

スギ構造材の材質推定と長期耐力評価
に関する研究

荒武志朗

スギ構造材の材質推定と長期耐力評価
に関する研究

荒 武 志 朗

目次

第1章 序論	1
1. 1 緒言	1
1. 2 既往の研究	6
第2章 スギ構造材の材質に影響を及ぼす因子	18
2. 1 因子の検討と力学的性質の推定	18
2. 1. 1 はじめに	18
2. 1. 2 実験	19
2. 1. 2. 1 供試体及び乾燥	19
2. 1. 2. 2 曲げ試験	20
2. 1. 3 結果及び考察	23
2. 1. 3. 1 生材からの気乾状態(含水率15%)までの乾燥による力学的性質の変動とASTM換算値による変動の比較	23
2. 1. 3. 2 力学的性質の実測値とASTMによる換算値に及ぼす単一因子の影響の比較	27
2. 1. 3. 3 重回帰分析による曲げ比例限度と曲げ強さの推定	30
2. 1. 3. 4 静的曲げヤング係数と含水率15%時の密度からの曲げ比例限度と曲げ強さの等級区分	34
2. 2 干割れ(乾燥割れ)と力学的性質の関係	42
2. 2. 1 はじめに	42
2. 2. 2 実験	43
2. 2. 2. 1 供試体と乾燥方法	43
2. 2. 2. 2 干割れの評価方法	43
2. 2. 2. 3 曲げ試験	44

2. 2. 3	結果及び考察	49
2. 2. 3. 1	干割れの曲げ強さに及ぼす影響	49
2. 2. 3. 2	干割れの静的曲げヤング係数に及ぼす影響	52
2. 2. 3. 3	干割れの予測因子	55
2. 3	結論	60
第3章	高次固有振動数によるスギ構造材の材質推定	63
3. 1	丸太の高次固有振動数による製材後の構造材の力学的性質推定	63
3. 1. 1	足場板	63
3. 1. 1. 1	はじめに	63
3. 1. 1. 2	実験	63
	(a) 供試丸太	63
	(b) 固有振動数の計測方法	64
	(c) 供試丸太の製材と曲げ試験	64
3. 1. 1. 3	結果及び考察	67
	(a) 丸太の固有振動数と振動拘束の関係	67
	(b) 極積み丸太の四次固有振動数と製材後の足場板の曲げ強さ、静的曲げヤング係数の関係	71
	(c) 極積み丸太の四次固有振動数からの製材後の足場板の曲げ強さ、静的曲げヤング係数の等級区分	83
3. 1. 2	心持ち直角材	85
3. 1. 2. 1	はじめに	85
3. 1. 2. 2	実験	85
	(a) 供試丸太	85
	(b) 試験方法	86

3. 1. 2. 3	結果及び考察	88
(a)	丸太の固有振動数と振動拘束の関係	88
(b)	丸太の段階における見かけの密度の減少 と極積み丸太の四次固有振動数の増加	88
(c)	極積み丸太の四次固有振動数と製材後の 心持ち正角材の曲げ強さ、静的曲げヤン グ係数の関係	93
(d)	極積み丸太の四次固有振動数からの製材 後の心持ち正角材の曲げ強さ、静的曲げ ヤング係数の等級区分	96
3. 2	高次固有振動数による構造材の含水率推定	98
3. 2. 1	はじめに	98
3. 2. 2	理論	98
3. 2. 3	実験	100
3. 2. 3. 1	供試体および乾燥	100
3. 2. 3. 2	計測	100
3. 2. 4	結果及び考察	105
3. 2. 4. 1	固有振動数と振動拘束の関係	105
3. 2. 4. 2	乾燥開始時に対する i 日後の縦振動ヤング 係数の比と乾燥開始時に対する i 日後の体 積の比の積及び全乾重量の予測値	107
3. 2. 4. 3	(3.2)式による含水率の推定	111
3. 2. 4. 4	(3.3)式による水分変動割合の推定	115
3. 3	高次固有振動数の計測精度に及ぼす材長と縦振動音検出位置 の影響	118
3. 3. 1	はじめに	118
3. 3. 2	実験	119
3. 3. 2. 1	供試体	119

3. 3. 2. 2	試験方法	119
(a)	丸太径や製材辺長に対する材長の割合が高次固有振動数の計測精度に及ぼす影響について	119
(b)	丸太や製材の縦振動励起面と検出面の位置関係が高次固有振動数の計測精度に及ぼす影響について	120
3. 3. 3	結果及び考察	126
3. 3. 3. 1	丸太径や製材辺長に対する材長の割合が高次固有振動数の計測精度に及ぼす影響について	126
3. 3. 3. 2	丸太や製材の縦振動励起面と検出面の位置関係が高次固有振動数の計測精度に及ぼす影響について	134
3. 4	結論	137
第4章	スギ構造材及び構造躯体の長期耐力評価	142
4. 1	湿度変動過程における構造材(大断面材)のクリープと Mechano-sorptive変形	142
4. 1. 1	はじめに	142
4. 1. 2	実験	142
4. 1. 2. 1	供試体	142
4. 1. 2. 2	クリープ試験方法	143
4. 1. 3	結果及び考察	147
4. 1. 3. 1	全たわみ-時間曲線	147
4. 1. 3. 2	全たわみ-時間曲線と相対湿度, 温度, 収縮量, 含水率, 及び小試験片重量の経時変化	147
4. 1. 3. 3	クリープ曲線の予測	152

4. 2	荷重変動下及び除荷後における構造材（大断面材）のクリープ及びクリープ回復と変形モデルによる予測	160
4. 2. 1	はじめに	160
4. 2. 2	実験	160
4. 2. 3	結果及び考察	163
4. 2. 3. 1	全たわみ-時間曲線	163
4. 2. 3. 2	変形モデルによる予測	166
4. 3	湿度変動下における集成材半剛節門型ラーメンのクリープとMechano-sorptive変形	175
4. 3. 1	はじめに	175
4. 3. 2	実験	176
4. 3. 2. 1	木製ダボのすべり係数測定	176
4. 3. 2. 2	クリープ試験	177
	(a) 試験体	177
	(b) 接合部詳細	178
	(c) 载荷と測定方法	178
4. 3. 3	結果及び考察	185
4. 3. 3. 1	梁中央部（接合部-E）の初期変位予測	185
	(a) 鋼板1枚挿入ドリフトピン接合試験体	185
	(b) 鋼板1枚挿入木製ダボ接合試験体	190
4. 3. 3. 2	各接合部のクリープとMechano-sorptive変形	196
	(a) 梁中央部, 柱-梁接合部, 及び柱-支点接合部の全変位-時間曲線	196
	(b) 湿度変動が各接合部のMechano-sorptive変形に及ぼす影響	204
4. 4	結論	217

第5章 総括	222
5. 1 スギ構造材の材質に影響を及ぼす因子について	222
5. 2 高次固有振動数によるスギ構造材の材質推定について	222
5. 3 スギ構造材の長期耐力評価について	224
5. 4 集成材半剛節門型ラーメンの長期耐力評価について	225
5. 5 結語	227
謝辞	228
文献	229

第1章 序論

1. 1 緒言

スギ (*Cryptomeria japonica* D. DON) は、我が国における代表的な造林木であり、用材を目的に山地で広く造林されるばかりでなく、古くから神社、寺院境内の木立ちや街道の並木など、我々をとりまく環境に最も慣れ親しまれている木材である。

我が国におけるスギの年間植栽量は48860 ha、素材生産量は945万 m^3 、蓄積量は10億8600万 m^3 であるが(何れも平成6年度)、ここ数年来の傾向を見ると、植栽量が減少する一方で(平成2年度では年間66000 ha程度)蓄積量は著しく増加している(平成2年度では3億 m^3 程度)。この原因としては、材価の低迷や林業担い手の不足などの林業や周辺地域の活性化と相反する現象が挙げられるが、さらにその背景には、近年における外国産材との競争、木造率の低下、軸組構造への危機感などが存在している。一方、昨今取り沙汰されている地球規模での環境保全問題の中で、適正な国産材の利用を推進することは、熱帯雨林の破壊を防ぎ、日本の森林保全に寄与するばかりでなく、現在のエネルギー浪費型、CO₂排出型の建築資材に代替していくと言った重要な意味を持っている^{1, 2)}。そして、このような国産材利用推進の主役を担うのが、その代表的存在であるスギと言っても過言ではない。すなわち、スギの利用推進は、林業や周辺地域の活性化につながるだけでなく、地球環境保全といった側面からも極めて重要である。この場合、研究上の立場からスギの利用推進をはかるには、上述したいくつかの問題点を考慮すればスギの構造材としての信頼性の確保や、一定品質の材をそろえる手法を確立することなどが重要なポイントとなろう。

さて、スギに関する研究については、林業(育成、材質等)に関しては古くから行われているが、利用(木材加工)に関しては歴史的にさほど古くはない。その理由としては、スギの価値が成長の良さに置かれていたり、あるいは、用途として、軸組構造部材としての明確な位置づけがあったことなどから、化粧性の良さや適切な木取りなどが重要視されていたことが挙げられる。しかしながら、昭

和40年代の後半あたりから、間伐材の利用や枠組み壁構法のオープンなどを契機に木材の構造的評価が明確になり、実大材を対象とした研究が盛んに行われるようになってきた。特に、構造材としての利用拡大を目指して各地で実大材による強度試験が実施され、ヤング係数を因子とした非破壊的強度等級区分の検討がなされたり、大手建築メーカーやプレカット工場などで乾燥材への移行が急速に進む傾向を受けて、種々の乾燥法、低コスト乾燥、干割れ防止技術、水分グレーダの開発などの取り組みがなされるようになった。すなわち、現時点では、力学的性質と乾燥関連を軸にした展開がなされているが、これらは、何れにしてもスギの構造材としての信頼性を高めるとともに、一定の品質を有するスギをそろえる困難さを克服することが大きな目的となっている。また、そうしなければ、スギによる集成材構造、あるいは力学的性質の保証や乾燥による材質の安定などを期待する新しい木造建築物への対応は困難であろう。ここで、現状における力学的性質の評価や、乾燥による材質変動などの研究に関連した問題点について考えてみる。

スギ構造材の力学的性質に関しては、これまでに間伐材（正割）、主伐材（正角）、中目材（平角）などを中心にかなりの量の報告がある。また、それらのデータをベースとして、曲げヤング係数と曲げ強さの高い相関性を利用した強度等級区分が試みられるようになってきた。この場合、繊維飽和点以下の力学的性質は含水率に大きく依存するため、含水率補正值に置き換えて区分することが一般的である。これには、通常ASTM-D 2915-84³⁾による換算式が用いられるが、この換算式を含水率のかけ離れたものに適用すると力学的性質の下限5%信頼限界値に対して過大評価を招く恐れがある⁴⁾。また、力学的性質に関係する因子の影響は含水率によっても異なる可能性があるが、その検討例は見あたらない。一方、力学的性質に関係する因子として、乾燥過程で生じる欠陥を指摘する声もある。特に、スギの生材含水率は一般に高く、しかも心材の水分移動が非常に悪いため、干割れ（特に表面割れ）などの損傷が生じやすい。また、干割れは乾燥に関するクレームのうち一位にランクされており⁵⁾、ユーザーの厳しい声も聞かれる。無論、著しい干割れの存在は、施工上、あるいは外観上好ましくないが、力学的性

質に関して言えば、収縮率や密度との関連から、干割れを生じやすい材の方がむしろ高いと推察されなくもない。ところが、上述したクレームの中には、力学的性能の低下を訴える声も多い。この最大の原因としては、干割れと力学的性質の関係について、これまでに報告された例がないことが挙げられる。

以上述べた問題は、製材後の段階を対象としたものであるが、スギも含めて木材の適正利用を推進するためには、立木や丸太の段階での材質評価が大変重要な意味をもつ。すなわち、エンドユーザーが要求する性能を担保するための技術を可能な限り木材生産者である山元に近づけ、その接点で相互の理解を深めることが重要である。そのような考え方から、我が国においては、立木段階での材質評価法として、比較的簡便でありながら多くの情報が得られる振動現象を用いた検討例が報告されている⁸⁻⁹⁾。これは、目的にあった製材を生産する考え方への転換、最終用途における材質からみた森林の質の評価因子としての活用に道を開くものである。一方、製材前の丸太の段階での材質評価法としては、縦振動ヤング係数を用いた方法¹⁰⁻¹²⁾や、さらに簡易な方法として縦振動固有振動数のみを用いた方法^{13, 14)}などが検討されてきた。このような丸太の段階における評価は、ある材質を有する量のまとまりが要求される集成材工業でのラミナ原木の集荷などでは大変重要な意味を持っている。したがって、実際には原木市場などでの計測作業が中心となるが、縦振動固有振動数を正しく計測するには、少なくとも丸太を一本一本運び出す作業や基本振動の節を支える作業などが必要である。この作業は、実際には大変手間がかかるので、一般化するには、さらなる簡易な方法を検討する必要がある。

ところで、構造材料としてのスギの信頼性を高めるには、これまでに述べてきた強度やヤング係数などの評価によって、安全性やたわみなどのチェックを行う以外に、長期間にわたる構造耐力上のチェックを行うことも重要である。この場合、当然のことであるが、実用条件下、すなわち実大材による水分非常状態のクリープ挙動を調べるのが基本となる。特に、同状態における木材のクリープ変形は、定常状態とは異なったMechano-sorptive変形挙動を示すことが認められているので^{15, 16)}、周囲の環境変化に伴う経時的な変形の評価を行うことは、長

期間の材質特性を解明する上でも極めて重要である。しかしながら、このMechano-sorptive変形に関しては、機構が複雑なことから実験例¹⁷⁻²⁰⁾に乏しく、特にスギの実大材を対象とした例は見あたらない。

本論文における研究は、以上のような観点に立って実施したものである。すなわち、本研究の最大の目的は、スギの構造材としての信頼性の確保に寄与するとともに、一定の品質を有するスギをそろえる困難さを克服することに対し、有効な手法を提供することにあった。そこで、本論文では、まず第2章にて、スギ構造材の材質に影響を及ぼす因子と推定方法について検討した。具体的には、(イ)種々の含水率条件下における心持ち正角材の力学的性質(曲げ強さと曲げ比例限度)に対して、ASTM-D 2915-84²¹⁾による含水率15%換算値の妥当性を吟味し、妥当性が確認された気乾材の換算値を目的変数として、線形重回帰分析を行った。また、その結果得られた力学的性質の推定に有効な非破壊的指標を用いて、下限5%信頼限界値の等級区分を試みた。(ロ)乾燥過程で生じる欠陥、特に干割れと力学的性質の関係を明らかにするため、比較的厳しい乾燥条件により気乾状態にまで乾燥した心持ち正角材に対して曲げ試験を行い、干割れが力学的性質に及ぼす影響を調べるとともに、干割れを生じやすい材の予測因子についても併せて検討した。第3章では、縦振動の高次固有振動数によるスギ構造材の簡易な材質評価法を検討した。具体的には、(イ)極積み状態のままで計測された丸太の固有振動数が、三次や四次の高次数では振動の拘束を生じにくいことを確認した。また、その結果を受けて、極積み丸太の高次固有振動数を因子として、製材後の足場板や心持ち正角材の等級区分を試みた。(ロ)固有振動数と縦振動ヤング係数の関係式をベースにシンプルな含水率予測式を作成し、同式から、丸太と製材の含水率や水分変動の傾向が、極積みや積みのまま計測出来るかどうかを調べた。(ハ)これらの方法を現場に適用するために、(イ)に関連するものとして、丸太の段階での密度の変動が高次固有振動数による力学的性質の推定精度に及ぼす影響を調べた。また(イ)と(ロ)に関連するものとして、丸太径や製材辺長に対する長さ、及び縦振動励起面と検出面の位置関係が高次固有振動数の計測精度に及ぼす影響を調べた。第4章では、スギ構造材及び構造躯体のクリープ挙動を検討した。具体的には、

(イ)含水率条件の異なる心持ち平角材（生材と人工乾燥材）と集成材を供試し、Stress levelを3段階に変化（増加）させながら、クリープとMechano-sorptive変形を検討した。また、各条件下におけるクリープ曲線の定量化を試みた。(ロ)(イ)と同じ材料に対して、Stress levelを11%→22%→33%→22%→33%→11%→33%→0%の順に変化させ、荷重増減下におけるクリープと除荷後のクリープ回復挙動を定性的に検討した。さらに、POWER則を基本曲線とするBolzumannの重ね合わせの原理及び継続荷重期間の累加による変形総和法を用いて、これらの挙動の定量的評価を試みた。(ハ)柱-梁、梁中央部、及び柱-支点到に接合部を有する集成材半剛節門型ラーメンを試作し、梁中央部の初期変位予測や接合部のクリープとMechano-sorptive変形の定性的評価などを行った。この場合、試験体の部材にはスギ集成材とベイマツ集成材、接合法には鋼板1枚挿入ドリフトピン接合と鋼板1枚挿入木製ダボ接合を採用した。

1. 2 既往の研究

本論文では、スギの構造材としての利用推進に寄与することを目的として、大きく材質に影響を及ぼす因子、縦振動の高次固有振動数による材質推定、並びに長期耐力の3項目に分けて論述しているの、ここでは、これら3項目に関連する既往の研究の概要を述べる。ここで、本論文で検討する力学的性質については、曲げのみを対象としている。したがって、同性質に関する文献については、曲げについての検討例を中心に述べることにする。

[実大材の力学的性質評価]

スギも含めて木材は、細胞に壁孔を有すること、早材部と晩材部によって構成される年輪構造をなすこと、さらには細胞の配列が三軸方向で異なり生物の遺体としての材料特性を有することなどから、均質等方体の材料とは異なった力学的挙動を示す²¹⁾ことが知られている。このことは、木材を構造材(実大材)として用いる場合、力学的性質に対して繊維傾斜や節などの欠点因子が複雑に関与し、それらの拘わり方が一意には説明出来ないことを示している。したがって、例えば、無欠点木材の強度値に、一律の係数を乗じて材料強度を算定する²²⁾ことには問題があるとした報告²³⁾や、実大材の曲げ強さを推定する場合には、同材から採取した無欠点試料の強度値はパラメータとして不要であるとした報告²⁴⁾などは、当然のことと言える。ともあれ、材料強度を実大材強度の下限5%信頼限界値によって評価することは世界的趨勢となっており²⁵⁾、我国においても、近年における木材の構造的評価の明確化と相まって、実大材を対象とした実験が盛んに行われるようになった。

[視覚的因子]

力学的性質に影響を及ぼす視覚的因子としては、密度²⁵⁻²⁷⁾、繊維傾斜^{28, 29)}、節^{30, 31)}、含水率^{3, 30, 32)}、年輪幅^{33, 34)}などについて、主として小試験片を対象に古くから多くの報告がなされてきた。一方、実大材を対象とした例を見てみると、節を因子としたものが多い。例えば、畑山²¹⁾は、実大材の強度に最も大き

な影響を及ぼすのは節であると報告した。また、節の評価法としては、ASTM-D245³⁵⁾やWood handbook³⁶⁾では全て断面欠損として取り扱うこととし、飯島らも強度等級区分に当たって、断面欠損と見なすことは実用上問題ないとしている³⁷⁾。しかし、中村³⁸⁾や畑山²¹⁾は、節を一様に断面欠損と考えることは危険であり、外縁の節周辺の繊維走行から判断すべきと主張した。一方、節以外の因子としては、中村³⁸⁾が繊維傾斜について、集成材のラミナによる結果を報告しており、その影響が無視出来ないことを報告した。また、繊維傾斜の影響を受けたときの強度評価については、Hankinsonの式を用いて算出する方法³⁹⁾が良く知られている。年輪幅の影響については、晩材率との関連から、その大小が関係するようにも思われるが、力学的性質が年輪幅自体にそれほど依存するとは言いがたいとの報告³⁸⁾もある。密度は、節と同様に、樹種を問わず力学的性質に対して比較的高い推定精度を有すると報告されている²³⁾。ただし、節を含む木材の密度は、無欠点材よりも高い場合もある²³⁾ので、この点は注意が必要と思われる。含水率については、結合水の増減によって細胞壁の膨潤収縮が生じ、木材実質の凝集力に変化が生じるため、繊維飽和点以下になると力学的性質に及ぼす影響は非常に大きくなる⁴⁰⁾。我国においては、7000余りストックされている⁴¹⁾実大材の力学的性質を、ASTM-D 2915-84³⁾による式を用いて含水率15%時の値に補正して評価した例がある²³⁾。この方法³⁾によって求めた曲げ強さと曲げヤング係数の未乾燥材と乾燥材(含水率15%時)の比率を求めると、1.23, 1.14となるが、この結果は、中井⁴²⁾の1.30, 1.17(スギ)、飯島⁴³⁾の1.34, 1.21(ソ連カラマツ)よりはやや低い。一方、低品質材では含水率低下による強度の上昇は認められないとの報告もあり⁴⁴⁾、含水率減少による力学的性質の上昇効果が材質によって異なることも示されている。したがって、力学的性質の下限5%信頼限界値については、未乾燥材よりも乾燥材の方が低くなること⁴⁾もあり、この点は今後に残された検討課題と言えよう。

[強度等級区分と機械的因子]

以上述べた視覚的因子は、単独ではなく複雑に関与しあって木材の力学的性質

に影響を及ぼすことになるが、さらに、同一樹種の無欠点材料であっても、品種や産地などによって力学的性質や密度などの材質が大きくばらつくことも多い。ここで、スギの変動係数を見てみると、曲げ強度では20%、曲げヤング係数では30%と報告されており⁴⁵⁾、決して無視出来るものではない。こうしたばらつきがある場合、設計上の強度は平均値に対してかなり低めの値に設定せざるを得ない。そこで、安定した性能の材を選別するために、適当な指標によって仕分けようという考えが生じた⁴⁶⁾。この方法は、一般に強度等級区分法 (Stress grading) と呼ばれ、上述した視覚的因子 (特に繊維傾斜、節、年輪幅) を用いた方法は、特に目視法 (Visual grading) と呼ばれている⁴⁶⁾。目視法は、主として木材の表面で確認出来る節や繊維傾斜などの視覚的観察に基づいて木材の強度を予測するものであるため、以下に示すような問題点が指摘されている⁴⁷⁾。

(イ) 比重やヤング係数に対する配慮がない。

(ロ) 欠点と実大材の強度の関係については、樹種特性が入りやすく経験則の成立しない樹種が少なくない。特に、節の評価については意見が分かれている^{21, 35-38)}。

(ハ) 欠点の影響を過大評価しがちであり、木材の強度を低く推定する恐れがある。

(ニ) 木材の欠点を人手によって調べる行為は、非能率的で誤りを生む恐れがある。

これらを背景として、大量の木材を精度良く仕分けられる方法として、機械的強度等級区分法 (Mechanical stress grading)⁴⁸⁻⁵⁰⁾ が提案されるようになった。この方法は、広義には硬さ、密度などのパラメータを用いた方法や、A E法⁵¹⁾、保証荷重試験法⁵²⁾なども含むが⁴⁶⁾、狭義にはヤング係数をパラメータとした方法をいう⁴⁶⁾。このヤング係数による区分は、樹種を問わず有効であり²³⁾、統計的に強度と相関が高く、しかも生産現場での自動化も容易⁴⁶⁾とされていることから、海外はもとより我国でも既に実用化されている。この区分法は、大きく2つに分かれており、静的測定法と動的測定法⁴⁶⁾がある。前者は、木材に加わる荷重速度が比較的緩やかな場合のヤング係数 (主に曲げ) と強度の相関を応用したもので、比較的簡単な方法であるが、断面の大きい構造材や丸太などの測定には使用が困難である。後者 (動的測定法) は振動試験法⁵³⁾とも言われ、特に縦振動法⁵⁴⁾、応力波伝播法^{55, 56)}、超音波伝播法⁵⁷⁾などが良く知られている。これらは、

材に軽い打撃を加えたときに発生する共振現象や材中を伝わる音の伝播速度などを利用してヤング係数を算出する方法であり、丸太や大断面材にも容易に適用出来ることや、湾曲材やねじれ材にも適用できる^{4⁶)}など、実用上都合の良い特徴を有している。このうち実大材レベルにおける応力波伝播法の適用例として、近年、名波^{5⁸)}が立木に対する材質評価法を確立している。また、小玉^{5⁹)}は丸太の応力波伝播速度を求め、音速からヤング係数が判断出来ることを示した。超音波伝播法の適用例としては、Bucur, V. ^{6⁰)}が立木の超音波伝播速度（周波数80Hz）を測定した。また、Kunesh, G. II. ^{6¹)}は超音波による等級区分装置がエンジニアードLVLを生産するのに役立つことを報告している。なお、縦振動法に関しては、特に本研究に関係が深いので、後で詳しく述べる。

ところで、強度等級区分をする場合、目的変数としての曲げ強さや説明変数としての曲げヤング係数は、繊維飽和点以下の含水率条件下では変動することに注意する必要がある。一般には、前述したASTM-D 2915-84³⁾による換算式を用いて、各値を含水率15%時の値に補正したうえで評価しているが^{2³)}、この換算式を含水率のかけ離れたものに適用した場合、曲げ強さの下限5%信頼限界値に対して過大評価を招く恐れのあることが最近指摘された⁴⁾。また、前述したように、含水率減少による力学的性質の上昇効果は、材質によって異なることも示されている^{4⁴)}。しかしながら、少なくとも実大材レベルでは、含水率との関連から因子と材質の拘わりについて詳細に検討された例は今のところ見あたらない。

[縦振動法による材質評価]

既往の研究概要を述べる前に、まず、棒の縦振動の基礎について、簡単に触れておく^{6²)}。

棒の振動の n 次固有振動数 (F_n) は、次式で求められる。

$$F_n = k \sqrt{\frac{Gg}{\rho}} \quad (1.1)$$

ここで、 k は振動モード（伸縮、ねじり、たわみ）と振動次数及び境界条件によって定まる定数、 G は弾性係数、 g は重力加速度、 ρ は密度である。

このうち、棒の縦振動について実用的に利用出来るのは両端自由条件で、次の関係式が適用される。

$$k = \frac{n}{2L}, \quad n = 1, 2, 3, \dots \quad (1.2)$$

$$Fn = k \sqrt{\frac{E_1 g}{\rho}} = \frac{n}{2L} \sqrt{\frac{E_1 g}{\rho}} \quad (1.3)$$

ここで、 n は振動次数、 L は棒の長さ、 E_1 は縦振動ヤング係数である。

(1.3)式から、密度、材長、及び縦振動固有振動数が得られれば、 E_1 を算出することが出来る。

実大材の縦振動についての世界で初めての報告は、Dunlopの電柱の腐朽検査に関する論文と言われている⁶³⁾。電柱の表面を少しくり抜いて、加振と受信用の圧電トランスジューサを取付け、周波数可変の発信器から信号を送り、電柱を強制振動させるものである。

我国で始めて縦振動による木材のヤング係数測定について検討したのは祖父江⁶⁴⁾である。祖父江は、FFTスペクトルアナライザを用いた打撃音分析によるヤング係数の測定が小試験体のみならず実大材にも容易に適用出来ることを明らかにした⁶⁴⁾。また、この原理を応用したダイナミック・ポータブル・グレーダも開発⁶⁵⁾している。一方、縦振動を用いたヤング係数の評価法は、我国で独自に発展し、色々なタイプのマシンが試作され、FFTスペクトルアナライザを用いたタイプの1機種が現在機種認定されている⁶²⁾。生産現場では、在来木造建築メーカーでコンピュータ制御による測定が加工ラインに組み込まれた例⁶³⁾や、大手製材メー

カーでの導入中の例がある。

強度等級区分の今後の展開としては、森林から最終の用途までのシステム化を考えれば、丸太の段階での区分が大変有効である。さらに、これらを考慮した強度等級区分や水分管理を組み合わせた手法の検討も重要と考えられる。有馬ら^{13, 64)}は、丸太の縦振動ヤング係数を用いて、製材や集成材ラミナなどのヤング係数の推定や強度等級区分への展開を検討し、丸太のヤング係数は、強度メンバーの原材料として要求される程度のヤング係数の区分には十分使用出来る場合があることを報告した。また、縦振動固有振動数からヤング係数や重量変化を求め、縦振動ヤング係数の特性、固有振動数のみによる静的曲げヤング係数の推定の可能性、棧積み材における固有振動数の振動次数と振動拘束の関係、縦振動ヤング係数の変動からの水分減少量の推定可能性などについて報告した^{14, 65, 66)}。一方、中村ら⁶⁷⁾は、スギ丸太の縦振動ヤング係数の地域差を調べるとともに、丸太のヤング係数による樹幹内のヤング係数分布の推定を試みた。また、伐倒後の丸太の放湿過程における振動性状の経時変化を観察し、縦振動の定常波では自由水が木材実質に伴って振動することを明らかにした⁶⁸⁾。

縦振動による水分減少量の推定可能性については、前述した有馬ら^{14, 65, 66)}の報告以外に、古沢ら⁶⁹⁾も現場における水分管理への応用という視点から報告している。また、信田⁷⁰⁾は、製材乾燥周辺の工程パターンの中で、特に天然乾燥過程における水分管理への縦振動固有振動数の応用を検討し、重量測定との複合化により、かなり正確な乾燥制御や水分管理が可能であると報告した。

縦振動法は非接触で測定出来るので、測定が容易で迅速に行える。また、定常波の振動数（縦振動固有振動数）を用いるので、全体の平均的な特性が得られ⁶⁸⁾、丸太などの大断面材への適用が非常に有効である。今後は、これらの特徴を最大限に生かし、現場での適用につなげていく努力を重ねる必要がある。例えば、丸太の段階での強度等級区分や、丸太から製材までの水分管理などに対しては、さらに簡易な手法を考案することが、現場における適用を一般化することにつながるものと考えられる。その意味で、特に、極積みや棧積みされたままの丸太や製材の縦振動固有振動数の材質評価への適用については、さらなる検討を重ねる

ことが重要な意味を持つものと思われる。

[クリープ]

木材や木質材料を構造材として使用する場合、強さやヤング係数によってその安全性やたわみのチェックを行うが、さらに長期間にわたる構造耐力上のチェックを行うことも極めて重要とされている^{7¹⁾}。このチェックを大別すると、熱、水分、荷重などの物理的、機械的要因による変化と腐朽菌や白蟻などの生物的な要因による劣化が挙げられる^{7¹⁾}。クリープは前者に属するものであり、木材などの高分子材料に一定荷重を継続して負荷するとき、時間の経過につれて変形が増加する現象をいう。また、木材のクリープのうち、実用上最も問題となるのは曲げクリープと言われている^{7²⁾}。

世界で初めてのクリープ実験は、Clouser^{7³⁾}によれば、1740年にBuffonがオークを対象として長期間載荷に対する安全荷重を見出そうとする実験を行ったという。曲げクリープに関しては、定性的なものではあったが、Barlingら^{7⁴⁾}やGriffithsら^{7⁵⁾}による報告が最初と言われている。また、クリープを理論的に見ようとした最初の研究はIvanov^{7⁶⁾}によって行われ、流動はあるflow limit以上だけに起こり、flow limitはミセルの方向と密接な関係があることを指摘した。一方、我国では南^{7⁷⁾}が最初にクリープの定性分析を行い、クリープたわみと時間の関係は、金属における関係(引張)に類似していると報告した。建築の分野では、竹山^{7⁸⁾}が初めて実用的な長期間クリープ試験を手がけた。以下、その後の研究の概要を述べる。

竹山^{7⁸⁾}、久田^{7⁹⁾}、杉山^{8⁰⁾}はクリープたわみが温度と湿度の影響を受けて敏感に変動し、特に湿度の増加によって急増すると報告した。しかし、湿度の影響については、後に有馬ら^{8¹⁾}が試験体(集成材やLVLなど)によっては反対の傾向、すなわち湿度が減少するとクリープが増加し、湿度が増加するとクリープが回復することもあり得ると報告している。これには、ラミナの配置による収縮率の違い^{8¹⁾}の他に、水分非定常状態におけるクリープ、すなわちMechano-sorptive挙動^{15, 16)}の影響が関与しているものと考えられる。一方、温度の影響については、

上述した以外に、北原ら⁸²⁾がヒノキ飽水材の曲げクリープを検討し、高温になるほどクリープたわみが大きいことを報告した。また、有馬は⁸³⁻⁸⁵⁾、同様にヒノキの飽水材を供試して、温度一定、上昇、下降過程における半径方向の圧縮クリープ性状を調べるとともに、温度変動下におけるクリープに及ぼす履歴効果や温度上昇過程におけるクリープ曲線の予測などを検討している。さらに、洪^{20, 86)}らや武田ら⁸⁷⁾は、温度と湿度の変化がクリープに及ぼす影響を同時に評価するものとして、平衡含水率⁸⁸⁾を採用している。

含水率減少下でのクリープの検討例としては、Kingstonら⁸⁹⁾が生材（含水率=80~100%）の状態から自然乾燥しながらクリープ実験を行い、クリープ休止時点（約1年後）でのたわみがStress level \leq 20%では初期たわみの3~4倍、Stress level=45%では4~7倍であったと報告している。この結果は、実大材ではさらに著しいものと推察されるが⁹⁰⁾、実大材を用いてこの種の検討を行った例は非常に少ない。その中で、最近、武田ら⁸⁷⁾が未乾燥材と乾燥材（ヒノキ、ベイマツ）による軸組構造体のクリープ挙動を比較し、未乾燥材のクリープが乾燥材のクリープの2.5倍大きいことを報告している。

接合部を含む木材のクリープとしては、有馬ら⁹¹⁻⁹⁴⁾が釘接合された木材及び木質材料のせん断クリープを検討し、各木質材料を側材とした釘接合部のクリープ、クリープに及ぼす釘の種類やボード厚の影響、外周条件変動下におけるクリープ、並びにクリープ曲線式と変形機構などについて検討している。また、種々のタイプの屋根構のクリープ定数についても検討している^{94, 95)}。以下、列举すると、Wilkinson^{96, 97)}は種々の接合システムによるトラスのクリープ性状について検討した。Ranta-Maunus⁸⁸⁾やToratti⁹⁸⁾は、含水率変動下における釘接合部のMechano-sorptive挙動を実験的に検討し、さらに同挙動の定量化について検討した。洪ら^{19, 20, 86)}は、ベイマツ集成材の外周条件変動下における釘接合部の曲げクリープや、ベイマツLVLの曲げモーメントが作用する釘接合部のクリープとMechano-sorptive挙動の定量的評価について検討した。一方、接合部を含む実大構造物の検討例としては、小松ら¹⁰⁰⁾が、釘やドリフトピンによって柱-梁が接合された集成材（エゾマツ、トドマツ混用）半剛節門型ラーメンのスパン中央部

のたわみを、仮想仕事法や最小コンプリメンタリーエネルギーの原理で表現し、さらに接合部剛性と部材のヤング係数を時間依存型に置き換えることによって、クリープたわみが予測出来るかどうかを検討した。中島ら¹⁰¹⁾は枠組み壁工法による実大構造躯体のクリープ変形を実験的に検討した。また、前述したように、武田ら⁸⁷⁾は未乾燥材による実大の軸組構造体と乾燥材による同構造体のクリープ挙動を比較した。

スギのクリープを検討した例は少ないが、比較的小さい試験体を用いたものでは、久田⁷⁹⁾が断面4cm角の材、杉山¹⁰²⁾が断面1.85cm角の材を供試して曲げクリープ試験を行い、クリープたわみが引張側繊維の引張クリープよりも圧縮側繊維の圧縮クリープの方に大きく依存すると報告している。以下、列举すると、有馬ら^{103, 104)}がクリープ特性とクリープ破壊時間や湿度変動下でのクリープ特性などを検討した。また、無欠点材のクリープ定数や推定相対クリープなどを求め、ヒノキ、カツラ、マカンバ、シオジのデータと比較した^{94, 95)}。伊藤ら¹⁰⁵⁾はスギ有節材(60cm×5cm×1cm)の荷重変動下でのクリープ特性とその評価について報告しており、丸山らは¹⁰⁶⁾スギ中目材より製材した長さ144cm、4.5cm角の長柱の座屈クリープを検討している。一方、実大材については、中井がLVL(360cm×14cm×4cm)¹⁰⁷⁾や製材(400cm×9cm×9cm)¹⁰⁸⁾の曲げクリープたわみを定性的に検討している。また、稲垣らも¹⁰⁹⁾スギ正角材(10.5cm角)の3段積層重ね梁の曲げクリープに及ぼす含水率の影響を調べている。ただし、全体として、実大材を対象とした報告は非常に少なく、特に水分非定常状態における定量的評価の検討例は見あたらない。

[クリープモデル]

ここで、一般的なクリープモデルについて若干触れておく。前述したように、木材に一定の外力を加えると、瞬間的な変形の後に徐々に変形が増加し、クリープを生じる。また、除荷後には、変形の一部が瞬間的に回復し、続いてクリープ回復した後、最後に永久変形が残存する。一方、木材に与えた一定の変形を保つのに必要な力は時間とともに減少していく(これを応力緩和という¹¹⁰⁾)。そし

て、このような固体の弾性と液体の粘性を合わせ持つ性質を粘弾性という¹¹⁰⁾。粘弾性挙動は、スプリング（弾性の機構）とダッシュポット（粘性の機構）で構成されるモデルを用いると分かりやすい¹¹¹⁾。このスプリングとダッシュポットを並列においたものをフォークト要素というが、これによって遅延変形を説明することが出来る。クリープを定性的に説明する粘弾性力学モデルとしては、このフォークト要素に、スプリングとダッシュポットを加えた4要素モデル用いることが最も一般的である^{88, 110)} (Fig. 1.1参照)。ただし、このような粘弾性理論に基づく算出法は、実用的な面からみると現象的な解釈にとどまり、定量的な扱いには適用しがたい面が多いともいわれている⁹⁴⁾。

一般に、定量的な扱いを目的とした木材のクリープ曲線の実験式は、以下に示すPOWER則やlog t 則で近似されるものが多い。

$$\delta_c(t) = A t^N \quad (1.4)$$

$$\delta_c(t) = a \log t + b \quad (1.5)$$

ここで、 $\delta_c(t)$ はクリープ変形、 t は時間、 A 、 N 、 a 、 b は定数（ A をクリープ定数、 N を減速指数と呼ぶこともある¹¹²⁾）、(1.5)式はEiring粘性を示す粘性要素を有する粘弾性モデルから誘導される近似式である⁹⁴⁾。

木材の場合、短時間側では(1.5)式、長時間側では(1.4)式の適合性が良いとされている⁹⁴⁾。したがって、現実的には(1.4)式を用いることが妥当と言える。また、比較的Stress levelの小さい場合や釘接合部の負荷初期では、次式に示す指数型の方が変形機構の表示には適する場合もある¹¹³⁾。

$$\delta_c(t) = r [1 - \exp(-\beta t)] \quad (1.6)$$

ここで、 r と β は係数である。

ところで、湿度変動に伴うたわみの変動を湿度変動量に比例する量、すなわち $[f(\Delta RH)]$ とし、同値を(1.4)式や(1.6)式に重ね合わせて、水分非定常状態におけるクリープの定量化を試みた例も報告されている^{19, 20, 81, 86, 113)}。

構造材としてのスギの信頼性を高めるには、長期間にわたる耐力の評価体系を確立することが必要となる。その意味で、実大材（大断面材を含む）や接合部を含む構造躯体のクリープ性状を定性的に把握することが重要な意味を持つてくる。また、使用環境下における長期性能評価を可能とすることも極めて重要であり、上述した水分非定常状態におけるクリープの定量的評価法を確立することが必要となろう。

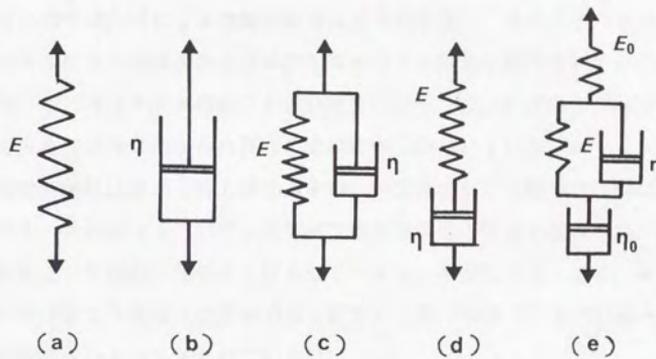


Fig.1.1. Viscoelasticity dynamics models.

Notes : (a) : Spring, (b) : Dashpot, (c) : Voigt element,
 (d) : Maxwell element, (e) : Four-element model.

Legend: E, E_0 : Modulus of elasticity, η, η_0 : Viscosity coefficient.

第2章 スギ構造材の材質に影響を及ぼす因子

2. 1 因子の検討と力学的性質の推定

2. 1. 1 はじめに

スギをはじめとする国産材をめぐる近年来の動きは、外国産材との競争、木造率の低下、在来構法の危機感などを背景に極めて厳しい状況にある。このような中で、特に主たる用途である構造部材としての信頼性の確立が重要視され、この10年余り各地で実大材による強度試験が実施されてきた。また、それらのデータをまとめた強度性能の現状と今後の課題等を示す資料集も発行されている²³⁾。この中では、特に木材の強度等級区分の必要性が重視され、従来のビジュアルな面に加えてメカニカルな面からの検討の必要性が強調されている。

強度等級区分には数多くの方法があるが、いずれにしても第一の目的は強度の推定であり、それによって設計・施工側では強度性能が担保・保証され、生産者側では材料としての付加価値を上げるなどのメリットが生じる。近年、その検討例も静的曲げヤング係数（以下MOEと記す）と曲げ強さ（以下MORと記す）の回帰直線からいくつか示されている²²⁾。

ところで、これらの場合に用いられる目的変数は、一般にASTM-D 2915-84³⁾（以下ASTMと記す）による含水率15%換算値としてのMORであり、説明変数も同様の処理を施したMOEである。ところが、この換算式を含水率のかけ離れたものに適用した場合、MORの下限5%信頼限界値（以下下限値と記す）に対して過大評価を招く恐れが最近指摘された⁴⁾。一方、強度の推定はASTMに係数の示されていない曲げ比例限度（以下PLと記す）を基本にすべきとの考えもある¹¹⁴⁾。これらのことから、今後の強度予測は換算式の適用可能な含水率条件を考慮したうえで検討することや、PLを目的変数とした場合についても検討を加えることなどが必要と考えられる。

本研究では、スギ生材80体、含水率23%前後の材（以下繊維飽和点材と記す）60体、及び気乾材60体に対して実大曲げ試験を実施し、試験結果から算出したMOR及びPLの平均値や下限値について、ASTMによる含水率15%換算値の

妥当性を検討した。その結果、生材と繊維飽和点材では換算値の妥当性に疑問が生じたので、気乾材に対してのみ、換算値の MOR , PL を目的変数として変数減少法による線形重回帰分析を行い、 MOR , PL に及ぼす因子の影響を調べた。さらに、その結果得られた MOR , PL の推定に有効な非破壊的指標を用いて下限値の等級区分を試みた。

2. 1. 2 実験

2. 1. 2. 1 供試体及び乾燥

供試体には全てスギを用いた。そのうち生材と繊維飽和点材は、宮崎県南那珂郡北郷町大字北河内字秋坊谷産（生材30体、繊維飽和点材30体）及び東臼杵郡北郷村産（生材50体、繊維飽和点材30体）である。一方、気乾材は全て耳川流域産（60体）である。これらはいずれも長さ300cm、断面10.5cm角に製材されたもので、主として2番玉である。なお、繊維飽和点材については製材後直ちに蒸気式により65~70℃、相対湿度95~80%で20日間の人工乾燥を実施した。また、気乾材については天然乾燥を2か月間実施した後、繊維飽和点材と同様の条件で30日間の人工乾燥を実施した。

各供試体の集中節径比、含水率（以下 u と記す）、見かけの密度（以下 ρ と記す）などの特徴をTable 2.1に示す。ただし、同表における $u=15\%$ 時の ρ （以下 ρ_{15} と記す）は、乾燥に伴う収縮を考慮した次式^{2,3)}で換算した。

$u \leq 28\%$ のとき

$$\rho_{15} = \frac{1.15\rho \left(1 + \alpha_T \frac{u}{100}\right) \left(1 + \alpha_R \frac{u}{100}\right)}{(1 + 0.15\alpha_T)(1 + 0.15\alpha_R) \left(1 + \frac{u}{100}\right)} \quad (2.1)$$

$u > 28\%$ のとき

$$p_{15} = \frac{1.15p \left(1 + 0.28\alpha_T \right) \left(1 + 0.28\alpha_R \right)}{\left(1 + 0.15\alpha_T \right) \left(1 + 0.15\alpha_R \right) \left(1 + \frac{u}{100} \right)} \quad (2.2)$$

ここで、 α_T ：接線方向の $u=1\%$ あたりの収縮率（スギでは 0.25^{115} ）、 α_R ：半径方向の $u=1\%$ あたりの収縮率（スギでは 0.10^{115} ）。

ところで、Table 2.1における繊維飽和点材の u は、一般に言われる繊維飽和点 25~35%よりやや低い、ここでは後で述べるASTMの基準値（ $u=22\%$ ）を考慮し、繊維飽和点の材として取り扱うことにした。

2. 1. 2. 2 曲げ試験

曲げ試験は、オルゼン式万能試験機（10tf）により、Fig. 2.1に示す要領で実施した。この場合、たわみ量は、スパン中央で1mm目盛の定規により破壊まで測定した。また、測定結果からMOR、MOE及びPLを算出した。

Table 2.1. The properties of specimens.

Subjects	Green lumber		F.S.P. lumber ^{a)}		Air dried lumber	
	<i>n</i> = 80 ^{b)}		<i>n</i> = 60		<i>n</i> = 60	
	Average	C.V. (%) ^{c)}	Average	C.V. (%)	Average	C.V. (%)
<i>C</i> $\phi_{1.5}$ ^{d)}	0.255	40.0	0.299	38.1	0.185	51.4
<i>T</i> $\phi_{1.5}$ ^{e)}	0.230	53.5	0.226	54.4	0.203	57.6
<i>u</i> (%) ^{f)}	103.4	34.7	23.0	29.5	13.2	4.1
ρ (g/cm ³) ^{g)} ^{h)}	0.699	17.0	0.441	12.0	0.384	9.6
$\rho_{1.5}$ (g/cm ³) ^{h)}	0.416	9.6	0.422	9.7	0.384	9.6
<i>Y</i> (mm) ⁱ⁾	53.6	19.9	51.7	20.9	52.5	26.8
<i>ARW</i> (mm) ^{j)}	5.6	24.4	5.6	20.3	5.7	26.7

^{a)} Moisture contents of lumber are fiber saturation point. ^{b)} Number of lumber. ^{c)} Coefficient of variation.

^{d)} Ratio of knots size to width in limit 15cm length at compression point. ^{e)} Ratio of knots size to width in limit 15cm length at tension side. ^{f)} Moisture contents of lumber measured by oven drying method. ^{g)} Densities.

^{h)} Densities at *u* = 15%. ⁱ⁾ Distance from compression side to pith. ^{j)} Average annual ring width.

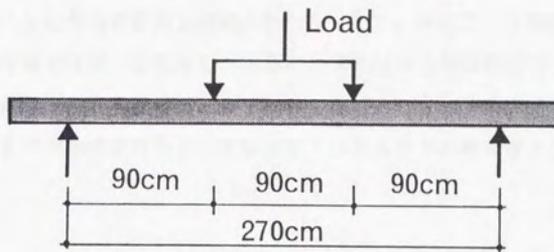


Fig.2.1. Diagram of bending test method for specimens.

2. 1. 3 結果及び考察

2. 1. 3. 1 生材から気乾状態（含水率15%）までの乾燥による力学的性質の変動とASTM換算値による変動の比較

生材、繊維飽和点材、及び気乾材（以下、これらをまとめて述べる場合には各供試体と記す）の力学的性質の実測値をTable 2.2に示す。ここで、同表における気乾材の縦振動ヤング係数（以下 E_t と記す）は、生材時点では平均52300kgf/cm²（変動係数=22.9%）で、同表の生材や繊維飽和点材の E_t とはほぼ同様の値であった（当然のことながら有意差も認められなかった）。そこで、各供試体の力学的性質は生材時点では同一と見なし、さらに、気乾材の力学的性質は生材を乾燥した結果得られたものと見なして、以下検討を進めることにする。

ASTMによる力学的性質の $u=15\%$ 換算値（以下ASTM換算値と記す）を次式に示す。

$$P_{15} = P \frac{\alpha - 1.5\beta}{\alpha - u\beta} \quad (2.3)$$

ここで、 P ：試験時の u に対応する力学的性質実測値、 P_{15} ： $u=15\%$ 時の力学的性質換算値、 α ： MOR で1.75、 MOE で1.44、 β ： MOR で0.0333、 MOE で0.0200。(2.3)式の u の適用範囲の最大値は22%とし、 u が22%を超える場合には $u=22\%$ として計算する。

なお、ASTMには PL についての α 、 β の記載はないが、ここでは MOR と同じ値を用いて検討することにした。

(2.3)式によるASTM換算値は、力学的性質測定時の u が $15 \pm 5\%$ の範囲であれば一定の信頼性を得るようであるが、実際にはそれを越える範囲でも適用される場合が多い。そこで、このような場合の適用の妥当性を吟味するため、Table 2.2に示す生材時の実測値に対するTable 2.3に示す気乾材のASTM換算値（ u が15%に非常に近いので実測値と見なす）の変動割合と、(2.3)式によって計算し

た $P_{15}/P_{22} [= (\alpha - 15\beta) / (\alpha - 22\beta)]$, ただし P_{22} は $u=22\%$ 時の力学的性質値] を比較してみる。ただし、ここでは前者を実測変動、後者を計算変動と記すことにする。

(イ) <i>MOE</i> :	平均値に対して	10.7%上昇,	下限値に対して	6.1%上昇
	("	14.0%上昇,	"
				14.0%上昇)
(ロ) <i>PL</i> :	"	39.3%上昇,	"	27.9%上昇
	("	23.0%上昇,	"
				23.0%上昇)
(ハ) <i>MOR</i> :	"	11.9%上昇,	"	12.0%低下
	("	23.0%上昇,	"
				23.0%上昇)

ここで、() 内は計算変動を示す。

結果として、*MOE*と*MOR*に対しては、実測変動の上昇割合の方が計算変動のそれより小さく、やや危険側の評価となった。特に、*MOR*の下限値の実測変動は、乾燥によってむしろ減少しており、計算変動とは逆の傾向を示した。この原因としては、低品質材の強度が乾燥によって増加しない⁴⁴⁾ことが考えられる。以上により、ASTM換算値は少なくとも*MOR*の下限値に対しては過大評価⁴⁾となり、 u のかけ離れたものに対して、ASTMを用いて*MOR*を $u=15\%$ 時に換算することは問題がありそうである。

一方、*PL*に対する計算変動は、平均値ではやや過小評価となり、下限値では概ね妥当となる結果を示した。したがって、*PL*に対して*MOR*と同じ係数 (α , β) を適用した場合には、ほぼ安全側の評価になると考えて良い。

Table 2.2. Mechanical properties of specimens.

Subjects	Green lumber			F.S.P. lumber			Air dried lumber		
	Average	LL ^{a)}	C.V. (%)	Average	LL	C.V. (%)	Average	LL	C.V. (%)
	<i>n</i> = 80			<i>n</i> = 60			<i>n</i> = 60		
MOE (kgf/cm ²) ^{b)}	46700	31200	20.1	48300	29100	24.1	53300	34300	21.7
<i>E</i> : (kgf/cm ²) ^{c)}	50100	33800	19.8	51800	30900	24.6	59800	38700	21.5
<i>PL</i> (kgf/cm ²) ^{d)}	189	129	19.3	193	116	24.1	276	175	22.3
<i>MOR</i> (kgf/cm ²) ^{e)}	311	241	13.8	324	241	15.6	365	226	23.1

^{a)} 5% lower exclusion limits. ^{b)} Modulus of elasticity. ^{c)} Modulus of elasticity due to longitudinal vibration.

^{d)} Proportional limit. ^{e)} Modulus of rupture.

Table 2.3. Mechanical properties at $n = 15\%$ of specimens calculated by conversion equation of ASTM-D 2915-84.

Subjects	Green lumber		F.S.P. lumber		Air dried lumber	
	$n = 80$		$n = 60$		$n = 60$	
	Average <i>LL</i>	<i>C.V.</i> (%)	Average <i>LL</i>	<i>C.V.</i> (%)	Average <i>LL</i>	<i>C.V.</i> (%)
<i>MOE</i> (kgf/cm ²)	53200	20.1	52800	22.8	51700	21.9
<i>E_t</i> (kgf/cm ²)	57100	19.8	56700	22.9	58000	21.6
<i>PL</i> (kgf/cm ²)	232	19.3	222	22.7	263	22.7
<i>MOR</i> (kgf/cm ²)	383	13.8	373	13.5	348	23.8

2. 1. 3. 2 力学的性質の実測値とASTMによる換算値に及ぼす単一因子の影響の比較

E_t , MOE , PL 及び MOR の実測値に対する各変数の単相関マトリックスをTable 2.4に示す。同表から、生材や繊維飽和点材と気乾材とでは、それぞれの実測値に対する説明変数の係わり方に相違が認められる。例えば、乾燥によって ρ の MOR に対する影響は大きくなる傾向を示している。これは、主として、 ρ の値が乾燥によって木材実質に近づくようになるためと考えられる。また、平均年輪幅(ARW)についても乾燥により MOE , MOR , PL に対する影響が大きくなる傾向を示している。一方、圧縮側集中節径比($C\phi_{15}$)や引張側集中節径比($T\phi_{15}$)の影響は、生材と繊維飽和点材では比較的大きいが、気乾材では非常に小さい。

このように、スギ構造材の力学的性質に影響を及ぼす因子は負荷時の u によってかなり異なるが、一般的な使用条件としては気乾状態が基本である。そこで、各力学的性質をASTM換算値($u=15\%$ 時の値)として、再び単相関マトリックスを算出した結果をTable 2.5に示す。同表を見ると、各供試体ともTable 2.4の結果と酷似しており、生材、繊維飽和点材における単一因子と力学的性質の相関が、ASTM換算によって気乾材と同様になる傾向は示していない。したがって、 u が15%からかけ離れたものに対してASTM換算値を目的変数とした強度予測を行うことは、このことから問題がありそうである。

Table 2. 4. Correlation matrix (experimental values) .

Variables	Green lumber				F.S.P. lumber				Air dried lumber			
	E_t	MOE	PL	MOR	E_t	MOE	PL	MOR	E_t	MOE	PL	MOR
	$C \phi_{15}$	-0.321**	-0.377**	-0.319**	-0.223*	-0.424**	-0.466**	-0.425**	-0.270*	-0.076	-0.096	-0.129
$T \phi_{15}$	-0.545**	-0.603**	-0.576**	-0.508**	-0.495**	-0.559**	-0.423**	-0.450**	-0.110	-0.162	-0.196	-0.298**
ρ	-0.247*	-0.350**	-0.287**	-0.193	-0.450**	-0.463**	-0.408**	-0.302*	0.109	0.197	0.278**	0.743**
Y	0.000	0.001	0.057	0.080	-0.085	-0.056	-0.027	0.020	-0.089	-0.066	-0.136	-0.011
ARW	-0.340**	-0.319**	-0.361**	-0.388**	-0.344**	-0.379**	-0.324*	-0.263*	-0.405**	-0.498**	-0.419**	-0.564**
E_t	1.000	0.968**	0.891**	0.795**	1.000	0.975**	0.857**	0.705**	1.000	0.954**	0.841**	0.513**
MOE	1.000	1.000	0.883**	0.811**	1.000	1.000	0.838**	0.730**	1.000	1.000	0.851**	0.628**
PL	1.000	1.000	1.000	0.841**	1.000	1.000	1.000	0.742**	1.000	1.000	1.000	0.667**
MOR	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000

Notes: **, Mark shows that the levels of significances are 1%. *, Mark shows that the levels of significances are 5%.

Table 2.5. Correlation matrix (values at $\alpha = 15\%$ calculated by conversion equation of ASTM-D 2915-84) .

Variables	Green lumber				F.S.P. lumber				Air dried lumber			
	E_s	MOE	PL	MOR	E_s	MOE	PL	MOR	E_s	MOE	PL	MOR
$C \phi_{1.8}$	-0.321**	-0.377**	-0.319**	-0.223*	-0.395**	-0.434**	-0.359**	-0.148	-0.072	-0.093	-0.121	-0.100
$T \phi_{1.8}$	-0.545**	-0.603**	-0.575**	-0.508**	-0.490**	-0.560**	-0.393**	-0.419**	-0.118	-0.169	-0.205	-0.301*
$\rho_{1.8}$	0.288**	0.266*	0.306**	0.491**	-0.367**	-0.390**	-0.230	0.004	0.136	0.223	0.314*	0.760**
Y	0.000	0.001	0.057	0.080	-0.067	-0.049	-0.011	0.045	-0.097	-0.074	-0.147	-0.022
ARW	-0.340**	-0.319**	-0.361**	-0.388**	-0.349**	-0.387**	-0.314*	-0.251	-0.410**	-0.500**	-0.423**	-0.559**
E_s	1.000	0.968**	0.891**	0.795**	1.000	0.971**	0.831**	0.641**	1.000	0.954**	0.841**	0.521**
MOE	1.000	1.000	0.883**	0.810**	1.000	1.000	0.802**	0.663**	1.000	1.000	0.855**	0.638**
PL	1.000	1.000	1.000	0.841**	1.000	1.000	1.000	0.714**	1.000	1.000	1.000	0.683**
MOR	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000

2. 1. 3. 3 重回帰分析による曲げ比例限度 (PL) と曲げ強さ (MOR) の推定

2. 1. 3. 2までの結果から、ここでは気乾材に対してのみASTM換算式を適用し、 PL 、 MOR の推定を試みる。

Table 2. 6に PL 、 MOR を目的変数とし、全変数 [MOE 、 ρ_{15} 、圧縮側材縁部から髄までの垂直距離 (Y)、 ARW 、 $T\phi_{15}$ 、 $C\phi_{15}$]、及び MOE を除く全変数の2とおりのグループを説明変数として、変数減少法による重回帰分析を行った結果を示す。

ここで、表中の数値は重回帰モデルのあてはまりの良さを示すもので、以下の式から求めた¹¹⁶⁾。

自由度調整済み決定係数 (\bar{R}^2) は、

$$\bar{R}^2 = 1 - \frac{\frac{S_e}{n-p-1}}{\frac{S_T}{n-1}} \quad (2.4)$$

ここで、 n : サンプル数、 p : 説明変数の数、 S_e : 回帰からの残差平方和、 S_T : 総平方和

重相関係数 (R) は、

$$R = \sqrt{1 - \frac{S_e}{S_T}} \quad (2.5)$$

分散比 (F) は、

$$F = \frac{\frac{S_R}{p}}{\frac{S_e}{n-p-1}} \quad (2.6)$$

ここで S_R : 回帰による平方和

C_p (マロウズの C_p) は,

$$C_p = \frac{S_e(p)}{\hat{\sigma}^2} + 2(p+1) - n \quad (2.7)$$

ここで, $S_e(p)$: p 個の説明変数を含むモデルでの残差平方和, $\hat{\sigma}^2$: 全ての説明変数を含むモデルから得られた誤差分散の推定値。

Table 2.6から, PL については MOE を説明変数に含めるか否かで推定精度が大きく変わっている。この場合, 他の全ての変数を組み合わせても MOE 単独より推定精度が低く, PL に対する予測指標としての MOE の効果は大きい。また, この場合の重回帰モデルとしては, 同表の \bar{R}^2 や C_p などの値から, MOE と ρ_{15} の組合せがベストとなったが, MOE 単独でも推定精度はかなり高い。

ここで, これら二通りの回帰式を示すと以下ようになる。

$$PL = 0.00435 MOE + 2.08 \rho_{15} - 41.0 \quad (2.8)$$

$$PL = 0.00450 MOE + 30.5 \quad (2.9)$$

一方, MOR については ρ_{15} の効果が大きく, 重回帰モデルとしては, Table 2.6の \bar{R}^2 や C_p などの値から ρ_{15} , MOE の組合せがベストとなった。ここで, ρ_{15} の MOR に対する影響がこのように高い結果を示した理由は, 供試体が気乾状態まで精度良く乾燥されていたことや, ρ から ρ_{15} への換算誤差が小さかったことなどが考えられる。このように, 今回の結果からは, MOE を除いても ρ_{15} と ARW の組合せで MOR の予測が可能との結果が得られた。ただし, これが適用されるためには, 少なくとも材料が十分に乾燥され, 且つ, ρ_{15} の換算精度が保証されなければならない。

ここで, これら三通りの回帰式を示すと以下ようになる。

$$MOR = 0.00362 MOE + 1.447 \rho_{15} - 39.5 \quad (2.10)$$

$$MOR = 1706 \rho_{15} - 308 \quad (2.11)$$

$$MOR = 0.00468 MOE + 107 \quad (2.12)$$

Table 2.6. Results of multiple regression analysis (values at $u=15\%$ of air dried lumber calculated by conversion equation of ASTM-D 2915-84).

Criterion variable	Explanatory variables	$\bar{R}^{2a)}$	$R^{b)}$	$F^{c)}$	$C_p^{d)}$	
PL	MOE, ρ_{15} , Y, ARW, $T\phi_{15}$, $C\phi_{15}$	0.735	0.873	28.28	7.00	
	MOE, ρ_{15} , Y, ARW, $T\phi_{15}$	0.737	0.872	34.12	5.53	
	All variables	MOE, ρ_{15} , Y, ARW	0.737	0.869	42.43	4.49
	MOE, ρ_{15} , Y	0.740	0.868	56.85	3.04	
	MOE, ρ_{15}	0.738	0.864	84.13	2.34	
	MOE	0.726	0.855	157.58	3.90	
	Out of MOE	ARW, ρ_{15} , Y, $T\phi_{15}$, $C\phi_{15}$	0.152	0.473	3.12	6.00
		ARW, ρ_{15} , Y, $T\phi_{15}$	0.166	0.472	3.93	4.11
		ARW, ρ_{15} , Y	0.178	0.469	5.25	2.32
		ARW, ρ_{15}	0.174	0.450	7.22	1.53
ARW		0.165	0.423	12.62	1.16	
MOR	ρ_{15} , MOE, Y, $C\phi_{15}$, ARW, $T\phi_{15}$	0.798	0.905	39.87	7.00	
	ρ_{15} , MOE, Y, $C\phi_{15}$, ARW	0.801	0.904	48.44	5.27	
	All variables	ρ_{15} , MOE, Y, $C\phi_{15}$	0.803	0.903	60.96	3.78
	ρ_{15} , MOE, Y	0.803	0.902	81.28	2.58	
	ρ_{15} , MOE	0.802	0.899	120.51	1.89	
	ρ_{15}	0.570	0.760	79.14	67.59	
	Out of MOE	ρ_{15} , ARW, $C\phi_{15}$, Y, $T\phi_{15}$	0.621	0.808	20.35	6.00
		ρ_{15} , ARW, $C\phi_{15}$, Y	0.627	0.808	25.84	4.10
		ρ_{15} , ARW, $C\phi_{15}$	0.633	0.807	34.93	2.25
		ρ_{15} , ARW	0.638	0.806	53.01	0.46
ρ_{15}		0.570	0.760	79.14	9.87	

^{a)} Coefficient of determination adjusted for the degrees of freedom. ^{b)} Multiple correlation coefficient.

^{c)} Variance ratio. ^{d)} C_p statistic of Mallows.

2. 1. 3. 4 静的曲げヤング係数 (MOE) と含水率15%時の密度 (ρ_{15}) からの曲げ比例限度 (PL) と曲げ強さ (MOR) の等級区分
非破壊的に測定できる因子から強度を推定し、等級区分する場合には、それら
の間の回帰直線を求める必要がある²²⁾。そこで2.1.3.3までの結果を踏まえ、
 MOE と ρ_{15} のそれぞれを単独の因子として PL と MOR の下限値を誘導してみ
る。

MOE と PL の関係、及び MOE と MOR の関係をそれぞれFig. 2. 2. 2. 3に示し、
 ρ_{15} と PL の関係、及び ρ_{15} と MOR の関係をそれぞれFig. 2. 4. 2. 5に示す。こ
こで、Fig. 2. 2. 2. 4の「sugi *sfb*」は建築基準法施行令第89条によるスギの短期許
容応力度 (150kgf/cm^2) を示し、Fig. 2. 3. 2. 5の「sugi *MS*」は同施行令第95条
によるスギの材料強度 (225kgf/cm^2) を示す。これらのうち、Fig. 2. 2. 2. 3. 2. 5に
ついては危険率1%で高い相関が得られているので、これらを対象として PL と
 MOR の下限値 (PL_1 , MOR_1) の等級区分を行ってみる。なお、 PL_1 と
 MOR_1 は、次式¹¹⁷⁾によって算出した。

$$Y_1 = aX_1 + b - t(n-2, 0.05) \sqrt{\left[1 + \frac{1}{n} + \frac{(X_1 - \bar{X})^2}{S_x}\right] V_*} \quad (2.13)$$

ここで、 X_1 : MOE または ρ_{15} 、 Y_1 : X_1 に対応する個々の PL_1 、 MOR_1 、
 n : サンプル組数、 \bar{X} : MOE または ρ_{15} の平均値、 S_x : MOE または ρ_{15} の
平方和、 V_* : 誤差分散。

また、(2.13)式中の V_* は、次式¹¹⁷⁾によって算出した。

$$V_* = \frac{S_y - \frac{S_{xy}^2}{S_x}}{n-2} \quad (2.14)$$

ここで、 S_y : Y_1 の平方和、 S_{xy} : X_1 と Y_1 の積和。

(2.13)式により、それぞれの下限值は以下ようになる。

Fig. 2.2の PL_i は

$$PL_i = 0.00450MOE_i + 30.5 - 2.00 \sqrt{\left[1.02 + \frac{(MOE_i - 51.7)^2}{7853}\right] \times 977} \quad (2.15)$$

Fig. 2.3の MOR_i は

$$MOR_i = 0.00468MOE_i + 107 - 2.00 \sqrt{\left[1.02 + \frac{(MOE_i - 51.7)^2}{7853}\right] \times 4161} \quad (2.16)$$

Fig. 2.5の MOR_i は

$$MOR_i = 1706\rho_{15i} - 308 - 2.00 \sqrt{\left[1.02 + \frac{(\rho_{15i} - 0.38)^2}{0.08}\right] \times 2913} \quad (2.17)$$

(2.15)~(2.17)式から求めた PL_i 、 MOR_i の等級区分例をTable 2.7~2.9に示す。ただし、Table 2.7についても、比較のために MOR_i の形に置き換えて区分した（この場合、 $MOR_i = 3/2 PL_i$ とした）。ここで、 MOE を説明変数とした場合で、 PL を目的変数とすると（Table 2.7参照）、 $MOR_i \geq 225 \text{kgf/cm}^2$ を満足する MOE の値は 40000kgf/cm^2 を若干上回る程度となるが、 MOR を目的変数とすると（Table 2.8参照）、 50000kgf/cm^2 を上回らなければならない。すなわち、 PL を目的変数とすると、 MOR を目的変数としたときに比べて MOE が 10000kgf/cm^2 以上も低い値で MS を満足する結果となった。これは、 PL/MOR が気乾材では0.76と大きかったことや、 PL を目的変数としたときの V_e が、 MOR を目的変数としたときのそれに比べて非常に小さく、 $1/4$ 以下であったことなどが原因と考えられる。ところで、 ρ_{15} を説明変数とし、 MOR を目的変数

とした場合、Table 2.8に示すように $MOR_1 \geq 225 \text{kgf/cm}^2$ を満足する ρ_{15} の値は0.38程度となった。

今回の結果では、スギ構造材の等級区分を行う場合、 MOE を説明変数としたときは、 MOR を目的変数とするよりも PL を目的変数とする方が、より効果的で精度の良い等級区分を可能とするように推察された。ただし、上述した PL/MOR が気乾材で大きくなることを確認するには、今後データの積み重ねが必要であろう。また、 PL の測定方法も困難な場合が多く（例えば、応力-ひずみ曲線が負荷当初から弓形の曲線を示すなど）、解決すべき問題も残されている。一方、説明変数として ρ_{15} を採用する場合、前述したように、少なくとも材料が十分に乾燥され、且つ、 ρ_{15} の換算精度がある程度は保証される必要がある。

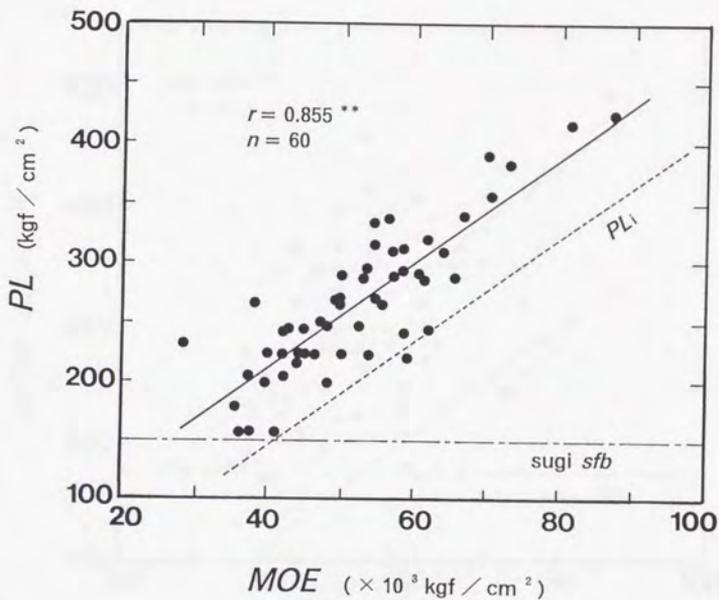


Fig.2.2. Relationships between *PL* and *MOE*.

Notes : $PL = 0.00450 MOE + 30.5$. *PL* and *MOE* are values at $u=15\%$ of air dried lumber calculated by conversion equation of ASTM-D 2915-84.

Legend: *r* : Correlation coefficient, sugi *sfb* : Allowable unit stress for temporary loading of sugi.

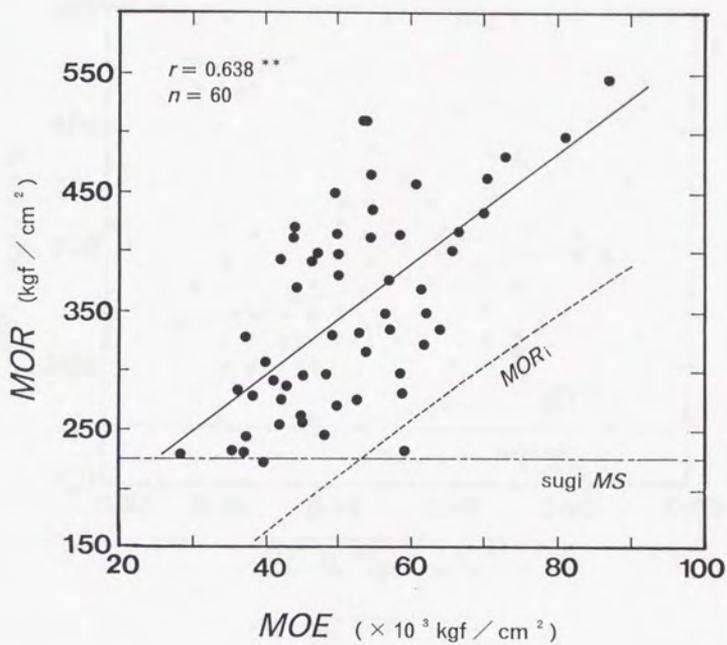


Fig.2.3. Relationships between *MOR* and *MOE*.

Notes : $MOR = 0.00468 MOE + 107$. *MOR* and *MOE* are values at $u = 15\%$ of air dried lumber calculated by conversion equation of ASTM-D 2915-84.

Legend: sugi *MS* : Material strength of sugi.

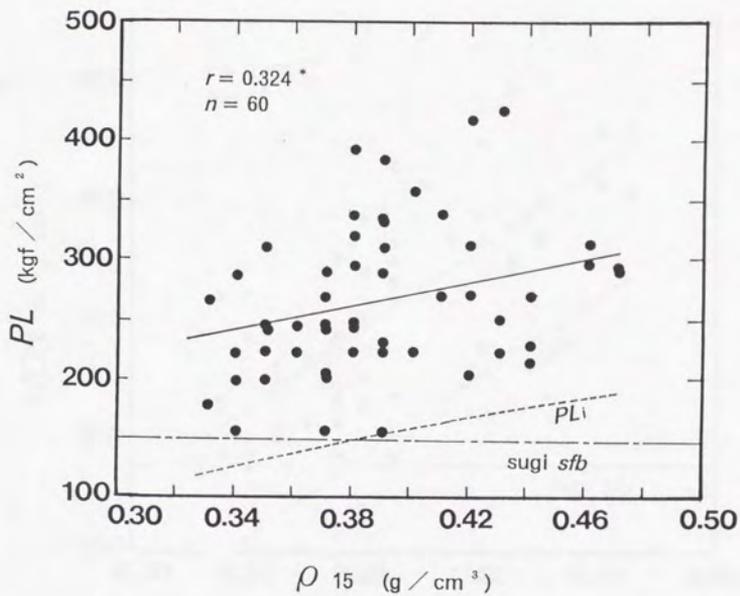


Fig.2.4. Relationships between PL and ρ_{15} .

Notes : $PL = 519 \rho_{15} + 63.7$. PL are values at $u=15\%$ of air dried lumber calculated by conversion equation of ASTM-D 2915-84.

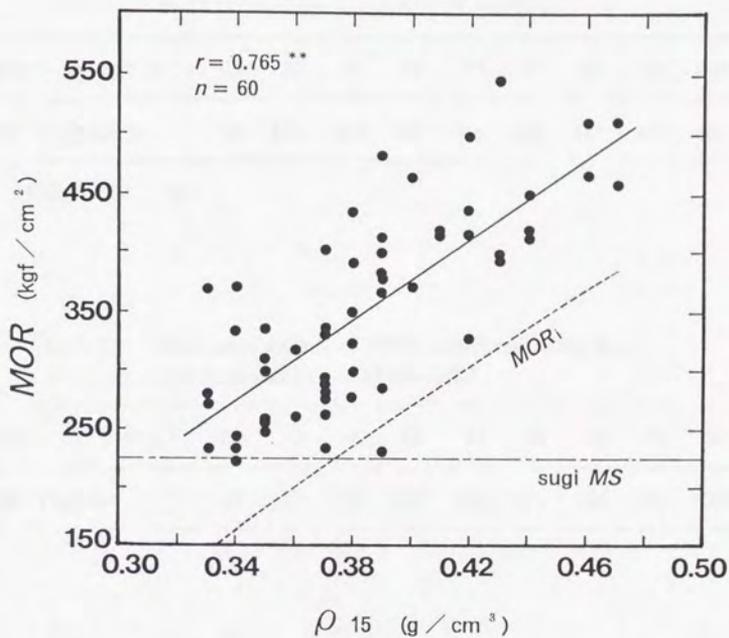


Fig.2.5. Relationships between MOR and ρ_{15} .
 Notes : $MOR = 1706 \rho_{15} - 308$. MOR are values at $u=15\%$ of air dried lumber calculated by conversion equation of ASTM-D 2915-84.

Table 2.7. Example of grading of MOR_i calculated by Eq.(2.15) and regression line of $PL - MOE$.

$MOE (\times 10^3 \text{ kgf/cm}^2)$	20	30	40	50	60	70	80	90	100
$MOR_i (\text{kgf/cm}^2)$	80	151	220	289	356	422	487	551	613

Note: $MOR_i = 3 / 2 PL_i$

Table 2.8. Example of grading of MOR_i calculated by Eq.(2.16) and regression line of $MOR - MOE$.

$MOE (\times 10^3 \text{ kgf/cm}^2)$	20	30	40	50	60	70	80	90	100
$MOR_i (\text{kgf/cm}^2)$	62	113	162	210	256	301	344	386	426

Table 2.9. Example of grading of MOR_i calculated by Eq.(2.17) and regression line of $MOR - \rho_{15}$.

$\rho_{15} (\text{g/cm}^3)$	0.30	0.33	0.36	0.39	0.42	0.45	0.48	0.51	0.54
$MOR_i (\text{kgf/cm}^2)$	91	145	197	249	299	348	397	444	490

2. 2 干割れ（乾燥割れ）と力学的性質の関係

2. 2. 1 はじめに

前節では、スギ構造材の生材、繊維飽和点材、並びに気乾材を対象として、力学的性質に及ぼす因子が u によってどのように異なるかを調べるとともに、それぞれの力学的性質に対して、ASTM-D 2915-84⁹⁾ に示された u 換算式の適用妥当性を検討し、さらに因子による等級区分を検討した。ただし、これらの場合の因子は、乾燥とは無関係に存在するものであった。そこで、本研究では、乾燥過程で生じる欠陥、特に干割れと力学的性質の関係について検討を加えることにした。

スギの生材時の u は一般に高く、しかも心材の水分移動が非常に悪いため、特に心材率の高い心持ち材では表面割れなどの損傷を生じやすい。このため、干割れ防止技術の開発などが技術的課題^{11,8)}とされている。

干割れ（特に表面割れ）は、主として表層部の乾燥による収縮が内層部によって拘束されるために生じる^{11,9)}。したがって、 ρ の高い樹種ほど収縮率が高い^{11,9, 12,0)} ことを考慮すれば、干割れを生じ易い材はむしろ力学的性能が高いと推察されなくもない。『針葉樹の構造用製材の日本農林規格』（以下 JAS と記す）の割れに関する規定も、干割れが力学的性能などに影響しないとの考えから貫通割れのみを対象とし、それ以外はその他の欠点として取り扱っている。しかしながら、工務店やハウスメーカーなどの干割れに対する評価は厳しく、近年報告された例⁹⁾でも、干割れは乾燥に関するクレームのうち一位にランクされている。また、干割れに対するクレームには、外観上の問題（視覚的に見苦しい）、施工上の問題などの他に、力学的性能低下の原因と言われる例も多いことから、前述した JAS の考え方などが、必ずしもユーザーには理解されていないのが現状である。この原因には、干割れと力学的性能の関係について、これまでに報告された例がないことから、エンドユーザーの理解を十分に得る機会が設けられなかったことも考えられる。

そこで、本研究では、スギ構造材の干割れと力学的性質の関係を明らかにするために、比較的厳しい（干割れを生じやすい）乾燥条件により気乾状態にまで乾

燥した心持ち正角材に対して曲げ試験を行い、干割れがMOR及びMOEに及ぼす影響を調べた。また、干割れを生じやすい材の予測因子についても併せて検討した。

2. 2. 2 実験

2. 2. 2. 1 供試体と乾燥方法

実験には、宮崎県耳川流域産スギの心持ち材60体を供した。寸法は、何れも長さが300cm、断面が10.5cm角である。これらの供試材に対し、2か月間の天然乾燥を実施した後、蒸気式により65~70℃、相対湿度80~95%で、30日間の人工乾燥を実施した。なお、天然乾燥は屋内で実施したが、干割れを促進させるために2台の扇風機で常時強制的に対流させた。また、供試体の積積み位置によって干割れの進行条件が異なるため、一定期間毎に積積みをし直して、全供試体がほぼ同期間外側に配列されるようにした。

ここで、供試体の物理的性質をTable 2.10に示す。同表における乾燥終了後の u は、後で説明する曲げ試験終了後に破壊試験体の一部から試験片を木取り、全乾法によって測定、算出した。また、乾燥開始時（以下生材時と記す）の u は、以下の要領で算出した。

$$W_0 = \frac{100W_d}{u_d + 100} \quad (2.18)$$

$$u_g = \frac{W_g - W_0}{W_0} \times 100 \quad (2.19)$$

ここで、 W_0 ：供試体の全乾重量（g）、 W_d ：供試体の乾燥終了後の重量（g）
 u_d ：供試体の乾燥終了後の u （%）、 u_g ：供試体の生材時の u （%）、 W_g ：供試体の生材時の重量（g）

2. 2. 2. 2 干割れの評価方法

本研究では、先に天然乾燥を実施したことなどから、内部割れは発生していない。したがって、評価の対象は木口部分から発生した表面割れ、並びに材面に独立して発生した表面割れである。

干割れの測定は、乾燥終了後、各供試体の木口面を除く4材面について、それぞれの干割れの長さを1mm単位目盛りのスケールで測定し、さらに、干割れの深さを1mm単位目盛り付きの隙間ゲージ（厚さ0.2mm）で測定した。

干割れの評価は、次の2通りの方法で行った。

干割れが力学的性質に及ぼす影響を調べるためには、干割れによって欠損した部分の縦断面積を求めなければならない。しかしながら、これを厳密に求めることは非常に困難である。そこで、便宜上、Fig. 2. 6に示す干割れの長さ方向の両端と最大深さの位置を頂点とする三角形の面積の4材面における合計、すなわち $\Sigma (I d_{max}/2)$ (cm²)を干割れによる縦断面の欠損面積とみなして評価することにした。以下、 $\Sigma (I d_{max}/2)$ については、*SCA* (Season crack areas) と記す。

一方、現場的には、簡易に干割れ長さのみから力学的性質に及ぼす影響を評価出来ることが望ましい。そこで、Fig. 2. 6に示す供試体4材面の長さの合計 ($4L$) に対する同材面に生じた干割れ総長さ (ΣI) の割合、すなわち $(\Sigma I/4L) \times 100$ (%) を併せて評価した。以下、 $(\Sigma I/4L) \times 100$ については、*SCR* (Season crack ratios) と記す。

以上の方法でそれぞれ測定、算出を行った結果、全体に干割れの進行が著しく、*SCA*は33.6~1420.3 cm² (平均値は690.9 cm²)、*SCR*は3.8~83.3% (平均値は46.3%) であった。

2. 2. 2. 3 曲げ試験

曲げ試験は、乾燥終了後における干割れの長さや深さ、 ρ 、及び E_t などを測定した後、オルゼン式万能試験機 (10tf) を用いて、Fig. 2. 1に示す要領で実施した (スパン270cm, ロードスパン90cmの3等分4点荷重方式)。この場合、干割れは主として水平せん断力との関係が深いと考えられることから、試験の実施に当たっ

ては、4材面のうち *SCA* が最大となる面が水平（はりせい面）に位置するように供試体をセットした。また、試験結果から *MOR*、*MOE* などを算出した。ここで、供試体の力学的性質を Table 2.11 に示す。

Table 2.10. Physical properties of specimens.

	At the start of drying	After the drying was finished
ρ (g/cm ³)	0.530 (0.079)	0.384 (0.037)
u (%)	63.6 (22.2)	13.2 (0.543)
ARW (mm)		5.7 (1.5)

Notes: Figures in parenthesis are unit or standard deviations. u were measured by oven drying method.

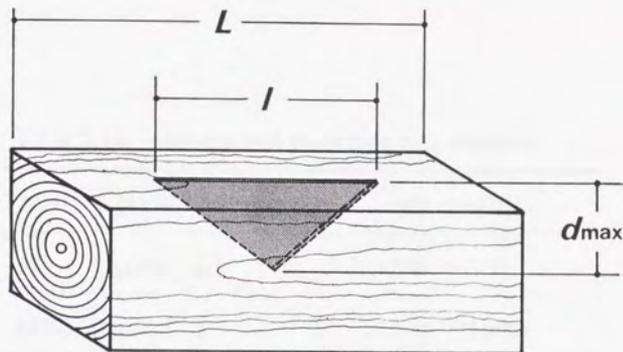


Fig.2.6. Diagram of measuring method of season cracks.
Legend: L : length of specimens (cm), l : length of season cracks (cm),
 d_{max} : Maximum depth of season cracks (cm).

Table 2.11. Mechanical properties of specimens.

<i>MOR</i> (kgf/cm ²)	365 (84.3)
<i>PL</i> (kgf/cm ²)	276 (61.5)
<i>MOE</i> (kgf/cm ²)	53300 (11600)
<i>E_t</i> (kgf/cm ²)	59800 (12800)

Note: Figures in parenthesis are unit or standard deviations.

2. 2. 3 結果及び考察

2. 2. 3. 1 干割れの曲げ強さ (*MOR*) に及ぼす影響

*SCA*と*MOR*の関係、及び*SCR*と*MOR*の関係をそれぞれFig. 2. 7, 2. 8に示す。同図から、両者の関係は、何れも危険率1%で正の相関を得ており、干割れが顕著なほど*MOR*は高くなる傾向を示している。特に、この傾向は、干割れによる縦断面の欠損面積を対象としたFig. 2. 7で著しい。したがって、干割れによって縦断面を大きく欠損した材であっても*MOR*が低いとは言えず、むしろ干割れを生じやすい材は、強度的に優れていることも考えられる。ここで、前述したように、木材の収縮率と ρ の間には密接な関係があるとされており^{119, 120)}、また、収縮率が干割れの発生に最も関係の深い因子とされている¹²⁰⁾。さらに、強度は ρ に依存するとされており、本研究においても*MOR*と乾燥終了後の ρ (以下 ρ_a と記す)の関係は、 $r=0.743^{**}$ の高い相関を得た。したがって、本研究における*MOR*と干割れの関係は、このような強度の密度依存性から説明可能と推察した。ところが、 ρ_a と*SCA*の関連性は、Fig. 2. 9に示すように、ほとんど認められない結果となった。すなわち、本研究結果からは、干割れを生じやすい材の*MOR*が高い要因を、 ρ_a との関連から説明することは出来ない。なお、*MOE*との関連から、2. 2. 3. 2で考察を加える。

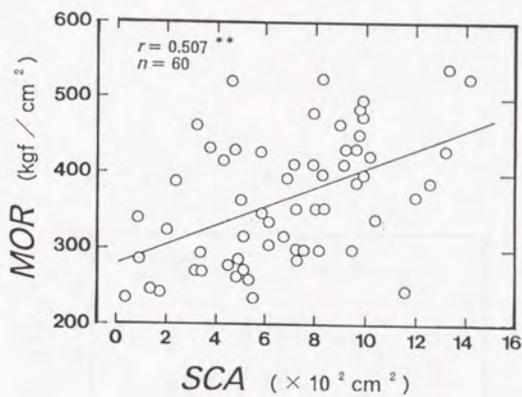


Fig.2.7. Relationships between *MOR* and season crack areas (*SCA*).

Notes : $MOR = 0.128 SCA + 276$. $SCA = (Id_{max}) / 2$.

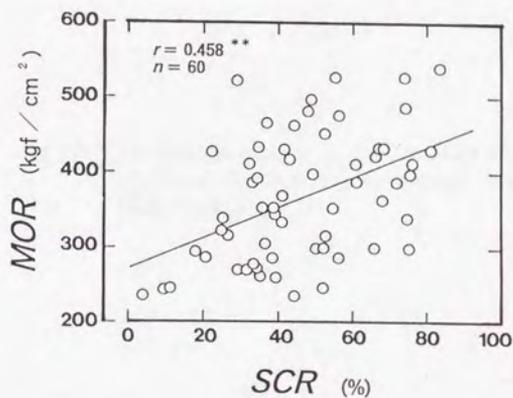


Fig.2.8. Relationships between *MOR* and season crack ratios (*SCR*).

Notes : $MOR = 2.02 SCR + 271$. $SCR = (\sum I / 4L) \times 100$.

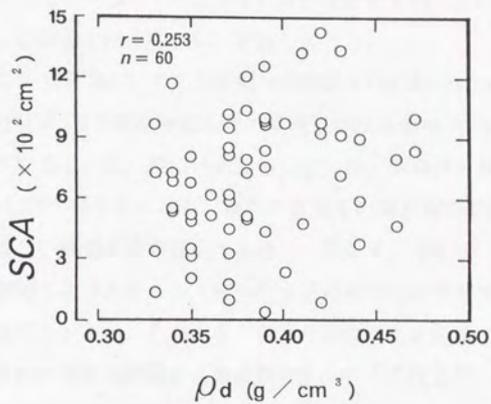


Fig.2.9. Relationships between *SCA* and densities of specimens after the drying was finished (ρ_d).

Note : $SCA = 2268 \rho_d - 181$.

2. 2. 3. 2 干割れの静的曲げヤング係数 (MOE) に及ぼす影響

SCAとMOEの関係、及びSCRとMOEの関係をそれぞれFig. 2. 10, 2. 11に示す。同図から、両者の関係は、何れも危険率1%で正の相関を得ており、しかもこの傾向は、MORにおけるよりもさらに著しい。特に、この傾向は、MORの場合と同様に、干割れによる縦断面の欠損面積を対象としたFig. 2. 10において顕著であり、MOEについても干割れを生じやすい材の方が相対的に高いことが明確に示されている。この原因を中心に、以下考察してみる。

最大縦反り矢高 (以下MBHと記す) とSCAの関係をFig. 2. 12に示す。同図から、両者の関係は危険率1%で負の相関を得ており、縦反りが大きいほど干割れが少ない傾向を示している。一方、図には示していないが、MBHとMOEの間には危険率5%で負の相関が得られており、縦反りが大きいほどMOEが低い傾向を示した (干割れが著しい場合と逆の傾向である)。ここで、木材は、 u が繊維飽和点以下になると収縮しようとするが、材内の水分傾斜や収縮異方性などによって収縮が制約されることがある。このとき、細胞自体の変形が容易であれば、干割れに結びつくと思われる細胞間層からの破断が生じにくくなる代わりに、変形 (反り) が生じやすくなるはずである。すなわち、Fig. 2. 12に示したような縦反りと干割れの関係には、細胞自体の変形の難易が拘わっているものと考えられる。この場合、このような変形の難易がMOEの大小に密接に拘わると考えれば、前述したような、縦反りが大きい (細胞自体が変形し易い) ほどMOEが低い傾向を示した結果や、干割れが著しい (細胞自体が変形しにくい) ほどMOEが高くなる傾向を示したFig. 2. 10, 2. 11の結果も、十分に説明出来る。

ところで、一般的な傾向と同様に、本研究でもMORとMOEの相関は高い結果が得られた ($r = 0.628^{**}$)。したがって、干割れが生じやすい材をMOEの高い材と考えれば、2. 2. 3. 1の干割れとMORの関係も容易に理解できる。

これらの結果は、干割れによって縦断面が大きく欠損した場合であっても、材質の低下にはほとんど影響しないことや、干割れを生じやすい材の材質が、少なくとも変形しやすい材の材質に比べて相対的に高いことなどを示している。

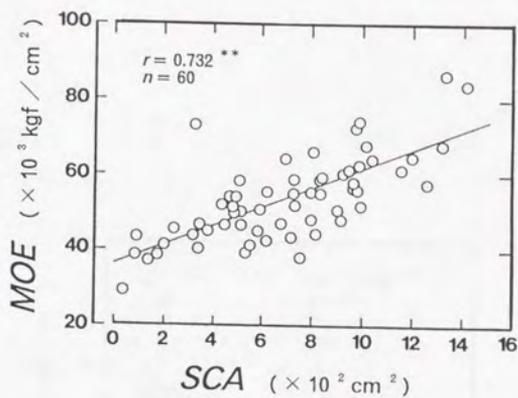


Fig.2.10. Relationships between *MOE* and *SCA*.
 Note : $MOE = 25.3 SCA + 35854$.

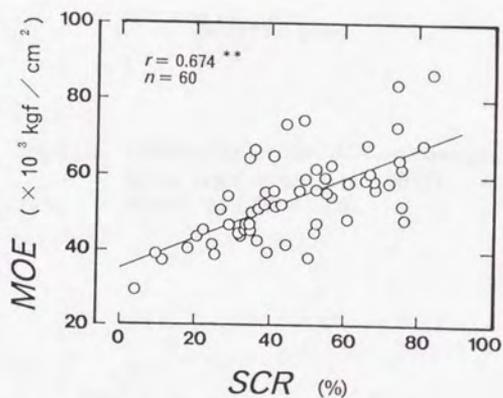


Fig.2.11. Relationships between *MOE* and *SCR*.
 Note : $MOE = 408 SCR + 34477$.

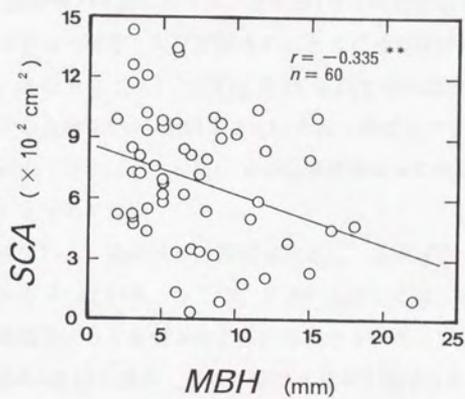


Fig.2.12. Relationships between *SCA* and maximum bowed height of specimens (*MBH*).

Note : $SCA = -24.6 MBH + 866$.

2. 2. 3. 3 干割れの予測因子

干割れは、前述したように、材内の水分傾斜や収縮異方性などが乾燥応力を発生させることによって生じる。特に、スギは心材の水分移動が非常に悪い¹²⁾ため、必然的に干割れを生じやすい。そこで、ここでは主としてこれらの影響を考慮した因子から、乾燥前の段階で干割れを予測出来るかどうかを検討する。

u_g とSCAの関係、生材時の重量に対する天然乾燥1カ月経過後の重量の比(以下 ΔW と記す)とSCAの関係、及び生材時の ρ とSCAの関係をそれぞれFig. 2. 13~2. 15に示す。各図を見てみると、Fig. 2. 13, 2. 14では有意な相関が得られておらず、Fig. 2. 15でも危険率5%の相関を得ているものばらつきが大きい。したがって、スギ構造材の干割れは、生材時の u や乾燥初期の u の変化の程度にはさほど依存しないものと考えて良い。

ARWとSCAの関係をFig. 2. 16に示す。同図を見ると、ARWが小さいほど干割れが生じやすい傾向を示している。ここで、干割れに対しては、収縮率との関連から、外層部の年輪幅が大きく影響するように思われる。そこで、供試体の木口面(元口側)に直径8cmの円を描き、その外側のARWを測定したうえ、再度SCAとの関係を調べた。その結果、相関はさらに高くなり $r = -0.456^{**}$ を得た。すなわち、干割れに対するARW、特に外層部の関与が認められた。

偏心率(以下EOPと記す)とSCAの関係をFig. 2. 17に示す。同図から、大きく偏心している材ほど干割れが少ない傾向を示している。この原因の一つには、偏心材の繊維走向が材の軸方向に平行でないために干割れが連続しにくいことが考えられる。

ここで、SCAを目的変数、上述の各因子及びMOEを説明変数として変数減少法による線形重回帰分析を行った。その結果、最適重回帰モデルはMOE、 ΔW 、EOPの組み合わせがベストとなった。ただし、上述の各因子を全て組み合わせてもMOE単独よりも推定精度は低い。したがって、スギ構造材の乾燥に当たって干割れが生じやすい材を予測する場合、MOEに注意することが適切であろう。しかしながら、本研究では一般的に言われる干割れの原因とは必ずしも一致しない結果も得られていることから、実際には、干割れは水分傾斜、収縮異

方性のみならず、製材方法、乾燥方法なども含めた各因子間の複雑な関連から発生することに注意しなければならない。

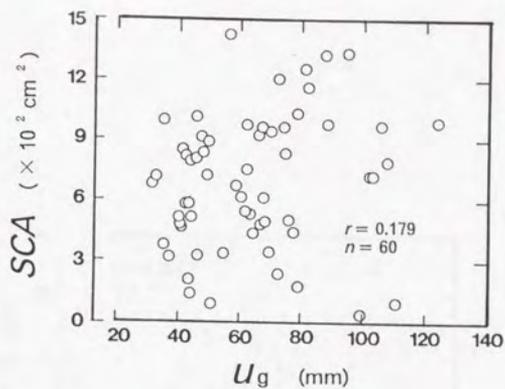


Fig.2.13. Relationships between SCA and moisture content of specimens at the start of drying (u_k).

Note : $SCA = 2.69 u_k + 520$.

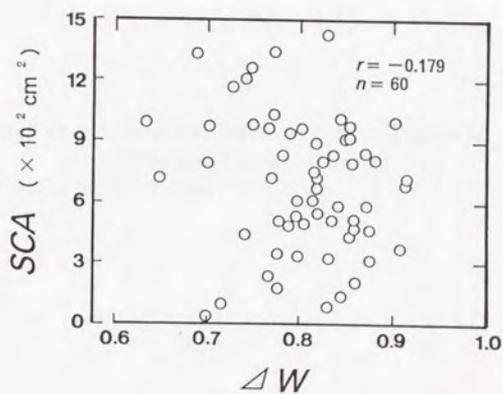


Fig.2.14. Relationships between SCA and ratio of the weight of specimens after month to that of specimens at the start of drying (ΔW).

Note : $SCA = -945 \Delta W + 1451$.

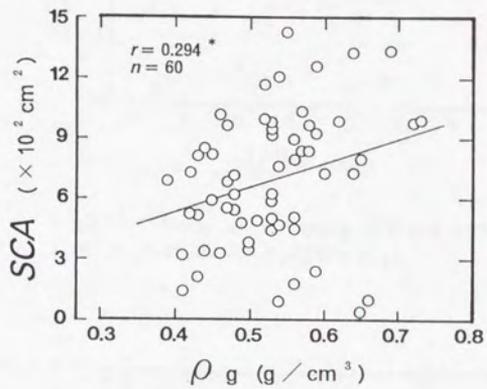


Fig.2.15. Relationships between *SCA* and densities of specimens at the start of drying (ρ_g).

Note : $SCA = 1236 \rho_g + 35.3$.

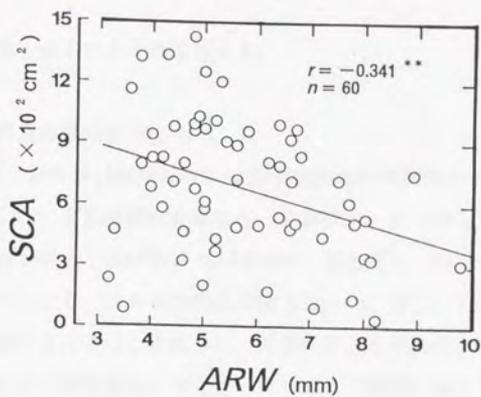


Fig.2.16. Relationships between *SCA* and *ARW*.
 Note : $SCA = -75.1 ARW + 1117$.

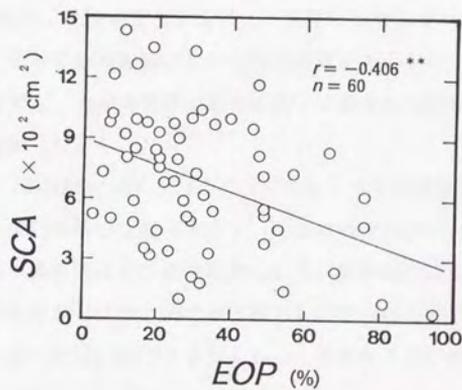


Fig.2.17. Relationships between *SCA* and eccentricity of pith (*EOP*).
 Note : $SCA = -6.60 EOP + 898$.

2. 3 結論

第2章で得られた結果を以下にまとめて述べる。

・因子の検討と力学的性質の推定について

(1)生材に対する気乾材(含水率15%換算値)の力学的性能の変動割合(実測変動)と、ASTM-D 2915-84による同様の変動割合(計算変動)を比較した結果、静的曲げヤング係数(MOE)と曲げ強さ(MOR)に対しては、前者の上昇割合の方が後者のそれより小さく、やや危険側の評価となった。特に、MORの下限値の実測変動は、乾燥によってむしろ減少し、計算変動とは逆の傾向を示した。したがって、ASTMによる換算値は少なくともMORの下限値に対しては過大評価となり、含水率のかけ離れたものに対して、ASTMを用いてMORを含水率15%時に換算することには問題があると考えられた。一方、曲げ比例限度(PL)に対する計算変動は、平均値ではやや過小評価となり、下限値では概ね妥当となる結果を示した。

(2)スギ構造材の力学的性能に影響を及ぼす因子は、負荷時の含水率によってかなり異なった。この場合、生材や繊維飽和点材の力学的性能をASTMにより含水率15%時に換算した場合でも、力学的性能に対する因子の影響が気乾材の場合と同様になる傾向は示さなかった。

(3)以上の結果をもとに、気乾材のPL、MOR(何れもASTM換算値)を目的変数とし、MOE、含水率15%時の密度(ρ_{15})、圧縮側材縁部から髄までの垂直距離、平均年輪幅、集中節径比などを説明変数として、変数減少法による重回帰分析を行った結果、PLに対しては、MOE単独でもかなり高い推定精度が得られた。一方、MORに対しては、MOEよりも ρ_{15} の効果が大きい結果が得られた。

(4)MOEと ρ_{15} のそれぞれを因子として、PLとMORの下限値の等級区分を実施した結果、PLを目的変数とすると、MORを目的変数としたときに比べてMOEが10000kgf/cm²以上も低い値で、建築基準法施行令第95条によるスギの材料強度(225kgf/cm²)を満足する結果となった。これは、PL/MORが気乾材

では0.76と大きかったことや、 PL を目的変数としたときの誤差分散が、 MOR を目的変数としたときのそれに比べて非常に小さく、 $1/4$ 以下であったことなどが原因と考えられる。ただし、 PL/MOR が気乾材で大きくなることを確認するには、更なるデータの積み重ねが必要である。また、 PL の測定方法も困難な場合が多く（例えば、応力-ひずみ曲線が負荷当初から弓形の曲線を示すなど）、解決すべき問題も残されている。一方、説明変数として ρ_{15} を採用する場合、少なくとも材料が十分に乾燥され、且つ、 ρ_{15} の換算精度がある程度は保証される必要がある。

・干割れ（乾燥割れ）と力学的性質の関係について

(5)干割れが顕著なほど MOR は高くなる傾向を示した。特に、干割れによる縦断面の欠損面積の大きさと MOR の関係においてこの傾向が著しかったことを考慮すると、干割れが著しい材であっても MOR が低いとは言えず、むしろ強度的に優れていることも考えられた。

(6)干割れが顕著なほど MOE は高くなる傾向を示した。しかも、この傾向は MOR におけるよりもさらに著しかった。また、 MOR の場合と同様に、干割れによる縦断面の欠損面積の大きさと MOE の関係においてこの傾向が著しかったことを考慮すると、干割れを生じやすい材の MOE が相対的に高いことが示されたものと考えて良い。この原因としては、細胞自体の変形の難易が考えられる。すなわち、細胞自体が変形しにくければ、乾燥の際に細胞間層からの破断が生じ、結果として干割れを生じ易くなるはずであり、さらに、細胞自体が変形しにくいことと MOE が高いことが関連するならば、干割れが顕著なほど力学的性質が高いことの説明が可能である。

(7)干割れは、生材時の含水率や乾燥初期の含水率変化の程度には、さほど影響を受けないことが分かった。

(8)平均年輪幅が小さい材ほど干割れが顕著になる傾向を示した。また、大きく偏心している材ほど干割れが少ない傾向を示した。

(9)干割れによる縦断面の欠損面積を目的変数、生材時の含水率、乾燥初期の含水

率変化, 平均年輪幅, 偏心率, *MOE*などを説明変数として変数減少法による重回帰分析を行った。その結果, スギ構造材の乾燥に当たって干割れが生じやすい材を予測する場合, *MOE*に注意することが適切との結果が得られた。

第3章 高次固有振動数によるスギ構造材の材質推定

3. 1 丸太の高次固有振動数による製材後の構造材の力学的性質推定

3. 1. 1 足場板

3. 1. 1. 1 はじめに

木材の適正利用をはかるためには、製材前の丸太の段階で用途別区分を行うことが大変重要であり、このことは、歩留まりの向上や製品の性能保持に不可欠な要素と考えられる。近年では、これを背景に丸太の縦振動ヤング係数を用いた製材の静的曲げヤング係数^{10, 11, 84)} (以下MOEと記す) や曲げ強さ^{12, 84)} (以下MORと記す) の推定、並びに計測項目を減らした簡易な評価法として、丸太の縦振動固有振動数 (以下、単に固有振動数と記す) のみを用いた製材のMOEの推定^{13, 14)} などが検討されている。ところで、これらの場合に通常用いられる一次固有振動数は、振動の拘束により精度が低下するため¹⁴⁾、計測の際には出来るだけ基本振動の節を支える必要がある。しかし、重量のある丸太の場合、それに要する作業はかなり大変である。

一方、製材の高次固有振動数は、棧積み状態でも振動の拘束のない場合とほぼ同様の値を示すことが明らかにされている^{14, 85)}。このことが、拘束条件の厳しい積み上げられた状態 (以下棧積み状態と記す) の丸太にも適用されるならば、計測のために丸太を運び出す作業や基本振動の節を支える作業などが不要となり、丸太の段階での用途別区分を一層容易に行うことが可能となる。

本研究では、丸太の一次～四次固有振動数を、棧積み状態と丸太の中央1点支持のそれぞれにおいて測定し、両者の相関性を検討した。その結果、三次と四次固有振動数では両者がほぼ同様の値を示したことから、棧積み状態における丸太の四次固有振動数を因子として、製材後の足場板の等級区分の可能性を検討した。

3. 1. 1. 2 実験

(a) 供試丸太

宮崎県都城市原木市場において、高岡産スギ27本及び串間産スギ3本の2番玉以

上を供試丸太として選定した。ここで、供試丸太の特徴は、高岡産では元口径：27.5～32.5cm，末口径：24.5～27.5cm，長さ：393～409cm，平均年輪幅：4.3～6.1mm，見かけの密度（以下 ρ と記す）：0.59～0.84g/cm³，及び縦振動ヤング係数：77300～100500kgf/cm²，また，串間産では元口径：30.0～33.0cm，末口径：25.0～26.5cm，長さ：406～408cm，平均年輪幅：4.3～5.9mm， ρ ：0.65～0.90g/cm³，及び縦振動ヤング係数：47100～69500kgf/cm²である。

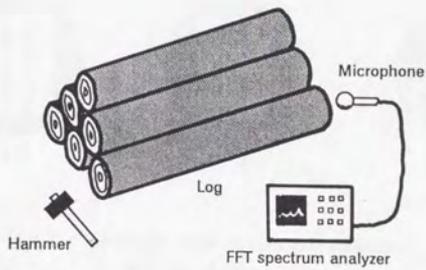
(b) 固有振動数の計測方法

最初に、Fig. 3. 1-(a)に示すような極積みの状態で、供試丸太の一次から四次までの固有振動数を計測した。次に、フォークリフトで供試丸太を1本ずつ運び出し、Fig. 3. 1-(b)に示すように丸太の中央1点支持の状態にした後、再び同様の計測を行った。なお、後者の計測の際には、同時に縦振動ヤング係数も求めた。

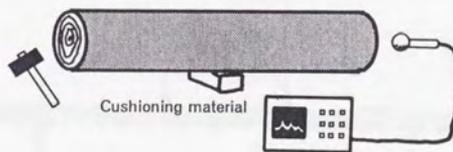
固有振動数の計測方法は、丸太の一端面をハンマで打撃し、他端面に置いたマイクロフォンで縦振動音をキャッチしたうえ、FFTアナライザ画面上にパワースペクトルを表示させ、画面上でX軸（周波数軸）カーソルを移動する方法を用いた〔Fig. 3. 1-(a), (b)参照〕。また、計測に当たっては、画面上に四次までの固有振動数が表示されるように予め周波数レンジ（2000Hz）を設定した。

(c) 供試丸太の製材と曲げ試験

固有振動数の計測終了後には、高岡産23本、串間産3本の供試丸太を、Fig. 3. 2に示す要領で足場板の寸法に製材し、長さ方向に2等分割したうえ、材質が同様となるように元口側と末口側を交互に取る形でグループ分けを行った。なお、足場板の長さは概ね200cmで、枚数は1グループ当たり高岡産69枚（計138枚）、串間産8枚（計16枚）である。製材後には、節などの欠点因子を測定し、一方は生材のまま（高岡産：含水率44～136%，串間産：含水率119～243%），他方は10日間の蒸気式人工乾燥処理後に（高岡産：含水率11～17%，串間産：含水率11～17%），オルゼン式万能試験機（10tf）を用いて、Fig. 3. 3に示す要領で曲げ試験を実施した。



(a)



(b)

Fig.3.1. Diagram of measuring method of natural frequencies (first to fourth vibration mode) by hitting the cross section of log with hammer.

Notes: (a): Pile of logs, (b): Center point support of log.

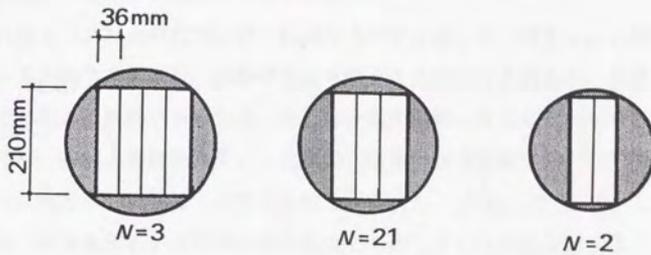


Fig.3.2. Sectional view of lumbering method.
 Legend: N: Number of logs.

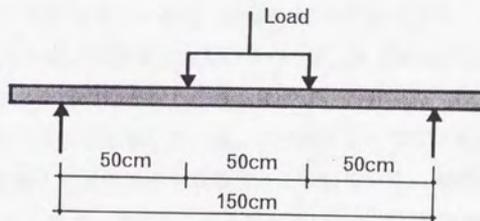


Fig.3.3. Diagram of bending test method for scaffolding board.

3. 1. 1. 3 結果及び考察

(a) 丸太の固有振動数と振動拘束の関係

極積み状態では、丸太が相互に自由振動を拘束するように作用することが考えられる。一方、固有振動数は、振動の節以外のところで支持されると、本来の固有振動数より大きく計測されるなど、正しい計測が困難になることが知られている。ところが、極積み製材を対象とした例で、高次固有振動数ではその影響はほとんど認められない^{14, 66)}ことが明らかにされた。ここでは、主として、この傾向が振動拘束条件の厳しい極積み状態の丸太でも生じるどうかを検討する。

本実験における丸太の縦振動パワースペクトルの典型的な例をFig. 3.4に示す。ここで、Fig. 3.4-C、すなわち極積み状態における下段の丸太のように比較的厳しい振動拘束条件下においては、境界条件を満足する正しい一次固有振動数を求めることは非常に困難であるが、二次以上の振動次数であれば、振動拘束条件と無関係に同値をほぼ正しく求められる傾向が看取される。そこで、この傾向をさらに詳細に分析するために、全ての供試丸太について、極積み状態における丸太の一次～四次固有振動数と中央1点支持における同固有振動数の関係を調べた結果をFig. 3.5に示す（以下前者を $F_e1 \sim F_e4$ 、後者を $F1 \sim F4$ と記す）。同図から、 F_e1 に対する $F1$ はやや低い傾向を示しているが、 F_e2 に対する $F2$ は図中の $F_e n = F_n$ のラインにかなり近づいており、さらに F_e3 と $F3$ 及び F_e4 と $F4$ の関係では、何れも両者が同ラインに近似している。この要因としては、低次の振動次数の方が振動の腹の位置と振動を拘束される部分との関係から、振動の拘束を生じやすい¹⁴⁾ことが考えられる。また、これらの傾向は、前述した極積み製材で検討された実験例^{14, 66)}とほぼ同様であることから、材種条件に係わらず、しかもかなり厳しい振動拘束条件下であっても、高次固有振動数では振動の拘束を生じにくいものと言える。

ところで、Fig. 3.5のうち F_e1 と $F1$ の関係を見てみると、全体としては $F_e1 > F1$ の傾向を示しているものの、かなりのばらつきが認められる。このことは、低次の固有振動数に対する極積みの影響が必ずしも同一ではないことを示している。これは、同じ極積み状態であっても、上段に位置する丸太、回りを他の丸太で囲

まれている丸太、下段に位置する丸太など、丸太の位置関係によって振動拘束条件がかなり異なるためと推察される。この点を確認するために、Fig. 3.4-B, Cの丸太を例に、 $F_c.n$ と F_n の関係が、振動拘束条件の相違によってどのように異なるかを以下検討する。上段に置かれた丸太の一例であるFig. 3.4-Bの丸太では、 $F_1/F_c.1=0.998$, $F_2/F_c.2=1.006$, $F_3/F_c.3=1.008$, 及び $F_4/F_c.4=1.009$ で、 $F_n/F_c.n$ は何れも1に近似している。一方、下段に置かれた丸太の一例であるFig. 3.4-Cの丸太では、 $F_1/F_c.1=0.846$, $F_2/F_c.2=0.976$, $F_3/F_c.3=0.992$, 及び $F_4/F_c.4=0.997$ で、三次と四次の振動次数では何れも1に近似しているが、一次固有振動数では明らかに $F_c.1$ よりも F_1 の方が小さい。この傾向は、他の丸太でも同様であり、極積み状態でも振動拘束の少ない上段の丸太などは $F_c.1 \approx F_1$ であったが、周囲を他の丸太で囲まれていたり、下段に置かれている振動拘束条件の厳しい丸太は、 $F_c.1 > F_1$ の傾向を示した。これらは、前述した推察を裏付ける結果であり、同じ極積み状態であっても、丸太の位置関係により振動拘束条件がかなり異なることを示すものである。

以上の結果は、ごぼう積み状態（横に並べられたような状態）のように振動拘束のさほど厳しくない条件下では、振動次数に係わらず境界条件を満足する正しい固有振動数を求められることや、極積み状態のように振動拘束が厳しい条件下では、少なくとも三次以上の振動次数であれば、正しい固有振動数を求められることなどを示している。

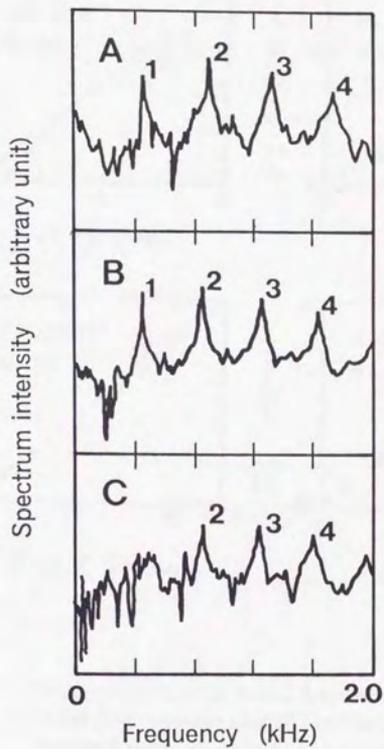


Fig.3.4. Typical power spectrum of longitudinal vibration.

Notes: A: Center point support of log,
 B: Upper log in pile of logs,
 C: Lower log in pile of logs.

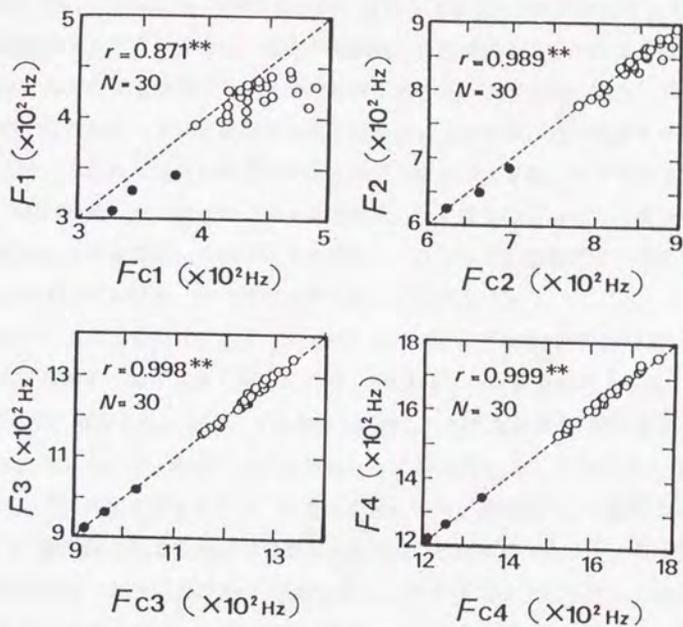


Fig.3.5. Relationships between natural frequencies measured under center point support of $\log(F)$ and natural frequencies measured under pile of logs (F_c) at four vibration modes.

Legend: F_1, F_{c1} : First natural frequency, F_2, F_{c2} : Second natural frequency, F_3, F_{c3} : Third natural frequency, F_4, F_{c4} : Fourth natural frequency, r : Correlation coefficient, $**$: Mark shows that the levels of significances are 1%, \circ : Sugi grown in Takaoka, \bullet : Sugi grown in Kushima.

(b) 極積み丸太の四次固有振動数 ($F_{.4}$) と製材後の足場板の曲げ強さ (MOR)、静的曲げヤング係数 (MOE) の関係

(a)の結果から、三次以上の固有振動数は、極積み状態で計測された場合であっても、振動を拘束されない場合の一次固有振動数と同程度に MOR や MOE の非破壊的指標としての推定精度を有するものと推察される。ここでは、主としてこの点を確認するために、 $F_{.4}$ と製材後の足場板の MOR 及び MOE の関係を検討する。ここで、足場板は生材の状態で流通することが多い。また、屋外で使用されることが多いため、その含水率 (以下 u と記す) は、場合によっては作業中大きく変動する。本実験では、これらの点を考慮し、生材と人工乾燥材のそれぞれを対象として $F_{.4}$ と MOR 、 MOE の関係を検討することにした。

$F_{.4}$ と各丸太別に得られた足場板 (2~4枚) の MOR の平均値 (以下 MOR_{\dots} と記す)、及び MOE の平均値 (以下 MOE_{\dots} と記す) の関係をそれぞれ Fig. 3. 6, 3. 7 に示す。同図から、 $F_{.4}$ とそれぞれの関係は、何れも危険率 1% で有意な相関を得ている。ここで、生材、人工乾燥材ともに MOE_{\dots} の方が MOR_{\dots} に比べてかなり高い相関を得ているが、固有振動数の自乗が縦振動ヤング係数に対応し、かつ、縦振動ヤング係数が MOE と極めて高い相関を有することから予測出来る結果である。また、 MOR_{\dots} 、 MOE_{\dots} ともに生材と比較して人工乾燥材のばらつきがやや大きい。この原因としては、以下のようなことが考えられる。(i) $F_{.4}$ を計測した時点での丸太の u が、生材の MOR 、 MOE 測定時の u とは同程度であるが、人工乾燥材の MOR 、 MOE 測定時の u とは異なること。

(ii) それぞれの人工乾燥材で乾燥進行の程度、乾燥むらの状態、及び乾燥による損傷 (特に節周辺) の影響が異なること。

現場においても、 $F_{.4}$ 計測時における丸太の u が繊維飽和点以下ということは、ほとんどありえないので、生材よりも乾燥材を区分する場合の方が、若干推定精度が低くなるのはやむを得ないことである。

ここで、比較のために F_1 と MOR_{\dots} 、 MOE_{\dots} の関係を Fig. 3. 8, 3. 9 に示す。同図の傾向は、Fig. 3. 6, 3. 7 に示す $F_{.4}$ を因子とした場合とほぼ同様であり、危険率 1% で有意な相関を得ているが、 $F_{.4}$ を因子とした場合よりも若干ばらつきが大

きい。この結果は、少なくとも $F_{.4}$ が F_1 に匹敵する MOR 、 MOE の非破壊的指標であることを示している。

以上の結果から、 $F_{.4}$ から $MOR_{...}$ 、 $MOE_{...}$ を一定の精度で予測できる可能性が示唆された。しかしながら、現場における適用（実用性）を考えれば、 $F_{.4}$ から個々の足場板の MOR や MOE を予測したいところである。ただし、この場合に考慮すべき問題として、スギの強度性能が、樹幹内における髓から樹皮付近までの半径方向において大きく変動する¹²²⁾ことが考えられる。すなわち、足場板のような板材は一本の丸太から複数枚製材されるので、各々の材で丸太断面における位置関係（特に未成熟材を含む割合）が異なり、必ずしも MOR や MOE が同様の値を示さないことが考えられる。この点を確認するために、全ての足場板を、大まかに心持ち材と心去り材のグループに分けて MOR や MOE の差を検定した結果を Table 3.1, 3.2 に示す。予想したように、全体としては有意差が得られる結果となった。したがって、 $F_{.4}$ から個々の足場板の MOR や MOE を予測するに当たっては、この様な樹幹内における材質変動に対する何らかの配慮を施すことが、より精度を高めることになろう。

そこで、ここでは実用性（あまり複雑な仕分けは現場での適用には不向きと考える）や Table 3.1, 3.2 の結果などを考慮し、全ての足場板をおおまかに心持ち材と心去り材に分けて検討することにした。

$F_{.4}$ と生材の MOR （以下 MOR_w と記す）及び MOE （以下 MOE_w と記す）の関係を、それぞれ心持ち材、心去り材別に Fig. 3.10, 3.11 に示し、 $F_{.4}$ と人工乾燥材の MOR （以下 MOR_D と記す）及び MOE （以下 MOE_D と記す）の関係を同様に Fig. 3.12, 3.13 に示す。同図から、 $F_{.4}$ と MOR_w 、 MOE_w 、 MOR_D 、 MOE_D の関係は、丸太別の平均値（ $MOR_{...}$ 、 $MOE_{...}$ ）で評価した結果（Fig. 3.6, 3.7）に比べて若干推定精度は劣るものの、何れも危険率1%で有意な相関を得ている。ここで、心持ち材と心去り材に分けずに $F_{.4}$ と MOR_w 、 MOE_w 、 MOR_D 、 MOE_D の関係を求めた結果、それぞれ $r=0.634^{**}$ 、 $r=0.747^{**}$ 、 $r=0.454^{**}$ 、 $r=0.612^{**}$ となった。何れも、危険率1%で有意な相関を得ているものの、全体に Fig. 3.10~3.13 に示すよりは低い値である。したがって、足場板の

MOR や MOE を推定する場合に、大まかに心持ち材と心去り材に分けることは、推定精度の面から一定の効果を有するものと言える。

一方、丸太別の平均値で検討した場合と同様に、比較のために $F1$ と MOR_w の関係を検討した結果、心持ち材では $r=0.668^{**}$ 、心去り材では $r=0.624^{**}$ 、 $F1$ と MOE_w の関係は、心持ち材では $r=0.793^{**}$ 、心去り材では $r=0.823^{**}$ となった。また、 $F1$ と MOR_b の関係は、心持ち材では $r=0.450^{**}$ 、心去り材では $r=0.551^{**}$ 、 $F1$ と MOE_b の関係は、心持ち材では $r=0.598^{**}$ 、心去り材では $r=0.700^{**}$ となった。これらの値は、Fig. 3.10~3.13に示す $F_{.4}$ を因子とした場合よりもむしろ低いことから、個々の足場板を評価する場合でも、 $F_{.4}$ は少なくとも $F1$ に匹敵する MOR 、 MOE の非破壊的指標になるものと考えて良い。

ところで、Fig. 3.12における MOR_b と $F_{.4}$ の関係のうち心持ち材で、 $F_{.4}$ に対する MOR_b が極端に低くプロットされているものがある（ $F_{.4}=170711z$ に対して $MOR_b=294\text{kgf/cm}^2$ ）。この足場板のモーメント一定区間内における引っ張り側の面には、非常に大きな流れ節（節径比0.48）が存在し、比例限度直後に節近傍から破壊していた。したがって、前述の結果から丸太の $F_{.4}$ を用いて製材後の個々の足場板の MOR や MOE を推定することは十分に可能と考えられるが、 MOR を推定するに際しては、材面に生じる大きな流れ節には注意する必要がある、何らかの形で評価を加えるべきであろう。

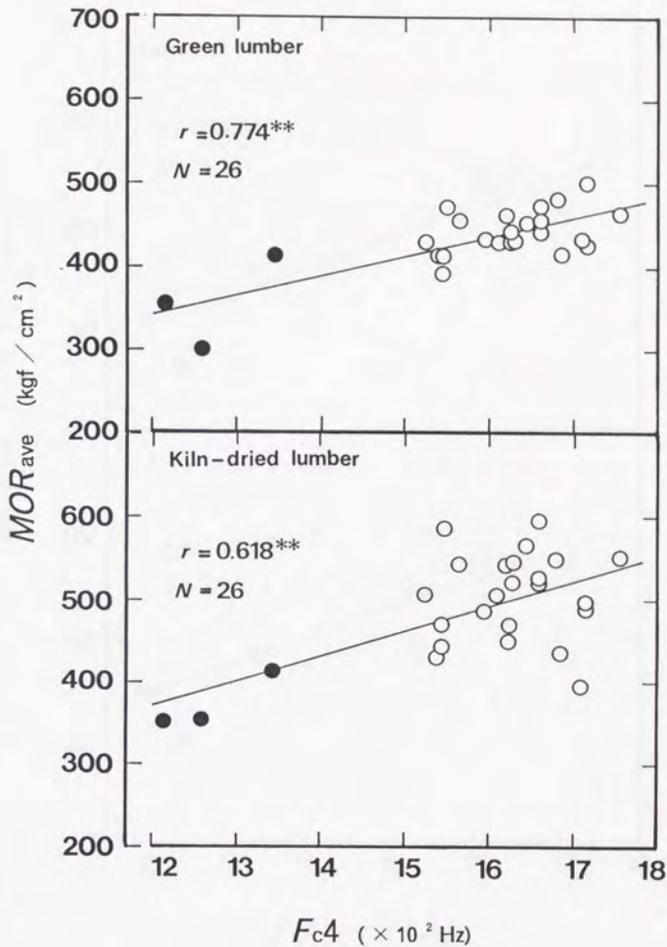


Fig.3.6. Relationships between modulus of rupture of scaffolding board (average value in each log, MOR_{ave}) and F_{c4} .

Notes : Green lumber: $MOR_{ave} = 0.235 F_{c4} + 56.3$,

Kiln-dried lumber: $MOR_{ave} = 0.310 F_{c4} - 2.59$.

Legend: ○, ● : Refer to Fig.3.5.

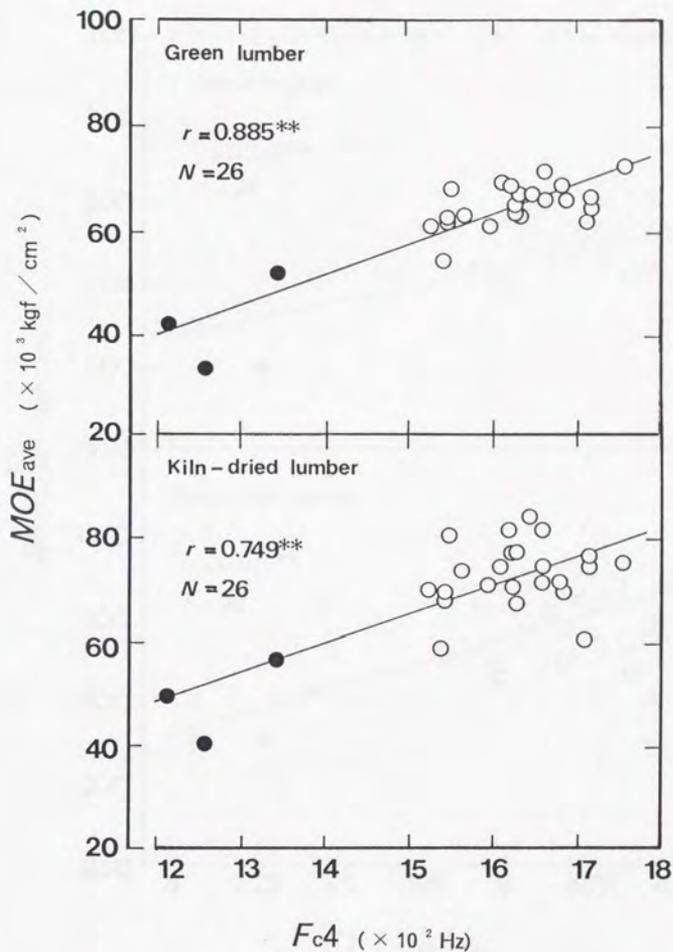


Fig.3.7. Relationships between modulus of elasticity of scaffolding board (average value in each log, MOE_{ave}) and F_{c4} .

Notes : Green lumber: $MOE_{ave} = 59 F_{c4} - 31800$,
Kiln-dried lumber: $MOE_{ave} = 57 F_{c4} - 20800$.

Legend: ○, ● : Refer to Fig.3.5.

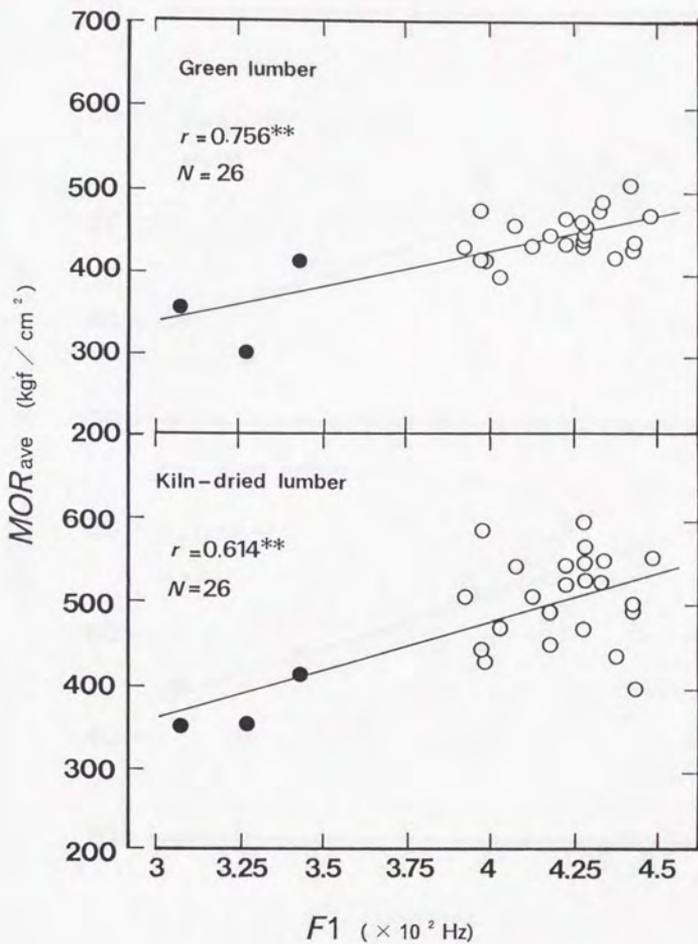


Fig.3.8. Relationships between MOR_{ave} and $F1$.

Notes : Green lumber: $MOR_{ave} = 0.863 F1 + 74.4$,

Kiln-dried lumber: $MOR_{ave} = 1.156 F1 + 13.6$.

Legend: ○, ● : Refer to Fig.3.5.

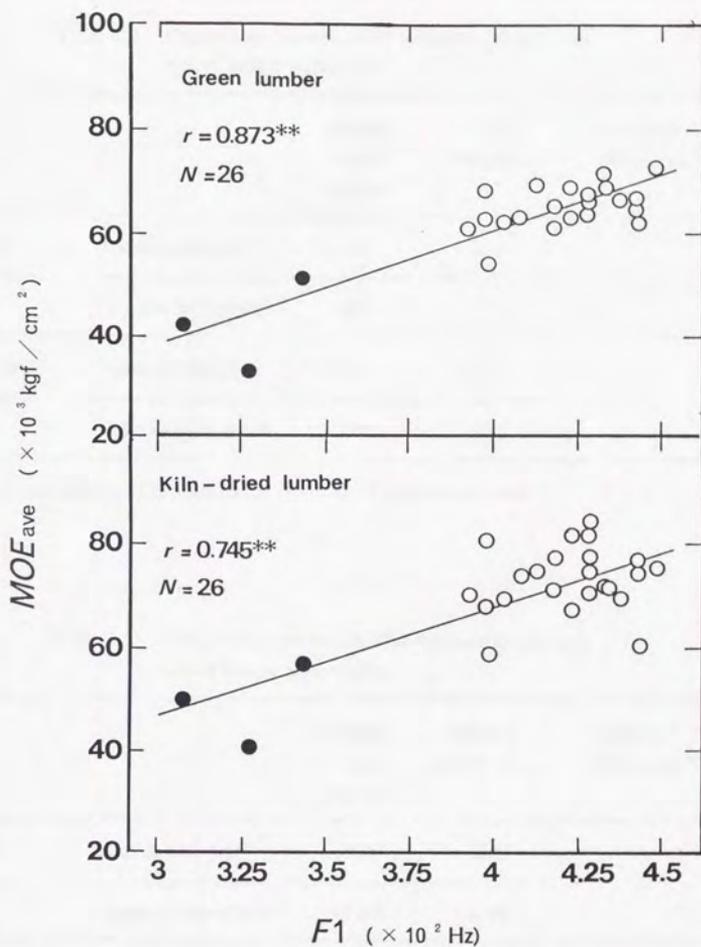


Fig.3.9. Relationships between MOE_{ave} and $F1$.

Notes : Green lumber: $MOE_{ave} = 219 F1 - 28200$,

Kiln-dried lumber: $MOE_{ave} = 213 F1 - 18000$.

Legend: ○, ● : Refer to Fig.3.5.

Table 3.1. Comparisons between *MOR* of lumber with pith and that of lumber without pith.

		Average values (kgf/cm ²)	Standard deviations	Significant differences ^{a)}
Green lumber	Lumber with pith	430	35.5	×
	Lumber without pith	443	38.9	
Kiln-dried lumber	Lumber with pith	471	68.9	○
	Lumber without pith	536	80.1	

^{a)} Significant differences indicate results of test in 5% significance level.

Table 3.2. Comparisons between *MOE* of lumber with pith and that of lumber without pith.

		Average values (kgf/cm ²)	Standard deviations	Significant differences ^{b)}
Green lumber	Lumber with pith	60000	5900	○
	Lumber without pith	67300	6500	
Kiln-dried lumber	Lumber with pith	68700	7700	○
	Lumber without pith	76000	9900	

^{b)} Significant differences indicate results of test in 5% significance level.

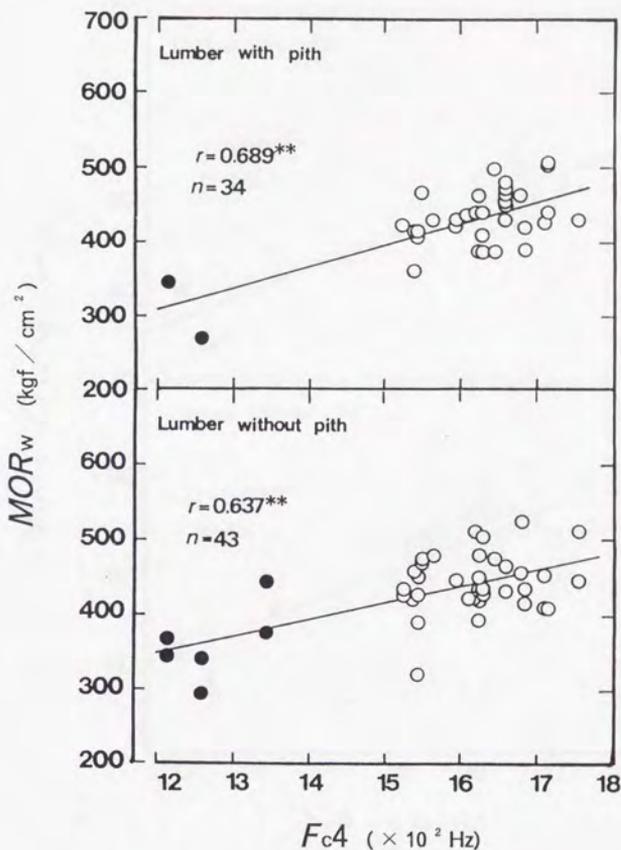


Fig.3.10. Relationships between modulus of rupture of each scaffolding board under green conditions (MOR_w) and $Fc4$.

Notes : Lumber with pith: $MOR_w = 0.288 Fc4 - 40.4$,
Lumber without pith: $MOR_w = 0.228 Fc4 - 71.9$.

Legend: n : Number of scaffolding boards, O, ● :
Refer to Fig.5.

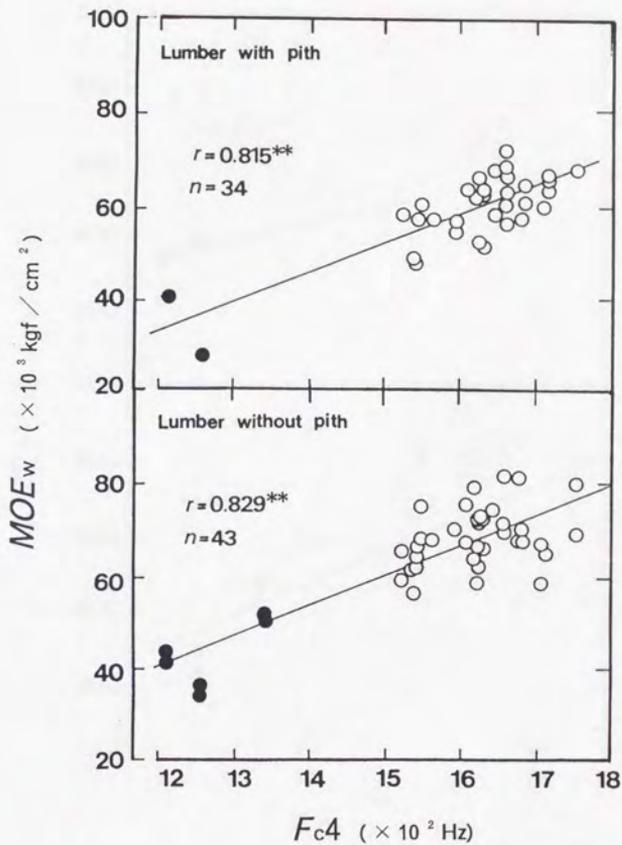


Fig.3.11. Relationships between modulus of elasticity of each scaffolding board under green conditions (MOE_w) and F_{c4} .

Notes : Lumber with pith: $MOE_w = 63 F_{c4} - 43500$,
Lumber without pith: $MOE_w = 66 F_{c4} - 39300$.

Legend: ○, ● : Refer to Fig.5.

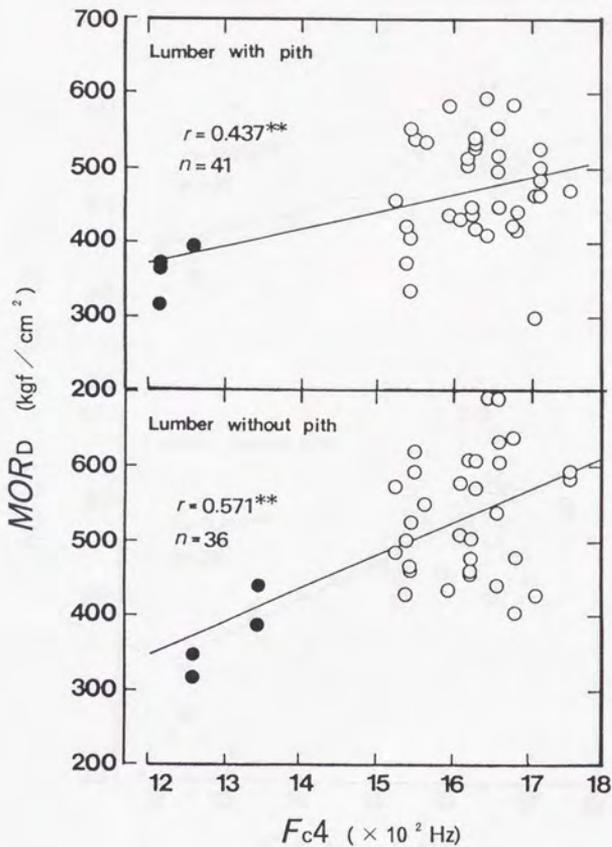


Fig.3.12. Relationships between modulus of rupture of each kiln-dried scaffolding board (MOR_D) and F_{c4} .

Notes : Lumber with pith: $MOR_D = 0.238 F_{c4} + 81.7$,
Lumber without pith: $MOR_D = 0.448 F_{c4} - 191$.

Legend: ○, ● : Refer to Fig.5.

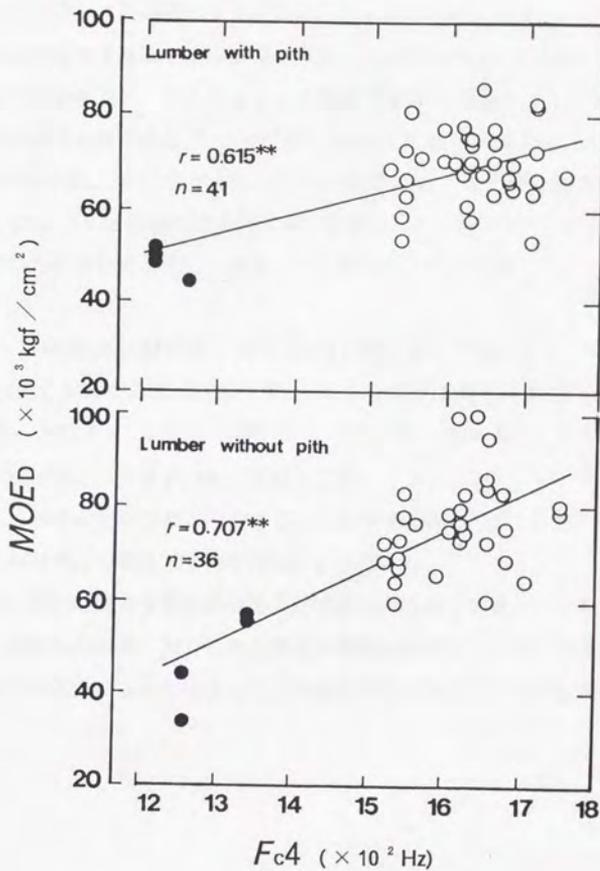


Fig.3.13. Relationships between modulus of elasticity of each kiln-dried scaffolding board (MOE_D) and F_{c4} .

Notes : Lumber with pith: $MOE_D = 44 F_{c4} - 3690$,
Lumber without pith: $MOE_D = 80 F_{c4} - 53700$.

Legend: ○, ● : Refer to Fig.5.

(c) 極積み丸太の四次固有振動数 (F_{c4}) からの製材後の足場板の曲げ強さ (MOR), 静的曲げヤング係数 (MOE) の等級区分

非破壊的に測定できる因子から強度を推定し, 等級区分を行う場合には, それらの間の回帰直線を求め, それをもとに強度の下限5%信頼限界値 (以下, 下限値と記す) を求める必要がある²²⁾。そこで, (b)までの結果を踏まえて, MOR_w , MOE_w 及び MOR_D , MOE_D に対し, F_{c4} を因子として下限値の誘導を試みる。なお, ここでは, (b)と同様に樹幹内における髄から樹皮付近までの半径方向の MOR , MOE の変動を考慮し, 大まかに心持ち材と心去り材に分けて区分することにした。

MOR_w , MOE_w 及び MOR_D , MOE_D の下限値は, (2.13)式¹¹⁷⁾によって算出した。ただし, 同式中の X_i を F_{c4} , Y_i を X_i に対応する個々の MOR_w , MOE_w 及び MOR_D , MOE_D の下限値 (MOR_{wi} , MOE_{wi} , MOR_{Di} , MOE_{Di}), \bar{X} を F_{c4} の平均値, S_x を F_{c4} の平方和とした。

(2.13)式から求めた MOR_{wi} と MOE_{wi} の等級区分例をTable 3.3に示し, MOR_{Di} と MOE_{Di} の等級区分例をTable 3.4に示す。

同表から, 何れの場合も等級間の格差が明瞭に得られている。この結果は, F_{c4} から足場板の MOR , MOE の下限値を等級区分することは, 大まかに心持ち材と心去り材に分けることによって, 十分に可能になることを示している。

Table 3.3. Example of grading of 5% lower exclusion limits of MOR_w (MOR_{w1}) and 5% lower exclusion limits of MOE_w (MOE_{w1}) calculated by Eq.(2.13) and regression line of $F_{c4} - MOR_w$, MOE_w .

F_{c4} (Hz)	1300	1400	1500	1600	1700	1800
MOR_{w1} (kgf/cm ²)	256	289	320	350	378	405
MOE_{w1} (kgf/cm ²)	27000	34000	41000	47000	54000	60000
MOR_{w1} (kgf/cm ²)	287	312	336	359	381	402
MOE_{w1} (kgf/cm ²)	33000	40000	47000	53000	60000	66000

Table 3.4. Example of grading of 5% lower exclusion limits of MOR_D (MOR_{D1}) and 5% lower exclusion limits of MOE_D (MOE_{D1}) calculated by Eq.(2.13) and regression line of $F_{c4} - MOR_D$, MOE_D .

F_{c4} (Hz)	1300	1400	1500	1600	1700	1800
MOR_{D1} (kgf/cm ²)	245	273	300	324	347	368
MOE_{D1} (kgf/cm ²)	37000	42000	47000	51000	55000	59000
MOR_{D1} (kgf/cm ²)	219	271	320	365	408	448
MOE_{D1} (kgf/cm ²)	29000	38000	46000	54000	62000	69000

3. 1. 2 心持ち正角材

3. 1. 2. 1 はじめに

前項において、スギ丸太の高次固有振動数は、極積み状態で計測された場合でも振動の拘束が生じにくいことを明らかにした。また、同状態における丸太の四次固有振動数から、一定条件下では、製材後の足場板の *MOR* と *MOE* の等級区分が可能なることも確認した。

ところで、伐採された丸太は、一般に原木市場や土場などで一定期間放置された後に製材されることになるが、この間、丸太の ρ は、水分離脱によって経時的に減少するものと思われる。また、固有振動数はこの ρ に依存することから、同値の減少に伴って増加することになる。すなわち、*MOR* や *MOE* の非破壊的指標として提案している高次固有振動数は、このような変動過程の値を用いることになる。したがって、等級区分表の作成時と現場での計測時における丸太の水分状態に大きな差異が認められる場合、*MOR* や *MOE* の推定値に誤差を生じる可能性が考えられる。

本研究では、前項よりやや小径のスギ丸太を供試し、極積み状態における丸太の高次固有振動数を因子として、製材後の心持ち正角材の *MOR* や *MOE* の等級区分の可能性を検討した。この場合、検討に際しては、上述した丸太の段階での ρ の変動が、*MOR* や *MOE* の推定精度、あるいは推定値そのものに対してどのように影響を及ぼすかについても併せて検討した。

3. 1. 2. 2 実験

(a) 供試丸太

実験には、末口径13.5~20.0cm、長さ301~313cmの都城産スギ丸太59本(1番玉30本、2番玉29本)を供した。これらの丸太を、伐採直後から21日間にわたって屋外に放置(極積み)した後、長さを300cm、断面を10.5cm角に製材し、屋内で150日間にわたって天然乾燥を実施した。なお、丸太の ρ と製材後の心持ち正角材の ρ 及び u はTable 3.5に示すとおりである。ここで、同表のうち製材(心持ち正角材)の天然乾燥150日後の u は、後で説明する曲げ試験後に、破壊試験体の元口、

末口側の伸長方向各30cm付近から幅2cm（断面10.5cm角）の試料を採取し、全乾法で求めた。また、天然乾燥開始時（製材直後）の u は、150日後の重量と u をもとに2.2.2.1と同様の方法で算出した。

（b） 試験方法

固有振動数は、伐採直後と21日後の丸太に対して、一～四次の振動次数を計測した。この場合、計測時における丸太の支持条件は、前項と同様に極積み状態と丸太の中央1点支持の2条件とした（Fig. 3.1参照）。計測方法は、前項で述べた方法とほぼ同様である。ただし、今回は供試丸太の長さが300cmで、前項で用いた400cmより若干短いことから、FFTアナライザの周波数レンジについては予め5000Hzに設定した。

縦振動ヤング係数（ E_v ）は、伐採直後と21日後の丸太、及び天然乾燥開始時と150日後の製材（心持ち正角材）に対して計測した。なお、各時点で計測した E_v はTable 3.5に示すとおりである。

曲げ試験は、天然乾燥150日後における固有振動数や E_v などの計測後、オルゼン式万能試験機(10tf)を用いて、Fig. 2.1に示す要領で実施した（スパン270cm、ロードスパン90cmの3等分4点荷重方式）。また、その結果から MOR と MOE を算出した（Table 3.5参照）。

Table 3.5. Physical and mechanical properties of specimens.

	Log		Lumber	
	Immediately after tree trimming	After 21 days	At the start of natural drying	After 150 days
ρ (g/cm^3) ^{a)}	0.847 (0.073)	0.771 (0.082)	0.684 (0.085)	0.396 (0.034)
u (%) ^{b)}			116.4 (22.6)	20.9 (4.49)
MOR (kgf/cm^2) ^{c)}				372 (67.6)
MOE (kgf/cm^2) ^{d)}				50400 (11900)
E_t (kgf/cm^2) ^{e)}	62600 (14400)	63200 (14700)	48600 (12700)	53400 (13200)

a) Densities. b) Moisture contents. c) Modulus of rupture. d) Modulus of elasticity. e) Modulus of elasticity due to longitudinal vibration.

Notes: Figures in parenthesis are unit or standard deviations. u were measured by oven drying method.

3. 1. 2. 3 結果及び考察

(a) 丸太の固有振動数と振動拘束の関係

以後の検討では、便宜上、極積み状態における丸太の固有振動数のうち、特に伐採直後に計測した値については $F_{e,j}$ と記し、21日後に計測した値については $F_{i,j}$ と記すことにする。また、中央1点支持における丸太の固有振動数のうち、特に伐採直後に計測した値については F_{j1} と記し、21日後に計測した値については F_{i1} と記すことにする。さらに、これらを振動次数別に述べる場合には、何れも添え字(振動次数)を付し、例えば、 $F_{e,j1}$ 、 $F_{i,j1}$ のように記すことにする。

$F_{e,jn}$ と $F_{i,jn}$ の関係をFig. 3. 14に示す。同図において、 $F_{e,j1}$ に対する $F_{i,j1}$ はやや低い傾向を示しているが、高次の振動次数になるほど、 $F_{e,jn}$ と $F_{i,jn}$ は近似するようになり、三次以上では、両者がほぼ $F_{e,jn} = F_{i,jn}$ のラインに乗っている。また、図には示していないが、 $F_{e,1n}$ と $F_{i,1n}$ の関係も同様の傾向を示した。すなわち、前項同様に、高次固有振動数は、極積み状態で計測された場合でも振動の拘束を生じにくいことが確認された。

(b) 丸太の段階における見かけの密度(ρ)の減少と極積み丸太の四次固有振動数($F_{e,4}$)の増加

冒頭でも述べた様に、伐採された丸太は、一般に原木市場や土場などで一定期間放置された後に製材されることになる。したがって、丸太の ρ は、この間の水分離脱によって減少し、それに伴って固有振動数は増加するものと思われる。ここでは、このような丸太の段階における ρ の変動(減少)が、 MOR や MOE の推定精度等に及ぼす影響を調べるために、まず ρ の減少と $F_{e,4}$ の増加の関係について検討する。

伐採直後の ρ (以下 ρ_j と記す)と21日後の ρ (以下 ρ_i と記す)の関係をFig. 3. 15に示す。同図によると、極積み状態における丸太の位置関係などで若干のばらつきは認められるが、丸太の ρ は、何れも21日間で変動(減少)している。

$F_{e,j4}$ と $F_{e,i4}$ の関係をFig. 3. 16に示す。同図によると、 $F_{e,4}$ も ρ と同様に21日間で変動(増加)している。

ここで、伐採直後からの21日間における ρ の変化率(ρ_i/ρ_j)と $F_{e,4}$ の変化率($F_{e,4}/F_{e,4}$)の関係をFig. 3. 17に示す。同図において、 ρ が大きく減少しているものほど $F_{e,4}$ の増加割合は顕著であり、両者の関係は極めて高い相関性を有する直線回帰で示されている。この場合、 ρ_i/ρ_j の小さい領域でも $F_{e,4}/F_{e,4}$ の増加割合に変化がない(急増していない)ことから、丸太の E_t は、伐採直後からの21日間で、ほとんど変動していないことになる(Table 3. 5参照)。したがって、この間における $F_{e,4}$ の増加は、主として水分、特に自由水の離脱による ρ の減少によって生じたものと考えて良い。また、このことは、縦振動の定常波では、丸太内部に含まれる自由水が材実質にともなって振動することを示している^{68, 123, 124}。

以上の結果から、 $F_{e,4}$ は、主として伐採直後からの水分(主として自由水)離脱によって、経時的に増加することが確認された。このことは、 $F_{e,4}$ をMORやMOEの非破壊的指標として採用する場合には、その計測時期によっては推定精度などに影響を与える恐れがあることを示唆している。

そこで、本研究では、 $F_{e,4}$ と $F_{e,4}$ のそれぞれをMORとMOEの説明変数とした場合について、以下検討を進めることにする。

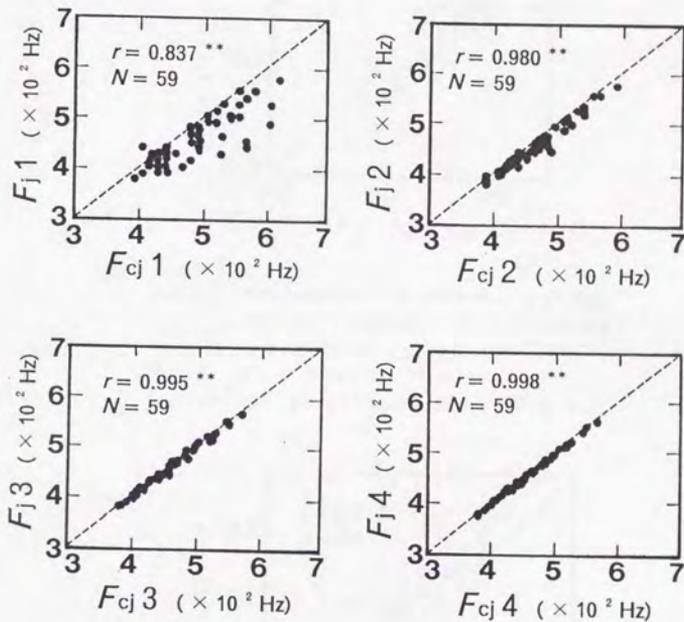


Fig.3.14. Relationships between natural frequencies at center point support of log (F_j) and natural frequencies in the piling of logs (F_{cj}) measured immediately after tree trimming.

Legend: F_{j1}, F_{cj1} : First natural frequency, F_{j2}, F_{cj2} : Second natural frequency, F_{j3}, F_{cj3} : Third natural frequency, F_{j4}, F_{cj4} : Fourth natural frequency.

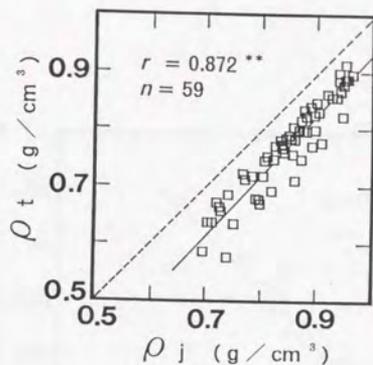


Fig.3.15. Relationships between the density of logs measured immediately after tree trimming (ρ_j) and that of logs measured after 21 days (ρ_t).

Note: $\rho_t = 1.047 \rho_j - 0.116$.

Legend: n : Number of square lumber with pith.

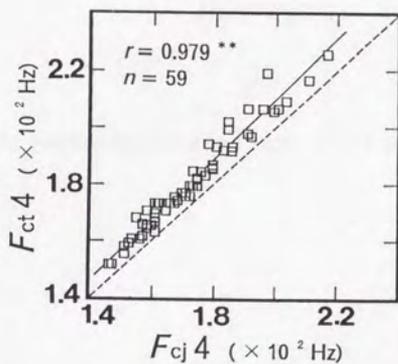


Fig.3.16. Relationships between the fourth natural frequency in the piling of logs measured immediately after tree trimming ($F_{c_j 4}$) and that of logs measured after 21 days ($F_{c_t 4}$).

Note: $F_{c_t 4} = 1.052 F_{c_j 4} - 6.857$.

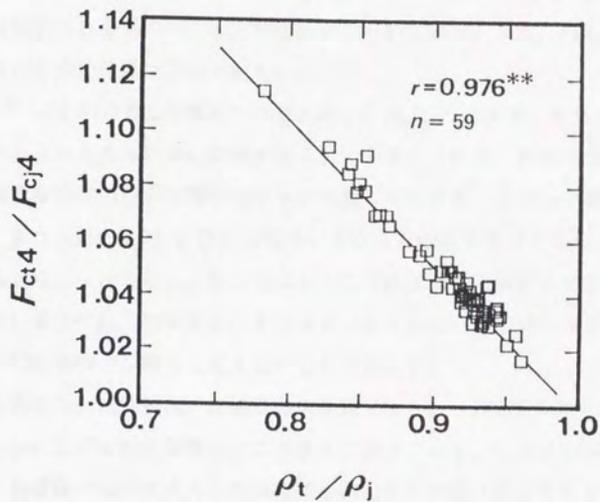


Fig.3.17. Relationships between F_{ct4} / F_{cj4} and ρ_t / ρ_j .

(c) 横積み丸太の四次固有振動数 ($F_{e,4}$) と製材後の心持ち正角材の曲げ強さ (MOR)、静的曲げヤング係数 (MOE) の関係

$F_{e,4}$ 及び $F_{o,4}$ と MOR の関係をそれぞれFig. 3. 18, 3. 19に示す。何れも、多少のばらつきは認められるものの、一定の相関が得られている。また、Fig. 3. 18, 3. 19の相関性にさほど差異は認められない。

$F_{e,4}$ 及び $F_{o,4}$ と MOE の関係をそれぞれFig. 3. 20, 3. 21に示す。何れも、 MOR におけるよりもさらに高い相関が得られている。これは、前項でも推察したように、固有振動数の自乗が縦振動ヤング係数に対応することから予測出来る結果である。また、Fig. 3. 20, 3. 21の相関性にもさほどの差異は認められない。

以上の結果から、少なくとも、本研究のように伐採直後から製材までの期間がさほど長くない場合には、同期間中における $F_{e,4}$ の変動は、 MOR や MOE の推定精度の低下にはさほど影響を及ぼさないものと言える。

ここで、今回得られた結果は、足場板の乾燥材 ($u=11\sim 17\%$) について検討した前項の結果に比べて推定精度の点で大きく上回っている。この原因は、両者の乾燥条件 (足場板では蒸気式人工乾燥処理を施した) や曲げ試験時における u が異なることなどから、一意に説明することはできないが、以下のようなことが考えられる。

(4) 足場板では、正角材と異なり、破壊に大きく関与する流れ節が多く存在したと。

(5) 今回対象とした心持ち正角材は一丁取りであるが、足場板では、一本の丸太からその径に応じて2~4枚を製材しており、大まかに心持ち材と心去り材に分けて評価したものの、樹幹内における材質分布の影響が心持ち正角材とでは異なること。

ところで、各図注の回帰式から、 $F_{e,4}$ を説明変数としたときの MOR と MOE は、 $F_{e,4}$ を説明変数としたときのそれよりも若干低い傾向を示しており、 $F_{e,4}$ が水分離脱によって増加した影響が現れているように感じられる。したがって、各値 ($F_{e,4}$, $F_{o,4}$) を MOR や MOE の非破壊的指標として等級区分を行う場合、それぞれの推定値に差異を生じる可能性が考えられる。

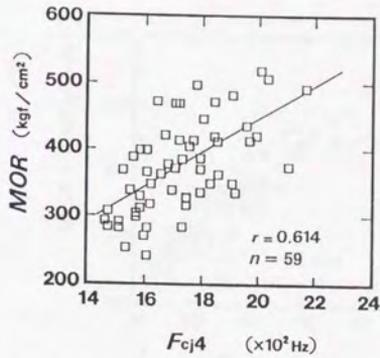


Fig.3.18. Relationships between modulus of rupture of sugi square lumber with pith (MOR) and $F_{c j 4}$.
 Note: $MOR = 0.253F_{c j 4} - 62.5$.

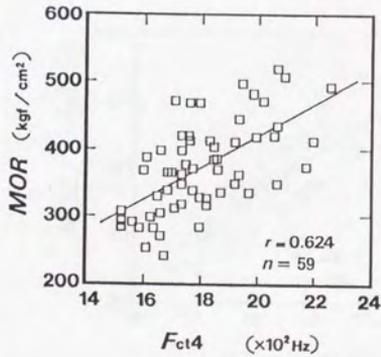


Fig.3.19. Relationships between MOR and $F_{c t 4}$.
 Note: $MOR = 0.239F_{c t 4} - 59.1$.

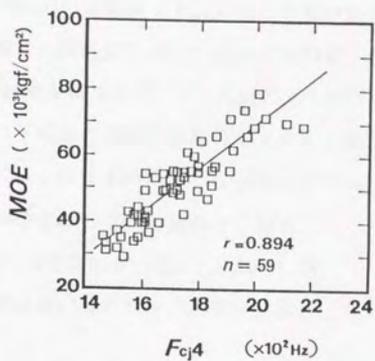


Fig.3.20. Relationships between modulus of elasticity of sugi square lumber with pith (MOE) and F_{c14} .
 Note: $MOE = 65F_{c14} - 61300$.

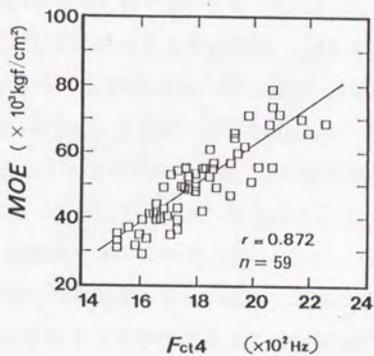


Fig.3.21. Relationships between MOE and F_{c14} .
 Note: $MOE = 59F_{c14} - 55900$.

(d) 様積み丸太の四次固有振動数 ($F_{c,4}$) からの製材後の心持ち直角材の曲げ強さ (MOR)、静的曲げヤング係数 (MOE) の等級区分

ここでは、(c)までの結果を踏まえて、 $F_{c,4}$ と $F_{e,4}$ の2つの因子について、それぞれ MOR と MOE の下限値の等級区分を行ってみる。なお、同値は(2.13)式によって算出した。ただし、同式中の X_i を $F_{c,4}$ または $F_{e,4}$ 、 Y_i を X_i に対応する個々の MOR または MOE の下限値 (MOR_i, MOE_i)、 \bar{X} を $F_{c,4}$ または $F_{e,4}$ の平均値、 S_x を $F_{c,4}$ または $F_{e,4}$ の平方和とした。

$F_{c,4}$ 、 $F_{e,4}$ からの MOR_i と MOE_i の等級区分例を、それぞれTable 3.6, 3.7に示す。

同表から、何れも区分間の格差が明瞭に得られており、心持ち直角材においても前項で得られた足場板と同様に、 $F_{c,4}$ から MOR 、 MOE の下限値を等級区分出来ることが示されている。

ところで、同表において、 $F_{c,4}$ を因子としたときよりも $F_{e,4}$ を因子としたときの方が、 MOR_i 、 MOE_i ともに若干低い値を示している。なお、このときの V_c は、 $F_{c,4}$ と MOR 、 MOE の間でそれぞれ2942.4、29.47、 $F_{e,4}$ と MOR 、 MOE の間でそれぞれ2866.8、35.25であり、 $F_{c,4}$ と $F_{e,4}$ を因子とした場合の両者間に大きな差異は認められない。したがって、同表における下限値 (MOR_i 、 MOE_i) の差異は、主として回帰式自体の相違、言い替えれば、前述したように $F_{c,4}$ が伐採直後からの水分 (主として自由水) 離脱によって、経時的に変動 (増加) したことがもたらした結果と考えられる。このことは、今回提案した方法によって作成した等級区分表を何等配慮もなしに現場で適用すると、推定値自体を過大あるいは過小に評価してしまう可能性があることを示している。これを避けるためには、伐採後における ρ の減少と固有振動数の増加の関連を考慮し、等級区分表作成時と現場での $F_{c,4}$ の計測時における水分状態に大きな差異が生じないように、実用面を考慮した何らかの手段を講じる必要がある。

Table 3.6. Example of grading of 5 % lower exclusion limits of $MOR (MOR_i)$ and 5 % lower exclusion limits of $MOE (MOE_i)$ calculated by Eq.(2.13) and regression line of $F_{c,4} - MOR, MOE$.

$F_{c,4}$ (Hz)	1400	1600	1800	2000	2200	2400
MOR_i (kgf/cm ²)	264	331	385	419	452	486
MOE_i (kgf/cm ²)	26000	40000	53000	65000	77000	88000

Table 3.7. Example of grading of 5 % lower exclusion limits of $MOR (MOR_i)$ and 5 % lower exclusion limits of $MOE (MOE_i)$ calculated by Eq.(2.13) and regression line of $F_{c,4} - MOR, MOE$.

$F_{c,4}$ (Hz)	1400	1600	1800	2000	2200	2400
MOR_i (kgf/cm ²)	244	307	370	404	436	468
MOE_i (kgf/cm ²)	23000	36000	48000	59000	70000	80000

3. 2 高次固有振動数による構造材の含水率推定

3. 2. 1 はじめに

針葉樹構造材の水分管理は、一般には乾燥後に実施することが主と考えられているが、スギのように u (含水率) に著しくばらつきのある樹種では、丸太の時点や製材直後に u 別の分類を行い、各々のロットに分けて乾燥することや、乾燥中に u の変動をチェックすることなどが、効率的な乾燥を行ううえで非常に重要な要素である。しかしながら、このような考え方は必ずしも一般に浸透している訳ではなく、例えば、天然乾燥中における製材の水分管理は、目標とする u になるまで必要な期間乾燥するために重要であるにも拘らず、これまでは手間がかかるとの理由でほとんど行われてこなかった⁷⁰⁾。このような問題は、比較的ラフであっても、簡易な水分状態の計測方法が開発されれば解決の方向に向かうように思われる。

ところで、極積み状態における丸太の固有振動数は、高次数であれば振動の拘束が生じにくいことを前節で報告した。また、棧積み状態の製材においても同様の結果が報告されている^{14, 65)}。一方、固有振動数は密度に依存することから乾燥の管理に有効と考えられている。このため、近年、この原理を乾燥管理に応用するための検討がなされ、乾燥前の段階で重量と固有振動数を計測しておけば、乾燥過程中変動する固有振動数を計測することにより、一定の精度で水分変動量を推定出来ることが示された^{14, 65, 69)}。

本研究では、これらの実験結果^{14, 65, 69)}をもとにシンプルな u の予測式を作成し、同式から、天然乾燥中におけるスギ製材の u が棧積み状態のまま推定出来るかどうかを検討した。さらに、多少ラフであっても簡易さが要求される場合や、丸太の段階での適用が必要な場合を想定して、棧積み状態における製材と極積み状態における丸太の一定期間前後の高次固有振動数の変化のみから、製材や丸太の水分変動の傾向が把握出来るかどうかについても併せて検討した。

3. 2. 2 理論

固有振動数と E の関係は、(1.3)式で表される。

$$Fn = \frac{n}{2L} \sqrt{\frac{E_1 g}{\rho}} \quad (1.3)$$

ここで、 Fn ： n 次固有振動数（ Hz ）， n ：振動次数， L ：材の長さ（ cm ）， g ：重力加速度（ cm/s^2 ）， ρ ：見かけの密度（ kg/cm^3 ）。

また、(1.3)式から、一定期間乾燥後の重量を算出する式が導かれているが⁶⁹⁾、ここでは乾燥による収縮を考慮し、同式を次式のように変換した。ただし、乾燥によって L は変化しないものとする。

$$W_i = KVW_* \left(\frac{Fn_*}{Fn_i} \right)^2 \quad (3.1)$$

ここで、 W_i ：乾燥 i 日後の重量（ kg ）， K ：乾燥開始時の E_1 に対する乾燥 i 日後の E_1 の比， V ：乾燥開始時の体積に対する乾燥 i 日後の体積の比， W_* ：乾燥開始時の重量（ kg ）， Fn_* ：乾燥開始時の固有振動数（ Hz ）， Fn_i ：乾燥 i 日後の固有振動数（ Hz ）。

一方、仮に全乾重量が与えられれば、全乾法による u の算出式に(3.1)式を代入した次式から、乾燥 i 日後の u (u_i) を求めることができる。

$$u_i = \left(\frac{KVW_* \left(\frac{Fn_*}{Fn_i} \right)^2}{W_*} - 1 \right) \times 100 \quad (3.2)$$

ここで、 W_* ：全乾重量（ kg ）。

さらに、 W_* を基準とした乾燥 i 日後の重量変動割合（以下 ΔW_i と記す）を次のように定める。

$$\Delta W_1 = \frac{W_* - W_1}{W_*} = 1 - KV \left(\frac{Fn_*}{Fn_1} \right)^2 \quad (3.3)$$

本研究では、(3.2)式から製材の u を推定出来るかどうかについて検討する。また、多少ラフであっても簡易さが要求される場合や、丸太の段階での適用が必要な場合を想定して、(3.3)式から丸太や製材の水分変動の傾向が推定出来るかどうかについても併せて検討する。ただし、これらの場合、極積みや棧積みのまま計測されることが条件なので、予め KV や W_* については予測値を検討し、さらに、固有振動数は、高次数では支持点の拘束による影響を受けない^{14, 95)} ことを確認しておく。

3. 2. 3 実験

3. 2. 3. 1 供試体および乾燥

実験には、都城産スギ丸太60本（一番玉と二番玉それぞれ30本）を供した。なお、丸太の元口径は16.5~28.5cm、末口径は13.5~24.5cm、及び長さは301.3~313.0cmである。

供試丸太は、伐採後極積みの状態で屋外に21日間放置した。その後、長さを300cm、断面を10.5cm角（心持ち直角）の寸法に製材し、屋内で棧積みして150日間の天然乾燥を行った。ここで、丸太の ρ と製材後の心持ち直角材の ρ 及び u を Table 3.8に示す。なお、表中における製材の u の算出方法は、3.2.3.2で説明する。

3. 2. 3. 2 計測

供試丸太に対し、伐採直後と21日経過時点において、中央1点支持と極積み状態における固有振動数（一次~四次）、 ρ 、及び E を計測した。

製材後は、天然乾燥150日経過時点まで15日毎に丸太と同様の計測を行い、同時に K 、 V 及び ΔW_1 を計測及び算出した。なお、固有振動数の計測方法は、丸太については前節と全く同様であるが、製材については、Fig. 3.22に示す方法を用い

た。この場合、Fig. 3. 22-(a)に示す棧積み状態での計測については、棧積みの方が固有振動数の計測精度に及ぼす影響を調べるために、棧木（幅2.5cm）の本数を3本（棧木間隔125cm）、5本（棧木間隔62.5cm）、及び7本（棧木間隔41.5cm）とした場合について検討した。また、比較のために棧木を置かない場合（以下べた積みと記す）についても併せて検討した。

一方、天然乾燥150日経過時点での u (u_{150}) は、上述した各計測作業を終了した後、各製材の伸長方向の両端から約30cmの箇所と中央の計3箇所からそれぞれ厚さ2cmの試験片を木取り、全乾法により求めた。その後、同値や天然乾燥150日経過時の重量 (W_{150}) などをもとに、天然乾燥過程における15日毎の製材の全乾法による u を以下の要領で算出した。

$$W_0 = \frac{100W_{150}}{u_{150} + 100} \quad (3.4)$$

$$u = \frac{W_1 - W_0}{W_0} \times 100 \quad (3.5)$$

ここで、(3.4)、(3.5)式によって算出した本実験における u の経時変化をFig. 3. 23に示す。

Table 3.8. Density and moisture content of specimens.

	Log		Lumber	
	Immediately after tree trimming	After 21 days	At the start of natural drying	After 150 days
ρ (g/cm ³)	0.842 (0.083)	0.767 (0.087)	0.687 (0.089)	0.397 (0.035)
u (%)			117.0 (23.1)	21.1 (4.7)

Notes: Figures in parenthesis are unit or standard deviations.

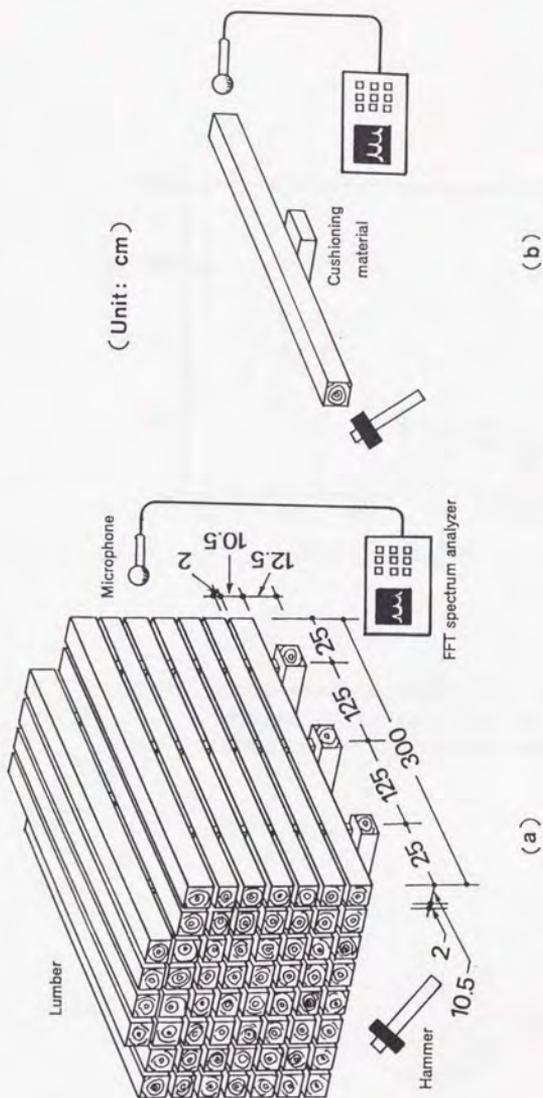


Fig.3.22. Diagram of measuring method of natural frequencies (first to fourth vibration mode) by hitting the cross section of lumber with hammer.

Notes: (a): Piling, (b): Center point support of lumber.

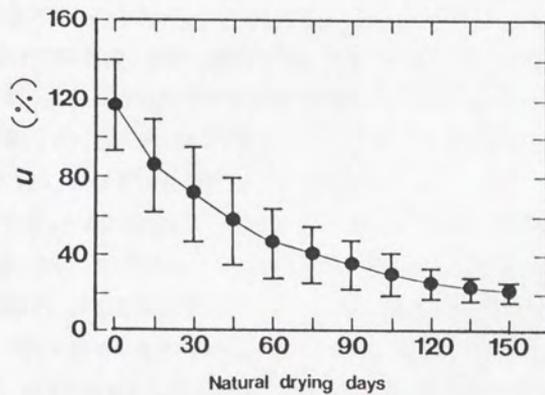


Fig.3.23. Change of moisture content (u) of lumber with progress of natural drying days.

Note: Mean values are expressed with standard deviations.

3. 2. 4 結果及び考察

3. 2. 4. 1 固有振動数と振動拘束の関係

以後の検討では、便宜上、極積み状態における丸太と栈積み状態における製材の一次～四次固有振動数を $F_{c.1} \sim F_{c.4}$ と記し、中央1点支持における丸太と製材の同固有振動数を $F_1 \sim F_4$ と記す。

丸太の F_c と F の関係は、前節の結果と同様に次数が高くなるほど $F_n = F_{c.n}$ のラインに近似し、三次と四次では両者がほぼ同ラインに近似した。ここで、得られた相関係数 (r) は、 $F_{c.1}$ と F_1 で $r=0.837$ 、 $F_{c.2}$ と F_2 で $r=0.980$ 、 $F_{c.3}$ と F_3 で $r=0.995$ 、及び $F_{c.4}$ と F_4 で $r=0.998$ であった。

一方、製材の F_c と F の関係については、前述したように栈木の本数を0本（べた積み）、3本、5本、及び7本として検討した（天然乾燥開始時のみ）。その結果をFig. 3. 24に示す。同図を前節で示した丸太の場合と比較すると、低次の振動次数でやや高い相関を得ている外は全体として同様の傾向を示している。また、 F_c と F の関係は、栈木の本数にはさほど依存していない（べた積みの場合も含めて）。なお、べた積みでの計測は、供試体木口面をかなり強く打撃しないと、FFTアナライザ画面上での固有振動数のピークの判別が困難であった。

結果として、丸太と製材の何れも、高次固有振動数では、振動拘束条件とは無関係に、 F_n と $F_{c.n}$ がほぼ $F_n = F_{c.n}$ のラインに近似した。

これらの結果を受けて、本研究でも、以後の検討における固有振動数には全て $F_{c.4}$ を用いることにする。

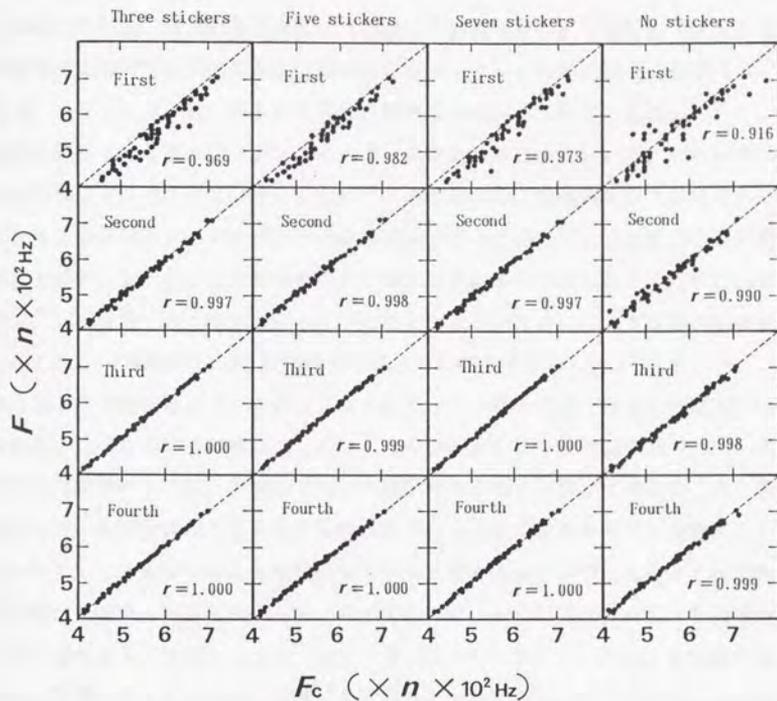


Fig.3.24. Relationships between natural frequencies measured under center point support of lumber (F) and natural frequencies measured under piling of lumber (F_c) at four vibration modes.

Legend: First: First natural frequency, Second: Second natural frequency, Third: Third natural frequency, Fourth: Fourth natural frequency.

3. 2. 4. 2 乾燥開始時に対する i 日後の縦振動ヤング係数の比 (K) と乾燥開始時に対する i 日後の体積の比 (V) の積 (KV) 及び全乾重量 (W) の予測値

製材の天然乾燥経過に伴う K , KV , 及び V の変動を Fig. 3. 25 に示す (丸太では極積み期間が短く同値の変動は認められなかった)。なお、図中の各値 (K , KV , 及び V) は、製材60本の平均値と標準偏差を示している。同図において、天然乾燥60日付近までは、 K と V の目立った変化は認められないが、それ以後、 K は増加し V は減少している。これは、この付近から、繊維飽和点 (材内において u の分布が存在するため見かけの繊維飽和点であるが、ここでは便宜上繊維飽和点と記す) を下回る u の製材が徐々に増加したためと考えられる (Fig. 3. 23 参照)。この場合、 K の増加に対して V の減少が少ないために、 KV は漸増傾向を示しており、天然乾燥150日経過時点では、平均値で1.046となっている。一方、 K , KV , 及び V (以下、これらをまとめて述べる場合には「各値」と記す) の何れも、天然乾燥経過に伴ってしだいにばらつきが大きくなる傾向を示している。この主な原因としては、乾燥による u の減少傾向が個々の製材で異なること、換言すれば、各値が少なくとも繊維飽和点以下の u に良く依存することが考えられる。そこで、各値の u 依存性を調べるために、個々の製材について u と各値の関係調べた結果を Fig. 3. 26 に示す。同図において、 u が30%付近を越える領域の各値は何れも1に近似しており、ほぼ一定である。しかし、それ以下の領域では何れも急激に変化しており、各値に対する u の影響が顕著に認められる。この結果は、繊維飽和点以下の各値が u に良く依存することを示しており、上述の推察を裏付けるものである。また、同図から、 u が同じ領域でも各値にはかなりのばらつきが認められ、しかも、このばらつきは u の減少に伴い大きくなっている。この原因の一つとして、製材内部の u 分布が個々に異なっていたことが考えられる。また、このような u 分布の相違も、Fig. 3. 25における各値のばらつきの原因となったものと考えられる。

以上の結果から、(3.2)式と(3.3)式中の KV には、 u の変化に対応した値を当てはめることが望ましいが、 K や V を求めるためには材を個々に取り出さなければ

ばならず、本研究の目的（ u の簡易推定）から逸脱する。例えば、天然乾燥開始時点から一定期間までの KV を1とし、その後、一律に $KV > 1$ の一定値を当てはめる方法が考えられるが、前述のように天然乾燥中の KV は個々に大きく異なることから、この方法の適用は妥当とは言えない。

KV の予測値についてはさらに検討する必要があると思われるが、上述の結果から、少なくとも繊維飽和点以上の u の推定には $KV = 1$ として取り扱っても大きな誤差はないと考えられる。この点を考慮し、3.2.4.3以降では KV が一応変化しないものと見なして、(3.2)式と(3.3)式中の KV に1を当てはめて検討する。

ところで、(3.2)式によって u を推定する場合、 W_0 についても予測値を当てはめる必要がある。そこで、現場で容易に測定出来る因子を用いて、それぞれの W_0 に対する予測精度を検討する。

W_0 と平均年輪幅、心材率（何れも元口と末口側の平均値）、乾燥過程における固有振動数、及び W_0 との相関性を検討した。その結果、それぞれ $r = 0.173$ 、 $r = 0.158$ 、 $r = 0.007 \sim 0.090$ 、及び $r = 0.526^{**}$ となり、 W_0 に対する予測指標としては、今回用いた指標の中では W_0 の有意性のみが認められた。しかし、 W_0 は変動過程の値であり、しかも、その値は伐採から製材後計測時までの周囲条件に大きく左右される。したがって、今回の結果が、必ずしも再現性を有するとは考えられない。すなわち、 W_0 は、 W_0 の推定指標としては適当でないように思われる。 W_0 の予測値についてもさらに検討する必要があるが、本研究では、(3.4)式によって算出した W_0 の平均値を(3.2)式に当てはめた場合について検討することにする。

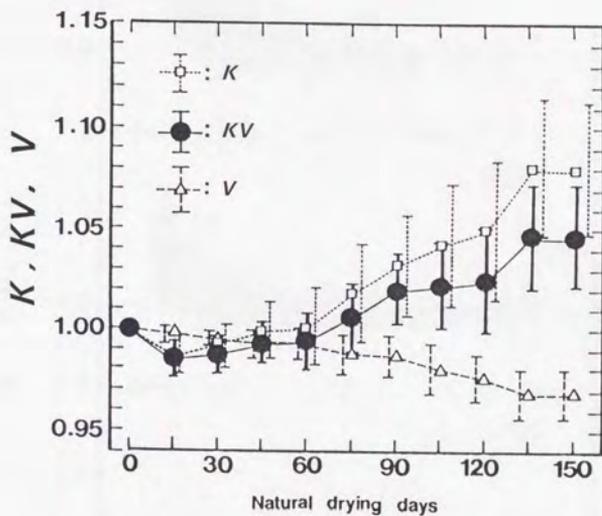


Fig.3.25. Change of K , KV and V with progress of natural drying days.

Legend: K : Ratio of the modulus of elasticity of lumber after a certain period of time to that of lumber at the start of natural drying, V : Ratio of the volume of lumber after a certain period of time to that of lumber at the start of natural drying, KV : The product of K and V .

Note: Mean values are expressed with standard deviations.

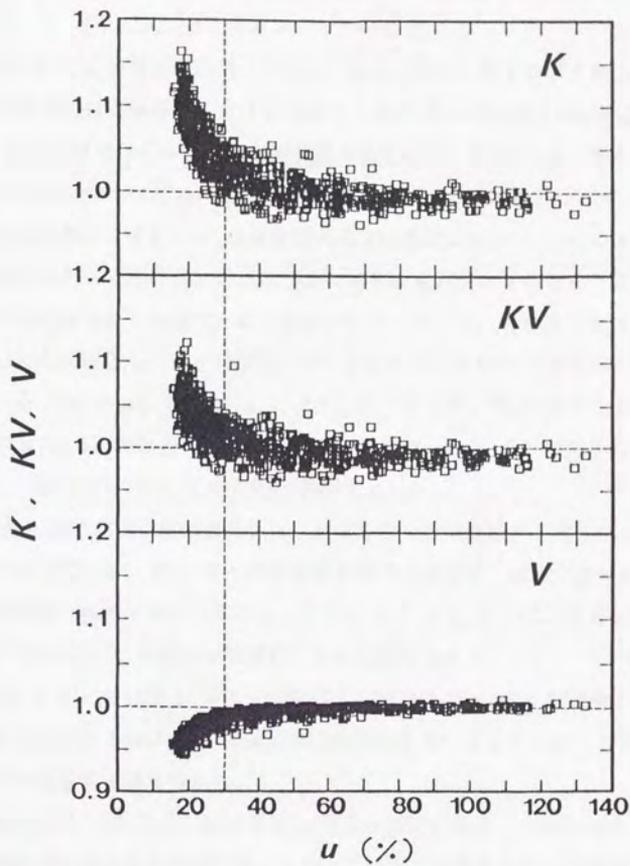


Fig.3.26. Relationships between K , KV , V and u .
 Notes: Number of data are 600 for each graph. Dotted vertical line shows that the u are equal to 30 % . Dotted horizontal line shows that K , KV and V are equal to 1 .

3. 2. 4. 3 (3.2)式による含水率 (u) の推定

(3.2)式の W_0 に全製材の平均値 (10870g) を当てはめ、 KV には 1 を当てはめたときの製材の天然乾燥過程における推定 u (u_0) と u の関係を Fig. 3. 27 に示す。同図から、両者の関係はかなり高い相関が得られている。ただし、 u (平均値 50.6%) と u_0 の残差から求めた標準誤差は 10.3 であり、その推定精度は必ずしも十分に高いとは言えない。また、 u_0 がほぼ 30% 以下の領域において、 u_0 の u に対する値が急激に低くなっている。これは、この領域から $KV > 1$ となり、同値を一律に 1 とした影響が生じ始めたためと推察される。そこで、このようなばらつきや、傾向の変化の原因を明らかにするため、Fig. 3. 27 における KV を個々の実験値としたときの u_0 と u の関係を Fig. 3. 28 に示し、さらに、 W_0 を個々の実験値としたときの u_0 と u の関係を Fig. 3. 29 に示す。ここで、 u と u_0 の残差から求めた標準誤差は、前者では 10.5、後者では 2.73 となった。

Fig. 3. 28, 3. 29 の傾向や標準誤差から、 KV を個々の実験値としても推定精度にほとんど変化はないが、 W_0 に個々の実験値を当てはめると、ばらつきは殆どなくなり、推定精度が極めて向上している。したがって、Fig. 3. 27 における u のばらつきには、主として W_0 の誤差が影響したものと考えられる。

一方、Fig. 3. 27 における u_0 がほぼ 30% 以下の領域での $u_0 < u$ の傾向については、Fig. 3. 29 における u_0 の低い領域の傾向が類似していることから、 KV を 1 としたことが主な原因と考えられる。

以上の結果から、(3.2)式において W_0 を全製材の平均値とした場合でも、 u_0 がほぼ繊維飽和点付近以上の領域では、 u を一定精度で推定することは可能と思われるが、さらに全体的な推定精度を上げるには、 W_0 の精度良い予測値を検討することが必要である。また、 u_0 がほぼ繊維飽和点を下回る領域での推定精度を上げるには、例えば KV を 1 としたままで、 $u_0 \leq 30\%$ と $u_0 > 30\%$ に分けて回帰式を当てはめる方法などが考えられるが、他の方法 (KV の予測値の検討など) も含めてさらに検討する必要がある。

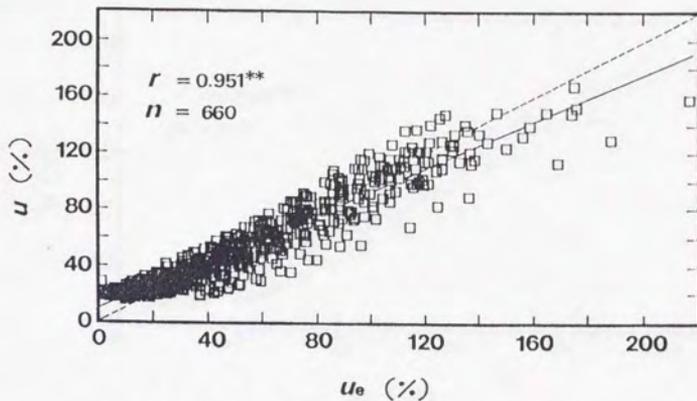


Fig.3.27. Relationships between u and moisture contents (u_e) of lumber estimated by Eq.(3.2).

Notes: $u = 0.834 u_e + 9.171$. u_e are obtained by substituting mean value (10870g) of oven-dry weight of all lumber into oven-dry weight (W_o) of lumber in Eq.(3.2), and by substituting 1 into KV in it.

Dotted slant line shows that the u_e are equal to the u .

Legend: n : Number of data.

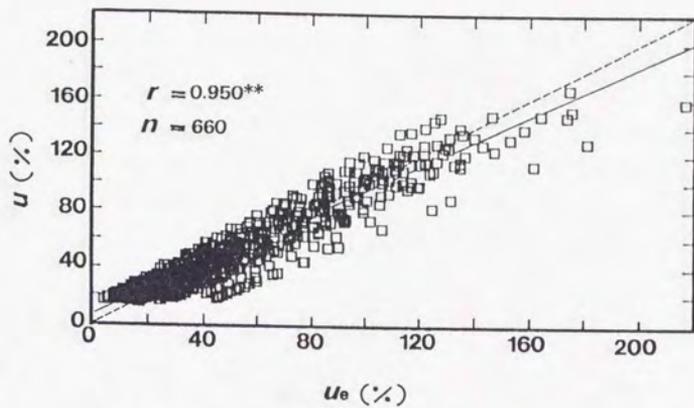


Fig.3.28. Relationships between u and u_e .

Notes: $u = 0.879 u_e + 6.011$. u_e are obtained by substituting mean value (10870 g) of oven-dry weight of all lumber into W_o in Eq.(3.2), and by substituting experimental value of each specimen into KV in it. Dotted slant line shows that the u_e are equal to the u .

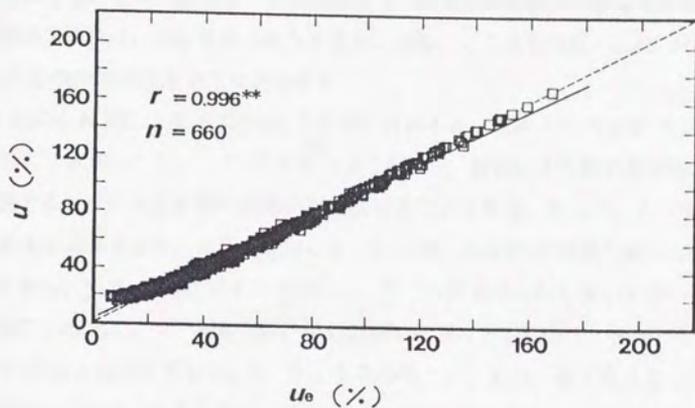


Fig.3.29. Relationships between u and u_0 .

Notes: $u = 0.938 u_0 + 4.180$. u_0 are obtained by substituting experimental value of each specimen into W_0 in Eq.(3.2), and by substituting 1 into KV in it. Dotted slant line shows that the u_0 are equal to the u .

3. 2. 4. 4 (3.3)式による水分変動割合の推定

(3.2)式で用いる W_w の計測は、自動ライン化する場合は別として大変な作業である。また、 W_w の予測値も現時点では適正な値が得られていない。すなわち、これらの値を用いずに、極積み丸太や棧積み製材の固有振動数のみから水分変動割合が推定出来れば、水分管理上は大変便利である。この点を考慮し、(3.3)式による ΔW_i の推定可能性を以下に検討する。

(3.3)式の KV に、3.2.4.3同様に1を当てはめると(このときの ΔW_i を ΔW_{i1} とする)、 $\Delta W_{i1} = 1 - (F_{c4w}/F_{c4i})^2$ となり、乾燥による固有振動数の変化を計測するだけで水分変動の傾向が把握出来ることになる。そこで、この場合の推定精度を調べるため、丸太と製材における ΔW_{i1} と ΔW_i の関係を調べた結果をそれぞれFig. 3.30, 3.31に示す。同図から、両者の関係は何れも極めて高い相関が得られている。ここで、製材では、天然乾燥の経過にともなって、僅かに $\Delta W_{i1} > \Delta W_i$ になる傾向を示している(Fig. 3.31参照)。これは、 KV を1とした影響が生じ始めたためと考えられる。ただし、本実験における u の範囲ではこの傾向は小さく、全体的に $\Delta W_i = \Delta W_{i1}$ のラインに近似している。なお、 ΔW_i に対する ΔW_{i1} の標準誤差は、丸太で0.754、製材では0.774~1.38となった(ΔW_i の平均値は、丸太で9.05、製材で20.6~41.6)。

これらの結果から、極積み状態の丸太や棧積みされた製材の一端面を一定期間前後に打撃し、高次固有振動数を計測することによって、水分変動の傾向が一定精度で把握出来る可能性が示された。

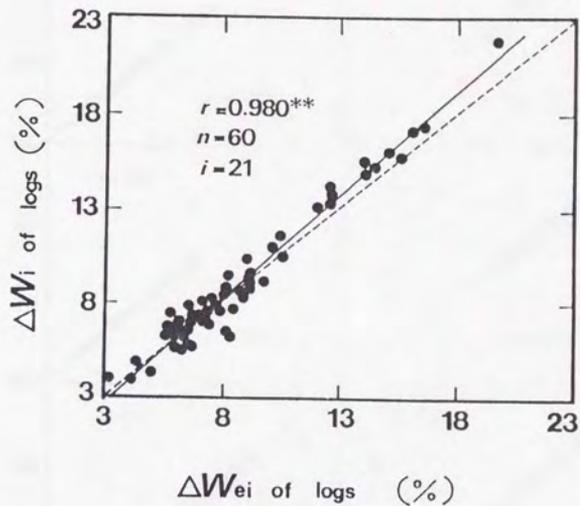


Fig.3.30. Relationships between experimental weight change ratio (ΔW_i) and weight change ratio (ΔW_{ei}) estimated by Eq.(3.3) in logs.

Notes. ΔW_{ei} are obtained by substituting 1 into KV in Eq.(3.3). Dotted slant line shows that the ΔW_{ei} are equal to the ΔW_i .

Legend: i : Piling days.

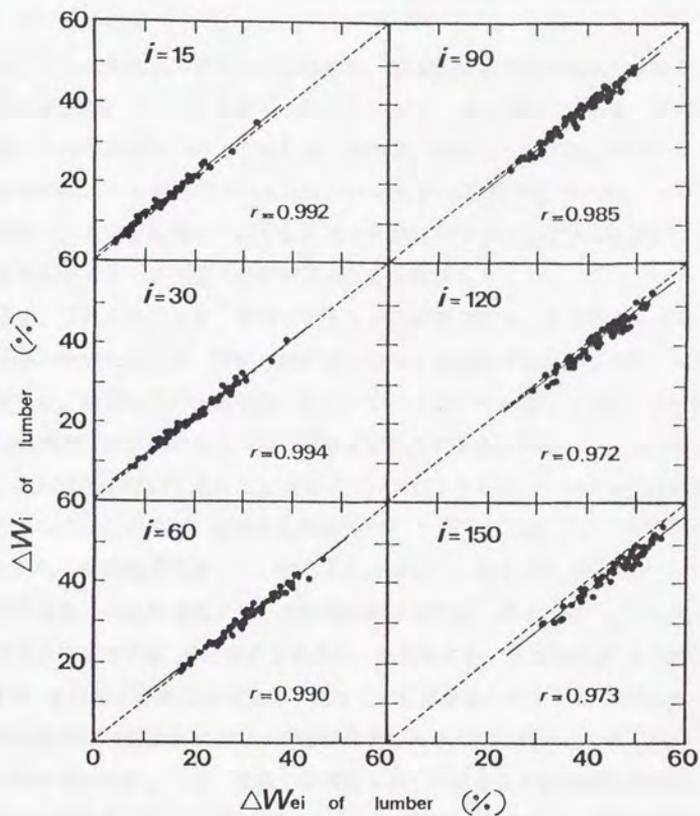


Fig.3.31. Relationships between ΔW_i and ΔW_{e_i} in lumber.
 Notes. ΔW_{e_i} are obtained by substituting 1 into KV in Eq.(3.3). Dotted slant line shows that the ΔW_{e_i} are equal to the ΔW_i .

Legend: i : Natural drying days.