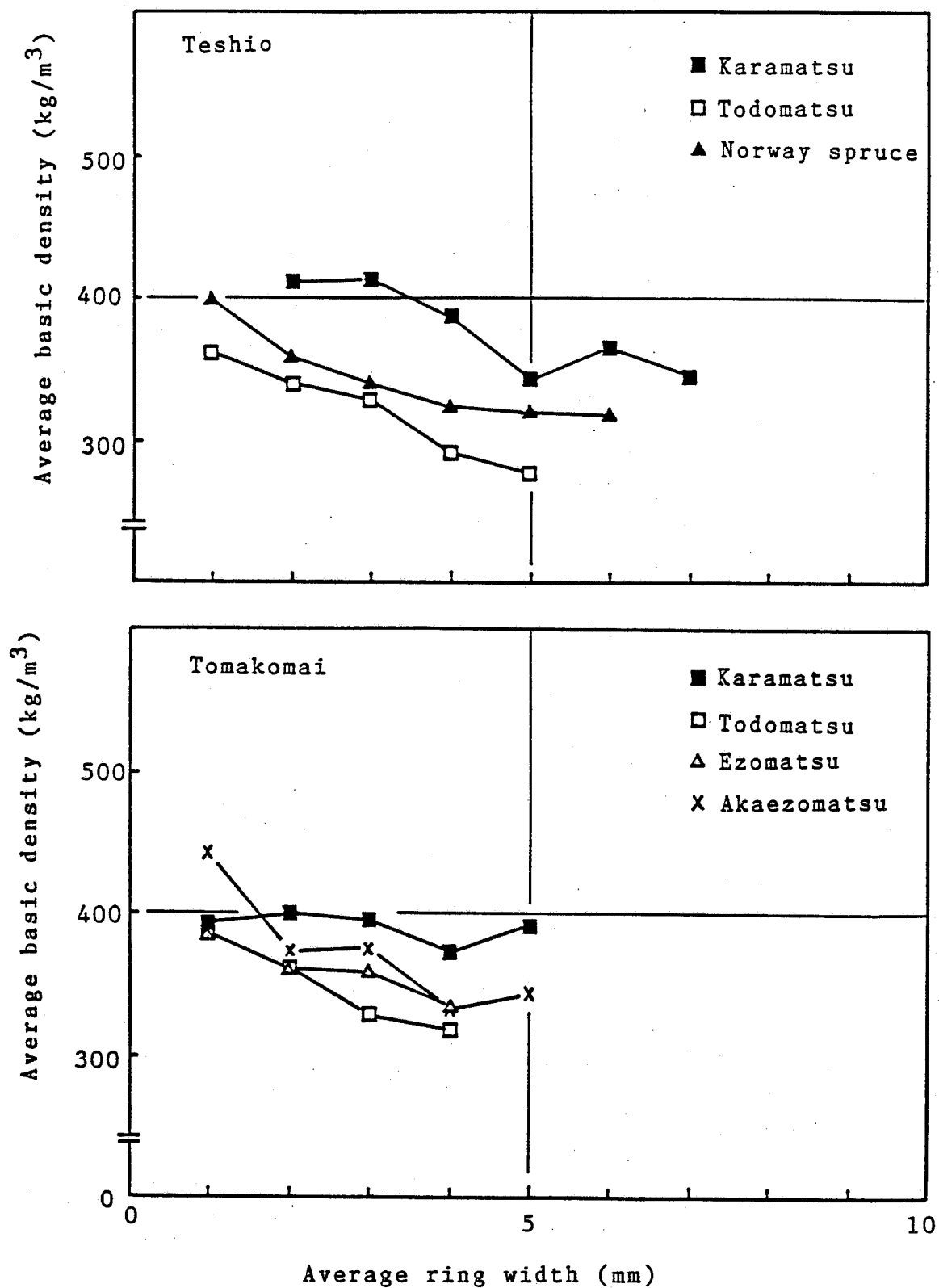


図 4.6 年輪幅と容積密度数の関係

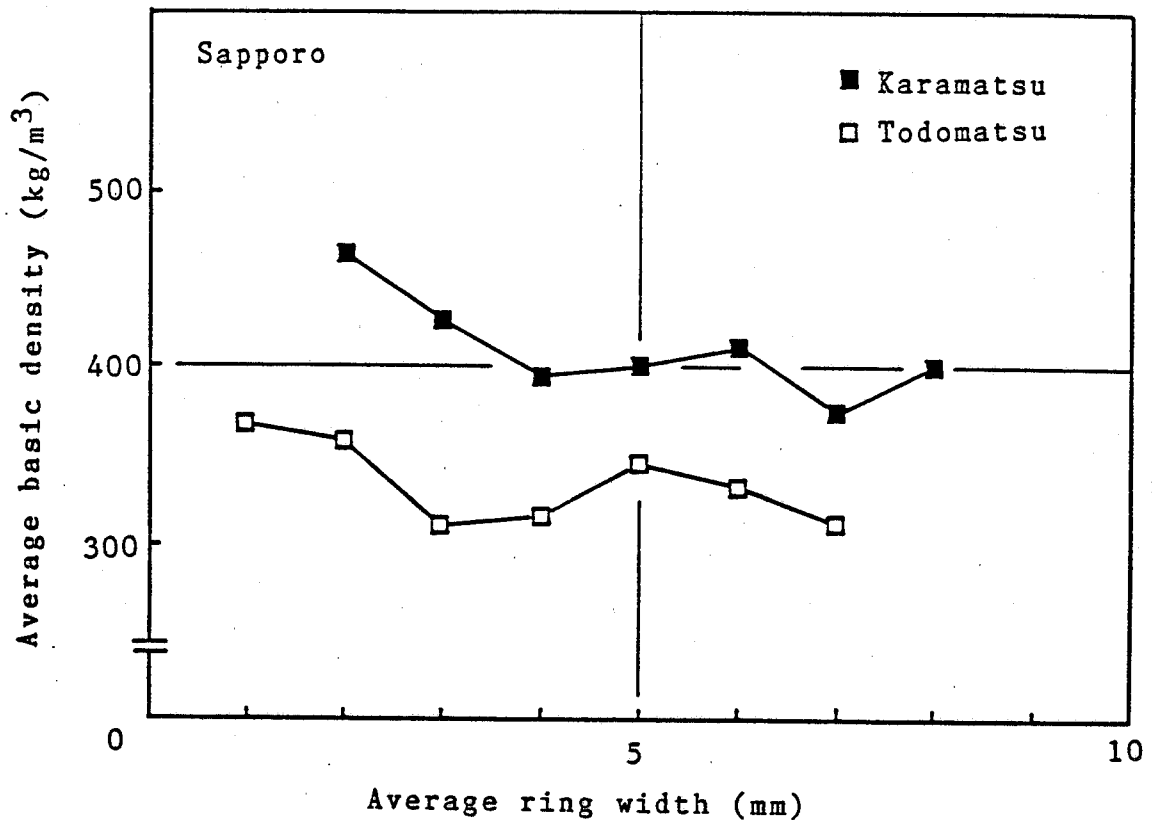


図 4.6 (続き)

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

4.3.4 生材丸太の曲げおよび振り性能

生材状態で行なった曲げおよび振り試験の結果を表 4.3 に示す。

表に掲げたヤング係数は実験室内での試験機による実験結果であるが、これを屋外での試験による結果と比較したものが図 4.7 である。MOE (試験機) / MOE (屋外) の比は平均で 1.062、変動係数 9.7% と比較的良く一致し、このような簡便な試験によってヤング係数を実用的な精度で測定できることが確かめられた。なお、室内での実験によって求めたヤング係数は直交 2 方向で試験した結果の平均値であるが、2 方向についての結果の比

MOE (小) / MOE (大) は平均で 0.906 (変動係数 8%) であり、立木の曲げ試験の場合と同様に 1 割程度の差が見られた。これは断面形状が真円でないことやあて材などの影

表 4.3 丸太材（生材）の試験結果

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

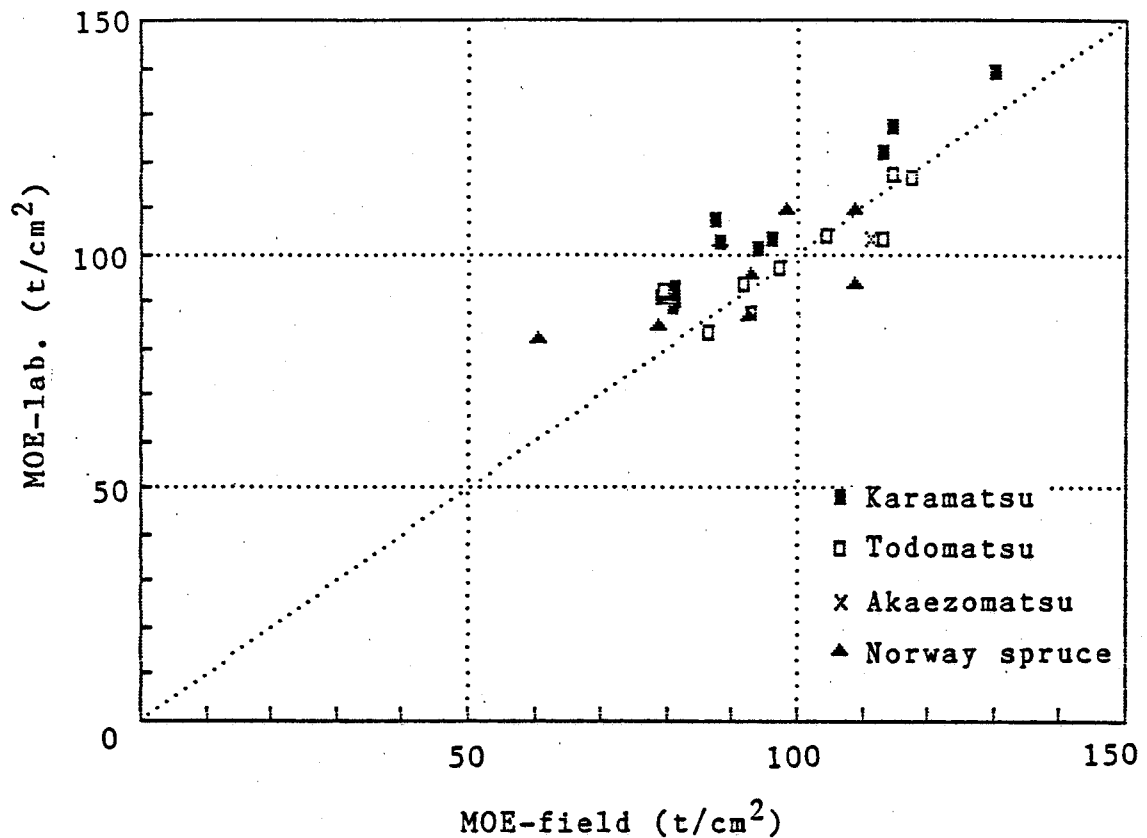


図 4.7 2種類の試験方法によるヤング係数値の比較

響によると考えられる。今回、屋外での曲げ試験は1方向のみの負荷としたが、この場合も直交2方向について行なえばさらに精度の良い測定が期待できる。

ヤング係数を林分および樹種別に見ると、札幌市西野のカラマツの値が大きく、苫小牧演習林のカラマツとアカエゾマツが小さいことが特徴的である。

曲げ破壊の典型的形態を写真 4.4に示す。最大荷重付近では荷重点のめり込みによる有効断面の減少が顕著であった。破壊は剪断破壊した1例を除いて引張破壊であった。丸太材の引張側では最外縁から1年輪ずつ剥離するような例が多く見られ、特にカラマツはさら状の粘り強い破壊形態を示した。

丸太材では切削による節周辺の目切れが生じないため、節が曲げ強さに及ぼす影響は製材の場合より小さいと考えられる。破壊形態の観察においても節の影響より引張側最外縁に位置していた集運材時のワイヤー痕やチェーンソー、鳶口による傷がきっかけとなって破壊が生じた例が多く見られた。したがって、リングバーカーなどによって剥皮した丸太

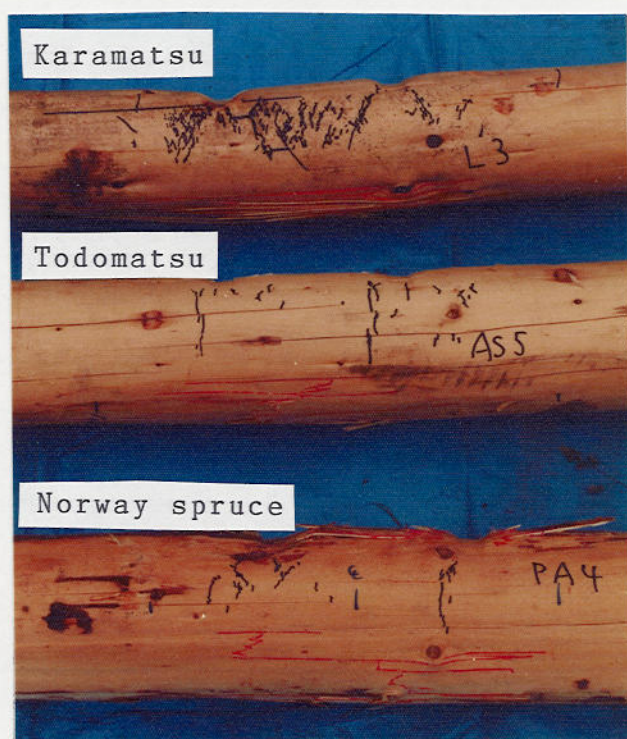


写真 4.4 丸太材（生材）の破壊形態

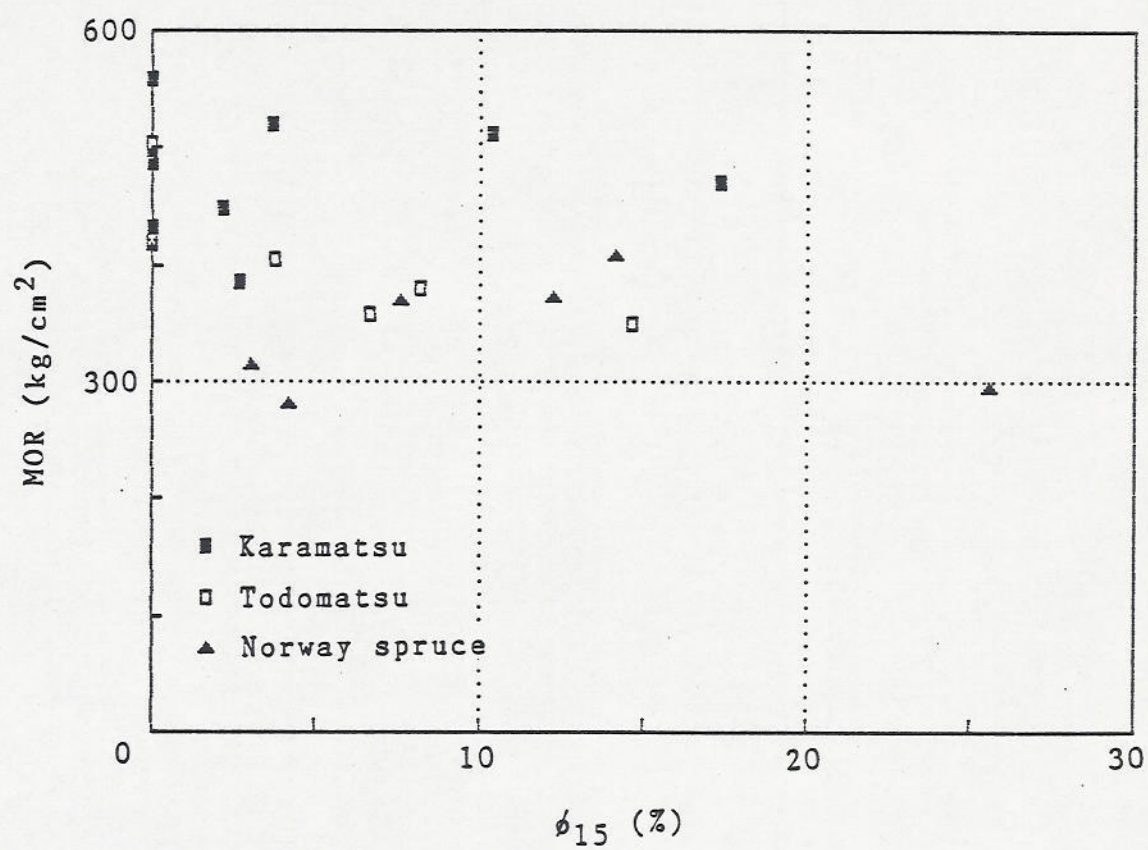


図 4.8 節径比と生材丸太の曲げ強さの関係

では、曲げ強さはより小さくなることが予想される。図 4.8は破壊が生じた付近の集中節径比と曲げ強さの関係を見たものである。節径比が30%以下と小さいこともあり、曲げ強さとの関係は認められなかった。

曲げ破壊試験の丸太数が10本以上あったカラマツとトドマツについて、丸太の年輪幅、容積密度数と曲げおよび振り性能の相関を調べた結果を表 4.4に示す。

表 4.4 相関係数

Karamatsu n=24 for MOE and G; 10 for MOR

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

Todomatsu n=21 for MOE and G; 10 for MOR

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

* Average ring width for outer 40% of radius.

丸太の木口で測定される平均年輪幅は最も簡便に得られる材質指標とされているが、曲げ性能との間に相関は認められなかった。丸太のように中心部に未成熟材を含み、また生長段階で異なる年輪幅を持つ材部が髓を中心とする同心円構造をとるものでは、年輪幅に髓からの距離による重みを付けた方が良いと考えられる。そこで簡単な重み付け法として木口で樹皮側40%の部分の平均年輪幅を指標としてみた。このようにしたのは以下の理由による。

丸太が E_1 なるヤング係数を示す内側の材部とヤング係数 E_2 なる外側の円筒から成る

と考え、全体の見かけの曲げヤング係数を E とすると（図 4.9）、 $E I = \Sigma E I$ より

$$E = (E_i - E_o) \omega^4 + E_o \quad (4.43)$$

ここに、 $\omega = r_i / r_o$ 。

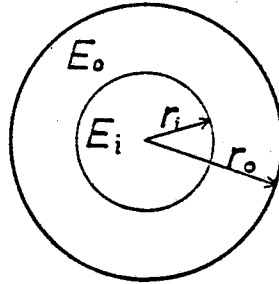


図 4.9 丸太断面内のヤング係数分布の仮定

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

$$\xi = \frac{E - E_i}{E_o - E_i} = 1 - \omega^4 \quad (4.44)$$

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

このような方法は、初期生長が良く途中から年輪幅が狭くなるカラマツのような樹種に良く当てはまると予想された。しかし結果は曲げ性能との間に相関は認められず（表 4.4）年輪幅による強度区分は難しいことが判った。

さらに、カラマツについて丸太の末口における年輪数（形成層年齢）と曲げヤング係数の関係を調べたのが図4.10である。カラマツの場合、形成層が成熟する年齢は約15年と考えられる¹⁹⁾。今回の供試丸太は形成層年齢が14-29年と大きいこともあって、曲げヤング係数との関係は認められなかった。しかし、小径の素材で年輪数のより少ないものでは未成熟材の影響が現れて強度的性質は小さいものと推察される。

容積密度数と曲げ性能との間には相関が認められた。しかし丸太の容積密度数を求める

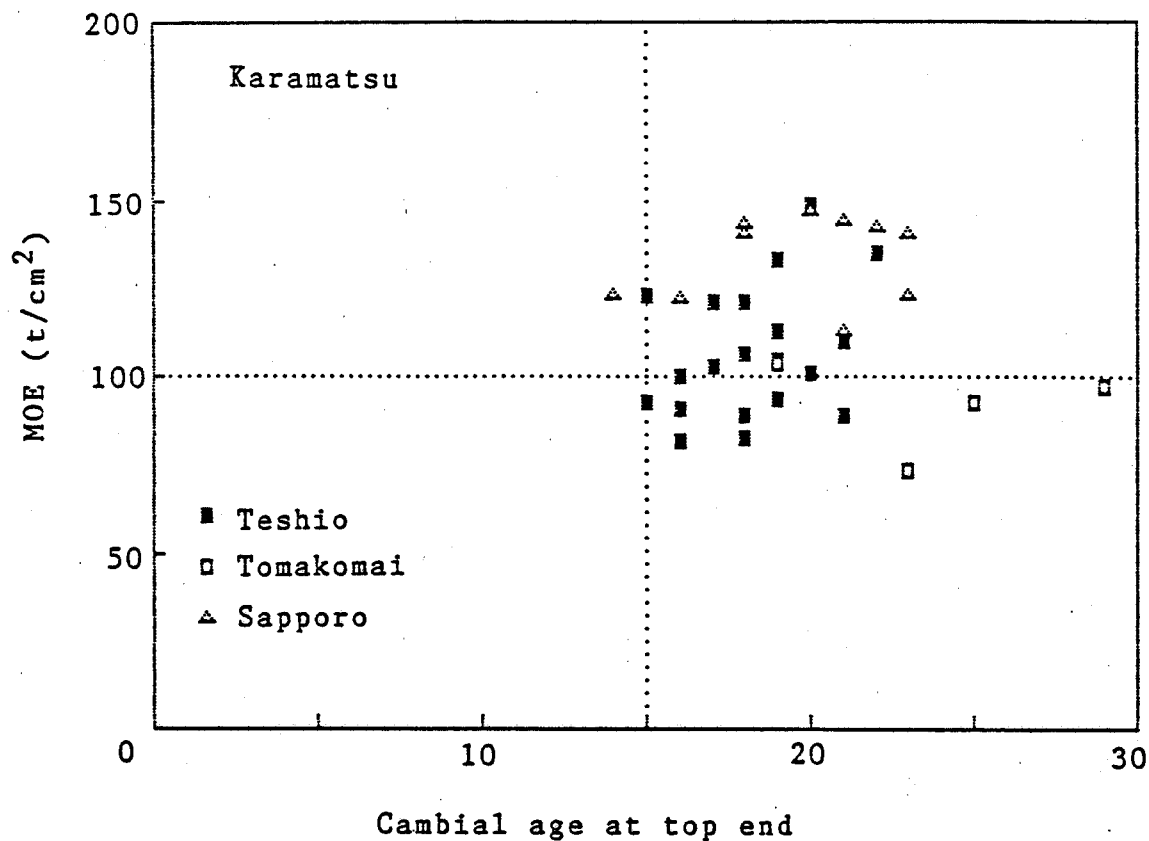


図 4.10 丸太の形成層年齢（末口年輪数）と曲げヤング係数の関係

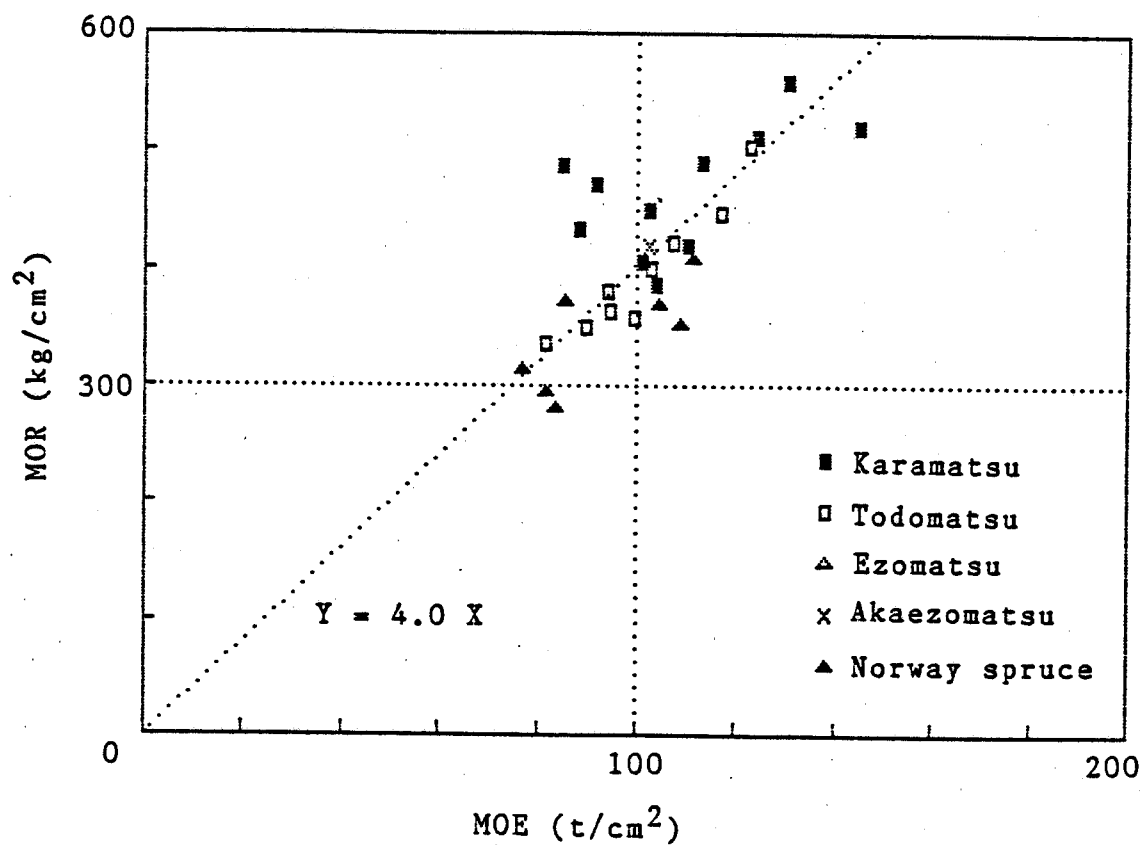


図 4.11 生材丸太の曲げヤング係数と曲げ強さの関係

には本研究におけるように円板試料を採取するなどの手間がかかるので、必要に応じて先に述べたような簡易試験によって測定できる曲げヤング係数を材質指標とする方が良いと考える。全樹種について求めた曲げヤング係数と曲げ強さの関係を図4.11に示す。

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

剪断弾性係数の範囲は狭く、樹種別の平均で $4-6\text{t/cm}^2$ であった。したがって、梁の撓みに関与する特性値 E/G はヤング係数の大小に左右されることになるが、樹種による差は大きくなく、平均で16-23 の値を示した。

4.3.5 乾燥による丸太の収縮

気乾丸太の含水率と半径収縮率および材面割れを表 4.5に示す。半径方向の収縮率は1.5%程度であった。乾燥に伴う材面割れは全ての丸太に生じた。ここで、丸太中央の円周上の幅1mm以上の割れ幅の総和をとり、周囲長に対する百分率を求めて割れ幅率 (check size) として表に掲げた。割れ幅率は乾燥条件に加えて接線方向と半径方向の収縮率のバランスと横引張性能が関与していると考えられるが、樹種による差は特に認められず、平

表 4.5 丸太材 (気乾材) の概要

Species	Number of logs	Taper rate ϕ (mm/m)	Radius at midlength (cm)	Shrinkage of radius (%)	Check* size (%)	Moisture contents (%)	
Karamatsu	15	Av.	3.98	7.13	1.55	3.8	15.0
		S.D.	1.24	.55	.96	.9	.8
Todomatsu	14	Av.	3.52	7.46	1.59	3.7	15.2
		S.D.	1.10	.84	.89	.7	1.8
Ezomatsu	3	Av.	4.44	6.42	1.43	2.6	14.9
		S.D.	.30	.36	1.01	.3	.4
Akaezomatsu	5	Av.	4.81	7.20	1.35	2.7	14.5
		S.D.	.80	.50	.74	.5	.6
Norway spruce	8	Av.	5.29	8.57	1.60	4.7	14.9
		S.D.	2.04	.62	.37	.7	1.2

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

均で 3-5%であった。

4.3.6 気乾丸太の曲げおよび振り性能

気乾丸太についての試験結果を同一丸太の生材時の結果と比較しながら表 4.6に示した。

ただし、曲げ強さについては同一供試木の対照材の結果と比較した。

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

節径比と曲げ強さの相関は生材時と同様に認められなかった(図4.12)。

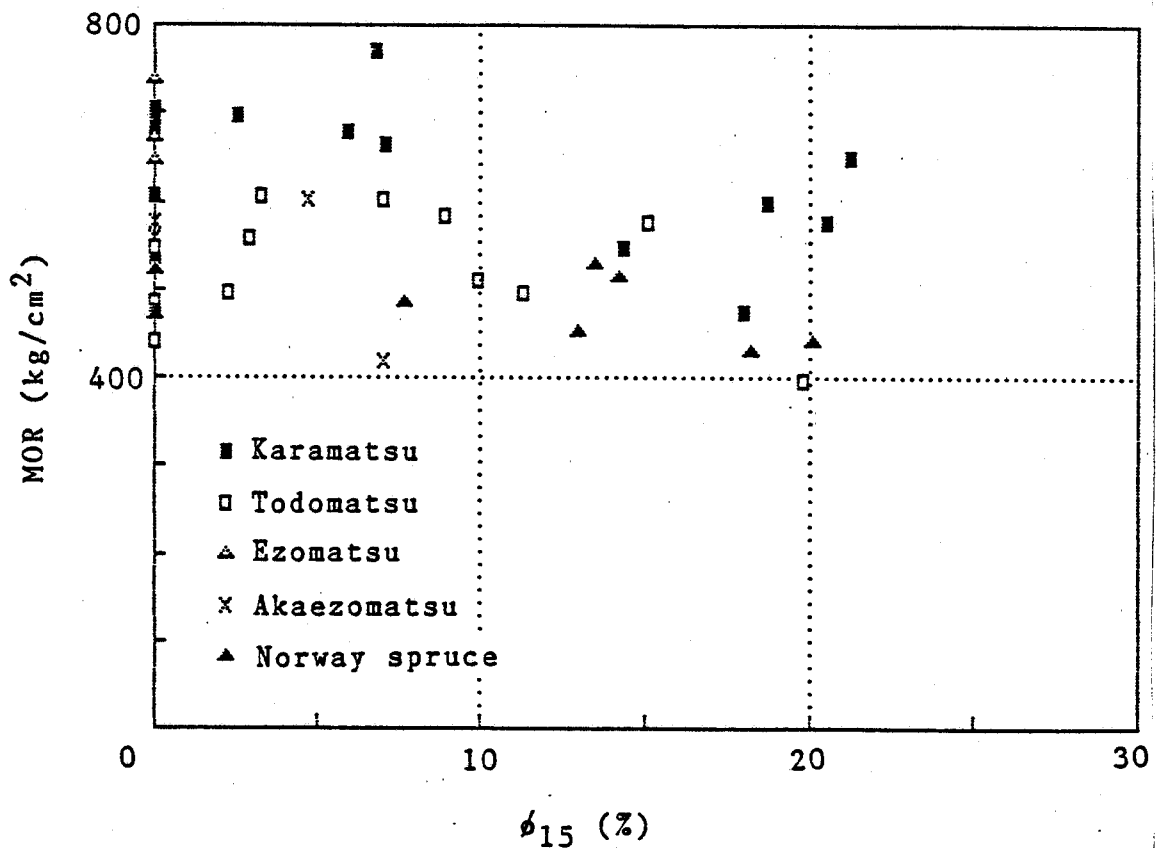


図 4.12 気乾丸太材の節径比と曲げ強さの関係

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

曲げ破壊形態の典型例を写真 4.5に示す。生材時に比べて荷重点のめり込みは少なかった。

表 4.6 丸太材（気乾材）の試験結果

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

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

たが、乾燥割れを結んで剪断破壊したものがあつた。45体中、7 体が剪断によって破壊し、6 体が曲げと剪断の複合型の破壊であつた。丸太材を梁として使用する場合、荷重条件によっては割れが曲げの中立面付近に来ないように配慮した方が良いと考える。あるいは円柱材の加工に見られるように、予め丸太の鉛直面に背割りをを入れておくのも一つの方法であらう。

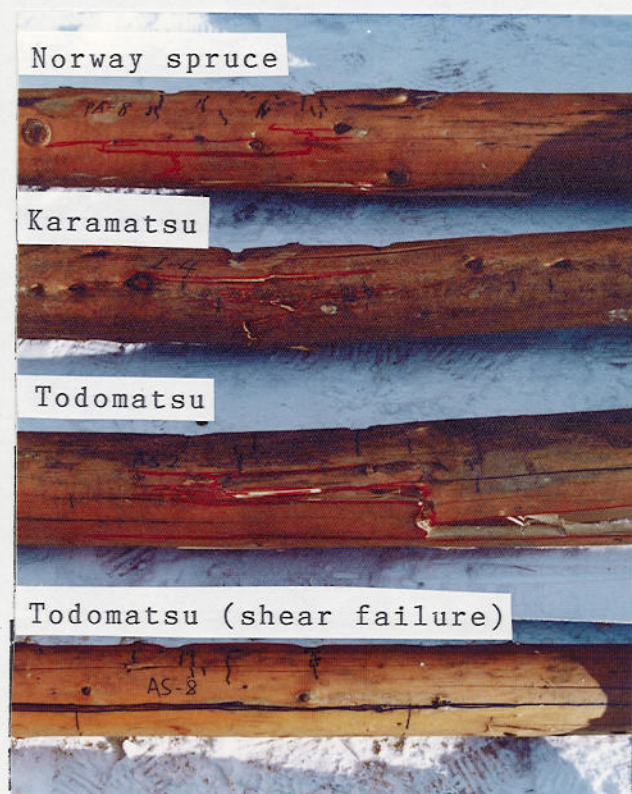


写真 4.5 気乾丸太材の曲げ破壊形態

表 4.6に掲げた剪断弾性係数は割れによる断面極 2 次モーメントの変化を無視した丸棒仮定による見かけの値である*。生材時に比べて平均で振り剛性は17%、剪断弾性係数は12%それぞれ減少した。この減少傾向は特にトドマツにおいて顕著であり、割れの発生傾向に樹種的な差がなかったことを考え併せると、含水率の減少に伴う剪断弾性係数の増加

(脚注)

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

率が樹種によってかなり異なることを示唆するものである。結果として、カラマツ丸太では E/G が 20 程度となったのに対し、トドマツでは 36 - 41 と大きな数値を示した。

4.3.7 無欠点小試験片の材質

気乾丸太の曲げ破壊後、外周部の非破壊部から採取した無欠点材の試験結果を表 4.7 に示す。また曲げ性能を気乾丸太の場合と比較して図4.13, 4.14に示した。

無欠点材のヤング係数は丸太材に比べて 7 % 程度小さい。ただし、無欠点材の実験における撓み測定値は、 E/G が 15-20 の範囲で 7-9 % の剪断撓みを含んでいる。したがって、丸太材の曲げヤング係数は丸太の周縁部（相対的に成熟度の高い材部）のヤング係数とほぼ等しいと言える。

丸太材の無欠点材に対する曲げ強度比は平均で 70 % 程度であった。これは丸太材で剪断あるいは曲げと剪断の複合型の破壊形態を示したものが全体の 3 割近くあったことにもよると考えられる。しかし、この値はカラマツの心持正角材について得られた強度比 48-57 %¹⁹⁾ を大きく上回るものであった。

以上、山本ら¹²⁾ も指摘しているように、丸太材では製材に比べて欠点の影響は小さいと考えられる。特に曲げ剛性に関しては無欠点材に対してほぼ 100 % の剛性比を持つと言える。

(脚注)

* 山本²⁰⁾ は含水率の 1 % 減少に対する無欠点小試験片の剪断弾性係数の増加率をカラマツについて 3.1 %、トドマツについては 1.2 % と報告している。

表 4.7 無欠点小試験片の試験結果

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

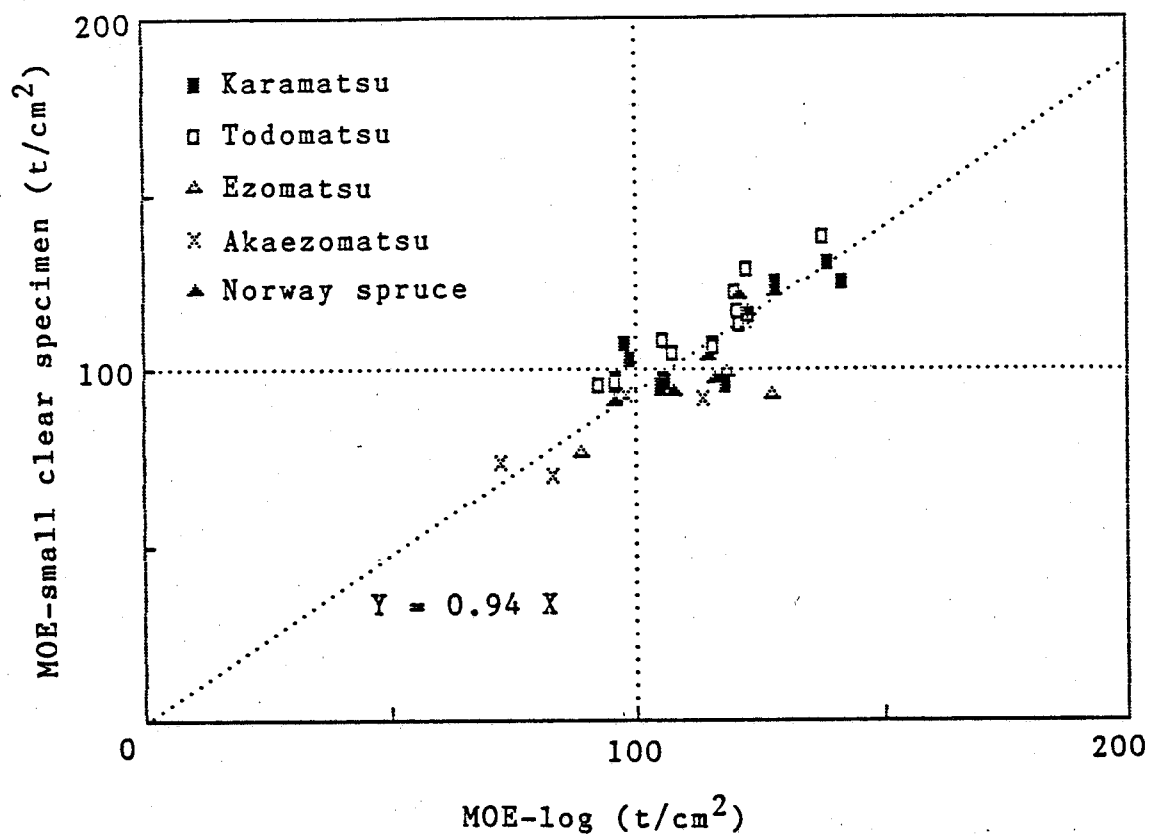


図 4.13 丸太材と無欠点小試験片の曲げヤング係数の比較

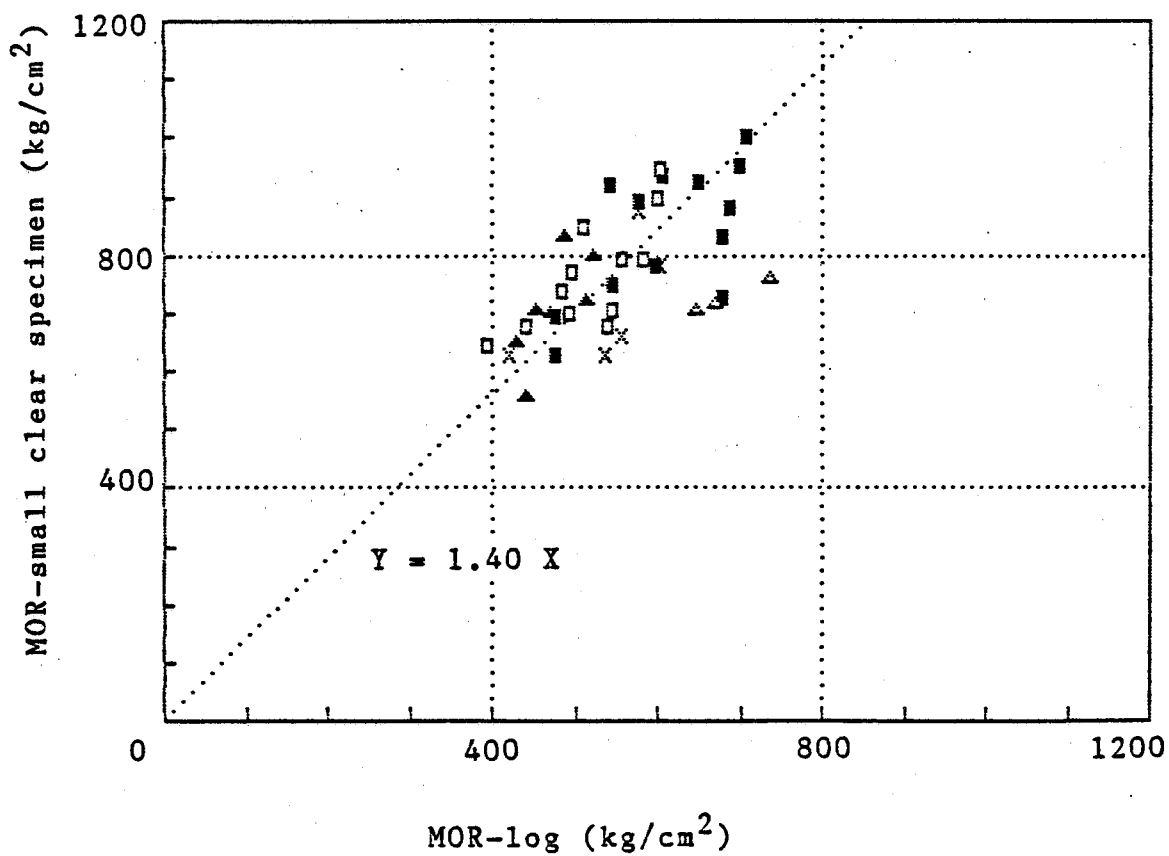


図 4.14 丸太材と無欠点小試験片の曲げ強さの比較

4.3.8 タイコ材および角材の性質との関係

カラマツ、トドマツの生材丸太をタイコ材、心持角材と順次製材したときの曲げおよび振りによる弾性係数の変化を表 4.8に示す。タイコ材を縦使いにしたときの曲げヤング係数は両樹種とも丸太の場合と差が見られない。これに対し平使いにすると、トドマツでは差がないが、カラマツでは平均で17%の減少が見られる。さらに角材に挽いた場合はカラマツで26%程度も減少している。これは特にカラマツにおいて成熟材、未成熟材の材質差が大きいこと、また一般的に辺材部では年輪幅が狭いために強度性能が大きい、角材ではこの材部が除かれることによると考えられる。このようにカラマツの中・小径木を丸太のまま利用することは強度的な観点からは合理的な方法と言える。

振り試験による剪断弾性係数は丸太材と角材で差は認められなかった。

心持角材のヤング係数は乾燥に伴って 8-9%程度増加した。一方、見かけの剪断弾性係数は乾燥後カラマツで34%、トドマツで 7%程度増加した。このように角材の振り性能が丸太の場合とは逆に増加する傾向を示したのは、割れの発生による振り剛性の変化率が断面形状によって異なるほか、カラマツの供試材に生じた材面割れが少なかったことにもよると考えられる（10体中 3体にしか割れが生じなかった）。その結果、気乾角材の E/G はカラマツが13、トドマツが18と気乾丸太の場合より小さく、カラマツについては10.5cm心持正角材の標準的な値 12¹⁹⁾ とほぼ同じであった。

4.4 要約

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

(1) 曲げヤング係数および剪断弾性係数の計算に際して円形等断面梁、円断面直線テー

表 4.8 タイコ材および角材の試験結果

Species	Number of specimens		Sawn by two sides*				Boxed heart squares									
			edgewise		flatwise		green					air-dry				
			<i>E</i>	<i>E</i> / <i>E</i> _{LOG}	<i>E</i>	<i>E</i> / <i>E</i> _{LOG}	<i>E</i>	<i>E</i> / <i>E</i> _{LOG}	<i>G</i>	<i>G</i> / <i>G</i> _{LOG}	<i>E</i> / <i>G</i>	<i>E</i>	<i>E</i> / <i>E</i> _{GREEN}	<i>G</i>	<i>G</i> / <i>G</i> _{GREEN}	<i>E</i> / <i>G</i>
Karamatsu	10	Av.	133.4	.996	110.3	.825	98.4	.735	6.77	1.002	14.8	106.9	1.086	9.15	1.342	12.6
		S.D.	16.8	.062	14.4	.073	12.8	.059	.76	.059	3.2	16.3	.067	1.99	.201	4.6
Todomatsu	7	Av.	98.2	1.002	97.8	1.000	93.9	.960	5.53	1.012	17.4	101.1	1.077	5.97	1.069	17.9
		S.D.	6.0	.088	6.9	.103	6.7	.101	.74	.143	2.9	7.6	.049	1.41	.099	4.0

Notes * Cutting schemes are shown in Fig. 4.4.

E: Modulus of elasticity (t/cm²); *G*: Torsional modulus (t/cm²).

パー梁の2つの仮定を検討した結果、通常の形状を持つ丸太の実験ではテーパー影響を無視して計算しても誤差は小さいことを確かめた。

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

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

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

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

(6) 丸太を生材状態のままタイコ材、心持角材と順次製材したときの曲げヤング係数は、トドマツでは殆んど差がなかったが、カラマツではタイコ材を平使いにした場合および角材に挽いた場合に顕著な減少が認められた。これはカラマツにおいて形成層年齢による材質差が大きく、また初期生長期とその後で年輪幅が異なることにもよると考えられる。ただし、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。この方法は、林木の材質を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徴を持ち、実用面では、林分単位の材質評価や各種試験林の成績判定あるいは同一供試木に対する継続調査など、様々な応用が考えられる。本章ではこれまでに測定したデータをもとに、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。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

立木曲げ試験は以下の林地で行なった。

北海道大学苫小牧地方演習林 112, 114, 115, 120, 123, 127, 苫小牧市高岡

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

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章に記した通りのぶら下がり方式である。ただし、胸高直径8cm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50cm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

5.3.1 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。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る。そこで、針葉樹4樹種について、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各樹種につき1例ずつ図5.1に示す。

これを見ると樹幹ヤング係数の最大値は各林分の胸高直径の中央値付近に出現している。また、胸高直径の大きなものの樹幹ヤング係数はやや小さくなる傾向が見られ、近年に形成された年輪の幅が広いことによると考えられる。

一方、胸高直径が平均より小さい（被圧木ではない）場合も樹幹ヤング係数は小さくなるという予想に反した傾向が認められた。これは以下のような理由によるものかもしれない。久保ら²¹⁾はスギ生立木の樹冠率を小さくすると、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。このように、クローネの同化量が劣る個体では年輪幅が狭くなるが、晩材率も小さくなるため、樹幹ヤング係数が小さくなるとも考えられる。ただし、各径級における樹幹ヤング係数の下限値には差は認められない。

結論として、同一林分内では、平均的な肥大生長をしている個体の樹幹ヤング係数が大きい傾向が認められるが、径級による樹幹ヤング係数の差は小さいと言える。また、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かった。したがって、林分単位の材質評価に本方法を用いる場合には、通直で平均的な生長をしている供試木を林分当たり10本程度選んで試験を行なえば良いと考える。

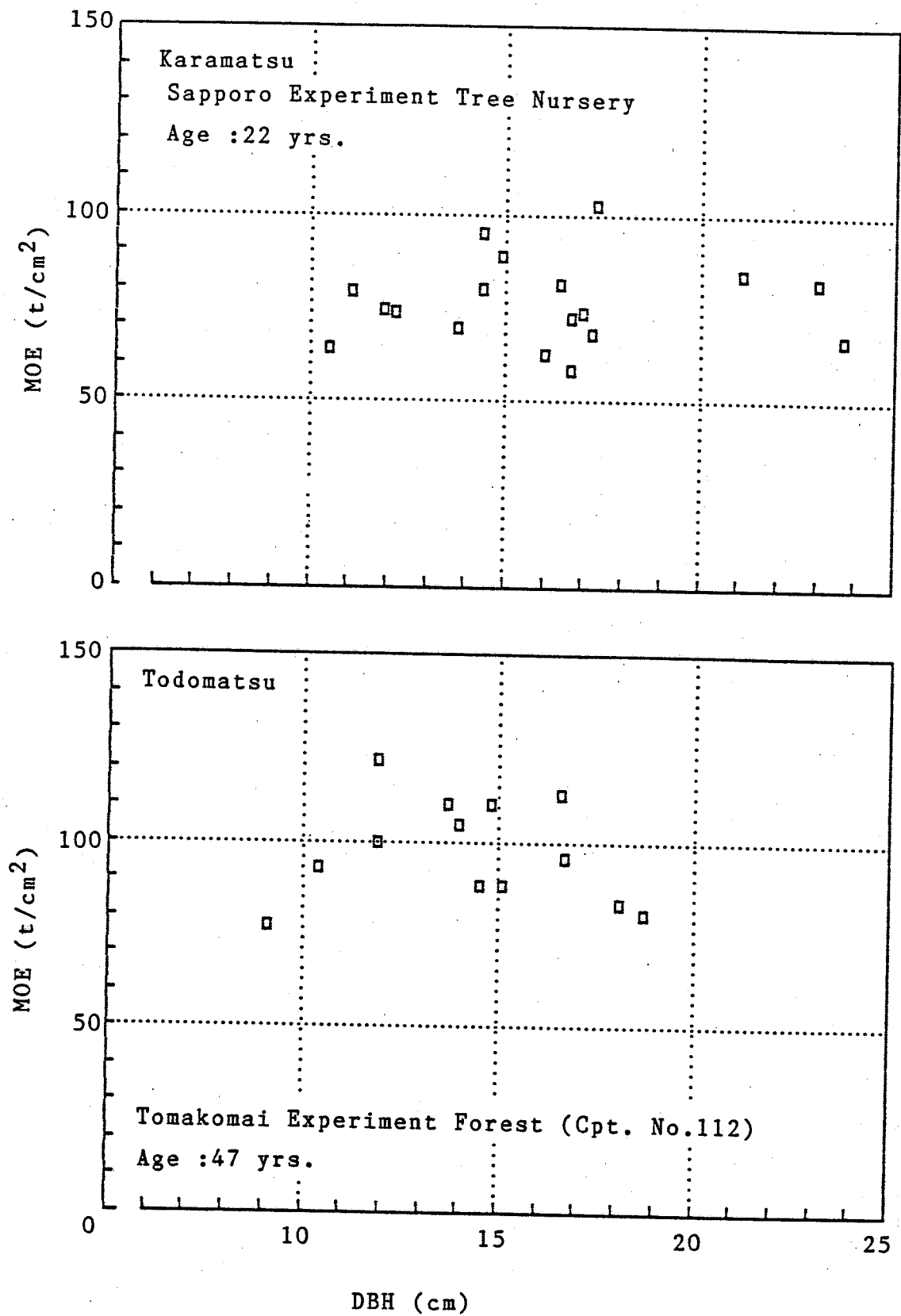


図 5.1 胸高直径と樹幹ヤング係数の関係

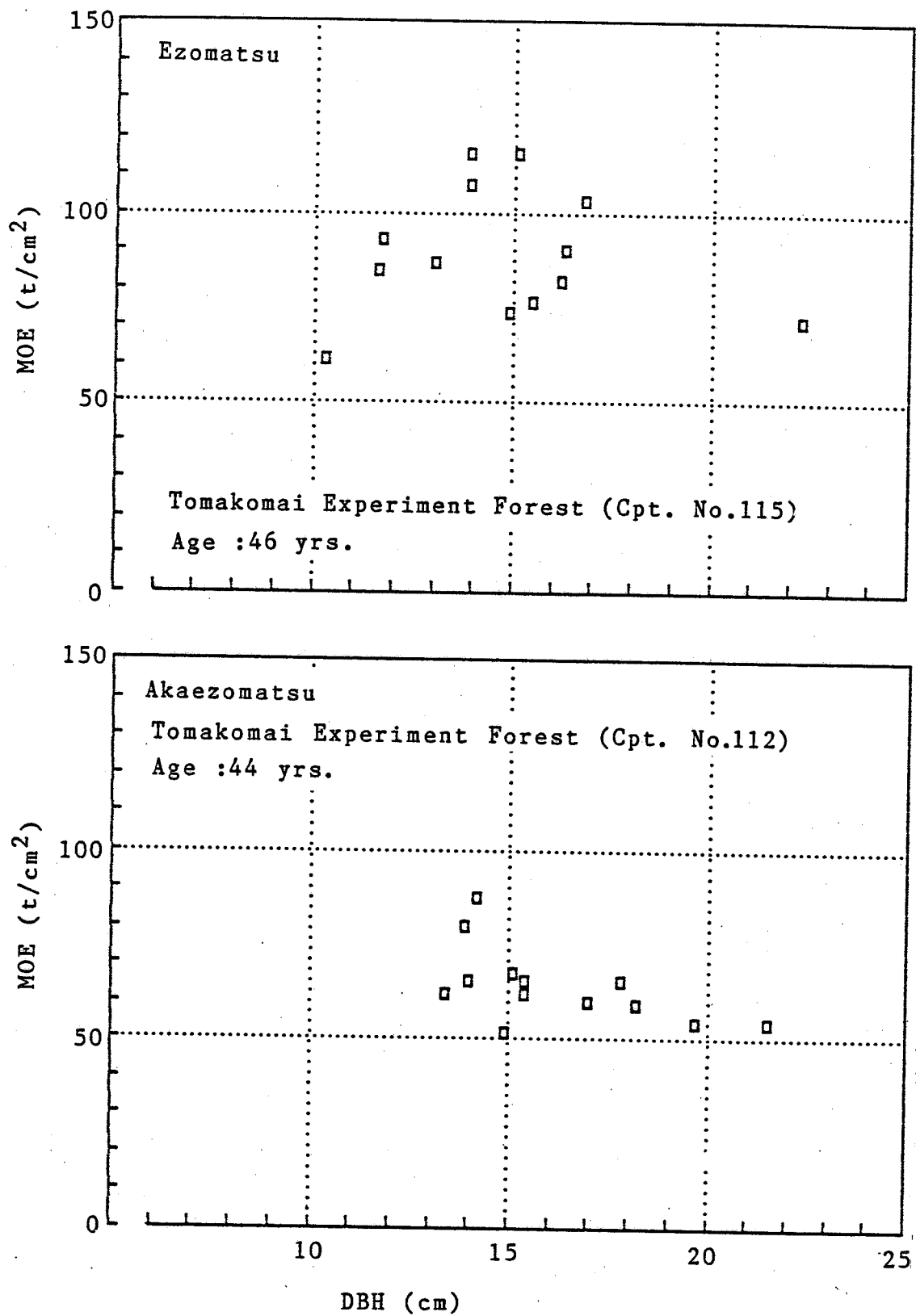


図 5.1 (続き)

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、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比較してみた。

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る。なお、西野の 9-11 年生林分の樹幹ヤング係数は同一林分について3年間継続して測定したものである。いずれの林分も地形は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ともの見られる。

年輪構成と形成層の成熟効果を考慮して行なった試算（第3章）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¹⁹⁾、今回の結果は妥当なところといえる。樹齢による材の成熟効果については、同一供試木について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ほぼ成熟材部の値を示すものとみなして良いであろう。

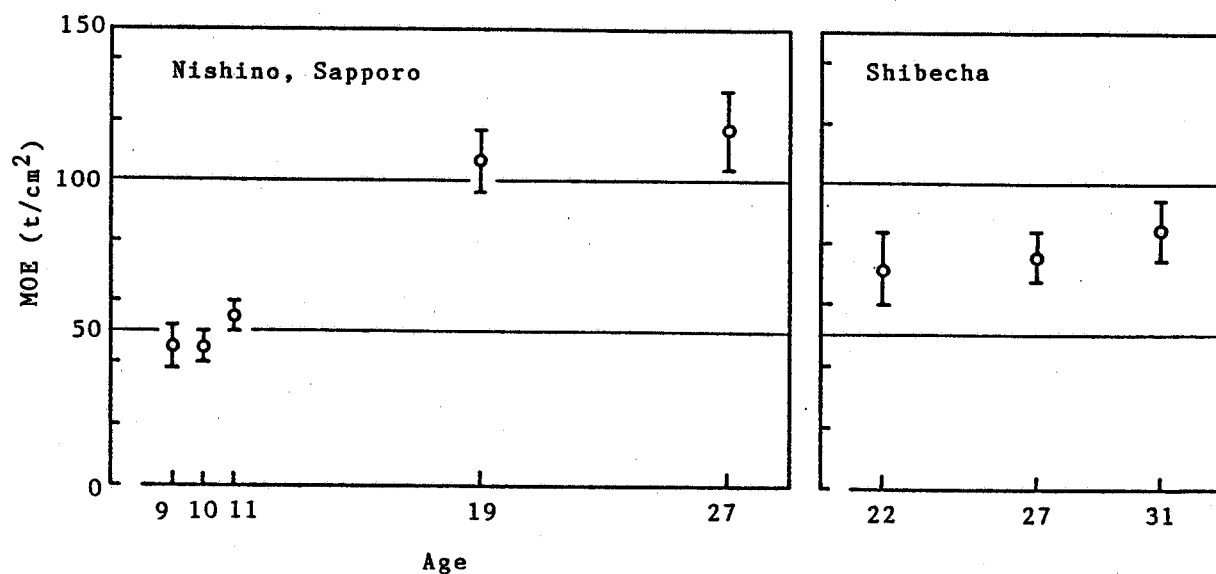


図 5.2 カラマツの林齢と樹幹ヤング係数の関係

5.2.3 林分の斜面方位と樹幹ヤング係数の関係

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、林分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。

表 5.1 供試林分の概要

Species	Cpt.No.	Age	Direction of slope	Degree of slope (°)	Number of sample trees	D.B.H. (cm)	Height (m)	Av. MOE (t/cm)
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.

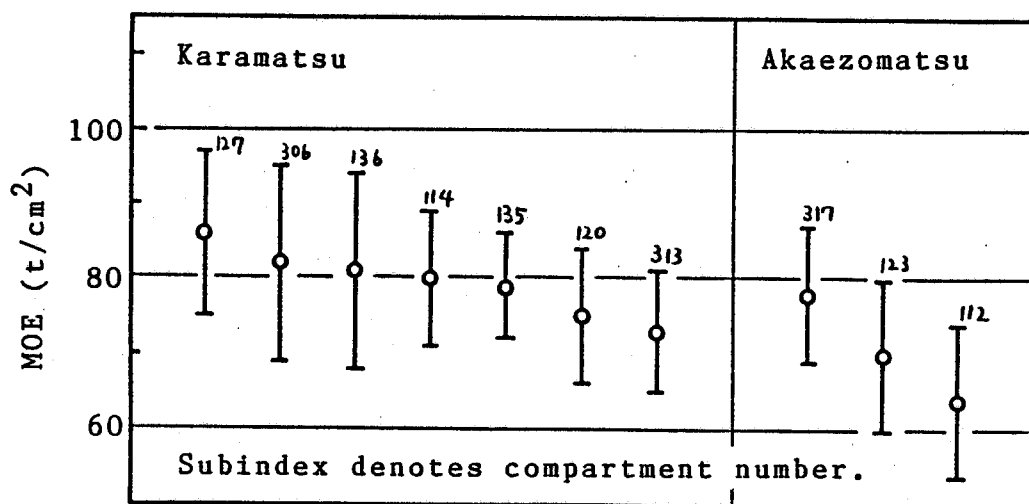


図 5.3 林分別の樹幹ヤング係数の平均値と標準偏差

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ると、南向き緩斜面のものの平均値が大きく、他の方位の緩斜面や平坦地がこれに次ぎ、北向きの中斜面および気象害を受け易い台地上の林分に関する平均値が小さかった。平均値の範囲は $73-86t/cm^2$ と林分間で比較的大きな差が認められた。

これに対し、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るが、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とも考えられる。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については、さらにデータの蓄積が必要である。

このような林分間の樹幹ヤング係数の差に関するデータは次期植栽樹種の選定の際にも有効な判断材料のひとつとして利用できよう。

5.2.4 カラマツの原産地による樹幹ヤング係数の変動

清水事業区の林分は昭和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、道内でも林業試験場3ヶ所のほか、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⁽²²⁾⁻⁽²⁵⁾、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った。産地数は表 5.2に示す通り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。今回は1プロットにつき樹幹通直なものを2本ずつ、合計各産地につき6本ずつを選抜して試験を行なった。ここで、肥大生長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。

表 5.2 清水試験地におけるカラマツ種子の産地と系統

Pedigree	Plot No.	Provenance	Av. MOE (t/cm ²)	Pedigree	Plot No.	Provenance	Av. MOE (t/cm ²)
富士 Fuji	1	天神峠 Tenjin-touge	95.3	南アルプス Minami-Alps	11	甲斐駒ヶ岳 Kai-Komagatake	80.7
	2	吉田三合目 Yoshida-Sangoume	98.7	日光・白根 Nikkou-Shirane	12	赤沼 Akanuma	77.7
	3	静岡 Shizuoka	84.8		13	万座 Manza	80.7
川上 Kawakami	4	甲武信 Kobushi	98.0	浅間 Asama	14	田代 Tashiro	81.6
八ヶ岳 Yatugatake	5	稲子 Inako	88.1		15	杓掛 Kutsukake	86.9
	6	海ノ口 Uminokuchi	94.1	北アルプス Kita-Alps	16	鉢盛山 Hachimoriyama	80.7
	7	蓼科山 Tadeshinayama	83.9		17	高瀬川 Takasegawa	84.8
	8	豊平 Toyohira	92.7	木曾 Kiso	18	木曾駒ヶ岳 Kiso-Komagatake	78.6
	9	立沢低地 Tatsuzawa (low)	90.6		19	御岳 Ontake	70.4
	10	立沢高地 Tatsuzawa (high)	91.2				

産地別の樹幹ヤング係数の平均値と標準偏差を図 5.4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。バラツキはあるが、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。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 5.5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、木曾系の御岳と日光・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、産地特性と考えられる。

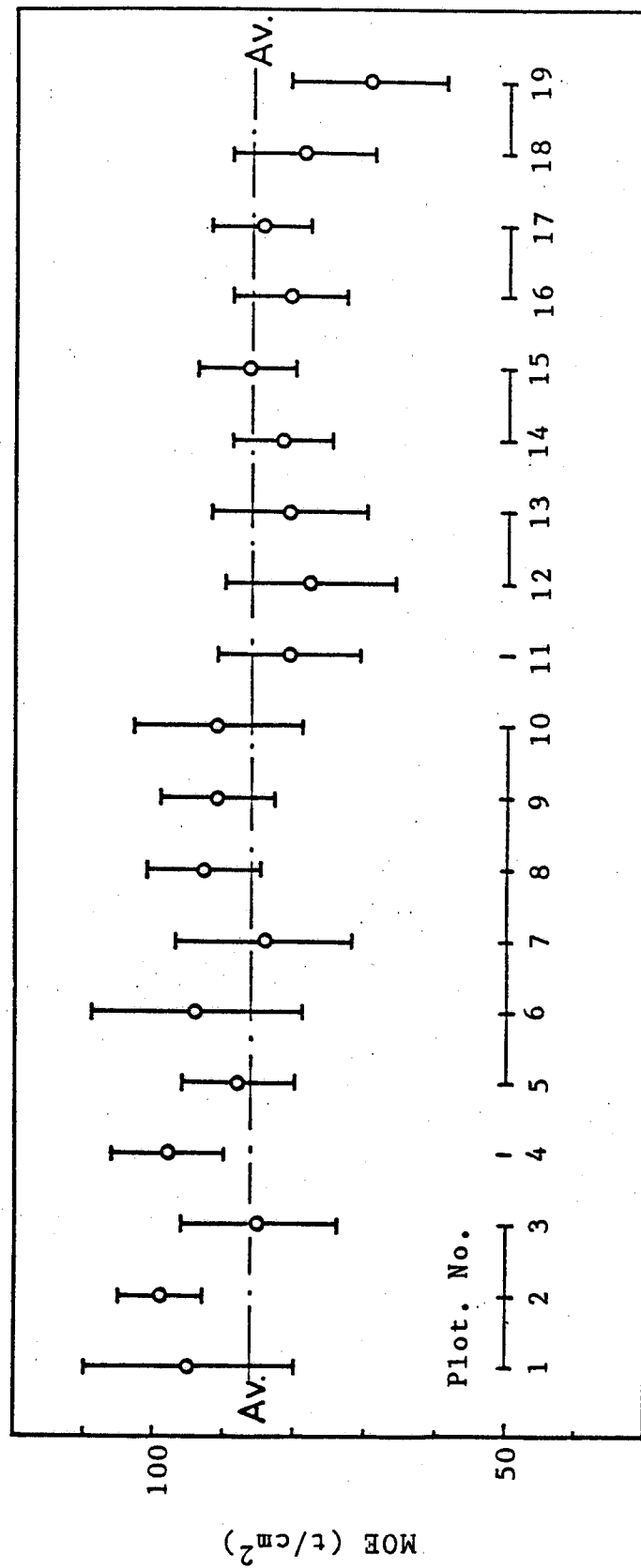


図 5.4 産地別カラマツの樹幹ヤング係数 (清水試験地)

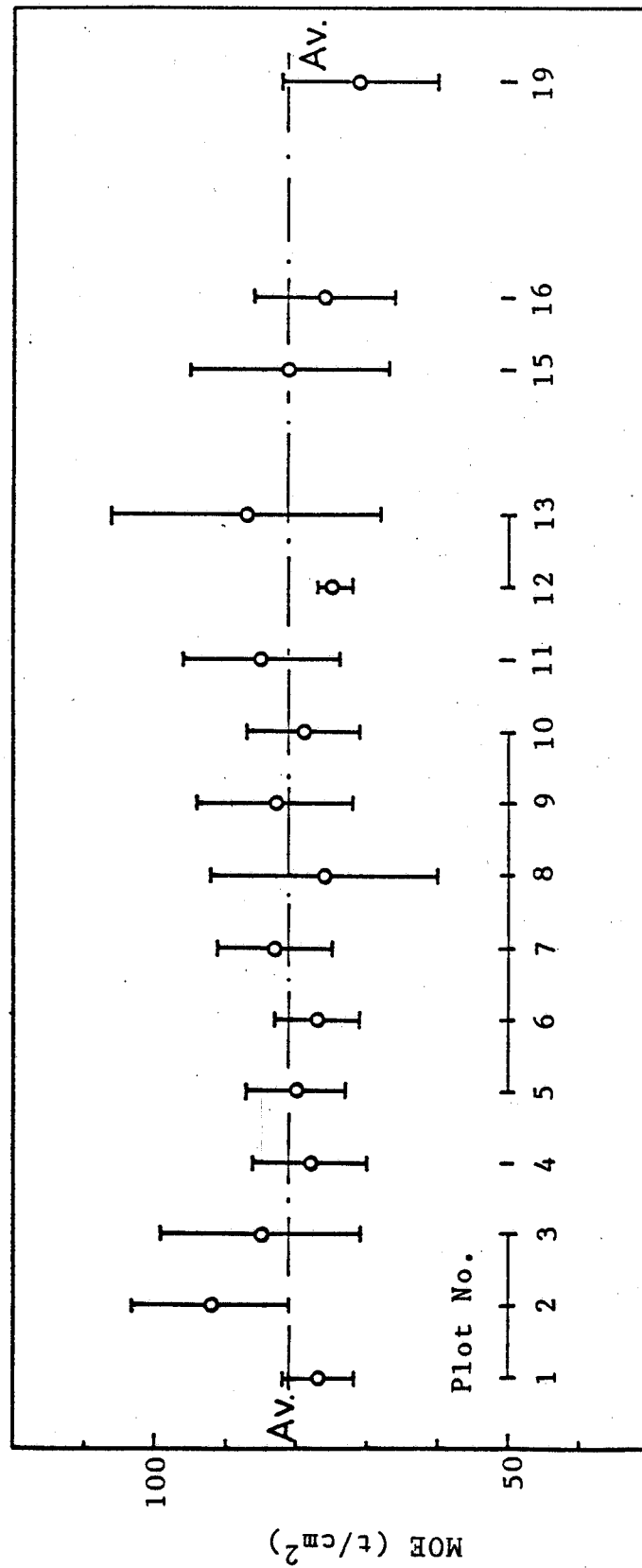


図 5.5 産地別カラマツの樹幹ヤング係数 (北海道林木育種場)

5.2.5 カラマツの林地間の樹幹ヤング係数の変動

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は樹幹ヤング係数がほぼ安定期に入ったと考えられる 25 年生以上のカラマツ林分について、林地別に樹幹ヤング係数の平均値と標準偏差を求めたものである。札幌市西野の民有林のカラマツが $118\text{t}/\text{cm}^2$ と段違いに大きく、他の 4 林地は $80\text{t}/\text{cm}^2$ 台である。西野のカラマツの樹幹ヤング係数が大きかったのは環境による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拘らず、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。

表 5.3 カラマツの林地別の樹幹ヤング係数

District	Age	Number of trees	D.B.H. (cm)		MOE (t/cm^2)	
			Av.	S.D.	Av.	S.D.
西野 Nishino	27	17	16.9	2.1	117.5	12.9
清水 Shimizu	27	113	17.4	1.4	86.4	12.5
標茶 Shibecha	27,31	20	18.6	1.8	80.8	10.1
野幌 Nopporo	28	61	17.2	1.5	80.7	12.2
苫小牧 Tomakomai	27-35	73	17.6	2.1	79.6	11.1

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) 胸高直径と樹幹ヤング係数の関係については、同一林分内では平均的な肥大生長を示す個体の樹幹ヤング係数が大きい傾向が認められたが、径級による樹幹ヤング係数の差は小さいと言える。1 林分内の樹幹ヤング係数の変動係数は 15% 程度である。

(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、林地の傾斜の方位や程度によって樹幹ヤング係数の平均値が異なる傾向が見られ、日照条件などの影響とも考えられる。これに対し、アカエゾマツでは林分間の樹幹ヤング係数平均値の差は大きかったが、環境因子との関連は不明であった。

(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、木曽系のものの値が小さい傾向が見られた。

(5) 造林木の樹幹ヤング係数は当該地方の環境によって変動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、根系を発達させる。さらに、強風や地這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してしまう。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。問題を北海道に限れば、本州より低温で降雪条件も異なっているため、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) 風速と立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。

本研究は上記の項目2について理論、実験による研究を行ない、残りについては既往の研究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、施業に還元できる知見を

得ることを目的としたものである。

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。^{26) - 35)} 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なものである。

- (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20cm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示唆もある。^{34) 37)}
- (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）が大きい方が耐風性は小さいとの指摘がある。^{32) 37)} 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。

このように風害の程度や形態は土壌条件や樹種、および樹木形状に大きく左右されることがわかる。

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モメであろう。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^{26) 27)}では被害林分の65%の林木にモメが生じていたが、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。径級とモメの発生率の関係は明らかではなかった。モメの殆ん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示していた。これらモメ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^{29) 30)}ではモメ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、中小径木ではモメの発生は少なく、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³⁸⁾。
-44) 平田³⁸⁾ 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³⁹⁾ 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⁴⁰⁾ は稚樹の風に対す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、理想的な樹幹の形状について論じている。またPetersら⁴¹⁾ 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⁴²⁾ 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。^{39) 43) 44)}

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⁴⁵⁾ 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(図 6.1)。

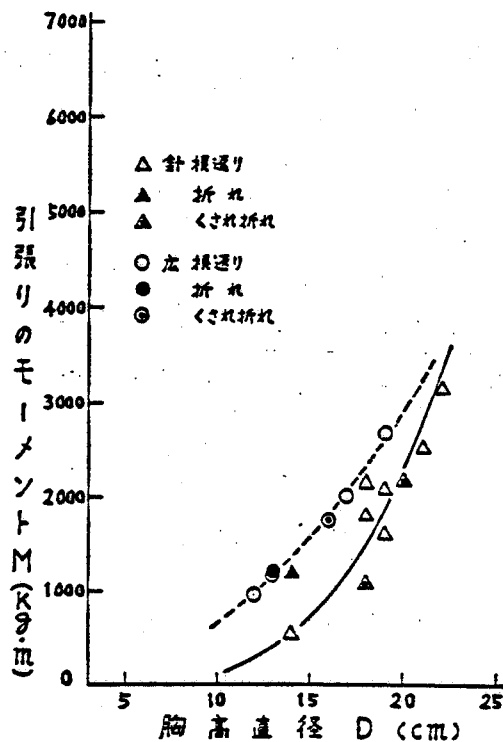


図 6.1 引張りのモーメントと胸高直径の関係⁴⁵⁾

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⁴⁷⁾ 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が、樹種別の根系の形態については苧住⁵¹⁾ による詳

細な研究がある。

また、中谷ら⁴⁴⁾ はスギ造林木について冠雪荷重を想定した曲げ試験を行ない、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大きく支配されている。Fraser⁵²⁾ 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、その投影面積の殆ん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。

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

ここに、Drag: 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⁵⁴⁾ 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 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らねばならないであろう。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。Fraser⁵⁵⁾ 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。

$$\text{Drag} = 1.441 \sqrt{v} + 0.029 \sqrt{v} W - 0.328 W + 7.426 \quad (6.2)$$

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、Mayhead⁵⁶⁾は2回の実験結果から得られた抵抗係数 (Drag coefficient) を風速の2次式で表した (図 6.2)。このような当てはめによれば、風害が生じるような大きな風速では抵抗係数の変化は小さいことがわかる。彼は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。

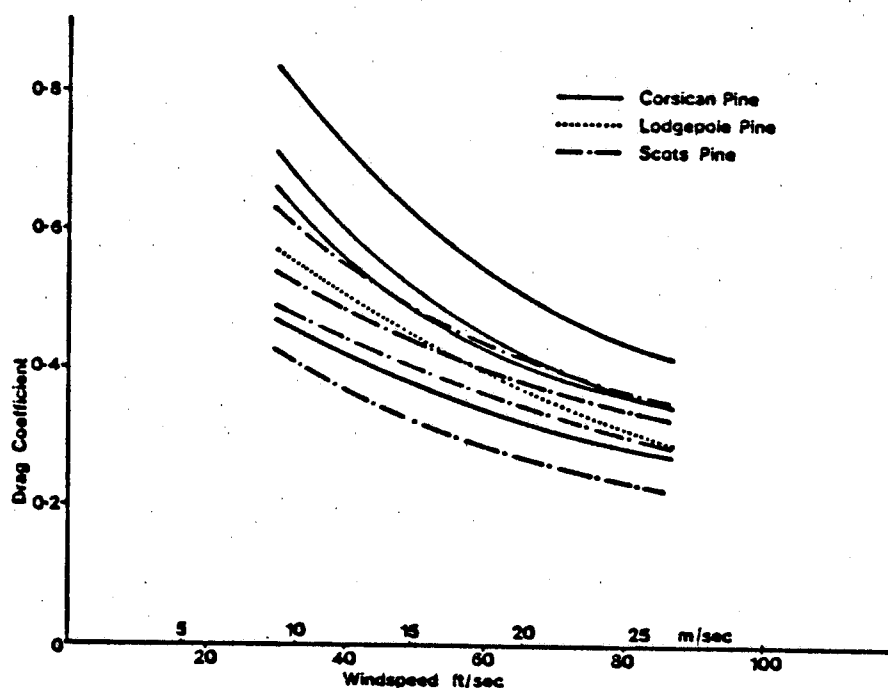


図 6.2 クローネの抵抗係数 (Drag coefficient) と風速の関係⁵⁶⁾

表 6.1 クローネの抵抗係数⁵⁶⁾

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

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、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^{31) 57)}。実際の風は静的な負荷ではなく、風向も一定しない。高橋ら^{58) 59)}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。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^{60) 61)}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 6.3)。Fons⁶²⁾は異なる植生地の風速分布を測定し、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。Reifsnyder⁶³⁾は 302本/ha (6 m間隔)といった疎なボンデローサパインの林分で風速分布を測定して同様の結果を得たが、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

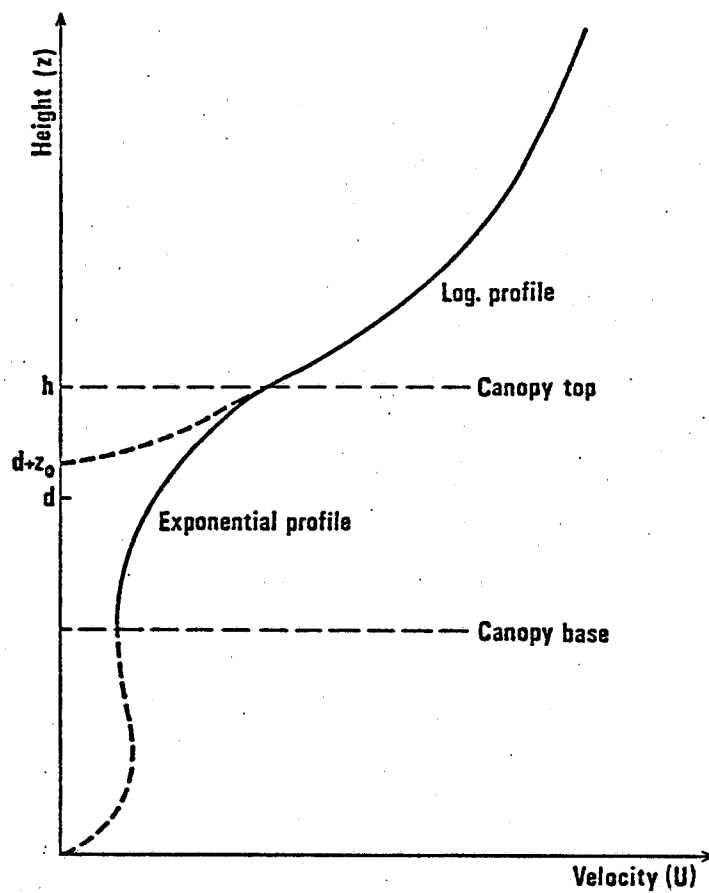


図 6.3 林内風速の垂直分布⁵⁵⁾

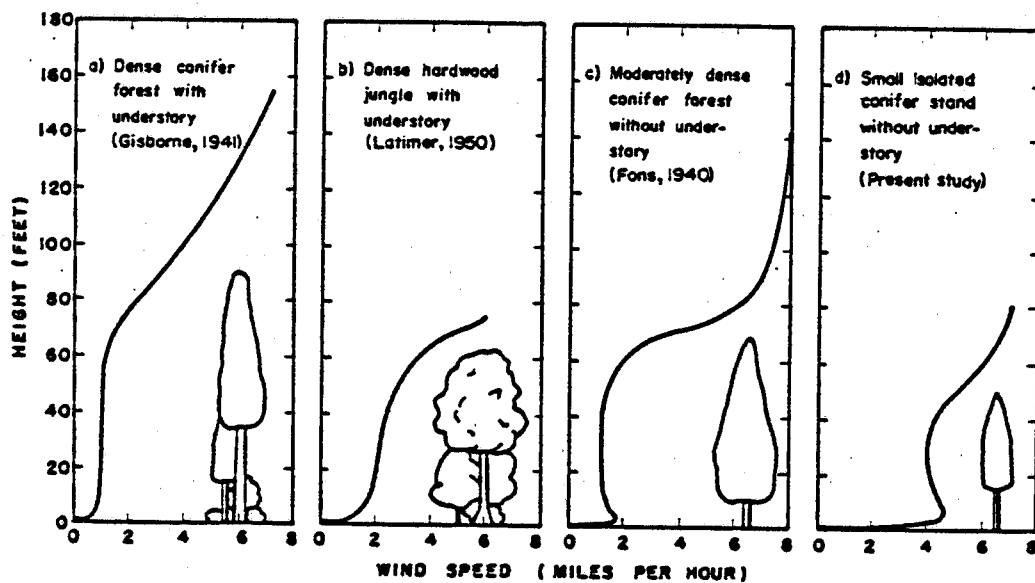


図 6.4 林相別の風速分布の比較⁵³⁾

測定結果から、通常の風速分布に及ぼす温度勾配の影響は小さいとしている。林相による風速分布の違いは図 6.4のようにまとめられている。

以上の観測は常風時に行なわれたものである。Oliver⁶⁵⁾ 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 6.3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。つまり、暴風時においても林冠内の風速は、同地の測候所で観測される値よりかなり小さいのである。

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。Hütte⁶⁷⁾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としている。ただし地形の影響は、それが土壌の発達、ひいては根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を指摘している。また、玉手ら³⁶⁾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

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。

(2) 樹幹形状：針葉樹の細り形状は図 6.5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

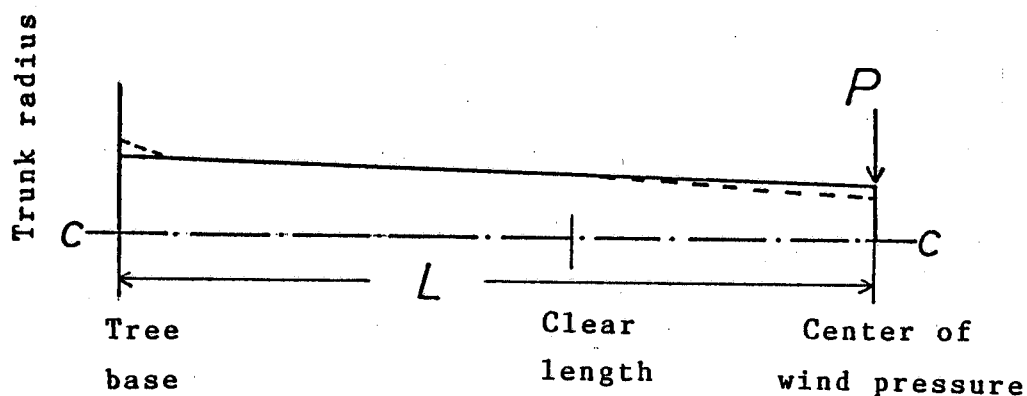


図 6.5 樹幹形状の仮定

部の直線テーパ形状（実線部）を全長に当てはめ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様とみなし、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の計算例

図 6.5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。

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

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 ：テーパ率。

式(6.3)を x で微分すると

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

これより、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、 $0 < \alpha \leq 2/3$ の場合は風心高の樹幹径の1.5倍の樹幹径のところで最大値をとることがわかる。

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

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

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

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

図 6.6に実線で示したのは応力分布の計算例である。例題としたのは風心高 11mの樹木に水平力 100kgを加えた場合で、根元直径を 16cm、風心高における樹幹径を 8cm（胸高直径≒15cm）とした。

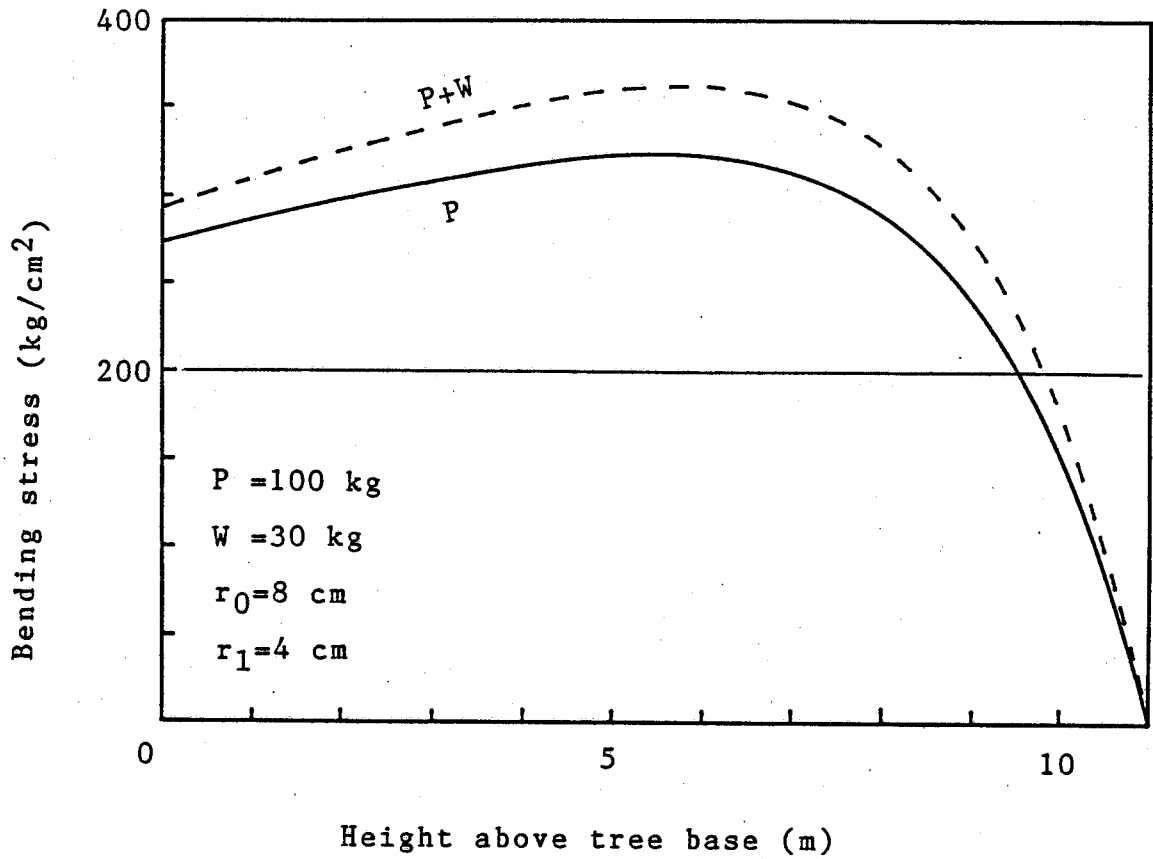


図 6.6 樹幹の曲げ応力分布

次に、地上高 x における撓みは以下のように計算できる。

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

図 6.7の実線は例題の樹木でヤング係数を $100t/cm^2$ とした場合の撓み曲線である。

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。

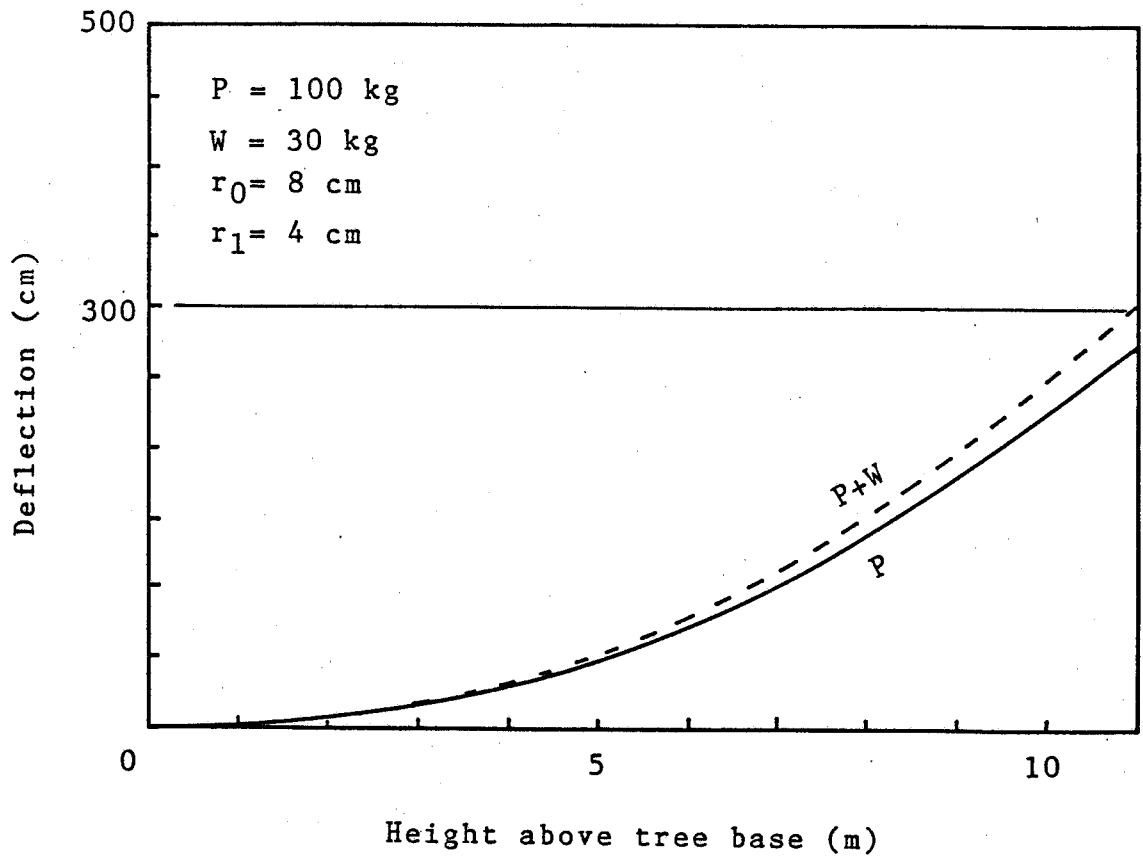


図 6.7 樹幹の撓み曲線

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。

$$\sigma_{b-v} = \frac{M_v}{Z}$$

$$= \frac{8PW [2L^3 r_x^2 - x^2 r_L \{2Lr_x + (L-x) r_0\}]}{3E\pi^2 r_0^3 r_x^5 r_L} \quad (6.9)$$

例題について、クローネ重量を 30kg とした場合の付加応力を加えた全曲げ応力を図 6.6 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) は次式で表される。

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

図 6.8の実線は例題に関する ξ 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。

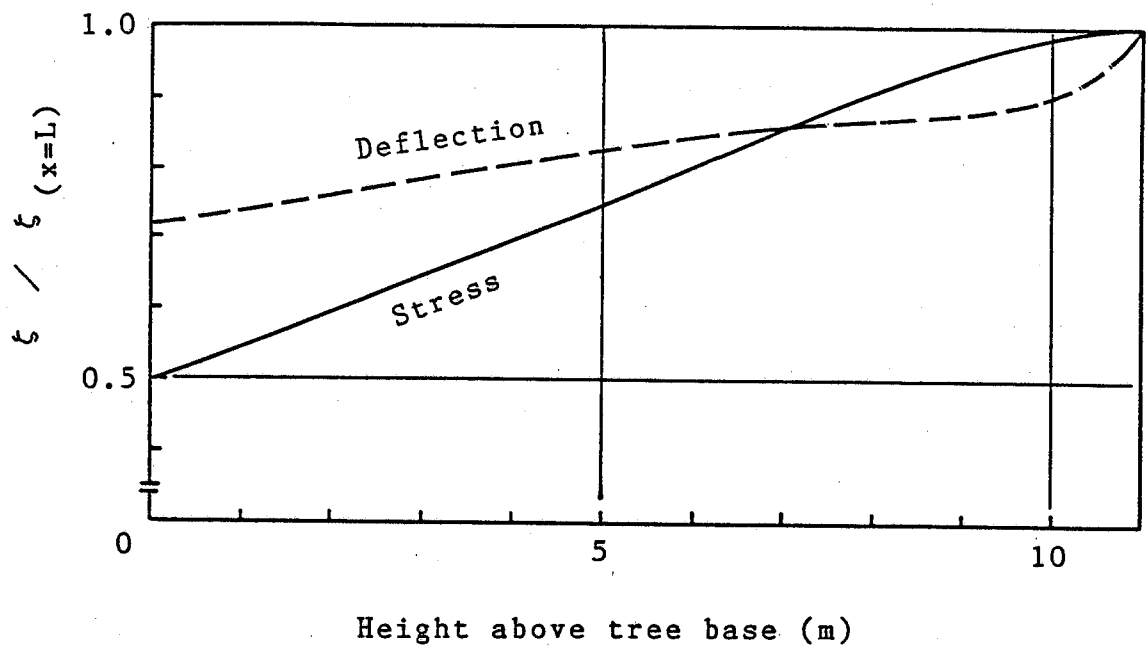


図 6.8 クローネ重量による応力と撓みの付加率

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。

$$\begin{aligned}\delta_v &= \int \frac{M_v \bar{M}}{EI_x} dx \\ &= \frac{2x^2 PWk}{45 E^2 \pi^2 r_0^6 r_x^5 r_L}\end{aligned}\quad (6.11)$$

ここに、

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

例題において、付加撓みを含めた全撓み曲線は図 6.7の破線のようなになる。

また、付加撓み率 (ξ_d) は式(6.12)で表され、図 6.8の破線のような曲線を示す。

$$\xi_d = \frac{\delta_v}{\delta} = \frac{Wk}{15E\pi r_0^3 r_x^3 r_L \{2Lr_x + (L-x)r_0\}} \quad (6.12)$$

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(第4章2節参照)。

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

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

本例では、 $M = -P(L-x)$ 、 $Q = P$ となるので

$$\delta_s = \frac{2Px \{ 15r_0^2 - 6r_0(r_0 - r_x) + 8(r_0 - r_x)^2 \}}{27G\pi r_0^3 r_x} \quad (6.15)$$

式(6.7)、(6.16)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 6.9に示した。根元より地上高 $(3r_0 - 4r_1)/3\phi$ 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。

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 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)は式(6.17)、(6.18)で与えられる(第4章2節)。

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

$$\varphi = \frac{2Pex(r_0^2 + r_0 r_x + r_x^2)}{3G\pi r_0^3 r_x^3} \quad (6.18)$$

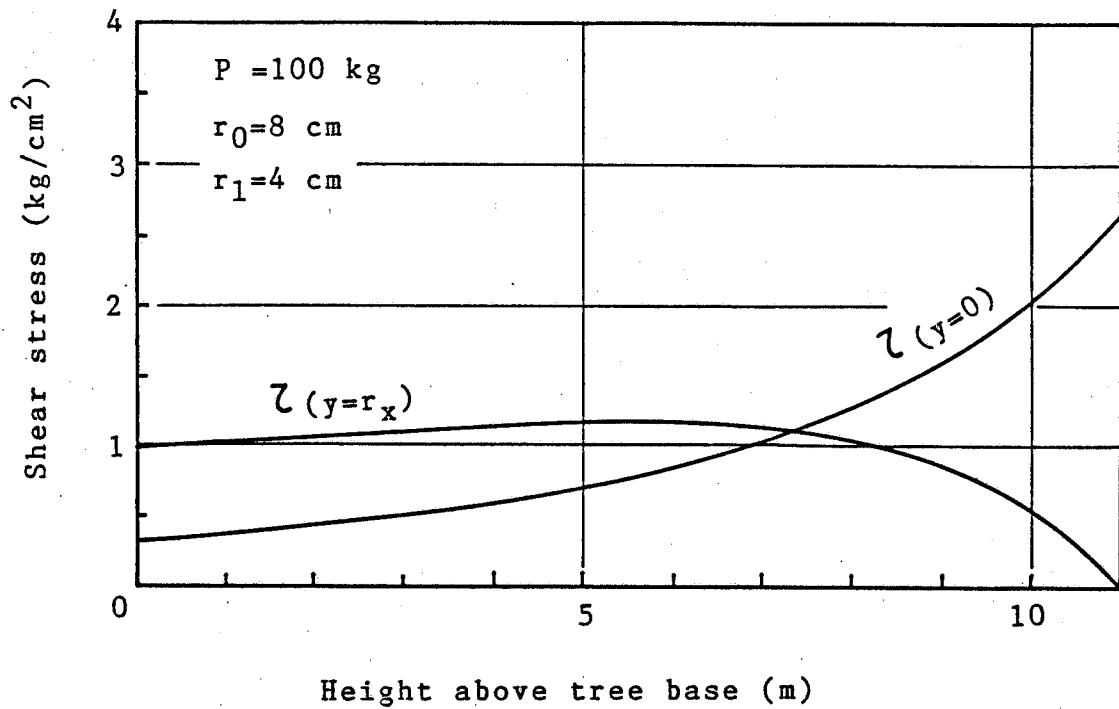


図 6.9 樹幹の曲げによる剪断応力分布

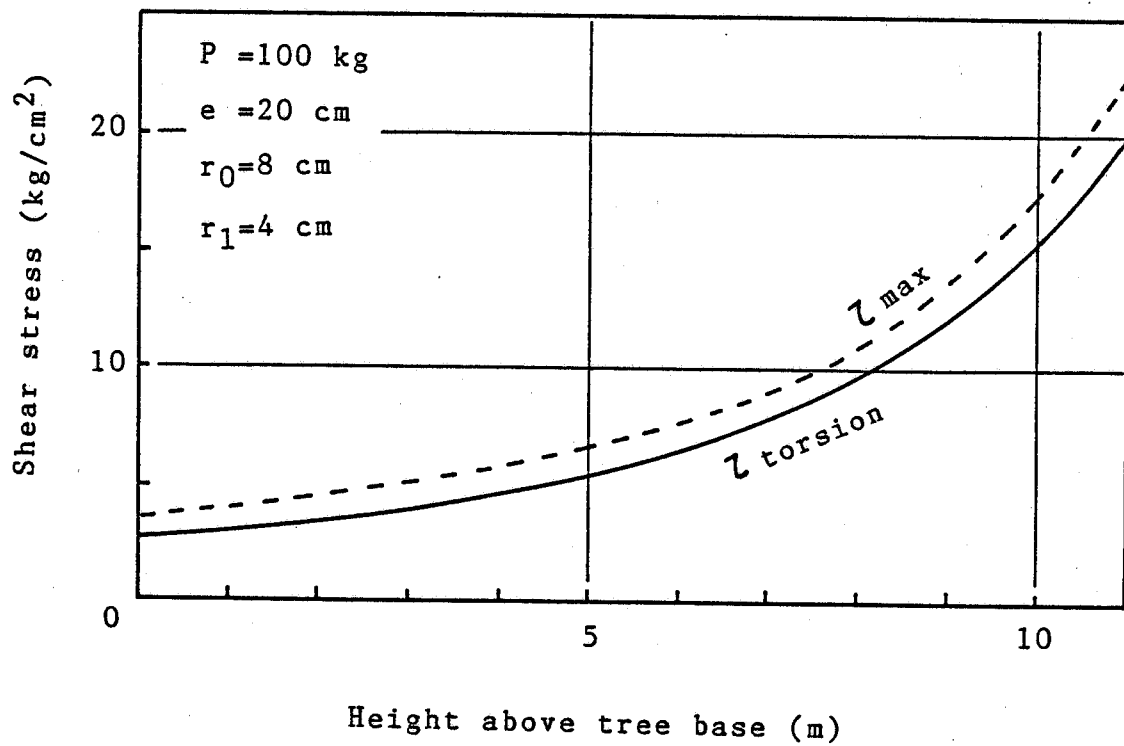


図 6.10 樹幹の振りによる剪断応力分布

例題において風心の偏倚量を20cmとした場合の外皮剪断応力分布を図6.10に示す。点線で表したのは図 6.9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23kg/cm²となる。生材の剪断強さ（特

に未成熟材の)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ているかもしれない。

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。

$$N = q \cdot \rho \quad (6.19)$$

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。

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

ここに、 M : 曲げモーメント ; A : 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いる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⁶⁹⁾で示したように、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そ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、同苫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）社有林の3箇所の造林地である。このうち、苫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場所である。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、苫小牧地方演習林ではトドマツ、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10-20cm 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180cmまで20cm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6.11に示す。樹幹の地上高2 m付近にかけたワイヤーをレバーブロック（能力 750kg）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

表 6.2 供試木の概要

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, Sapporo ^{*2}	Karamatsu	2	10	6	8.3	11.7	5.9	6.9	8.9	5.3	1.5	1.9	1.1
		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).

度内の曲げ剛性試験にとどめた。

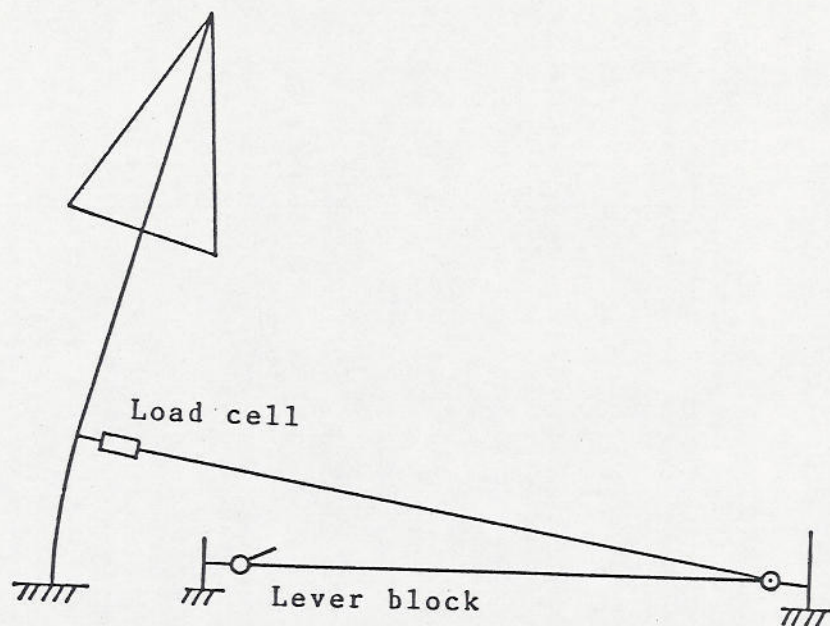


図 6.11 引倒し試験の方法

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、200cm の4箇所あるいは地上高 60、160cm 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(写真 6.1)。この場合の読み取り精度は約 0.5mm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。



写真 6.1 引倒し試験の模様(供試木 No.28)

(4) 倒伏後、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、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_0 ）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。

根張り剛性を求めるためには樹体の回転量を測定する必要があるが、樹幹の変位は図 6.12 に示すように樹幹の曲げ変位と根系の回転による変位が複合したものと考えられる。

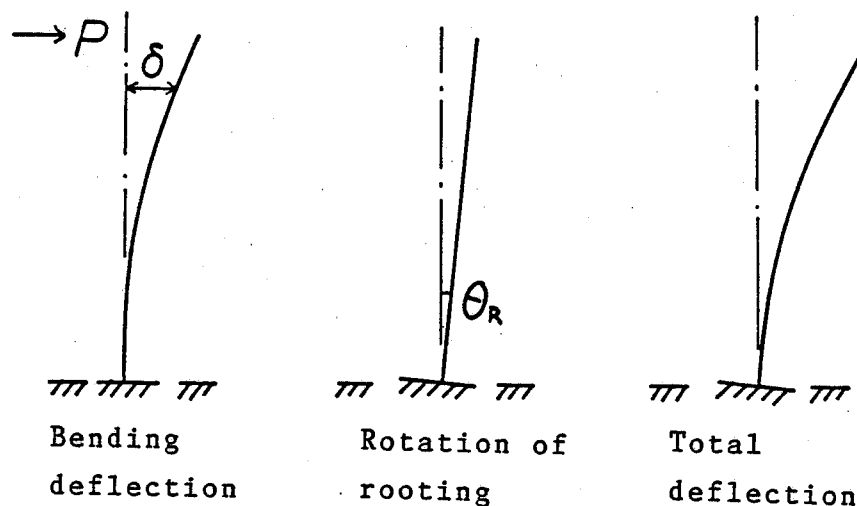


図 6.12 根系を半剛節とみなした場合の樹幹の変位

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量とすることもできるが、こ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とした。

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 6.5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80-180cm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6.13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箇所の測定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。

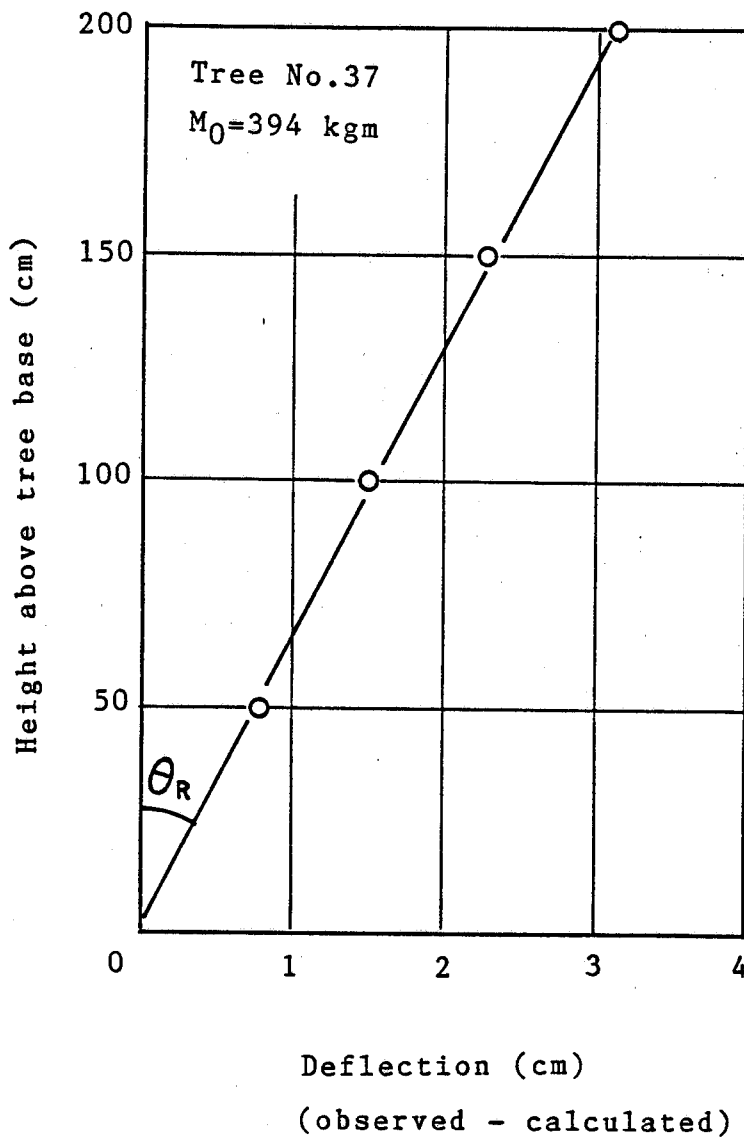


図 6.13 根系の回転角の測定例

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6.14に示したのは苦小牧の供試木の根系のモーメント－回転角関係の測定例である。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。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であろう。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ベキ乗式で表してみた。根元径はバラツキが大きいので、安定した指標として、胸高直径を用いたのである。図6.15は胸高直径と根張り剛性の対数グラフである。ベキ乗式を当てはめると次式の関係が得られた。

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

このように、ベキ指数は 4.18 と円形断面梁の断面 2 次モーメントに近い値であった。

6.3.2 節の例題の樹木（風心高 11m、胸高直径15cm）に上式を適用して根系の回転角を求めてみると、荷重 100kgで 3.2° の回転角を生じることになる。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)による推定値に対する測定値の比を求めて剛性比とし、その林分毎の平均値を表 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、カラムツで比較すると、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 0.6-0.8m と単植えのよ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、

表 6.3 試驗結果

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.

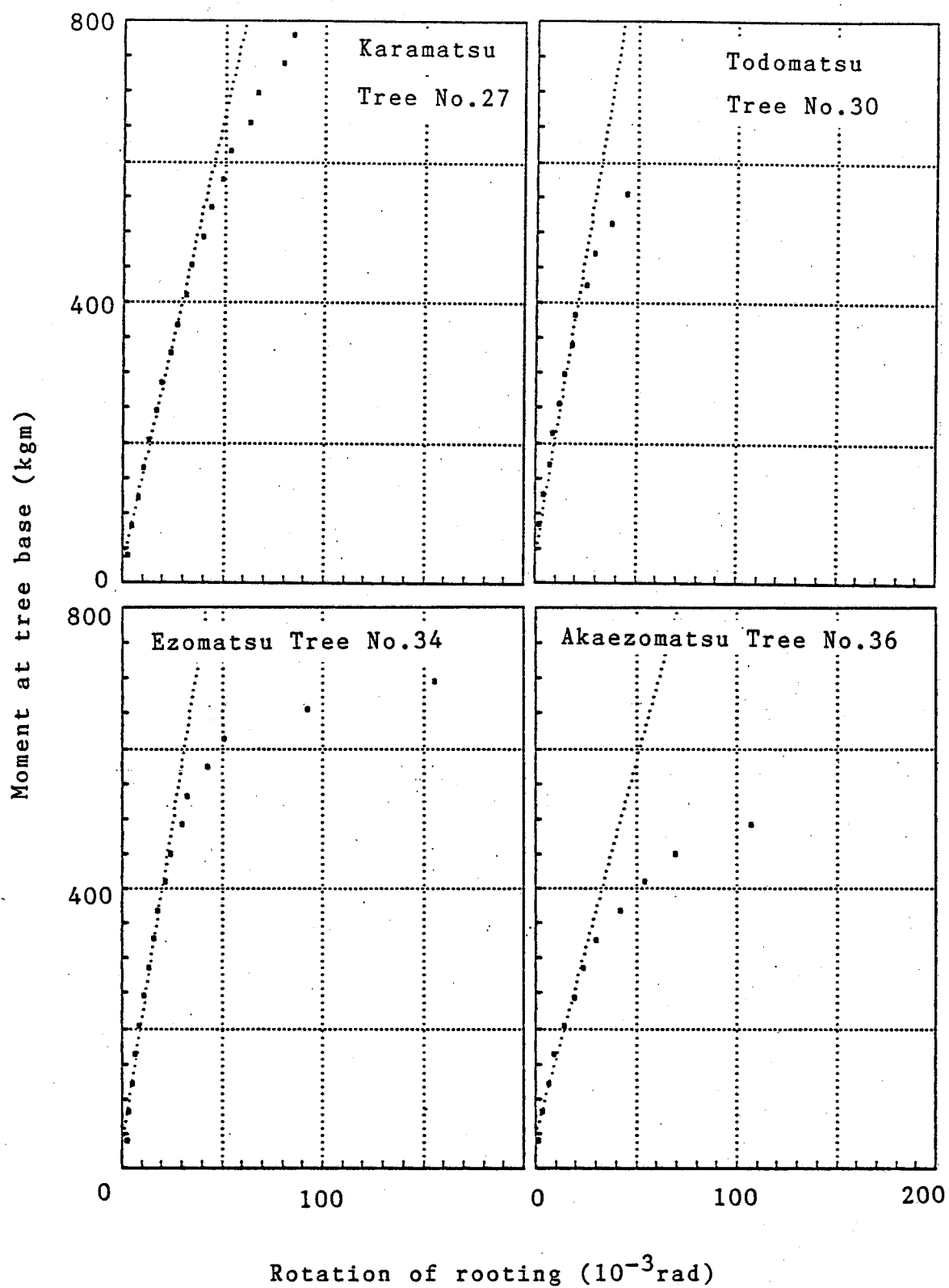


図 6.14 負荷モーメントと根系の回転角の関係

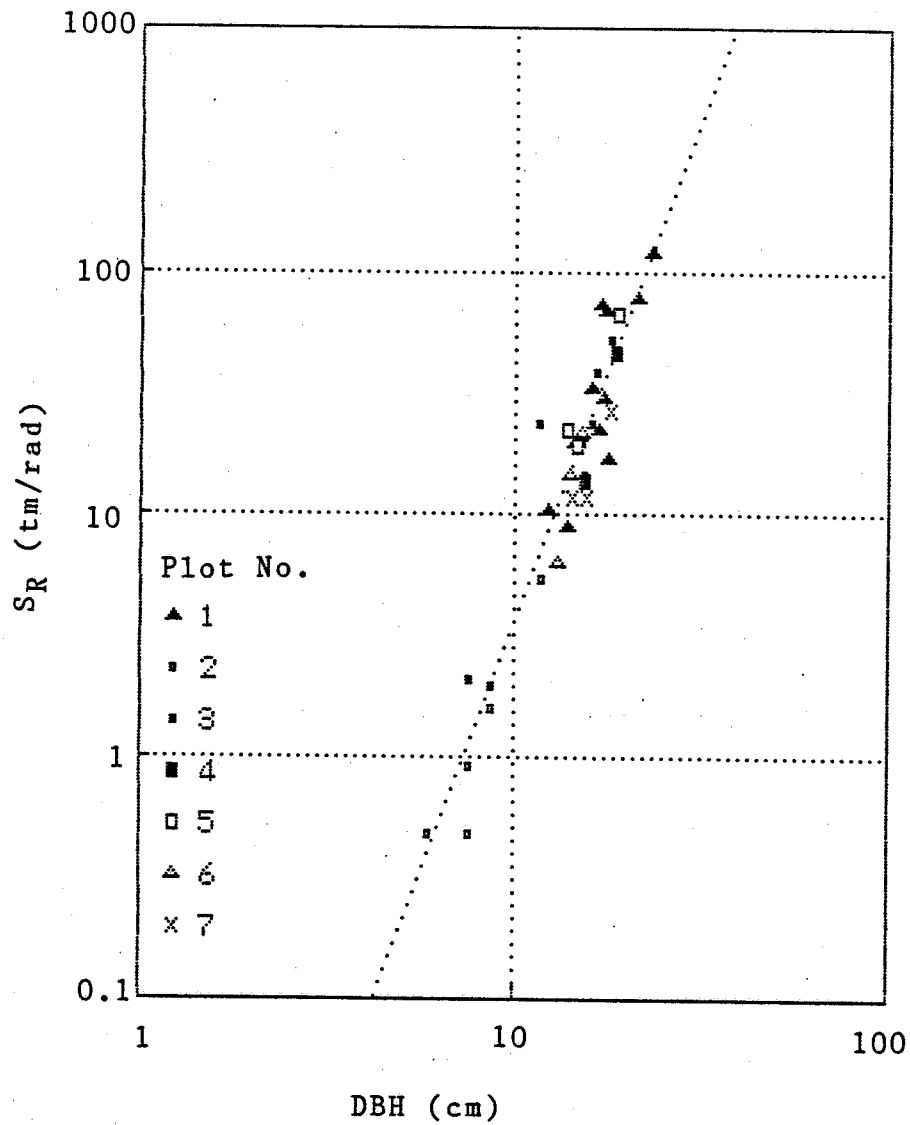


図 6.15 胸高直径と根張り剛性の関係（両対数グラフ）

表 6.4 根系の支持力の林分間の比較

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

隣接木の根系との機械的な相互作用があったものかもしれない。

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ーと仮定した値である。実際には地上高約 60cm 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6.15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、曲げ撓みを数値積

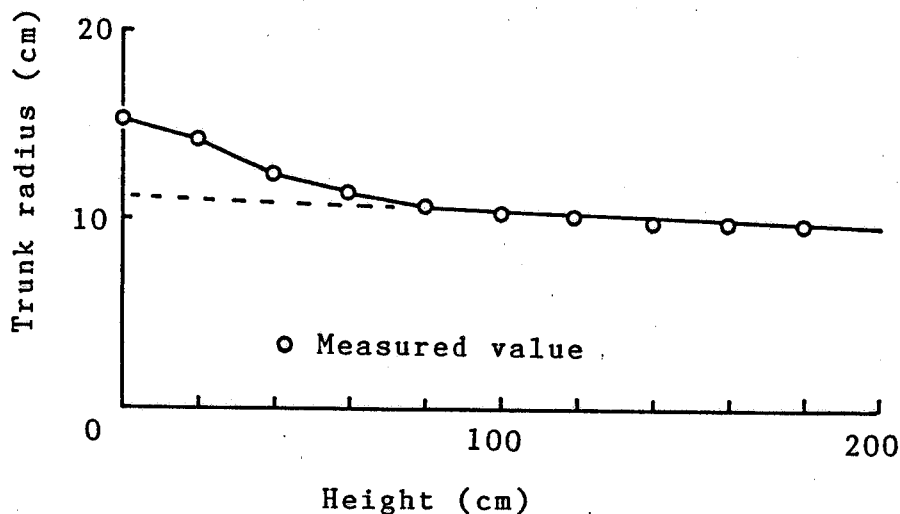


図 6.16 樹幹形状の厳密な仮定

分によって求め、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、ここでは樹幹部の実測ヤング係数が一様分布すると仮定した。図6.17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15%程度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。

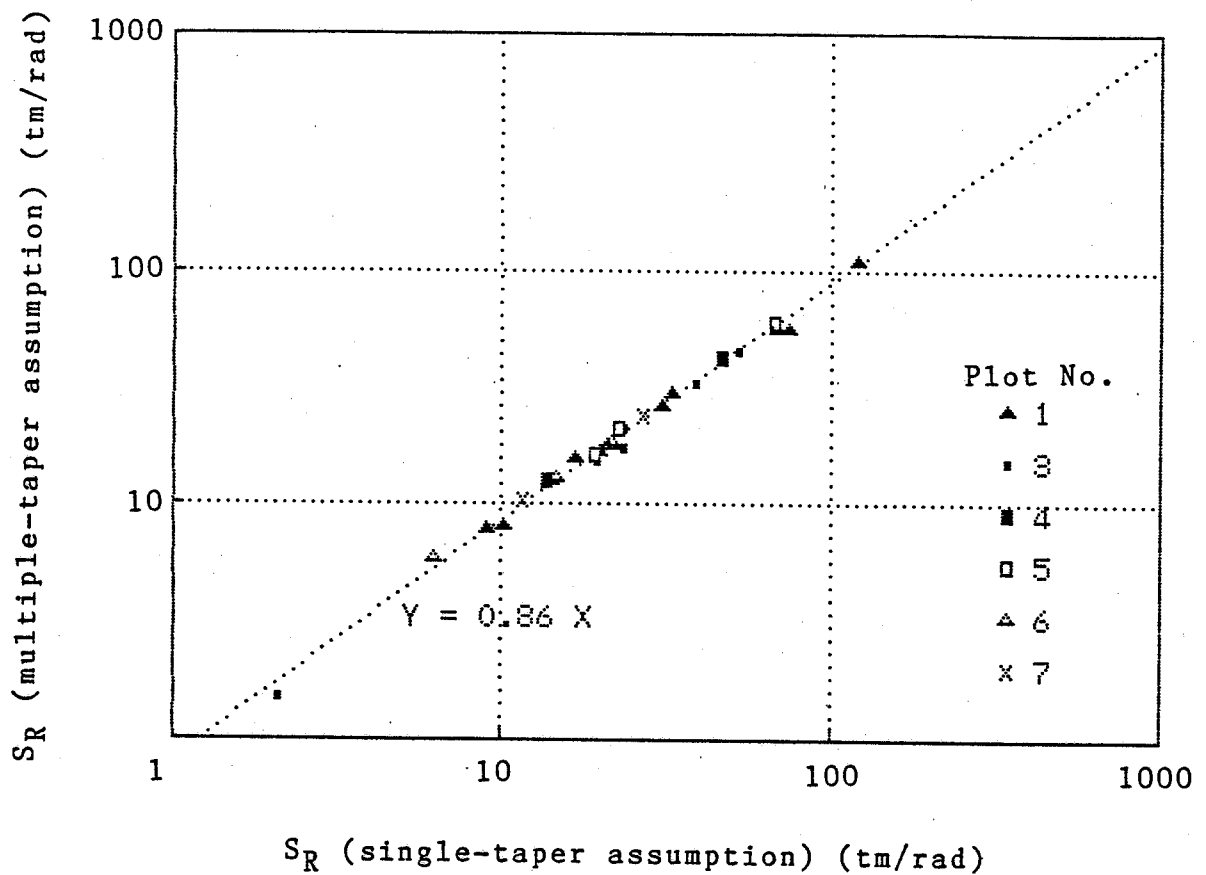


図 6.17 2種類の樹幹形状仮定から求められる根張り剛性値の比較

6.5.2 根系の回転における比例限度

図6.14のモーメントー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6.16の樹幹形状に従って求めてみた。図6.18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 $400\text{--}500\text{kg/cm}^2$ 程度とすれば、曲げ応力が 200kg/cm^2 を超えるものでは樹幹部が曲げ比例限度に達していることも考えられる。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 100kg/cm^2 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

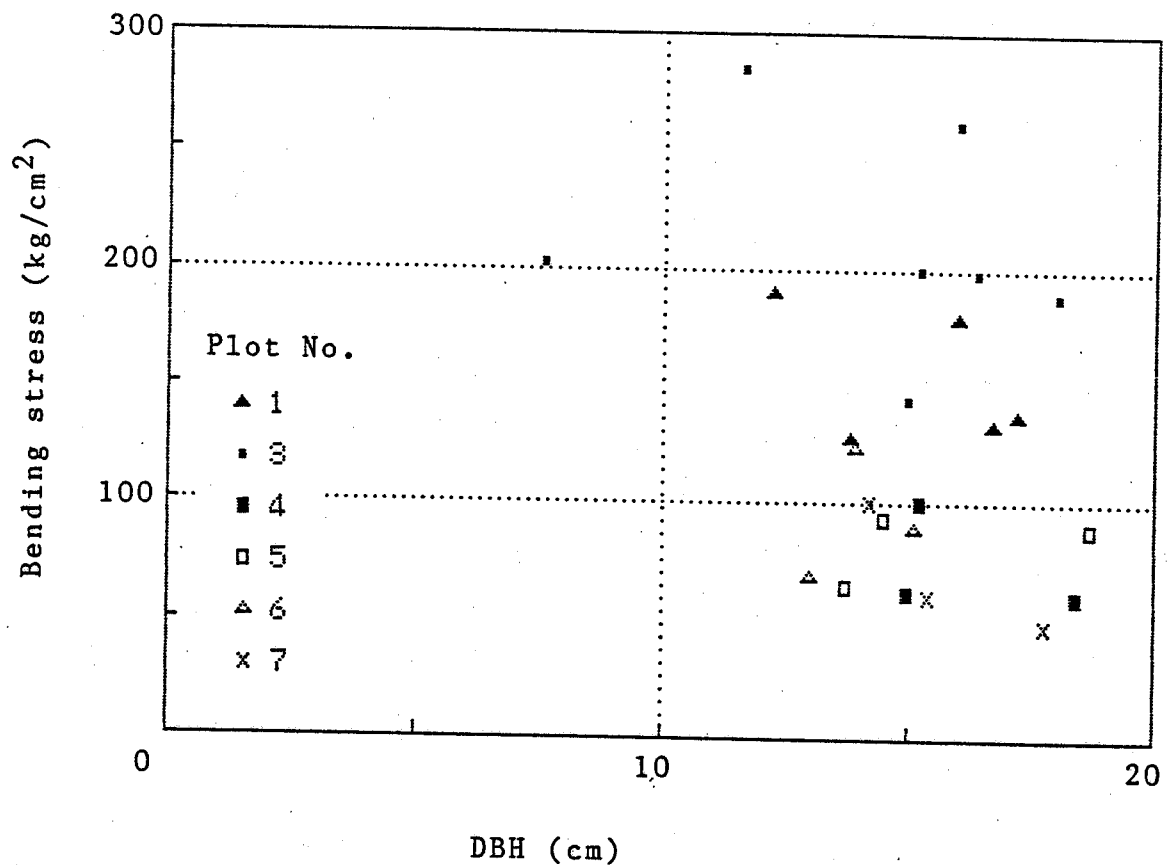


図 6.18 比例限度荷重時に樹幹に生じた曲げ応力

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林木利用上、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6.19)根張り剛性のときと同様に全供試木について回帰式を当てはめ、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。

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

苫小牧の供試木に関する平均値は札幌実験苗畑のもの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いようであった。

比例限度モーメント時の根系の回転角は平均で苫小牧が 1.26° 、実験苗畑では 2.04°

であった。

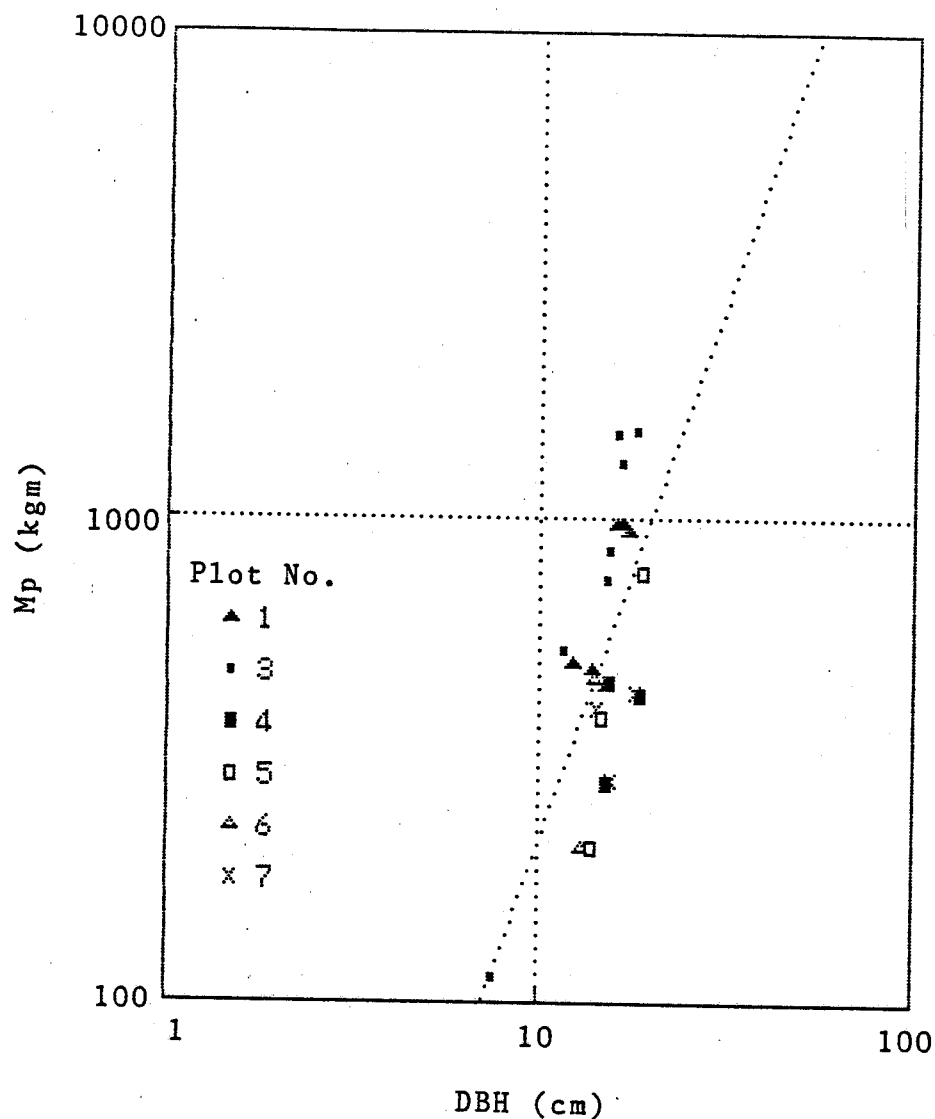


図 6.19 胸高直径と比例限度モーメントの関係（両対数グラフ）

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6.20に示す。図中、上向きの矢印が付いているのは荷重が 1t 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) 苫小牧地方演習林：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 1t 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6.20

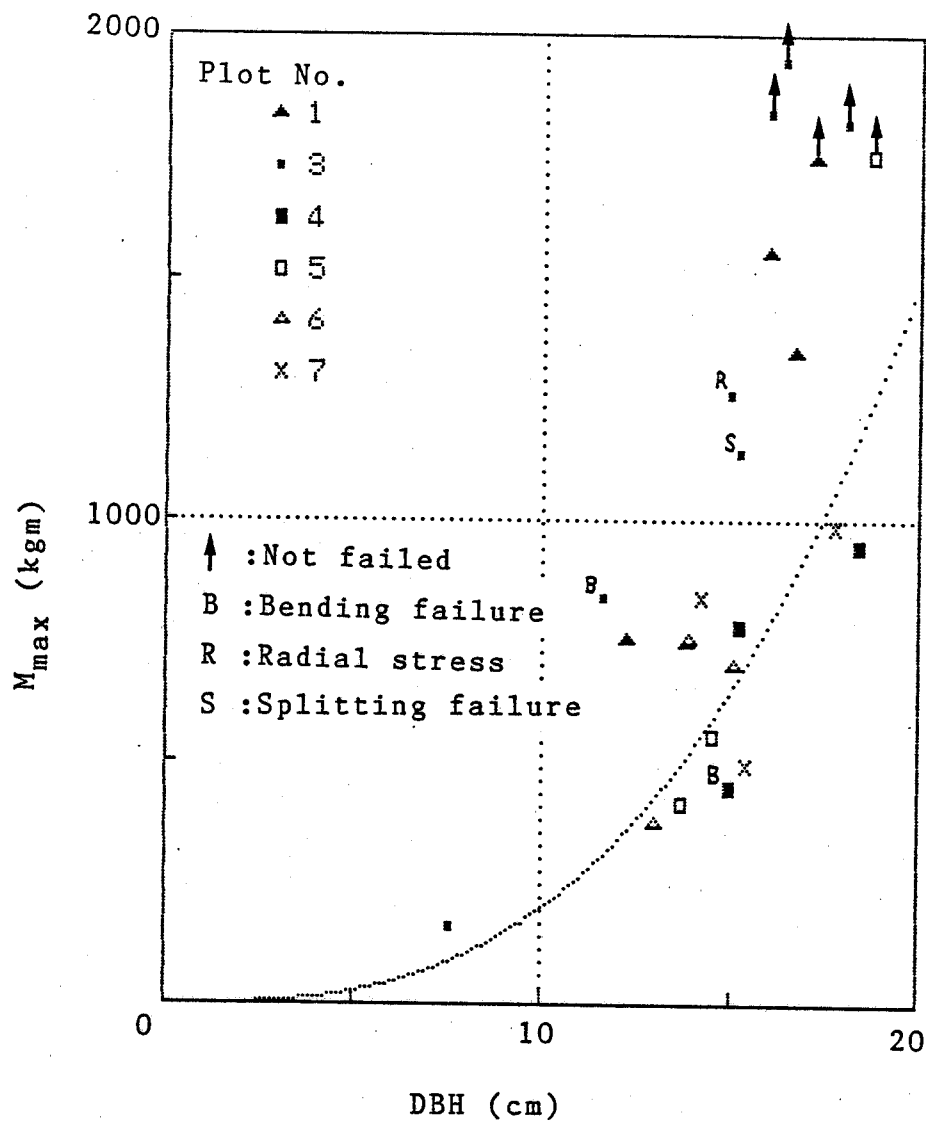


図 6.20 胸高直径と最大モーメントの関係

の点線は苦小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。

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

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 50-100cm 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 40-60cm 程度であった (写真 6.2)。



写真 6.2 苫小牧演習林のカラマツ (No.28) の根系

(2) 札幌実験苗畑：ここのカラマツも、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 6.3)。

倒伏したものの耐力比は苫小牧のものの2倍近く大きな値であった。また、根返り跡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 6.4)。

(3) 札幌市西野：前の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 6.5)。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 $450\text{kg}/\text{cm}^2$ 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70cm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ものである (写真 6.6)。試験後、破壊部の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 6.7)。破壊時の根元曲がり部の半径応力は $7\text{--}10\text{ kg}/\text{cm}^2$ であり、野鼠害がなければ破壊に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、根元部で割裂破壊した例である (写真 6.8)。最大モーメント時の曲げ応力は約 $270\text{kg}/\text{cm}^2$ と計算され、腐朽などの欠点



写真 6.3 供試木 No.8 (実験苗畑)



写真 6.4 実験苗畑のカラマツ (No.1) の根系

写真 6.5 西野山林における幹折れ
の例 (No.20)



写真 6.6 根元曲がり部の半径応力
による破壊 (No.21)





写真 6.7 半径応力による破壊部の断面



写真 6.8 根元部の割裂による破壊例 (No.22)

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 根系の耐力に關与する因子

根張り剛性を測定したのは、これを非破壊的に測定し、剛性と耐力の相関關係を利用して根張り耐力を予測できないかという狙いであった。しかし、兩者の關係をプロットした図6.21からもわかるように、その予測式は林分毎に異なるものとなろう。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併せ考え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。

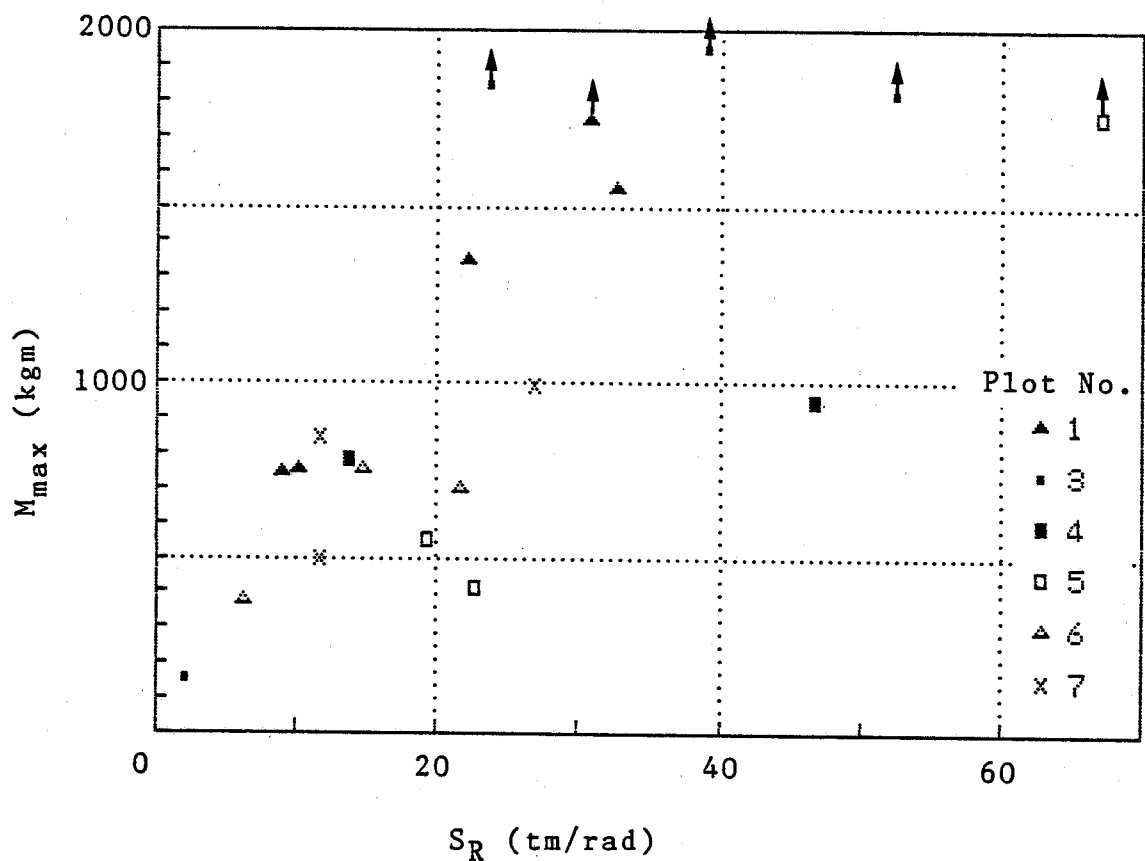


図 6.21 根張り剛性と最大モーメントの關係

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A層の下に30cm程度、やや砂質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

表 6.5 供試林分の土壌の容積重と硬さ

Location	Volume weight (oven dry, g/cc)		Hardness (mm)		
	Depth (cm)	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

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

苫小牧のもの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、土壌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、土壌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。

土壌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も、台風通過時および半月前の2度の豪雨による地盤の緩み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：142mm）。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、68mm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6.22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、その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を求めて「最大

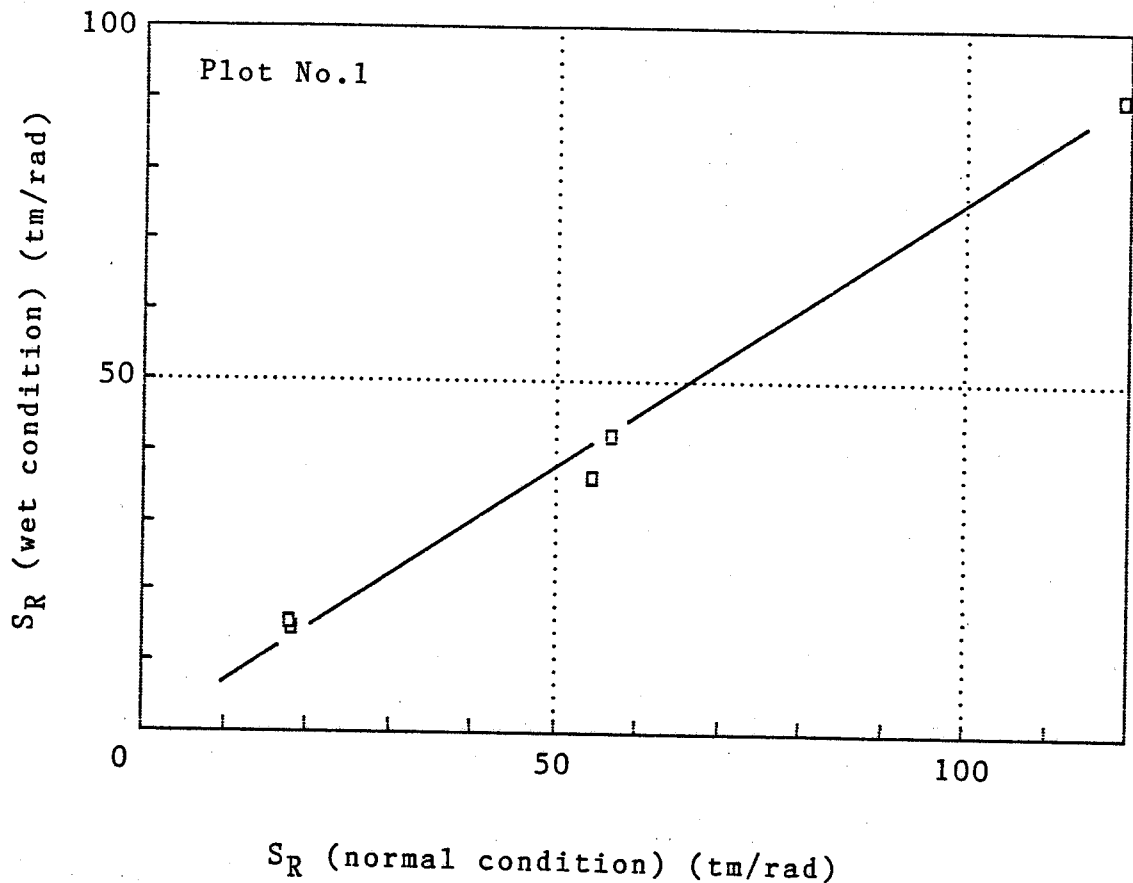


図 6.22 降雨の前後で測定した根張り剛性の比較

風圧力」としてみた。

図6.23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する Fraser⁵⁵⁾の主張に従えば、図で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、苦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、苦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が、これ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。

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60cmまでは図6.16に示したように20cm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6.24は根返りした供試木の胸

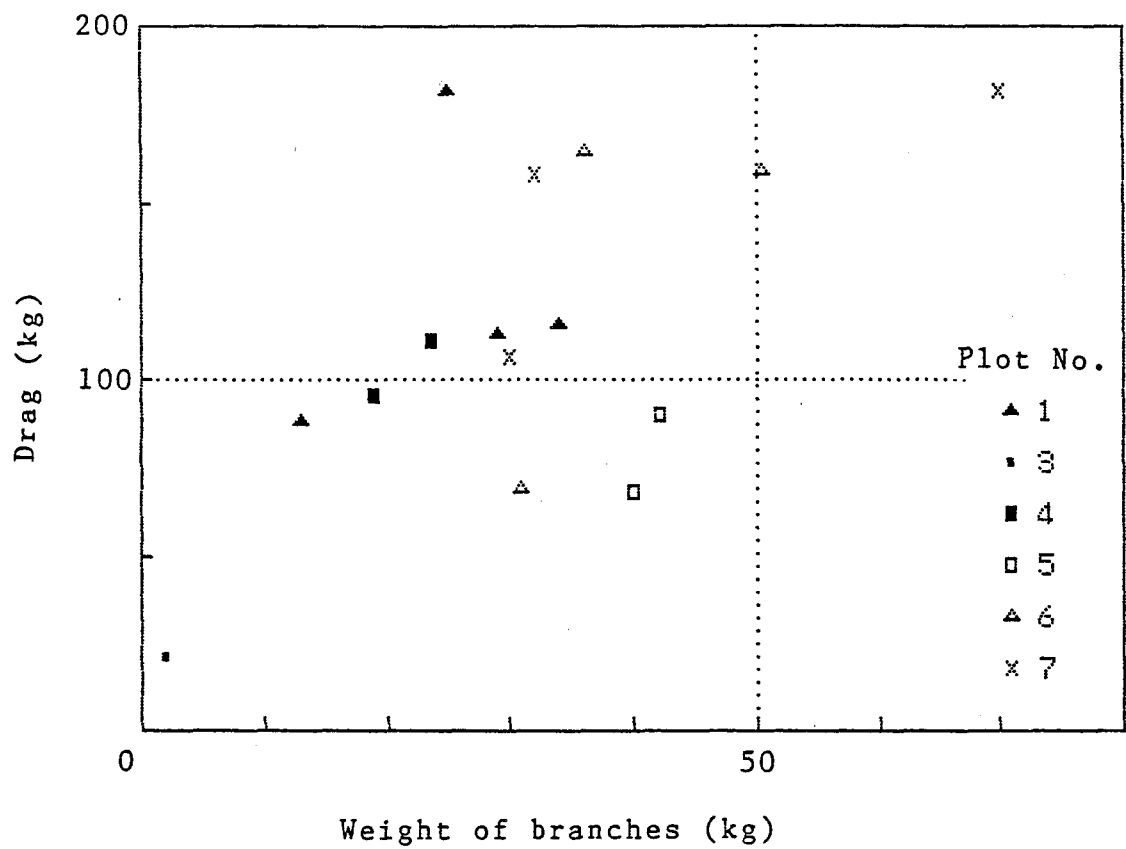


図 6.23 生枝重量と最大風圧力の関係

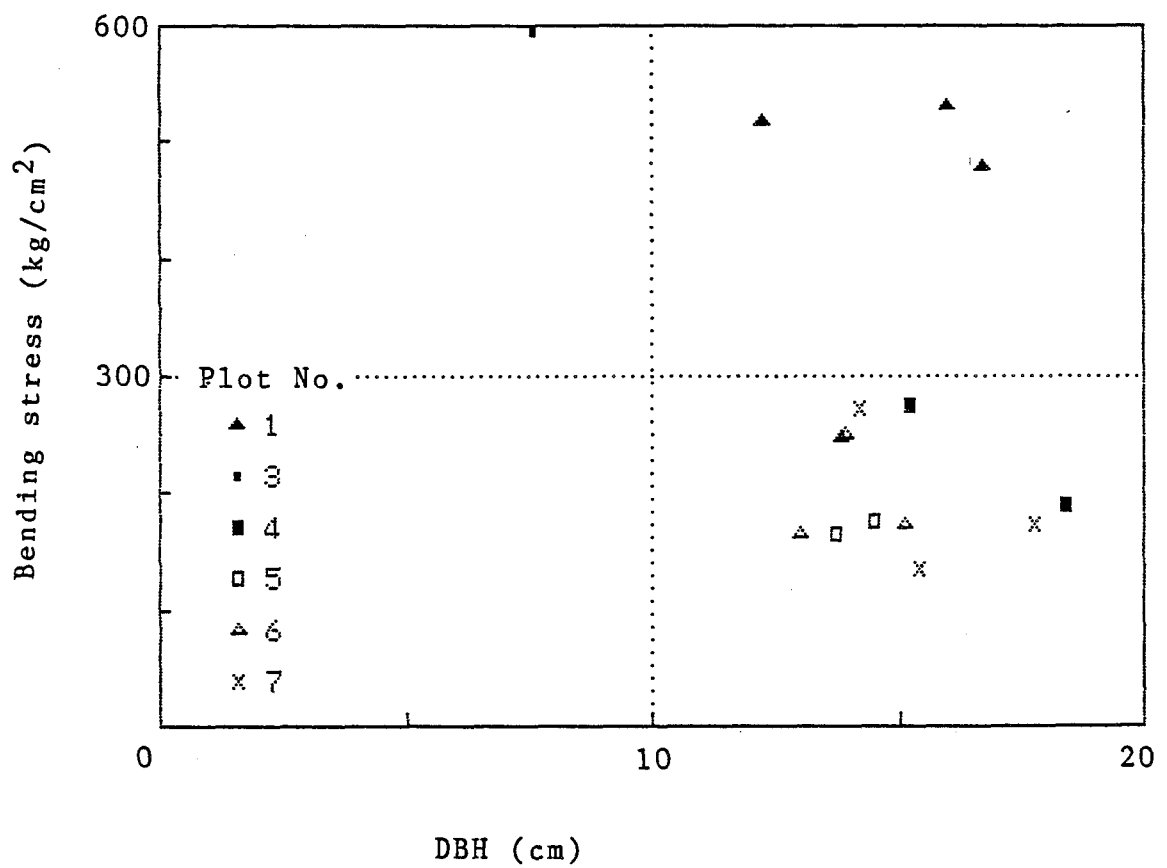


図 6.24 根返りした供試木の最大モーメント時の推定曲げ応力

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のものは殆んどが

500kg/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モメの発生が予想される。これに対し、苫小牧のものは全て 300kg/cm²以下であり、モメも生じていないと思われる。顕著なモメ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6.25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。

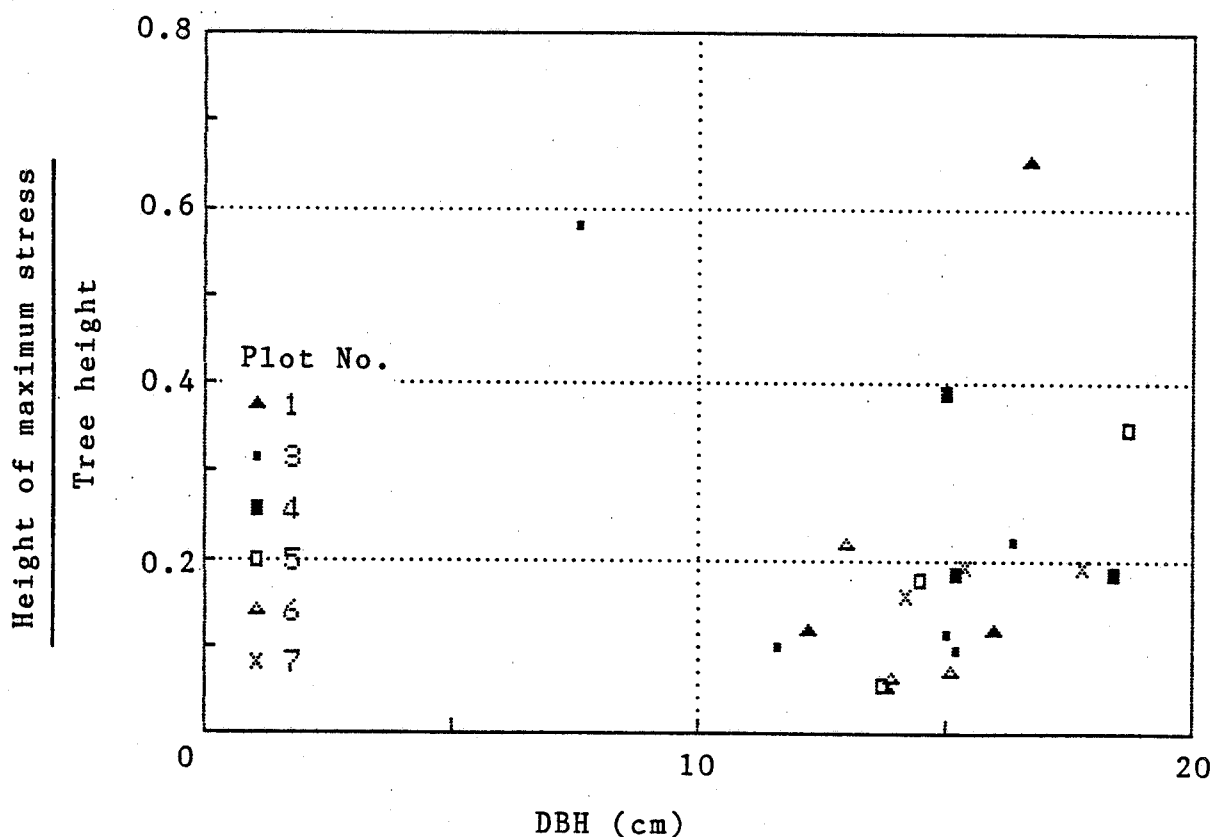


図 6.25 最大曲げ応力が生じる推定高さ

本実験の結果から根返りあるいは幹折れを生じさせる風速を推定することは難しいが、Mayhead⁵⁶⁾によって与えられた針葉樹のクローネの抵抗係数(表 6.1)を参照しながら、式(6.1)を変形して得られる式(6.25)に従って限界風速の試算を行なってみた。

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

ここに、 v ：限界風速； P_{max} ：根返りあるいは幹折れを生じさせる風圧力； A ：クローネの投影面積(クローネの長さ×幅÷2)； C_D ：クローネの抵抗係数。

抵抗係数はカラマツについてはロジボールパイン相当の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 3kg/m^2 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 450kg/cm^2 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、苫小牧では 20m/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。昭和56年の15号台風による最大風速は 27.7m/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 30m/s 以上と計算され、折損型の破壊を交えるものと予想される。西野の林分ではさらに最大モーメントが大きいため、根返り以前に樹幹の折損によって破壊すると予想された。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 29.9 , 39.6 , 38.1 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、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。

表 6.6 供試木の限界風速の推定値

Plot No.	Tree No.	D.B.H. (cm)	Projected crown area* (m ²)	P_{max} (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.

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はある程度可能となろう。

最後に、枝打ちが耐風性に及ぼす影響について考えてみる。造林立木のクローネ幅は高さ方向にあまり変化しないと考えると、林木が受ける風圧力はクローネの長さに比例するであろう。さらに、根系に作用する曲げモーメントは（風心高×クローネ長さ）に比例することになる。これを「モーメント指数」とすれば、樹高が Hm の林木の枝下高（ x ）と

モーメント指数 (F) の関係は次式で表される。

$$F = \frac{1}{3} (H + 2x) (H - x) \quad (6.26)$$

両者の関係をグラフにしたのが図6.26である。モーメント指数は、枝下高率が25%で最大値をとり、その後は枝下高が樹高に近づくにつれて小さくなることがわかる。したがって、枝下高を樹高の5割あるいはそれ以下とする通常の枝打ちでは、根返りに関する耐風性はあまり変化しないと考えられる。

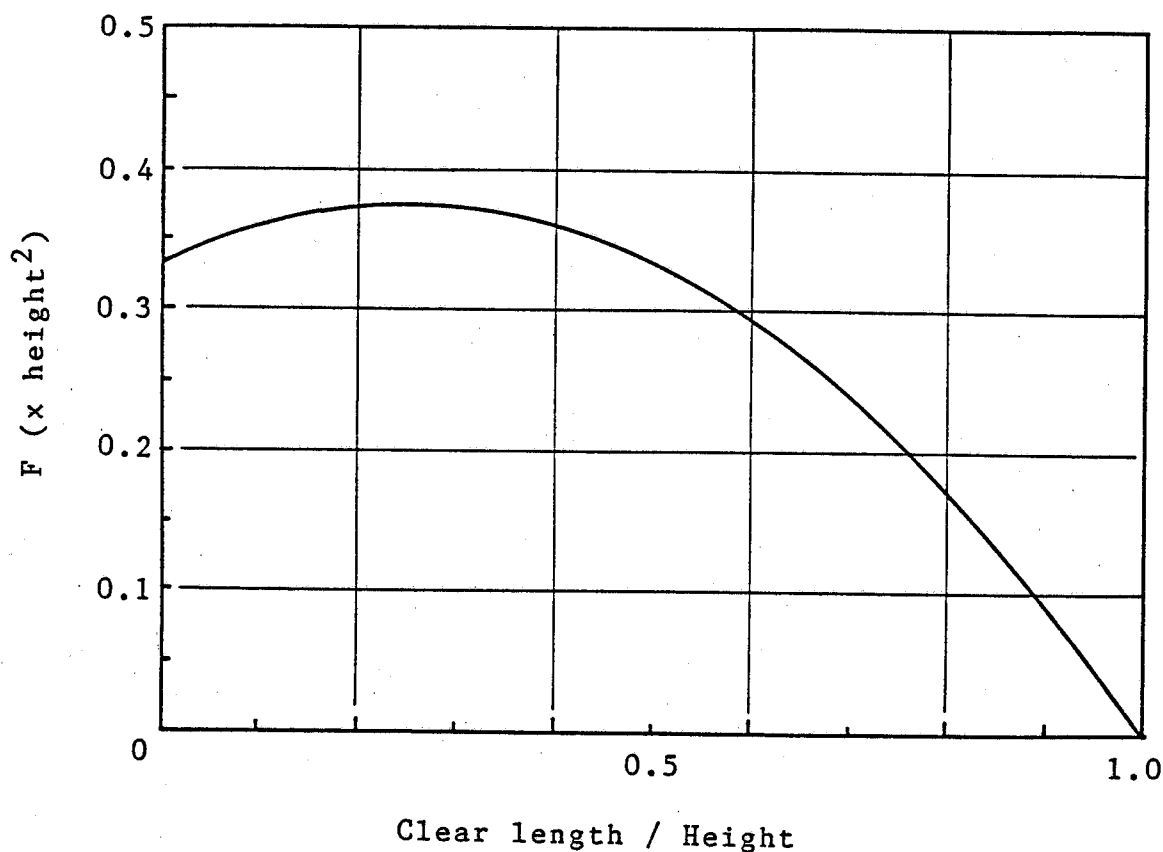


図 6.26 枝下高と根系に作用する曲げモーメントの大きさの関係

6.6 要約

北海道産の針葉樹造林木の耐風性、特に根返りに関する抵抗力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樹種を対象として行なったほか、カラマツについては札幌の2林地でも行ない、土壌条件の差の影響を調べた。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) 根系の根張り耐力について

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難しい。ただし、土壌条件が一定と見られる同一林分内では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、実験苗畑のものの5割程度の値であった。

根系の耐力に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 68mm 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既往のデータを参考にして限界風速の試算を行なった。

その結果、暴風による破壊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 20m/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 40m/s 近い風速で幹折れあるいは根張り型の破壊、さらに西野山林では同様の風速で幹折れによって破壊することが推定された。この場合、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、苫小牧では根系の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モメが生じる可能性は少ないであろう。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 10-20cm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が、トドマツがやや小さい傾向が見られた。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えられたためとも考えられる。

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うと、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。これ以上の検討を行なうには林冠密度と風速の減衰に関する定量的なデータが必要である。

枝打ちによって林分の耐風性が小さくなることはないと考えられる。

第7章 総合考察

本研究で考案した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るが、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ん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は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澤田⁷⁰⁾ によって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。

本方法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ち、今後様々な応用が考えられるが、最も有効な適用は林分単位の材質評価にあると考える。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、風がなければ2時間弱で実施できる。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の蓄積が不十分であるが、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。

林分の材質を評価する際の基準値は木構造設計規準⁷¹⁾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 90t/cm^2 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 80t/cm^2 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 80t/cm^2 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 60t/cm^2 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予め林地で選抜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の材質面での成績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の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。

これらの樹木力学知見の蓄積は、また、林木の風害や冠雪害の機構を考える際の基礎ともなるものである。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る。

ぶら下がり方式の立木曲げ試験が適用できる径級は約25cmが限度である。したがって、

林木のヤング係数を測定するのであれば、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20cm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次期植栽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する。

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簡単な測定法を考案した。本方法は挺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倒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10-25cm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、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、立木試験は形成層休止期に行なうことを条件とすれば、若齢木の場合でも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) 木材梁としての丸太材の性質を調べた。弾性係数の計算における丸太材のテーパ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こと、カラマツの場合、林分の斜面方位と樹幹ヤング係数の間に関係があることなどが判った。また、北海道清水町のカラマツ産地試験地における実験では、富士および八ヶ岳系の樹幹ヤング係数が大きく木曽系のものの値が小さ

い傾向が見られた。

(5) 樹幹ヤング係数や生材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明らかにし、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) ふ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る。材質を評価する際の基準値を木構造設計規準に求めるなら、カラマツでは、林齢25年以上で、樹幹ヤング係数が 80t/cm^2 以上あることが望ましい。スギやトドマツ等の針葉樹Ⅱ類については 60t/cm^2 が基準値となる。

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 寛先生ならびに北海道大学農学部助教授 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 麟氏、さらに、研究に係る各種の実験にあたって御協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、講座の皆様にお礼申し上げる。

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, N.Z. Forest Service (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) 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).
- 5) 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).
- 6) 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号, 89-149 (1968).
- 7) Bendtsen, B.A.: Properties of wood from improved and intensively managed trees, Forest Prod J, 28(10), 61-72 (1978).
- 8) 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).
- 9) Gold, L.W.: Some observations on the dependence of strain on stress for ice, Can J Phys, 36, 1265-1275 (1958).
- 10) 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).
- 11) 飯島泰男: 間伐材等小径材の性質と利用, 木材と技術, 65, 1-11 (1986).
- 12) 山本 宏ほか3名: 針葉樹中小径丸太の強度性能, 林産試月報, 333, 7-10 (1979).
- 13) 日本住宅・木材技術センター: 低コスト肉用牛畜舎設計基準策定事業応用力学データ収集各部試験(Ⅰ) 材料試験報告書 (1983).
- 14) 澤田 稔: 円断面テーパースタビル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).
- 15) ティモシェンコ・グーディア: "弾性論", コロナ社, 1973. p.356-361.

- 16) Walford, G.B. : Bending strength of termite-infested poles from Woodhill. FRI Bulletin, 68, 1-15 (1984).
- 17) 澤田 稔 : 円断面木材梁の曲げ破壊係数. 日本木材学会北海道支部講演集, 10, 31-33 (1978).
- 18) 澤田 稔 : 木材梁に関する研究 (I). 林試研報, 71, 40-79 (1954).
- 19) 小泉章夫・上田恒司 : カラマツ間伐材の力学的性質. 北大演研報, (投稿中)
- 20) 山本 宏 : 木材の振り特性に関する研究. 北海道大学審査学位論文 (1981).
- 21) 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).
- 22) 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).
- 23) 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).
- 24) 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).
- 25) 三上 進 : カラマツの産地特性, 林木の育種, 66, 2-5 (1971).
- 26) 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).
- 27) 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).
- 28) 宮島 寛 : 苫小牧演習林産人工植栽ストロームマツ、バンクスマツ、およびカラマツの材質試験, 北大演研報, 19(3), 99-216 (1958).
- 29) 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, 日本木材学会北海道支部講演集, 13, 17-20 (1981).
- 30) 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).
- 31) 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).
- 32) 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).
- 33) 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).

- 34) 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, 北海道の林木育種, 25(1), 6-11 (1982).
- 35) 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).
- 36) 玉手三稜寿, 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).
- 37) Curtis, J.D.: Some observations on wind damage, J. Forestry, 41, 877-882 (1943).
- 38) 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).
- 39) 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).
- 40) 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).
- 41) Peters, M., Ossenbruggen, P. and Shigo, A.: Cracking and failure behavior models of defective balsam fir trees, Holzforschung, 39, 125-135 (1985).
- 42) 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).
- 43) Petty, J.A. and Worrell, R.: Stability of coniferous tree stems in relation to damage by snow, Forestry, 54(2), 115-128 (1981).
- 44) 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, 木材学会誌, 30 (11), 886-893 (1984).
- 45) 玉手三稜寿ほか3名: 立木引き倒し試験, 日本林学会誌, 47(5), 210-213 (1965).
- 46) 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).
- 47) 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).
- 48) 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).
- 49) 中村英石: 林業機械の効果的作業技術, 林試研報, 225, 1-30 (1969).
- 50) 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).

- 51) 荻住 昇 : " 樹木根系図説 " , 誠文堂新光社, 1979.
- 52) Fraser, A.I.: The soil and roots as factors in tree stability, *Forestry*, 35(2), 117-127 (1962).
- 53) 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).
- 59) 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).
- 55) Fraser, A.I.: Wind tunnel studies of the forces acting on the crowns of small trees, *Report on Forest Research*, 178-183 (1962).
- 56) Mayhead, G.J.: Some drag coefficients for British forest trees derived from wind tunnel studies, *Agricultural Meteorology*, 12, 123-130 (1973).
- 57) 依田恭二 : " 森林の生態学 " , 築地書館, 1971. p.48-51.
- 58) Takahashi, K. and Wakabayashi, R.: Stem sway and tree form of akamatsu, Japanese red pine, *J. Japanese Forestry Society*, 63(4) 133-136 (1981).
- 59) 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).
- 60) 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).
- 61) 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).
- 62) Fons, W.L.: Influence of forest cover on wind velocity, *J. Forestry*, 38, 481-486 (1940).
- 63) Reifsnyder: Wind profiles in a small isolated forest stand, *Forestry Science*, 1(4), 289-297 (1955).
- 64) 飯塚 肇 : 防風林の幅について, *林試研報*, 56, 1-218 (1952).
- 65) Oliver, H.R. and Mayhead, G.J.: Wind measurements in a pine forest during a destructive gale, *Forestry*, 47, 185-195 (1974).
- 66) Inoue, E.: On the turbulent structure of airflow within crop canopies, *J. Meteorological Society*, 41, 317-326 (1963).
- 67) 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).

- 68) 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).
- 69) 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).
- 70) 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).
- 71) 日本建築学会: “木構造設計規準・同解説”, 丸善, 1973.

付録： 引倒し試験（第6章）を行なった供試木の樹幹解析図

