

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

3. 3. 1 はじめに

前節までに、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、 F_n から、製材後の構造材（足場板、心持ち正角材）の力学的性質（ MOR 、 MOE ）の等級区分が一定条件下では可能なことも確認した。さらに、 F_n と E_t の関係式をベースにシンプルな含水率等の予測式を作成し、同式から丸太や製材の u や水分変動の傾向が、極積みや棧積みのまま一定精度で把握出来ることも確認した。

ところで、これらの方法は、当然のことながら現場で容易に適用出来なければならないが、そのためには、計測の際に起こり得る問題を可能な限り解決しておく必要がある。前節までの実験過程で気づいたこととして、径の大きい丸太や細りの著しい丸太、木口面の凹凸（伐採や製材時の鋸引き痕）が著しい丸太や製材などは、数回打撃しないと高次におけるパワースペクトルのピークの確認が困難なことがあった。これらは、振動の伝播特性^{68, 126, 128)}が関係しているものと思われる。また、縦振動励起面（ハンマによる打撃面）に対する検出面（マイクロフォンの設置面）を反対側にする一般的な計測方法では、原木市場などで丸太の F_n （極積み状態の F_n ）を計測する場合や、乾燥中における製材の F_n （棧積み状態の F_n ）を計測する場合には大変不便なことも体験的に感じた。この場合、固有振動数は定常波の振動数なので、縦振動励起面と検出面を同一としても問題は無いようにも思われる。一方、現場での適用不安に対するこの種の回答資料は、丸太の細りの影響^{59, 128)}、打撃の強さやハンマの種類の影響¹²⁷⁾、支持条件の影響^{14, 127)}、材長の影響〔小断面(4.5cm×4.5cm)〕¹⁴⁾などの報告例があるものの、非常に少ないのが実状である。

本研究では、これらの問題点を踏まえ、主として高次固有振動数による等級区分や u の予測の実用化に当たって、特に重要と考えられる以下の2点について実験的に検討した。

(イ)丸太径や製材（心持ち正角材）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

(a)丸太や製材（心持ち直角材）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。

3. 3. 2 実験

3. 3. 2. 1 供試体

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を調べる実験には、都城産スギ丸太2体と製材2体を供試した（以下これらを丸太A、丸太B、製材A、製材Bと記す）。それぞれの特徴は、丸太Aでは、材長（以下 L と記す）：400cm、元口径（以下 D_0 と記す）：19.0cm、末口径（以下 D_1 と記す）：16.0cm、 ρ ：0.454g/cm³、 E_1 ：91300kgf/cm²、丸太Bでは、 L ：400cm、 D_0 ：20.0cm、 D_1 ：17.0cm、 ρ ：0.496g/cm³、 E_1 ：90900kgf/cm²、製材Aでは、 L ：300cm、断面：10.5cm角、 ρ ：0.416g/cm³、 u ：41.5%、 E_1 ：58200kgf/cm²、製材Bでは、 L ：300cm、断面：10.6cm角、 ρ ：0.476g/cm³、 u ：54.4%、 E_1 ：64100kgf/cm²である。

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を調べる実験には、前節で用いた丸太や製材を供試した（3.2.3.1及びTable 3.8参照）。

3. 3. 2. 2 試験方法

(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

丸太については、末口側から伸長方向に、400cm→300cm→200cm→150cm→100cm→50cmの順に切断しながら、各長さ毎の D_1 、元口径と末口径の平均径（以下 D と記す）、 L/D 、 ρ 、 $F1$ 、 $F3$ 、 $F4$ 及び E_1 （ $F1$ による）を測定、算出した。ここで、実験のフローをFig. 3.32に示し、各長さ別の材質の比較をTable 3.9、3.10に示す。

一方、製材についても同様に、300cm→200cm→150cm→100cm→75cm→50cmの順に切断しながら、各長さ毎の L/b 、 L/h （ b 、 h は辺長）、 ρ 、 $F1$ 、 $F3$ 、 $F4$ 及び E_1 （ $F1$ による）を測定、算出した。ここで、実験のフローをFig. 3.33に

示し、各長さ別の材質の比較をTable 3. 11, 3. 12に示す。

(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

縦振動励起面に対する検出面の位置を反対側としたときの F_n ($n=1\sim 4$) の計測は、丸太については3. 1と同様の方法で実施し [Fig. 3. 1-(a)参照]、製材については前節と同様の方法で実施した [Fig. 3. 22-(a)参照]。

一方、縦振動励起面に対する検出面の位置を同一としたときの F_n の計測は、Fig. 3. 34に示す要領で実施した。

ここで、 F_n については、前節までの結果から、極積みや栈積みにおける最上段の丸太や製材の傾向から推察可能と考えられるので、今回は検討の対象から除外した。また、製材の F_n は、栈木の本数を3本として検討した。

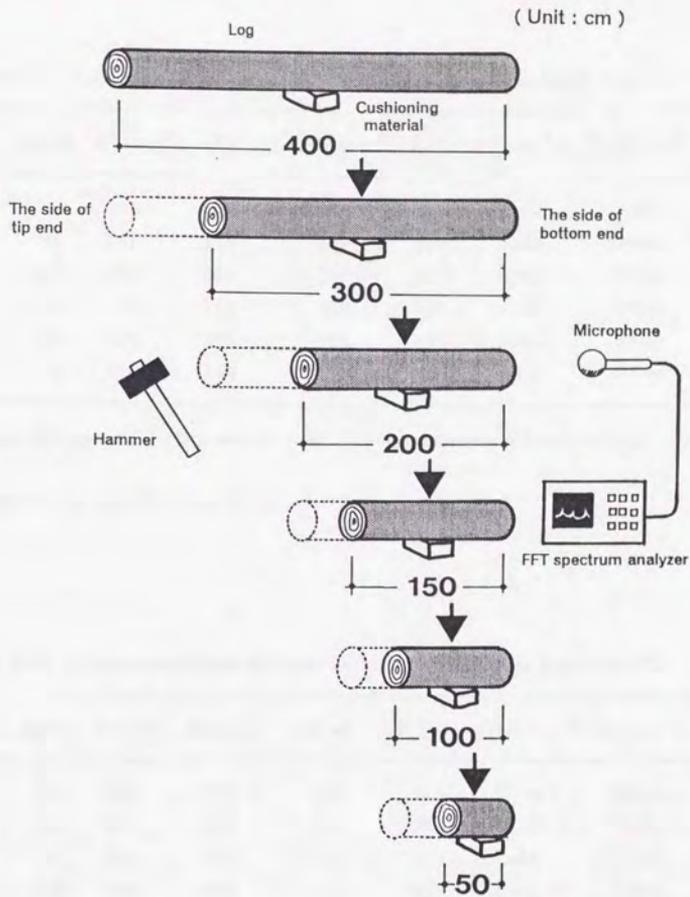


Fig.3.32. Flow chart of experiments under the condition changing the length of log.

Table 3.9. Comparisons of properties under the condition changing the length of log A.

Number	L (cm)	D_b (cm) ^{a)}	D_t (cm) ^{b)}	D (cm) ^{c)}	L/D	ρ (g/cm ³)	E_t (kgf/cm ²)
1	400	19.0	16.0	17.5	22.9	0.454	91300
2	300	19.0	17.0	18.0	16.7	0.448	87800
3	200	19.0	18.0	18.5	10.8	0.435	83200
4	150	19.0	18.5	18.8	7.98	0.424	83100
5	100	19.0	18.5	18.8	5.32	0.424	82900
6	50	19.0	18.5	18.8	2.66	0.422	69700

^{a)} Diameter of bottom end. ^{b)} Diameter of tip end. ^{c)} Average diameter of bottom end and tip end.

Note: Logs were cut from the side of tip end.

Table 3.10. Comparisons of properties under the condition changing the length of log B.

Number	L (cm)	D_b (cm)	D_t (cm)	D (cm)	L/D	ρ (g/cm ³)	E_t (kgf/cm ²)
1	400	20.0	17.0	18.5	21.6	0.496	90900
2	300	20.0	18.0	19.0	15.8	0.489	86800
3	200	20.0	19.0	19.5	10.3	0.481	89600
4	150	20.0	19.5	19.8	7.58	0.482	88300
5	100	20.0	19.5	19.8	5.05	0.491	89100
6	50	20.0	20.0	20.0	2.50	0.488	71000

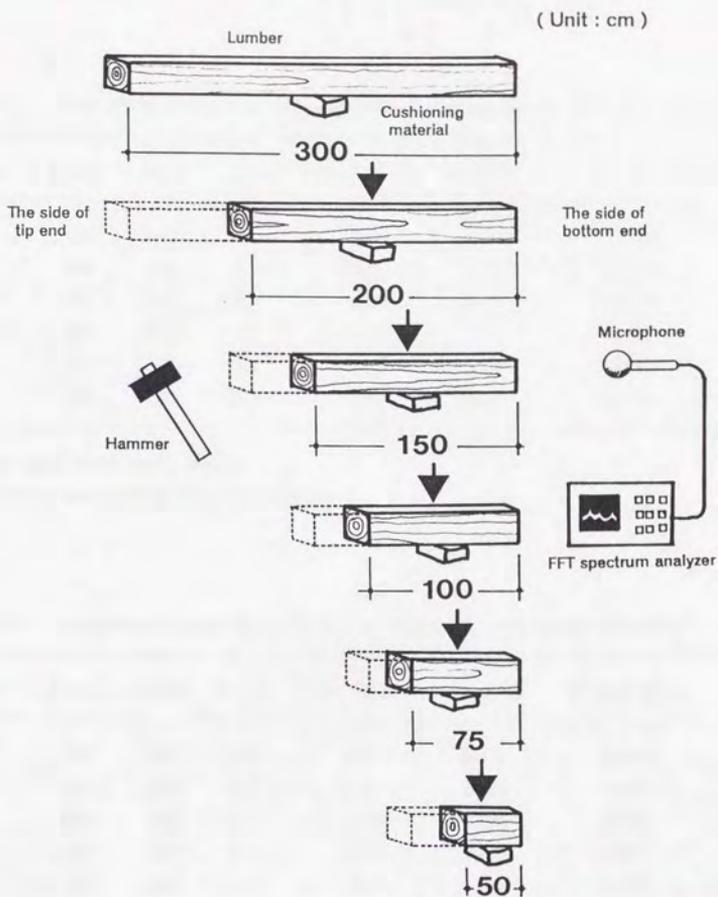


Fig.3.33. Flow chart of experiments under the condition changing the length of lumber.

Table 3.11. Comparisons of properties under the condition changing the length of lumber A .

Number	L (cm)	b (cm) ^{a)}	h (cm) ^{b)}	$L/b, L/h$	ρ (g/cm ³)	E_1 (kgf/cm ²)
1	300	10.5	10.5	28.6	0.416	58200
2	200	10.5	10.5	19.0	0.415	55700
3	150	10.5	10.5	14.3	0.416	54400
4	100	10.5	10.5	9.52	0.421	51900
5	75	10.5	10.5	7.14	0.421	50600
6	50	10.5	10.5	4.76	0.424	47700

^{a, b)} Side length of the lumber section.

Note: Lumbers were cut from the side of tip end.

Table 3.12. Comparisons of properties under the condition changing the length of lumber B .

Number	L (cm)	b (cm)	h (cm)	$L/b, L/h$	ρ (g/cm ³)	E_1 (kgf/cm ²)
1	300	10.6	10.6	28.3	0.476	64100
2	200	10.6	10.6	18.9	0.490	63700
3	150	10.6	10.6	14.2	0.494	63100
4	100	10.6	10.6	9.43	0.494	62400
5	75	10.6	10.6	7.08	0.496	59700
6	50	10.6	10.6	4.72	0.492	57400

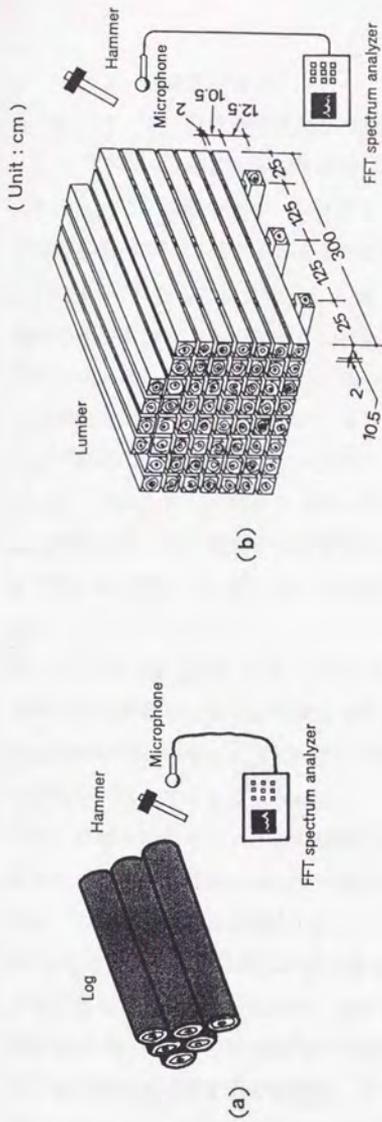


Fig.3.34. Diagram of measuring method of natural frequencies by hitting the cross section of log and lumber with hammer.

Notes:
 (a): Pile of logs, (b): Piling.

3. 3. 3 結果及び考察

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

丸太A, Bの縦振動パワースペクトルをそれぞれFig. 3. 35, 3. 36に示し, 製材A, Bの縦振動パワースペクトルをそれぞれFig. 3. 37, 3. 38に示す。ここで, 図中の太い○はF3と判断した位置を示し, 細い○はF4と判断した位置を示す。同図から, 何れの条件も n が大きくなるにしたがって F_n のピークが低くなっているが, 木材には低い周波数成分を増幅し, 高い周波数成分を押さえる特性がある¹²⁸⁾ので, この傾向は容易に理解出来る。一方, L が短くなるにつれて(L/D , L/b が小さくなるにつれて), パワースペクトルの波形の乱れが目立つようになっている。このため, 何れの場合も L が一定の長さを下回ると, F1についてはピークを確認出来るものの, 同値のほぼ整数倍に位置するはずのF3やF4のピークを確認することが困難になっている。この原因については, 以下の様なことが考えられる。

(イ) L と F_n は反比例するので, Fig. 3. 35~3. 38に示されるように L が短いほどF3やF4の位置する周波数領域も高い方にシフトする。したがって, L の短い材では減衰の著しい領域にF3やF4が位置することになり, ノイズと同値のピークの区別が判断しにくくなった。

(ロ)(イ)の理由に加えて, 木材の特性として, パワースペクトルのピークがさほど鋭くなく, 共振点前後でのレベル変化が少ない¹²⁸⁾(共振点と非共振点の差が小さい)ことが相乗的に影響した。

(ハ)波長に比べて十分に細長い等方性の棒の縦振動波形は比較的単純であるが, 棒が太くなると波形は複雑になり, 波長より太い棒の中では, いくつかのモードの波がそれぞれ異なった位相速度で伝播する¹²⁹⁾。本研究における丸太を例に取ると, 波長が径と一致する周波数は, $L=50\text{cm}$ の場合で丸太Aが21.6kHz, 丸太Bが19.1kHzであり, F3やF4と判断した位置よりかなり大きいので問題はなさそうである。しかしながら, 丸太などでは, 波長より断面が細い場合でも波形は複雑になる場合が多いとされており¹²⁹⁾, このことが, ノイズとF3やF4のピークの区

別を判断しにくくした原因に加わったのではないか。

何れにしても、今回の結果から、断面がほぼ一定寸法の場合、 L が短くなるほど高次固有振動数のピークの確認が困難になることが分かった。この結果を受けて、一定の計測精度が保証される L のしきい値を以下検討してみる。この場合、計測精度は、上述したように断面寸法に大きく依存する¹²⁹⁾ので、主な評価の対象を L/D (丸太) や L/b (正角材) とした。

前述したように、縦振動の高次固有振動数は基本的には $F1$ の整数倍になるので、 $F3$ や $F4$ のピークが正しければ、概ね $(Fn/n)/F1=1$ となるはずである。そこで、先ず、実際に判断したピークが正しい位置にあったかどうかを調べるために、 L が変動する条件下での $(Fn/n)/F1$ を、丸太についてはFig. 3. 39に示し、製材についてはFig. 3. 40に示した。同図から、丸太では $L \leq 100\text{cm}$ ($L/D \leq 5.32, 5.05$)、製材でも $L \leq 100\text{cm}$ ($L/b \leq 9.52, 9.43$)の領域では $(Fn/n)/F1$ が非常に不安定になっている。この傾向は、これらの領域に、実際の Fn ではないピークが含まれている可能性を示すものである。ところが、これらの領域内でも、少なくとも製材Aにおける $L=100\text{cm}$ ($L/b=9.52$)時の $F3$ 、 $F4$ や、製材Bにおける同長さ ($L/b=9.43$)時の $F3$ については、Fig. 3. 37, 3. 38を見る限りパワースペクトルのピークが明確である(この場合、少なくとも現場的には Fn は正しい値を示すと解釈される)。また、このときのピーク ($F3$ 、 $F4$)が正しいとすると、 L/D や L/b が一定値を下回るにつれて $(Fn/n)/F1$ は減少することになるので、 E_n は振動次数によって異なるようになる。この原因については、今回のデータのみでは推察出来ないが、少なくとも実用上支障を来す問題であり、今後明らかにしていく必要がある。

何れにしても、以上の結果から、 L/D や L/b が一定値以下の場合には、高次固有振動数を用いて、製材後の構造材の力学的性質の等級区分を行うことや、丸太や製材の含水率等の予測を行うことは適切とは言えない。この場合、高次固有振動数に対する一定の計測精度が保証される L/D (丸太) や L/b (正角材) のしきい値は、上述の結果から、 $L/D=6.00$ 、 $L/b=10.0$ 付近にあるものと考えられる。

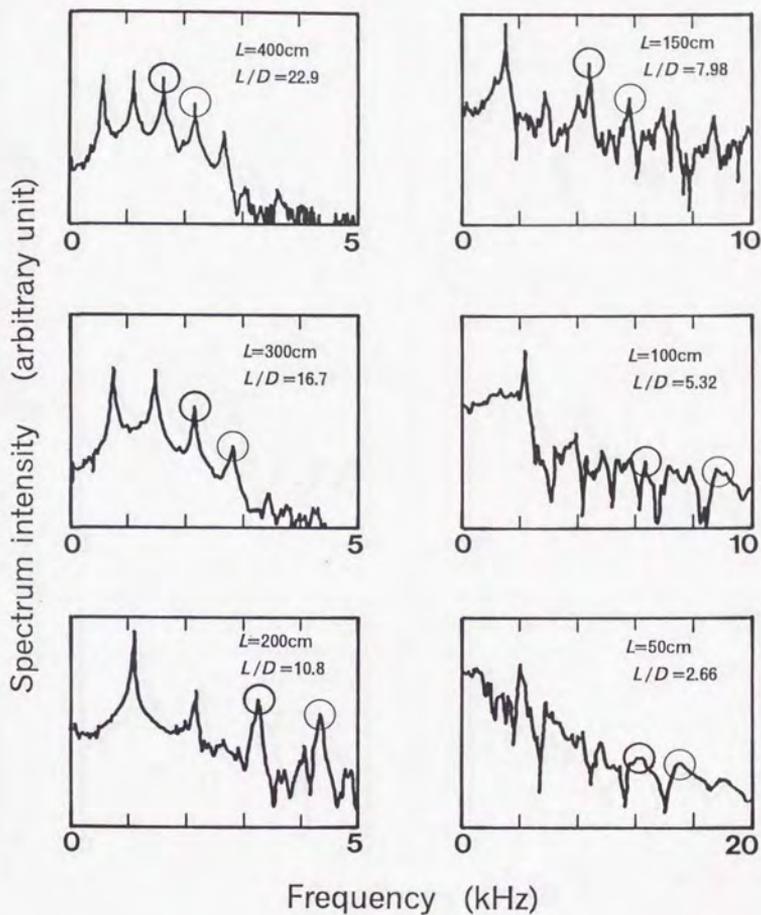


Fig.3.35. Power spectrum of longitudinal vibration under the condition changing the length of log A.

Legend: \odot :Desided Position of F_3 , \circ : Desided Position of F_4 .

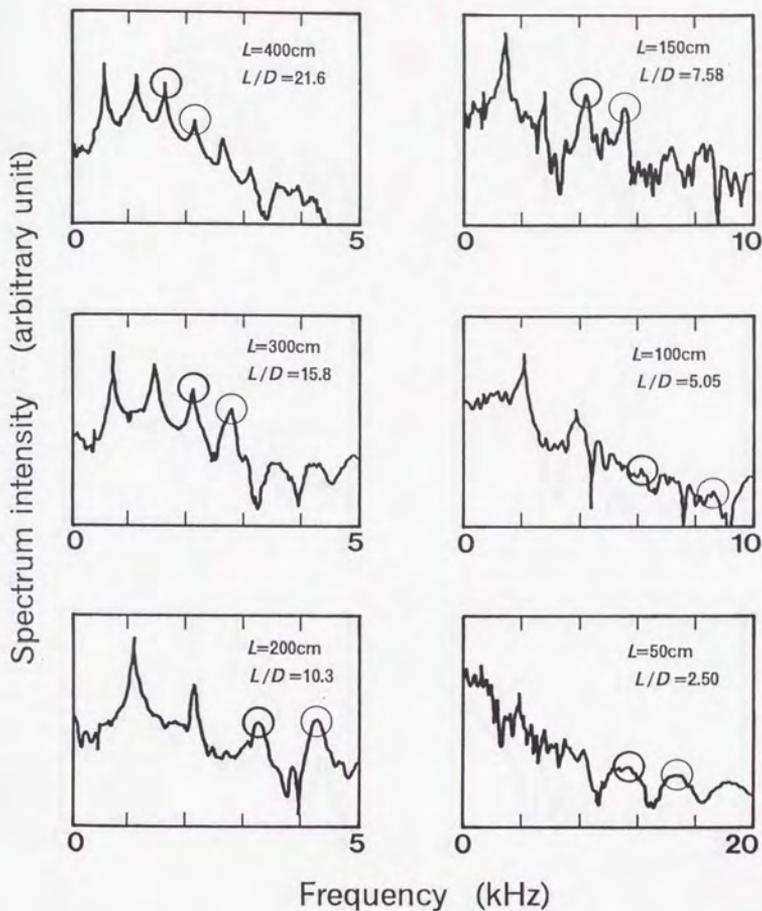


Fig.3.36. Power spectrum of longitudinal vibration under the condition changing the length of log B.

Legend: ○, ○ : Refer to Fig.3.35.

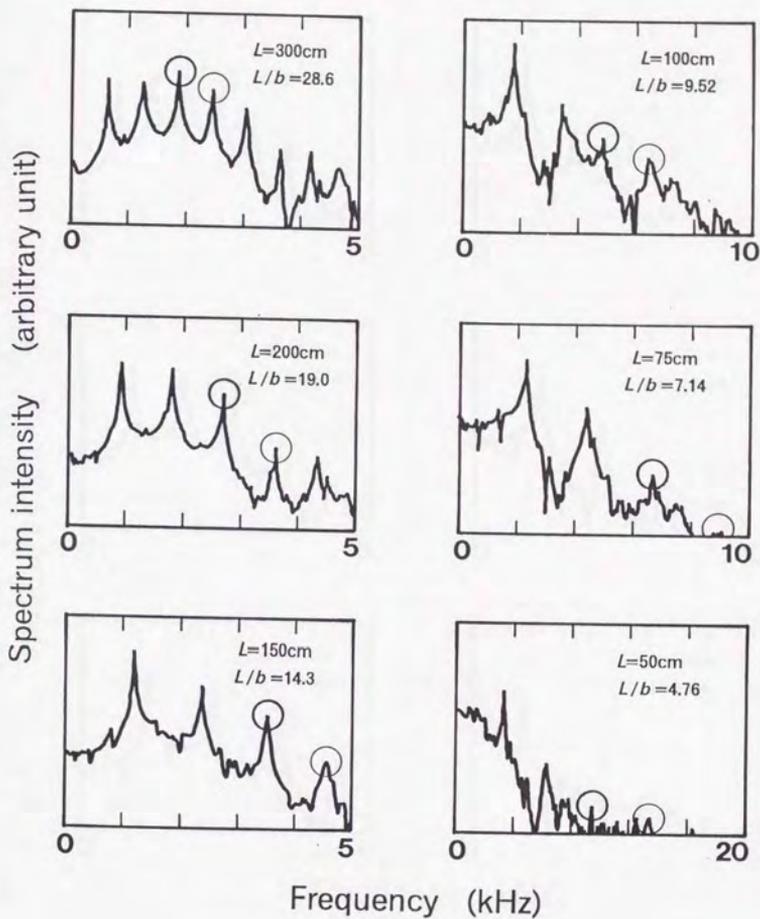


Fig.3.37. Power spectrum of longitudinal vibration under the condition changing the length of lumber A.

Legend: \bigcirc , \bigcirc : Refer to Fig.3.35.

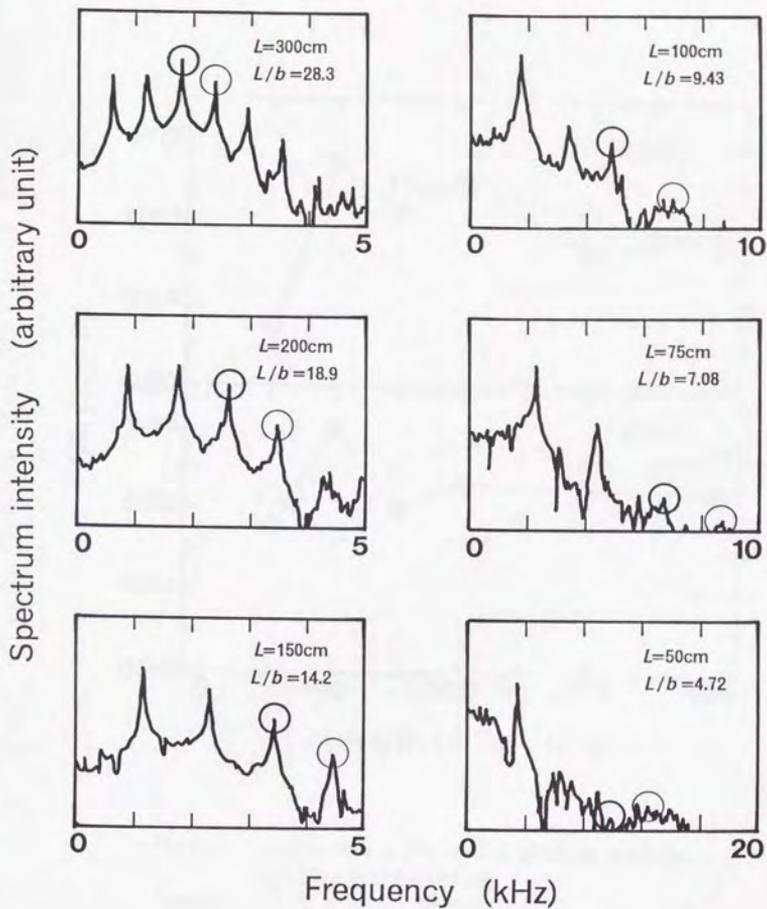


Fig.3.38. Power spectrum of longitudinal vibration under the condition changing the length of lumber B.

Legend: ○, ○ : Refer to Fig.3.35.

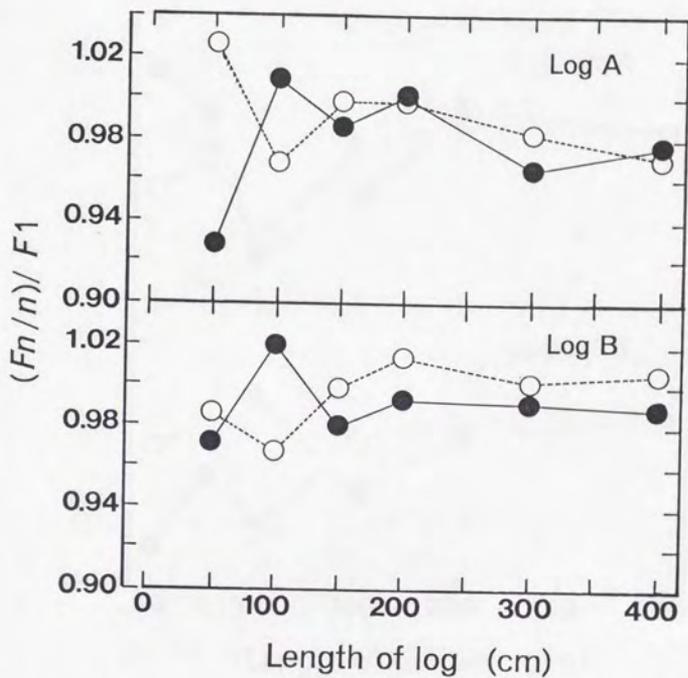


Fig.3.39. Comparisons of $(Fn/n)/F1$ under the condition changing the length of log.

Legend: ○ : $(F3/3)/F1$, ● : $(F4/4)/F1$.

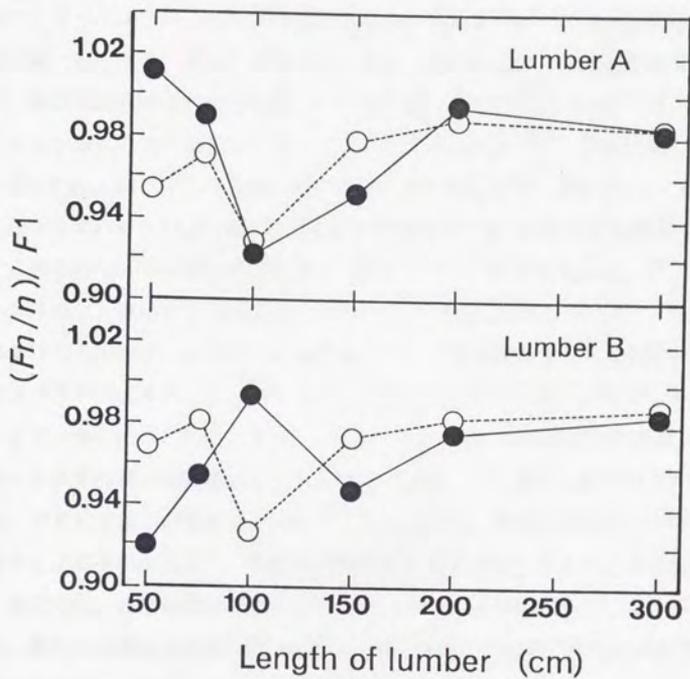


Fig.3.40. Comparisons of $(Fn/n)/F1$ under the condition changing the length of lumber.

Legend: ○, ● : Refer to Fig.3.39.

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

冒頭でも述べたように、固有振動数は定常波の振動数なので、縦振動励起面と検出面を同一としても、さほど問題は無いように思われる。このことを確認するために、縦振動励起面と検出面を同一にして計測したときの $F_{e,n}$ （以下 $F_{e,n}$ と記す）と反対側にして計測したときの $F_{o,n}$ （以下 $F_{o,n}$ と記す）の関係を、丸太についてはFig. 3. 41に示し、製材についてはFig. 3. 42に示す（ F_n については、前述したようにFig. 3. 41, 3. 42における最上段の丸太や製材の結果から推察出来ると考えられるので、今回は検討の対象から除外した）。同図を見ると、 $F_{e,n}$ と $F_{o,n}$ の関係は、全体としては概ね1:1のラインにのっている。ただし、Fig. 3. 41における丸太の $F_{e,1}$ と $F_{o,1}$ の関係のうち、椽積み最上段の丸太を除いては、ややばらつきが認められる。この原因は、他の全てにおいて $F_{e,n} \approx F_{o,n}$ の傾向を示していることや、3. 1. 1. 3. (a)でも述べたように、丸太における低次の固有振動数に対する椽積みの影響は必ずしも同一ではない（下段に位置する丸太の $F_{e,1}$ は、必ずしも正しい値を示さない）ことなどから、縦振動励起面と検出面の位置関係によるものではなく、振動拘束条件の差異から生じたものと考えられる。一方、製材では、椽積みの位置に拘わらず $F_{e,1} \approx F_{o,1}$ の傾向を示しているが、これは、製材の振動拘束条件（椽木3本による椽積み）が丸太のそれに比べて、さほど厳しくなかったためと考えられる（Fig. 3. 24参照）。

何れにしても、以上の結果から、少なくとも $F_{e,3}$ や $F_{e,4}$ に関する限り、丸太や製材の縦振動励起面と検出面の位置関係が計測精度に及ぼす影響は、ほとんど無いと考えて良い。

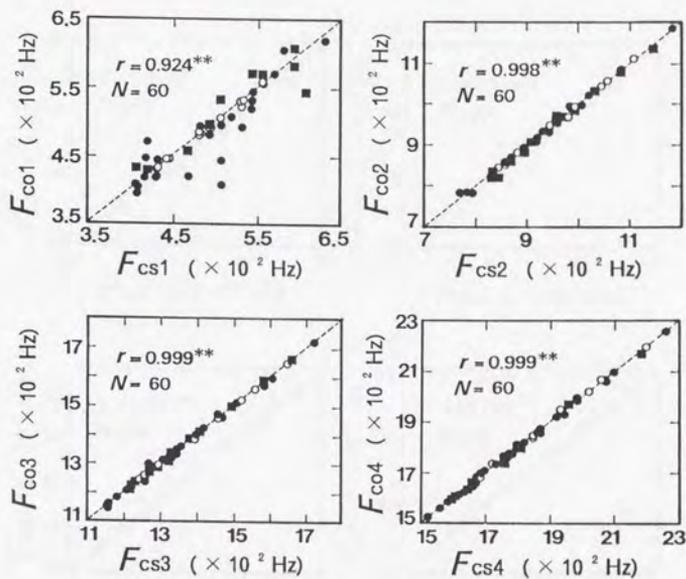


Fig.3.41. Relationships between F_{en} of logs obtained by two measuring method (F_{con} , F_{csn}).

Legend: F_{con} : F_{en} in the case that the hitting and measuring position are the opposite side, F_{csn} : F_{en} in the case that the hitting and measuring position are the same side, \circ : Upper logs in pile of logs, \bullet : Logs of 2-4 step from the upper logs in pile of logs, \blacksquare : Logs of 5-7 step from the upper logs in pile of logs.

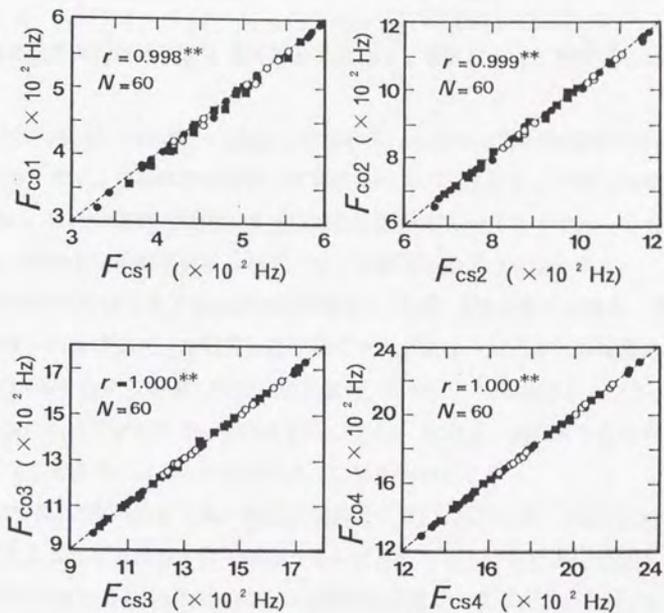


Fig.3.42. Relationships between F_{csn} of lumbers obtained by two measuring method (F_{con} , F_{csn}).

Legend: ○ : Lumbers of 1-2 step from the upper lumbers in piling,
 ● : Lumbers of 3-5 step from the upper lumbers in piling,
 ■ : Lumbers of 6-8 step from the upper lumbers in piling,
 F_{con} , F_{csn} : Refer to Fig.3.41.

3. 4 結論

第3章で得られた結果を以下にまとめて述べる。

- ・丸太の高次固有振動数による製材後の構造材（足場板）の力学的性質推定について
- (1)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が計測出来た。また、椽積み状態のように振動拘束が厳しい条件下であっても、少なくとも三次以上の振動次数であれば、正しい固有振動数が計測出来た。
- (2)椽積み状態における丸太の四次固有振動数（ $F_{.4}$ ）と製材後の足場板（生材、人工乾燥材）の曲げ強さ（ MOR ）及び曲げヤング係数（ MOE ）の関係は、何れも危険率1%の有意な相関を得た。この場合、生材、人工乾燥材ともに MOE の方が MOR に比べてかなり高い相関を得た。また、 MOR 、 MOE 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結果を示した。
- (3)丸太の中央1点支持における一次固有振動数（ F_1 ）と MOR 、 MOE の関係は、 $F_{.4}$ を因子としたときよりも若干ばらつきが大きかった。すなわち、少なくとも $F_{.4}$ は F_1 に匹敵する MOR や MOE の非破壊的指標であることが示された。
- (4) $F_{.4}$ から足場板の MOR や MOE を個々に推定する場合、樹幹内における髄から樹皮付近までの半径方向の材質変動を考慮して大まかに心持ち材と心去り材に分けて評価することは、推定精度の面から一定の効果を示すことが分かった。
- (5)人工乾燥材の MOR と $F_{.4}$ の関係のうち、心持ち材で、 $F_{.4}$ に対する MOR が極端に低いものがあった。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、 $F_{.4}$ 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必要がある。
- (6)足場板（生材、人工乾燥材）をそれぞれ心持ち材と心去り材に分けて、 $F_{.4}$ を

因子として MOR や MOE の下限5%信頼限界値（下限値）の誘導を試みたところ、何れの場合も区分間の格差が明瞭に得られた。この結果から、一定条件下では、 $F_{.4}$ を用いて足場板の MOR や MOE の下限値を等級区分することは十分に可能と考えられた。

・丸太の高次固有振動数による製材後の構造材（心持ち正角材）の力学的性質推定について

(7) 伐採直後からの短い期間（21日）における見かけの密度（ ρ ）の変化率と $F_{.4}$ の変化率の関係は、極めて高い相関性を有する負の直線回帰で示された。この傾向は、同期間中における縦振動ヤング係数（ E_v ）がほとんど変動していないことを示すと同時に、 $F_{.4}$ が、ほとんど伐採直後からの水分離脱のみによって経時的に増加したことを示している。

(8) 伐採直後及び21日後の $F_{.4}$ と MOR の関係は、何れも、危険率1%の有意な相関を得た。また両者（伐採直後の $F_{.4}$ を因子とした場合と21日後の $F_{.4}$ を因子とした場合）の相関性にさほどの差異は認められなかった。一方、伐採直後及び21日後の $F_{.4}$ と MOE の関係は、 MOR におけるよりもさらに高い相関を得た。また、 MOR と同様に、両者の相関性にさほどの差異は認められなかった。すなわち、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、 $F_{.4}$ 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考えられた。

(9) 伐採直後及び21日後の $F_{.4}$ と MOR や MOE の関係は、何れも足場板の場合に比べて推定精度の点で大きく上回った。この理由としては、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こと、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、樹幹内における材質分布の影響が心持ち正角材とは異なることなどが考えられた。

(10) 伐採直後及び21日後の $F_{.4}$ を因子として、それぞれ MOR と MOE の下限値の等級区分を行った結果、何れの場合も区分間の格差が明瞭に得られた。すなわち、足場板と同様に、 $F_{.4}$ を用いて心持ち正角材の MOR や MOE を等級区分す

ることは、十分に可能との結果が得られた。

(11)伐採直後の F_{c4} を因子としたときよりも21日後の F_{c4} を因子としたときの方が、 MOR 、 MOE ともに下限値が若干低くなり、伐採直後からの水分離脱によって、 F_{c4} が経時的に増加した影響が生じた。この影響による誤差を避けるためには、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_{c4} 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する必要がある。

・高次固有振動数による構造材の含水率推定について

(12) 積積み状態における製材の固有振動数 (F_{cn}) を、栈木の本数を0本 (べた積み)、3本、5本、及び7本として計測し、中央1点支持における固有振動数 (F_n) と比較した。その結果、低次の振動次数で丸太におけるよりやや高い相関が得られた以外は、丸太と同様の傾向を示した。すなわち、少なくとも三次以上の振動次数では正しい固有振動数が計測された。この傾向は、栈木の本数とは無関係に認められたが、べた積みでの計測は、供試体の木口面をかなり強く打撃しないと、 F_{cn} のピークの判別が困難であった。

(13) 固有振動数と E_c の関係式をベースに、乾燥 i 日後の推定含水率 (u_i) を求める(3.2)式を作成した。同式中の固有振動数に F_{c4} 、全乾重量 (W_0) に全製材の平均値を採用し、また、乾燥開始時に対する一定期間後の E_c の比と体積の比の積 (KV) を1としたとき、 u_i と全乾法含水率 (u) の間には、 $r=0.951$ の高い相関が得られた。ただし、 u (平均値50.6%) に対する u_i の標準誤差は10.3となり、ややばらつきが認められた。また、 u_i がほぼ30%以下の領域においては、 u_i の u に対する値が急激に低下した。この原因としては、主として W_0 の誤差の影響が考えられ、後者については、主として KV を1とした影響が考えられた。結果として、(3.2)式において、 W_0 を全製材の平均値としても u_i がほぼ30%以上の領域では u を一定精度で推定することが可能と言えた。この場合、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必要があると考えられた。また、 u_i 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、 KV を1としたままで、 $u_{。} \leq 30\%$ と $u_{。} > 30\%$ に分けて回帰式を当てはめる方法が考えられた。

(14)多少ラフであっても、さらに簡易な水分管理が必要な場合を想定して、固有振動数と E_1 の関係式をベースに、乾燥*i*日後の水分変動割合を求める(3.3)式を作成した。同式中の KV を1とすると、乾燥中に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、丸太と製材を対象に、その可能性を調べた結果、(3.3)式による推定重量変動割合と実際の重量変動割合の関係は、何れも極めて高い相関(丸太で $r=0.980$ 、製材で $r=0.973\sim 0.992$)を得た。すなわち、原木市場等における極積み丸太や天然乾燥中における極積み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だけで、水分変動の傾向を把握出来ることが示された。

・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について

(15)丸太と製材の縦振動パワースペクトルは、何れも材長(L)が短くなるにつれて[または丸太径に対する $L(L/D)$ 、製材辺長に対する $L(L/b)$ が小さくなるにつれて]、波形の乱れが目立つようになり、 L (または L/D 、 L/b)が一定値を下回ると、 $F1$ についてはピークを確認出来るものの、 $F1$ のほぼ整数倍に位置するはずの $F3$ や $F4$ のピークを確認することが困難になった。

(16)(15)の結果を受けて、高次固有振動数に対する一定の計測精度が保証される L/D や L/b のしきい値を検討した結果、同値は L/D で6.00、 L/b で10.0付近にあるものと考えられた。

(17)丸太と製材について、縦振動励起面と検出面を同一にして計測したときの $F_{。n}(F_{。n})$ と反対側にして計測したときの $F_{。n}(F_{。n})$ の関係を調べた結果、全体としては概ね1:1のラインに近似した。ただし、丸太における $F_{。1}$ と $F_{。1}$ の関係のうち、極積み最上段の丸太を除いては、ややばらつきが認められた。この原因は、縦振動励起面と検出面の位置関係によるものではなく、極積み最上段とそれより下の段に位置する丸太の振動拘束条件の差異(下の段に位置する丸太の $F_{。1}$ は、必ずしも正しい値を示さない)により生じたものと考えられた。

(18)(17)の結果から、少なくとも F_3 や F_4 に関する限り、丸太や製材の縦振動励起面と検出面の位置関係が計測精度に及ぼす影響は、ほとんど無いことが示された。

第4章 スギ構造材及び構造躯体の長期耐力評価

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

4. 1. 1 はじめに

木材を構造部材として用いるとき、その材質特性が長期間にわたって安定していることは材料選定の基本であり、また、このような長期的な特性に基づいた材質の改良、材質に適した使用箇所、ならびに施工の適正化を図ることは大変重要である。特に、水分（湿度）非定常状態における木材や木質材料のクリープ変形は、定常とは異なったMechano-sorptive挙動を示すことが認められているので^{16, 18)}、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、長期間にわたる材質特性を解明するうえで必要不可欠と言える。しかしながら、水分非定常状態のクリープ現象は、機構が複雑なために実験例に乏しく、特に、スギも含めた大断面材についての検討例はほとんど見あたらない。

本研究では、スギの大断面材（製材と集成材）を供試し、水分非定常状態におけるクリープとMechano-sorptive変形を実験的に検討した。さらに、相対湿度（以下RHと記す）の変動に伴うたわみの変動をRH変動量に比例する量、すなわち $f(\Delta RH)$ とし、同値とPOWER則〔(1.4)式〕を重ね合わせることによって^{81, 113)}、スギ大断面材のMechano-sorptive変形が定量的に表現出来るかどうか併せて検討した。

4. 1. 2 実験

4. 1. 2. 1 供試体

供試体には、宮崎県高岡町産スギの製材2体（心持ち材）及び集成材1体を用いた。ただし、製材のうち1体は生材、もう1体は蒸気式による人工乾燥処理を施したものである（製材2体については、人工乾燥処理の有無から、以後、生材及び人工乾燥材と呼ぶことにする）。集成材は、ラミナ厚を21mm、積層数を10とし、構造用大断面集成材の特級に該当するようにラミナの選定、ならびに組み合わせを

行った。ここで、クリープ試験開始時における各供試体の寸法、含水率（ここでは高周波含水率計による値、以下 u と記す）、見かけの密度（以下 ρ と記す）、及び縦振動ヤング係数（以下 E_t と記す）を Table 4. 1 に示す。

4. 1. 2. 2 クリープ試験方法

クリープ試験は、曲げのみを対象として実施した。この場合、Stress levelは、生材、人工乾燥材、集成材の3体とも、負荷1年目を11%、2年目を22%、そして3年目を33%とした。また、Stress level算定の基礎となるスギ実大材の曲げ強さ（以下 MOR と記す）は、既往のデータから MOR と E_t の関係を $MOR = 3.15 E_t + 157$ と仮定し、同式から推定した¹³⁰⁾。さらに、何れのStress levelも同一環境下の比較が出来るように、負荷開始時期を同一（12月）とした。

試験方法は、Fig. 4. 1 に示す4点荷重方式とし、各Stress level（11%、22%、33%）に応じて、直径32mm、長さ1830mmの鉄筋（11.5kgf）を必要量負荷した。各供試体に対する負荷方向はFig. 4. 2 に示すとおりである。なお、負荷に際しては、それぞれの支点、荷重点におけるめり込みを防ぐために、各位置に幅120mm、長さ240mm、厚さ9mmの鉄板を当てた。また、たわみの測定位置においても、ダイヤルゲージ測定子のめり込みを防ぐために、厚さ2mmの平滑なガラスプレートを当てた。一方、Stress levelの増加は、鉄筋を付加する方法で実施した。

変位量は、Fig. 4. 1 に示すように、各供試体とも中央、荷重点及び支点において、ストローク30mmのダイヤルゲージ（1/100mm精度）により測定した。また、試験室の温湿度、供試体の u （4箇所）、ならびに供試体付近に置いたスギ小試験片（105mm×105mm×50mm、木口面をシリコンで被覆したもの、4個）の重量を、たわみと合わせて測定した。この場合、測定時間間隔は、原則として負荷直後から10時間までを20分、それ以降を24時間とした。

Table 4.1. Width (B), depth (H), length (L), moisture content (u), density (ρ), and modulus of elasticity due to longitudinal vibration (E_t) of the specimens at the start of creep tests.

Specimens	B (cm)	H (cm)	L (cm)	u (%)	ρ (g/cm ³)	E_t (kgf/cm ²)
Green lumber	10.5	21.3	405.9	42.0	0.549	69400
Kiln-dried lumber	10.5	21.0	407.3	17.7	0.450	73500
Glulam	10.5	20.9	402.4	13.3	0.390	87700

Note: u were measured by radio-frequency type moisture meter.

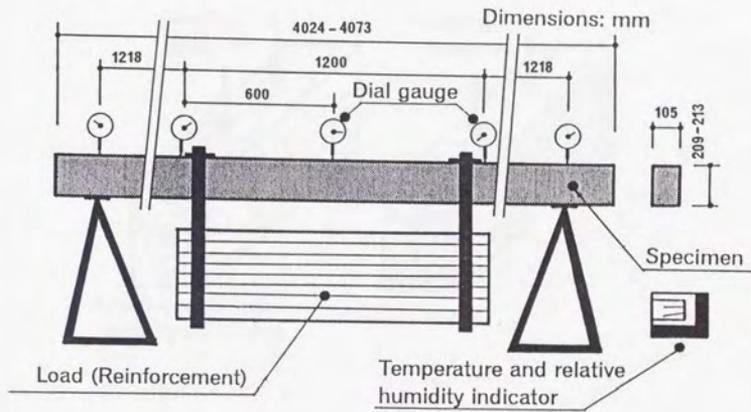


Fig.4.1. Schematic diagram of testing apparatus.

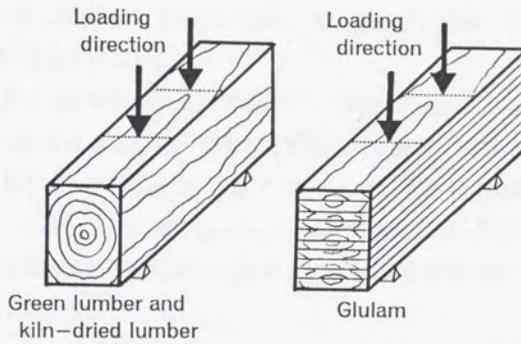


Fig.4.2. Schematic diagram of loading direction.

4. 1. 3. 結果及び考察

4. 1. 3. 1 全たわみ [$\delta(t)$] - 時間 (t) 曲線

全たわみ [$\delta(t)$] - 時間 (t) 曲線をFig. 4. 3に示す。ここで、 $\delta(t)$ は、2箇所の支点において測定した変位の平均値を、供試体中央部の木材の膨潤または収縮と見なし、同部（供試体中央部）の変位から加減する方法で求めた（Fig. 4. 1参照）。なお、2箇所の支点における変位の平均値は、クリープ試験開始から26857時間経過時点（約3年後）で生材3.22mm、人工乾燥材3.19mm、集成材0.68mmであった（収縮する方向が正）。

一般に、木材及び木質材料のクリープ限度以下での荷重条件におけるクリープ曲線は、負荷直後には急増するが、やがてたわみ速度が緩慢になり、最終的にはクリープ休止に至る^{131, 132}。一方、Fig. 4. 3を見ると、本研究で供試したスギ構造材（大断面材）では、水分状態やStress level（11%、22%、33%）に関係なく負荷直後の急増傾向は明確には認められず、何れも1年経過時点までに、ほぼクリープ休止に至っている。

4. 1. 3. 2 全たわみ [$\delta(t)$] - 時間 (t) 曲線と相対湿度 (RH)、温度、収縮量、含水率 (u)、及び小試験片重量の経時変化

Stress level別の $\delta(t)$ - t 曲線と RH 、温度の経時変化をFig. 4. 4に示す。以下、同図から看取される傾向を定性的に検討する。

同図における RH の変化と $\delta(t)$ の挙動を比較してみると、何れも RH の減少と増加が $\delta(t)$ の増加と減少に対応する形で現れている。この傾向には供試体間で差異が認められ、人工乾燥材で最も顕著であり、ついで生材、集成材の順となっている。このうち生材と人工乾燥材の差異については、材質、人工乾燥処理、あるいは立木時の履歴等が原因として考えられるが、本研究では供試体数も少なく、明確に判断することはできない。ただし、現場におけるスギ個体間では、実際にこのような傾向の差異を生じていることが考えられるので、構造材としての長期耐力評価を行うためには、今後、可能な限り原因を明確にする必要があろう。

Stress level = 11%時における生材と人工乾燥材の $\delta(t)$ の挙動は、集成材の

それとは明らかに異なっており、生材では、ほぼ2000時間から5000時間の範囲、人工乾燥材では負荷直後から5000時間の範囲で $\delta(t)$ の増加が顕著になっている。この原因は、Fig. 4. 5に示すStress level=11%時の収縮量と u の経時変化から推察可能である。同図によれば、集成材では全期間にわたって u がほぼ気乾状態で推移しているものの、生材と人工乾燥材では何れも負荷直後から4000~5000時間までは気乾状態を越えていたことが伺える。すなわち、この期間における生材と人工乾燥材の水分脱着の経時変化は、乾燥による脱湿が支配的であったと考えてよい。この場合、木材のMechano-sorptive変形は、水分が離脱するときに著しい¹³³⁾ことから、Fig. 4. 4のStress level=11%時における生材と人工乾燥材の $\delta(t)$ の著しく増加する挙動は、水分非平衡によるものであることが容易に理解できる。また、脱湿時に生じるMechano-sorptive変形は一種の可塑変形に近いことから⁷¹⁾、生材と人工乾燥材に対する応力除去後のクリープ回復挙動は、集成材のそれとはかなり異なった傾向を示すことが予想される。

Fig. 4. 4のStress level=11%、22%、33%時における $\delta(t)$ の挙動で、それぞれ5000時間、14000時間、23000時間付近（何れも7月頃）に $\delta(t)$ の急増が認められる。この傾向は、クリープが安定状態に達していても、7、8月になると、たわみが進展すると言う既往の報告⁹⁰⁾と一致している。原因としては、木材の粘性係数が温度に鋭敏¹³⁴⁾であることが考えられるが、さらに、Fig. 4. 4のRHやFig. 4. 5の収縮量、 u 、及び小試験片重量の経時変化をみると、この時期のRH変動が、材の物性にかなりの影響を及ぼしたことが示されており、これらが相乗的な効果をもたらしたものと考えられる。

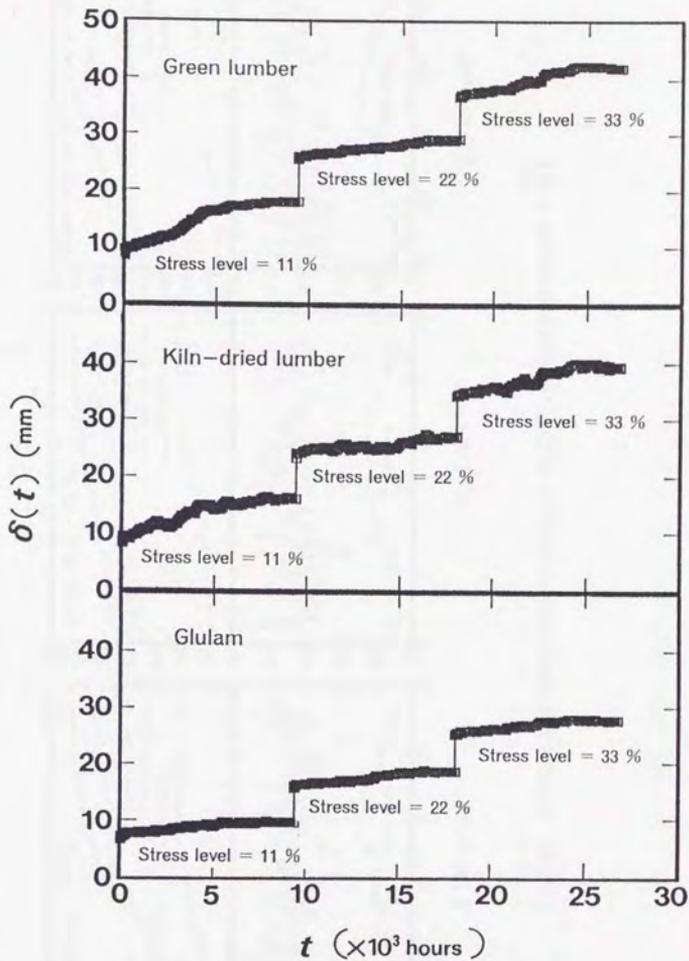


Fig.4.3. Changes of total deflections $[\delta(t)]$ with progress of loading times (t) .

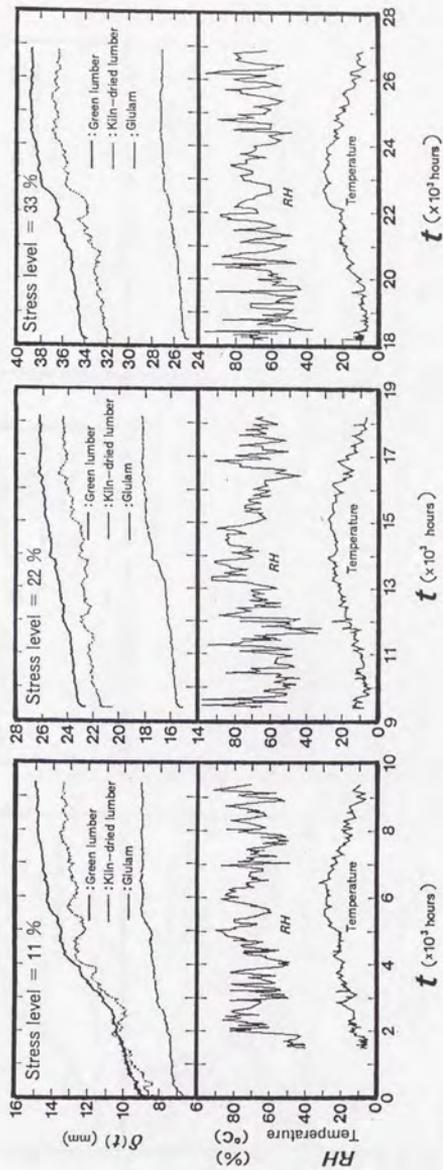


Fig.4.4. Relationships between relative humidities (RH) and temperatures and $\delta(t)$.

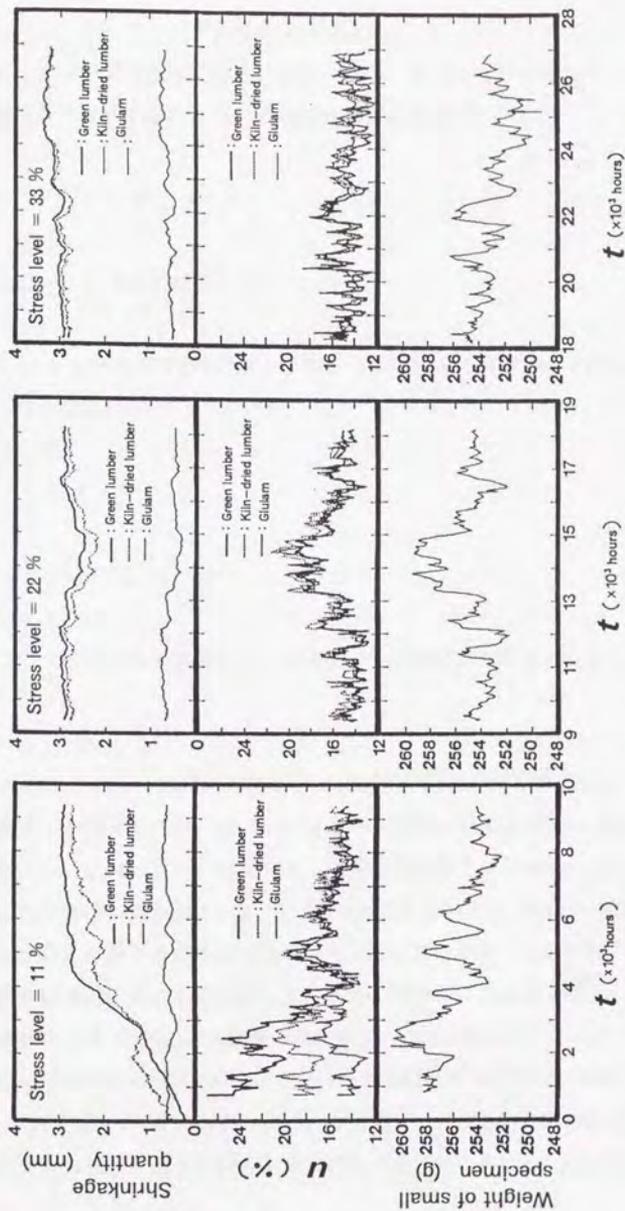


Fig.4.5. Changes of shrinkage quantities, u , and weights of small specimens with progress of t .

4. 1. 3. 3 クリープ曲線の予測

木材のクリープ曲線は、次式に示すように、クリープたわみ $[\delta_c(t)] - t$ 曲線を両対数で表示すると、高い直線性が認められる^{106, 135)}。

$$\log \delta_c(t) = a \log t + b \quad (4.1)$$

ここで、 a と b は定数である。

また、(1.4)式に示すPOWER則 (t^N 則) や(1.5)式に示す $\log t$ 則で近似されることも良く知られている⁹⁴⁾。

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

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

ここで、 A と N は定数である (A をクリープ定数、 N を減速指数と呼ぶこともある¹¹²⁾)。

まず、 $\delta_c(t) - t$ 曲線に対する(4.1)式と(1.4)式の適合性について検討する。この場合、本研究ではStress levelを11%→22%→33%と1年毎に増加しているの
で、Stress level=22%、33%では、荷重の増加時点を $t=0$ とした。したがって、
これらの場合は、実際の $t=0$ 、すなわち当初からStress level=22%、33%を負
荷した場合は若干異なる傾向を評価することになるが、ここでは、荷重の影響
の差異を概括的に捉えるものとして、同意に取り扱うこととした。

実測値による $\delta_c(t) - t$ 曲線の両対数と、(4.1)式による $\delta_c(t) - t$ 曲線の両
対数の比較をFig. 4. 6に示す [ここでは両者を区別する意味で、それぞれ $\log \delta_c(t)$ 、
 $\log \delta_c(t)$ と記している]。この場合、(4.1)式の b は負荷後1時間の点
に外挿された定数である。同図から、何れの条件も、 $\log \delta_c(t)$ は $\log \delta_c(t)$

にほぼ近似しており、概ね直線性が認められるが、長時間側で凹型から凸型に変化する傾向を示している。この要因としては、Stress level=11%時の生材と人工乾燥材では4.1.3.2で述べた乾燥による脱湿の影響が考えられ、それ以外では7月頃のたわみ急増（主としてRH変動による）とその後の安定化が考えられる。本来は、荷重に対する安定化、あるいは将来の予測を行うといった意味から、測定開始からの短時間側を除いた長時間側において定数を検討することが望ましいが、ここでは一応全期間にわたって直線性が認められるものとして、(4.1)式の定数を $b = \log A$ 、 $a = N$ においてPOWER則 [(1.4)式] に当てはめて得られた $\delta_e(t)$ [以後、 $\delta_e(t)'$ と記す] と実測値による $\delta_e(t) - t$ 曲線を比較した。その結果をFig. 4.7に示す。全体にはある程度適合しているが、曲線の後半部で $\delta_e(t)'$ が $\delta_e(t)$ を下回っている。この要因も、Fig. 4.6について述べた内容と同様のことが考えられる。ところで、 N は材料特有の値を有するが^{94, 132)}、スギではStress level=20%時で0.23~0.26、40%時で0.30（ただし、長時間側から求めたもの）との報告例がある⁹⁴⁾。これらの値とFig. 4.7に示した値を比較すると、後者の方がやや高く、より粘性的である¹³⁶⁾。また、 N は、Stress levelに依存しない様子が伺われる^{131, 132, 137-139)}。

次に、湿度変動に伴うたわみ挙動の把握（推定）について検討する。

湿度変動を受けるときの変形機構の推定には、比較的Stress levelの小さいときや釘接合部材の負荷初期において、指数型⁹⁴⁾を基本にした次式の適合性が良いとされている^{10, 86, 113)}。

$$\delta(t, \Delta RH) = \delta_0 + r_1 [1 - \exp(-\beta t)] + f(\Delta RH) \quad (4.2)$$

ここで、 δ_0 は瞬間弾性たわみ、 r_1 と β は係数、 $f(\Delta RH)$ は湿度変動によって生じるたわみの変動を表す関数である。

一方、比較的Stress levelの大きい場合で、長期にわたって湿度変動を受けるときの変形機構の推定には、初期の湿度変動後のPOWER則を基本にした次式の適合

性が良いとされている^{81, 104)}。

$$\delta(t, \Delta RH) = \delta_0 + A t^N + h \cdot \Delta RH \quad (4.3)$$

ここで、 $h \cdot \Delta RH$ は相対湿度変動によって生じるたわみの変動 (h は係数)で、(4.2)式の $f(\Delta RH)$ を原点を通る回帰式としたものである。

本研究における実験条件では、(4.3)式の適合性が比較的良好と考えられるので、同式を適用した場合について検討してみる。

24時間間隔前後のRH変動幅 (ΔRH) とクリープたわみ変動幅 [$\Delta \delta_c(t)$] の関係をFig. 4.8に示す。なお、ここでは、 $\Delta RH = RH - \text{平均RH (68\%)}$ とし、 $\Delta \delta_c(t) = h \cdot \Delta RH$ としている。また、負荷初期においては、湿度変動への対応が不明確との報告があり^{19, 81)}、本研究でも検討したところ同様の結果が得られたが、ここでは、全データを分析した結果を示している。

同図の結果から、 ΔRH に対する $\Delta \delta_c(t)$ は、Stress level別では33%、供試体別では人工乾燥材における関係がより明確に現れている。その一方で、Stress level=33%を除く集成材では ΔRH との対応が不明確である。また、全体には負の関係を示す傾向がある。一般に、木材においては、最初の湿度変動以後の湿度に対するたわみ変動傾向は個々に異なるが^{81, 104)}、集成材ではこれまで正の関係を示した例が多く^{19, 81, 104)}、本研究結果と異なっている。この原因は、主としてラミナの配置による収縮率の違い^{19, 81)}等の製造条件によることが考えられる。

ここで、(4.3)式を $\delta_c(t, \Delta RH) = A t^N + h \cdot \Delta RH$ とし、同式にFig. 4.8から求めた $\Delta \delta_c(t) = h \cdot \Delta RH$ を適用して得た値と、 $\delta_c(t) - t$ 曲線を比較したものをFig. 4.9に示す。同図から、Fig. 4.8において ΔRH との対応が明確なものは、同値に伴う変形の性状が比較的良好に現れている。一方、全体に長時間側で $\delta_c(t, \Delta RH)$ が $\delta_c(t)$ を下回っているが、この原因には、Fig. 4.6においても述べたように、Stress level=11%時の生材と人工乾燥材では主として乾燥による脱湿の影響が考えられ、それ以外では7月頃のたわみ急増が考えられる。しかし

ながら、全体の傾向からこれだけでは説明が不十分であり、今後さらに検討を重ねることが必要である。ただし、何れにしても、(4.3)式を基本とすることにより、スギ大断面材のMechano-sorptive変形を定量的に表現出来ることは、ある程度示唆されたものと言える。

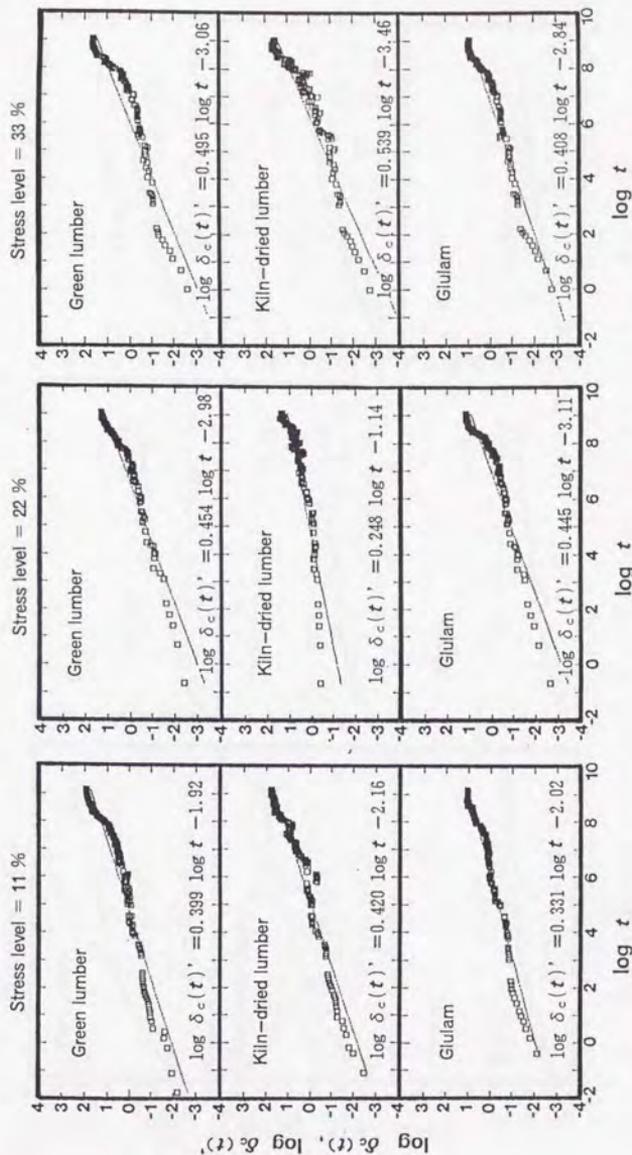


Fig.4.6. Comparisons between $\log \delta_e(t)$ and $\log \delta_c(t)$ calculated by Eq. (4.1) [$\log \delta_e(t)$].
 Legend: $\delta_e(t)$: Creep deflection, \square : $\log \delta_c(t)$, ---: $\log \delta_e(t)$.

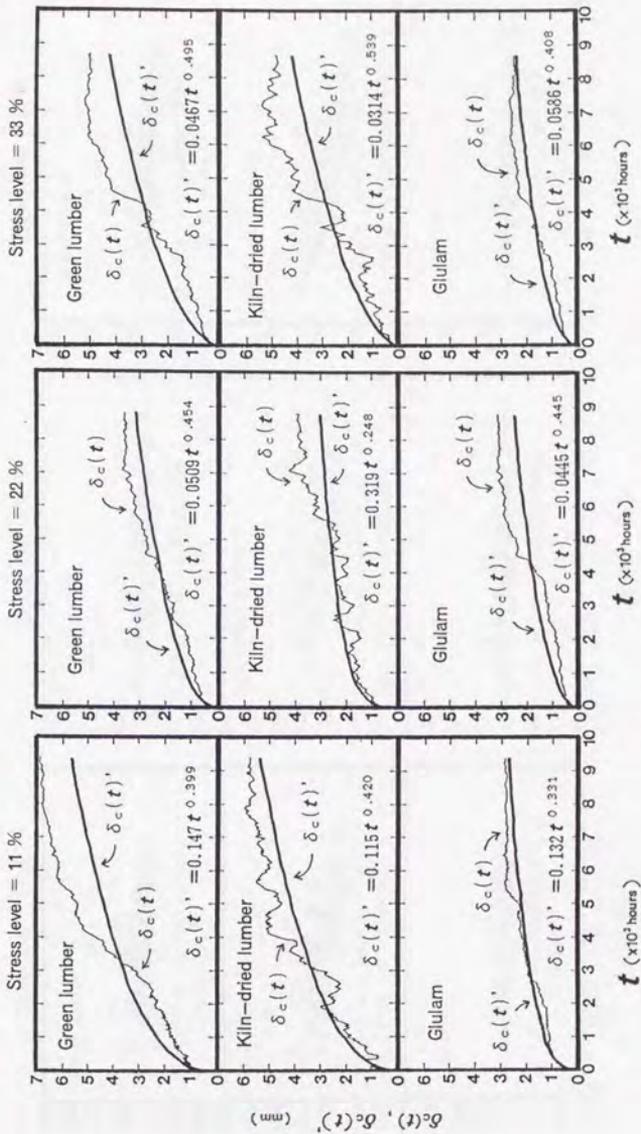


Fig.4.7. Comparisons between $\delta_c(t)$ and $\delta_c(t)$ calculated by Eq. (1.4) [$\delta_c(t)$] .

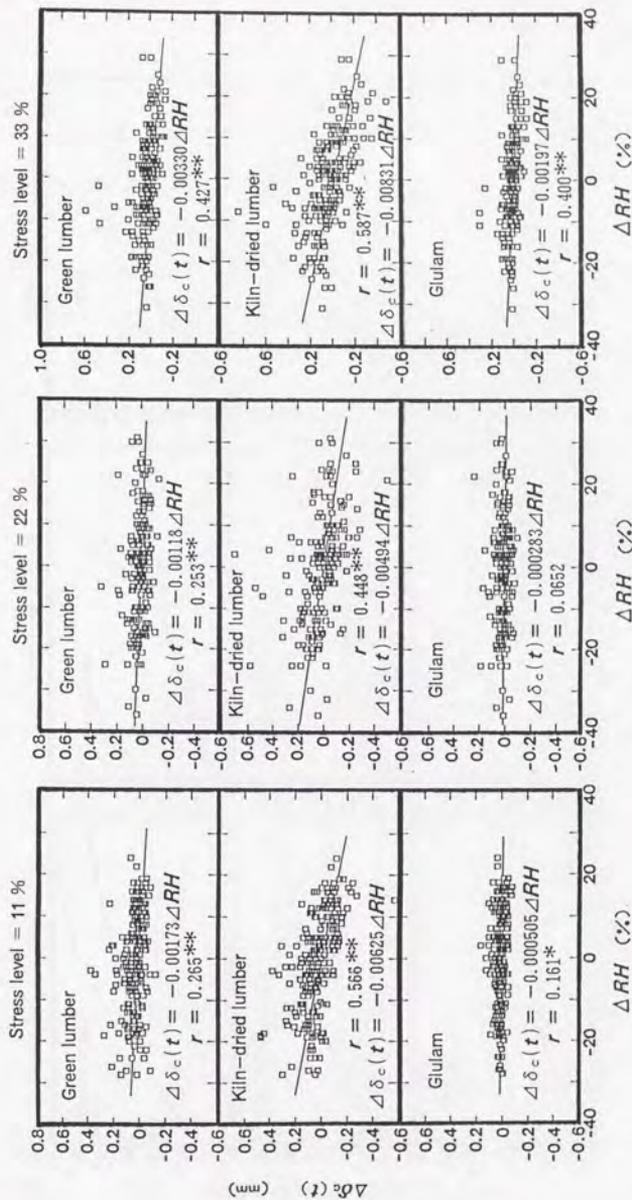


Fig.4.8. Relationships between differences of RH (ΔRH) and differences of $\delta_c(t)$ [$\Delta \delta_c(t)$].
 Legend: r : Correlation coefficient, $**$: Mark shows that the levels of significances are 1%, $*$: Mark shows that the levels of significances are 5%.

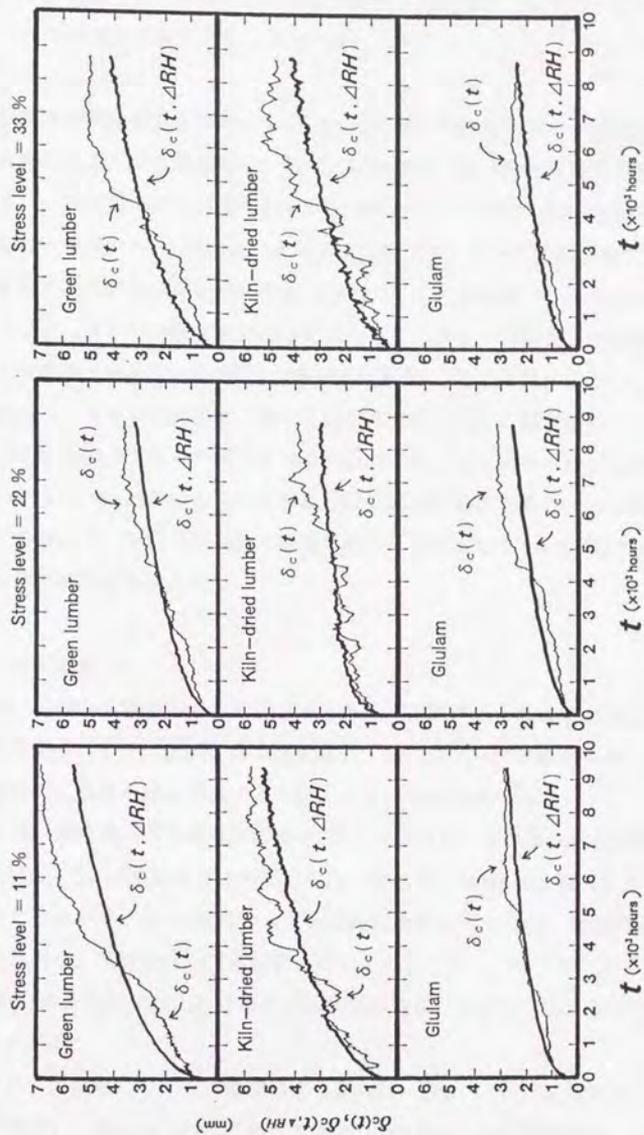


Fig.4.9. Comparisons between $\delta_c(t)$ and $\delta_c(t)$ calculated by Eq.(4.3) [$\delta_c(t, \Delta RH)$].

4. 2 荷重増減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

4. 2. 1 はじめに

木材や木質材料が構造躯体のメンバーとして据え付けられると、屋根葺材などの構造要素による一定荷重以外に、しばしば積雪などの一時的な荷重を受けることがある。一定荷重下における木材や木質材料のクリープは、POWER則を用いて評価されることが多いが、このような荷重増減下におけるクリープの検討例^{94, 95, 103, 105}は少なく、しかもスギも含めた実大材についての検討例¹⁰⁸はほとんど見られない。一方、クリープ限度を決めるに当たって、クリープ回復の性状を調べることは大変重要とされているが⁷²、その検討例^{80, 140}も非常に少ない。

本研究では、スギの大断面材（製材と集成材）を供試し、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実験的に検討した。さらに、POWER則を基本曲線とするBoltzmannの重ね合わせ理論及び継続負荷期間の累加による変形総和法^{94, 95}を用いて、これらの挙動（荷重増減下と除荷後のクリープ及びクリープ回復）の定量的評価を試みた。

4. 2. 2 実験

実験は、前節から継続して行ったものであり、供試体もそのまま使用している。また、外周条件〔水分（湿度）非定常状態〕、曲げクリープ試験の方法、変位の測定方法なども前節とほぼ同様であるが、以下に概要を述べる。

実験には、宮崎県高岡町産スギの製材2体（心持ち材）及び集成材1体を用いた。寸法は、Fig. 4. 1に示すとおりである。なお、製材のうち1体は生材（クリープ試験開始時）であるが、もう1体には人工乾燥処理を施した（以後、製材2体については、前節同様、生材及び人工乾燥材と呼ぶことにする）。ここで、クリープ試験開始時と4年後の終了時における各供試体の全乾法による u 、 ρ 、及び E_t を Table 4. 2に示す。

曲げクリープ試験のうち荷重増減による試験は、Fig. 4. 1に示す要領で4点荷重方式により行い、Stress levelに応じて鉄筋（11.5kgf）を必要量載荷した。この

場合、各供試体に対する負荷方向は梁背方向とし (Fig. 4.2参照)、負荷に際して、それぞれの支点、荷重点におけるめり込みを防ぐために厚さ9mmの鉄板を当てた。なお、この鉄板は除荷後も継続して当てた。

変位は、Fig. 4.1に示すように、各供試体とも中央、荷重点及び支点において、ストローク30mmのダイヤルゲージ (1/100mm精度) により測定した (除荷後も同様)。また、変位と合わせて試験室の温湿度も同時に測定した。この場合、測定時間間隔は、原則として荷重の増減や除荷直後から10時間までを20分~1時間、それ以降を24時間とした。

Stress levelは、何れの供試体も、負荷1年目を11%、2年目を22%、そして3年目を33%と1年毎に増加したが、4年目は、22% (2カ月)、33% (2カ月)、11% (3カ月)、33% (3カ月)、0% (3カ月) の順に変化 (増減と除荷) させた。なお、各供試体のクリープやクリープ回復挙動がほぼ同一環境下で比較出来るように、荷重の増減や除荷の時期を同一とした。

Table 4.2. u , ρ , and E_t of the specimens.

	u (%)		ρ (g/cm ³)		E_t (kgf/cm ²)	
	At the start of tests	After the tests were finished	At the start of tests	After the tests were finished	At the start of tests	After the tests were finished
Green lumber	64.1	14.0	0.549	0.418	69400	79100
Kiln-dried lumber	22.1	12.6	0.450	0.427	73500	82100
Ghulam	11.5	11.5	0.390	0.391	87700	89500

Note: u were measured by oven drying method.

4. 2. 3 結果及び考察

4. 2. 3. 1 全たわみ [$\delta(t)$] - 時間 (t) 曲線

$\delta(t)$ - t 曲線をFig. 4. 10に示し、各Stress level条件における瞬間的な弾性たわみや回復 (δ_0) と $\delta_e(t)$ をTable 4. 3に示す。

Fig. 4. 10やTable 4. 3を見ると、 δ_0 については製材（生材、人工乾燥材）と集成材の間に大きな差は認められないが、 $\delta_e(t)$ については製材（生材、人工乾燥材）の方が大きく変動しており、その増加も著しい。これは、両者の粘弾性変形とMechano-sorptive変形の差異によるものと考えられる。このうち後者（Mechano-sorptive変形の差異）については、負荷直後における製材の含水率が、生材、人工乾燥材の何れも気乾状態を越えていたことから（Table 4. 2参照）、乾燥過程で同変形が顕著に現れたと考えられることや^{13, 5)}、既に報告したように、少なくとも比較的断面の大きい材では、製材の相対湿度に対する $\delta_e(t)$ の変化が集成材の同変化に比べて鋭敏であることなどから概ね説明可能である。しかしながら、前者（粘弾性変形の差異）については、原因として集成化の有無による材質の差異¹⁹⁾（例えば、ラミナの配置による節などの欠点分散やヤング係数を基準としたラミナ構成などによるもの）や温度の影響の差異などが考えられるが、今回のデータだけでは判断できない。この点については今後の検討課題としたい。

何れにしても、Fig. 4. 10やTable 4. 3の結果は、スギなどの木材が構造躯体のメンバーとして据え付けられた後に安定的な長期耐力を保持するには、少なくとも十分な乾燥処理を施すことが大変重要なことを示している。この場合、大断面の製材を気乾状態まで乾燥することは現実には極めて困難であり、ラミナの状態で乾燥出来る集成材の材質の優位性は、この様な側面からも強調することが出来る。

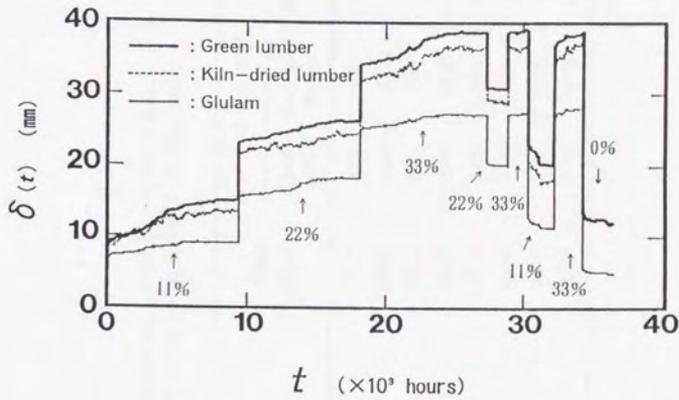


Fig.4.10. Changes of $\delta(t)$ with progress of t and changes of loading conditions or removal of load.

Note: Values in the figure indicate the stress levels.

4. 2. 3. 2 変形モデルによる予測

一定荷重下における木材や木質材料のクリープ変形は、(1.4)式や次式に示すPOWER則で近似されるものが多い⁹⁴⁾。これは、主として長時間側における同式の予測精度が良いことによっている。

$$\delta(t) = \delta_0 + A t^N \quad (4.4)$$

ここで、 A と N は定数である。

一方、前述したように荷重変動下における検討例は少ないが、以下に示すようなPOWER則を基本とした推定曲線から、木材^{96, 103, 105)}、木質材料^{94, 95)}、木質複合部材^{94, 95)}（何れも小試験体）、並びに木造小屋組^{94, 95)}などのクリープ変形挙動を推定した例が報告されている。

荷重としては、屋根葺材などの構造要素による一定荷重と、これに積雪などの一時的な荷重が加わった場合の2種類を想定するが、ここではこれらの荷重を単純化し、前者を P_0 、後者を P_1 として取り扱う。この場合、変形挙動のタイプを次の3つに区分する（Fig. 4.11参照⁹⁵⁾）。

(1) Boltzmannの重ね合わせの原理 (Superposition type)

作用した荷重が独立して変形を生じると考えて累加するものである。この方法は過去の履歴による変形が各々独立していると言う仮定に基づいている。

$$\delta(t) = \delta(P_0, t) + \sum \delta(P_1 - P_0, (t - t_{2i-1})) - \sum \delta(P_1 - P_0, (t - t_{2i})) \quad (4.5)$$

ここで、 t_{2i-1} は荷重増加 ($P_0 \rightarrow P_1$) 時点を示し、 t_{2i} は荷重減少 ($P_1 \rightarrow P_0$) 時点を示す。

(2) 付加荷重存続型 (Additional duration type)

最初の $P_0 \rightarrow P_1$ では、Superposition typeと同様に取り扱うが、その後は、荷重の増減に拘わらず、 P_0 や P_1 が存在する限り、荷重に対応したクリープ変形を継続して累加する。なお、このタイプには、除荷後の変形（回復も含めて）は存在しない。

$$\delta(P_1, t) = \delta(P_0, t) + \delta(P_1 - P_0, \Sigma(t_{2i} - t_{2i-1}) + (t - t_{2i+1}))$$

$$\delta(P_0, t) = \delta(P_0, t) + \delta(P_1 - P_0, \Sigma(t_{2i} - t_{2i-1})) - \delta(P_1 - P_0) \quad (4.6)$$

ここで、 t_{2i+1} は2回目以降の荷重増加 ($P_0 \rightarrow P_1$) 時点を示す。

(3) 最大荷重存続法 (Maximum duration type)

$P_0 \rightarrow P_1$ のときは、 P_1 が $(t_{2i} - t_{2i-1}) + (t - t_{2i+1})$ だけ作用したものと見なして、それまでの P_0 による変形は全てこの中に含まれるものとする。以下、同様に P_1 が存続した期間だけ変形を累加する。また、 $P_1 \rightarrow P_0$ のときは、時間に依存しない $\delta(P_1 - P_0)$ が瞬間的に回復し、その後は原則として一定にとどまる。このタイプは、最大荷重が存続した分だけクリープ変形すると見なすものである。

$$\delta(P_1, t) = \delta(P_1, \Sigma(t_{2i} - t_{2i-1}) + (t - t_{2i+1}))$$

$$\delta(P_0, t) = \delta(P_1, \Sigma(t_{2i} - t_{2i-1})) - \delta(P_1 - P_0) \quad (4.7)$$

ここで、今回の実験結果をこれらの変形モデルに当てはめてみる。この場合、以下の仮定が成り立つものとする。

(1) 基本となる曲線には、以下に示す負荷後1年間のPOWER則が適用される。

$$\text{生材:} \quad \delta(t) = 8.08 + 0.147 t^{0.399} \quad (4.8)$$

$$\text{人工乾燥材: } \delta(t) = 7.64 + 0.115 t^{0.420} \quad (4.9)$$

$$\text{集成材: } \delta(t) = 6.18 + 0.132 t^{0.331} \quad (4.10)$$

(a) δ_0 と A は負荷荷重に比例する^{9,4)}。

(b) N は負荷荷重に依存しない^{9,4, 10,3, 13,1)}。

$\delta(t)$ の実験値と各変形モデルによる曲線 (以下, Boltzmann の重ね合わせの原理を S. P., 付加荷重存続型を A. D., 最大荷重存続法を M. D. と記す) の比較を Fig. 4. 12~4. 14 に示す。全体としては, 実験値が変形モデルの範囲内に収まっているが, 製材 (生材, 人工乾燥材) では, S. P., A. D. の Stress level 増加後及び A. D., M. D. の Stress level 減少と除荷後に漸次安全側に離れる傾向を示している (Fig. 4. 12, 4. 13 参照)。また, 集成材では, A. D., M. D. の Stress level 減少と除荷後に同様に安全側に離れる傾向を示している (Fig. 4. 14 参照)。以下, $\delta_0(t)$ を視点において, これらの原因を考察してみる。

負荷直後から3年間 (Stress level = 11% → 22% → 33%) における $\delta_0(t)$ の実験値と各変形モデルによる計算値の比較を Fig. 4. 15 に示す。同図において, 計算値は, Stress level の増加に伴って何れも増加しているが, 実験値は増加しておらず, 製材では, 逆に負荷1年目 (Stress level = 11%) の実験値が2, 3年目 (Stress level = 22%, 33%) の同値よりも高くなっている。これは, 4. 2. 3. 1 でも述べたように, 負荷直後における製材の含水率が生材, 人工乾燥材の何れも気乾状態を越えていたことから (Table 4. 2 参照), 主として水分が離脱するときに著しいとされる Mechano-sorptive 変形の影響^{13,3)} がこの時期に顕著に現れたためと考えられる。すなわち, 製材において, Stress level 増加後の実験値が漸次 S. P. と A. D. から安全側に離れる傾向を示した原因の一つには, 含水率が気乾状態を上回る状態での POWER 則を変形モデルの基本曲線として採用したことが挙げられる。ここで, Fig. 4. 12, 4. 13 中の M. D. は, S. P. や A. D. とはやや異なった傾向を示している。これは, 主として, M. D. では Stress level の増加時点でそれまでの変形 [δ_0 と $\delta_0(t)$] が存在しなかったものとして取り扱われるためである [

(4.7)式参照]。この場合、M. D.であっても、 $\delta_c(t)$ はS. P.やA. D.と同様の傾向を示しており、各Stress levelで更に長期間が経過すれば、実験値が計算値から安全側に離れることが予想される。したがって、上述の考察は、M. D.に対しても成り立つと考えて良い。

ところで、Stress level減少後や除荷後の変形挙動に対しては、(4.5)~(4.7)式やFig. 4. 12~4. 14に示されるように、変形モデル間で取り扱いが異なっており、S. P.ではクリープ回復が存在するが、A. D.とM. D.では存在しないものとしている。一方、本実験では何れの供試体もクリープ回復が存在しているので、Stress level減少後と除荷後において、 $\delta_c(t)$ の実験値がA. D.とM. D.から安全側に大きく離れる傾向を示した。

以上の結果は、比較的断面の大きいスギ構造材を対象として変形モデルを適用する場合、基本的にはS. P., A. D., M. D.の何れもほぼ曲線の傾向をとらえることは可能であるが、製材を対象とする場合、負荷直後の含水率によっては何らかの補正が必要なことや、クリープ回復を含めたクリープ曲線の予測を行う場合、S. P.の適用を基本に考えることが妥当なことなどを示している。

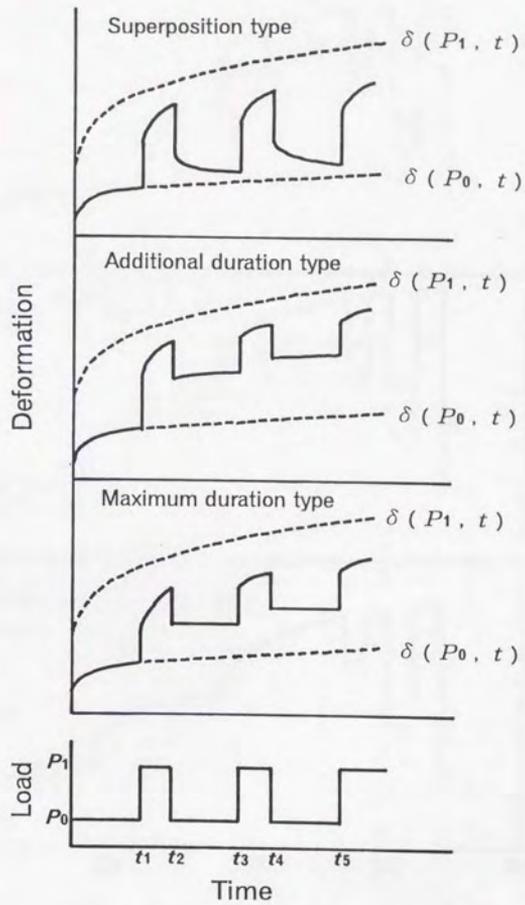


Fig.4.11. Deformation model under cyclic loading^{0.6)}.

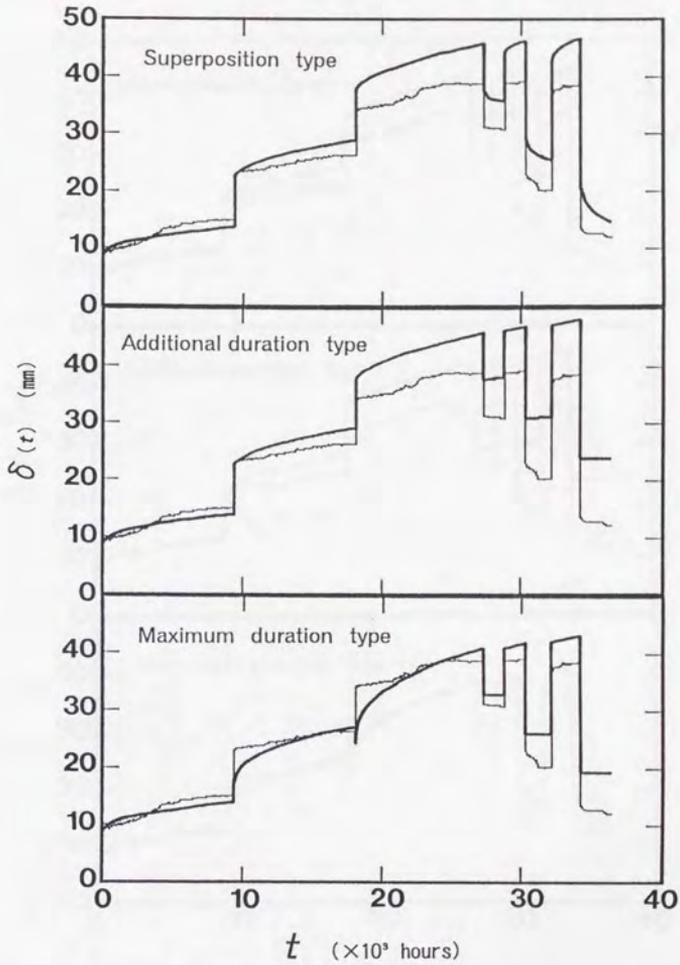


Fig.4.12. Comparisons between experimental $\delta(t)$ and $\delta(t)$ calculated by Eq.(4.5) (superposition type), Eq.(4.6) (additional duration type), and Eq.(4.7) (maximum duration type) of green lumber.

Legend: — : Experimental values, — : Calculated values.

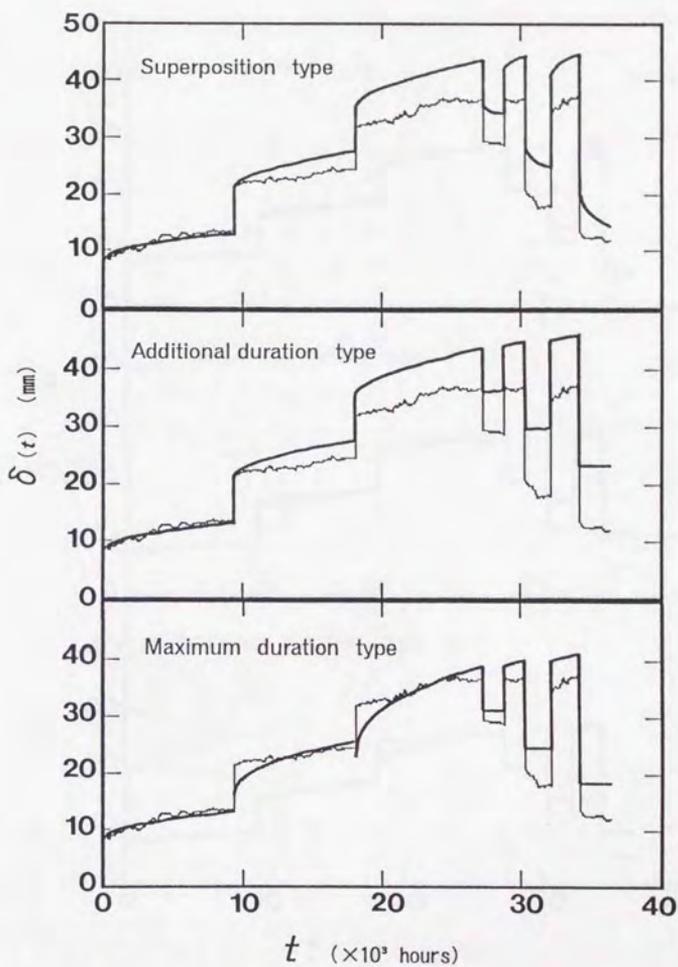


Fig.4.13. Comparisons between experimental $\delta(t)$ and $\delta(t)$ calculated by Eq.(4.5) (superposition type), Eq.(4.6) (additional duration type), and Eq.(4.7) (maximum duration type) of kiln-dried lumber.

Legend: — : Experimental values, — : Calculated values.

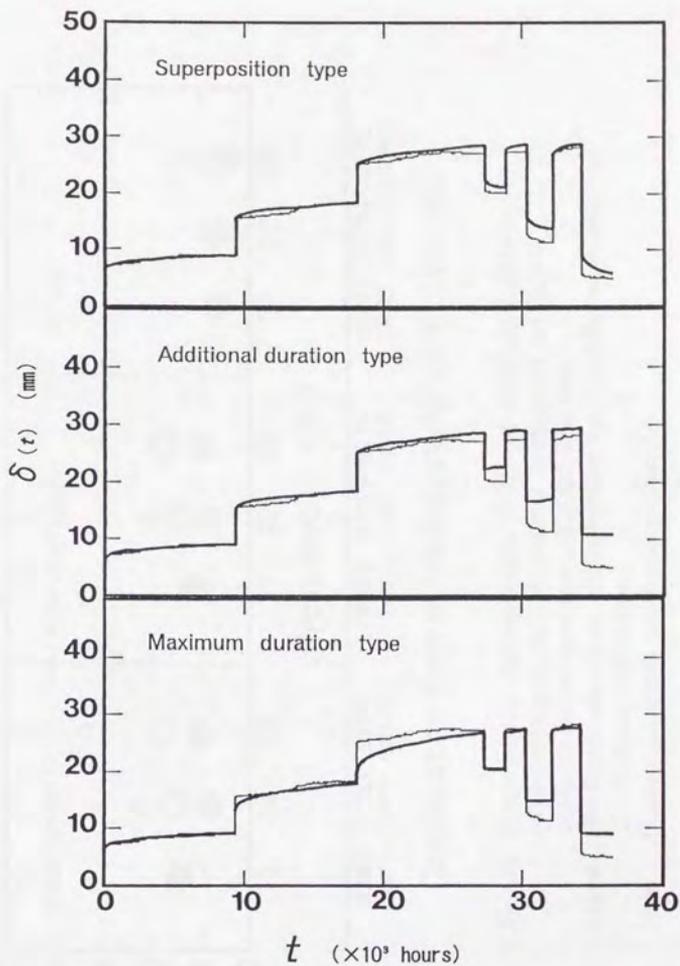


Fig.4.14. Comparisons between experimental $\delta(t)$ and $\delta(t)$ calculated by Eq.(4.5) (superposition type), Eq.(4.6) (additional duration type), and Eq.(4.7) (maximum duration type) of glulam.

Legend: — : Experimental values, - - - : Calculated values.

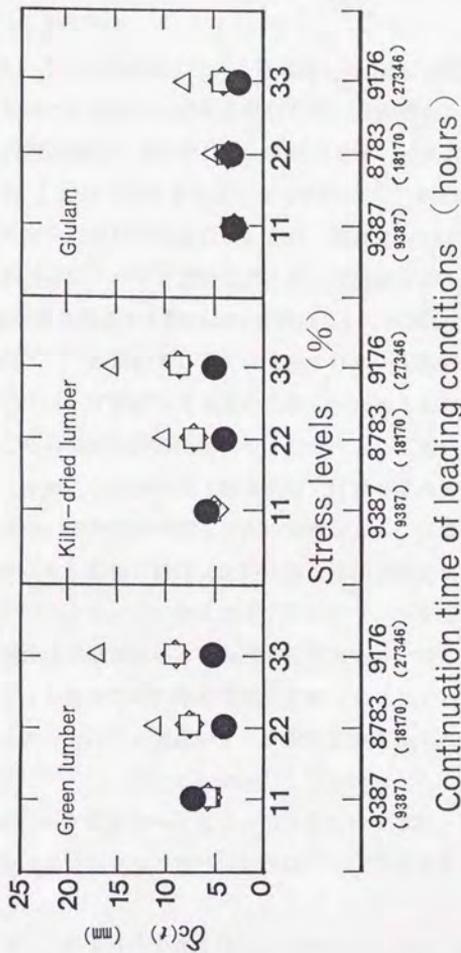


Fig.4.15. Comparisons between experimental $\delta_e(t)$ and $\delta_c(t)$ calculated by Eq.(4.5) (superposition type), Eq.(4.6) (additional duration type), and Eq.(4.7) (maximum duration type) each year of first three years.

Legend: ● : Experimental values, □ : Superposition type, △ : Additional duration type, △ : Maximum duration type.

Note: Figures in parenthesis are accumulated times.

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

4. 3. 1 はじめに

4.1では、スギ大断面材（製材と集成材）の水分（湿度）非定常状態におけるクリープとMechano-sorptive変形を検討した。その結果、 RH の変動に伴うたわみの変動を RH 変動量に比例する量、すなわち $f(\Delta RH)$ とし、同値をPOWER則〔(1.4式)〕と重ね合わせることによって^{81, 113)}、Mechano-sorptive変形を定量的に表現出来る可能性が示された。また、前節においては、スギ大断面材の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検討した。その結果、POWER則を基本曲線とするBoltzmannの重ね合わせ理論や継続荷重期間の累加による変形総和法^{94, 95)}を用いることにより、これらの挙動（荷重増減下と除荷後のクリープ及びクリープ回復）を定量的に表現出来ることが示された。

一方、これらの部材が構造躯体のメンバーとして据え付けられ、実際に荷重を受けると、全体としての変形（躯体変形）は接合部の影響を強く受けることになる。この場合、接合箇所や構造などの条件によっては接合部が変形の多くを支配することになり、躯体の構造安全性は接合部に大きく依存することになる。したがって、部材のクリープに加えて接合部のクリープを定性的に把握し、さらに可能な限り定量化をはかることは極めて重要である。特に、釘やドリフトピンのような鋼棒による接合では局所的な塑性変形（めり込み）を生じることから、クリープやMechano-sorptive変形のデータ整備が重要視され、釘接合では有馬⁹¹⁻⁹⁴⁾、洪^{19, 20, 88)}、Ranta-Maunus⁹⁸⁾、Toratti⁹⁹⁾、ドリフトピン接合では小松¹⁰⁰⁾（クリープ変形のみ）によって検討されてきた。ただし、これらの接合部クリープを実大材レベルで検討した例は¹⁰⁰⁾、今のところ非常に少ないのが現状である。

ところで、このような金属を介した接合に対しては、結露、解体後の処理、耐火性、現場施工性などの問題を指摘する声もあるが、これらの問題を解消するものとして、最近、接合具に木製ダボを用いる試み¹⁴¹⁻¹⁴³⁾がなされている。木製ダボの適用は、小径木やリサイクル木質資源の有効利用にもつながり、今後の研

究の展開によっては大変有効な接合具となる可能性が考えられる。

これらを背景として、本研究では、柱-梁、梁の中央部、及び柱-支点が接合された集成材による2ヒンジ半剛節門型ラーメンを実大に近い寸法で試作し（以下、これを試験体と記す）、部材並びに各接合部に起因するクリープとMechano-sorptive変形を実験的に検討した。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（合計4条件）。また、実験に際しては、仮想仕事法¹⁴⁴⁾を用いて梁中央部の初期変位を予測した。ここで、初期変位の算出に必要な接合具のすべり係数（初期剛性）は、ドリフトピンでは非線形有限要素法¹⁴⁵⁾で求めた値¹⁴⁶⁾を用いたが、木製ダボでは実大せん断実験により直接測定した値を用いた。

4. 3. 2 実験

4. 3. 2. 1 木製ダボのすべり係数 ($K_{s,ij}$) 測定

釘、ドリフトピン、ボルトの ϕ 度方向加力時の一せん断面当たりのすべり係数（以下 $K_{s,ij}$ と記す）のうち0度方向と90度方向の値（以下 $K_{s,0}$ 、 $K_{s,90}$ と記す）については、接合具の長さ l と径 d 、部材の ρ 、及び添え板の組み合わせ別に非線形有限要素法によって求められている¹⁴⁶⁾。一方、木製ダボの $K_{s,ij}$ については今のところデータが得られていないが、弾性床理論^{147, 148)}を用いれば比較的容易に求めることが出来る。しかしながら、この理論は接合具を剛体と見なしたものであり、木製ダボに適用出来るかどうかはやや疑問が残る。以上により、本研究において梁中央部の初期変位を予測する場合、ドリフトピンの $K_{s,ij}$ については上述した非線形有限要素法による値を用いたが、木製ダボの $K_{s,ij}$ については以下に示す方法で実験的に求めた値を用いることにした。

木製ダボの $K_{s,ij}$ 測定のための供試材（以下、単に供試材と記す）には、スギ集成材とベイマツ集成材を用いた（試験体と同様）。ここで、供試材の高周波含水率計による u 、 ρ 、及び E_1 をTable 4.4に示す。また、木製ダボには、14mm径イチイガシ（全乾法による $u=11.8\sim 12.4\%$ 、 $\rho=0.774\sim 0.855\text{g/cm}^3$ 、 $E_1=170000\sim 181000\text{kgf/cm}^2$ ）と18mm径イチイガシ（全乾法による $u=11.7\sim 12.6\%$ 、 $\rho=$

0.786~0.884g/cm³, $E_t = 163000 \sim 175000 \text{ kgf/cm}^2$) の2種類を用いた(試験体を用いた木製ダボの平均的な材質である)。なお、木製ダボの供試材への打ち込み位置は、ドリフトピンにおける縁距離(径の4倍以上)と端距離(径の7倍以上)の基準¹⁴⁹⁾にしたがった。

木製ダボの $K_{s,0}$ 測定のための実大せん断実験方法をFig. 4.16に示す。実験では、同図に示すように供試材を定盤上に置き、上から鋼板ガセット(SS400)の突出部分を直接圧縮した。なお、加力方向(ϕ_i 度方向)は繊維に対して0度と90度の2方向のみとし、実際の梁中央部の初期変位算出に必要な $K_{s,0}$ には、これら2方向のすべり係数($K_{s,0}$, $K_{s,90}$)をもとにHankinson式で合成した値を用いた¹⁵⁰⁾。また、 $K_{s,0}$ と $K_{s,90}$ の算出に際しては、原則として、同値を一本の木製ダボからなる接合部の一せん断面あたりの荷重(P)—すべり(S)曲線における短期許容耐力(sP)と同値に対応するすべり量(sS)の比 $[sP/sS \text{ (kgf/cm)}]$ と定義した¹⁵⁰⁾。

4. 3. 2. 2 クリープ試験

(a) 試験体

クリープ試験に用いた試験体は、Fig. 4.17に示すような柱—梁、梁の中央部、及び柱—支点が接合された集成材による2ヒンジ半剛節門型ラーメンで、スパン4400mm、支点と柱接合部の回転中心間の距離790mm、支点と梁の中心線間の距離1160mmである。なお、部材や接合法による組み合わせ条件は、スギ集成材を部材とした鋼板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、及びベイマツ集成材を部材とした鋼板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の4条件(4試験体)とした。また、部材(集成材)のグレードは、何れもJAS1級2種とし、断面寸法は幅120mm、高さ320mm(スギではラミナ厚29.1mmの11層、ベイマツではラミナ厚32mmの10層)とした。ここで、各部材の u 、 ρ 、及び E_t をTable 4.5に示す。

試験体の組立に際しては、部材同士の接触による回転中心位置のずれを避けるために、柱と梁の重なり部分や梁の中央の接合部分に10mmの隙間を設けた。また、

試験体は、コンクリート床の上に2体ずつ60cm間隔に平行に設置し、互いの横安定化をはかるために、両試験体の柱見込み面にX型ブレースを木ネジ1本（回転可能）で留めつけた。

(b) 接合部詳細

試験体の接合部詳細のうち、鋼板1枚挿入ドリフトピン接合についてはFig. 4. 18、鋼板1枚挿入木製ダボ接合についてはFig. 4. 19に示す。同図に示す接合具の材質については、ドリフトピンでは12mm径と14mm径の何れもJIS-G 3101に規定されたSS400相当の鋼棒から切り出されたものを用い、木製ダボではイチイガシ（14mm径では全乾法による $u = 11.6 \sim 12.4\%$ 、 $\rho = 0.715 \sim 0.896 \text{g/cm}^3$ 、 $E_t = 133000 \sim 237000 \text{kgf/cm}^2$ 、18mm径では全乾法による $u = 11.6 \sim 12.6\%$ 、 $\rho = 0.763 \sim 0.884 \text{g/cm}^3$ 、 $E_t = 125000 \sim 207000 \text{kgf/cm}^2$ ）を用いた。また、先孔の加工に際しては、何れも接合具径に対して平均で約0.5mmのクリアランスをとった。一方、鋼板ガセットや脚部接合金物にはドリフトピン同様JIS G 3101に規定されたSS400相当の鋼板（厚さ9mm）を用いた。

ところで、本研究では、少ない試験体の中で接合具径の変形に及ぼす影響を比較するため、Fig. 4. 18, 4. 19に示すように左右の柱-梁接合部と柱-支点接合部で接合具の径（ドリフトピンでは12, 14mm, 木製ダボでは14, 18mm）を意図的に変えた。

(c) 载荷と測定方法

クリープ試験は、Fig. 4. 17に示す要領で43日間にわたって実施した。各試験体に負荷した固定荷重は、何れも1本当たり11.5kgf（直径32mm、長さ1830mm）の鉄筋42本（483kgf）と鉄筋を負荷するための治具（15.2kgf）の合計498.2kgである。この場合、各試験体に対する固定荷重は同一であるため、それぞれのStress levelは異なることになるが、本研究では試験体の破壊荷重を実験的に求めていないので、具体的なStress levelの値は不明である。ただし、後述する梁中央部の初期変位から、パイマツ集成材を部材とした鋼板1枚挿入ドリフトピン接合、スギ

集成材を部材とした鋼板1枚挿入ドリフトピン接合，ベイマツ集成材を部材とした鋼板1枚挿入木製ダボ接合，スギ集成材を部材とした鋼板1枚挿入木製ダボ接合の順に高いStress levelになるものと推察される。

変位は，各試験体とも，Fig. 4. 17に示すように荷重点間4箇所，左右の柱-梁接合部の両サイド各1箇所，及び柱-支点接合部の両サイド各1箇所（合計12箇所）を測定した。変位計にはストローク30mmのリニアゲージセンサ（1/1000mm精度）を使用し，データログやコントローラを介して1時間毎に連続的に測定した。また，変位と合わせて試験室の温湿度も同時測定した。

ところで，固定荷重の負荷に際しては，それぞれの荷重点におけるめり込みを防ぐために厚さ9mmの鉄板を当てた。また，リニアゲージセンサのセットに際しても，測定子のめり込みを防ぐために厚さ2mmの平滑なガラスプレートを当てた。

Table 4.4. u , ρ , and E_t of the specimens (glulam) for measuring slip modulus.

Specimens	Sugi	Douglas fir
u (%)	14.8	17.5
ρ (g/cm ³)	0.413	0.553
E_t (kgf/cm ²)	88700	146000

Note: u were measured by radio-frequency type moisture meter.

Table 4.5. u , ρ , and E_t of the members of glulam semi-rigid portal frames.

Members	Sugi		Douglas fir	
	Wooden dowel	Drift-pin	Wooden dowel	Drift-pin
u (%)	19.7	15.5	17.8	16.2
ρ (g/cm ³)	0.420	0.416	0.540	0.530
E_t (kgf/cm ²)	85700	82600	150000	140000

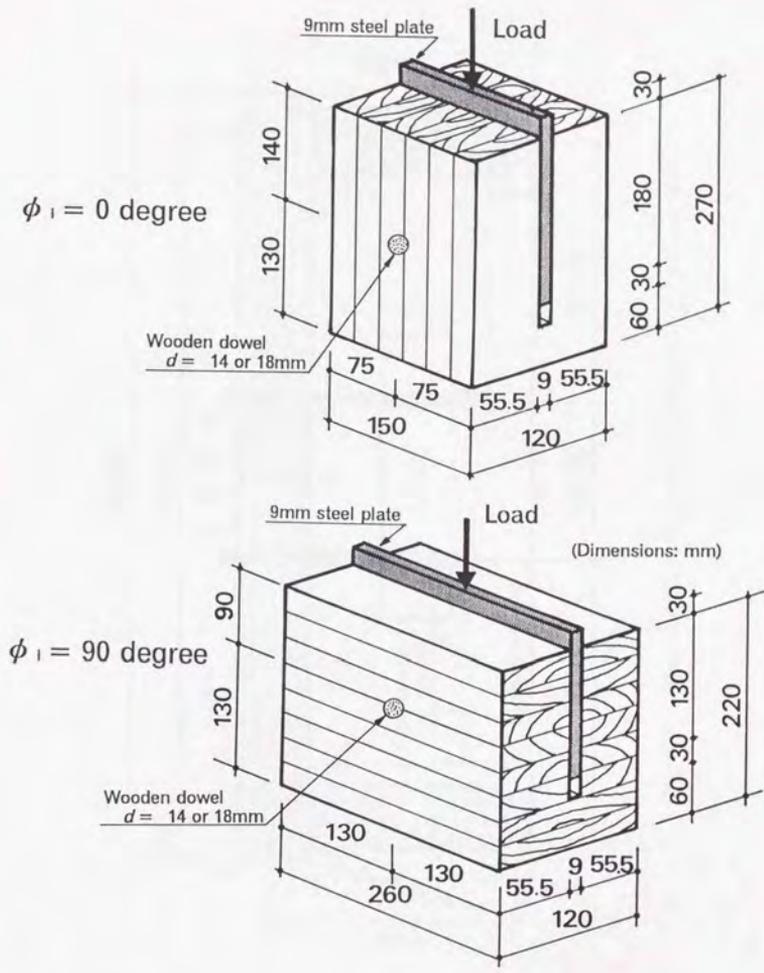


Fig.4.16. Diagram of measuring method of ϕ_i -directional slip modulus (K_{s,ϕ_i}) of wooden dowels.
 Legend: d : Diameter of wooden dowel.

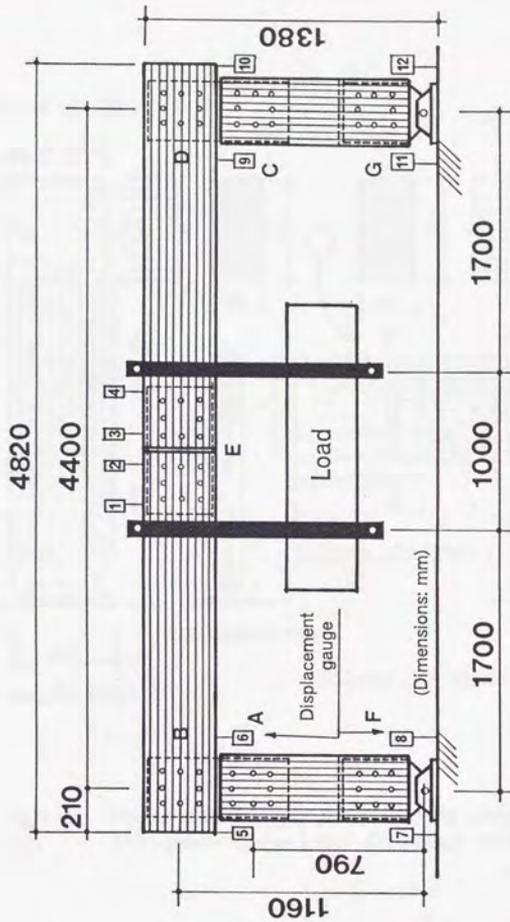


Fig.4.17. Diagram of the creep test for glulam semi-rigid portal frames.

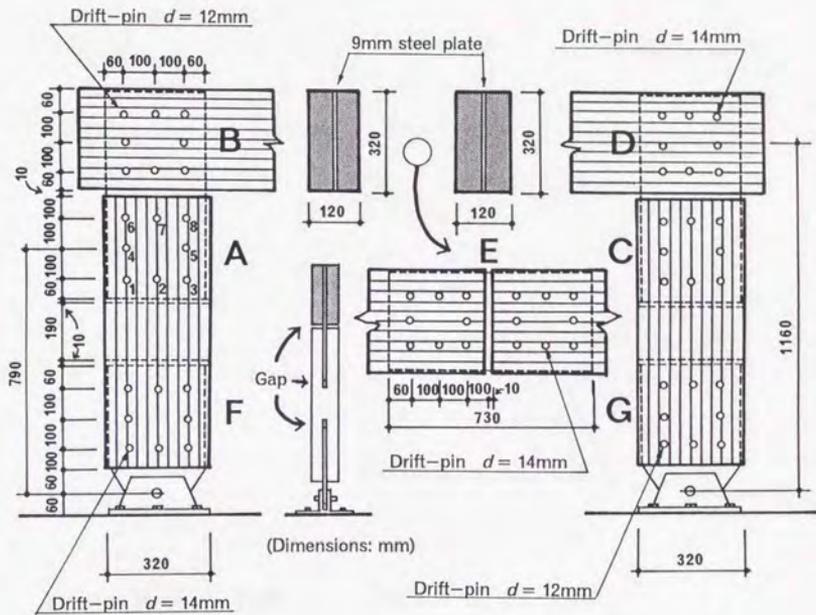


Fig.4.18. Details of the joints in glulam semi-rigid portal frames.
 Note: Drift-pinned lumber joints with a single steel insert-plate.

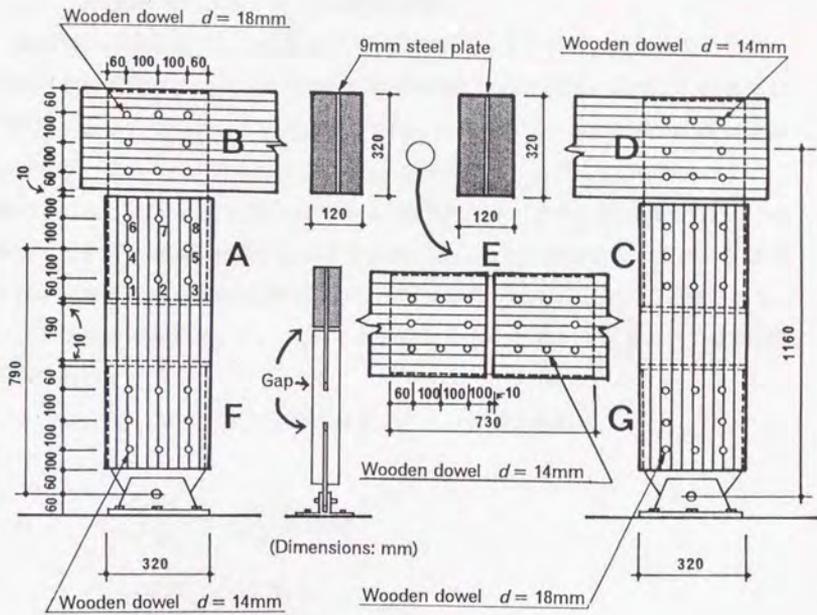


Fig.4.19. Details of the joints in glulam semi-rigid portal frames.
 Note: Wooden doweled lumber joints with a single steel insert-plate.

4. 3. 3 結果及び考察

4. 3. 3. 1 梁中央部（接合部-E）の初期変位（ δ_{E1010} ）予測

(a) 鋼板1枚挿入ドリフトピン接合試験体

集成材の梁接合部¹⁶¹⁾及び集成材半剛節門型ラーメンの柱-梁接合部¹⁰⁰⁾の各種剛性等に起因するスパン中央部のたわみについては、仮想仕事法¹⁴⁴⁾を適用して誘導した例が報告されている。ここでは、それらをベースに試験体の梁中央部（接合部-E）の初期変位（ δ_{E1010} ）を予測する。ただし、本研究における実測の δ_{E1010} は、Fig. 4. 17に示すNo. 3の変位計（スパン中央から長さ方向に2cmずらしている）の指示値をスパン中央の値に補正したものとした。また、本研究では、左右の支点も鋼板1枚挿入ドリフトピン接合としているが、この部分のモーメントは微小であり δ_{E1010} に対する影響は小さいと考えられるので、解析対象から除外した。

δ_{E1010} は、次式に示す仮想仕事法¹⁴⁴⁾により算出される。

$$\begin{aligned} \delta_{E1010} = & \sum \int \frac{M\bar{M}}{EI} dS + \sum \frac{M_J \bar{M}_J}{R_J} \text{ (曲げ)} \\ & + \sum \int \frac{Q\bar{Q}}{GA} dS + \sum \frac{Q_J \bar{Q}_J}{S_J} \text{ (せん断)} \\ & + \sum \int \frac{N\bar{N}}{EA} dS + \sum \frac{N_J \bar{N}_J}{D_J} \text{ (軸力)} \end{aligned} \quad (4.11)$$

ここで、 \bar{M} 、 \bar{Q} 、 \bar{N} 及び \bar{M}_J 、 \bar{Q}_J 、 \bar{N}_J は、E点に単位荷重が作用したときのモーメント、せん断力、軸力である。また、 EI 、 GA 、 EA は、それぞれ部材の曲げ剛性、せん断剛性、軸方向伸縮剛性、 R_J 、 S_J 、 D_J は、それぞれ接合部-Jの回転剛性、せん断剛性、軸方向伸縮剛性である。

(イ) R_J 、 S_J 、 D_J の算出

まず、 R_J 、 S_J 、 D_J の決定に必要な K_{00} と K_{90} を求める。この場合、非線形

有限要素法¹⁴⁵⁾で求めた K_{s0} と K_{s90} ¹⁴⁶⁾を用いると、本研究における $\rho = 0.416$ g/m^3 のスギの場合、接合具径 (d) = 12mmでは $K_{s0} = 17800 \text{kgf/cm}$, $K_{s90} = 7160 \text{kgf/cm}$, $d = 14\text{mm}$ では $K_{s0} = 21000 \text{kgf/cm}$, $K_{s90} = 8160 \text{kgf/cm}$ となる。また, $\rho = 0.530 \text{kg/m}^3$ のベイマツの場合, $d = 12\text{mm}$ では $K_{s0} = 20100 \text{kgf/cm}$, $K_{s90} = 8000 \text{kgf/cm}$, $d = 14\text{mm}$ では $K_{s0} = 23600 \text{kgf/cm}$, $K_{s90} = 9300 \text{kgf/cm}$ となる。

これらの値を用いて、以下、接合部の応力と変形量の比例定数である R_i , S_i , D_i を決定する。

・ R_i の算出

(4.11)式中の R_i は、全ての接合具について $K_{s\phi_i}$, 及び i 番目の接合具と回転中心間の距離の自乗 r_i^2 を求めることに帰着する。すなわち、

$$R_i = n_{s_i} \sum_{j=1}^{n_i} K_{s\phi_i} \cdot r_i^2 \quad (4.12)$$

ここで, n_{s_i} : 接合部-Jにおけるせん断面の数 (鋼板1枚挿入なので, 2)

また, (4.12)式中の, $K_{s\phi_i}$ は, 以下に示すHankinson式で求められる¹⁴⁶⁾。

$$K_{s\phi_i} = \frac{K_{s0} \cdot K_{s90}}{K_{s0} \cdot \sin^2 \phi_i + K_{s90} \cdot \cos^2 \phi_i} \quad (4.13)$$

Fig. 4.18を参照して各接合部の R_i (R_A , R_B , R_C , R_D , R_E)を求めると, $n_{sA} = 2$ より, スギでは $R_A = R_B = 2.63 \times 10^7 \text{kgf} \cdot \text{cm/rad}$, $R_C = R_D = R_E = 3.05 \times 10^7 \text{kgf} \cdot \text{cm/rad}$ となる。また, ベイマツでは $R_A = R_B = 2.96 \times 10^7 \text{kgf} \cdot \text{cm/rad}$, $R_C = R_D = R_E = 3.45 \times 10^7 \text{kgf} \cdot \text{cm/rad}$ となる。

・ S_i の算出

全ての接合具 ($i = 1 \sim n_i$, $n_i = 8$)において, K_{s90} は共通と仮定して計算する。すなわち, 接合部-A, B, C, D, Eのせん断剛性 (S_A , S_B , S_C , S_D ,

S_E) は、スギでは $S_A = S_B = n_i \cdot n_{sj} \cdot K_{s90} = 115000 \text{ kgf/cm}$, $S_C = S_D = S_E = n_i \cdot n_{sj} \cdot K_{s90} = 131000 \text{ kgf/cm}$ となる。また、ベイマツでは $S_A = S_B = 128000 \text{ kgf/cm}$, $S_C = S_D = S_E = 149000 \text{ kgf/cm}$ となる。

・ D_i の算出

全ての接合具 ($i = 1 \sim n_i$, $n_i = 8$) において, K_{s0} は共通と仮定して計算する。すなわち, 接合部 - A, B, C, D, E の軸方向伸縮剛性 (D_A, D_B, D_C, D_D, D_E) は, スギでは $D_A = D_B = n_i \cdot n_{sj} \cdot K_{s0} = 285000 \text{ kgf/cm}$, $D_C = D_D = D_E = n_i \cdot n_{sj} \cdot K_{s0} = 336000 \text{ kgf/cm}$ となる。また, ベイマツでは $D_A = D_B = 322000 \text{ kgf/cm}$, $D_C = D_D = D_E = 378000 \text{ kgf/cm}$ となる。

(D) EI, GA, EA の算出

ここでは, 試験体の部材のうち, 梁については, ヤング係数 (ここでは E_i) を E_B, EI を $(EI)_B, GA$ を $(GA)_B, EA$ を $(EA)_B$ と記す。同様に, 柱については, ヤング係数を E_c, EI を $(EI)_c, GA$ を $(GA)_c, EA$ を $(EA)_c$ と記す。

本研究における部材の E_i は, スギでは 82600 kgf/cm^2 , ベイマツでは 140000 kgf/cm^2 である。ただし, 小松らの検討例¹⁰⁰⁾ と異なり, 梁の中央に接合部を設けているので (接合部 - E), $(EI)_B$, と $(EA)_B$ 中の E_B は, 接合部 - E に起因するたわみを考慮した値でなければならない。

そこで, 先ず, 仮想仕事法¹⁴⁴⁾ により, 接合部 - E に起因する要素を含むたわみ (δ_{EE0}) を算出し, さらに, 同値を用いて E_B を求める。

荷重が作用したとき, 試験体のうち梁のみに生じる応力を (4.11) 式に代入すると, δ_{EE0} は次式のように算出される¹⁶¹⁾。

$$\begin{aligned} \delta_{EE0} &= \int \frac{M\bar{M}}{EI} dS + \int \kappa \frac{Q\bar{Q}}{GA} dS + \sum \frac{M_B \bar{M}_B}{R_B} + \sum \frac{Q_B \bar{Q}_B}{S_B} \\ &= 2 \int_0^{L/2} \frac{M\bar{M}}{EI} dS + 2 \int_0^{L/2} \frac{Q\bar{Q}}{GA} \kappa dS + 2 \frac{M_E \bar{M}_E}{R_E} \end{aligned} \quad (4.14)$$

最終的には、

$$\delta_{EEO} = \frac{P(3aL^2 - 4a^3)}{48EI} + \frac{\kappa Pa}{2GA} + \frac{PaL}{4R_B} \quad (4.15)$$

ここで、 a ：柱の中央線から荷重点までの距離（170cm）、 L ：門型フレームの
スパン（440cm）、 κ ：せん断に関する形状係数（=1.2：矩形断面）。

(4.15)式に具体的な数値を代入すると、スギの場合 $\delta_{EEO} = 0.00128P$ cmとなり、
 $E_B = 39300$ kgf/cm²となる。またベイマツの場合 $\delta_{EEO} = 0.000934P$ cmとなり、
 $E_B = 53800$ kgf/cm²となる。

以上の結果を考慮すると、各部材の EI 、 GA 、及び EA は、スギでは $(EI)_B$
= 1.29×10^9 kgf/cm²、 $(EI)_C = 2.71 \times 10^9$ kgf/cm²、 $(GA)_B = 837000$ kgf、
 $(GA)_C = 1760000$ kgf（ただし、 $E/G = 18$ と仮定した）、 $(EA)_B = 1.51 \times$
 10^7 kgfとなる。また、ベイマツでは $(EI)_B = 1.76 \times 10^9$ kgf/cm²、 $(EI)_C =$
 4.60×10^9 kgf/cm²、 $(GA)_B = 1150000$ kgf、 $(GA)_C = 2990000$ kgf、 $(EA)_B =$
 2.07×10^7 kgfとなる。

(ハ) $\delta_{E101010}$ の算出

$\delta_{E101010}$ は、以下の3つの変位成分によって構成される。

・ 曲げモーメントによる変位 (δ_{EM})

$$\delta_{EM} = 2 \int_0^{hc} \frac{M_y \bar{M}_y}{(EI)_C} dy + 2 \int_0^a \frac{M_x \bar{M}_x}{(EI)_B} dy + \int_a^{L/2} \frac{M_x \bar{M}_x}{(EI)_B} dx + \frac{Hh_C \cdot \bar{H}h_C}{R_A} + \frac{Hh_B \cdot \bar{H}h_B}{R_B} \\ + \frac{Hh_C \cdot \bar{H}h_C}{R_C} + \frac{Hh_B \cdot \bar{H}h_B}{R_D} \quad (4.16)$$

ここで、 h_B : 柱の支点と梁の中央線間の距離(116cm)、 h_C : 支点と柱接合部の回転中心間の距離(79cm)、 H : 未知支点反力、 \bar{H} : 接合部-Eに単位荷重が作用した場合の仮想荷重に対応する未知支点反力。

・せん断力による変位 (δ_{EQ})

$$\delta_{EQ} = 2 \int_0^{hc} \frac{Q_y \bar{Q}_y}{(GA)_C} \kappa dy + 2 \int_0^a \frac{Q_x \bar{Q}_x}{(GA)_B} \kappa dx + \frac{Q_A \cdot \bar{Q}_A}{S_A} + \frac{Q_B \cdot \bar{Q}_B}{S_B} + \frac{Q_C \cdot \bar{Q}_C}{S_C} + \frac{Q_D \cdot \bar{Q}_D}{S_D} \quad (4.17)$$

・軸力による変位 (δ_{EN})

$$\delta_{EN} = 2 \int_0^{hc} \frac{N_y \bar{N}_y}{(EA)_C} dy + 2 \int_0^L \frac{N_x \bar{N}_x}{(EA)_B} dx + \frac{N_A \cdot \bar{N}_A}{D_A} + \frac{N_B \cdot \bar{N}_B}{D_B} + \frac{N_C \cdot \bar{N}_C}{D_C} + \frac{N_D \cdot \bar{N}_D}{D_D} \quad (4.18)$$

$\delta_{E101210}$ は、以上の3つの変位成分で構成される。すなわち、

$$\delta_{E101210} = \delta_{EM} + \delta_{EQ} + \delta_{EN} \quad (4.19)$$

(4.16), (4.17), (4.18)式を単純化して(4.19)式に代入し、さらに、 H と \bar{H} を考慮に入れると、 $\delta_{E101210}$ の閉解は次式のようになる¹⁰⁰⁾。

$$\delta_{E101210} = \frac{P \left[\frac{aL^2}{8} - \frac{a^3}{6} \right]}{(EI)_B} + \frac{Pa\kappa}{(GA)_B} + \frac{Ph_C}{(EA)_B} + \frac{P}{2} \times \left(\frac{1}{S_B} + \frac{1}{S_D} + \frac{1}{D_A} + \frac{1}{D_C} \right) - \frac{Ph_B^2(aL^3 - a^2L^2)}{8(EI)_B \left[\frac{2h_C^3 a}{3} + h_B^2 L + 2h_C \omega_C \kappa + q_B L + \zeta \right]} \quad (4.20)$$

ここで、 $\alpha : (EI)_B / (EI)_C$, $\omega_C : (EI)_B / (GA)_C$, $q_B :$
 $(EI)_B / (EA)_B$, $\zeta : (EI)_B \cdot \eta$ 。ただし、 η は次式で求められる。

$$\eta = h_c^2 \left(\frac{1}{R_A} + \frac{1}{R_C} \right) + h_B^2 \left(\frac{1}{R_B} + \frac{1}{R_D} \right) + \left(\frac{1}{S_A} + \frac{1}{S_C} \right) + \left(\frac{1}{D_B} + \frac{1}{D_D} \right) \quad (4.21)$$

(4.20)式を用いて鋼板1枚挿入ドリフトピン接合試験体の $\delta_{E101a10}$ を算出した結果、スギでは0.00138P cm、ベイマツでは0.00105P cmとなった。この結果から、負荷荷重498.2kgfにおける $\delta_{E101a10}$ の予測値を求めると、スギでは0.689cm、ベイマツでは0.525cmとなる。一方、実測の $\delta_{E101a10}$ は、スギでは0.497cm、ベイマツでは0.321cmであり、予測値は実測値に対してやや安全側となった。この原因については、以下に述べる鋼板1枚挿入木製ダボ接合試験体の結果と併せて考察する。

(b) 鋼板1枚挿入木製ダボ接合試験体

鋼板1枚挿入ドリフトピン接合試験体と同様の方法や手順で $\delta_{E101a10}$ を算出する。

(イ) R_1 , S_1 , D_1 の算出

算出に先だって、 R_1 , S_1 , D_1 の決定に必要な K_{90} と K_{900} を得るために、4.3.2.1とFig. 4.16に示した方法で大せん断実験を実施した。その結果得られた鋼板1枚挿入木製ダボ接合の荷重(P) - すべり(S)曲線をFig. 4.20に示す。同図を見ると、負荷直後に傾きの大きい領域が看取されるが、これは木製ダボと鋼板のクリアランス(あそび¹⁶²⁾)に起因するものと考えられる。また、0度方向と90度方向の何れも、鋼板1枚挿入ドリフトピン接合の場合¹⁴⁸⁾に比べて直線域が非常に少ないが(負荷直後の不安定な領域を除き、 $P=300$ kgf付近まで)、これは、この種の接合法では負荷当初から木部に局部塑性が生じることを考慮すれば、理解出来る結果である(供試材のみならず木製ダボにも負荷当初から局部塑性を生じたことが要因と考えられる)。このことから、本研究における K_{90} と K_{900} は、

Fig. 4. 20において概ね直線域と判定出来る負荷直後から $P=300\text{kgf}$ 付近までの範囲で求めることにした。

ところで、各条件の終局耐力をみると、0度方向と90度方向の何れも、供試材の材質（スギ、ベイマツ）にはそれほど大きくは依存せず、木製ダボの直径に大きく依存している。また、0度方向における終局耐力時の S は、条件によらずほぼ同様であるが（3~4mm）、90度方向のそれは、供試材の材質によって全く異なる結果となった（ベイマツでは約5mm、スギでは7~8mm）。

ここで、Fig. 4. 20から求めた K_{90} と K_{090} をTable. 4. 6に示す。ドリフトピンの K_{90} や K_{090} に対する割合を求めると、 $d=14\text{mm}$ では、 K_{90} についてはスギで10.1%、ベイマツで9.2%、 K_{090} についてはスギで14.6%、ベイマツで17.9%となった。また、 $d=18\text{mm}$ では、 K_{90} についてはスギで10.5%、ベイマツで9.8%、 K_{090} についてはスギで25.6%、ベイマツで23.0%となり、何れもドリフトピンに比べて非常に小さい結果となった。このことから、鋼板1枚挿入木製ダボ接合試験体の R_I 、 S_I 、 D_I 、及び E_B は、鋼板1枚挿入ドリフトピン接合試験体のそれに比べて非常に小さくなり、したがって、 $\delta_{E_{1010}}$ の予測値は、かなり大きくなるものと推察される。

以下、得られた K_{90} と K_{090} を用いて R_I 、 S_I 、 D_I を決定する。

・ R_I の算出

Fig. 4. 19を参照して各接合部の R_I （ R_A 、 R_B 、 R_C 、 R_D 、 R_E ）を求めると、 $n_{SA}=2$ より、スギでは $R_A=R_B=6180000\text{kgf}\cdot\text{cm}/\text{rad}$ 、 $R_C=R_D=R_E=3770000\text{kgf}\cdot\text{cm}/\text{rad}$ となる。また、ベイマツでは $R_A=R_B=6400000\text{kgf}\cdot\text{cm}/\text{rad}$ 、 $R_C=R_D=R_E=4560000\text{kgf}\cdot\text{cm}/\text{rad}$ となる。

・ S_I の算出

Fig. 4. 19を参照して各接合部の S_I （ S_A 、 S_B 、 S_C 、 S_D 、 S_E ）を求めると、スギでは $S_A=S_B=37500\text{kgf}/\text{cm}$ 、 $S_C=S_D=S_E=19100\text{kgf}/\text{cm}$ となる。また、ベイマツでは $S_A=S_B=37800\text{kgf}/\text{cm}$ 、 $S_C=S_D=S_E=26700\text{kgf}/\text{cm}$ となる。

・ D_I の算出

Fig. 4. 19を参照して各接合部の D_I （ D_A 、 D_B 、 D_C 、 D_D 、 D_E ）を求めると、

スギでは $D_A = D_B = 45300 \text{ kgf/cm}$, $D_C = D_D = D_E = 34000 \text{ kgf/cm}$ となる。また、ベイマツでは $D_A = D_B = 48400 \text{ kgf/cm}$, $D_C = D_D = D_E = 34800 \text{ kgf/cm}$ となる。

(ロ) $E I$, $G A$, $E A$ の算出

(4.15)式を用いて $\delta_{E E_0}$ を算出し、さらに、同値を用いて E_B を求めると、スギでは $\delta_{E E_0} = 0.00563 P \text{ cm}$ となり、 $E_B = 8940 \text{ kgf/cm}^2$ となる。またベイマツでは $\delta_{E E_0} = 0.00450 P \text{ cm}$ となり、 $E_B = 11200 \text{ kgf/cm}^2$ となる。この結果を考慮すると、各部材の $E I$, $G A$, 及び $E A$ は、スギでは $(E I)_B = 2.93 \times 10^8 \text{ kgf/cm}^2$, $(E I)_C = 2.71 \times 10^8 \text{ kgf/cm}^2$, $(G A)_B = 191000 \text{ kgf}$, $(G A)_C = 1760000 \text{ kgf}$ (ただし、 $E/G = 18$ と仮定した), $(E A)_B = 3430000 \text{ kgf}$ となる。また、ベイマツでは $(E I)_B = 3.66 \times 10^8 \text{ kgf/cm}^2$, $(E I)_C = 4.60 \times 10^8 \text{ kgf/cm}^2$, $(G A)_B = 239000 \text{ kgf}$, $(G A)_C = 2990000 \text{ kgf}$, $(E A)_B = 4290000 \text{ kgf}$ となる。

(ハ) $\delta_{E_{10} t_{10}}$ の算出

これまでに得られた各剛性値、スパン、係数などを(4.20)式に代入し、鋼板1枚挿入木製ダボ接合試験体の $\delta_{E_{10} t_{10}}$ を算出すると、スギでは $0.00643 P \text{ cm}$, ベイマツでは $0.00527 P \text{ cm}$ となる。さらに、この値をもとに、負荷荷重 498.2 kgf における $\delta_{E_{10} t_{10}}$ の予測値を求めると、スギでは 3.20 cm , ベイマツでは 2.63 cm となる。一方、実測の $\delta_{E_{10} t_{10}}$ は、スギでは 2.51 cm , ベイマツでは 1.83 cm となり、ドリフトピン接合試験体の場合と同様に、予測値は実測値に対してかなり安全側となった。本研究における載荷時間は約7分(載荷終了時を $t=0$ とした)であり、載荷に伴うクリープの影響は微小と考えられることや、ドリフトピンや木製ダボの径と鋼板先孔径のクリアランスが平均約 0.5 mm であり、載荷直後の初期ガタはさほど生じないことなどを考慮すると、予測値に対して実測値がさほど大きくならないことは推察可能である。しかしながら、このように逆の傾向(予測値 > 実測値)を示した原因を解明するには、今後さらなるデータの蓄積が必要であろう。ただし、何れにせよ、本研究における条件の範囲内では、この種の接合法による躯体変位予測に仮想仕事法を適用することは、概ね妥当と考えて良い。

ところで、 $\delta_{E_{101.210}}$ の予測値に対する実測値の割合を試験体別に求めた結果、ドリフトピン接合試験体では、スギで0.721、ベイマツで0.611、木製ダボ接合試験体では、スギで0.784、ベイマツで0.696となり、両者は良く類似した。このことから、鋼板1枚挿入木製ダボ接合試験体の $\delta_{E_{101.210}}$ の予測に、前述した方法で実験的に求めた木製ダボの K_{90} と K_{99} を用いることは、概ね妥当と考えられる。

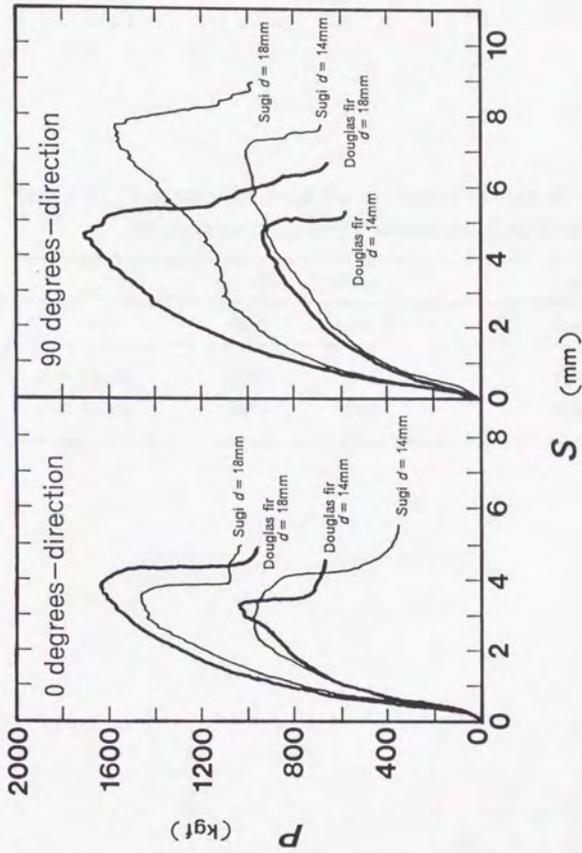


Fig.4.20. Load (P)-slip (S) curve of wooden doweled lumber joints with a single steel insert-plate.

Table 4.6. 0 degrees-directional slip modulus (K_{s0}) and 90 degrees-directional slip modulus (K_{s90}) of a wooden dowel per shear plane.

	K_{s0} (kgf/cm)		K_{s90} (kgf/cm)	
	Sugi	Douglas fir	Sugi	Douglas fir
$d = 14\text{mm}$	2120	2170	1190	1670
$d = 18\text{mm}$	2830	3020	2340	2360

4. 3. 3. 2 各接合部のクリープとMechano-sorptive変形

(a) 梁中央部, 柱-梁接合部, 及び柱-支点接合部の全変位-時間 (t) 曲線

各接合部のクリープ挙動は極めて複雑であり, 個々の挙動を単純化することは困難であるので, ここでは現象から看取される傾向を定性的にのみ見ることにする。細部の検討は今後の課題としたい。

梁中央部(接合部-E)の全変位 ($\delta_{E10t,1}$) - t 曲線, 相対クリープ ($\delta_{E10t,1} / \delta_{E10t,10}$) - t 曲線, 及び RH の変動を Fig. 4. 21 に示す。ここで, $\delta_{E10t,1}$ や $\delta_{E10t,10}$ は, 柱-梁接合部の変位や柱-支点接合部の変位を全て含んだ値であるが, 後述するように, 大部分は梁自体の変位で占められている。また, 図中の Sugi W はスギ集成材を部材とした鋼板1枚挿入木製ダボ接合試験体, Douglas fir W はベイマツ集成材を部材とした鋼板1枚挿入木製ダボ接合試験体, Sugi D はスギ集成材を部材とした鋼板1枚挿入ドリフトピン接合試験体, 及び Douglas fir D はベイマツ集成材を部材とした鋼板1枚挿入ドリフトピン接合試験体を示す。

同図のうち, $\delta_{E10t,1}$ の変動傾向を見ると, 何れも負荷直後に急増した後, 緩慢になっている^{19, 100)}。ここで, 各試験体間で $\delta_{E10t,1}$ は大きく異なっているが, これは, 主として $\delta_{E10t,10}$ の著しい差異に依存している。特に, 接合法による $\delta_{E10t,1}$ の差異は著しく, ドリフトピン接合に対する木製ダボ接合同値は数倍にも上っている。したがって, 少なくともドリフトピン接合の基準¹⁴⁹⁾ を木製ダボ接合にも適用することは困難であり, 今後適切な木製ダボの接合基準を検討していく必要がある。

各試験体梁中央部(接合部-E)のクリープ挙動を詳細に検討するために, 以下, Fig. 4. 21 中の相対クリープ- t 曲線について検討を加える。同図を見ると, 相対クリープは接合法と部材材質の双方に依存しているが⁹⁴⁾, 特に部材材質への依存が大きく, スギよりもベイマツの方が著しい増加傾向を示している。また, 全体としての変動は, 微少な増減を繰り返しながら300~400時間付近まで増加した後安定傾向を示し, 600時間付近から再び増加傾向に転じている。これに対して,

同図下のRHの変動傾向を見ると、微少な増減を繰り返す中で300時間付近から若干高くなり、相対クリープの増加時期直前の500~550時間付近で著しく変動（急増、急減）している。以上のことから、本研究で用いた試験体も含んだ木質構造躯体においては、小さなRH変動（本研究では10~15%付近まで）は、その期間におけるクリープ変形の増加と回復をもたらすことが考えられ、大きなRH変動（本研究では20%程度）は、可塑的要素を含んだクリープ変形の増加を著しく促進させることが考えられる。この場合、後者については、同時に一定以上の高いRHが推移した期間の長さも関係するように思われる。なお、RH変動とMechano-sorptive変形の関係については、(b)で詳細な検討を加える。

接合部-A, B（柱-梁接合部）の全変位- t 曲線をFig. 4.22に示し、接合部-C, D（柱-梁接合部）の全変位- t 曲線をFig. 4.23に示す。ここで、図中の細い線は柱見込み面の外側と内側にセットされた変位計（Fig. 4.17におけるNo. 5, 6及びNo. 10, 9）の変動を示し、太い線は、両者の平均値（以下 δ_{AB} , δ_{CD} と記す）の変動を示す。なお、ここでは、 δ_{AB} と δ_{CD} を柱中心線上の梁部材の変位（沈み込み）と見なして評価する。

Fig. 4.22, 4.23から、何れも外側の全変位は減少傾向を示し、内側の全変位は増加傾向を示している（特にこの傾向は、木製ダボ接合で著しい）。しかし、 δ_{AB} や δ_{CD} の変動は何れも極めて微少であり、梁部材の沈み込みはほとんど生じていない。したがって、同図における外側と内側の全変位の変動は、主として接合部B, Dの回転中心を軸とする梁の傾斜（主として δ_{E101A1} の増加による）の変動を示すと考えて良い。一方、 δ_{AB} と δ_{CD} でも500~600時間付近に傾向の変化が認められるが、 δ_{E101A1} と同様に、この時期におけるRHの著しい変動が影響したものと考えられる。

接合部-F（柱-支点接合部）の全変位- t 曲線をFig. 4.24に示し、接合部-G（柱-支点接合部）の全変位- t 曲線をFig. 4.25示す。ここで、図中の細い線は柱見込み面の外側と内側にセットされた変位計（Fig. 4.17におけるNo. 7, 8及びNo. 12, 11）の変動を示し、太い線は、両者の平均値（以下 δ_F , δ_G と記す）の変動を示す。なお、ここでは、 δ_F , δ_G を柱の支点変位（沈み込み）と見なして評

価する。

Fig. 4. 24, 4. 25から、木製タボ接合では、柱-梁接合部同様に何れも外側の全変位は減少傾向を示し、内側の全変位は増加傾向を示しているが、ドリフトピン接合では、外側の全変位、内側の全変位ともに、ほとんど変動が認められない。また、 δ_F 、 δ_G の増加はスギの木製タボ接合で僅かに認められるものの、全体としては極めて微少であり、支点における柱部材の沈み込みもほとんど生じていない。この場合、木製タボ接合における外側と内側の全変位の変動は、主として支点を軸とする柱の傾斜（主として δ_{E101a1} の増加による）の変動を示すと考えて良い。ところで、 δ_F と δ_G でも500~600時間付近に僅かに傾向の変化が認められるが、この場合も、 δ_{E101a1} と同様に、この時期におけるRHの著しい変動が影響したものと考えられる。

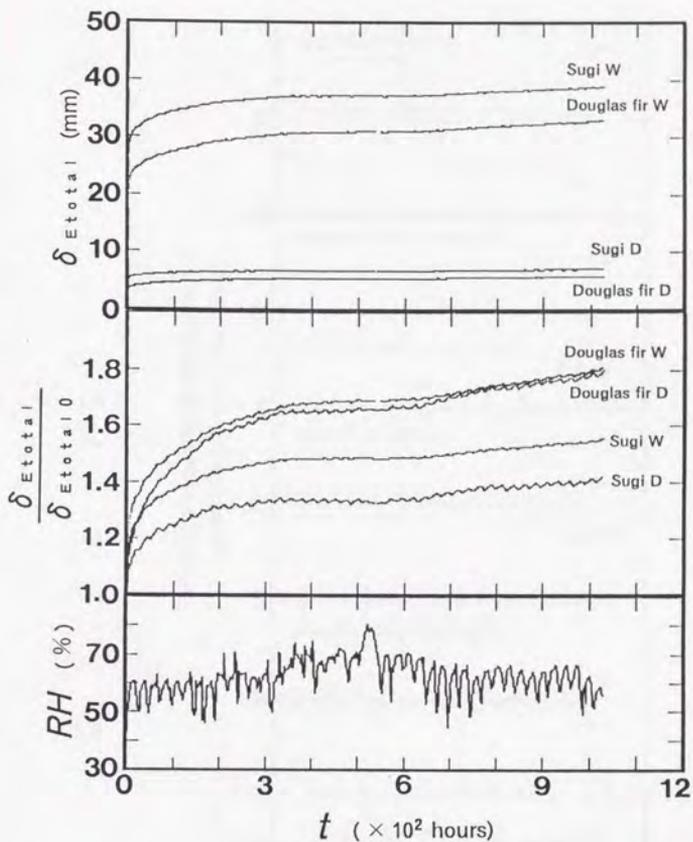


Fig.4.21. Total deformation curves (δ_{Etotal}) and relative creep curves [ratio of δ_{Etotal} to initial deformation ($\delta_{Etotal0}$)] of center point of beams (joint-E) under ambient conditions.

Legend: Sugi W: Sugi specimen (wooden doweled lumber joints with a single steel insert-plate), Douglas fir W: Douglas fir specimen (wooden doweled lumber joints with a single steel insert-plate), Sugi D: Sugi specimen (drift-pinned lumber joints with a single steel insert-plate), Douglas fir D: Douglas-fir specimen (drift-pinned lumber joints with a single steel insert-plate).

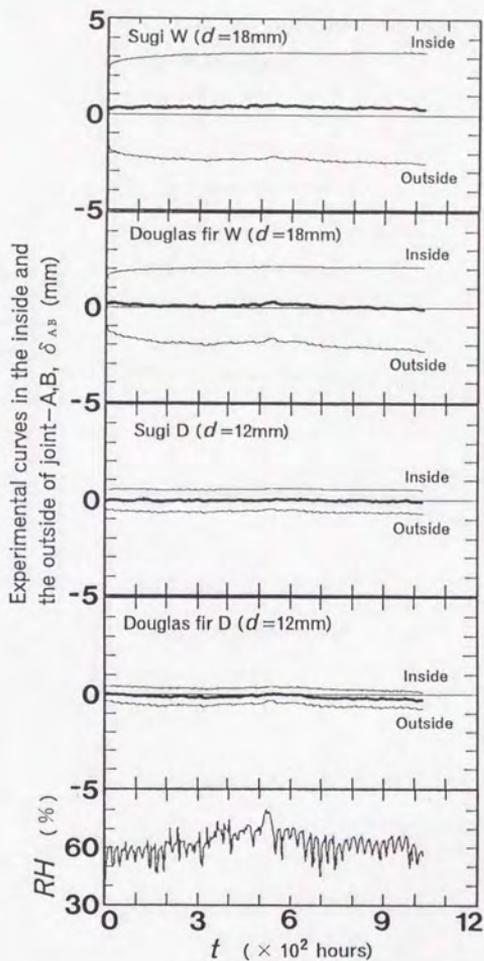


Fig.4.22. Total deformation curves in the position of beam-column joints under ambient conditions.

Legend: — : Experimental curves in the inside or the outside of joint-A,B, — : The average of the experimental curves in the inside and the outside of joint-A,B (δ_{AB}).

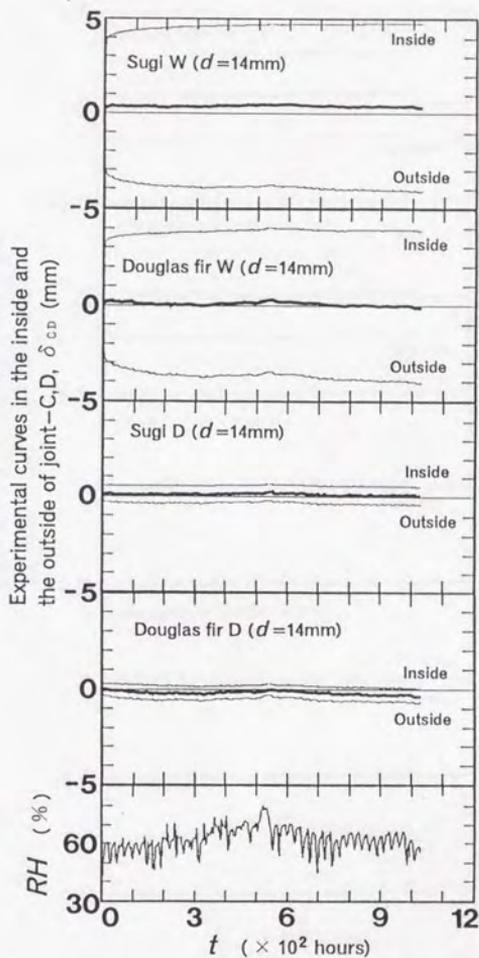


Fig.4.23. Total deformation curves in the position of beam-column joints under ambient conditions.

Legend: — : Experimental curves in the inside or the outside of joint-C,D, — : The average of the experimental curves in the inside and the outside of joint-C,D (δ_{CD}).

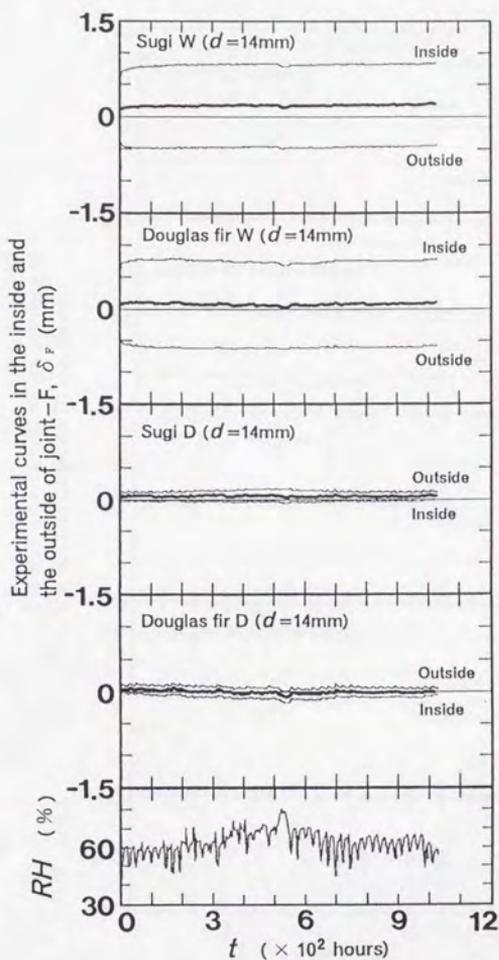


Fig.4.24. Total deformation curves in the position of column-support joints under ambient conditions.

Legend: — : Experimental curves in the inside or the outside of joint-F, — : The average of the experimental curves in the inside and the outside of joint-F (δ_F).

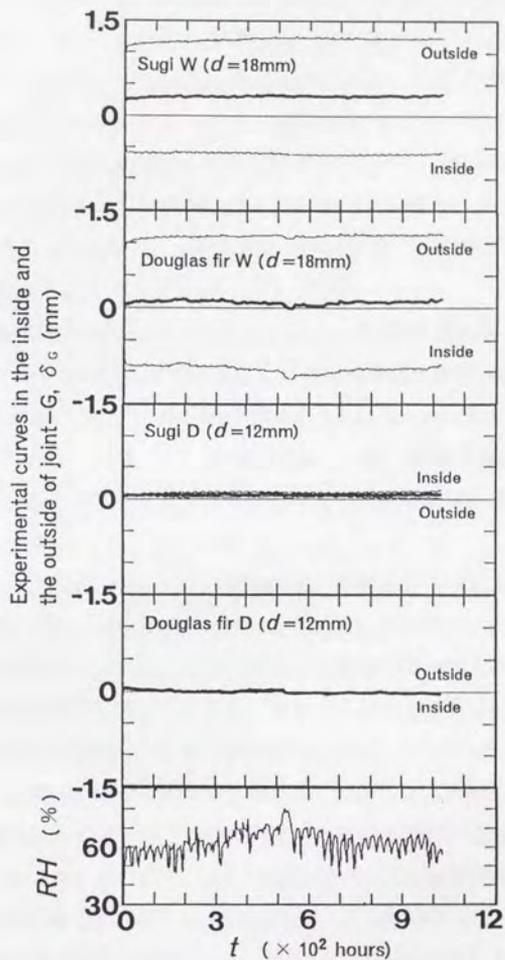


Fig.4.25. Total deformation curves in the position of column-support joints under ambient conditions.

Legend: — : Experimental curves in the inside or the outside of joint-G, - - - : The average of the experimental curves in the inside and the outside of joint-G (δ_G).

(b) 湿度 (RH) 変動が各接合部のMechano-sorptive変形に及ぼす影響

(a)の結果を考慮し、ここでは比較的長時間間隔(24時間)における RH 変動と短時間間隔(1時間)における RH 変動が各接合部のMechano-sorptive変形に及ぼす影響を、それぞれ比較・検討する。ここで、負荷初期におけるクリープ変形は、荷重に対する安定化への傾向が支配的と考えられるので^{19, 81)}、本研究では、何れも負荷3日以降における両者(RH 変動とMechano-sorptive変形)の関係を検討することにした。また、4.1同様、 $\Delta RH = RH - \text{平均}RH$ (24時間変動幅では63.5%、1時間変動幅では61.9%)とした。

RH の1時間変動幅(以下 ΔRH_1 と記す)と δ_{E101a1} の1時間変動幅(以下 $\Delta \delta_{E101a1}$ と記す)の関係をFig. 4. 26に示し、 RH の24時間変動幅(以下 ΔRH_{24} と記す)と δ_{E101a1} の24時間変動幅(以下 $\Delta \delta_{E101a124}$ と記す)の関係をFig. 4. 27に示す。ただし、 $\Delta \delta_{E101a1}$ や $\Delta \delta_{E101a124}$ は、後述する柱-梁接合部や柱-支点接合部の変位変動幅を全て含んだ値であり、躯体全体の変位変動幅を示す。

Fig. 4. 26を見ると、 ΔRH_1 と δ_{E101a1} の関係は、全体としては正の相関を得ているが、ばらつきが大きく明確な傾向を示しているとは言い難い。一方、Fig. 4. 27を見ると、 ΔRH_{24} と $\Delta \delta_{E101a124}$ の関係は、部材の材質や接合具の種類に関係なく、逆に負の相関を得ており、しかも、かなり明確な関係を示している。すなわち、本研究で用いた種類の木質構造躯体においては、1時間程度の短い時間間隔における RH への変位の対応は明確ではないが、少なくとも24時間にわたる RH の減少は変位の増加をもたらし、同様に24時間にわたる RH の増加は変位の回復をもたらすことが示された。以下、個々の接合部の傾向を検討する。

ΔRH_1 と δ_{AB} の1時間変動幅(以下 $\Delta \delta_{AB1}$ と記す)の関係をFig. 4. 28に示し、 ΔRH_{24} と δ_{AB} の24時間変動幅(以下 $\Delta \delta_{AB24}$ と記す)の関係をFig. 4. 29に示す。また、 ΔRH_1 と δ_{CD} の1時間変動幅(以下 $\Delta \delta_{CD1}$ と記す)の関係をFig. 4. 30に示し、 ΔRH_{24} と δ_{CD} の24時間変動幅(以下 $\Delta \delta_{CD24}$ と記す)の関係をFig. 4. 31に示す。

各図を見ると、 ΔRH_1 と $\Delta \delta_{AB1}$ 、 $\Delta \delta_{CD1}$ 、及び ΔRH_{24} と $\Delta \delta_{AB24}$ 、

$\Delta \delta_{CD24}$ の関係は、何れも明確な正の相関を得ている。すなわち、柱-梁接合部では、部材の材質、接合具の種類や径、及び時間間隔に拘わらず、 RH の減少は変位の回復をもたらす、 RH の増加は変位の増加をもたらす傾向を示している

[$\Delta \delta_{E101211}$ や $\Delta \delta_{E101224}$ の傾向(全接合部の変位を含む)とは全く反対である]。この原因としては、柱-梁接合部においては、その位置関係から乾燥による膨潤・収縮が顕著であったことが考えられる。特に、木口から1cm付近における外側の変位測定位置では(Fig. 4.17参照)、 RH の減少と増加による部材の収縮・膨潤によって、沈み込み・回復を相殺する以上の大きな変位を生じた可能性がある(このことは、図には示していないが、内側の変位は RH への対応が不明確であったのに対して、外側の同値は RH への対応が明確であったことから推察出来る)。したがって、柱-梁接合部における RH 変動がMechano-sorptive変形に及ぼす影響は、本研究では明確には説明出来ないが、少なくとも、Fig. 4.28~4.31に示されるほどの明確な正の相関は得られなものと推察される。ただし、何れにしても、その変動幅は微小であり、躯体全体の変位変動への寄与はごく僅かと考えて良い。

ΔRH_1 と δ_F の1時間変動幅(以下 $\Delta \delta_{F1}$ と記す)の関係をFig. 4.32に示し、 ΔRH_{24} と δ_F の24時間変動幅(以下 $\Delta \delta_{F24}$ と記す)の関係をFig. 4.33に示す。また、 ΔRH_1 と δ_G の1時間変動幅(以下 $\Delta \delta_{G1}$ と記す)の関係をFig. 4.34に示し、 ΔRH_{24} と δ_G の24時間変動幅(以下 $\Delta \delta_{G24}$ と記す)の関係をFig. 4.35に示す。

各図を見ると、 ΔRH_1 と $\Delta \delta_{F1}$ 、 $\Delta \delta_{G1}$ 、及び ΔRH_{24} と $\Delta \delta_{F24}$ 、 $\Delta \delta_{G24}$ の関係は、やや不明確な部分もあるが、全体としては負の相関を得ている。すなわち、柱-支点接合部では、部材の材質、接合具の種類や径、及び時間間隔に拘わらず、梁中央部と同様に RH の減少は変位の増加をもたらす、 RH の増加は変位の回復をもたらす傾向を示している。ただし、柱-梁接合部と同様に、その変動幅は微小であり、躯体全体の変位変動への寄与はごく僅かと考えて良い。

以上、集成材半剛節門型ラーメンのMechano-sorptive変形に及ぼす RH の影響を検討した結果、全体的な傾向として、接合法(鋼板1枚挿入木製ダボ接合、鋼板1枚挿入ドリフトピン接合)や試験体の材質(スギ集成材、ベイマツ集成材)に拘

わらず、少なくとも24時間にわたるRHの減少と増加は、それぞれ明確な変位の増加と回復をもたらすことが確認された。今後は、さらに長時間にわたるRHの変動とMechano-sorptive変形の関係を検討することが必要であり、さらに、本研究で対象とした接合法を用いた構造躯体も含めて、可能な限りスギ部材を中心とした木質構造物のMechano-sorptive挙動の定量化をはかるとともに、木製ダボ接合についても、ドリフトピン接合に匹敵する適切な接合基準を確立するためのデータ収集が必要となろう。

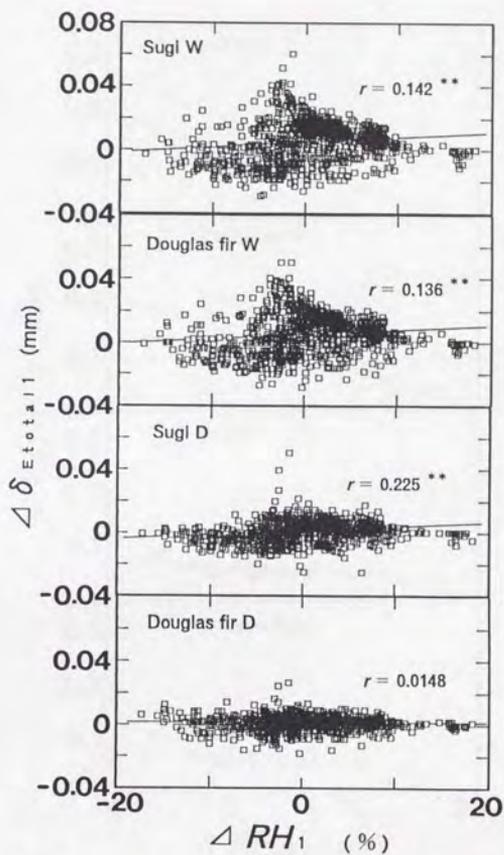


Fig.4.26. Relationships between differences every other hour of RH (ΔRH_1) and differences every other hour of δ_{Etotal} ($\Delta \delta_{Etotal}$).

Notes: Sugi W: $\Delta \delta_{Etotal} = 0.000317 \Delta RH_1 + 0.00494$,
 Douglas fir W: $\Delta \delta_{Etotal} = 0.000295 \Delta RH_1 + 0.00606$,
 Sugi D: $\Delta \delta_{Etotal} = 0.000265 \Delta RH_1 + 0.000786$,
 Douglas fir D: $\Delta \delta_{Etotal} = 0.0000116 \Delta RH_1 + 0.00122$,
 $n = 916$.

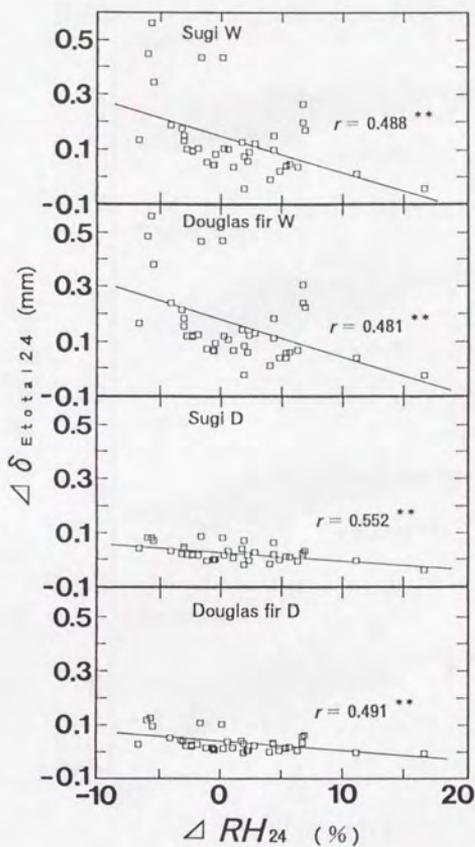


Fig.4.27. Relationships between differences every other day of RH (ΔRH_{24}) and differences every other day of δ_{Total} ($\Delta \delta_{\text{Total}24}$).

Notes: Sugi W: $\Delta \delta_{\text{Total}24} = -0.0140 \Delta RH_{24} + 0.151$,
 Douglas fir W: $\Delta \delta_{\text{Total}24} = -0.0141 \Delta RH_{24} + 0.177$,
 Sugi D: $\Delta \delta_{\text{Total}24} = -0.00347 \Delta RH_{24} + 0.0283$,
 Douglas fir D: $\Delta \delta_{\text{Total}24} = -0.00343 \Delta RH_{24} + 0.0363$,
 $n = 40$.

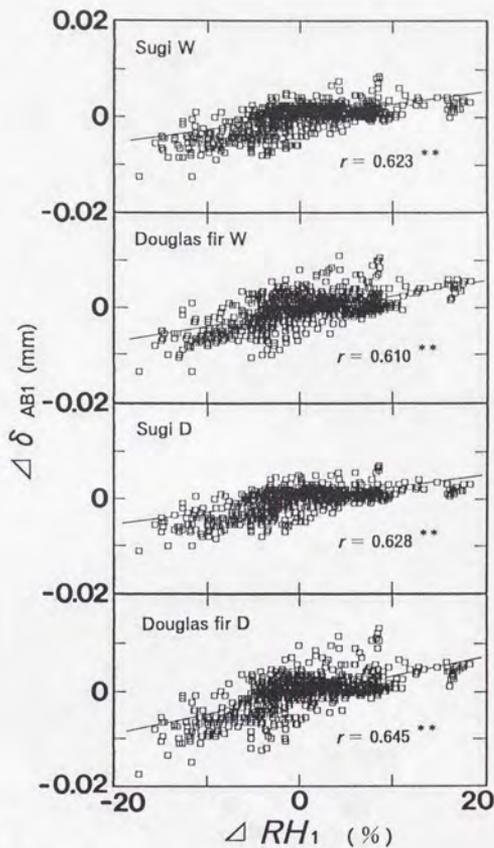


Fig.4.28. Relationships between ΔRH_1 and differences every other hour of δ_{AB} ($\Delta \delta_{AB1}$).

Notes: Sugi W: $\Delta \delta_{AB1} = 0.000297 \Delta RH_1 - 0.000199$,
 Douglas fir W: $\Delta \delta_{AB1} = 0.000337 \Delta RH_1 - 0.000513$,
 Sugi D: $\Delta \delta_{AB1} = 0.000274 \Delta RH_1 - 0.000248$,
 Douglas fir D: $\Delta \delta_{AB1} = 0.000406 \Delta RH_1 - 0.000570$,
 $n = 916$.

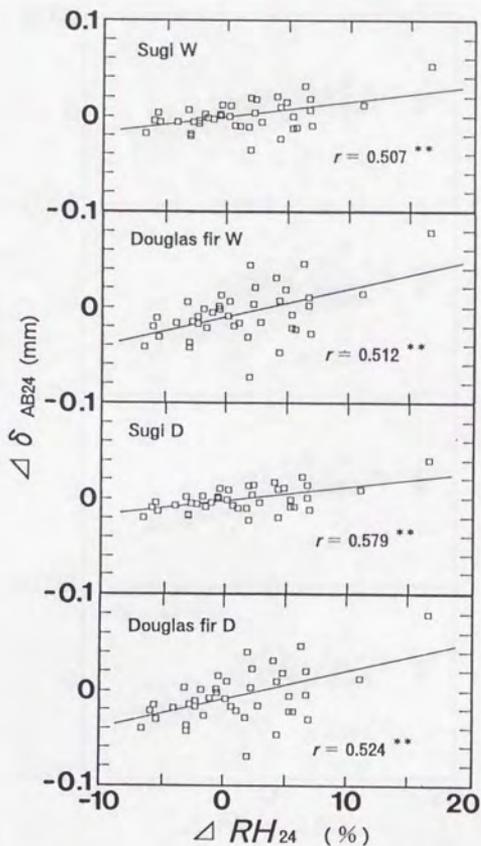


Fig.4.29. Relationships between ΔRH_{24} and differences every other day of δ_{AB} ($\Delta \delta_{AB24}$).

Notes: Sugi W: $\Delta \delta_{AB24} = 0.00166 \Delta RH_{24} - 0.00206$,
 Douglas fir W: $\Delta \delta_{AB24} = 0.00293 \Delta RH_{24} - 0.0104$,
 Sugi D: $\Delta \delta_{AB24} = 0.00154 \Delta RH_{24} - 0.00360$,
 Douglas fir D: $\Delta \delta_{AB24} = 0.00300 \Delta RH_{24} - 0.0108$,
 $n = 40$.

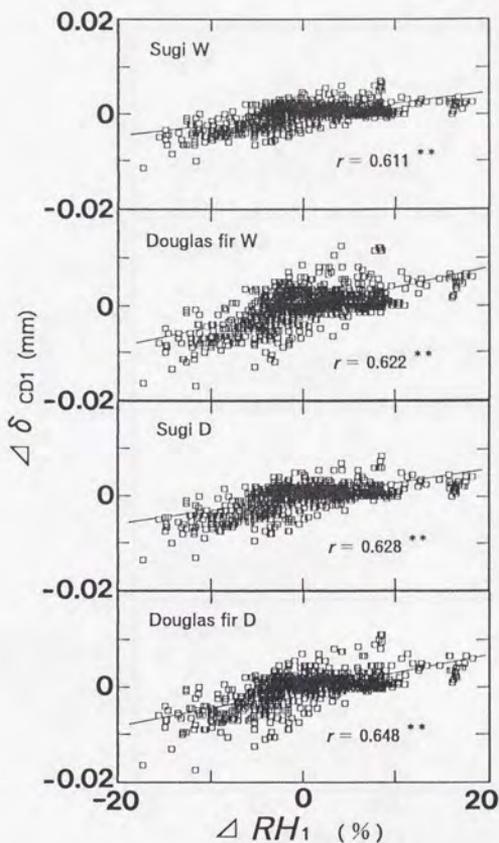


Fig.4.30. Relationships between ΔRH_1 and differences every other hour of δ_{CD} ($\Delta \delta_{CD1}$).

Notes: Sugi W: $\Delta \delta_{CD1} = 0.000227 \Delta RH_1 - 0.000189$,
 Douglas fir W: $\Delta \delta_{CD1} = 0.000399 \Delta RH_1 - 0.000534$,
 Sugi D: $\Delta \delta_{CD1} = 0.000288 \Delta RH_1 - 0.000253$,
 Douglas fir D: $\Delta \delta_{CD1} = 0.000358 \Delta RH_1 - 0.000490$,
 $n = 916$.

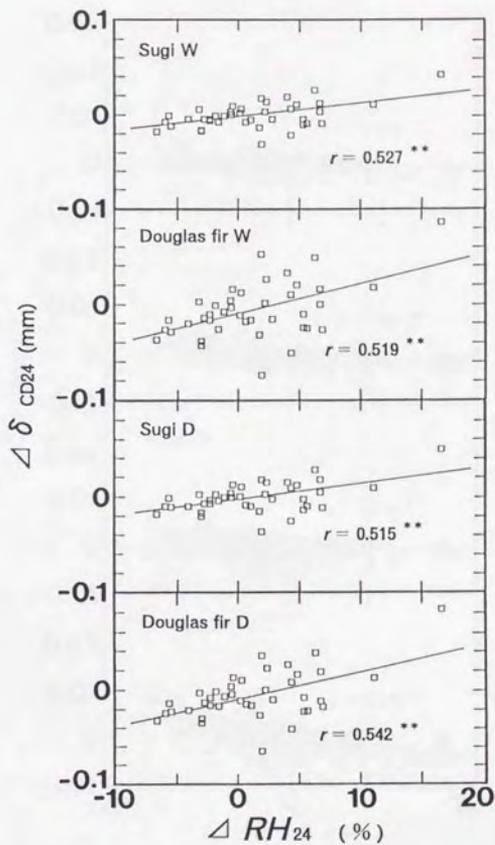


Fig.4.31. Relationships between ΔRH_{24} and differences every other day of δ_{CD} ($\Delta \delta_{CD24}$).

Notes: Sugi W: $\Delta \delta_{CD24} = 0.00147 \Delta RH_{24} - 0.00272$,
 Douglas fir W: $\Delta \delta_{CD24} = 0.00318 \Delta RH_{24} - 0.0105$,
 Sugi D: $\Delta \delta_{CD24} = 0.00163 \Delta RH_{24} - 0.00359$,
 Douglas fir D: $\Delta \delta_{CD24} = 0.00284 \Delta RH_{24} - 0.00973$
 $n = 40$.

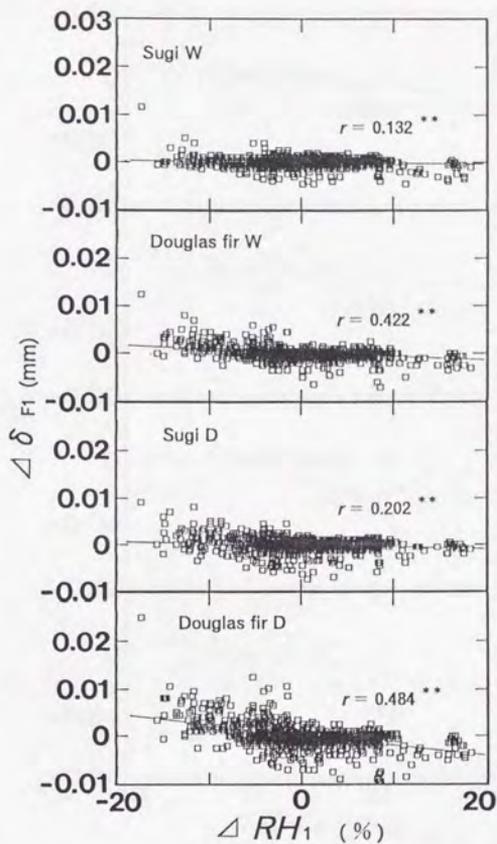


Fig.4.32. Relationships between ΔRH_1 and differences every other hour of δ_F ($\Delta \delta_{F1}$).

Notes: Sugi W: $\Delta \delta_{F1} = -0.0000249 \Delta RH_1 + 0.0000696$,
 Douglas fir W: $\Delta \delta_{F1} = -0.000101 \Delta RH_1 + 0.0000841$,
 Sugi D: $\Delta \delta_{F1} = -0.0000543 \Delta RH_1 + 0.0000421$,
 Douglas fir D: $\Delta \delta_{F1} = -0.000219 \Delta RH_1 + 0.000123$,
 $n = 916$.

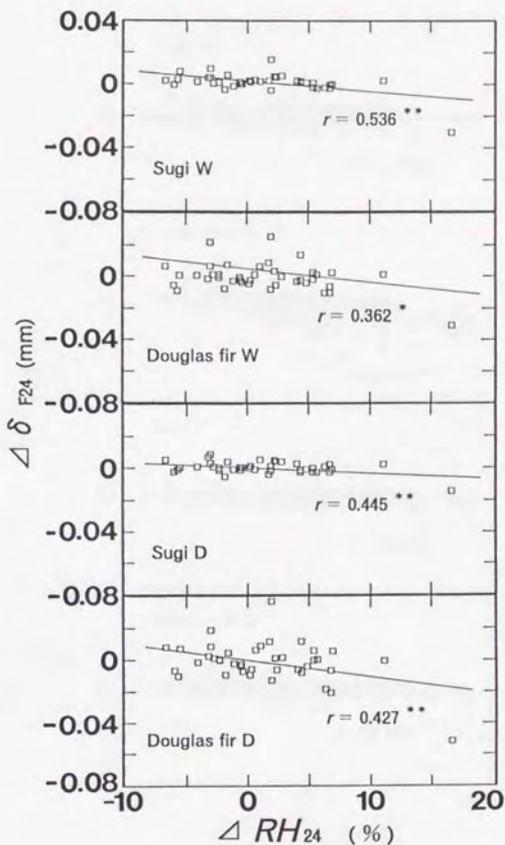


Fig.4.33. Relationships between ΔRH_{24} and differences every other day of δ_F ($\Delta \delta_{F24}$).

Notes: Sugi W: $\Delta \delta_{F24} = -0.000690 \Delta RH_{24} + 0.00206$,
 Douglas fir W: $\Delta \delta_{F24} = -0.000668 \Delta RH_{24} + 0.000880$,
 Sugi D: $\Delta \delta_{F24} = -0.000354 \Delta RH_{24} + 0.000490$,
 Douglas fir D: $\Delta \delta_{F24} = -0.00114 \Delta RH_{24} + 0.000436$
 $n = 40$.

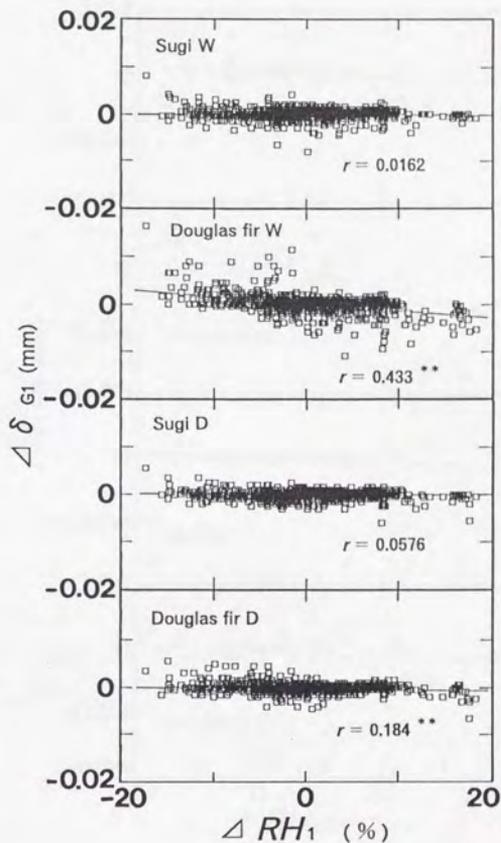


Fig.4.34. Relationships between ΔRH_1 and differences every other hour of δ_G ($\Delta \delta_{G1}$).

Notes: Sugi W: $\Delta \delta_{G1} = -0.00000319 \Delta RH_1 + 0.0000477$,
 Douglas fir W: $\Delta \delta_{G1} = -0.000150 \Delta RH_1 + 0.000150$,
 Sugi D: $\Delta \delta_{G1} = -0.00000922 \Delta RH_1 + 0.0000152$,
 Douglas fir D: $\Delta \delta_{G1} = -0.0000304 \Delta RH_1 - 0.0000224$,
 $n = 916$.

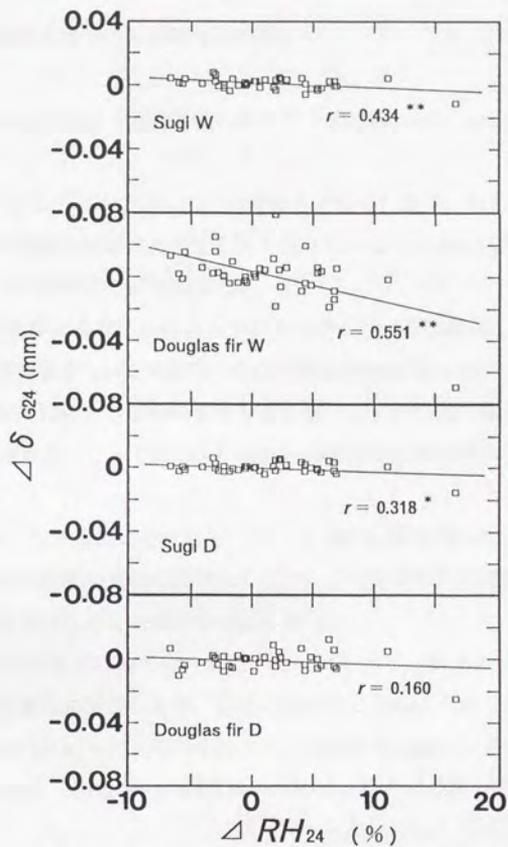


Fig.4.35. Relationships between ΔRH_{24} and differences every other day of δ_G ($\Delta \delta_{G24}$).

Notes: Sugi W: $\Delta \delta_{G24} = -0.000318 \Delta RH_{24} + 0.00146$,
 Douglas fir W: $\Delta \delta_{G24} = -0.00179 \Delta RH_{24} + 0.00329$,
 Sugi D: $\Delta \delta_{G24} = -0.000234 \Delta RH_{24} + 0.000420$,
 Douglas fir D: $\Delta \delta_{G24} = -0.000205 \Delta RH_{24} - 0.000943$
 $n = 40$.

4. 4 結論

第4章で得られた結果を以下にまとめて述べる。

・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変形について

(1)相対湿度(RH)と全たわみ $[\delta(t)]$ の変動を比較した結果、何れも RH の減少と増加が $\delta(t)$ の増加と減少に対応する形で現れた。この傾向には供試体間で差異が認められ、人工乾燥材で最も顕著であった。

(2)Stress level=11%時における生材と人工乾燥材の $\delta(t)$ の挙動は、集成材のそれとは異なり、負荷直後から一定時期まで顕著な増加傾向を示した。この原因は、生材と人工乾燥材では何れもこの時期まで含水率(u)が気乾状態を越えていたことから、水分非平衡によってMechano-sorptive変形が顕著に現れたためと考えられた。

(3)生材、人工乾燥材、及び集成材の何れも、7月頃に $\delta(t)$ が急増した。この原因としては、木材の粘性係数が温度に鋭敏なことや、この時期の RH 変動が材の物性にかなりの影響を及ぼしたことなどが考えられた。

(4)POWER則[(1.4)式]に当てはめて得られたクリープたわみ $[\delta_c(t)]-t$ 曲線は、全体としては実測値に近似したが、曲線の後半部で同値を下回った。この要因としては、Stress level=11%時の生材と人工乾燥材では主として乾燥による脱湿の影響が考えられ、それ以外では7月頃のたわみ急増とその後の安定化が考えられた。

(5)生材、人工乾燥材、及び集成材の何れも減速指数(N)はStress levelに依存しなかった。

(6)24時間間隔前後の RH 変動幅(ΔRH)とクリープたわみ変動幅 $[\Delta \delta_c(t)]$ の関係は、Stress level別では33%、供試体別では人工乾燥材における関係がより明確に現れた。また、全体には負の関係を示す傾向にあった。

(7)(4.3)式を $\delta_c(t, \Delta RH) = A t^N + h \cdot \Delta RH$ (A はクリープ定数、 h は係数)とし、同式に $\Delta \delta_c(t) = h \cdot \Delta RH$ を適用して得た値と、実測の $\delta_c(t)-t$ 曲線

を比較したところ、 ΔRH との対応が明確なものは同値に伴う変形の性状が比較的良く現れた。すなわち、(4.3)式を基本とすることにより、スギ大断面材の Mechano-sorptive変形を定量的に表現出来る可能性がある。

・荷重増減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について

(8)瞬間的な弾性たわみや回復 (δ_e) については、製材（生材、人工乾燥材）と集成材の間に大きな差は認められなかったが、 $\delta_e(t)$ については、製材（生材、人工乾燥材）の方が大きく変動し、その増加も著しかった。これは、両者の粘性変形と Mechano-sorptive変形の差異によるものと考えられた。また、この結果から、スギなどの木材が構造躯体のメンバーとして据え付けられた後に安定的な長期耐力を保持するには、少なくとも充分な乾燥処理を施すことが大変重要と考えられた。

(9) $\delta(t)$ の実験値と各変形モデルによる曲線（Boltzmannの重ね合わせの原理：S. P., 付加荷重存続型：A. D., 最大荷重存続法：M. D.）を比較した結果、全体としては、実験値が変形モデルの範囲内に収まったが、製材（生材、人工乾燥材）では、S. P., A. D.のStress level増加後及びA. D., M. D.のStress level減少と除荷後に漸次安全側に離れる傾向を示した。また、集成材では、A. D., M. D.のStress level減少と除荷後に同様に安全側に離れる傾向を示した。

(10) 負荷直後から3年間（Stress level = 11% → 22% → 33%）における $\delta_e(t)$ の実験値と各変形モデル（S. P., A. D., M. D.）による計算値を比較した結果、計算値はStress levelの増加に伴って何れも増加したが、実験値は増加せず、特に製材では、逆に負荷1年目（Stress level = 11%）の実験値が2, 3年目（Stress level = 22%, 33%）の同値よりも高くなった。これは、負荷直後における製材の含水率が生材、人工乾燥材の何れも気乾状態を越えていたことから、主として水分が離脱するときに著しいとされる Mechano-sorptive変形の影響がこの時期に顕著に現れたためと考えられた。

(11) (9), (10)の結果から、比較的断面の大きいスギ構造材を対象として変形モデ

ルを適用する場合、基本的にはS. P., A. D., M. D.の何れもほぼ曲線の傾向をとらえることは可能であるが、製材を対象とする場合、負荷直後の含水率によっては何らかの補正が必要である。また、クリープ回復を含めたクリープ曲線の予測を行う場合、S. P.の適用を基本に考えることが妥当と言える。

・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変形について

(12)柱-梁、梁の中央部、及び柱-支点が接合されたスギ集成材とベイマツ集成材による2ヒンジ半剛節門型ラーメン試験体を試作し、鋼板1枚挿入ドリフトピン接合試験体における梁中央部の初期変位 ($\delta_{E_{10}, t_{10}}$) を仮想仕事法 [(4.20)式] を用いて予測した。その結果、負荷荷重498.2kgfにおける $\delta_{E_{10}, t_{10}}$ の予測値は、スギでは0.689cm、ベイマツでは0.525cmとなった。一方、実測値は、スギでは0.497cm、ベイマツでは0.321cmとなり、予測値は実測値に対してやや安全側となった。このような傾向(予測値>実測値)を示した原因を解明するには、今後さらなるデータの蓄積が必要であるが、本研究における条件の範囲内では、この種の接合法による躯体変位予測に仮想仕事法を適用することは、概ね妥当と考えられた。

(13)鋼板1枚挿入木製ダボ(イチイガシ)接合の荷重(P) - すべり(S) 曲線を求めた結果、負荷直後に傾きの大きい領域が看取された。これは木製ダボと鋼板のクリアランスに起因するものと考えられた。また、0度方向と90度方向の何れも、鋼板1枚挿入ドリフトピン接合の場合に比べて直線域が非常に少なかった。これは、供試材のみならず木製ダボにも負荷当初から局部塑性を生じたことが要因と考えられた。一方、各条件の終局耐力は、0度方向と90度方向の何れも、供試材の材質(スギ、ベイマツ)にはそれほど大きくは依存せず、木製ダボの直径に大きく依存した。また、0度方向における終局耐力時の S は、条件によらずほぼ同様であったが(3~4mm)、90度方向のそれは、供試材の材質によって全く異なる結果となった(ベイマツでは約5mm、スギでは7~8mm)。

(14)鋼板1枚挿入木製ダボ接合の $P-S$ 曲線から求めたすべり係数 (K_{s0} , K_{s90})

の鋼板1枚挿入ドリフトピン接合の同値（非線形有限要素法で求めた値）に対する割合を求めた結果、 K_{90} では9.2～10.5%， K_{900} では14.6～25.6%となり、何れも、相対的に非常に小さい値を示した。

(15)鋼板1枚挿入木製ダボ接合試験体における $\delta_{E101.110}$ を仮想仕事法 [(4.20)式] を用いて予測した結果 [この場合、(14)で求めた K_{90} 、 K_{900} を適用した]、負荷荷重が498.2kgfの場合、スギでは3.20cm、ベイマツでは2.63cmとなった。一方、実測の $\delta_{E101.110}$ は、スギでは2.51cm、ベイマツでは1.83cmとなり、ドリフトピン接合試験体の場合と同様に、予測値は実測値に対してかなり安全側となった。したがって、この種の接合法による躯体変位予測に仮想仕事法を適用する場合、実大せん断試験によって実験的に得られた木製ダボの K_{90} と K_{900} を用いることは、概ね妥当と考えられた。

(16)梁中央部の全変位 ($\delta_{E101.111}$) は、何れも負荷直後に急増した後、緩慢になった。この場合、各試験体間で $\delta_{E101.111}$ は大きく異なったが、これは、主として $\delta_{E101.110}$ の著しい差異に依存した。特に、接合法による $\delta_{E101.111}$ の差異は著しく、ドリフトピン接合に対する木製ダボ接合の同値は数倍にも上った。したがって、少なくともドリフトピン接合の基準を木製ダボ接合にも適用することは困難であり、今後適切な木製ダボの接合基準を検討していく必要がある。

(17)相対クリープ ($\delta_{E101.111} / \delta_{E101.110}$) は接合法と部材材質の双方に依存した。特に部材材質への依存が大きく、スギよりもベイマツの方が著しい増加傾向を示した。

(18)相対クリープの変動は、微少な増減を繰り返しながら300～400時間付近まで増加した後安定傾向を示し、600時間付近から再び増加傾向に転じた。これに対して、 RH の変動傾向は、微少な増減を繰り返す中で300時間付近から若干高くなり、相対クリープの増加時期直前の500～550時間付近で著しく変動（急増、急減）した。すなわち、 RH のMechano-sorptive変形への関与が伺われた。

(19)柱-梁接合部における柱見込み面の外側の全変位は減少傾向を示し、内側の全変位は増加傾向を示した（特にこの傾向は、木製ダボ接合で著しかった）。しかし、両者の平均値の変動は何れも極めて微少であり、梁部材の沈み込みはほと

んど生じていないと考えられた。

(20)柱-支点接合部のうち、木製ダボ接合では柱見込み面の外側の全変位は減少傾向を示し、内側の全変位は増加傾向を示した。一方、ドリフトピン接合では外側の全変位、内側の全変位ともに、ほとんど変動が認められなかった。また、両者の平均値の増加は、スギの木製ダボ接合で僅かに認められたものの、全体としては極めて微少であり、支点における柱部材の沈み込みもほとんど生じていないと考えられた。

(21)各試験体における梁中央部のMechano-sorptive変形に及ぼすRHの影響を調べた結果、接合法（鋼板1枚挿入木製ダボ接合、鋼板1枚挿入ドリフトピン接合）や試験体の材質（スギ集成材、ベイマツ集成材）に拘わらず、1時間程度の短い時間間隔におけるRHへの変位の対応は明確ではないが、少なくとも24時間にわたるRHの減少は変位の増加をもたらし、同様に24時間にわたるRHの増加は変位の回復をもたらすことが示された。また、柱-梁接合部や柱-支点接合部におけるRH変動がMechano-sorptive変形に及ぼす影響も認められたが、その変動幅は微少であり、躯体全体の変位変動への寄与はごく僅かと考えられた。

第5章 総括

以下、本研究で得られた結論をまとめる。

5. 1 スギ構造材の材質に影響を及ぼす因子について

(1) ASTM-D 2915-84による強度換算値 (ASTM換算値) は、少なくとも曲げ強さ (MOR) の下限5%信頼限界値 (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により MOR を含水率15%時に換算することには問題がある。

(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る。

(3) 気乾材の曲げ比例限度 (PL) と MOR (何れも ASTM換算値) を目的変数とし、静的曲げヤング係数 (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、及び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 単独でもかなりの高い推定精度が得られたが、 MOR に対しては、 MOE よりも ρ_{15} の推定精度の方が高かった。ただし、説明変数として ρ_{15} を採用するには、少なくとも材料が十分に乾燥され、且つ、 ρ_{15} の換算精度がある程度は保証されることが必要である。

(4) 干割れが著しい材であっても MOR や MOE が低いとは言えず、むしろ力学的に優れている可能性が高い。

(5) 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、及び 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。

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

(1) 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が計測出来る。

(2) 種積み状態のように振動拘束が厳しい条件下であっても、少なくとも三次以上の振動次数であれば、境界条件を満足する正しい固有振動数が計測出来る。

(3) 種積み状態における丸太の四次固有振動数 (F_4) と製材後の足場板 (生材、人工乾燥材) の MOR 及び MOE の関係は、何れも危険率1%の有意な相関を得た。この場合、生材、人工乾燥材ともに MOE の方が MOR に比べてかなり高い相関を得た。また、 MOR 、 MOE 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結果を示した。

(4) 足場板を心持ち材と心去り材に分けたうえ、 F_4 を因子として MOR や MOE の下限値の誘導を試みた結果、何れも区分間の格差が明瞭に得られた。したがって、 F_4 を用いて足場板の MOR や MOE の下限値を等級区分することは、一定条件下では可能と考えられる。ただし、この方法で足場板の MOR を区分する場合には、材面に生じる大きな流れ節には注意する必要がある、別途評価を加える必要がある。

(5) F_4 を因子として、スギ心持ち直角材の MOR や MOE の下限値の誘導を試みた結果、何れも区分間の格差が明瞭に得られた。したがって、 F_4 を用いて心持ち直角材の MOR や MOE の下限値を等級区分することも可能と考えられる。

(6) 伐採直後の F_4 を因子としたときよりも21日後の F_4 を因子としたときの方が、 MOR 、 MOE ともに下限値が若干低くなり、伐採直後からの水分離脱によって、 F_4 が経時的に増加した影響が生じた。この影響による誤差を避けるためには、等級区分表作成時と現場での F_4 の計測時における水分状態に大きな差異を生じないようにする必要がある。

(7) (3.2) 式において、全乾重量 (W_0) を全製材の平均値としても、推定含水率 (u_0) がほぼ30%以上の領域では含水率を一定精度で推定することが可能である。この場合、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必要がある。また、 u_0 がほぼ30%を下回る領域での推定精度を上げるには、乾燥開始時に対する一定期間後の縦振動ヤング係数の比と体積の比の積 (KV) を

1としたままで、 $u_a \leq 30\%$ と $u_a > 30\%$ に分けて回帰式を当てはめる方法が考えられる。

(8)(3.3)式により、原木市場等における椋積み丸太や天然乾燥中における椋積み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だけで、水分変動の傾向を把握することが出来る。

(9)丸太と製材の縦振動パワースペクトルは、何れも材長(L)が短くなるにつれて波形の乱れが目立つようになり、 L/D 、 L/b (D :丸太径、 b :製材辺長)が一定値を下回ると、三、四次固有振動数のピークを確認することが困難になる。この場合、高次固有振動数に対する一定の計測精度が保証される L/D や L/b のしきい値は、 L/D で6.00、 L/b で10.0付近にあるものと考えられる。

(10)固有振動数の計測において、丸太や製材の縦振動励起面(ハンマで打撃する面)と検出面(マイクロフォン設置面)を同一としても、計測精度の差異はほとんど無い。

5. 3 スギ構造材の長期耐力評価について

(1)製材(生材、人工乾燥材)、集成材の何れも、相対湿度(RH)の減少と増加はクリープたわみ $[\delta_c(t)]$ の増加と減少に対応する形で現れた。

(2)含水率が気乾状態を越えると、水分非平衡によるMechano-sorptive変形が顕著に現れ、 $\delta_c(t)$ の増加も著くなる。したがって、スギ構造材の安定的な長期耐力を保持するには、少なくとも十分な乾燥処理を施すことが重要と考えられる。

(3)7月頃に全たわみ $[\delta(t)]$ が急増した。この原因としては、木材の粘性係数が温度に鋭敏なことや、この時期の RH 変動が材の物性にかなりの影響を及ぼすことなどが考えられる。

(4)POWER則[(1.4)式]に当てはめて得られた $\delta_c(t)$ -時間(t)曲線は、概ね実測値に近似する。

(5)減速指数(N)はStress levelに依存しない。

(6)(4.3)式を基本とすることにより、スギ構造材のMechano-sorptive変形を定量的に表現出来る可能性がある。

(7) $\delta(t)$ の実験値と各変形モデルによる曲線 (Boltzmannの重ね合わせの原理: S. P., 付加荷重継続型: A. D., 最大荷重継続法: M. D.) を比較した結果, 全体としては, 実験値が変形モデルの範囲内に収まったが, 製材 (生材, 人工乾燥材) では, S. P., A. D. のStress level増加後及びA. D., M. D. のStress level減少と除荷後に漸次安全側に離れる傾向を示した。また, 集成材では, A. D., M. D. のStress level減少と除荷後に同様に安全側に離れる傾向を示した。

(8) 負荷直後から3年間 (Stress level = 11% → 22% → 33%) における $\delta_e(t)$ の実験値と各変形モデル (S. P., A. D., M. D.) による計算値を比較した結果, 計算値は製材, 集成材の何れもStress levelの増加に伴って増加したが, 実験値は増加せず, 製材では逆に減少した。

(9) (7), (8)の結果から, 比較的断面の大きいスギ構造材を対象として変形モデルを適用する場合, 基本的にはS. P., A. D., M. D. の何れもほぼ曲線の傾向をとらえることは可能であるが, 製材を対象とする場合, 負荷直後の含水率によっては何らかの補正が必要である。また, クリープ回復を含めたクリープ曲線の予測を行う場合, S. P. の適用を基本に考えることが妥当である。

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

(1) 柱-梁, 梁中央部, 及び柱-支点が接合されたスギ集成材とベイマツ集成材による2ヒンジ半剛節門型ラーメン試験体を試作し, 仮想仕事法 [(4.20)式] を用いて鋼板1枚挿入ドリフトピン接合試験体における梁中央部の初期変位 ($\delta_{E101.10}$) を予測した。その結果, 予測値は実測値に対してやや安全側となった。このような傾向 (予測値 > 実測値) を示した原因を解明するには, 今後さらなるデータの蓄積が必要であるが, 本研究における条件の範囲内では, この種の接合法による躯体変位予測に仮想仕事法を適用することは, 概ね妥当と考えられる。

(2) 鋼板1枚挿入木製ダボ (イチイガシ) 接合の荷重 (P) - すべり (S) 曲線は, 鋼板1枚挿入ドリフトピン接合のそれに比べて直線域が非常に少ない。これは, 主として, 供試材のみならず木製ダボにも負荷当初から局部塑性を生じるためと考えられる。

(3)鋼板1枚挿入木製ダボ接合の $P-S$ 曲線から求めたすべり係数(K_{90} , K_{990})は、鋼板1枚挿入ドリフトピン接合の同値(非線形有限要素法で求めた値)に対して、 K_{90} では1割程度、 K_{990} では2割前後にとどまった。

(4)仮想仕事法〔(4.20)式〕を用いて、鋼板1枚挿入木製ダボ接合試験体における $\delta_{E101a10}$ を予測した結果〔この場合、(3)で求めた K_{90} 、 K_{990} を適用した〕、ドリフトピン接合試験体の場合と同様の結果を示した。したがって、この種の接合法による躯体変位予測に仮想仕事法を適用する場合、実大せん断試験によって実験的に得られた木製ダボの K_{90} と K_{990} を用いることは、概ね妥当と考えられる。

(5)梁中央部の全変位(δ_{E101a1})は、何れも負荷直後に急増した後、緩慢になった。

(6)接合法による δ_{E101a1} の差異は著しく、ドリフトピン接合に対する木製ダボ接合の同値は数倍にも上った。したがって、少なくともドリフトピン接合の基準を木製ダボ接合にも適用することは困難であり、今後適切な木製ダボの接合基準を検討していく必要がある。

(7)相対クリープ($\delta_{E101a1}/\delta_{E101a10}$)は接合法と部材材質の双方に依存した。特に部材材質への依存が大きく、スギよりもベイマツの方が著しい増加傾向を示した。

(8)相対クリープの変動は、微少な増減を繰り返しながら300~400時間付近まで増加した後安定傾向を示したが、600時間付近から再び増加傾向に転じた。これには、Mechano-sorptive変形の影響が考えられた。

(9)柱-梁接合部における梁部材の沈み込みや、柱-支点接合部における柱部材の沈み込みは、ほとんど生じていないと考えられた。

(10)各試験体における梁中央部のMechano-sorptive変形に及ぼす RH の影響を調べた結果、接合法(鋼板1枚挿入木製ダボ接合、鋼板1枚挿入ドリフトピン接合)や試験体の材質(スギ集成材、ベイマツ集成材)に拘わらず、1時間程度の短い時間間隔における RH への変位の対応は明確ではないが、少なくとも24時間にわたる RH の減少は変位の増加をもたらし、同様に24時間にわたる RH の増加は変位の回復をもたらすことが示された。また、柱-梁接合部や柱-支点接合部にお

るRH変動がMechano-sorptive変形に及ぼす影響も認められたが、その変動幅は微小であり、躯体全体の変位変動への寄与はごく僅かと考えられた。

5. 5 結語

スギ構造材の力学的性質と種々の因子との関係を乾燥との関連から明らかにした。また、高次固有振動数による力学的性質や含水率の評価法を確立した。さらに、スギ構造材及び構造躯体のクリープとMechano-sorptive変形を概括的に捉えることが出来た。

本研究の成果が、多少なりとも、スギの構造材料としての信頼性向上に寄与するとともに、一定品質を有するスギをそろえる手段の一部として提供されれば幸いである。また、細やかなりとも、関連分野の学術の発展に貢献することが出来れば幸いである。

謝辞

本研究を遂行するに当たり、多大なる御指導を賜りました有馬孝禮教授に心から感謝の意を表します。有馬教授には、研究の遂行に際して終始懇切丁寧なご助言を賜り、着眼点を見出す多くのきっかけを賜りました。また、研究生活を送る上での視点のおき方など、重要な御教示を数多く賜りました。ここに改めて、有馬教授に深くお礼申し上げたいと存じます。また、本論文をまとめるに当たり、貴重なご指導、ご助言を賜りました木質材料学専攻分野の大熊幹章教授、生物素材料学専攻分野の岡野健教授、高分子材料学専攻分野の小野拓邦助教授、生物材料物理学専攻分野の太田正光助教授に厚くお礼申し上げます。さらに、実験の取りまとめに当たって貴重なご助言を賜りました木質材料学専攻分野の信田聡助手、植本敬大助手、建設省建築研究所の中島史郎博士、秋田県立農業短期大学付属木材高度加工研究所の岡崎泰男博士、並びに木質材料学専攻分野の皆様心から感謝申し上げます。

宮崎大学の中村徳孫名誉教授、宮崎県出納事務局長の永野和良氏、県立宮崎病院事務局長の三浦喜明氏、九州オリンピック工業の迫田忠芳氏との出会いがなければ、本論文の完成はなかったことと存じます。ここに、四氏に対して深く感謝の意を表します。

ご多忙の中、本論文に係る実験の実施に関してご助言を賜りました、秋田県立農業短期大学付属木材高度加工研究所の飯島泰男教授、京都大学木質科学研究所の小松幸平助教授、青森県工業試験場の岡部敏弘博士、宮崎県林業総合センターの小田久人氏に深く感謝いたします。また、実験にご協力頂きました、持永木材の持永和郎氏、久保産業の久保国弘氏、宮内林業の宮内祐一郎氏、試験体の作製にご協力頂きました山佐木材の佐々木幸久氏に心からお礼申し上げます。

実験に際し、多くのご協力を頂きました森田秀樹氏、田中智博氏をはじめとした宮崎県工業試験場工芸支場の皆様に深く感謝いたします。また、実験データの整理にご協力頂きました臨時職員の木場早苗氏に深くお礼申し上げます。さらに、論文の作成に関し格別のご配慮を賜りました宮崎県工業試験場長の森清貴氏、副場長の榎本征雄氏、宮崎県工業試験場工芸支場長の小牧博寿氏に深くお礼申し上げます。

最後に、論文の作成にあたりご協力をいただいた多くの方々、並びに家族と両親に深く感謝いたします。

1997年 1月 荒武志朗

文献

- 1) 有馬孝禮: “エコマテリアルとしての木材” 全日本建築士会, 1994, p. 7-38.
- 2) 日本木材学会研究分科会報告書(1991): “木材の科学と利用技術 II 5. スギ”, i, (1991).
- 3) ASTM: D 2915-84, 1987 ANNUAL BOOK OF ASTM STANDARDS, PART 4, 567-582 (1987).
- 4) 中井 孝, 長尾博文, 黒沢有一, 古沢 信: 第41回日本木材学会大会要旨集, 松江, 1991, p. 99.
- 5) 大熊幹章: “木造住宅における木材乾燥の実態とその適正化に関する研究”, 住宅・土地問題研究論文集(15), 271-316, 財団法人日本住宅総合センター (1990).
- 6) 名波直道, 中村 昇, 有馬孝禮, 大熊幹章: 木材学会誌, 38(8), 739-746(1992).
- 7) 名波直道, 中村 昇, 有馬孝禮, 大熊幹章: 同上, 38(8), 747-752(1992).
- 8) 名波直道, 中村 昇, 有馬孝禮, 大熊幹章: 同上, 39(8), 903-909(1993).
- 9) 池田潔彦: 木材工業, 50(1), 22-25(1995).
- 10) 静岡県集成材工業会: “静岡県産スギを用いた構造用大断面集成材の製造とその強度性能”, 1-32 (1988).
- 11) 名波直道, 内迫貴幸, 中村昇, 有馬孝禮: 第41回日本木材学会大会要旨集, 松江, 1991, p. 100.
- 12) 大野浩暉, 菱田重寿, 木方洋二, 祖父江信夫: 第41回日本木材学会大会要旨集, 松江, 1991, p. 96.
- 13) 丸山則義, 有馬孝禮: 日本建築学会関東支部研究報告集, 1987, p. 349-352.
- 14) 有馬孝禮, 早村俊二, 丸山則義, 宮沢俊輔, 古沢信: 材料, 39(444), 44-50 (1990).
- 15) Leicester, R. H.: *Wood Science Technol.*, 5, 211 (1971).
- 16) Grossman, P. U. A.: *ibid.*, 10, 163-168 (1976).
- 17) Arima, T.; Grossman, P. U. A.: *Journal of the Institute of Wood Science,*

8. 47-52 (1978).

- 18) Arima, T. : *Mokuzai Gakkaishi*, 25(7), 469-475 (1979).
- 19) Hong, s. ; Arima, T. : *ibid.*, 39(9), 1020-1026 (1993).
- 20) Hong, s. ; Arima, T. : *ibid.*, 41(6), 537-546 (1995).
- 21) 畑山 蟻男: “有節材の強度推定に関する研究”, 九州大学学位論文, 72, 1984.
- 22) 日本建築学会編: “木構造計算基準・同解説”, 1988, p. 74-83.
- 23) (財)日本住宅・木材技術センター委託研究: “構造用木材-強度データの収集と分析”, 1-51, 日本木材学会木材強度・木質構造研究会(1988).
- 24) I. Orotz: “Some Nondestructive Parameters for Prediction of Structural Lumber”, U. S. F. P. L. Rept, FPL 100(1968).
- 25) U. S. Dept. of Agr. : “Wood Handbook” U. S. Government Printing Office, 4-25(1974).
- 26) Markwardt, L. J. et al. : 1935 [Newlin, J. A. et al. : 1919.] .
- 27) Kollmann, F. : *Technologie des Holzes*, 1 Aufl., 188(1936).
- 28) Wilson, T. R. C. : *Journ. For.*, 19, 740(1921).
- 29) 中戸 莞二: “新編木材工学”, 養賢堂, 1985, p. 223.
- 30) Kollmann, F. : Cote, W. : “Principle of wood science and technology 1” , Springer-verlag, 311-367(1968).
- 31) Thunell, B. : Kollmann, F. : “Technologie des Holzes u. der Holzwerkstoffe” , 2 Aufl., 1 Bd., 805(1951).
- 32) Markwardt, L. J. : Wilson, T. R. C. [平井信二, 北原覚一: 木材理学, 1943, p. 80.] .
- 33) 竹山謙三郎: “木構造”, 丸善, 1951.
- 34) 関屋文彦: “木材強弱論”, 朝倉書店, 1942, p. 152-157.
- 35) ASTM: D-245, Standard Methods for Establishing Structural Grades and Related Allowable Properties for Visually Graded Lumber(1974).
- 36) U. S. Dept. of Agr. For. Prod. Lab. : “Wood Handbook” , 1974, p. 4-6.
- 37) 飯島泰男, 長谷川智, 中谷浩: 第38回日本木材学会大会要旨集, 旭川, 1988,

p. 108.

- 38) 中村徳孫：“南九州産材からのひき板の強度等級に関する研究”，九州大学学位論文，12-53，1972.
- 39) 大熊幹章他5名：“木材の工学”，文永堂出版，1991，p. 85.
- 40) 高橋徹，中山義雄：“木材科学講座3 物理”，海青社，1992，p. 122.
- 41) 飯島泰男：日本建築学会大会梗概集，構造Ⅱ，1397-1398(1987).
- 42) 中井 孝，田中俊成：木材工業，39(5)，235-241(1984).
- 43) 飯島泰男ら：木材と技術，63，1-11(1985).
- 44) Madsen, B: “In-Grade Testing-Problem Analysis”，F. P. J. , Vol. 28-4, 42-50(1978).
- 45) 飯島泰男：木材工業，44(6)，253-259(1989).
- 46) 日本木材学会研究分科会報告書(1991)：木材の科学と利用技術Ⅱ 1. 自動計測の基礎と応用，83-87，(1991).
- 47) 小松幸平：木材工業，43(11)，536-542(1988).
- 48) Madsen, B: “North American Grading Practice and In-grade Testing”，X VII IUFRO World Congress Report., p. 2-9(1981).
- 49) Bendtsen, B. A. ;and Youngs R. L. : “Machine Stress Rating of Wood: An Overview”，X VII IUFRO World Congress Report., p. 21-34(1981).
- 50) 中井 孝：木材工業，41(10)，455-459(1986).
- 51) 野口昌巳：昭和61年度科学研究費補助金〔総合研究(B)〕研究成果報告書：“木材及び木質材料の加工ならびに材料試験へのアコースティック・エミッションの応用”，(1987).
- 52) Leicester, R. H. : “The Future of Grading Structure Timber”，X VII IUFRO World Congress Report., p. 35-46(1981).
- 53) 祖父江信夫：平成元年度文部省科学研究費（試験研究）資料：“タッピング法を用いた実大木材のダイナミック・ポータブル・グレーダの開発（振動現象を利用した実大構造材の弾性率測定－理論と応用－）”，43-53(1990).
- 54) Sobue, N. : *Mokuzai Gakkaishi*, 32(9), 744-747(1986).

- 55) Ihlseng, M. C. : "The modulus of elasticity in some American woods, as determined by vibration" , Van Nostrand's Eng. Mag. Vol. X IX, p. 8-9 (1878).
- 56) Ihlseng, M. C. : "On a mode of measuring the velocity of sound in wood" , *Am. J. of Sci.* Third Ser., X VII(98), 125-132(1879).
- 57) Burmestar, A. : "Relationship between sound velocity and the morphological, physical, and mechanical properties of wood" , *Holzals Roh-und Werk.* 23(6), 227-236. German(1965).
- 58) 名波直道: "応力波による立木の材質測定" , 東京大学学位論文, 1993.
- 59) 小玉泰義: 木材学会誌, 36(11), 997-1003(1990).
- 60) Bucur, V. : "Ultrasonic, hardness and x-ray densitometric analysis of wood." , *Ultrasonics.* Nov. 269-275(1985).
- 61) Kunesh, G. H. : "Using ultrasonic energy to grade veneer" , Proc. of 4th Symp. Nondestructive Testing of Wood. Vancouver, Wash. August 28-30, 1978. Washington State Univ., Pullman, Wash. 275-278. 1978.
- 62) 日本木材学会木材強度・木質構造研究会: "木質材料の性能評価と非破壊検査" 1995, p. 40-61.
- 63) 古沢 信, 平野 茂: 木材加工技術協会第10回年次大会要旨集, 1992, p. 49-50.
- 64) 有馬孝禮, 丸山則義, 早村俊二, 中村 昇, 名波直道: 材料, 42(473), 141-146 (1993).
- 65) 有馬孝禮: 平成元年度科学研究費補助金(試験研究1)研究成果報告書: "打撃音分析による丸太材のグレーディングシステム開発と木材乾燥制御への応用" , 3-12(1990).
- 66) 有馬孝禮, 丸山則義: 日本建築学会関東支部研究報告集, 1987, p. 353-356.
- 67) 中村 昇, 高岸 毅, 名波直道, 有馬孝禮, 内迫貴幸: 木材工業, 46(7), 315-319(1991).
- 68) 中村 昇, 名波直道: 木材学会誌, 39(12), 1341-1348(1993).

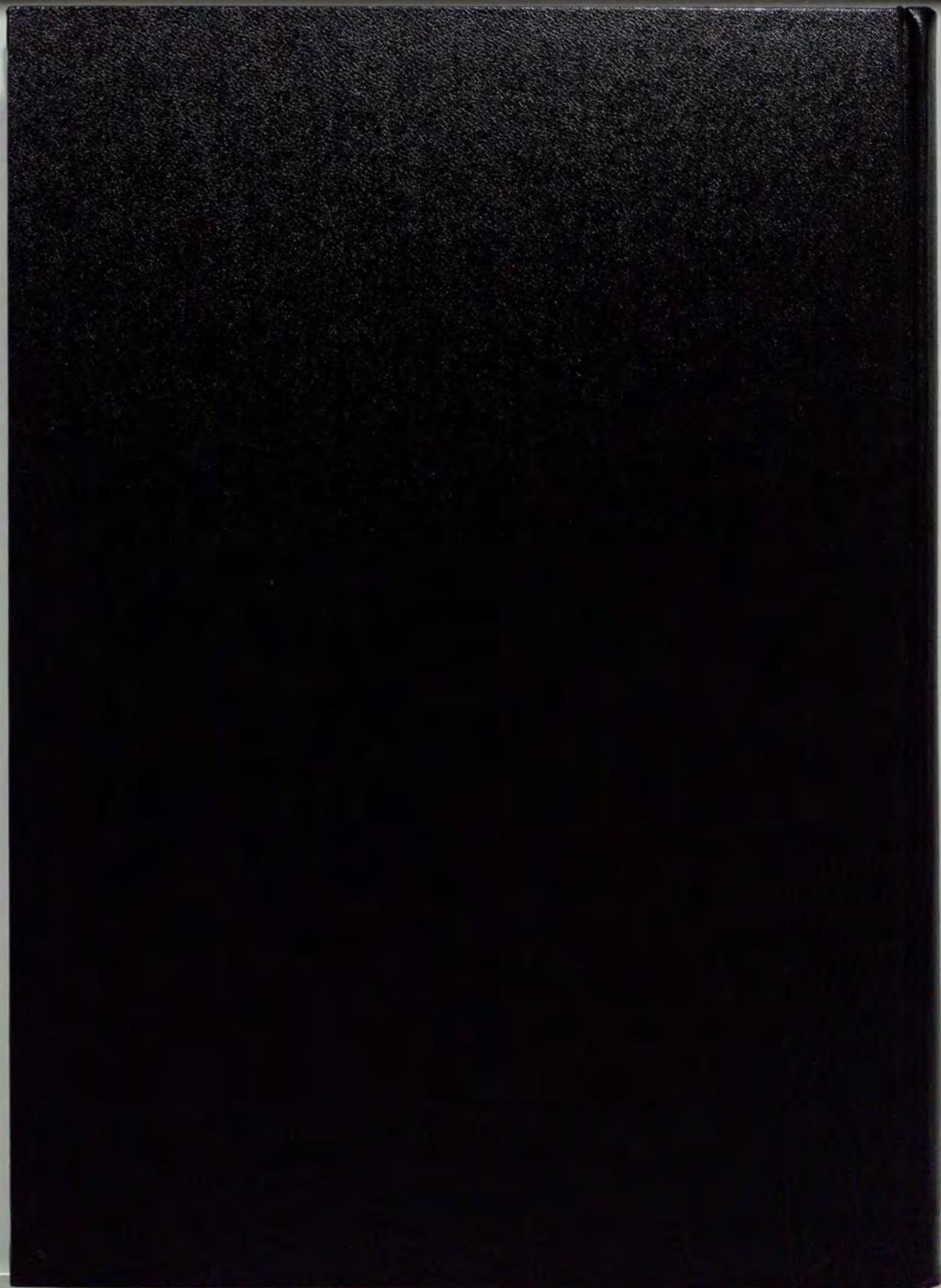
- 69) 古沢信, 有馬孝禮, 中村昇: 日本建築学会大会学術講演梗概集, 九州, 1989, p. 457-458.
- 70) 有馬孝禮: 平成元年度科学研究費補助金(試験研究1)研究成果報告書: “打撃音分析による丸太材のグレーディングシステム開発と木材乾燥制御への応用”, 19-31(1990).
- 71) 有馬孝禮, 佐藤雅俊, 益田恵吾: 建築研究報告, No. 95, 1-24 (1981).
- 72) 杉山英男: “建築構造学大系22木構造”, 彰国社, 1971, p. 28-31.
- 73) Clouser, W. S.: “Creep of Small Beams under Constant Bending Load”, U. S. F. P. L. Rept. 2150, Sept. 1959.
- 74) Barling, W. H. and Pritchard, J. D. H.: “The Influence of Time on the Breaking Load of Spruce Members Acroplanes”, Aeronautical Research Committee of Great Britain, Tech. Report No. 510, 1918.
- 75) Griffiths, A. A. and Wigley, C.: “A Preliminary Investigation of Certain Elastic Properties of Wood”, Aeronautical Research Committee of Great Britain, Tech. Report No. 528, 1918.
- 76) Ivanov, G. M.: “Elastic After-effect and Plastic Flow Limit of Wood”, Holz als Roh-und Werkstoff, Jan. 1939.
- 77) 南 義夫: “木材の長時間曲げ試験”, 航空研究所集報, No. 136, 1935-12.
- 78) 竹山謙三郎, 久田俊彦, 竹之内清次: “木構造の長期強度について”, 日本建築学会論文集, 39号, 1949-11.
- 79) 久田俊彦: “木材の長期荷重に対する強度並びに断面欠損の影響”, 日本建築学会研究報告, No. 9, 1950-11.
- 80) 杉山英男: “The Creep Deflection of Wood Subjected to Bending under Constant Loading”, Transaction of the Architectural Institute of Japan, No. 55, Feb. 1957.
- 81) 有馬孝禮, 鴛海四郎: 日本建築学会大会学術講演梗概集, 北陸, 1992, p. 23-24.
- 82) 北原覚一, 岡部登: 木材学会誌, 5(1), 12-18(1959).
- 83) 有馬孝禮: 木材学会誌, 18(7), 349-353(1972).

- 84) 有馬孝禮: 同上, 18(8), 377-380(1972).
- 85) 有馬孝禮: 同上, 19(2), 75-79(1973).
- 86) Hong, S.: "CREEP AND MECHANOSORPTIVE BEHAVIOR OF COMPOSITE WOOD-JOINTS", Academic Dissertation of The University of Tokyo, 1995.
- 87) 武田孝志, 有馬孝禮, 五十田博: 日本建築学会大会学術講演梗概集, 北海道, 1995, p. 93-94.
- 88) W. T. Simpson: "Equilibrium Moisture Content Prediction for Wood", F. P. J. Vol. 21, No. 5, 1971.
- 89) Kingston, R. S. T. and Armstrong L. D.: "Creep in Initially Green Wood Beams", Australian Journal of Applied Science, Vol. 2, No. 2, 1951.
- 90) 杉山英男: "建築構造学大系22木構造", 彰国社, 1971, p. 102-107.
- 91) 有馬孝禮: 昭和52年度建築研究所年報, 107-110(1977).
- 92) 有馬孝禮, 益田恵吾: 昭和53年度建築研究所年報, 105-107(1978).
- 93) 益田恵吾, 有馬孝禮: 日本建築学会大会学術講演梗概集, 近畿, 1980, p. 1975-1976.
- 94) 有馬孝禮, 佐藤雅俊, 益田恵吾: 建築研究報告, No. 95, 25-80 (1981).
- 95) Arima, T.; Maruyama, N.; Hayamura, S.; Sugimoto, Y.; and Itoh, A.: Bull. Fac. Agric. Shizuoka Univ., No. 36, 43-50(1986).
- 96) Wilkinson T. L.: "Longtime performance of trussed rafters with different connection systems, USDA For. Serv. Res. Pap. FPL204, For. Prod. Lab., Madison, Wis. (1978).
- 97) Wilkinson T. L.: "Longtime performance of trussed rafters with different connection systems, USDA For. Serv. Res. Pap. FPL444, For. Prod. Lab., Madison, Wis. (1985).
- 98) Ranta-Maunus, A.: International Timber Engineering Conference, 4, 4172-4179(1991).
- 99) Toratti, T.: International Timber Engineering Conference, 4, 4239-4245 (1991).

- 100) 小松幸平, 川元紀雄, 原田真樹: 木材学会誌, 39(12), 1393-1403(1993).
- 101) 中島史郎, 河合 誠, 太田啓明: 日本建築学会大会学術講演梗概集, 北海道, 1995, p. 91-92.
- 102) 杉山英男: “木材ばりの曲げクリープ性状の理論的考察(その1)”, 建築学会論文報告集, No. 155, 1969-1.
- 103) 有馬孝禮, 丸山則義: 日本建築学会大会学術講演梗概集, 近畿, 1987, p. 1401-1402.
- 104) 有馬孝禮, 丸山則義: 日本建築学会大会学術講演梗概集, 関東, 1988, p. 123-124.
- 105) 伊藤 晃, 有馬孝禮, 丸山則義: 第37回日本木材学会大会研究発表要旨集, 京都, 1987, p. 112.
- 106) 丸山則義, 有馬孝禮: 日本建築学会大会学術講演梗概集, 北海道, 1986, p. 1267-1268.
- 107) 中井 孝: 第38回日本木材学会大会研究発表要旨集, 旭川, 1988, p. 113.
- 108) 中井 孝, 長尾博文, 高橋幹夫: 第43回日本木材学会大会研究発表要旨集, 盛岡, 1993, p. 315.
- 109) 稲垣かおり, 徳田迪夫, 鷺海四郎: 第41回日本木材学会大会研究発表要旨集, 松江, 1991, p. 245.
- 110) 高橋徹, 中山義雄: “木材科学講座3 物理”, 海青社, 1992, p. 80-82.
- 111) Flugge, W.: “Viscoelasticity” (Blaisdell Pub. Co., Waltham, Mass., 1967).
- 112) 北原覚一, 岡部登: 木材学会誌, 5(12), (1956) [有馬孝禮: 木材学会誌, 13(2), 36-40(1967)].
- 113) 平成4年度農林水産省補助事業(財)日本住宅・木材技術センター事業技術開発推進事業報告書(集成材構造), 1993, p. 81-87.
- 114) 中村徳孫: 日本木材学会1990年度秋期シンポジウム講演要旨集, 45-47(1990).
- 115) 林業試験場監修: “木材工業ハンドブック”, 丸善, 1982, p. 186-187.
- 116) 田中豊, 垂水共之, 脇本和昌: “パソコン統計解析ハンドブックⅡ 多変量解

- 析編”，共立出版，1988，P. 1-37.
- 117) 谷津進：“統計的推定・検定”，鐵健司編，日本規格協会，1987，p. 105.
- 118) 日本木材学会木材強度・木質構造研究会：“新JASに係わる諸問題と新たな動き”，1991，p. 1-8.
- 119) 寺沢 真，筒本卓造：“木材の人工乾燥”，社団法人日本木材加工技術協会，1976，p. 47.
- 120) 寺澤 真：“木材乾燥のすべて”，海青社，1994，p. 367-369.
- 121) 小林好紀：“スギ心材の乾燥特性とその改善の試み”，日本木材学会「スギ」分科会，1991，p. 43-44.
- 122) 中谷浩：木材工業，46(8)，350-354(1991).
- 123) 祖父江信夫：木材学会誌，39(3)，271-276(1993).
- 124) 名波直道，中村 昇，有馬孝禮：第42回日本木材学会大会要旨集，名古屋，1992，p. 105.
- 125) 祖父江信夫：平成元年度文部省科学研究費（試験研究）資料：“タッピング法を用いた実大木材のダイナミック・ポータブル・グレーダの開発（振動現象を利用した実大構造材の弾性率測定－理論と応用－）”，1-27(1989).
- 126) Sobue, N. : *Mokuzai Gakkaishi*, 36(9), 760-764(1990).
- 127) 藤田晋輔ほか5名：木材工業，47(6)，266-270(1992).
- 128) 矢野浩之：木材工業，48(11)，542-547(1993).
- 129) 根岸勝雄，高木堅志郎：“超音波技術”，東京大学出版会，1987，p. 166-174.
- 130) 平成4年度農林水産省補助事業(財)日本住宅・木材技術センター事業技術開発推進事業報告書（集成材構造），1993，p. 71-80.
- 131) 有馬孝禮，丸山則義：日本建築学会大会学術講演梗概集，北海道，1986，p. 1269-1270.
- 132) 有馬孝禮，丸山則義：日本建築学会関東支部研究報告集，1986，p. 325-328.
- 133) 有馬孝禮：日本建築学会関東支部研究報告集，1978，p. 349-352.
- 134) 北原覚一：“木材物理”，森北出版，1976，p. 110.
- 135) 有馬孝禮：木材学会誌，13(2)，36-40 (1967).

- 136) Nielsen, L. E., 小野木重治訳: “高分子の力学的性質”, 化学同人, 1965, p. 52
[有馬孝禮: 木材学会誌, 13(2), 36-40(1967)].
- 137) 有馬孝禮: 日本建築学会大会学術講演梗概集, 北陸, 1974, p. 109-110.
- 138) 有馬孝禮, 益田恵吾, 佐藤雅俊: 日本建築学会関東支部研究報告集, 1980,
p. 373-376.
- 139) 三輪雄四郎, 有馬孝禮, 北原覚一: 木材工業, 25(7), 314-316 (1970).
- 140) 杉山英男: “Experimental Data on the Prediction of the Creep Limit
of Wood in Bending from Creep and Creep Recovery Tests”, Research
Reports of the Faculty of Engineering, Meiji Univ. No. 11, Jan. 1958.
- 141) 中島史郎: 第44回日本木材学会大会要旨集, 奈良, 1994, p. 395.
- 142) 中島史郎, 有馬孝禮: 第46回日本木材学会大会要旨集, 熊本, 1996, p. 208.
- 143) 中田欣作, 杉本英明, 井上雅文, 川井秀一: 第46回日本木材学会大会要旨集,
熊本, 1996, p. 201.
- 144) 日本建築学会編: “木構造計算基準・同解説”, 1988, p. 60.
- 145) 小松幸平: 木材学会誌, 34(7), 581-589(1988).
- 146) 小松幸平(分担執筆): “木質構造設計ノート”, 日本建築学会, 1996, p. 211
-221.
- 147) 原田正道: “木船の縦強度”, 東京大学生産技術研究所報告, 1951, p. 2-3.
- 148) 日本木材学会木材強度・木質構造研究会: “木質構造研究の現状と今後の課題
Part-II”, 1994, p. 68-102.
- 149) 日本建築学会編: “木質構造設計基準・同解説”, 1995, p. 57.
- 150) 小松幸平(分担執筆): “木質構造設計ノート”, 日本建築学会, 1996, p. 193.
- 151) 平成7年度科学技術庁委託事業「生活・地域流動研究」調査研究成果報告書:
“スギを中心とした木材の品質改良・高度化に関する研究”, 121-134(1996).
- 152) 有馬孝禮: 平成2年度科学研究費補助金(一般研究B)研究成果報告書: “木
質構造における‘あそび’と局部塑性の力の伝達機構と確立論的評価”, 5-9
(1991).





Kodak Color Control Patches

Blue Cyan Green Yellow Red Magenta White 3/Color Black

Kodak Gray Scale

A 1 2 3 4 5 6 M 8 9 10 11 12 13 14 15 B 17 18 19



© Kodak, 2007 T.M. Kodak