

新 制
農
709
京大附図

木質構成パネルの 力学的耐久性に関する研究

1995

瀧野真二郎

木質構成パネルの
力学的耐久性に関する研究

1995

瀧野真二郎

目 次

緒 言	1
第1章 木質平面材料の力学的耐久性	4
1.1 水分平衡下のクリープ性能	4
1.1.1 試験体および試験方法	4
(a) 低比重パーティクルボード	4
(b) 配向性パーティクルボード	6
1.1.2 試験結果および考察	7
(a) 低比重パーティクルボード	7
(b) 配向性パーティクルボード	8
1.2 水分非平衡下のクリープ性能	14
1.2.1 試験体および試験方法	14
(a) アセチル化処理パーティクルボード	14
(b) 配向性低比重パーティクルボード	16
1.2.2 試験結果および考察	18
(a) アセチル化処理パーティクルボード	18
(b) 配向性低比重パーティクルボード	27
1.3 部分片振クリープ性能	31
1.3.1 試験体および試験方法	31
1.3.2 試験結果および考察	33
1.4 要 約	37
第2章 木質床パネルの力学的耐久性	39
2.1 クリープ性能	39
2.1.1 試験体および試験方法	39
(a) 試験体	39
(b) 試験方法	39
2.1.2 試験結果および考察	41

(a)	静的試験	-----	41
(b)	クリープ試験	-----	41
(1)	破壊の進展	-----	41
(2)	たわみ変化と破壊	-----	42
2.2	曲げ疲労性能	-----	45
2.2.1	試験体および試験方法	-----	45
(a)	試験体	-----	45
(1)	ユニット置床	-----	45
(2)	縁甲床	-----	45
(3)	ボード釘着床	-----	46
(4)	ストレストスキンパネル床	-----	48
(b)	試験方法	-----	48
2.2.2	試験結果および考察	-----	51
(a)	ユニット置床	-----	51
(1)	静的試験	-----	51
(2)	疲労試験	-----	51
(b)	縁甲床	-----	53
(c)	ボード釘着床	-----	55
(d)	ストレストスキンパネル床	-----	58
(1)	静的試験	-----	58
(1) - 1	6点支持	-----	58
(1) - 2	2対辺単純支持	-----	60
(2)	疲労試験	-----	60
(2) - 1	破壊の進展	-----	60
(2) - 2	たわみ増加	-----	64
(2) - 3	疲労限度	-----	66
(2) - 4	疲労破壊とクリープ破壊	-----	68
2.3	要約	-----	69
第3章	木質壁パネルの力学的耐久性	-----	72

3.1	ストレートスキンパネルの水平せん断性能の評価	72
3.1.1	数値解析	72
3.1.2	対角線圧縮試験法と水平せん断試験法の 応力分布の比較と評価	72
(a)	解析方法	72
(b)	解析結果	75
(1)	対角線圧縮試験法(試験方法A)	75
(2)	タイロッドを設けない 水平せん断試験法(試験方法B)	75
(3)	タイロッドを設ける 水平せん断試験法(試験方法C)	77
(c)	考察	77
(1)	パネル端部における荷重の伝達	77
(2)	対角線方向の応力分布	79
(3)	パネルの強度と応力分布	80
3.1.3	水平せん断試験法における栈木の影響	82
(a)	解析方法	82
(b)	解析結果および考察	84
(1)	縦・横栈木パネルおよび 節かいパネルの主応力	84
(2)	縦・横栈木および 節かいパネルのせん断応力	93
(3)	縦・横栈木パネルの変形量	93
(4)	節かいパネルの変形量	94
3.2	パーティクルボード壁体の水平せん断疲労性能	95
3.2.1	試験方法	95
(a)	試験体および支持条件	95
(b)	変位測定法および荷重条件	96
3.2.2	試験結果および考察	100
3.3	要約	105

総括	-----	107
謝辞	-----	110
文献	-----	111

結 言

近年、住宅に要求される性能は、住宅構法および生活スタイルの急激な変化に伴って、大きく変化しつつある。しかし、基本的には、構造の安全性と耐久性は、住宅に要求される性能のうち、必要不可欠なものである。これらの性能を十分備えた住宅をつくるためには、住宅を構成している各部材についての力学的耐久性を明らかにし、弱点を改良し、力学的耐久性に優れた部材を開発することが必要である。

プレハブ住宅などの重要な構成部材である木製の枠組に合板などの面材料を張った木質構成パネルについては、耐力的な研究が先行し、力学的耐久性に関するそれについては、未だ十分とは言えない。そのため、力学的耐久性を明らかにすることが必要と考えられるが、その際、構成する平面材料の性質が、パネルの力学的耐久性を左右する重要な因子となる。特に、クリープ特性は、パネルを床材料として用いる場合の最も重要な因子と考えられる。面材料として多用される合板、パーティクルボード、ファイバーボードのクリープ性能については、これまでに水分平衡下^{1)~14)}、水分非平衡下^{15)~25)}における挙動についての基本的な知見が多く報告されている。また、力学的耐久性のうち、クリープと同様に重要と考えられる性質は、歩行などにより繰返し与えられる荷重に対する性能、すなわち、疲労特性である。疲労性能については、これまでに小試験体について幾つかの試験が行なわれ、疲労限度の静的強度に対する比などについて報告されている^{26)~28)}。これらの研究結果は、それぞれの木質平面材料の力学的耐久性に1つの指標を与えるものとして貴重なものであるが、最近新たに開発された諸材料、特に、新しい接着剤や化学加工された木製エレメントを用いて製造された諸材料に、これらの結果が適用できるかどうかについては明らかではない。また、これら木質平面材料を用いた木質パネルについては、数多くの構造耐力性能^{29)~39)}などが報告されており、さらに、木質床パネルについては、クリープ性能^{10)、40)~42)}や曲げ疲労性能⁴³⁾が報告され、徐々にその力学的耐久性に関するデータが集積されてきた。

地震や台風に対して住宅構造の安全性確保に最も重要な働きをする木質壁パネルの力学的特性、特に、耐力性能については、多くの概説^{44)~49)}が見られる。その水平せん断耐力性能^{50)~79)}については、数多くの研究がなされており、パネルの構成と耐力の関係は、ほぼ解明されていると考えられる。しかし、力学的耐久性、特に、繰返し荷重に対する安全

性については、実験データが少なく、木質パーティクルを要素とした成形壁パネルなどの新しい構成のパネルの力学的耐久性については、ほとんど明らかになっていない。

一方、有限要素法^{80~85)}による構造解析の手法が、電子計算機の普及とともに変形や応力の解析の主流をなすようになってきた。また、その汎用プログラム^{86~93)}が、大型計算機センターなどにプログラム・ライブラリとして利用されるようになり、種々の形の要素を自由に組み合わせて構造をモデル化し、構造物の変形や応力を解析することができるようになってきた。したがって、上記木質構成パネルの静的な力学的挙動についても、有限要素法を用いて容易に解析できることが期待される。しかし、この汎用プログラムは、等方性材料の2次元薄膜要素や3次元固体要素などによる連続体の解析^{94~97)}のためのもので、木質壁パネルのように異方性で複合化されたパネルの水平せん断性能などを解析するには、プログラムの大幅な変更が必要である。これまでに、種々のアイデアによってプログラムが作られ、外力に対する壁パネルの変形挙動が数値的に求められており^{98~100)}、本研究においても、この手法は実験データの解析に有効と考えられる。

本研究は、このような背景のもとに、木質構成パネルの力学的耐久性に関して、静的継続荷重、動的繰返し荷重およびそれらの組み合わせ荷重など、これまであまり手がけられていなかった荷重条件下における変形や疲労度を調べ、その結果の考察に必要なパネル内の応力や、変形の分布を明らかにするために行なった一連の研究の結果を取りまとめたものである。

第1章では、最近木質系構成床パネルの面材料として用いられている各種木質ボード類の小試験体について、クリープ試験および部分片振クリープ試験を行ない、それらの耐久性を明らかにするとともに、耐久性におよぼすパーティクルの配向効果、水分非平衡の影響などを詳細に検討した。

第2章では、面材に合板やパーティクルボードを用いたストレススキンパネル床のクリープ試験、ユニット置床、縁甲床、ボード釘着床、およびストレススキンパネル床の繰返し曲げ荷重による疲労試験を行ない、破壊の進展順序、クリープ特性、および疲労特性を明らかにした。

第3章では、2、3の代表的な木質構成壁パネルについて、荷重や支持の条件によって、また、栈木の配置によって生ずるひずみの分布状態がどのような特性をもっているかを有限要素法を用いて数値解析し、同時に行なった実大パネルの力学的耐久性試験における変形や破壊の発生状況との関連性を検討した。

以上のように、本論文は、木質構成パネルの面材料の継続荷重や繰返し荷重およびそれらの複合荷重のもとにおける耐久性能を明らかにし、それと枠材および栈木との複合による床パネルや壁パネルについてクリープ特性や疲労特性を明らかにすることにより、木質構成パネルの力学的安全性を論じたものである。ここに得られた結果が、建築および材料分野におけるこの種の木質構成パネルの設計に資するところがあれば幸甚である。

第1章 木質平面材料の力学的耐久性

木質構成床パネルのクリープ特性を解明する場合、その面材として用いられる木質ボードのクリープ特性を前もって明らかにする必要がある。また、継続荷重が負荷されている上に、居住者の歩行による繰返し荷重が作用する場合も考えなくてはならない重要な問題である。

本章では、最近木質構成床パネルの面材として用いられている各種木質ボード類の小試験体についてのクリープ試験（長期継続荷重試験）を、水分平衡下および非平衡下で行ない、その性能を検討した。さらに、部分片振クリープ試験を行ない、木質平面材料に継続荷重と繰返し荷重を重複的に負荷した場合のたわみ増加と強度性能により、その性能を検討した。

1. 1 水分平衡下のクリープ性能¹⁰¹⁾

1. 1. 1 試験体および試験方法

(a) 低比重パーティクルボード

最近開発され、実用化の段階に入っているウレタン系樹脂接着剤（郡栄化学工業¹⁰²⁾製、UL-4800）を使用して成板された厚さ30mmの市販低比重パーティクルボードをクリープ試験に供した。その平均気乾比重は0.37、平均曲げヤング係数（MOE）は1.63GPa、平均曲げ破壊係数（MOR）は5.16MPaであった。1,800mm×900mmの各基板1枚より、寸法1,000mm×50mm×30mmの試験体を17体作製し、内9体を静的曲げ試験に、8体をクリープ試験に供した。試験は、支点間距離900mm、荷重点間距離300mmの4点荷重方式により行ない、2荷重点間の中央たわみを1/100mm精度のダイヤルゲージを用いて測定した。

静的曲げ試験により求めたMOEとMORの一次回帰式（図1-1）に、クリープ試験体のMOE（比例限度荷重以下の軽い負荷20Nで測定）を代入して算出した推定静的最大破壊荷重の10%～80%（10%間隔）の荷重を負荷して、クリープ試験を行なった。荷重比10%～50%の範囲では、図1-2に示したように、試験体を連続的に釣り下げて負荷した。60%以上では、クリープ破壊が生じる可能性を考慮し、1体ずつ負荷した。各荷重比における試験体数は3体で、荷重継続時間は10⁵分であった。なお、試験環境条件は、温度20

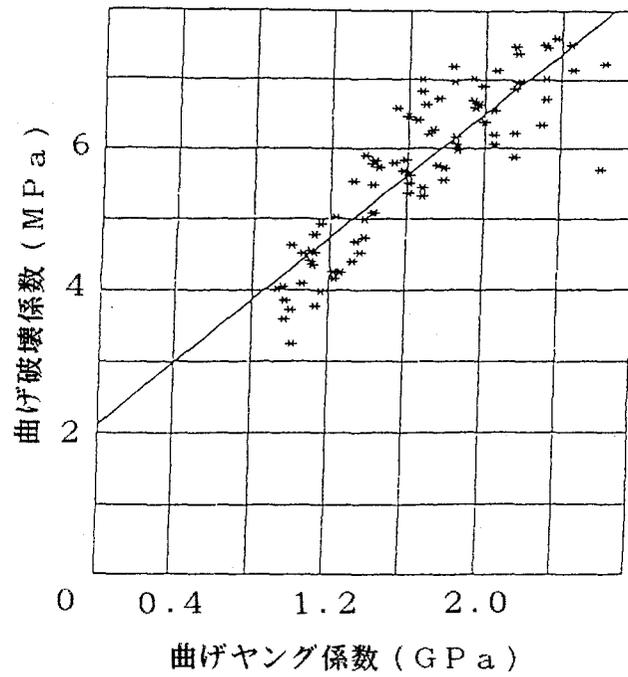


図1-1 低比重パーティクルボードの曲げ破壊係数(MOR)と曲げヤング係数(MOE)の関係
 1次回帰式： $MOR (MPa) = 2.2 MOE (GPa) + 2.1$
 標準偏差：0.56

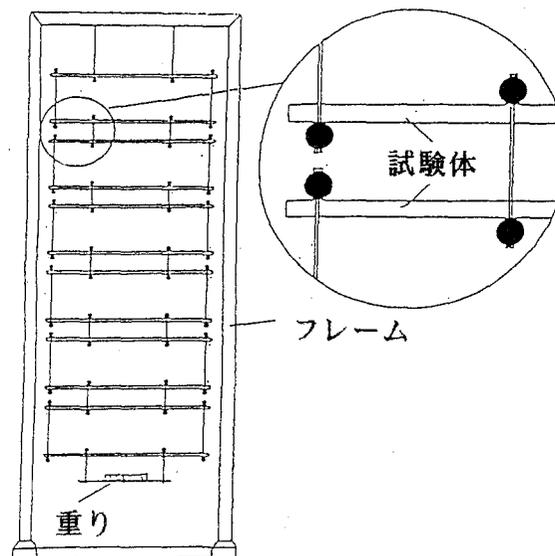


図1-2 クリープ荷重負荷方法

℃～25℃、相対湿度55%～60%であった。

(b) 配向性パーティクルボード

ラワン材 (*Shorea* spp.) デイスクフレーク (平均寸法 25mm×2.5mm×0.6mm) にユリア・メラミン共縮合樹脂接着剤 (固形分重量比12%) を噴霧した後、手まきによりマットフォーミングを行なった。配向性パーティクルボードの場合には、木研式手まき静電場配向装置 (電場強さ 4 kv/cm) を用い、表層に向かって連続的にパーティクルの配向度を高めたマットフォーミングを行なった^{10,2)}。温度 120℃、圧縮圧 3 MPaで2分間、その後 1 MPaで4分間熱圧し、寸法 400mm×350mm×6mm、気乾比重0.74の配向性ボード10枚、ランダムボード5枚を成板した。これらより、寸法 380mm×40mm×6mm の試験体を、配向性パーティクルボードでは、配向方向および直交方向各々35体、ランダムパーティクルボードでは、35体作製した。

試験は、支点間距離 340mm、荷重点間距離85mmの4等分点4点荷重方式により行なった。2荷重点間の中央たわみを1/100mm精度のダイヤルゲージを用いて測定した。各ボードの20試験体を静的曲げ試験に供し、MOEおよびMORを求め、配向方向と直行方向の曲げ性能の比、すなわち、配向比を算出した (表1-1)。ランダムボードに対する配向比はMOEで2.2倍、MORで1.6倍に達した。配向ボードおよびランダムボードのMOEとMORの関係を図1-3に示した。MOEとMORには、配向方向、ランダム、直交方向の各プロットを回帰する直線関係が認められた。図1-3のMOEとMORの一次回帰式に、クリープ試験体のMOE (比例限度荷重以下の軽い負荷20Nで測定) を代入して算出した推定最大破壊荷重の10%～70% (10%間隔) の荷重を負荷して、クリープ試験を行なった。荷重比10%～50%では、連続的に試験体を釣り下げ (図1-2)、60%と70%では、クリープ破壊の生じる可能性を考慮し、1体ずつ負荷した。各荷重比における試験体は各

表1-1 配向性パーティクルボードの静的曲げ強度性能およびその配向比

	配向性パーティクルボード		ランダム パーティクル ボード (R)	配 向 比	
	配向方向 (//)	直交方向 (⊥)		// ⊥	// R
平均MOE (GPa)	10.5	1.7	4.7	6.2	2.2
平均MOR (MPa)	41.7	12.0	26.1	3.5	1.6

MOE : 曲げヤング係数、MOR : 曲げ破壊係数

々1体で、荷重継続時間は 10^5 分であった。なお、試験環境条件は、温度 20°C 、相対湿度60%であった。

1. 1. 2 試験結果および考察

(a) 低比重パーティクルボード

図1-4に、各荷重比におけるクリープたわみ曲線（3体の平均値）を示した。荷重比

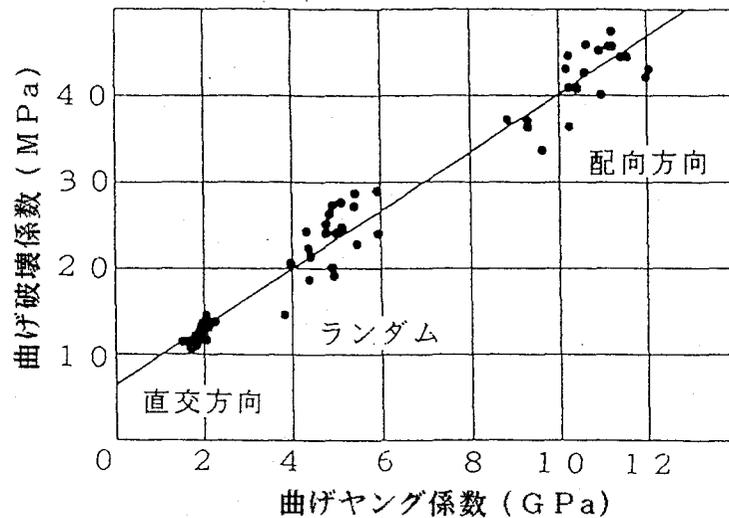


図1-3 配向性パーティクルボードの曲げ破壊係数と曲げヤング係数の関係

直交方向：配向性パーティクルボード直交方向

配向方向：配向性パーティクルボード配向方向

ランダム：ランダムパーティクルボード

$$1 \text{ 次回帰式: } \text{MOR (MPa)} = 3.4 \text{ MOE (GPa)} + 6.4$$

標準偏差：2.4

MOE：曲げヤング係数、MOR：曲げ破壊係数

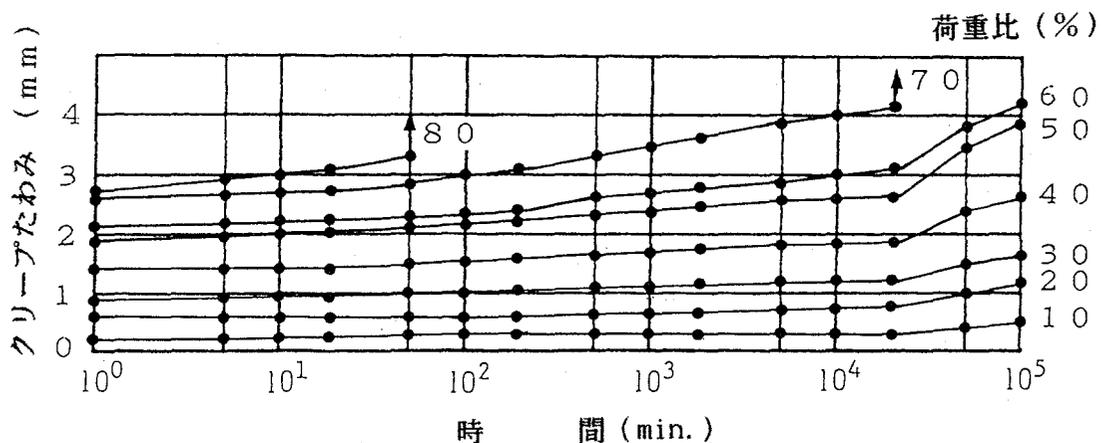


図1-4 低比重パーティクルボードのクリープたわみ曲線

荷重比：推定静的最大破壊荷重に対する継続荷重の比 (%)

の増大とともに、たわみの増加割合は増加した。10⁵分経過後破壊しなかった荷重比10%~60%でのたわみ増加割合は、2万分(2×10⁴分)付近から大きくなった。荷重比80%では、3体とも60分、150分、12,000分後に破壊し、70%では、2体が31,000分、62,000分後に破壊した。10⁵分後におけるクリープ限度は、荷重比と継続時間の関係より、荷重比67%と推定された。したがって、継続時間を10年として単純に外そうすると、クリープ限度は60%と推定した。なお、10⁵分負荷後クリープ破壊しなかった試験体については静的曲げ試験を行ない、推定曲げ強度と比較したが、曲げ強度の低下は認められなかった。

初期たわみ δ_0 に対する、時間 t 後のクリープ変形($\delta_t - \delta_0$)の割合をクリープたわみ比 ψ と定義した。

$$\psi = \{(\delta_t - \delta_0) / \delta_0\} \times 100 \quad \text{----- (式 1-1)}$$

ψ : クリープたわみ比(%)

δ_t : 時間 t におけるたわみ(mm)

δ_0 : 初期たわみ(mm)

図1-5に、荷重比10%~50%におけるクリープたわみ比を平均値で示した。各荷重比におけるクリープたわみ比は、クリープたわみの場合と同様、2万分(2×10⁴分)付近より急激に増加した。

(b) 配向性パーティクルボード

図1-6~8に、配向性パーティクルボードとランダムパーティクルボードのクリープたわみ曲線を示した。同じ荷重比で比較すると、配向性ボードの配向方向のたわみは、ランダムボードのその70%~80%、配向性ボード直交方向のその40%~50%の低い値を示した。ちなみに、配向性ボードの配向方向、直行方向、およびランダムボードの10⁵分後におけるクリープ限度は、それぞれ静的曲げ強度の55%、65%、および60%と推定された。低比重パーティクルボードの結果(67%)を含めると、10⁵分後のクリープ限度が、静的曲げ強度の60%前後の範囲(±5%)にあることが明らかになった。

図1-9~11に、荷重比10%、30%、および50%のクリープたわみ比(1.1.2(a)の式1-1参照)を示した。配向性ボード直交方向のクリープたわみ比は、配向方向のそれより大きく、その差異は、時間経過とともに大きくなった。たとえば、荷重比10%では、100分位から差異が顕著になるのに対し、30%および50%では、10分位から差異が生じた。クリープたわみ比が10⁵分で50%に達するときの荷重比を比較すると、配向性ボード配向方向のそれは50%であるのに対し、ランダムボードのそれは30%、配向性ボード直交方向

のそれは10%以下の値となった。また、ランダムボードのクリープたわみ比は、荷重比の増大とともに配向性ボード直交方向のそれに近付く傾向が認められた。

図1-12に、 10^5 分後におけるクリープたわみ比と荷重比の関係を示した。いずれの場合も荷重比の増加とともにクリープたわみ比が増加する傾向が認められるが、配向方向のクリープたわみ比は、ランダムおよび直交方向のそれらの各々1/2および1/3の荷重比と同程度であると推定された。

以上のように、配向性ボードのクリープ性能は、同じ荷重比で比較すると、ランダムボードより少ないクリープたわみを示し、そのクリープたわみ比は、ランダムボードの約1

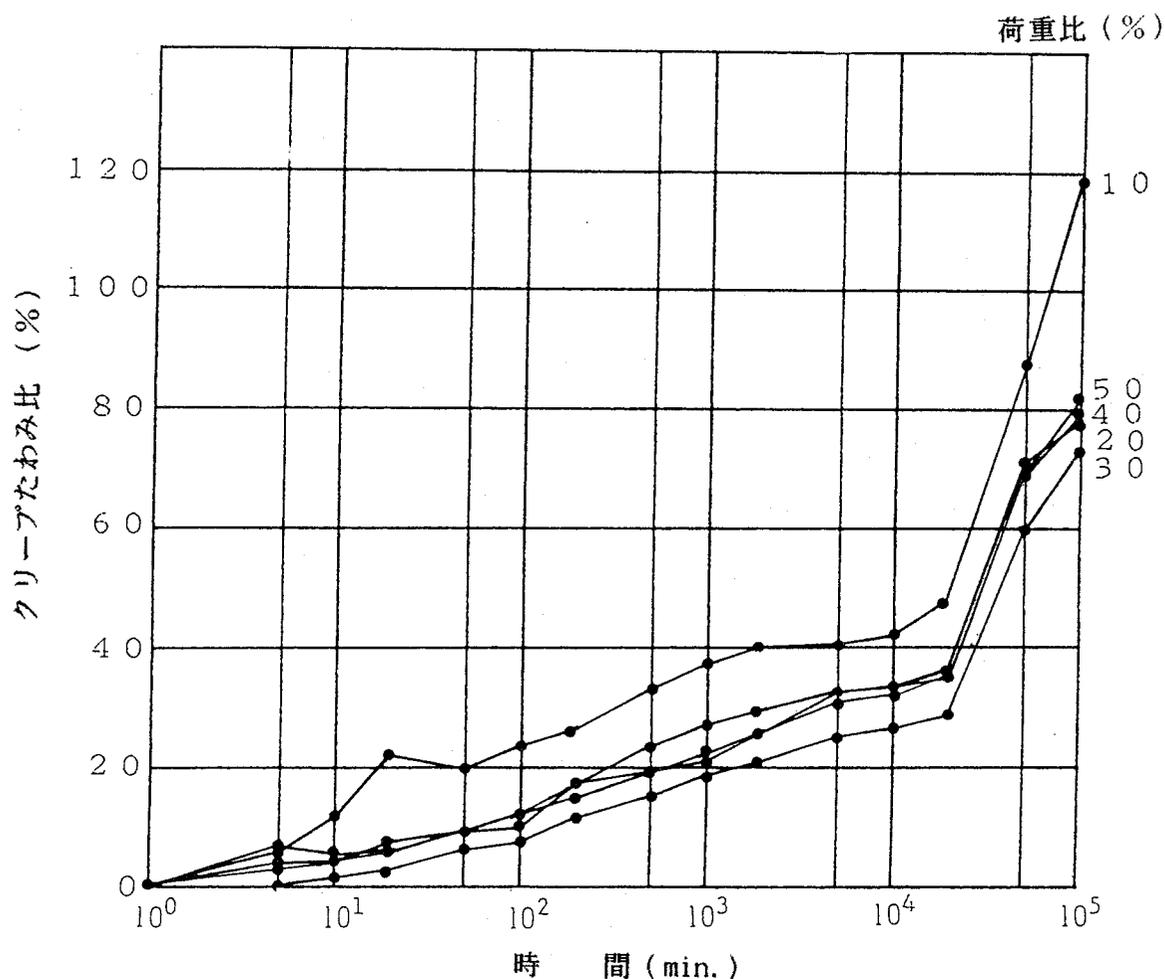


図1-5 低比重パーティクルボードの荷重比10%、20%、30%、40%、および50%各3体の平均のクリープたわみ比曲線

$$\psi = (\delta_t - \delta_0) / \delta_0 \times 100$$

ψ : クリープたわみ比 (%)

δ_t : 時間 t におけるクリープたわみ (mm)

δ_0 : 初期たわみ (mm)

荷重比 : 図1-4 参照

／2の荷重比のそれと同程度となった。このことは、パーティクルの配向によりMOEおよびMORが増大するのみならず、クリープ性能も向上するものと考えられた。

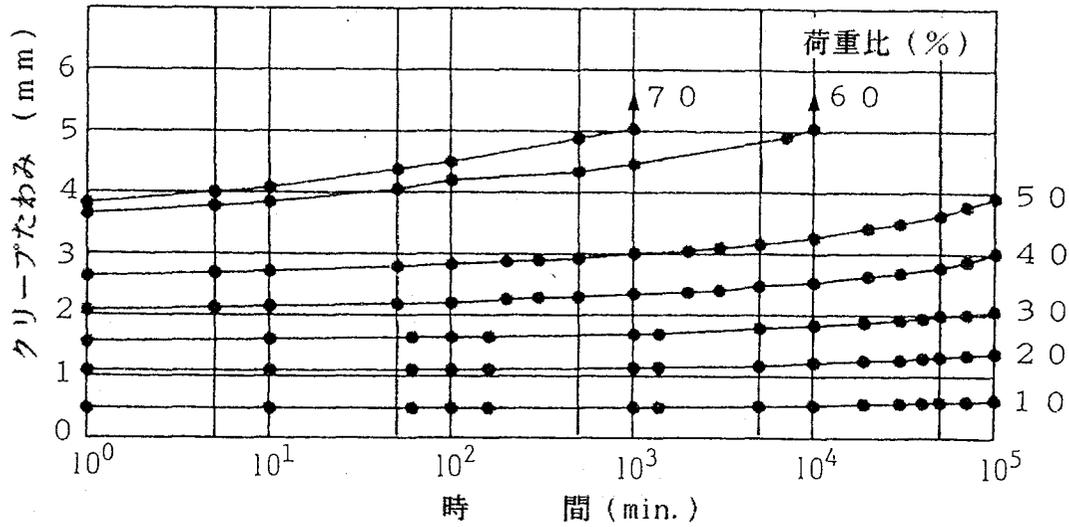


図1-6 配向性パーティクルボード（配向方向）のクリープたわみ曲線
荷重比：図1-4参照

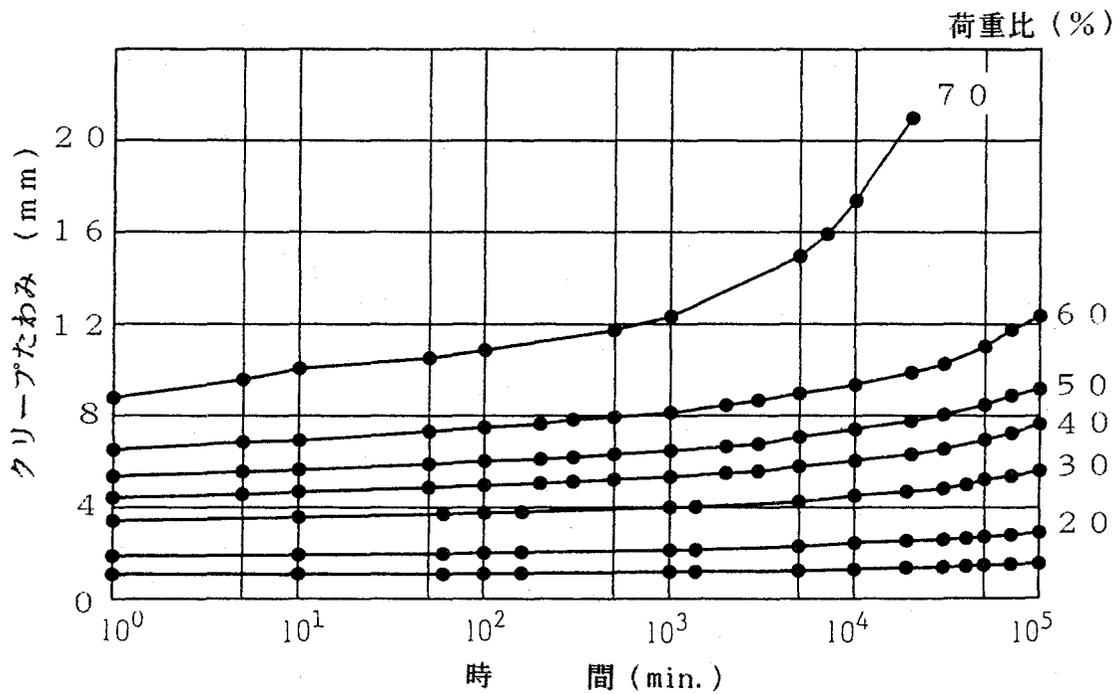


図1-7 配向性パーティクルボード（直交方向）のクリープたわみ曲線
荷重比：図1-4参照

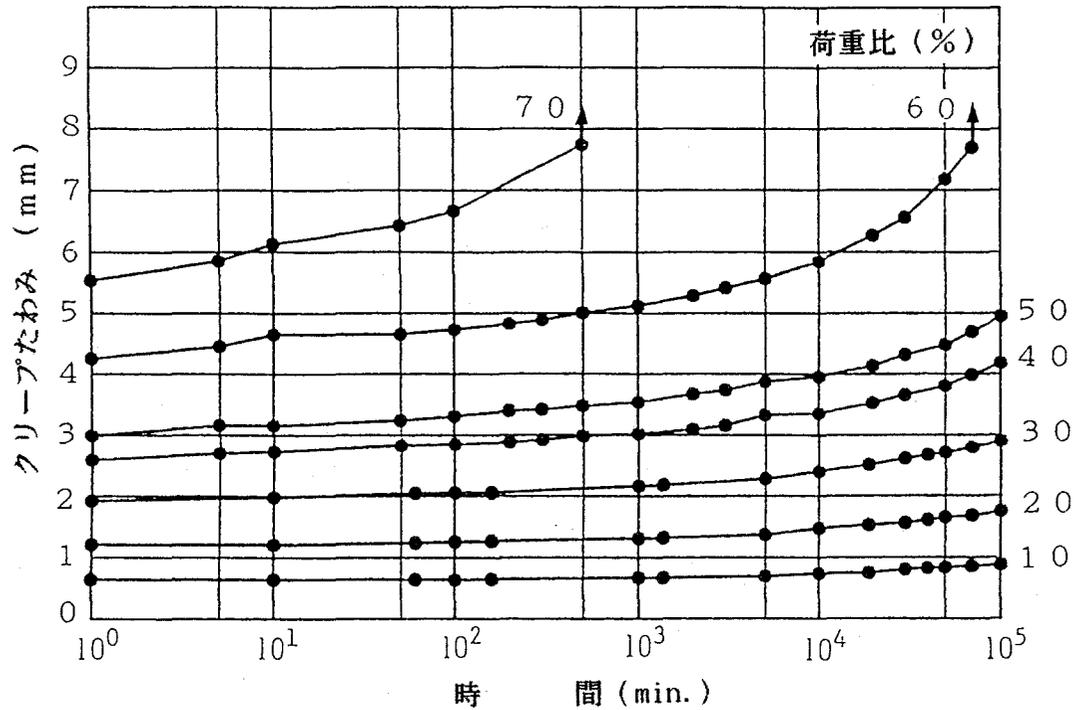


図1-8 ランダムパーティクルボードのクリープたわみ曲線
荷重比：図1-4 参照

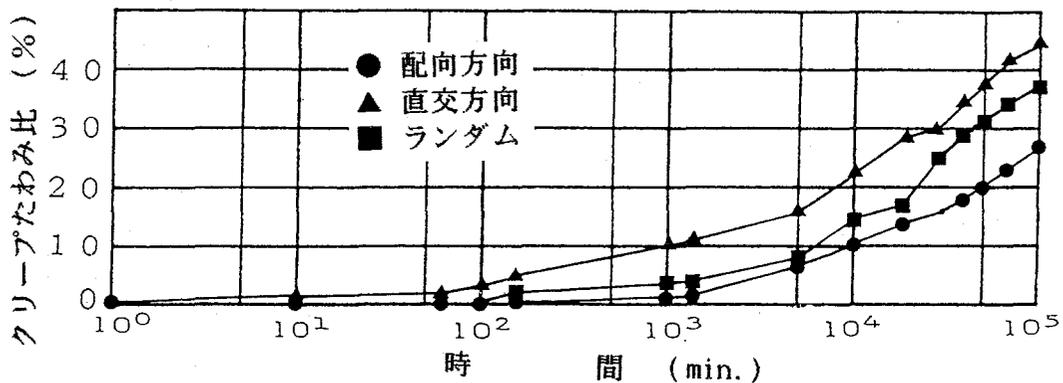


図1-9 配向性およびランダムパーティクルボードの
荷重比10%におけるクリープたわみ比曲線
荷重比：図1-4、クリープたわみ比：図1-5 参照

比較のため、図1-13に、荷重比50%の場合の低比重パーティクルボード、配向性パーティクルボード（配向方向）、および市販構造用パーティクルボード（12mm厚、フェノール樹脂接着剤、気乾比重0.75、荷重点間 250mmの4等分点4点荷重）のクリープたわみ比を示した。市販構造用ボードのクリープたわみ比は、配向性ボードのそれより大きく、一方、低比重ボードのそれは、2万分（ 2×10^4 分）近辺までは市販構造用ボードのそれと同程度であったが、それ以降急激に増加し、 10^5 分後において配向性ボードのそれの約2倍

となった。これは、低比重ボードの2万分(2×10^4 分)以後のクリープたわみの急激な増加に起因すると考えられる。その要因を究明し、改善を計ることは今後検討すべきであるが、配向性ボードの配向方向では、クリープたわみを抑制する効果があることが明らかとなった。

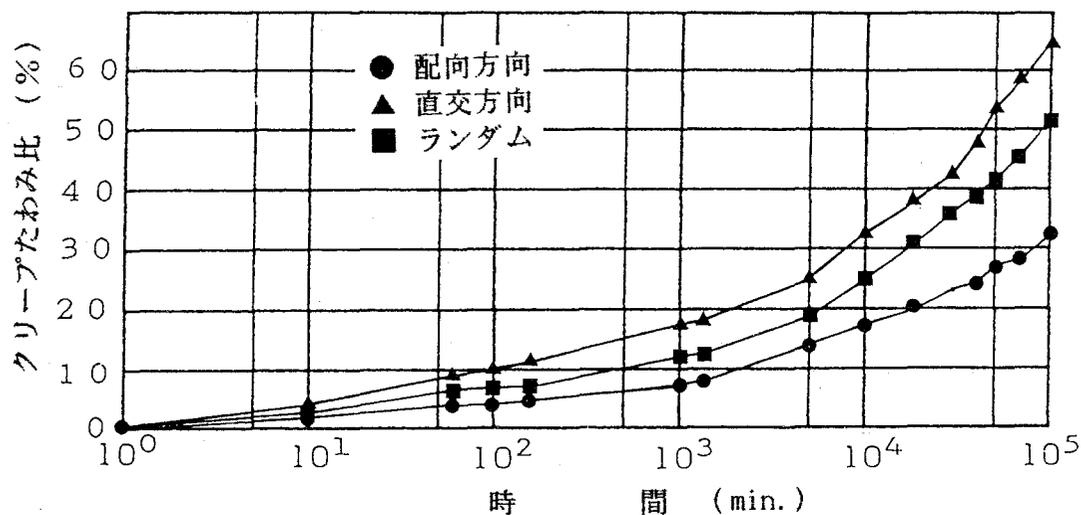


図1-10 配向性およびランダムパーティクルボードの荷重比30%におけるクリープたわみ比曲線
荷重比：図1-4、クリープたわみ比：図1-5参照

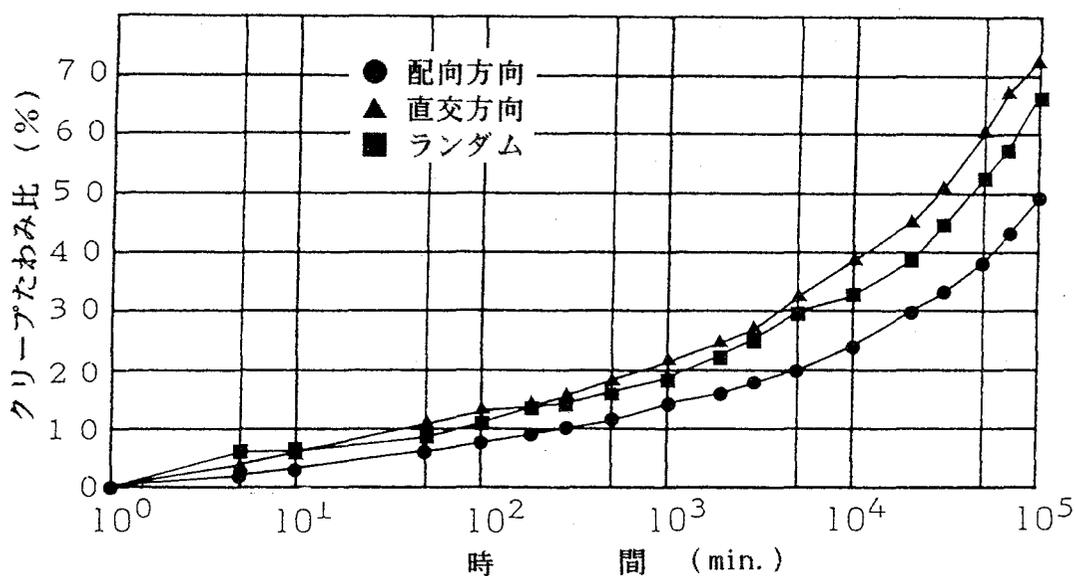


図1-11 配向性およびランダムパーティクルボードの荷重比50%におけるクリープたわみ比曲線
荷重比：図1-4、クリープたわみ比：図1-5参照

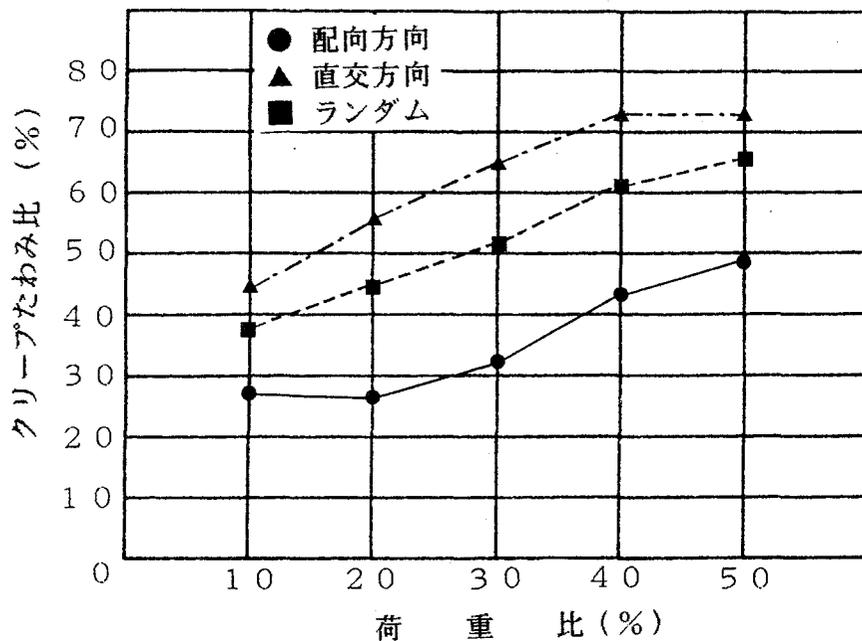


図1-12 継続荷重時間 10^5 分における配向性パーティクルボード
配向方向、直交方向、およびランダムパーティクルボード
各々のクリープたわみ比と荷重比の関係
荷重比：図1-4、クリープたわみ比：図1-5参照

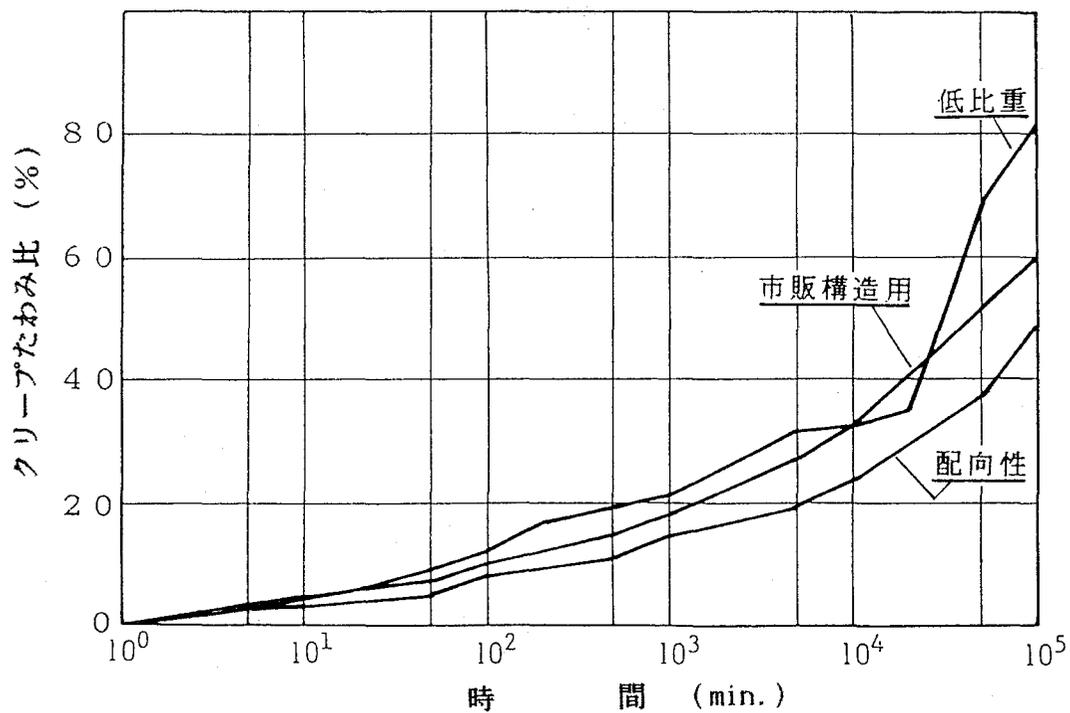


図1-13 低比重パーティクルボード、配向性パーティクルボ
ード（配向方向）、および市販構造用パーティクル
ボードの荷重比50%におけるクリープたわみ比曲線
荷重比：図1-4、クリープたわみ比：図1-5参照

1. 2 水分非平衡下のクリープ性能¹⁰³⁾

熱帯産早生樹の1つであるアルビチア材 (*Albizia falcata* Backer) を用いたパーティクルボードは、寸法安定性とはく離強度に問題があるものの、パーティクルボード用の原材料としては、比較的適していると報告されている¹⁰⁴⁾。

最近、無水酢酸によるパーティクルのアセチル化処理が、ボードの膨張性と吸湿性を大きく抑制する手段として有効であると報告されている^{105~109)}。また、重量増加率20%のアセチル化処理パーティクルを原料として製造されたパーティクルボードでは、使用した接着剤がフェノール樹脂およびイソシアネート樹脂の場合、厚さ膨張率が30日の水中浸せき後ともに4%にすぎず、無処理の場合の20%および30%よりかなり低い値となり、極めて高い寸法安定性が得られ、また、常態のMOEとMORが無処理より20%~25%低い値となったが、湿潤状態では同程度以上となり、残存率も無処理より30%高い80%となったと報告されている¹¹⁰⁾。

ここでは、アセチル化処理が、水分非平衡下におけるクリープ性能におよぼす影響を検討した。また、配向性低比重ラワンパーティクルボードの水分非平衡下におけるクリープ性能についても検討した。なお、気乾比重 0.4の低比重パーティクルボードのMORは、常態で10MPa、湿潤状態で5 MPaとなった。また、乾湿繰返し(1日サイクル)23日後の厚さ膨張率は、5%と低い値を示したと報告されている¹¹¹⁾。

1. 2. 1 試験体および試験方法

(a) アセチル化処理パーティクルボード

含水率4%のアルビチアリングフレークを無触媒で120℃の無水酢酸中に一定時間漬せき後、水洗、乾燥し、アセチル化処理を行なった。アセチル化によるフレークの重量増加率(WPG)は、5%、12%、および20%であった。

含水率12%の無処理フレークと4%のアセチル化処理フレークを使用して、寸法350mm×400mm×12mmのパーティクルボードを成板した。接着剤として、フェノール樹脂(PF)、ユリア・メラミン樹脂(UMF)、イソシアネート樹脂(IC)の3種類を使用した。パーティクルに接着剤(固形分重量比8%)を噴霧し、フォーミング後、初期圧締圧2 GPa、PFおよびUMFでは温度130℃、ICでは160℃で30秒間熱圧し、その後2次圧締圧1 GPaで成板した¹¹⁰⁾。総熱圧時間は、PFおよびUMFでは7分、ICでは3.5分間

であった。ボードの気乾比重は、0.43~0.50であった。

各ボードより試験体(320mm×50mm×12mm)を作製し、各試験体の片端より長さ30mmの試片を切断し、両幅方向側面をパラフィンでシールし、クリープ試験中の試験体の厚さ変化と含水率変化を測定するための試験体とした。残りの290mmの各試験体をクリープ試験に供した。クリープ試験に先立ち、3点曲げ試験(支点間距離240mm)により、比例限度荷重以下の軽い荷重(20N)を負荷して各試験体のたわみを測定し、MOEを算出した。得られたMOEを静的曲げ試験の結果より得られたMOEとMOR(表1-2)の1次回帰式に代入することにより、各クリープ試験体の推定最大破壊荷重を算出した。

支点間距離240mmの2点支持中央集中荷重方式でクリープ試験を行なった。たわみは、電気式ダイヤルゲージ(1/100mm精度)を用いて設定時間間隔で計測した。クリープ試験装置は、図1-14に示したように、全面を耐水フィルムで被った。高相対湿度条件維持の

表1-2 アセチル化処理パーティクルボードの静的曲げ強度性能

接 着 剤	W P G (%)	S G	MOE (GPa)	MOR (MPa)
I C	0 ^{a)}	0.46	3.45	26.60
	5 ^{b)}	0.44	2.91	17.96
	12 ^{b)}	0.46	2.76	17.82
	20 ^{b)}	0.50	2.97	21.91
P F	0 ^{a)}	0.45	3.03	19.11
	5 ^{b)}	0.50	3.70	26.14
	12 ^{b)}	0.50	3.51	23.66
	20 ^{b)}	0.51	2.88	18.74
U M F	0 ^{c)}	0.43	2.67	15.65

a): 8試験体の平均、b): 3試験体の平均、c): 4試験体の平均

WPG: アセチル化処理による重量増加率

I C: イソシアネート樹脂接着剤

P F: フェノール樹脂接着剤

UMF: ユリア・メラミン樹脂接着剤

S G: 気乾比重

1次回帰式: $MOR (MPa) = 9.8MOE (GPa) - 9.47$ 標準偏差: 1.9

ために加湿器を使用し、相対湿度および温度変化を自記温湿度計により記録した。最初に負荷した荷重の大きさは、各試験体の推定破壊荷重の10%（荷重比）とした。まず、25%～45%の低相対湿度の条件で負荷を与え、1時間後に加湿器を用いて約100%の高相対湿度条件を与え、2日間静置した後、加湿器を止め、耐水フィルムを開放して2日間低相対湿度とした。乾湿3サイクル（12日）後、荷重比を15%に増大して4サイクル（16日）行ない、除荷後クリープたわみ回復を測定するため乾湿サイクルを4回繰返した。なお、1サイクルは、高相対湿度2日とそれに引き続く低相対湿度2日とした。クリープ試験中およびクリープたわみ回復試験中の各サイクル後、モニター試片の厚さ、幅、重量を測定した。このデータをもとに、クリープ試験中の試験体のクリープコンプライアンスと含水率を計算した。クリープたわみ回復測定20日後、静的曲げ試験およびはく離強さ試験を行ない、強度性能を求めた。なお、試験装置の試験可能な試験体数に制限があったため、クリープ試験は2回に分けて行なった。1回目を試験1、2回目を試験2とした。

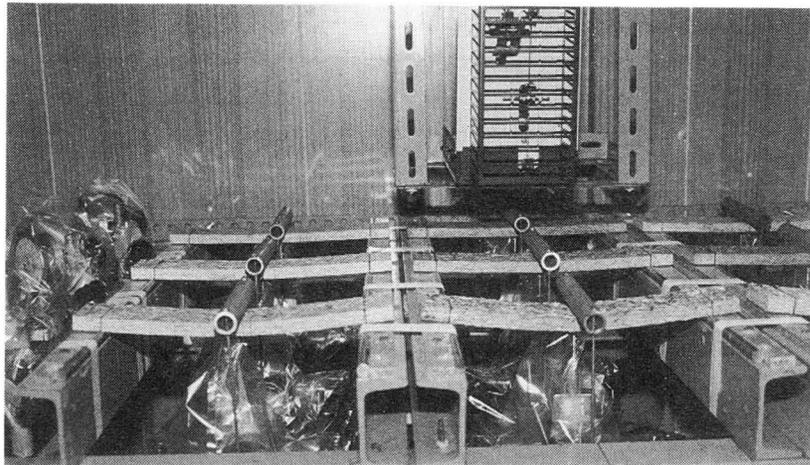


図1-14 水分非平衡下のクリープ試験装置

(b) 配向性低比重パーティクルボード

ラワン材 (*Shorea* spp.) リングフレークにイソシアネート樹脂接着剤（郡栄化学工業^(株)製、UL-4811）を噴霧（固形分重量比10%）し、4 kv/cmの電場強さのもとで配向性パーティクルマットをフォーミングした。成板の温度は160℃とし、圧縮圧は、8 mm厚の場合、3 GPaで30秒、1.5 GPaで105秒、したがって、総熱圧時間は135秒であった。一方、15 mm厚の場合、2.94 GPaで30秒、1.47 GPaで210秒、したがって、総熱圧時間は245秒間であった。得られた配向性低比重パーティクルボードの気乾比重は0.5～0.6であった。

厚さ8mmおよび15mmの各ボードより、配向性パーティクルボードの配向方向および直交方向の試験体(310mm×50mm)各々27体および36体、さらに、これらと同一条件で成板したランダムパーティクルボードの長さ方向および幅方向とも各々30体を得た。各試験体の片端より長さ30mmを切断し、その両幅方向側面をパラフィンでシールして、クリープ試験中のクリープ試験体の厚さ変化と含水率変化を測定する試験体に用いた。残りの280mmの各試験体をクリープ試験に供した。支点間距離240mmの2点支持中央集中荷重方式でクリープ試験を行ない、たわみを電気式ダイヤルゲージ(精度1/100mm)により設定時間間隔で記録した。配向性パーティクルボードの配向方向および直交方向について8mmおよび15mm厚さの各々の試験体を18体、ランダムパーティクルボードの長さおよび幅方向について各々12体を静的曲げ試験に供し、MOEおよびMORを求め(表1-3)、クリープ試験体のMOE(比例限度荷重以下の軽い負荷20Nで測定)をその1次回帰式に代入して推定最大破壊荷重を算出した。なお、配向ボードの配向方向強度は、ランダムボードのそれと大差なく、配向による強度向上はあまり認められなかった。

表1-3 配向性低比重パーティクルボードの静的曲げ強度性能

パーティクルボードの種類		S G	MOE (GPa)	MOR (MPa)
8mm厚さの配向性 パーティクルボード	配向方向	0.59	4.08	26.58
	直交方向	0.58	2.02	19.87
15mm厚さの配向性 パーティクルボード	配向方向	0.43	3.20	21.26
	直交方向	0.49	1.63	14.87
15mm厚さのランダムパーティクルボード		0.58	3.08	23.98

1次回帰式(配向方向): $MOR (MPa) = 7.5MOE (GPa) - 2.8$ 標準偏差: 1.9

1次回帰式(直交方向): $MOR (MPa) = 10.0MOE (GPa) - 1.1$ 標準偏差: 0.6

1次回帰式(ランダム): $MOR (MPa) = 8.9MOE (GPa) - 3.6$ 標準偏差: 1.8

15mm厚さのランダムパーティクルボードは、長さ方向と幅方向の総平均

クリープ試験装置の概要、相対湿度変動サイクル、モニター試験体の測定については、前節のアセチル化処理パーティクルボードの場合と同様であった。なお、除荷後のサイクル数は、3サイクルであった。図1-15に、クリープ試験中の相対湿度および温度変化を示したが、試験1および試験2とも高相対湿度は98%であり、低相対湿度は22%~37%で

あった。クリープたわみ回復測定_の20日後に、静的曲げ試験およびはく離強さ試験を行ない、強度性能を求めた。

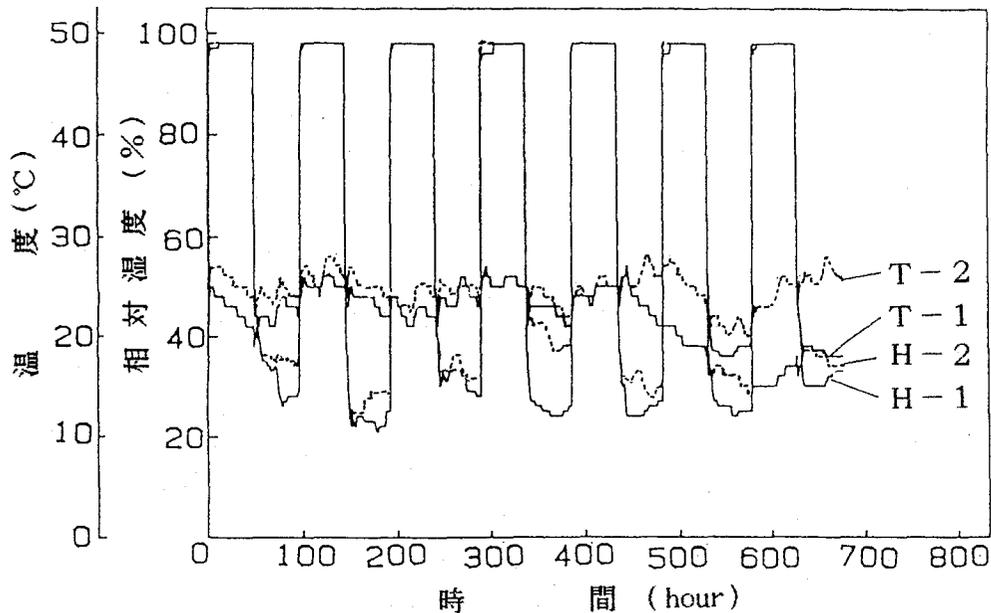


図1-15 配向性低比重パーティクルボードのクリープ試験中の相対湿度変化および温度変化
 H-1：試験1の相対湿度変化
 H-2：試験2の相対湿度変化
 T-1：試験1の温度変化
 T-2：試験2の温度変化

1. 2. 2 試験結果および考察

(a) アセチル化処理パーティクルボード

図1-16に、無処理パーティクルボードの厚さ膨張率変化を示した。図中点線と実線は、各々高相対湿度時と低相対湿度時の結果である。厚さ膨張率は、常態の寸法を基準に計算した。成板中に生じたパーティクルのコンプレッションセットと、パーティクル間の局部的接着破壊のため、各ボードの厚さの一部は回復せず、水分吸放湿サイクルにより膨張率が順次高くなった。図1-18に示したように、含水率変化量は、全ての高相対湿度時に同程度であったにもかかわらず、厚さ膨張率の増加は、第1回目の高相対湿度時に一番大きかった。吸放湿サイクル中に回復しなかったコンプレッションセットは、サイクル数の増加とともに緩やかに回復した。また、接着剤による差異を見ると、耐水性の相違やPFのアルカリ性による膨潤が原因で、UMFボード、PFボード、ICボードの順に厚さ膨張率が小さくなったと考えられた。

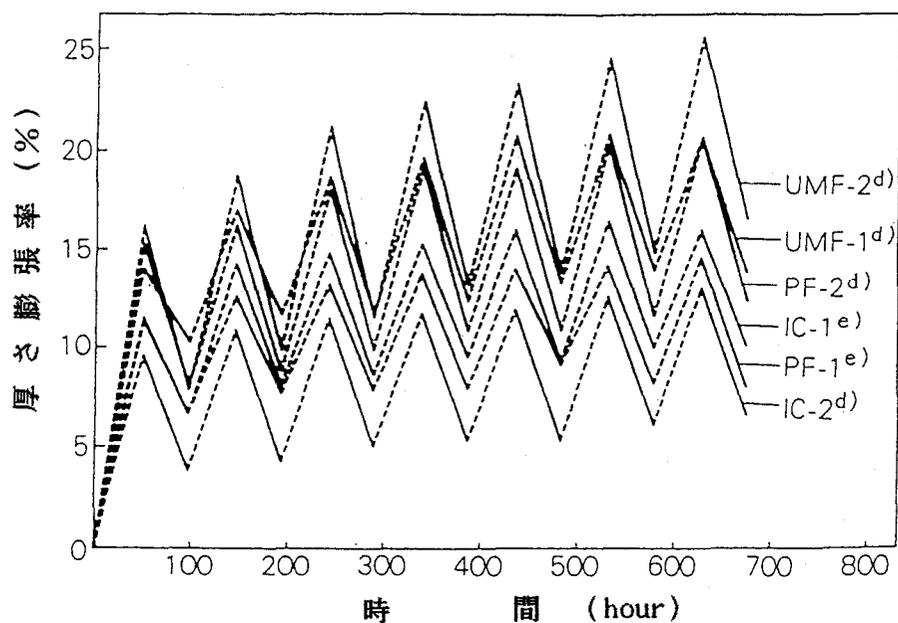


図1-16 各無処理パーティクルボードの厚さ膨張率変化
 d) : 1 試験体、e) : 2 試験体の平均
 1 : 試験1 (高相対湿度99%、低相対湿度50%)
 2 : 試験2 (高相対湿度98%、低相対湿度30%)
 UMF, PF, IC : 表1-2 参照

図1-17に、無処理パーティクルボードのクリープたわみ曲線を示した。クリープ試験中の温度および相対湿度の変化を図の下部に示した。実線と点線は、各々試験1と試験2の結果を示している。試験2の低相対湿度時の相対湿度は、試験1のそれより約20%低いが、高相対湿度時のそれは、両者とも同程度であった。全てのパーティクルボードに10%および15%の低い荷重比の負荷が与えられたとき、負荷後1時間の水分平衡下で生じたクリープたわみは極めて小さかった。しかし、第1回目の相対湿度増加時にクリープたわみは顕著に増加し、続く相対湿度減少時にはさらにたわみが増加した。その後の相対湿度サイクルにおいて、吸湿時にクリープたわみの部分的な回復が生じ、逆に、放湿時にクリープたわみが増加した。前節で述べた水分平衡下における低比重パーティクルボードおよび配向性パーティクルボードの荷重比10%でのクリープたわみと比較すると、水分吸放湿下のクリープたわみの増加が非常に大きいことが明らかとなった。荷重比を10%から15%に増加した後のたわみの変化は、荷重比10%の場合の傾向と同様であった。

図1-18に、無処理パーティクルボードの各サイクル後のクリープコンプライアンスおよび含水率変化を示した。クリープコンプライアンスは、第1回目の相対湿度増加時に顕

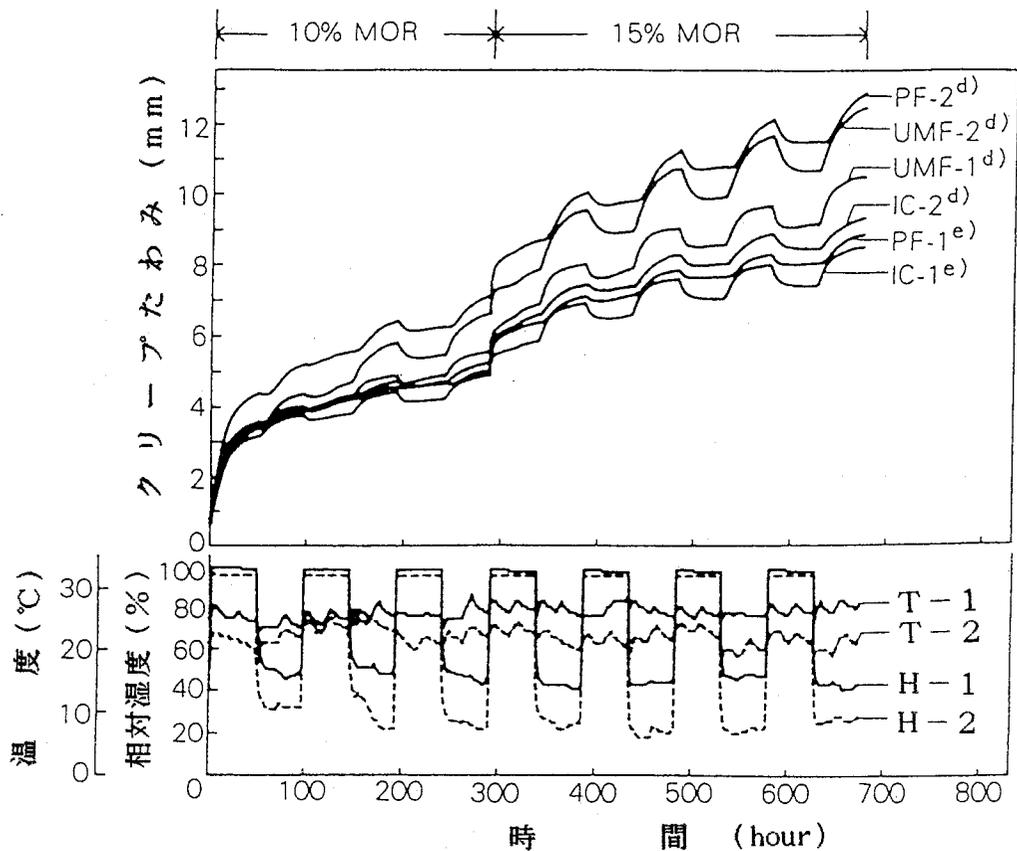


図1-17 無処理パーティクルボードのクリープたわみ曲線および
 クリープ試験中の温度(T)と相対湿度(H)変化
 10% MOR: 継続荷重は静的曲げ破壊荷重の10%を負荷
 15% MOR: 継続荷重は静的曲げ破壊荷重の15%を負荷
 PF, UMF, IC, d), e), 1, 2: 表1-2および図1-16参照

著に増加したが、続く相対湿度減少時には、UMFの場合を除き、わずかに減少した。クリープコンプライアンスは、第2回目以降の高相対湿度時には増加し、低相対湿度時に若干の低下を示した。その結果、クリープコンプライアンスは、水分吸放湿サイクル数の増加とともに緩やかに増加した。低相対湿度時に荷重比を15%に増加すると、クリープコンプライアンスはいったん減少し、次の高相対湿度時に顕著に増加した。その後のクリープコンプライアンスの変化は、荷重比10%の場合と同様の傾向を示した。クリープコンプライアンスは、UMFボード、PFボード、ICボードの順に低い値を示した。また、高相対湿度時のICボードの含水率は、PFボードおよびUMFボードのそれより低い値を示した。

木材および木質材料のクリープたわみは、一定含水率下の場合に比バ、含水率変化のある場合に顕著に増加することが知られている^{112, 113)}。たとえば、木材の場合、第1回目

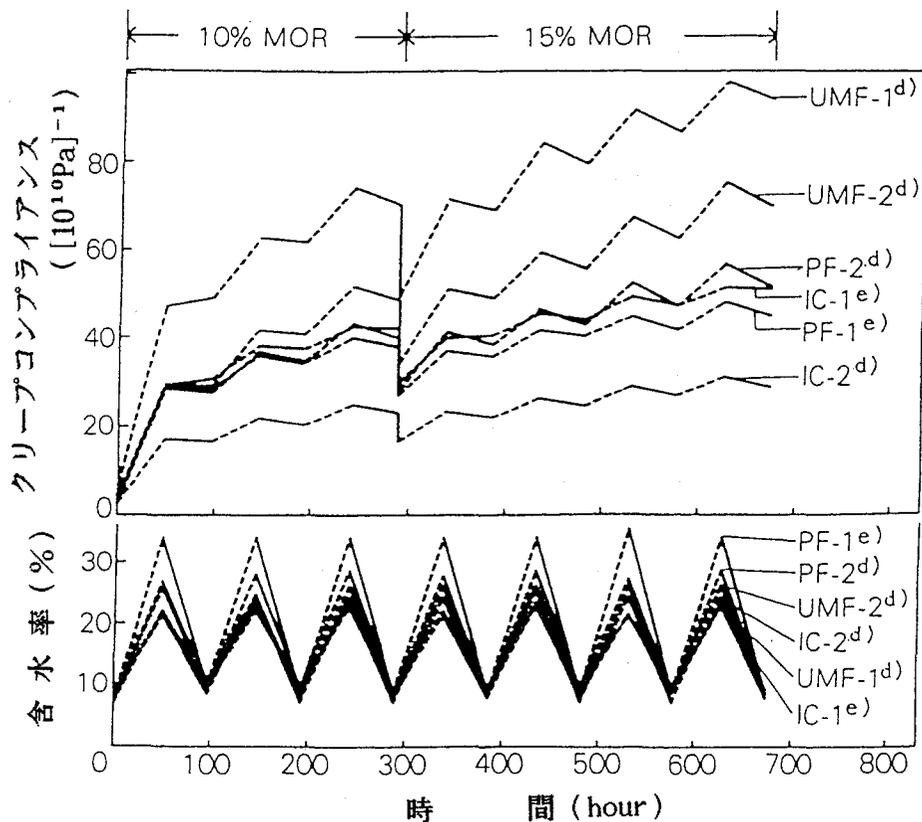


図1-18 無処理パーティクルボードのクリープコンプライアンスおよび含水率変化
 図中の記号は、図1-17参照

の含水率増加時と全ての含水率減少時にクリープたわみは増加し、第2回目以降の含水率の増加時にたわみの回復が起こる^{112, 113)}。一方、パーティクルボードを用いた本実験の場合、図1-17に示したように、第1回目の相対湿度増加時を除き、たわみの増減は、木材の場合と逆の傾向を示した。すなわち、クリープたわみは、含水率増加時に増加し、含水率減少時に回復した。この現象は、E. Bryan, A. Schniewind¹⁴⁾、則元、山田¹⁵⁾らによっても報告されている。

第1回目の相対湿度増加時におけるクリープコンプライアンスの顕著な増加は、図1-16に示した厚さ膨張によるものと考えられる。各パーティクルは、熱圧時にコンプレッションセットを受け、ボード内に応力が残存する。コンプレッションセットを受けた木材の膨張は、セットが回復するため大きくなる¹¹⁴⁾。第1回目の高相対湿度時に、コンプレッションセットを受けたパーティクルは顕著に膨潤した。その結果、局所的な接着点の破壊や内部応力の解放によって、ボードのクリープコンプライアンスは顕著に増大すると考えられる。その後の相対湿度減少時において、パーティクルの乾燥は、パーティクルのMOEの増加をもたらす反面、パーティクルの収縮によって、パーティクル間の接着強度の低

下を招くことが推察される。前者はクリープコンプライアンスの減少をもたらし、後者はパーティクル間のすべりによって、増加をもたらすため、クリープコンプライアンスの変化は両者の寄与の程度によると考えられる。第2回目以降の全ての相対湿度増加時に、パーティクルのMOEおよびパーティクル間の接着強度の減少により、クリープコンプライアンスが増加した。

図1-19に、無処理およびアセチル化処理パーティクルを用いたICボードの厚さ膨張率変化を示した。重量増加率(WPG)5%のアセチル化処理ボードは、無処理ボードと同程度膨張したが、WPG12%および20%の処理ボードでは、厚さ膨張が顕著に低減した。特に、WPG20%の処理ボードでは、第1回目の相対湿度増加時に増加した膨張率は、続く相対湿度の減少時に減少し、ほぼもとの寸法まで回復した。7サイクル後の膨張率は、無処理ボードのそれより65%低い値であった。アセチル化処理により細胞壁実質の非晶領域中の親水性の水酸基が疎水性のアセチル基に置換されるため、水分吸着量が減少するとともに、細胞壁が膨張状態に保たれる(バルキング効果)ため、ボードの寸法安定性が達成された。

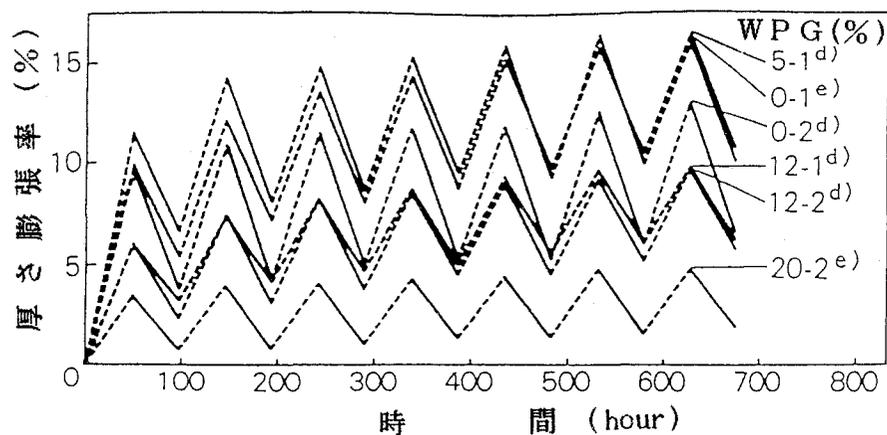


図1-19 無処理およびアセチル化処理IC
パーティクルボードの厚さ膨張率変化
図中の記号は、表1-2および図1-16参照

図1-20と21に、無処理とアセチル化処理ICボードのクリープたわみおよびクリープコンプライアンス曲線を示した。また、同図には各サイクル後のボードの含水率変化も示した。パーティクルのWPGの増加とともに、ボードのクリープたわみとクリープコンプライアンスは減少した。特に、WPG20%の処理ボードのクリープコンプライアンスは、第1回目の相対湿度増加後ほとんど変化しなかった。これらの結果から、パーティクルのアセチル化処理は、水分吸放湿によるボードの膨張を低減する効果のみならず、クリープ

たわみを低減する効果もあることが示された。また、パーティクルのWPGの増加によるボードの吸湿性の減少により、含水率変化が顕著に減少した。

図1-22~24に、無処理とアセチル化処理PFボードの厚さ膨張率変化、クリープたわ

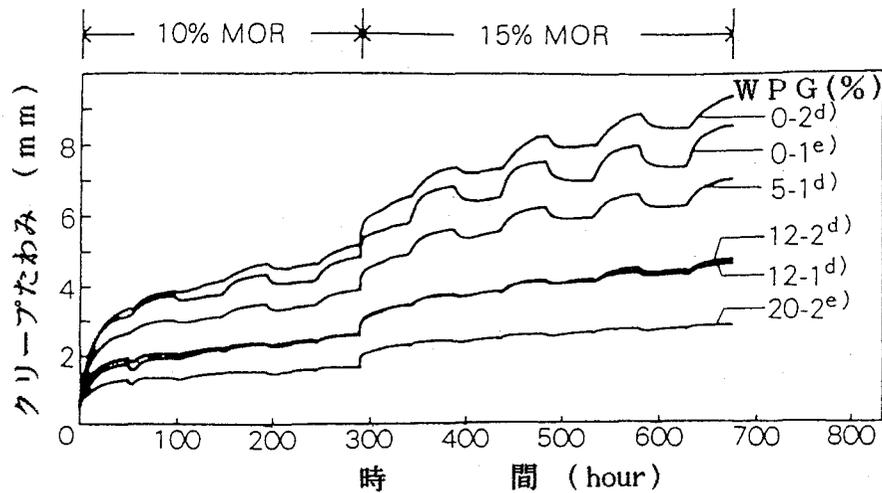


図1-20 無処理およびアセチル化処理ICパーティクルボードのクリープたわみ曲線
 図中の記号は、表1-2および図1-16参照

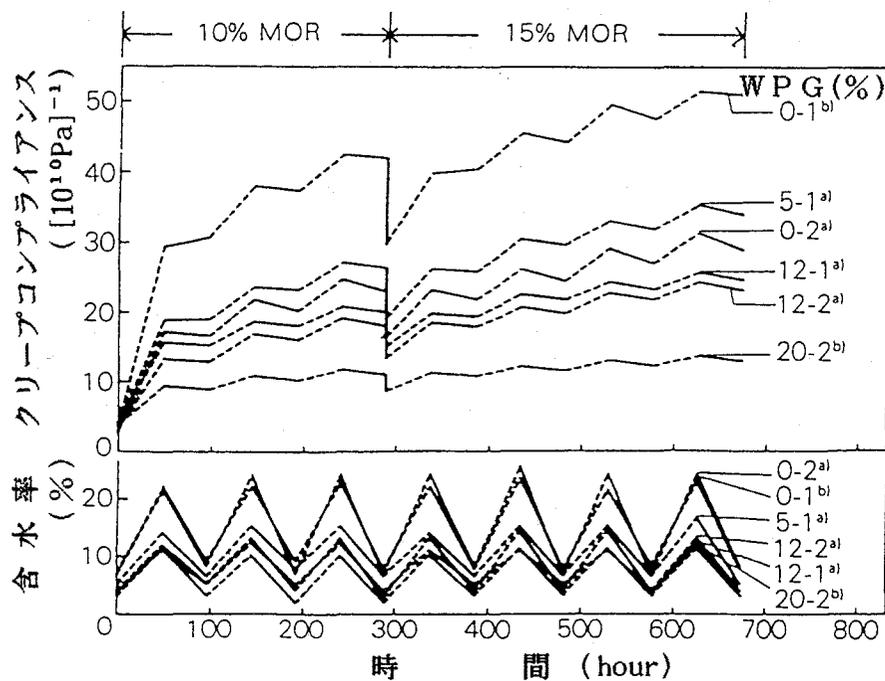


図1-21 無処理およびアセチル化処理ICパーティクルボードのクリープコンプライアンスおよび含水率変化
 図中の記号は、表1-2および図1-16参照

み、およびクリープコンプライアンス曲線を各々示した。WPG 5%のアセチル化処理ボードの厚さ膨張率、クリープたわみ、およびクリープコンプライアンスは、無処理ボードのそれらに比べて若干の減少が認められる程度であるが、WPG 12%以上のアセチル化処理ボードでは、これらの値は著しく減少した。また、アセチル化処理PFボードのこれらの値は、全てICボードのそれらの値より低かった。一方、無処理PFボードのクリープコンプライアンスは、無処理ICボードのそれよりむしろ大きく、したがって、アセチル化処理によるクリープ性能の向上は、ICボードに比べPFボードで大きいと言える。

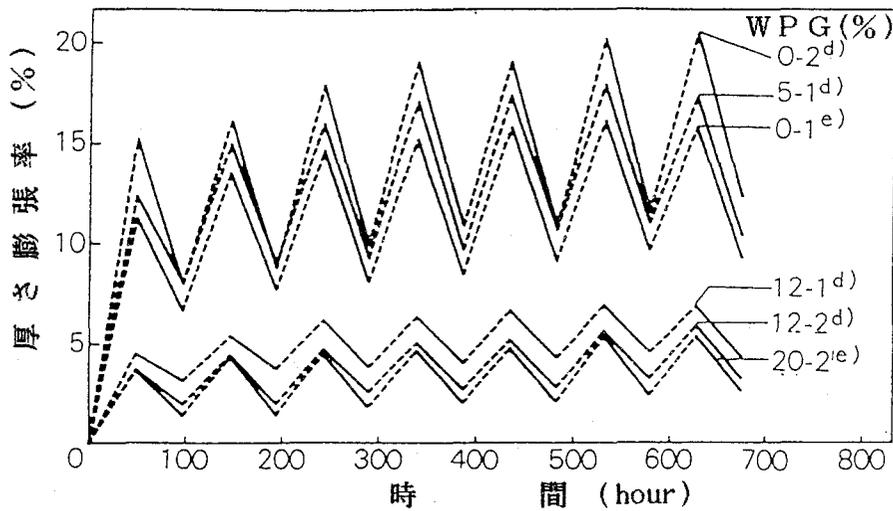


図1-22 無処理およびアセチル化処理PF
パーティクルボードの厚さ膨張率変化
図中の記号は、表1-2および図1-16参照

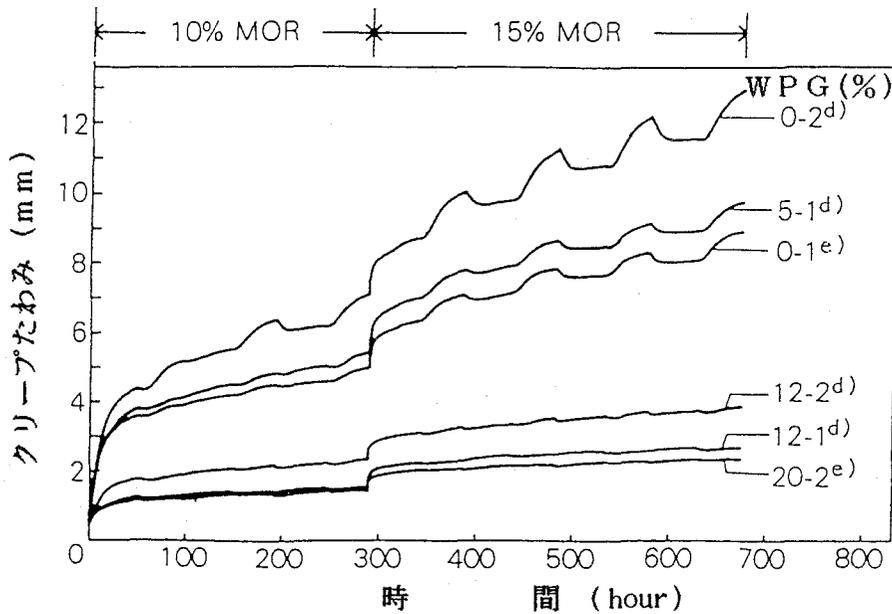


図1-23 無処理およびアセチル化処理PF
パーティクルボードのクリープたわみ曲線
図中の記号は、表1-2および図1-16参照

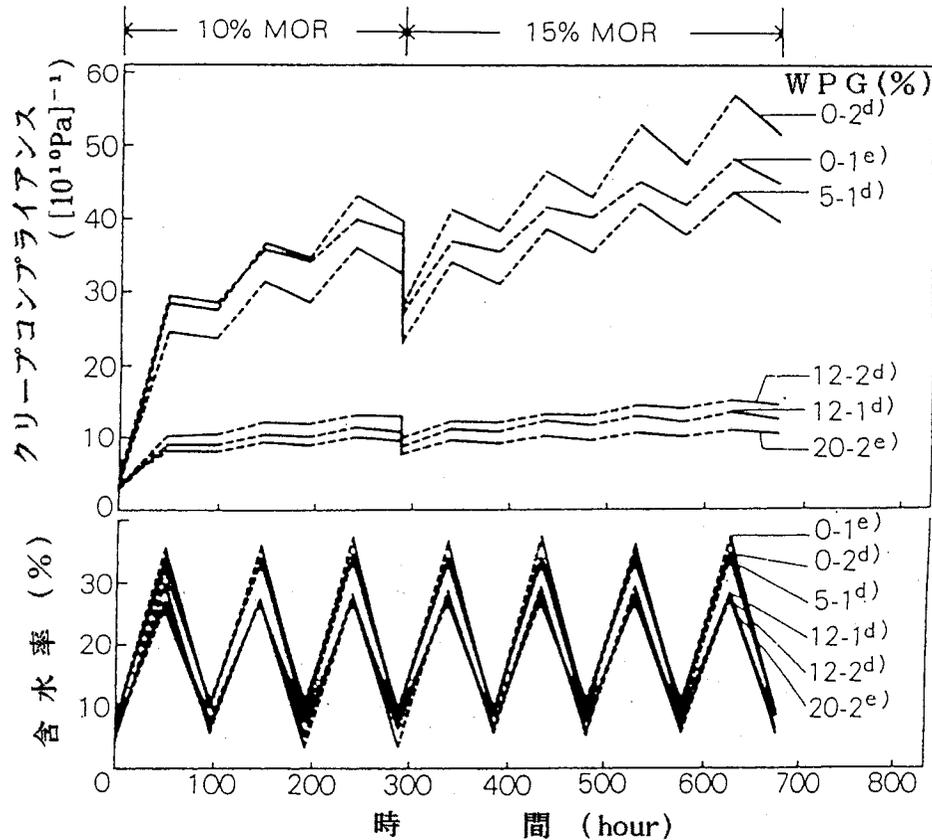


図1-24 無処理およびアセチル化処理PFパーティクルボードのクリープコンプライアンスおよび含水率変化
 図中の記号は、表1-2および図1-16参照

表1-4に、各ボードのクリープコンプライアンスと初期たわみに対するたわみの比を示した。 J_0 、 J_1 、 J_2 は、各々負荷直後、荷重比10%で3サイクル後、荷重比15%で4サイクル後のクリープコンプライアンスであり、 D_2 、 D_3 、 D_4 は、各々除荷直前、除荷直後、除荷後4サイクル後の初期たわみに対するたわみの比である。アセチル化処理によって J_0 には大きな変化が認められないのに対し、 J_1 、 J_2 、 D_2 、 D_3 の値は、ボードのタイプにかかわらず、WPGの増加によって減少した。たとえば、WPG20%のアセチル化処理ボードの J_1 、 J_2 の値は、無処理ボードのその1/3以下に低下した。

パーティクル間の塑性流動の大きさに関連すると思われる D_4 の値も、WPGの増加により減少した。一方、初期たわみに対するたわみの比は、アセチル化処理の程度および接着剤の種類にかかわらず、除荷後乾湿サイクルを4回繰返した後のクリープ回復率が同程度で、除荷直後のその47%~52%であった。

表1-5に、クリープ試験後のICボードとPFボードの静的曲げおよびはく離強さ試験結果を、クリープ試験前のボードの値¹¹⁰⁾に対する残存率で示した。クリープ試験後の

表1-4 アセチル化処理パーティクルボードのクリープコンプライアンス($[10^1 \text{Pa}]^{-1}$)と初期たわみに対するたわみ比および残留たわみ比

接着剤	WPG(%)	J_0	J_1	J_2	D_2	D_3	D_4
I C	0 ^{b)}	3.48	36.65	43.48	15.57	13.84	6.88
	5 ^{d)}	3.85	26.39	33.84	10.50	8.83	4.17
	12 ^{e)}	3.53	19.03	23.78	9.41	7.59	3.59
	20 ^{e)}	3.65	11.03	12.76	5.35	3.83	1.81
P F	0 ^{b)}	3.97	38.35	46.96	14.48	12.91	6.36
	5 ^{d)}	3.33	22.28	39.60	14.20	12.50	6.12
	12 ^{e)}	2.80	11.86	13.56	7.00	5.30	2.74
	20 ^{e)}	3.32	9.40	10.46	4.79	3.21	1.54
UMF	0 ^{e)}	5.08	59.08	82.04	19.00	17.23	8.80

J_0 : 負荷直後のクリープコンプライアンス

J_1 : 荷重比10%負荷における3サイクル後のクリープコンプライアンス

J_2 : 荷重比15%負荷における4サイクル後のクリープコンプライアンス

D_2 : クリープ試験最終時のたわみ比(初期たわみに対する)

D_3 : 除荷直後の残留たわみ比

D_4 : 除荷後4サイクル後の残留たわみ比、他の記号は、表1-2および図1-16参照

MOEおよびMORの残存率は、パーティクルのWPGの増加とともに増加した。特に、PFボードではこれが顕著であり、WPG12%および20%のアセチル化処理PFボードは、高い残存率を示した。はく離強度(IB)の残存率は、処理ICボードより処理PFボードの方が高い値を示した。木材では、含水率変動下で生じたクリープたわみは、除荷後ほぼ回復することが報告されている^{112, 113)}が、パーティクルボードでは、除荷後大きなたわみの残留が認められた。クリープ試験後のMOE、MOR、およびIBの値を D_4 で比較すると、パーティクルボードのクリープ試験中に発生する塑性流動は、パーティクル間のすべりによると結論された。これらの結果より、パーティクルのアセチル化処理は、特に、高いWPGにおいて、水分非平衡下のパーティクルボードのクリープたわみの抑制に大きな効果のあることが明確となった。

表 1-5 アセチル化処理パーティクルボードのクリープ試験後の残存率

接 着 剤	W P G (%)	MOE (%)	MOR (%)	I B (%)
I C	0	77.4 ^{b)}	95.3 ^{b)}	85.3 ^{f)}
	5	75.0 ^{d)}	71.5 ^{d)}	63.5 ^{e)}
	12	73.5 ^{e)}	93.8 ^{e)}	84.9 ^{a)}
	20	94.5 ^{e)}	106.1 ^{e)}	88.6 ^{a)}
P F	0	70.1 ^{b)}	79.4 ^{b)}	64.4 ^{f)}
	5	70.7 ^{d)}	82.6 ^{d)}	91.6 ^{e)}
	12	88.4 ^{e)}	93.4 ^{e)}	98.0 ^{a)}
	20	94.4 ^{e)}	97.0 ^{e)}	96.6 ^{a)}

残存率：クリープ試験前のボードの値に対する率 (%)

f)：12試験体の平均、他の記号は、表-2および図1-16参照

(b) 配向性低比重パーティクルボード

図1-25に、配向性低比重パーティクルボードのクリープ試験中の含水率変化を示した。ボードの種類や厚さによる含水率変化にはあまり大きな差は認められなかったが、高相対湿度において、ランダムボード、15mm厚さの配向ボード、8mm厚さの配向ボードの順に各々含水率が数パーセント高かった。

図1-26に、各ボードの厚さ膨張率曲線を示した。各ボードは成板中に生じたパーティクルのコンプレッションセットとパーティクル間の局部的接着破壊のため、厚さ膨張が一部回復せず、水分吸放湿サイクルによりわずかながら厚さ膨張率が増加した。また、高相対湿度において、15mm厚さの配向ボードは、ランダムボードより厚さ膨張率が低かったが、8mm厚さの配向ボードの厚さ膨張率は、15mm厚さのランダムボードに比べ、逆に高い値であった。このことは、8mm厚さの配向ボードとランダムボードの気乾比重がほぼ等しいのに対し、15mm厚さの配向ボードの気乾比重が8mm厚さの配向ボードとランダムボードのそれらより0.1~0.15低いためと考えられた。

図1-27に、各ボードのクリープたわみ曲線を示した。各ボードのクリープたわみは、いずれも前節で述べた無処理パーティクルボードと同様の傾向を示した。なお、8mm厚さ

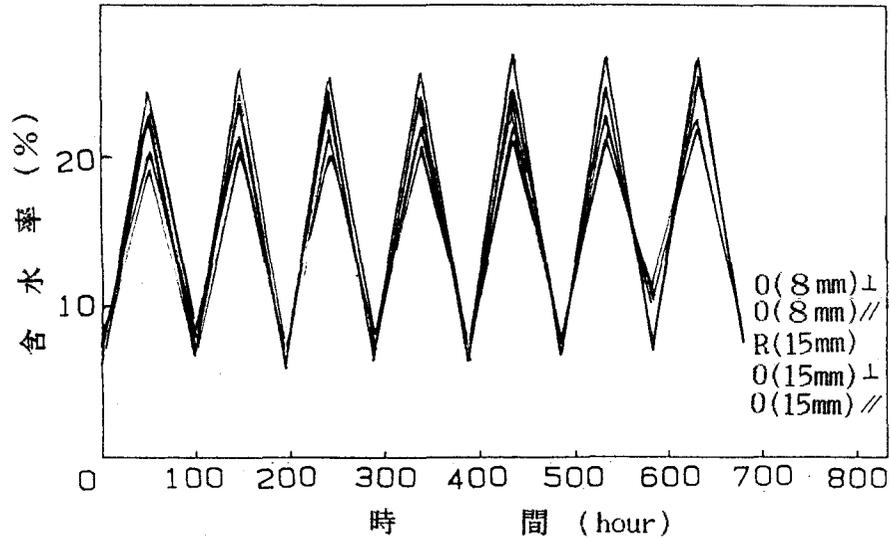


図1-25 配向性低比重パーティクルボードの含水率変化
 O(8mm)⊥ : 8mm厚さの配向性パーティクルボード (直交方向)
 O(8mm)// : 8mm厚さの配向性パーティクルボード (配向方向)
 O(15mm)⊥ : 15mm厚さの配向性パーティクルボード (直交方向)
 O(15mm)// : 15mm厚さの配向性パーティクルボード (配向方向)
 R(15mm) : 15mm厚さのランダムパーティクルボード

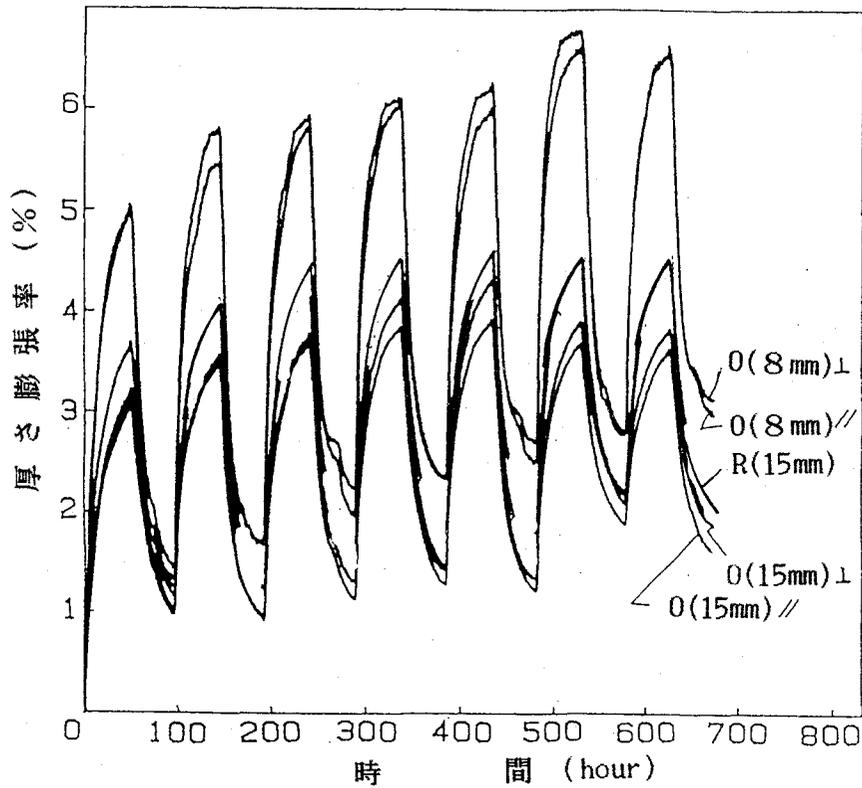


図1-26 配向性低比重パーティクルボードの厚さ膨張率曲線
 図中の記号は、図1-25参照

の配向ボードはかなり大きいたわみを示したが、これは、水分吸放湿サイクルにおける厚さ膨張率および含水率変化が特に大きいためであり、パーティクル間の結合力が低下し、パーティクル間にすべりが生じてクリープたわみが増大したと考えられた。

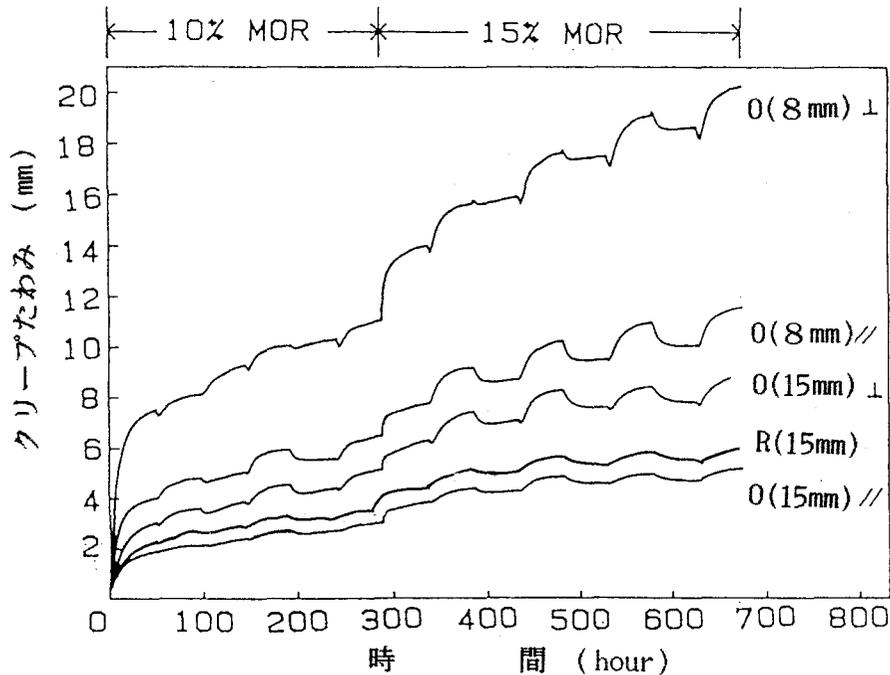


図1-27 配向性低比重パーティクルボードのクリープたわみ曲線
10% MOR、15% MOR：図1-17参照、図中の記号は、図1-25参照

図1-28に、クリープコンプライアンス曲線を、表1-6に、クリープコンプライアンスと初期たわみに対するたわみの比を示した。配向ボード配向方向のクリープコンプライアンスは、ランダムボードのそれに比べて多少の低下が認められた。一方、配向ボード直交方向のクリープコンプライアンスは、ランダムボードのその2倍～3倍高い値を示した。厚さ15mmの配向ボードの初期たわみに対する各々の比 D_2 、 D_3 、 D_4 も、配向方向、ランダムボード、直交方向の順で大きくなり、直交方向で特にクリープたわみが大きく、除荷後のたわみ回復も少なかった。一方、厚さ8mmの配向ボードのたわみ比 D_2 、 D_3 、 D_4 は、いずれも大きな厚さ膨張率の影響を受けて、非常に大きくなった。

表1-7に、クリープ試験後の試験体の残存率を示した。8mm厚さおよび15mm厚さの配向ボードでは、MOEおよびMORとも配向方向が直交方向より高い残存率を示した。また、両者のMOEは、ランダムボードのそれより高い残存率を示したが、逆にMORでは

低い残存率を示した。MOEの残存率ではランダムボードで最低で、MORのそれは8mm厚さの配向ボード直交方向で最低であった。はく離強度の残存率では15mm厚さの配向ボード直交方向、配向方向、8mm厚さの配向ボード配向方向、直交方向、ランダムボードの順に高い値を示した。

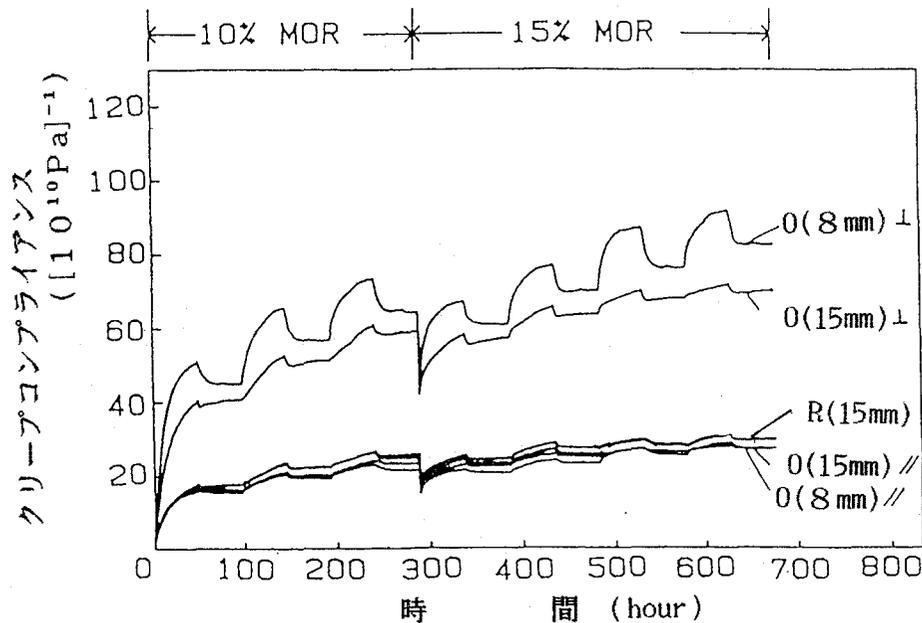


図1-28 配向性低比重パーティクルボードのクリープコンプライアンス曲線
10% MOR、15% MOR：図1-17参照、図中の記号は、図1-25参照

表1-6 配向性低比重パーティクルボードのクリープコンプライアンス ($[10^{10} \text{Pa}]^{-1}$) と
初期たわみに対するたわみ比および残留たわみ比

パーティクルボードの種類		J_0	J_1	J_2	D_2	D_3	D_4
8mm厚さの配向性 パーティクルボード	配向方向	2.27	21.52	27.08	14.90	13.44	7.14
	直交方向	5.50	64.46	82.66	18.76	17.39	9.96
15mm厚さの配向性 パーティクルボード	配向方向	2.94	23.29	27.23	12.64	10.98	4.84
	直交方向	6.23	59.30	70.66	16.35	14.66	6.82
15mm厚さのランダムパーティクルボード		3.24	25.37	29.79	12.18	10.62	4.90

D_4 ：除荷後3サイクル後の残留たわみ比、 J_0, J_1, J_2, D_2, D_3 ：表1-4参照

表1-7 配向性低比重パーティクルボードのクリープ試験後の残存率

パーティクルボードの種類		MOE (%)	MOR (%)	IB (%)
8mm厚さの配向性 パーティクルボード	配向方向	92.0	83.7	92.0
	直交方向	86.8	79.5	92.3
15mm厚さの配向性 パーティクルボード	配向方向	85.5	97.4	90.3
	直交方向	82.9	92.0	86.4
15mm厚さのランダムパーティクルボード		80.1	99.6	95.6

残存率：表1-5参照

1.3 部分片振クリープ性能¹¹⁵⁾

1.3.1 試験体および試験方法

集合住宅およびプレファブ住宅で多く使用されている木質床パネルの面材料の1つである構造用パーティクルボードを試験に供した。これは、3層構造をもち、ラワンパーティクルにフェノール樹脂接着剤を噴霧、熱圧し、成板された気乾比重0.75、厚さ12mmの市販構造用パーティクルボードであった。

寸法 540mm×50mm×12mmの試験体について、支点間距離 500mm、荷重点間距離 250mmの4等分点4点荷重方式により試験を行なった。10体～12体の試験体を一組として試験した。鋼製フレームの上部から釣り下げた10体～12体の一連の試験体には、下部の重りと連結金具（補助重りが付加される場合もある）や試験体の重量によって、上から順に荷重レベルを変え、10～12段階の継続荷重 P_c が負荷されるように設計されている。このクリープ試験装置を2台準備し、一方には最下部にスプリングを介して重り P_d （20N、40N）を吊るし、カム装置によって、この重り P_d を断続的に釣り上げたり降ろしたりすることにより、 P_d の最大値（20N、40N）および最小値（0N）の台形の断続繰返し荷重の波（0.2Hz）を重複的に加えた（図1-29）。この場合の繰返し荷重波形を図1-30に示した。 $P_c=60N$ 、 $P_d=20N$ の場合、全荷重 P は、最大80Nと最小60Nの部分片振り荷重となった。

2荷重点間の中央たわみを1/100mm精度のダイヤルゲージを用いて測定した。クリープ試験前に、試験体に比例限度荷重以下の軽い荷重（20N）をクリープ試験と同じ4等分点4点荷重方式で負荷して変位を測定し、各試験体のMOEを計算した。同じボードより作

製した31試験体の静的曲げ試験より得たMOEとMORの一次回帰式（図1-31）と、各クリープ試験体（44体）のMOEを用いて、各々の試験体のMORを推定した。各試験体に負荷した継続荷重 P_c は、推定最大破壊荷重の3%~48%（荷重比）とした。温度20°C、

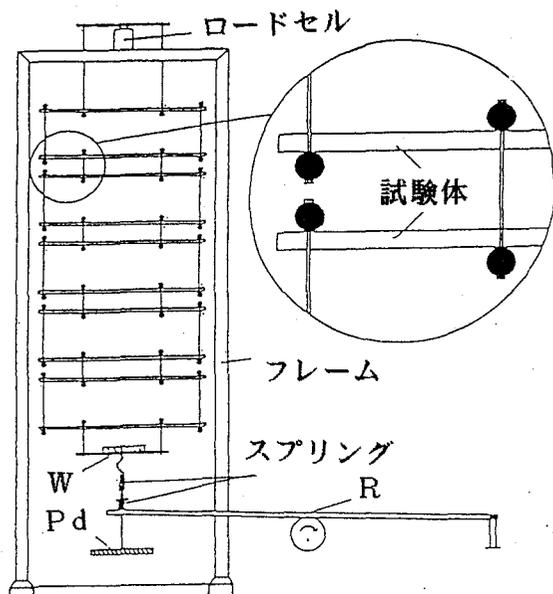


図1-29 部分片振クリープ荷重負荷方法
 P_d : 繰返し荷重 (20N, 40N)
 R : 繰返し荷重用カム装置
 W : 重り

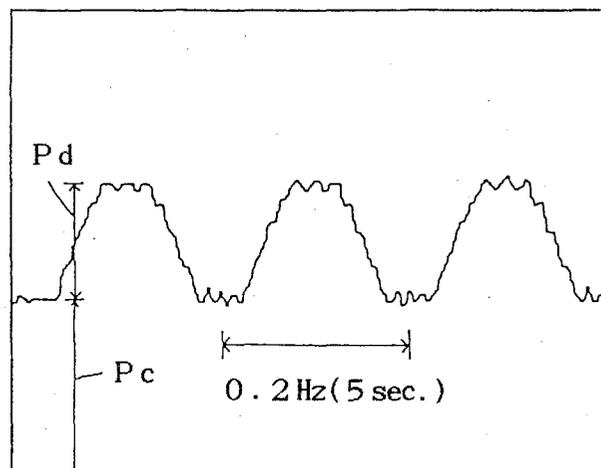


図1-30 繰返し荷重波形
 P_c : 継続荷重
 P_d : 繰返し荷重

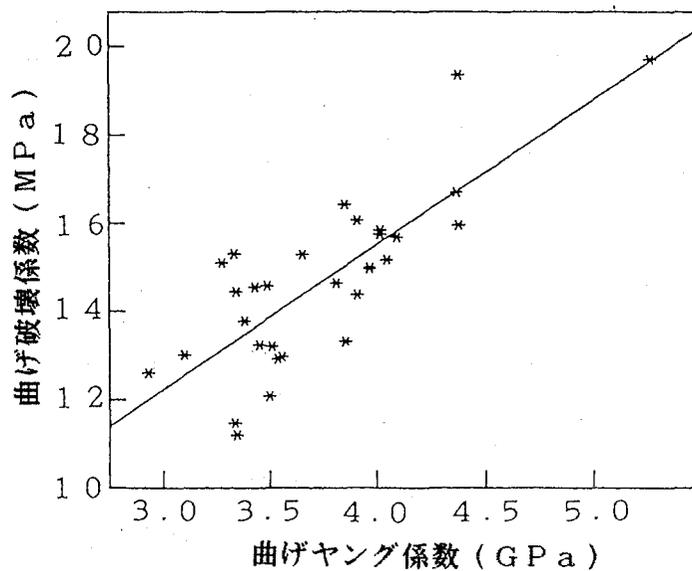


図1-31 曲げ破壊係数と曲げヤング係数の関係
 1次回帰式 : $MOR (MPa) = 3.29MOE (GPa) + 2.42$
 標準偏差 : 1.2

相対湿度65%の恒温恒湿室内で、部分片振クリープ試験とクリープ試験を同時に荷重継続日数を60日、繰返し荷重波形を0.2Hz、繰返し回数10°回まで行ない、両者のたわみ変化を比較した。クリープ試験後除荷し、恒温恒湿室内に40日間静置した後、静的曲げ試験を行ない、継続荷重および繰返し荷重を負荷した各試験体のMOEおよびMORの残存率を求め、各荷重履歴による影響を調べた。

1. 3. 2 試験結果および考察

図1-32に、継続荷重 $P_c=40\text{N}$ 、 60N 、 100N のみが負荷されているときと、継続荷重 $P_c=20\text{N}\sim 100\text{N}$ が負荷され、断続繰返し荷重 $P_d=20\text{N}$ が重複的に負荷されたときのクリープたわみを比較するため、初期たわみ δ_0 に対する時間 t 後のクリープ変形 $(\delta_t - \delta_0)$ の割合をクリープたわみ比(式1-1)曲線で示した。図中 $P=P_c$ は、継続荷重 P_c のみによるクリープたわみの測定結果、 $P=P_c+P_d$ (最小) は、 P_c の上に 20N の繰返し荷重 P_d が断続的に負荷された場合に、 P_d の荷重が載荷していない状態でのクリープたわみの測定結果であり、たわみ測定時の荷重は、 $P=P_c+0\text{N}$ であった。さらに、 $P=P_c+P_d$ (最大) は、 P_c の上に 20N の P_d が断続的に負荷されている場合に、 P_d の荷重が載荷している状態でのクリープたわみの測定結果であり、たわみ測定時の荷重は、 $P=P_c+20\text{N}$ であった。

$P_d=20\text{N}$ が断続的に負荷されているにもかかわらず、継続荷重 P_c のみの場合(*印)と比較すると、結果は予想外で、 $P_c=40\text{N}$ 、 60N 、 100N の上に $P_d=20\text{N}$ が断続的に負荷され、 P_d の荷重が載荷していない状態(○印)のクリープたわみ比は、 $P_c=40\text{N}$ 、 60N 、 100N のみの場合と同等もしくは15%~20%低い値を示した。当然、 $P_c=20\text{N}$ 、 40N 、 80N の上に $P_d=20\text{N}$ が断続的に負荷され、 P_d の荷重が載荷している状態(●印)のクリープたわみ比も、同等もしくは15%~20%低い値を示した。この程度の大きさの P_d では、実際上クリープたわみに影響を与えないか、もしくはクリープたわみを抑制する効果を与えているものと考えられる。なお、 $P_c=20\text{N}$ の上に $P_d=20\text{N}$ が断続的に負荷され、 P_d の荷重が載荷していない状態のクリープたわみ比は、 $P_c=20\text{N}$ のみの場合と同程度であった。

図1-33に、継続荷重 $P_c=60\text{N}$ 、 100N のみが負荷されているときと、継続荷重 $P_c=20\text{N}\sim 100\text{N}$ が負荷され、断続繰返し荷重 $P_d=40\text{N}$ が重複的に負荷されたときのクリープたわみ比曲線を示した。 $P_c=60\text{N}$ 、 100N の上に $P_d=40\text{N}$ が断続的に負荷され、 P_d の荷重が載荷していない状態の値は、 $P_c=60\text{N}$ 、 100N のみの場合より20%~25%高い値を示した。しかし、 $P_c=20\text{N}$ 、 60N の上に $P_d=40\text{N}$ が断続的に負荷され、 P_d の荷重が載荷している状

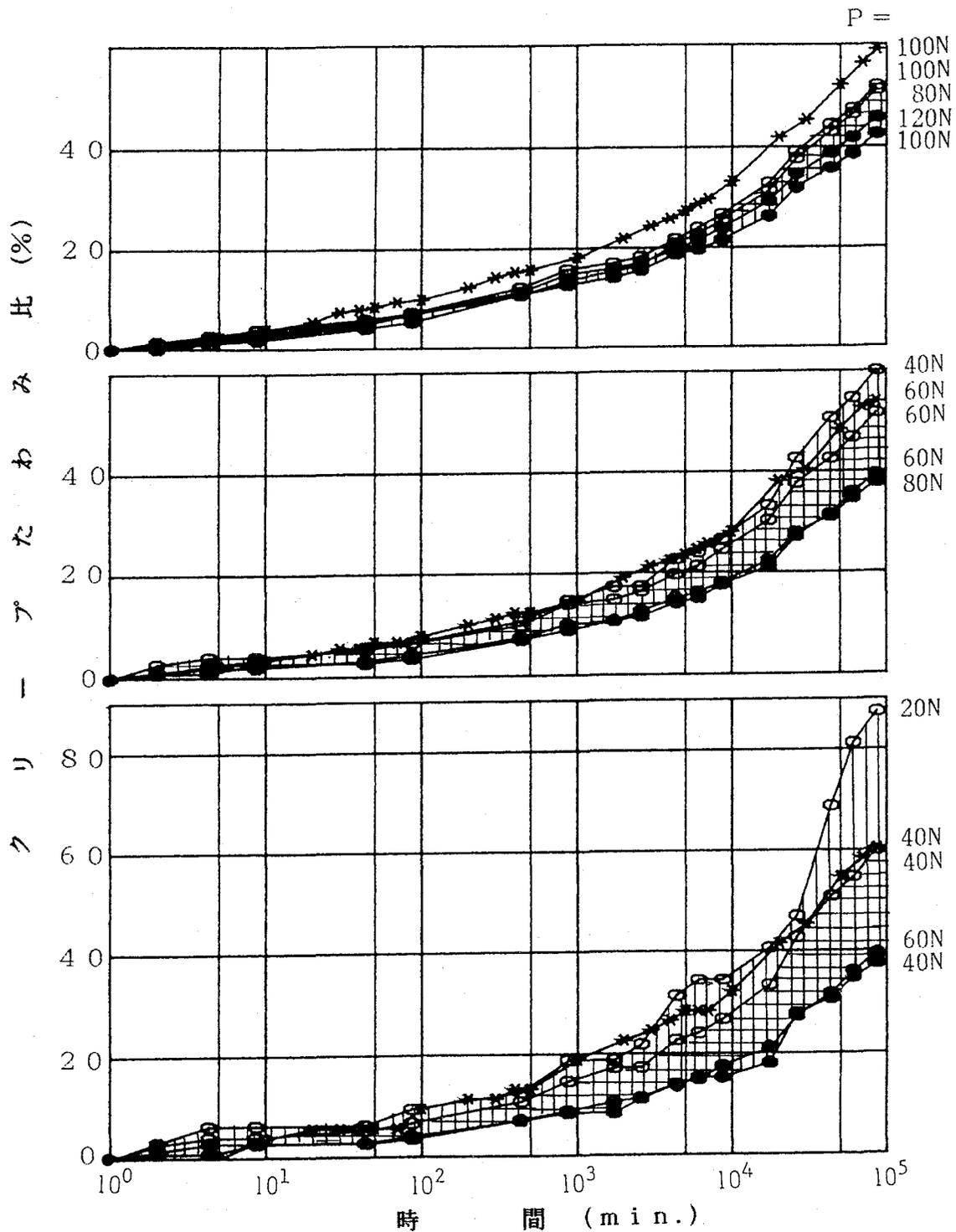


図1-32 継続荷重 P_c あるいは継続荷重 P_c +繰返し荷重 $P_d(0N \leftrightarrow 20N)$
 負荷時の初期たわみに対するクリープたわみ比曲線
 ○: $P = P_c + P_d$ (最小)、●: $P = P_c + P_d$ (最大)、
 *: $P = P_c$ 、 P : 総負荷荷重、 P_d : $0N \leftrightarrow 20N$ 、
 最小: $P_d = 0N$ 、最大: $P_d = 20N$ 、
 クリープたわみ比: 図1-5 参照

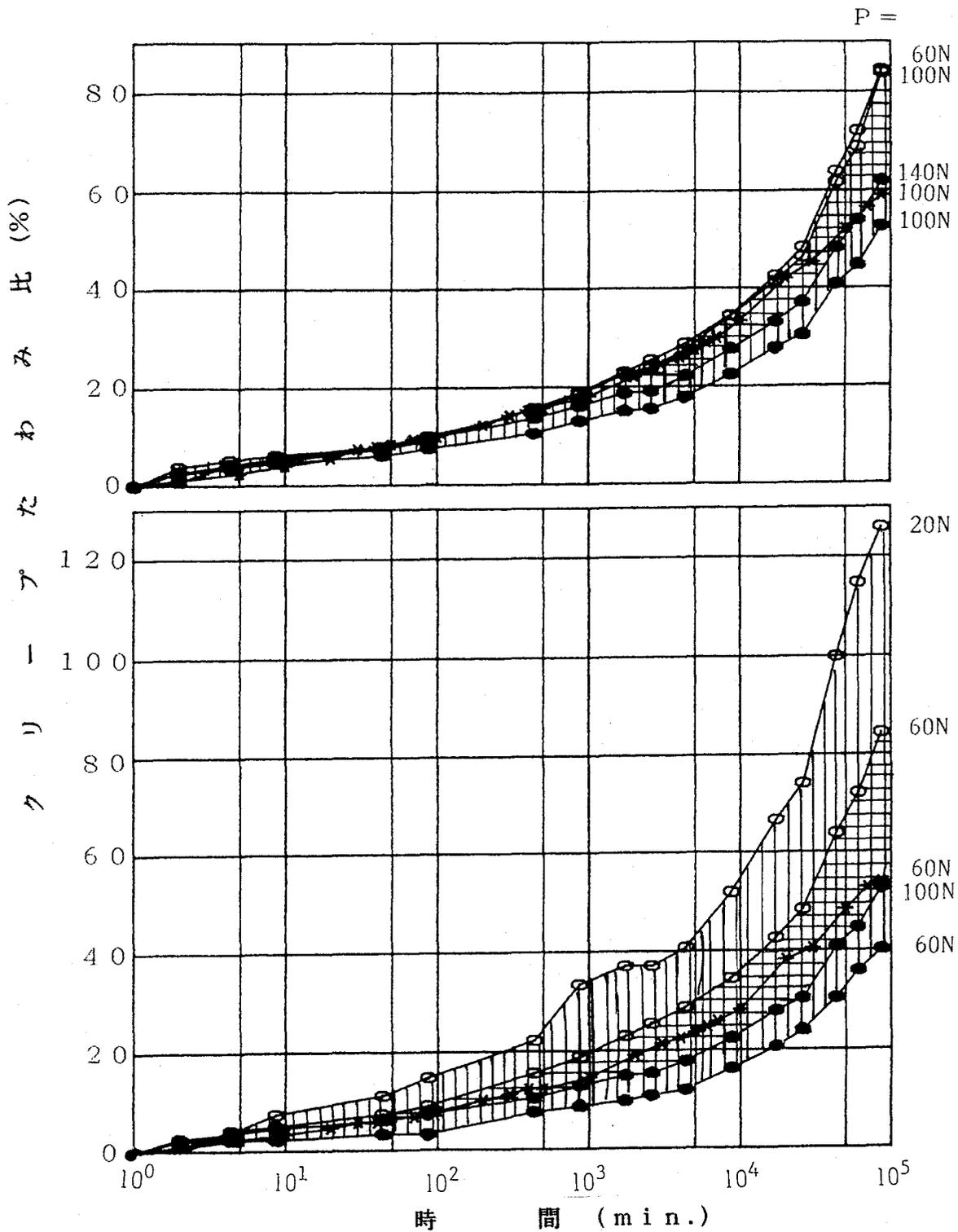


図1-33 継続荷重 P_c あるいは継続荷重 P_c +繰返し荷重 $P_d(0N \leftrightarrow 40N)$
 負荷時の初期たわみに対するクリープたわみ比曲線
 ○: $P = P_c + P_d$ (最小)、●: $P = P_c + P_d$ (最大)、
 *: $P = P_c$ 、 P : 総負荷荷重、 P_d : $0N \leftrightarrow 40N$ 、
 最小: $P_d = 0N$ 、最大: $P_d = 40N$ 、
 クリープたわみ比: 図1-5参照

態の値は、 $P_c=60\text{N}$ 、 100N のみの場合より7%~14%低い値を示した。また、 $P_c=20\text{N}$ の上に $P_d=40\text{N}$ が断続的に負荷され、 P_d の荷重が載荷していない状態のクリープたわみ比は、 P_c のみの場合より46%大きい値を示した。これらは、 P_d が 20N の場合とは全く異なった結果であった。荷重 P に対する P_d の比が2倍になっているため、クリープたわみに対する影響が現れたと考えられた。

図1-34に、クリープ試験後の強度性能におよぼす P_c と P_d の影響を示した。荷重継続日数60日（繰返し回数10⁶回）行なった後に静的曲げ試験を行なった結果、クリープ試験前の試験体で求めた値に対する残存率は、100%に近く、この程度の荷重履歴では、ボード内部の損傷はほとんどないと考えられた。

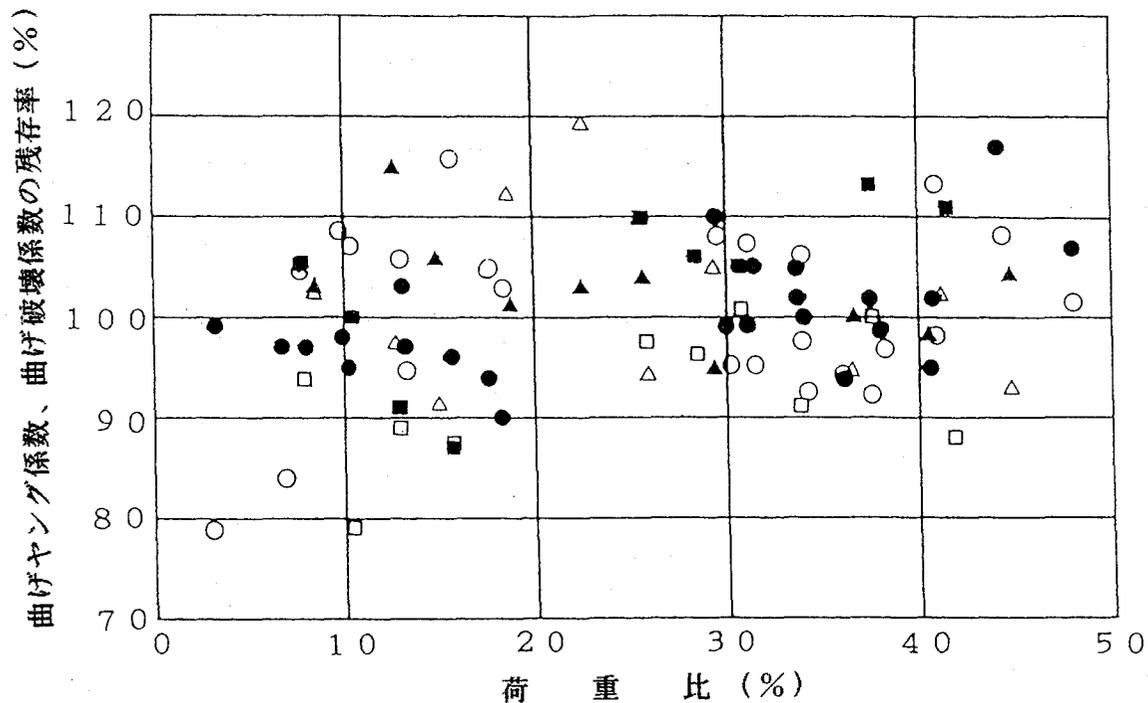


図1-34 クリープ試験後の残存率と荷重比の関係
 ○：残存曲げヤング係数比 $(MOE/MOE_0) \times 100$ (%) (P_c)
 △：残存曲げヤング係数比 $(MOE/MOE_0) \times 100$ (%) ($P_c + P_d(20\text{N})$)
 □：残存曲げヤング係数比 $(MOE/MOE_0) \times 100$ (%) ($P_c + P_d(40\text{N})$)
 ●：残存曲げ破壊係数比 $(MOR/MOR_0) \times 100$ (%) (P_c)
 ▲：残存曲げ破壊係数比 $(MOR/MOR_0) \times 100$ (%) ($P_c + P_d(20\text{N})$)
 ■：残存曲げ破壊係数比 $(MOR/MOR_0) \times 100$ (%) ($P_c + P_d(40\text{N})$)
 MOE_0 ：クリープ試験前の静的曲げヤング係数
 MOR_0 ：隣接する試験体の静的曲げ破壊係数
 P ： P_c あるいは $P_c + P_d \times \frac{1}{2}$

1. 4 要約

木質平面材料のクリープ試験（長期継続荷重試験）を水分平衡下および水分非平衡下で行ない、そのクリープ性能を検討した。さらに、木質平面材料に継続荷重と繰返し荷重を重複的に負荷する部分片振クリープ試験を行ない、重複荷重が負荷されたときのクリープ性能を検討した。

水分平衡下（20℃、65%RH）において、低比重パーティクルボードおよび配向性パーティクルボードについて推定静的破壊荷重の10%～80%（荷重比）で、10⁵分までのクリープ試験を行なった。その結果、低比重パーティクルボードおよび配向性パーティクルボードのクリープたわみは、荷重比の増大とともに、たわみ増加割合が増加した。これらのパーティクルボードではともに、水分平衡下における10⁵分でのクリープ限度が静的曲げ強度の60%前後であることを明らかにした。また、低比重パーティクルボードでは、荷重比10%～60%において、2万分（2×10⁴分）近辺からたわみ増加割合およびクリープたわみ比（初期たわみに対するクリープ変形の割合）ともに急激に増加した。配向性ボードの配向方向のクリープたわみは、いずれの荷重比の場合もランダムボードのそれより20%～30%、配向性ボード直交方向のそれより50%～60%低い値を示した。時間の経過によるクリープたわみ比の増加は、配向性ボード配向方向の荷重比40%、ランダムボードの荷重比20%、および配向性ボード直交方向の荷重比10%で同程度の結果を得た。この結果、配向により曲げヤング係数および曲げ破壊係数が増大するのみならず、クリープ性能に対する向上が生じたものと考えられた。

水分非平衡下において、アセチル化処理パーティクルボードと配向性低比重パーティクルボードのクリープ試験を行なった。パーティクルボードのクリープたわみは、各ボードとも継続荷重を負荷した直後の高相対湿度時における増大を除いて、低相対湿度時に増大し、高相対湿度時に変化しないかあるいは減少する傾向があった。アセチル化処理パーティクルボードの水分非平衡下における厚さ膨張は、アセチル化処理により抑制された。特に、重量増加率（WPG）12%および20%の処理ボードの厚さ膨張は顕著に低減した。また、WPGの増加とともにボードのクリープたわみとクリープコンプライアンスは減少した。なお、アセチル化処理フェノールボードは、アセチル化処理イソシアネートボードよりアセチル化処理によるクリープ抑制効果が発現した。クリープ試験後の曲げヤング係数と曲げ破壊係数の残存率は、パーティクルのWPGの増加とともに増加した。この結果、

アセチル化処理は、水分非平衡下における厚さ膨張率、クリープたわみ、およびクリープコンプライアンスの低減に効果を発揮するものと考えられた。水分非平衡下における配向ボードの配向方向のクリープコンプライアンスは、ランダムボードのそれと比較すると、若干小さい程度であったが、直交方向はかなり大きい値を示した。クリープ試験後の残存率は、8mm、15mm厚さの配向ボードでは、配向方向が直交方向より高い値を示した。また、両者は、曲げヤング係数ではランダムボードより高い残存率を示したが、曲げ破壊係数では逆に低い値を示した。配向によるクリープ性能の向上は余り現れなかった。これは、試験に用いた配向ボードの配向度が十分でなかったためであると考えられた。

構造用パーティクルボードを用いて繰返し数 10^6 回までの部分片振クリープ試験を行なった。継続荷重に重複して負荷する繰返し荷重として、荷重20N（推定静的破壊荷重の6%）と40N（推定静的破壊荷重の12%）を用いた。その結果、繰返し荷重を継続荷重の上に負荷した場合、繰返し荷重20Nでは、継続荷重に対する繰返し荷重の比が小さいため、クリープたわみは増加しなかったが、繰返し荷重40Nでは、荷重の比が大きくなるため、クリープたわみは増加した。クリープ試験後の強度性能には、この程度の継続荷重および繰返し荷重では、荷重履歴の影響はなかった。

第2章 木質床パネルの力学的耐久性

木質系床は、体育館に代表されるように、適度の剛性と緩衝性をもち、歩行時に人体に与える衝撃が少なく、断熱効果も高い理由などから、コンクリート住宅においても木質系の床を用いる場合が多い。

本章では、内装用の置床パネルを用いて、クリープ試験（長期継続荷重試験）を行ない、たわみの増加やクリープ破壊がどのように生じるかを検討した。次に、置床パネルと各種木質床パネルを用いて、曲げ疲労試験を行ない、たわみの増加や強度低下、すなわち、疲労現象について検討した。木質系の床パネルのクリープ性能および疲労性能は、安全で快適な居住空間を形成する上で、重要な因子の1つとなる。

2.1 クリープ性能¹¹⁶⁾

2.1.1 試験体および試験方法

(a) 試験体

置床パネルには、枠材に合板あるいはパーティクルボードを接着したストレススキンパネルを用いた。図2-1に、片面張パネルの形状を示したが、面材には、9mm厚さの1類ラワン合板（5層構造、フェノール樹脂接着剤を使用）、12mm厚さの耐水性パーティクルボード（3層構造、フェノール樹脂接着剤を使用）の2種類を用い、枠材には、いずれもラワン材を用いた（断面30mm×35mmの縦枠、25mm×35mmの中棧、中棧は、縦枠の内側に加工された深さ5mmのほぞ溝に差し込み釘着）。面材と枠材との接合には、 α -オレフィン系接着剤を用いた。

(b) 試験方法

支持条件と荷重点を図2-1に示した。6点支持は、コンクリート造住宅の畳下地用置床を想定した支持条件であり、断面90mm×90mm（木口）、高さ150mmの木材ブロックによって行なった。片側4支持点の中央に80mmφの集中荷重を与え、荷重部には、金属円筒の角のめり込みを防ぐため、接触部に3mm厚さの硬質ゴムを貼った。

継続荷重の大きさを静的耐力に対する荷重比で表し、合板パネルの7試験体には、荷重比50%～85%の荷重を、パーティクルボードパネル（PBパネル）の10試験体には、荷重

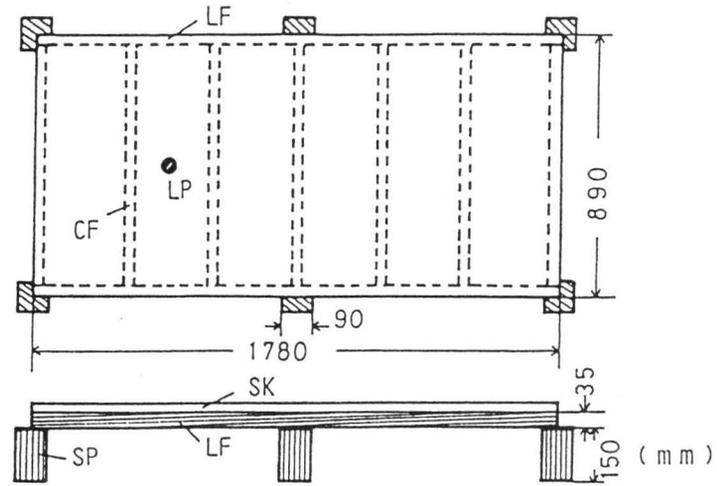


図 2-1 木質ストレススキンパネル床の形状および荷重点位置 (6点支持)

LP : 荷重点 (80mmφ)

SP : 支持用木材ブロック

SK : 面材 - PL (9mm厚さのラワン合板、フェノール樹脂接着剤)

PB (12mm厚さのパーティクルボード、フェノール樹脂接着剤)

LF : 縦枠材 (ラワン材、30mm×35mm)

CF : 中棧 (ラワン材、25mm×35mm)

枠材と面材はα-オレフィン系接着剤で接着

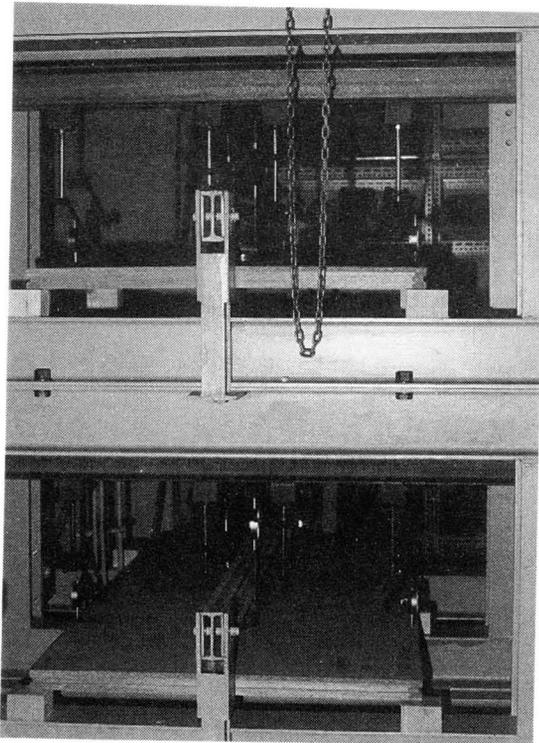


図 2-2 クリープ試験装置
手前が荷重なのでこの支点、スペースの有効利用のため試験装置を上下に2、3段積み重ねることができる。

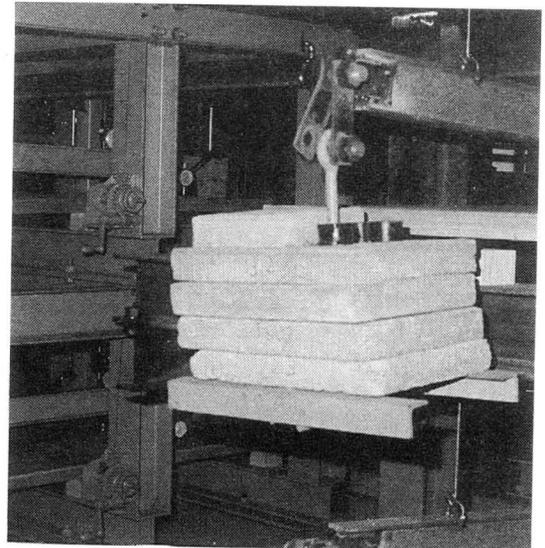


図 2-3 クリープ試験装置
荷重のためのコンクリートの重り

比50%~90%の荷重を与えた。クリープ試験には、図2-2と3に示したレバータイプ（1:4）の装置を用い、静的試験には、電気油圧サーボ式疲労試験機（森試験機^(株)製）を用いた。

クリープ試験は、温度および相対湿度をコントロールせず、通常の屋内環境条件下で行なった。図2-4に示したように、温度は、6.5℃~35℃、相対湿度は、45%~84%の範囲であったが、木材含水率は、8%~17.5%の範囲で変化した。

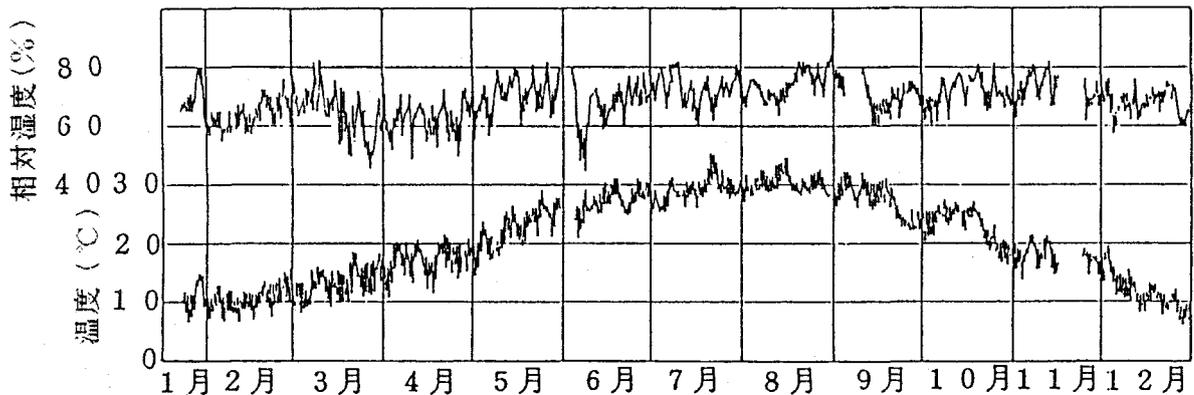


図2-4 年間温度・相対湿度変化

2. 1. 2 試験結果および考察

(a) 静的試験

静的試験における最終破壊は、合板パネル、PBパネル（各8試験体）のいずれにおいても、荷重部付近の面材の打ち抜けによって起こったが、合板パネルの耐力は、PBパネルのそれの約2倍であった。これは、合板の曲げ強度がパーティクルボードの約2倍であることと関連があると考えられた。合板パネルでは、PBパネルの耐力より少し高い荷重において、中棧と面材との界面での接着はく離が生じたが、はく離が耐力に与える影響は、さほど大きくないものと考えられた。合板パネルの耐力のばらつき（変動係数）は、PBパネルのそれより大きくなった。この原因として、合板自身に認められる接着不良と、構成単板の強度のばらつきによるなどが考えられた（表2-1）。

(b) クリープ試験

(1) 破壊の進展

最終破壊は、静的試験の場合と同様、合板パネルおよびPBパネルのいずれの場合も、面材の打ち抜けで生じた。静的試験や疲労試験の途中で見られた中棧と面材との界面にお

表2-1 木質ストレススキンパネル床の静的試験結果

試験体 面材、試験条件	中央たわみ： δ_c (mm/1,000N)	曲げ剛性： P/δ_c (N/mm)	耐力 (N)	最終破壊形態と その試験体数比
合板、常態	0.595(0.05)*	168	6,510(0.15)*	荷重部打抜け:8/8
P B、常態	0.567(0.05)*	176	3,420(0.06)*	荷重部打抜け:8/8

*：括弧内は変動係数を表す

ける接着はく離は、クリープ試験では生じなかった。両パネルとも1体だけに中棧の折れが生じたが、その破壊断面の形状から見て、中棧がぜい心材であったためと思われた。

(2) たわみの変化と破壊

たわみの時間変化を図2-5と6に示した。合板パネルおよびPBパネルいずれにおいても、たわみは、最初緩やかに、その後、面材の割れに伴って、破壊に至るまで急激に増加した。なお、荷重比80%におけるPBパネルと荷重比70%における合板パネルで、20時間以前に破壊したものは、棧木の折れによって破壊が生じた。

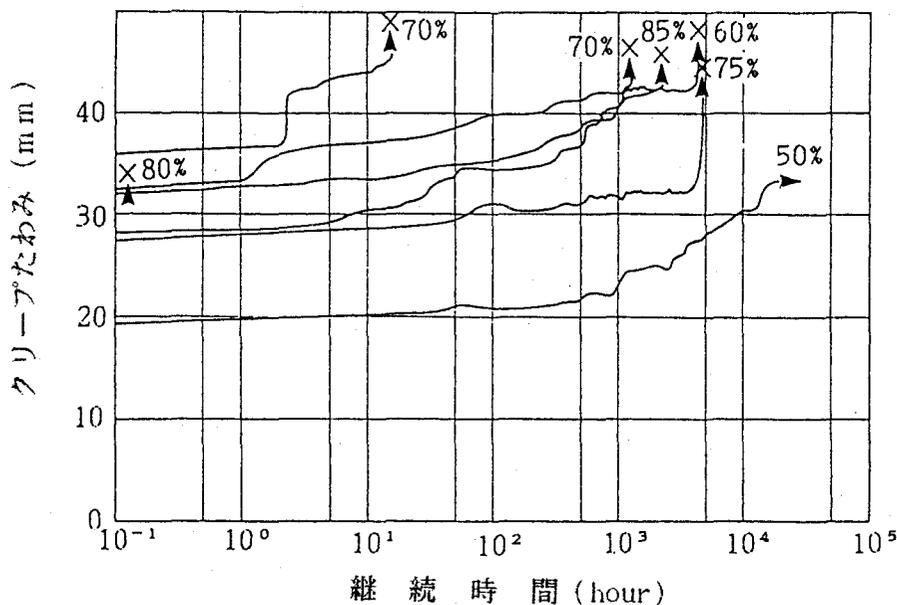


図2-5 木質ストレススキンパネル床のたわみの経時変化
(合板パネル)

×：最終破壊、
図中の数字は静的耐力(6,510N)に対する継続荷重の比

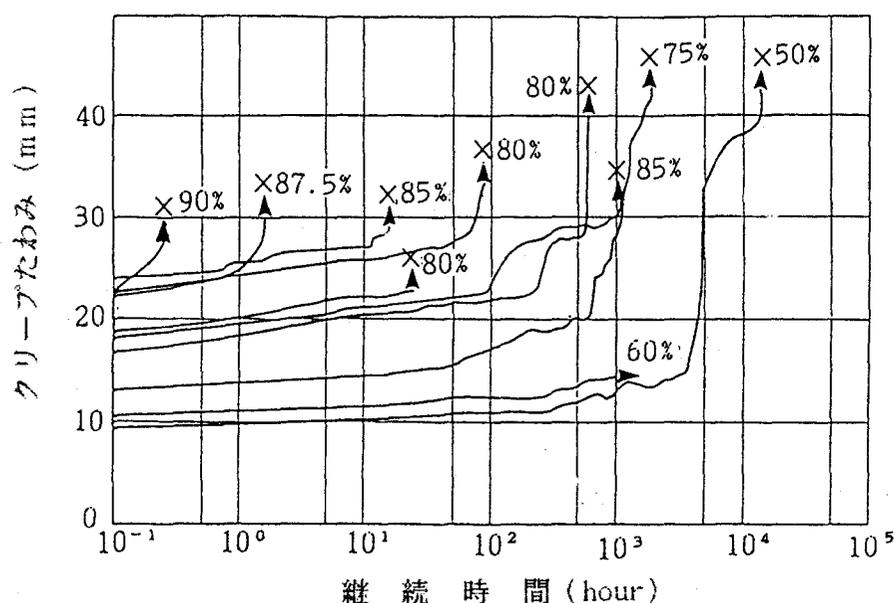


図2-6 木質ストレススキンパネル床のたわみの経時変化
(パーティクルボードパネル)

×：最終破壊、

図中の数字は静的耐力(3,420N)に対する継続荷重の比

たわみの増大するメカニズムは、次のように推察されている¹¹⁷⁾。載荷によって、エレメント相互の結合点の移動や部分的な切断が生じ、これに伴って、応力の再配分が行なわれるが、その結果、新たな結合点の移動や部分的な切断が生じる。この過程によって、わずかずつ結合の転移が生じ、たわみが徐々に増加し、最終的には破壊に至る。載荷が大きいほど、結合点の転移確率と転移量が大きく、結合切断も生じやすい。この過程で水分変化が起これば、それによって内部応力が増大し、また、水分子による木材の可塑化によって結合点の転移が誘発され、エレメント相互のすべりが助長される。

クリープ破壊時の荷重と時間の関係を図3-7と8に示した。1万時間(約420日)におけるクリープ限度は、合板パネルで3,650N、PBパネルで2,390Nであった。継続時間を30年と仮定し、クリープ限度直線を外そうすると、合板パネルで3,260N、PBパネルで2,190Nの値が得られた。これらのクリープ限度を静的耐力との比で表わすと、合板パネルで50%、PBパネルで64%であった。本棚、家具、ピアノ、冷蔵庫などにより、90cm四方に2,190N以上の集中荷重が加わることは考えにくいだが、可能性が全くないとは言いきれない。たとえば、床下の換気が悪くて相対湿度が高い場合には、クリープ破壊が起こる可能性もある。

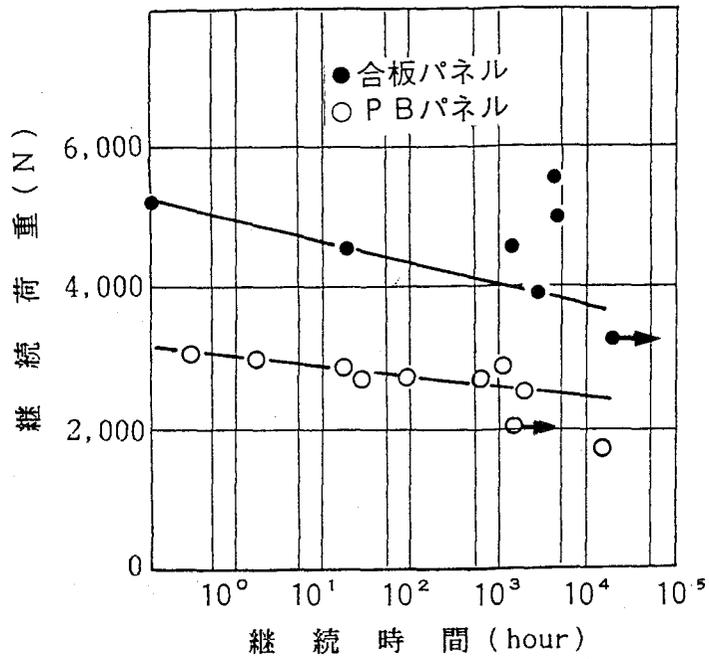


図2-7 木質ストレススキンパネル床のクリープ破壊
(継続荷重と継続時間の関係)

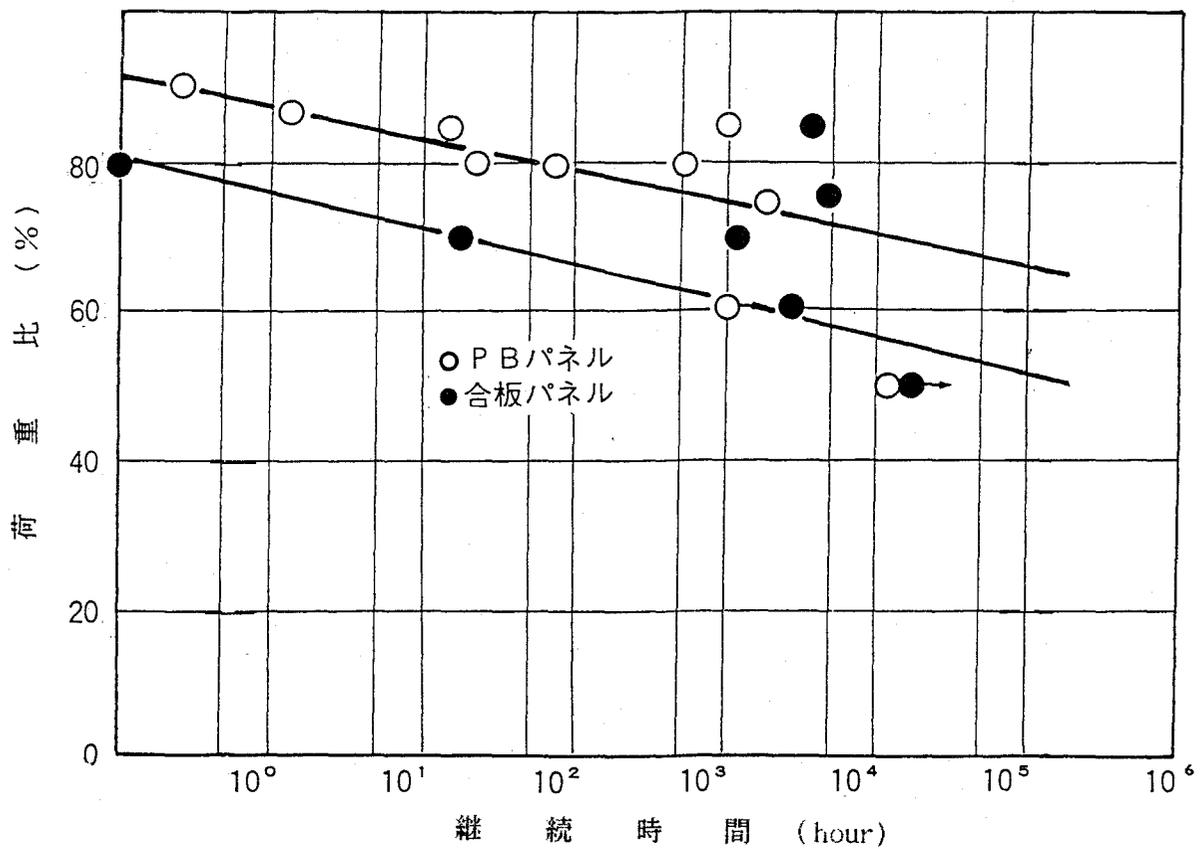


図2-8 木質ストレススキンパネル床のクリープ破壊
(荷重比と継続時間の関係)

2. 2 曲げ疲労性能^{118~121)}

2. 2. 1 試験体および試験方法

(a) 試験体

試験体には、(1) パーティクルボードに4個のアルミダイキャスト製床下地支持脚を取り付けたユニット置床、(2) 合板および中比重乾式ファイバーボード(MDF)を用いたさねはぎ縁甲板形式の床、(3) 根太にパーティクルボードを釘着した床、(4) 枠材に合板やパーティクルボードを接着したストレススキンパネル床の4種を用いた。ユニット置床は、最近、コンピューター室に多く用いられてきているが、施工や改施工を容易にするため、支持脚およびそれとボードとの接合が簡易な形式になっていて、繰返し曲げ荷重に対する耐久性が問題となる。仕上げ床である縁甲板では、さねはぎ部分の耐久性が問題となる。面材として耐水性パーティクルボードを用いた、木質系住宅の畳下地に多用されている釘着床や、内装用床下地であるストレススキンパネル床では、耐久性の大部分が面材や枠材のそれによって決定される。

(1) ユニット置床

ユニット置床は、その形状と支持脚の詳細を図2-9と10に示したように、寸法 600mm×600mm×25mm のパーティクルボード(3層構造、尿素メラミン樹脂接着剤を使用)の四隅の角を落とし、そこに20mmφの支持脚取り付け孔を明け、4個のアルミダイキャスト製床下地支持脚を取り付けたものであった。支持脚は、上部と下部に分かれ、高さ調整ボルト(M10)によって接合された。頂部にマイナス溝が切つてある高さ調整ボルトは、上半分が右ネジ、下半分が左ネジであった。パーティクルボードは、M6のボルト、キャップ、ワッシャによって固定された(図2-10)。支持脚上部は、隅部用の1方受けのものであった。荷重は、ボードの中央部分に加えた。

(2) 縁甲板

縁甲板形式の床の形状および支持条件を図2-11に示した。断面 100mm×100mm のベイツガ材の大引上に、断面40mm×40mmのベイツガ材の根太をスパン 600mmで渡し(根太間隔約 300mm)、その上に、さねはぎ加工した縁甲板(幅約 100mm)を、酢酸ビニルエマルジョン樹脂接着剤で接着し、ピンネイル(N32)をさね部より斜め打ちして根太に接合した床を試験体に供した。ただし、湿潤状態における試験に用いた試験体には接着剤を使わずに、釘(N32)をさね部より根太へ斜め打ちして接合した床を供した。縁甲板には、12mm

厚さの1類ラワン合板（5層構造、メラミンユリア樹脂接着剤を使用）および15mm厚さのMDF（広葉樹ファイバー、メラミン樹脂接着剤を使用）の2種を用いた。

(3) ボード釘着床

図2-12に示したように、断面90mm×90mmのスギ材の大引上には、断面45mm×45mmのスギ材の根太を渡し（根太間隔 303mm）、その上に、12mm厚さのパーティクルボード（3層構造、フェノール樹脂接着剤を使用、寸法900mm×900mm）を釘（N32）を用いて 150mm間隔で釘着した床を試験に供した。

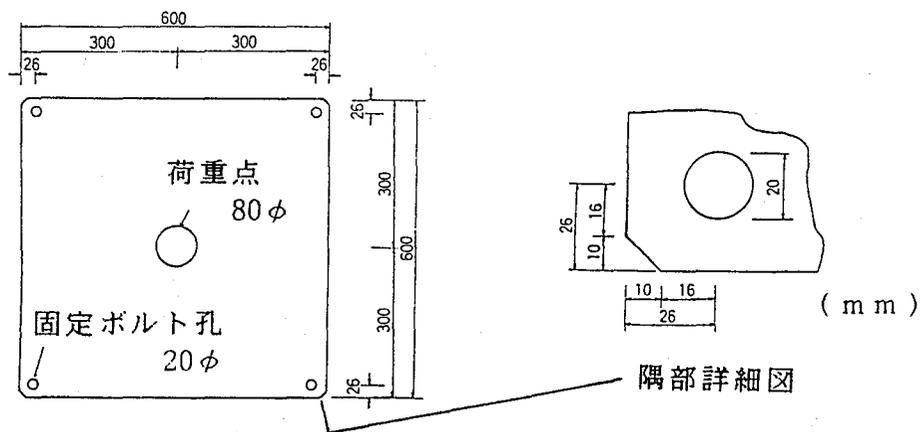


図2-9 ユニット置床の寸法形状および荷重位置

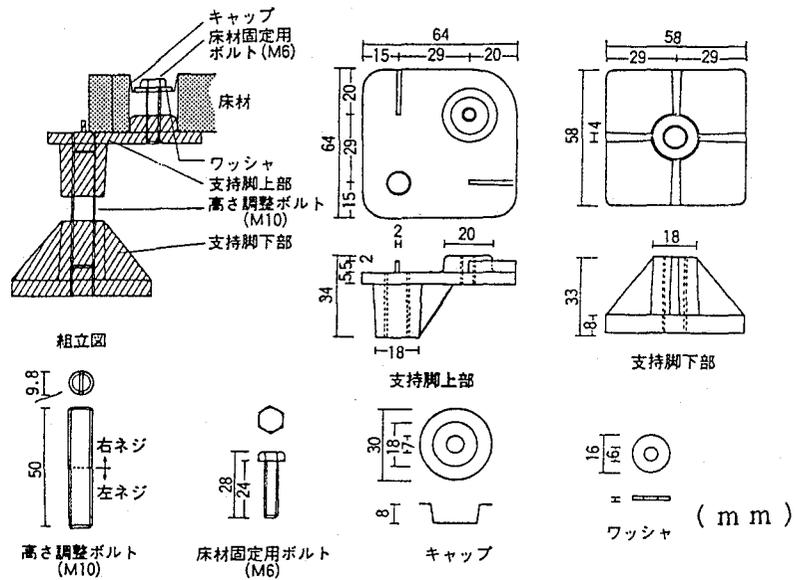


図2-10 ユニット置床の支持脚詳細図

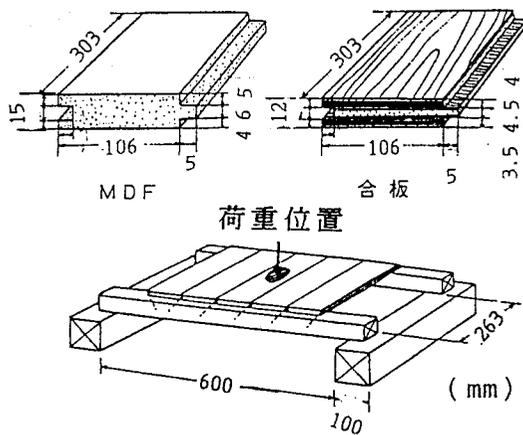


図2-11
縁甲床の形状および荷重位置
MDF：中比重ファイバーボード
根太：ベイツガ材(40mm×40mm)
縁甲床と根太とは酢酸ビニル樹脂接着剤と釘で接着接合

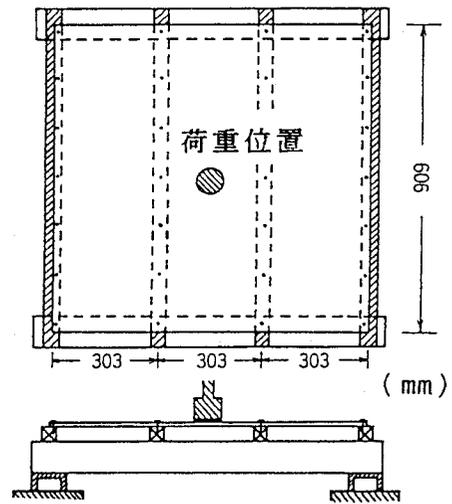


図2-12
ボード釘着床の形状および荷重位置
面材：12mm厚さのパーティクルボード
(フェノール樹脂接着剤を使用)
根太：スギ材(45mm×45mm)
大引：スギ材(90mm×90mm)

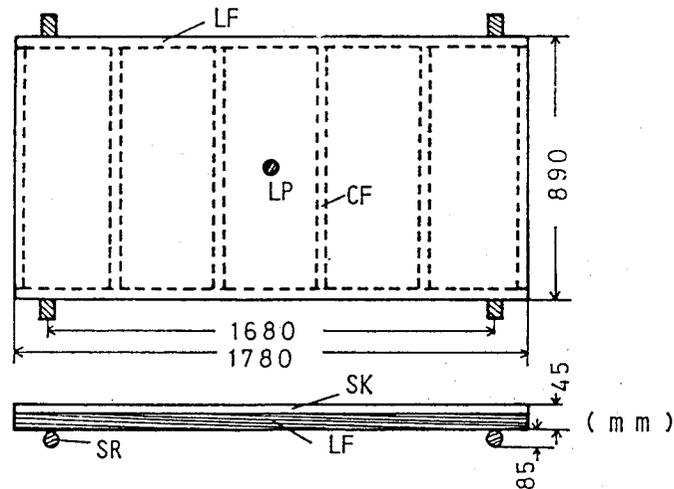


図2-13 木質ストレススキンパネル床の形状および荷重位置(対辺単純支持)
SK：面材-PL(9mm厚さのラワン合板、ユリア・メラミン樹脂接着剤を使用)
PB(13.5mm厚さのパーティクルボード、ユリア・メラミン樹脂接着剤を使用)
SR：支持ローラー(85mmφ)、LP、LF、CF：図2-1参照

(4) ストレストスキンパネル床

6点支持での試験には、クリープ性能試験に供したものと同一寸法、形状のものを供した(図2-1参照)。対辺単純支持での試験には、図2-13に示した片面張りパネルを供した。面材には、9mm厚さの2類ラワン合板(5層構造、ユリア・メラミン樹脂接着剤を使用)および13.3mm厚さのパーティクルボード(3層構造、ユリア・メラミン樹脂接着剤を使用)を、枠材にはラワン材を用い、中棧は、縦枠の内側の溝(深さ5mm)に差し込んで釘着した。枠材と面材との接合には、 α -オレフィン系接着剤を使用した。

(b) 試験方法

試験体各々についての支持条件と荷重点を、図2-1、9~13に示した。試験体中央に金属円筒(80mm ϕ)を用いて集中荷重を与えたが、その際、荷重部角のめり込みを防ぐため、接触部に3mm厚さの硬質ゴムを貼った。静的試験および疲労試験には、電気油圧サーボ式疲労試験機(森試験機^(株)製)を用いた。疲労試験は、パネルの横すべり移動を防止するために、最低荷重を50Nとする正弦波片振り負荷により行なった。たわみ量に応じてアクチュエータの制御速度に限界があるので、繰返し周波数として、ユニット置床では4Hz、縁甲床では5Hz~7Hz、ボード釘着床では2Hz~7Hz、ストレストスキンパネル床では1.2Hz~2.5Hzを用いた。

表2-2 ユニット置床各試験体のデータ

試験体 No.		気乾比重	試験時含水率 (%)	浸せき水温 (°C)	試験時環境条件	
					温度(°C)	相対湿度(%)
D(静的)	常態	0.81	8.1	————	————	————
D(1)		0.78	8.1	————	19.0	73
D(2)		0.77	8.1	————	17.0	70
D(3)		0.76	8.1	————	17.0	65
W(静的)	湿潤状態	0.78	19.0	17.3	————	————
W(1)		0.78	19.0	17.2	18.0	62
W(2)		0.79	19.0	16.8	19.5	67
W(3)		0.79	19.0	16.8	20.5	76

湿潤状態:常温水中に72時間浸せき後試験した、試験体No.のうち静的は静的試験体、他は疲労試験体

ユニット置床の静的試験および疲労試験は、常態と湿潤状態（常温水中に72時間浸せき）で行なった。表2-2に、各試験体面材の試験前の比重と含水率および試験時の温度と相対湿度を示した。静的試験は、常態と湿潤状態で各1体（表2-2のD（静的）、W（静的））について、疲労試験は、常態と湿潤状態で各3体（表2-2のD（1）～D（3）、W（1）～W（3））について行なった。疲労試験では、最大荷重を1,000Nとし、周波数4Hzで、繰返し数 10^5 回まで行なった。1,000Nの荷重は、常態および湿潤状態で、静的破壊荷重の各々14.1%および14.2%に相当した。湿潤状態での疲労試験では、試験中における試験体の乾燥を防ぐため、試験体をビニールシートで被覆した。

縁甲床に集中荷重が作用した場合、さねはぎ加工のない縁甲板を用いると、1枚の縁甲板が荷重の全てを単独で負担するが、さねはぎ加工のある縁甲板を用いると、さねの部分を紹介他の板も荷重を分担する。そこで、さねはぎの効果を予備実験で調べた。表2-3に、さねはぎ枚数とたわみ量（4体の平均値）の関係を示した。たとえば、合板およびMDFで、5枚はぎのたわみ量は、各々1枚の場合のその0.58倍および0.44倍に減少した。曲げ破壊荷重（3体の平均値）は、表2-4に示したように、合板で2.5倍、MDFで1.8倍となった。破壊形態は、5枚はぎの場合、負荷が増加するにつれて、合板、MDFいずれも、まず、さねはぎ部の凹部コーナーではく離（割裂）が始まり、その後、合板では、さねはぎの抜けが起こり、その結果、中央の1枚の板に荷重が集中して、その板が破壊した。一方、MDFでは、さねはぎがはずれそうになるが、はずれる前に、荷重ヘッドが中央の1枚にめり込んで破壊が起こった。以上の結果から、疲労試験での試験体のさねはぎ

表2-3 縁甲床のさねはぎ枚数によるたわみ量への影響（常態）

	さ ね は ぎ 枚 数			
	1	2	3	5
合 板 12mm 厚	3.97(0.58)	3.34(0.69)	2.63(0.88)	2.32(1.00)
MDF 15mm 厚	3.50(0.44)	2.43(0.64)	1.72(0.91)	1.56(1.00)

中央集中荷重 1,000N に対するたわみ (mm)
 各々4体の平均値、括弧内は各々さねはぎ枚数5枚の場合との比、
 たわみは、中央たわみ δ_c と根太たわみ δ_r の差($\delta_c - \delta_r$)、
 2枚はぎの場合は、中央さねはぎ部を荷重点とした

枚数を5枚とした。湿潤による耐力低下を測定するため、3枚はぎの試験体を用いた。合板およびMDFを縁甲板とする試験体各3体を25℃の水中に24時間浸せき後、取り出し3時間静置後、それらについて静的試験を行なった。表2-5に示したように、破壊荷重は、合板およびMDFでは、常態で各々3,830Nおよび5,050N、湿潤状態で各々3,010Nおよび4,220Nとなり、常態から湿潤状態に変化すると、合板およびMDFいずれにおいても20%程度の耐力低下が生じた。合板縁甲板では、常態において繰返し荷重5段階各1体、湿潤状態において繰返し荷重4段階各1体、MDF縁甲板では、常態において繰返し荷重6段階各1体(繰返し荷重2,000Nのみ2体)、湿潤状態において繰返し荷重6段階各1体を供し、疲労試験を周波数5Hz~7Hzで、繰返し数 10^5 回~ 10^6 回まで行なった。湿潤状態の疲労試験に用いた試験体は、水分の蒸発を防止するため25℃の水中に24時間浸せき後薄いビニールシートで被覆した。

表2-4 縁甲板のさねはぎ枚数による曲げ破壊荷重(N)への影響(常態)

	さねはぎ枚数			
	1	2	3	5
合板 12mm厚	1,610(1.00)	2,910(1.81)	3,830(2.38)	3,980(2.47)
MDF 15mm厚	2,910(1.00)	4,770(1.64)	5,050(1.74)	5,310(1.82)

各々3体の平均値、括弧内は各々さねはぎ枚数1枚の場合との比

表2-5 縁甲板の曲げ破壊荷重(N)におよぼす湿潤の影響

	常態	湿潤状態
合板 12mm厚	3,830(1.00)	3,010(0.79)
MDF 15mm厚	5,050(1.00)	4,220(0.84)

各々3体の平均値、合板、MDFいずれも3枚はぎ括弧内は常態との比、湿潤状態は常温水中24時間浸せきし、取り出して3時間経過後試験した

ボード釘着床では、3体を静的試験に供した。疲労試験は、最大荷重1,000Nおよび2,000Nについて各2体を供し、周波数2Hz～7Hzで、繰返し数 10^6 回まで、常態のみについて行なった。

ストレススキンパネル床では、6点支持により、合板パネルおよびPBパネル各8体については常態で、各5体については湿潤状態で、面材と枠材を重ねただけのパネル各6体を常態で、また、対辺単純支持により、合板パネルおよびPBパネル各3体を常態で、各々静的試験を行なった。疲労試験は、6点支持により、常態で合板パネルおよびPBパネル各14体、湿潤状態で合板パネル13体およびPBパネル10体、2対辺単純支持により、常態で合板パネル9体およびPBパネル11体を供し、周波数2.5Hzで、繰返し数 10^6 回まで、各段階の繰返し荷重を与えて行なった。湿潤状態の試験に用いた試験体は、常温の水中に24時間浸せき後薄いビニールシートで被覆した。

2. 2. 2 試験結果および考察

(a) ユニット置床

(1) 静的試験

常態における静的曲げ破壊荷重は7,100N、破壊たわみ量は17.5mm(スパンの2.9%)であった。湿潤状態におけるそれらは、各々7,050Nおよび24.8mm(スパンの4.1%)であった。両条件においては、ボードの破壊と同時に支持脚上部の高さ調整ボルトの孔とボード固定ボルトの孔の間で折損やき裂が生じた。これら折損やき裂が生じたのは、荷重制御方式によって試験を行ない、破壊時に荷重ヘッドが急激に突出したためと考えられる。この点を明らかにするため、3試験体について変位制御により同様の試験を行なった結果、いずれの場合も、折損やき裂は生じなかった。したがって、このタイプの支持脚の強度は、十分であると考えられた。常態および湿潤状態における静的曲げ破壊荷重は、同程度であった。これは、湿潤状態における試験体では、浸せき後の含水率から判断して、内部まで十分吸水していなかったためと考えられた。表層の寄与が大きく現れる破壊たわみについては、湿潤状態のそれが常態のその1.42倍となった。

(2) 疲労試験

常態および湿潤状態の試験体とも、たわみは、繰返し数とともに増加した。所定繰返し数でのたわみおよびたわみ増加量を、表2-6および図2-14と15に示した。表や図から明らかなように、湿潤状態におけるたわみは、常態におけるそれより大きく、 10^4 回～ 10^5

回の間では、特に、その増加が著しかった。

疲労試験機の制御機構上、試験初期段階におけるたわみ測定精度が低いため、十分な精度が得られる 10^3 回における値を基準として、たわみ増加量を次式により算出した。

$$\Delta \delta = \delta_n - \delta_{1,000}$$

{

$\Delta \delta$: たわみ増加量 (mm)
 δ_n : 各測定時におけるたわみ (mm)
 $\delta_{1,000}$: 10^3 回におけるたわみ (mm)

表 2-6 ユニット置床の繰返し荷重によるたわみおよびたわみ増加量

繰返し数 (回)	たわみ (mm)			たわみ増加量 (mm)	
	10^3	10^4	10^5	10^4	10^5
常態 (D)	2.32	2.40	2.62	0.08	0.30
湿潤状態 (W)	3.10	3.22	4.28	0.12	1.18
W/D	1.34	1.34	1.63	1.50	3.93

湿潤状態：表 2-2 参照

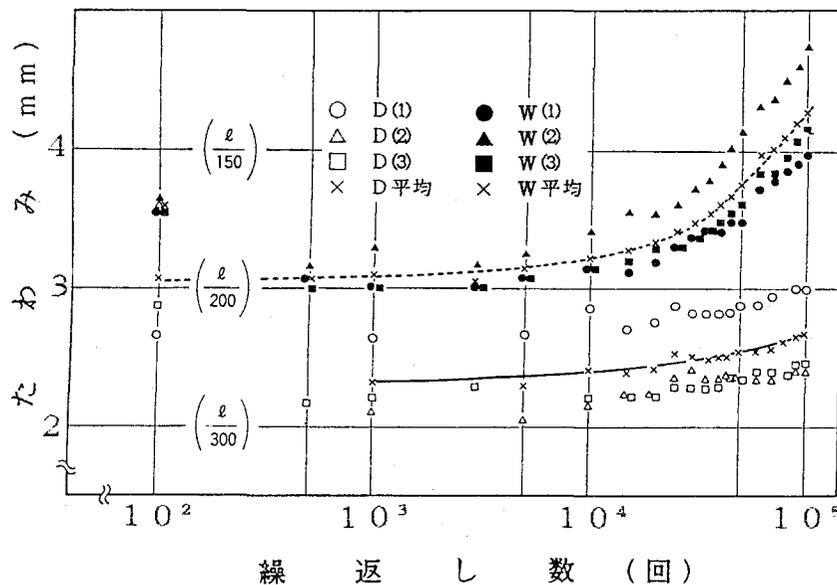


図 2-14 ユニット置床の繰返し数とたわみの関係
(繰返し荷重：1,000 N)

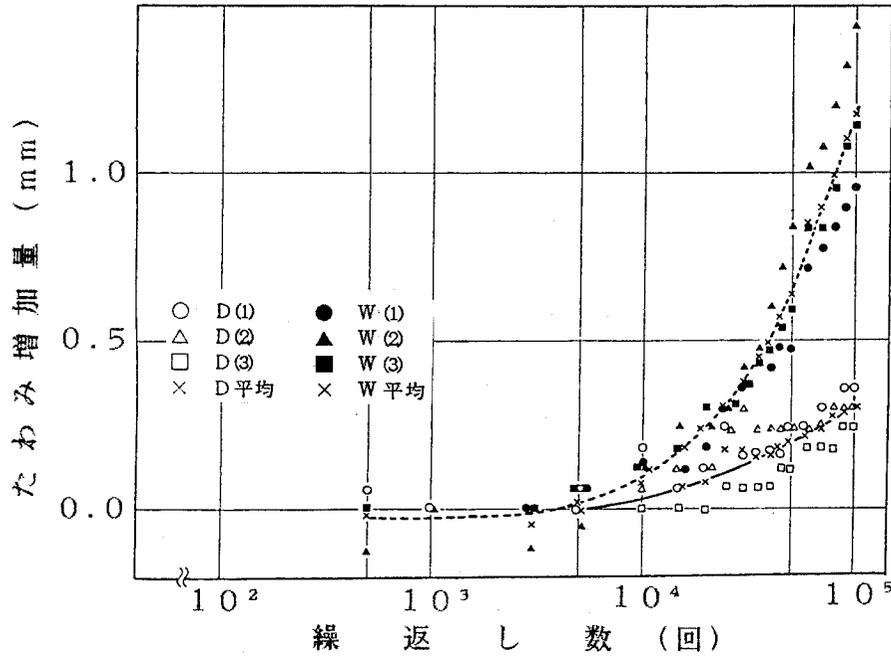


図2-15 ユニット置床の繰返し数とたわみ増加量の関係
(繰返し荷重：1,000N)

荷重 1,000N、繰返し数 10^5 回におけるたわみ量は、常態では約 $l/230$ (l ：スパン、600mm)、湿潤状態では約 $l/140$ に達した。これは、静的試験時の局部荷重のグレーディング¹²²⁾によると、常態ではグレード5～6に、湿潤状態ではグレード4～5に相当した。実験に用いた負荷のサイクルは、実際の使用の際のそれに比べて著しく速く、粘弾性的変形回復が少ないこと、負荷による支持脚の前傾、支持脚自体の変形、試験体を固定しているボルト孔の緩みなどのため、試験体のたわみが、ボード自体のたわみよりも多少大きく現れたと考えられた。湿潤状態において 10^4 回～ 10^5 回で著しいたわみの増加が生じていることから、ユニット置床を水回りなど湿潤状態になりやすい場所に使用する場合には、特別の配慮が必要であろう。

(b) 縁甲床

図2-16に合板縁甲床、図2-17にMDF縁甲床についての常態および湿潤状態でのたわみ増加曲線を示した。試験体数が少なく、ばらつきが大きいですが、大体の傾向をつかむことができる。図2-18に、MDF縁甲床の繰返し荷重と繰返し数の関係(S-N曲線)を示した。試験体数が少ないので、MDF縁甲床の疲労限度については、大まかな予測しかできないが、実用的な繰返し数を 10^6 回と仮定すると、静的耐力の42%程度、すなわち、常態において約 2,250N、湿潤状態において約 1,850Nが疲労限度であると推察された。

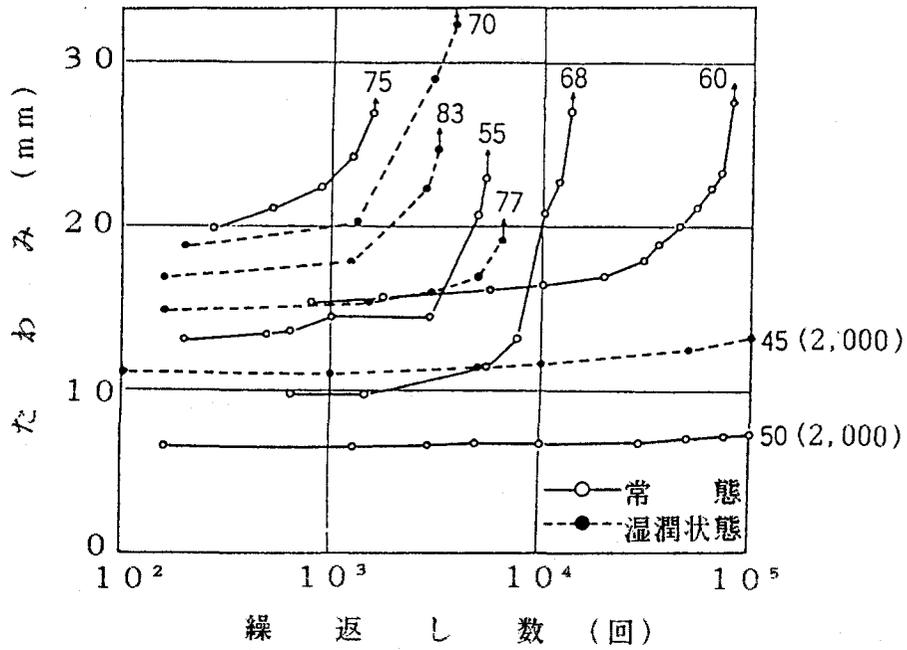


図2-16 合板縁甲床の繰返し荷重に伴うたわみ変化
 図中の数字は、繰返し荷重/静的耐力(%)
 括弧内の数字は、繰返し荷重(N)を表す
 湿潤状態：常温水中に24時間浸せき後試験した

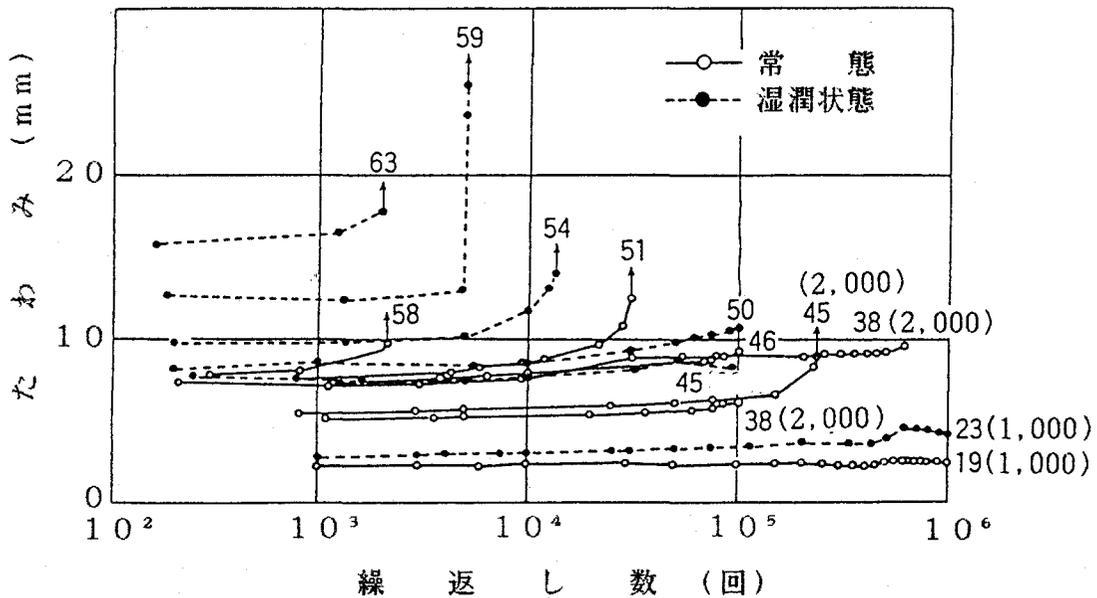


図2-17 MDF縁甲床の繰返し荷重に伴うたわみ変化
 図中の数字、湿潤状態は、図2-16参照

合板縁甲床の疲労限度については、さらにばらつきが大きく、試験体数も少ないので、予測は困難であるが、一般に、人の歩行による負荷は、体重の 1.2倍～ 1.3倍であり（表 2-7）、荷重 1,000N、 10^6 回（1日90回×365日×30年）程度の負荷に相当すると思われるため、この床が、通常の使用による疲労で破壊することはないと考えられた。

(c) ボード釘着床

荷重-たわみ曲線の 1例を図 2-19に、静的試験結果を表 2-8に示した。荷重 1,000 Nでの荷重点のたわみは、根太中央たわみの 2倍程度となった。曲げ剛性（荷重/荷重部

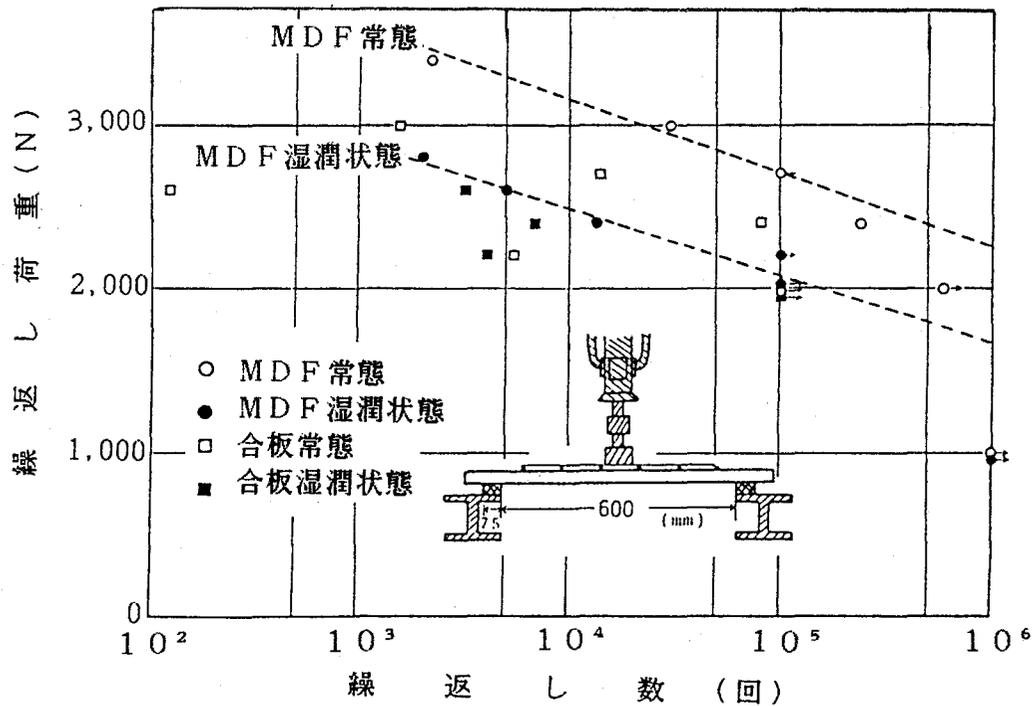


図 2-18 縁甲床の疲労破壊における繰返し荷重と繰返し数の関係
湿潤状態：図 2-16 参照

表 2-7 木質床パネル上での歩行および跳躍等の衝撃度（衝撃最大荷重/体重）¹²³⁾

静 止	普通の歩行	荒々しい歩行	椅子に強く座る	6～7 cmの跳躍
1.0	1.2～1.3	1.8～2.2	2.6～2.9	3.5～3.7

たわみ)は、平均280N/mmであり、破壊はいずれも荷重部の打ち抜けにより起こり、耐力は平均 4,790Nであった。

たわみの変化を図2-20および表2-9に、繰返し数 10^6 回後の耐力を表2-9に示した。荷重 1,000N (静的耐力の21%)では、外観上何ら損傷は観察されなかった。荷重 2,000N (静的耐力の42%)では、繰返し数 10^5 回を越えるあたりから、荷重部裏面に微小なクラックが発生し、 10^6 回後には、それは、長さ約 300mmの数本のクラックに進展した。したがって、繰返し数 10^6 回において、たわみ増加は、荷重 1,000Nで12%程度、荷重 2,000Nで45%であった。通常の歩行時に作用する荷重は、体重の 1.2倍～ 1.3倍であるから、まず荷重が 1,000Nを越えることはなく、たわみの増加は、ほとんどないであろう。荷重2,000N (標準体重の3倍程度)に相当する衝撃力は、椅子に強く座るか、跳びはねる場合であり、このような荷重は、30年間に 10^4 回 (1日約1回)を越えることはないであろう。したがって、通常の使用状態でのたわみ増加は、12%程度であると考えられた。階段下のような所では、場合によっては繰返し荷重が 10^6 回に至る可能性もあるが、この場合、たわみの増加が45%となり、 2×10^5 回 (1日約20回程度)と仮定するなら、たわみの増加は19%となる。なお、荷重2,000N、繰返し数 10^6 回後の床の耐力の低下はほとんどなく、釘の浮上がりも認められなかった。

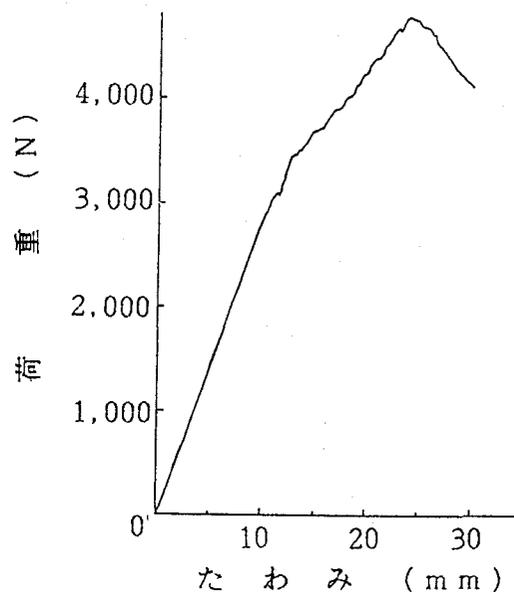


図2-19 パーティクルボード釘着床の荷重-たわみ曲線の1例
最終破壊は面材の打ち抜け

表2-8 パーティクルボード釘着床の静的試験結果

試験体 No.	荷重部たわみ: δ_c (mm)	根太中央たわみ: δ_J (mm)	大引のたわみ: δ_s (mm)	$\delta_c - \delta_J$ (mm)	曲げ剛性 P/δ_c (N/mm)	耐力 (N)	破壊形態
1	3.39	1.74	0.21	1.65	295	4,780	*
2	3.70	1.85	0.22	1.85	270	4,770	*
3	3.63	1.79	0.22	1.84	275	4,810	*
平均	3.57	1.79	0.22	1.78	280	4,790	*

δ_c 、 δ_J 、 δ_s : 荷重1,000N負荷時のたわみ、*: 荷重部面材の打ち抜け

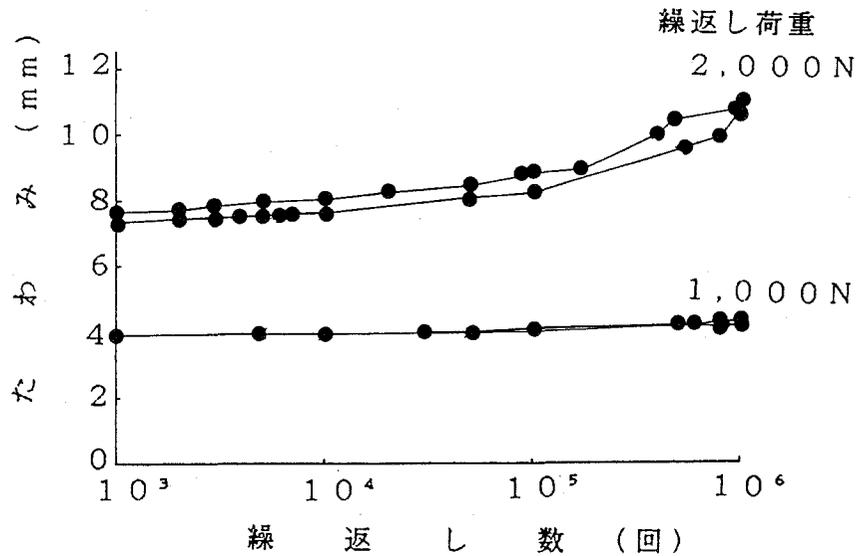


図2-20 パーティクルボード釘着床の繰返しに伴うたわみの変化

表2-9 パーティクルボード釘着床の疲労試験結果

繰返し荷重		δ_i / δ_1				疲労試験後の耐力	
P	P/P _m	10 ³ 回	10 ⁴ 回	10 ⁵ 回	10 ⁶ 回	P' _m	P' _m /P _m
1,000N	20.9%	1.02	1.03	1.07	1.12	4,790N	1.00%
2,000N	41.8%	1.01	1.05	1.14	1.45	4,680N	0.98%

各々2体の平均値、 δ_1 : 第1回目のたわみ (mm)、 δ_i : 第i回目のたわみ (mm)、
P: 繰返し荷重 (N)、P_m: 静的耐力 (N)、P'_m: 疲労試験後の耐力 (N)

(d) ストレストスキンパネル床

(1) 静的試験

6点支持パネルの静的試験で得られた荷重-たわみ曲線の1例を図2-21に示した。1,000N、2,000N、4,000Nの反復荷重を載荷し、ヒステリシスループを描かせた。このループに囲まれた部分のエネルギーが、後に述べる繰返し荷重時の発熱と関係があるものと考えられる¹²⁴⁾。たわみの急激な増加(A、B、C)は、中棧と面材との界面における接着はく離の急激な進展に対応し、面材局部の打抜け(D、E)で最終破壊に至った。以下に各々の支持条件におけるストレストスキンパネル床の静的試験結果について詳述する(表2-10)。

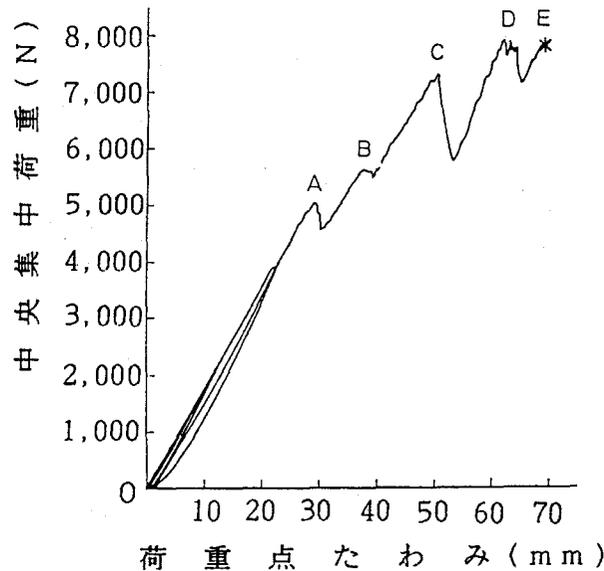


図2-21 ストレストスキンパネル床の荷重-たわみ曲線の1例(6点支持)
面材はパーティクルボード、24時間常温水中に浸漬後、薄いビニルシートで被覆い試験に供した(湿潤状態)
A、B：面材と中棧間のはく離の進展、C：面材と中棧間の完全なはく離、D、E：荷重部面材の破壊、打ち抜け

(1)-1 6点支持

常態における最終破壊は、合板パネルおよびPBパネルのいずれの場合も荷重部での面材の打ち抜けにより生じた。合板パネルの耐力は、PBパネルのそれの約2倍であったが、これは、合板の曲げ強度がPBの2倍程度であることと関連がある。合板パネルでは、PBパネルの耐力より少し高い荷重で、中棧と面材界面での接着はく離が生じたが、これによる耐力への影響はさほど大きくないものと考えられる。このことは、枠材と面材を単に

重ねたパネルの破壊も、荷重部の打ち抜けて生じ、耐力が同程度であったことから、推論できる。一方、接着による剛性の向上は著しく、合板パネルで 2.0倍、PBパネルで 1.8倍となり、ストレススキン効果が明らかに認められた(表2-10)。

湿潤状態におけるパネルの破壊形態は、常態のそれと類似した。しかし、含水率が高くなるため、合板パネルおよびPBパネルのいずれも静的耐力が約7%低下し、荷重 1,000 Nに対する曲げ剛性は、10%~14%低下した。常態と湿潤状態のいずれにおいても、合板パネルの耐力のばらつき(標準偏差)は、PBパネルのそれに比して大きかった。この原因として、合板自身の接着不良や構成単板強度のばらつきなどが考えられた。

表2-10 ストレススキンパネル床の静的試験結果

試験体 面材、試験条件	中央たわみ (mm/1,000N)	耐力 (N)	最終破壊形態 ^{a)} と その試験体数比
6点支持 合板I ^{b)} 、常態 合板I ^{b)} 、湿潤状態 PB I ^{b)} 、常態 PB I ^{b)} 、湿潤状態	0.595 (0.31) ^{c)} 0.691 (0.97) ^{c)} 0.567 (0.27) ^{c)} 0.630 (0.42) ^{c)}	6,510 (99) ^{c)} 6,040 (116) ^{c)} 3,420 (22) ^{c)} 3,190 (55) ^{c)}	* 8/8 * 4/5、* ■ 1/5 * 8/8 * 5/5
6点支持、非接着 合板I ^{b)} 、常態 PB I ^{b)} 、湿潤状態	1.189 (0.97) ^{c)} 0.999 (1.16) ^{c)}	6,650 (41) ^{c)} 3,490 (21) ^{c)}	* 6/6 * 6/6
対辺単純支持 合板II ^{b)} 、常態 PB II ^{b)} 、常態	1.930 (0.60) ^{c)} 1.740 (1.20) ^{c)}	4,060 (67) ^{c)} 2,830 (27) ^{c)}	■ 3/3 ■ 2/3、* 1/3

非接着：表面材と枠材は接着せず重ねただけのパネル、湿潤状態：図2-21参照

a) *：荷重部面材の打ち抜け、■：縦枠材の曲げ破壊

b) 合板I：9mm厚さの1類ラワン合板、フェノール樹脂接着剤を使用、
PB I：12mm厚さのパーティクルボード、フェノール樹脂接着剤を使用、
合板II：9mm厚さの2類ラワン合板、ユリア・メラミン樹脂接着剤を使用、
PB II：13.5mm厚さのパーティクルボード、ユリア・メラミン樹脂接着剤を使用

c) 括弧内の数字は標準偏差を表す、なお、6点支持、常態の合板IとPB Iの試験結果は、前節のクリープ試験の静的試験結果(表2-1)である

(1) - 2 2対辺単純支持

6点支持に比べて、スパンが約2倍大きく、荷重1,000Nに対するたわみが約3倍となり、枠材には大きな曲げ応力が生じた。そのため、最終破壊は、合板パネルおよびPBパネルともに、縦枠の曲げ破壊によって生じた。合板パネルでは、枠材と面材界面でのはく離は、認められなかったが、PBパネルでは、全て中棧がはく離し、縦枠がはく離する例もまれに認められた。はく離した中棧と枠材の接着面には、PB表面からはく奪したと思われる木粉が観察された。PBパネルの耐力は、合板パネルのその約65%であった。

(2) 疲労試験

(2) - 1 破壊の進展

破壊の進展は、静的試験におけるそれと類似した。図2-22~27に、常態および湿潤状態における合板パネルおよびPBパネルについての荷重および荷重比と繰返し数の関係を示した。荷重を荷重比で表現すると、寸法や材質の異なるパネル間の比較が可能となる。

6点支持では、常態において、合板パネルの典型的な破壊は、次の順序で進展した。まず、荷重点直下で面材の裏面にささくれが生じ(△)、次に、中棧端部で、中棧と面材界面で接着はく離が起こり(○)、それが進展し、最終的には面材が打ち抜けて(*)、最終破壊が起こった(図2-22)。PBパネルでは、まず、荷重点直下で面材の裏面に割れが生じ、極まれに、中棧と面材界面で接着はく離が生じたが、一般に、はく離を経ることなく、荷重点部の打ち抜けによって最終破壊が起こった(図2-24)。PBパネルで、中棧と面材界面でのはく離が生じないからといって、PBと枠材との接着が、合板と枠材との接着より強いとは必ずしも言えない。PBパネルでは、合板と枠材とのはく離時の荷重より低い荷重で最終破壊が起こったためである。

合板パネルおよびPBパネルのいずれでも、枠材と面材間のはく離は、常態では1例を除き、認められなかった。中棧のはく離が縦枠のはく離より生じやすい理由は、中棧の方が縦枠より大きな曲率をもってたわむためと考えられた。

湿潤状態において、合板パネルでは、合板裏面のささくれが生じる前に、面材と中棧間の接着はく離が生じ、また、打ち抜け破壊の前に、縦枠材と面材界面での接着はく離が生じた(図2-23)。PBパネルでは、面材裏面に割れが生じた後、多くの場合、中棧と面材間の接着はく離が起こり、その後、荷重点部の打ち抜けて最終破壊に至った(図2-25)。合板パネルおよびPBパネルのいずれにおいても、静的試験の場合よりも、面材と中棧または縦枠間のはく離が生じやすかった。これは、湿潤による接着強度の低下が、時間とと

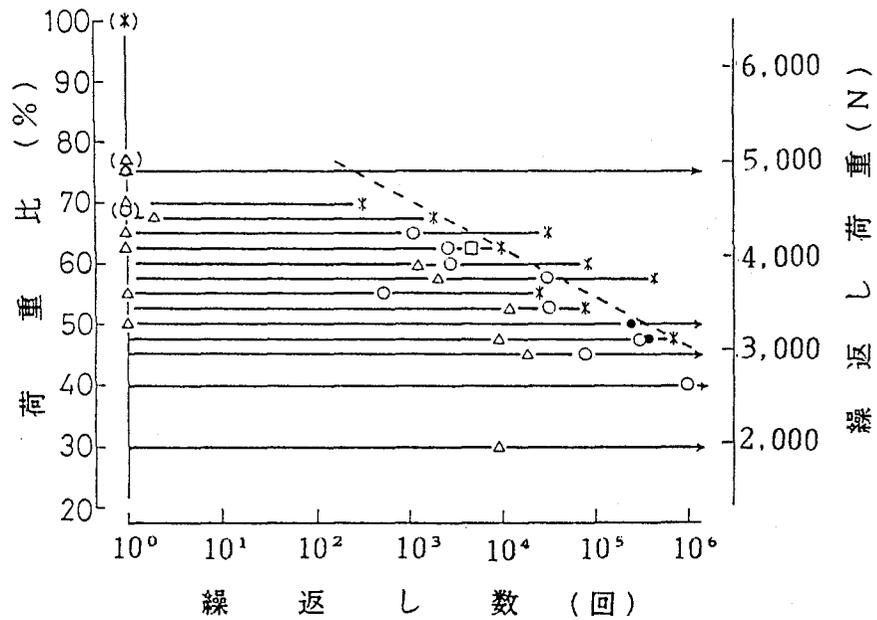


図2-22 ストレススキンパネル床の疲労破壊における繰返し荷重と繰返し数の関係（6点支持、合板I、常態）
 △：荷重点裏面のクラックあるいはささくれ、○：面材と中棧間の接着はく離、□：面材と縦棧材間の接着はく離、●：中棧の破壊、■、*：表2-10参照
 括弧内の記号は、静的試験の破壊形態を表す

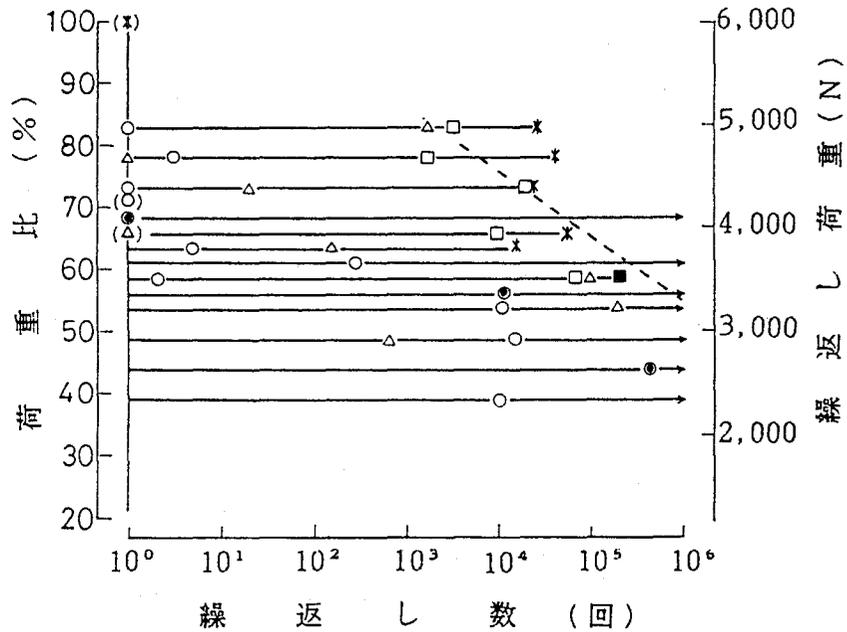


図2-23 ストレススキンパネル床の疲労破壊における繰返し荷重と繰返し数の関係（6点支持、合板I、湿潤状態）
 湿潤状態：図2-21参照、図中の記号は図2-22参照

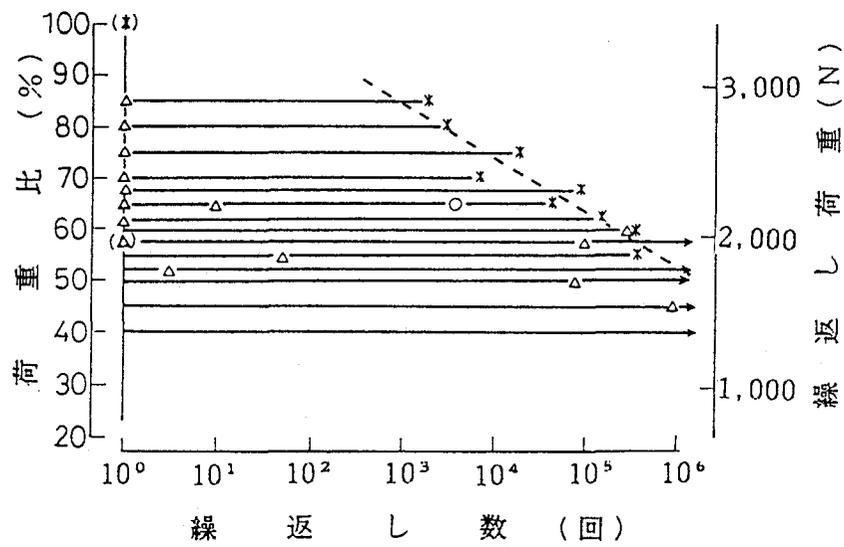


図 2-24 ストレストスキンパネル床の疲労破壊における繰返し荷重と繰返し数の関係 (6点支持、PBI、常態)
 図中の記号は図 2-22 参照

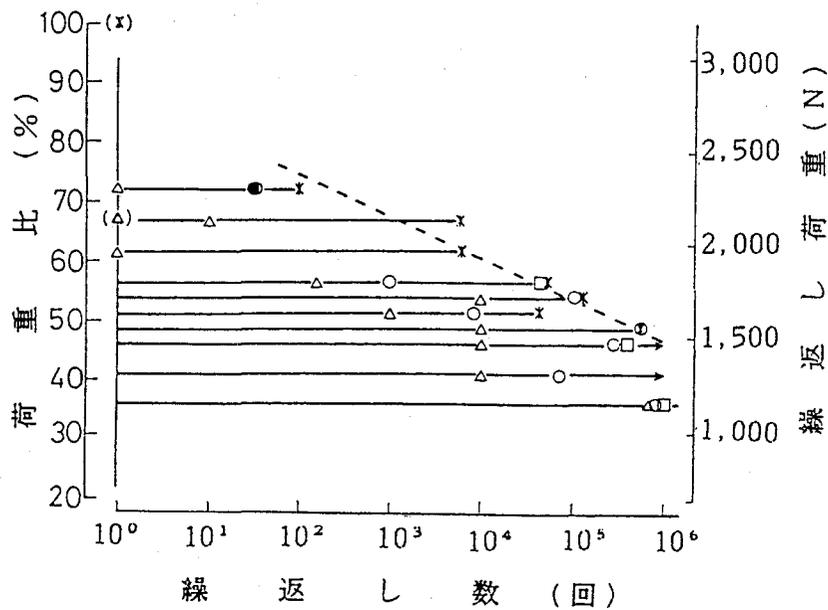


図 2-25 ストレストスキンパネル床の疲労破壊における繰返し荷重と繰返し数の関係 (6点支持、PBI、湿潤状態)
 湿潤状態：図 2-21 参照、図中の記号は図 2-22 参照

もに促進され、接着接合部における疲労と劣化が進むためと考えられた。

常態および湿潤状態のいずれの場合にも、中棧の折れや縦粋材の破壊がまれに観察されたが、破壊の断面形状から見て、中棧や縦粋材がぜい心材であったためと判断された。

2対辺単純支持では、常態において、合板パネルの場合では、まず、面材と中棧界面ではく離が生じ、次に、荷重点直下の面材裏面にささくれが生じ、これらの進展に伴って、最終的に縦粋材が曲げ破壊した。PBパネルの場合では、縦粋材が曲げ破壊を起こす前に、縦粋と面材間で接着はく離が生じた(図2-26、27)。

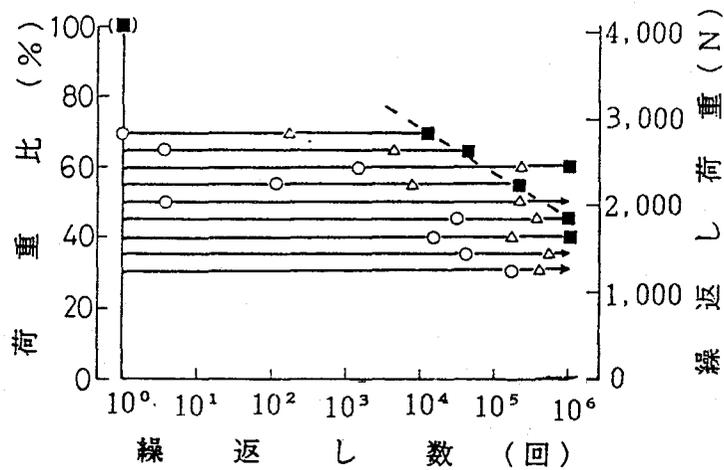


図2-26 ストレストスキンパネル床の疲労破壊における繰返し荷重と繰返し数の関係(対辺単純支持、合板Ⅱ、常態)
図中の記号は図2-22参照

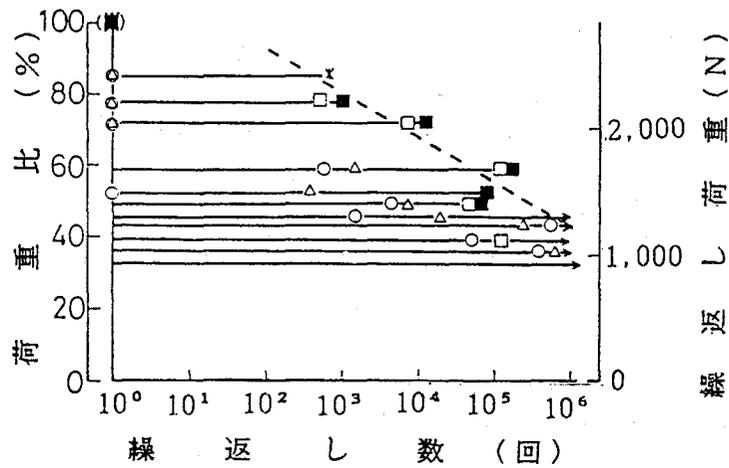
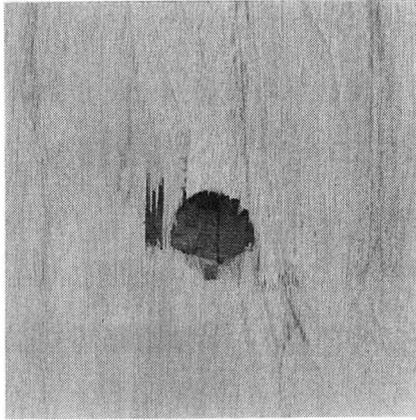
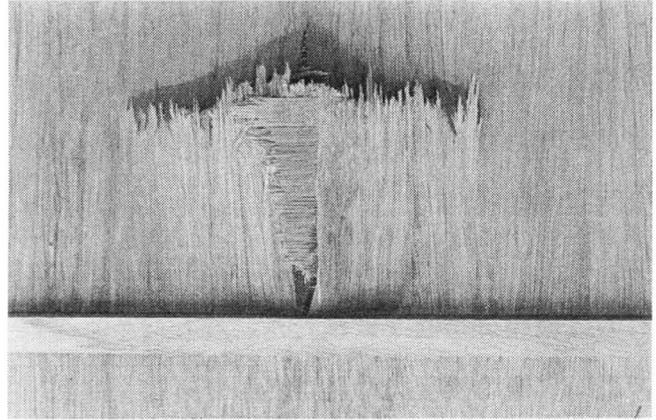


図2-27 ストレストスキンパネル床の疲労破壊における繰返し荷重と繰返し数の関係(対辺単純支持、PBⅡ、常態)
図中の記号は図2-22参照



荷重部側（表面）



荷重部裏側（裏面）

図2-28 ストレストスキンパネル床（面材・合板）の疲労破壊の1例

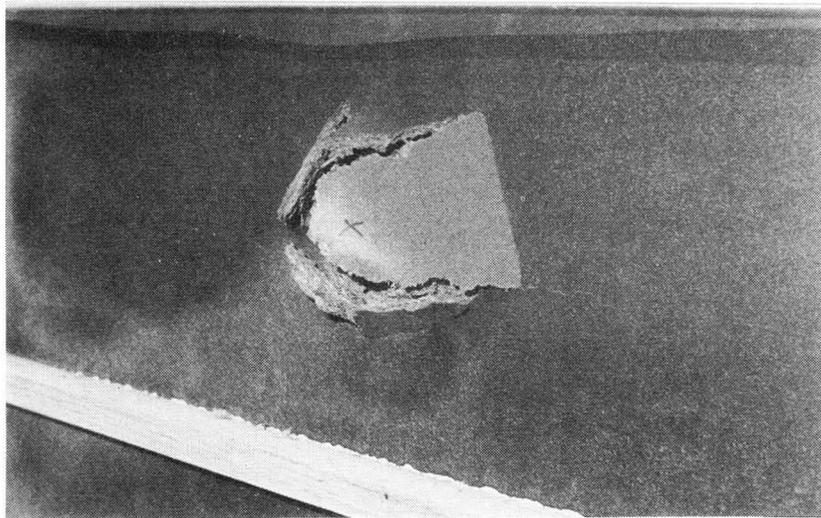


図2-29 ストレストスキンパネル床（面材・PB）の疲労破壊の1例

（2）-2 たわみの増加

6点支持の場合のたわみの増加比を図2-30と31に示した。縦軸は、各正弦波最大荷重時のたわみを繰返し数 10^2 回目のたわみで除した値を示した。たわみの測定は、荷重値が安定する 10^2 回目より開始した。荷重比40%における 10^2 回目のたわみは、静的たわみと同程度であった。常態においては、合板パネルおよびPBパネルとも、荷重比40%でのたわみ増加比は、 10^6 回で1.25以下であった。しかし、荷重比が50%程度になると、たわみの増加比は、かなり大きくなった。試験途中でみられるたわみの急増は、中棧と面材間のは

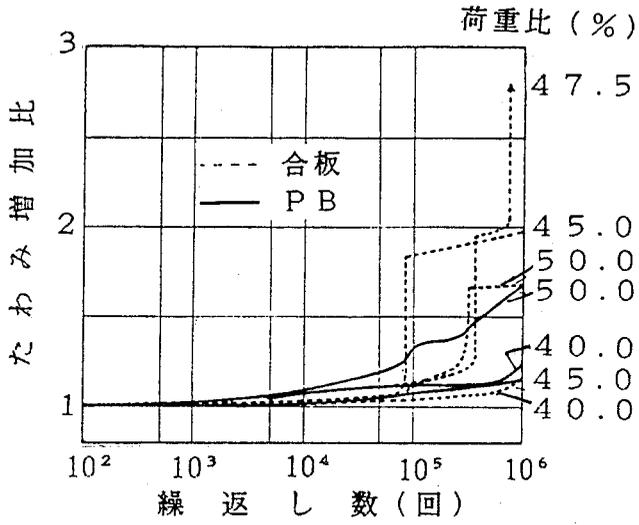


図2-30 ストレストスキンパネル床の荷重繰返し数とたわみ増加比の関係 (6点支持、常態)
たわみ増加比：繰返し数 100回のたわみに対する比

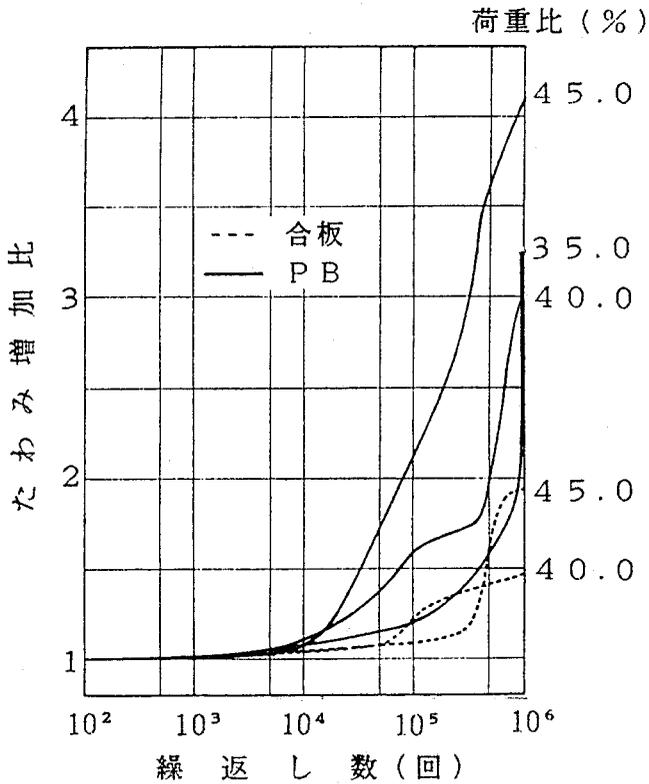


図2-31 ストレストスキンパネル床の荷重繰返し数とたわみ増加比の関係 (6点支持、湿潤状態)
湿潤状態：図2-21参照、たわみ増加比：図2-30参照

く離によって生じた。面材の割れの進展によるたわみ増加は、比較的緩やかであった。常態に比べ、湿潤状態におけるたわみ増加は大きかった。特に、合板パネルに比べ、PBパネルでのそれは非常に大きかった。この原因は、荷重点付近において、発熱に伴う面材の乾燥によって、水分非定常のクリープが進行したためと考えられた¹⁶⁾。

実際の床の使用では、約30年間にせいぜい1,000Nの荷重が10⁶回繰返される程度と予想される。これは、合板パネルでは荷重比15%、PBパネルでは荷重比30%、繰返し数10⁶回に相当するが、この時点における両者のパネルのたわみ増加は、非常に小さい。しかし、湿潤状態あるいは水分非定常下におけるPBパネルでは、かなり大きなたわみが生じるものと予測されるので、水回りとか、高湿度や湿度が極端に変化する場所でのPBパネルの使用には、注意が必要である。

(2) - 3 疲労限度

住宅の床に作用する繰返し荷重（たとえば人の歩行）の回数を10⁶回程度（約100回/日を30年）と仮定した場合のストレススキンパネル床の疲労限度を、表2-11に示した。常態で6点支持における合板パネルおよびPBパネルの疲労限度は、各々2,930Nおよび1,790Nであり、湿潤状態でのそれらは、各々3,280Nおよび1,490Nであった。

合板パネルでは、疲労限度が常態に比べ湿潤状態で高くなった。この原因の1つとして、

表2-11 ストレススキンパネル床の10⁶回繰返し後の疲労限度および静的耐力に対する残存率

試 験 体 面 材、試 験 条 件	疲 勞 限 度 (N)	静 的 耐 力 対 于 残 存 率 (%)
6 点 支 持		
合板 I、常 態	2,930	45
合板 I、湿潤状態	3,280	54
PB I、常 態	1,790	52
PB I、湿潤状態	1,490	47
対 辺 単 純 支 持		
合板 II、常 態	1,870	46
PB II、常 態	1,220	43

合板 I、PB I、合板 II、PB II：表2-10参照、湿潤状態：図2-21参照

繰返し荷重による発熱によって、荷重付近の面材が徐々に乾燥すること、さらに、合板と
枠材界面での接着はく離によってたわみが急増し、それに伴って面内力（膜応力）が主体
的に外力に抵抗するようになるためなどが考えられた。後者は、単純重ねパネルの破壊荷
重が接着パネルのそれと同程度であったこととも関連するが、合板強度のばらつきによっ
てこのような結果となった可能性もある。

一方、PBパネルでの湿潤状態における疲労限度は、常態におけるそれに比して17%低
く、静的試験における7%低下に比べてかなり大きな低下であった。このことは、パーテ
ィクル間の結合力が、湿潤状態あるいは水分非定常下では、繰返し荷重によって、より低
化しやすいことを示した¹²⁴⁾。

6点支持では、通常の歩行（体重の1.2倍～1.3倍¹²³⁾）によって、いずれのパネルも
疲労破壊することはないと推定された。しかし、椅子に強く座る（体重の2.6倍～2.9倍
）とか、6cm～7cmの跳躍（体重の3.5倍～3.7倍）では、体重70kgの人で荷重2,000N
あるいは2,600Nの負荷となる。これに対する合板パネルの寿命は、いずれも繰返し数

10⁶回以上であるが、PBパネルでは常態において、それぞれ30万回および5,500回、湿
潤状態において、寿命は5,000回および20回となった。

パネルの種類、支持条件、環境条件など全てを含めて総括的に見ると、静的試験と片振
り荷重の疲労試験での破壊形態は同様で、繰返し数10⁶回での疲労限度は、静的耐力の43
%～54%程度であった。メタルプレートコネクターを用いた木材接合の引張り片振り疲労
試験では、28%（歯は60本）および38%（歯は20本）のこれより低い疲労限度が報告され
ている¹²⁵⁾。メタルプレートコネクターを用いた木材接合の静的破壊は、コネクターの引
抜けあるいは引張破断で生じるのに対し、10⁶回での疲労破壊は、ネイル根本の疲労破壊
で生じる。両者での破壊形態が異なることによって、ストレススキンパネルの疲労限度
に比べ、低い値となると推察される。

実際には、面材の裏面割れや面材と枠材間の接着はく離が問題となる。図2-22～27、
30と31において、さらにデータ数を増すことによって、接着はく離の疲労限度直線を求め
ることが可能であろう。たとえば、6点支持の常態における繰返し数10⁶回での合板パネ
ル中棧のはく離の疲労限度は約2,600N、湿潤状態におけるそれは約2,300Nで、後者は
前者に比べ12%低いと推定できた。また、前者の推定平均静的はく離強度は4,450N、後
者のそれは4,580Nであり、中棧はく離の静的強度に対する疲労限度の比は、それぞれ約
58%および50%となった。

(2) - 4 疲労破壊とクリープ破壊

疲労破壊とクリープ破壊を比較するため、1日の繰返し荷重回数を約100回と仮定し、横軸のスケールを継続時間と合わせ、疲労限度直線とクリープ限度直線を図2-32に示した。10⁶分(約2年)におけるクリープ限度は、合板パネルで荷重比56%、PBパネルで荷重比70%であった。クリープ限度直線を外そうすると、30年において、合板パネルで50%、PBパネルで64%であった。繰返し回数10⁶回(約30年間)の疲労限度は、合板パネルで45%、PBパネルで52%であった。これらの結果より、繰返し荷重、継続荷重いずれの場合も、静的耐力の45%~50%以下の荷重では、最終破壊に至らないことが推定された。通常の床では、人の歩行により体重の1.3倍程度の繰返し荷重しか作用しない¹²³⁾ので、たとえば、体重80kgの人が10⁶回(約30年間の回数に相当)歩いても、たわみの増加はほとんど無く、疲労破壊に至ることはない。実際の住宅における床では、継続と繰返し荷重が重なり合って作用するが、この重複荷重の影響については、今後検討する必要がある。

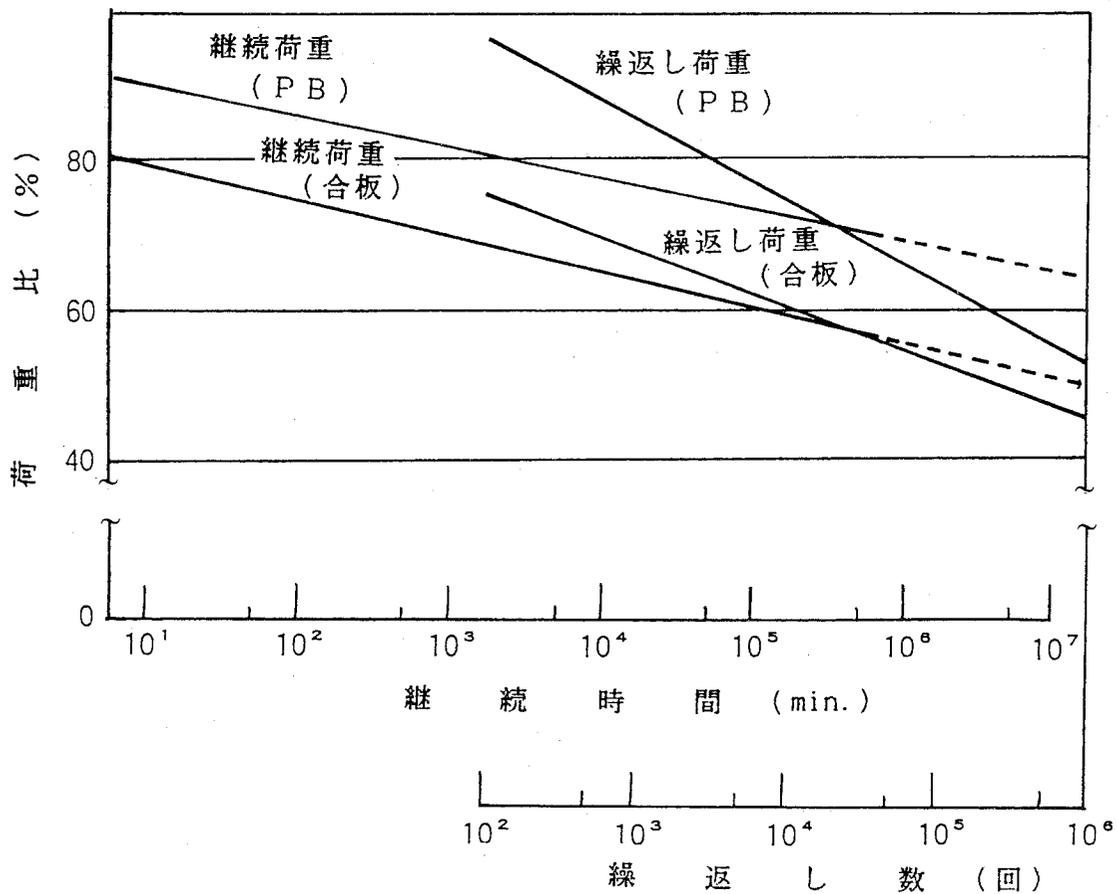


図2-32 ストレストスキンパネル床の疲労破壊およびクリープ破壊における荷重比と継続時間および繰返し数の関係

2. 3. 要約

粹材および中棧にラワン材、面材に9mm厚さの1類ラワン合板あるいは12mm厚さの耐水性パーティクルボードを用いた、寸法 890mm×1,780mm の片面張りストレススキンパネル床を用いて、クリープ試験を行ない、たわみの増加とクリープ破壊について検討した。試験体を断面90mm×90mmの木材ブロックにより6点支持し、片側4支持点の中央に80mmφの集中荷重を負荷した。破壊の進展は、両パネルとも、中棧と面材間の接着はく離を生じることなく、面材の打ち抜けて破壊した。たわみは、最初緩やかに増加し、その後、面材の割れに伴って急激に増加し、破壊に至った。1万時間(約420日)におけるクリープ限度は、合板パネルで3,650N、パーティクルボードパネルで2,390Nであった。クリープ限度直線を外そうして得た30年におけるクリープ限度は、合板パネルで3,260N、パーティクルボードパネルで2,190Nであったが、これらを静的耐力に対する比で表すと、各々50%および64%であった。

ユニット置床、縁甲床、ボード釘着床、ストレススキンパネル床の4種について、繰返し荷重によるたわみの増加や耐力低下を検討した。

ユニット置床(600mm×600mm×25mmのパーティクルボードに4個のアルミダイキャスト製床下地支持脚を取り付けたもの)について、常態および湿潤状態における静的曲げ試験および1,000Nの繰返し荷重(4Hz)を用いた疲労試験を行ない、次の結果を得た。

常態および湿潤状態における静的曲げ破壊荷重は、7,100Nおよび7,050N、破壊時のたわみは、1.75mmおよび24.8mmであった。繰返し数 10^5 回後、常態では、たわみは約 $Q/230$ (2.62mm)にすぎなかったが、湿潤状態では、繰返し数 10^4 回～ 10^5 回でたわみの増加量が大きくなり、その値は約 $Q/140$ (4.28mm)に達した。この結果より、水回りでのこの種の床の使用には、特別の配慮が必要と考えられた。

断面100mm×100mmのベイツガ材の大引上に、断面40mm×40mmのベイツガ材の根太をスパン600mmで渡し(根太間隔約300mm)、その上に、さねはぎ加工した幅約100mmの縁甲板(12mm厚さの1類ラワン合板あるいは15mm厚さの中比重ファイバーボード)を、酢酸ビニルエマルジョン樹脂接着剤で接着し、ピンネイル(N32)をさね部より斜め打ちして根太に接合した縁甲床を試験に供した。湿潤試験体には接着剤を使わずに、釘(N32)をさね部より根太へ斜め打ちして接合した縁甲床を供した。疲労試験で用いた試験体のさねはぎ枚数は5枚であった。常態および湿潤状態において、静的曲げ試験と疲労試験を行ない、

次の結論を得た。

縁甲板 1 枚の場合と 5 枚はぎの結果を比較すると、剛性は、合板では 5 枚はぎは 1 枚の場合の 2.5 倍、中比重ファイバーボードでは 2.2 倍となり、曲げ破壊荷重は合板では 2.5 倍、中比重ファイバーボードでは 1.8 倍となり、さねはぎの効果は大きく現れた。3 枚はぎ縁甲板の静的曲げ破壊荷重は、常態の場合、合板では 3,830N、中比重ファイバーボードでは 5,050N、湿潤状態の場合、合板では 3,010N、中比重ファイバーボードでは 4,220N となり、いずれも常態から湿潤状態になると、20% 程度の耐力低下が認められた。繰返し数 10^6 回（約 30 年）における中比重ファイバーボード縁甲板の疲労限度は、常態および湿潤状態において 2,250N および 1,850N 前後と推定された。合板縁甲板については、結果のばらつきが大きく、試験体数も少ないので、予測は困難であるが、繰返し荷重を 1,000N（人の歩行時の荷重に相当）と仮定すると、これらの両床は、通常の使用で疲労破壊することはないと考えられた。

断面 90mm×90mm のスギ材の大引上に、断面 45mm×45mm のスギ材の根太をスパン 819mm で渡し（根太間隔 303mm）、その上に、12mm 厚さのパーティクルボード（寸法 900mm×900mm）を釘（N50）を用いて 150mm 間隔で釘着したボード釘着床について、常態における静的曲げ試験および疲労試験を行ない、次の結論を得た。

1,000N（静的耐力の 21%）の荷重の 10^6 回の繰返しによって、外観上何ら損傷は観察されなかった。しかし、2,000N（静的耐力の 42%）の荷重では、 10^5 回を越えるあたりから、荷重部直下の面材裏面に、微小なクラックが発生した。 10^6 回繰返し後における耐力の低下や釘の浮上がりは認められなかった。

枠材および中棧にラワン材を、面材に 9mm 厚さの 1 類ラワン合板または 12mm 厚さの耐水性パーティクルボード（6 点支持の場合）あるいは 9mm 厚さの 2 類ラワン合板（対辺単純支持の場合）を用いた寸法 890mm×1,780mm の片面張りストレススキンパネル床について、常態および湿潤状態における静的曲げ試験と疲労試験を行ない、次の結論を得た。

いずれのパネルおよび条件においても、静的試験と疲労試験における破壊の進展順序および破壊形態は、類似していた。 10^6 回における疲労限度は、静的耐力の 43%～54% であり、面材と枠材間のはく離に対する疲労限度も同程度と推定された。合板パネルとパーティクルボードパネルは、同程度の曲げ剛性であったが、後者は、前者の 45%～65% の静的耐力および疲労限度であった。常態から湿潤状態になると、合板パネルおよびパーティクルボードパネルとも静的耐力は 7% 低減した。合板パネルの疲労限度は、変化しなかった

が、パーティクルボードパネルでは、17%低下した。繰返し負荷による、面材のき裂や面材と枠材間のはく離の進展によって、たわみは増加し、特に、後者ではたわみの増加が著しかったので、はく離は、ストレススキンパネル床の耐久限度を考える上で重要な因子と考えられた。

第3章 木質壁パネルの力学的耐久性

3.1 数値解析によるストレススキンパネルの水平せん断性能の評価^{126, 127)}

プレハブ工法の住宅では、種々の構造部材が用いられている。なかでも、壁、屋根、床などの構造部材として、ストレススキンパネル（S-Sパネル）が多く使用されている。S-Sパネルは、面材料がパネル枠の片面または両面に接着剤を用いて接合され、パネル枠と面材料が一体化したパネルである。S-Sパネルにおいて、パネル枠は、曲げおよびせん断荷重を有効に支持し、面材料は、外力によって生ずるパネル面内の応力分布を比較的均一にする働きがあり、パネル枠に作用する力を支持する能力を高めている。

プレハブ工法の住宅において、S-Sパネルは、耐力性能を決定する重要な構成部材であるが、その合理的設計や性能評価の面で多くの問題を抱えている。たとえば、対角線圧縮試験法や水平せん断試験法は、S-Sパネルの代表的な耐力性能試験法であるが、これらの試験法によって生ずるパネル内の応力分布については、十分な検討がなされていない。

本章では、上記の試験法における各種S-Sパネル内の応力分布を数値解析し、水平せん断性能の評価を行なった。

3.1.1 数値解析

用いた数値解析法は、有限要素法による2次元弾性応力解析プログラムである。このプログラムを作成するにあたっては、三本木、吉村⁸⁰⁾、Y.K.Cheung, I.P.King⁸¹⁾、菊池他⁸⁷⁾のプログラムを参考にした。要素分割には三角形要素を用い、変位を得るためのマトリックス計算には、ユニット分割法を用いた。計算されたせん断応力や主応力は、プロット・ルーチンによりプロッターに描き出した。計算には、京都大学大型計算機センターのFACOM230-75とM-190コンピューターを使用した。

3.1.2 対角線圧縮試験法と水平せん断試験法の応力分布の比較と評価

(a) 解析方法

対角線圧縮試験法（試験方法A）は、図3-1に示したように、耐力壁の試験方法としては極めて単純化されたもので、支持方法が単純であるため、試験結果の再現性が良いと

いわれている。耐候性試験¹²⁸⁾に用いるような試験体の耐力性能を多数試験しなければならない場合には、簡便で有効な試験方法である。

タイロッドを設けない水平せん断試験法（試験方法B）は、我が国ではこれまでプレハブ住宅の木質耐力壁の剛性および水平せん断試験の標準的な試験方法（JIS A 1414-73¹²⁹⁾）として採用されてきた。この試験方法では、図3-1に示したように、試験パネルが基部に固定される。

タイロッドを設けた水平せん断試験法（試験方法C）は、アメリカ（ASTM E 72-74a¹³⁰⁾）やイギリスで採用されている。我が国においても、近年JIS A 1414として規格化された。この試験方法では、図3-1に示したように、屋根や階上による垂直荷重を受ける場合を考慮して、試験体パネルの荷重側端部の上方への移動を防ぐために、荷重側端部両面に各々1本のタイロッドを設ける^{129、130)}。

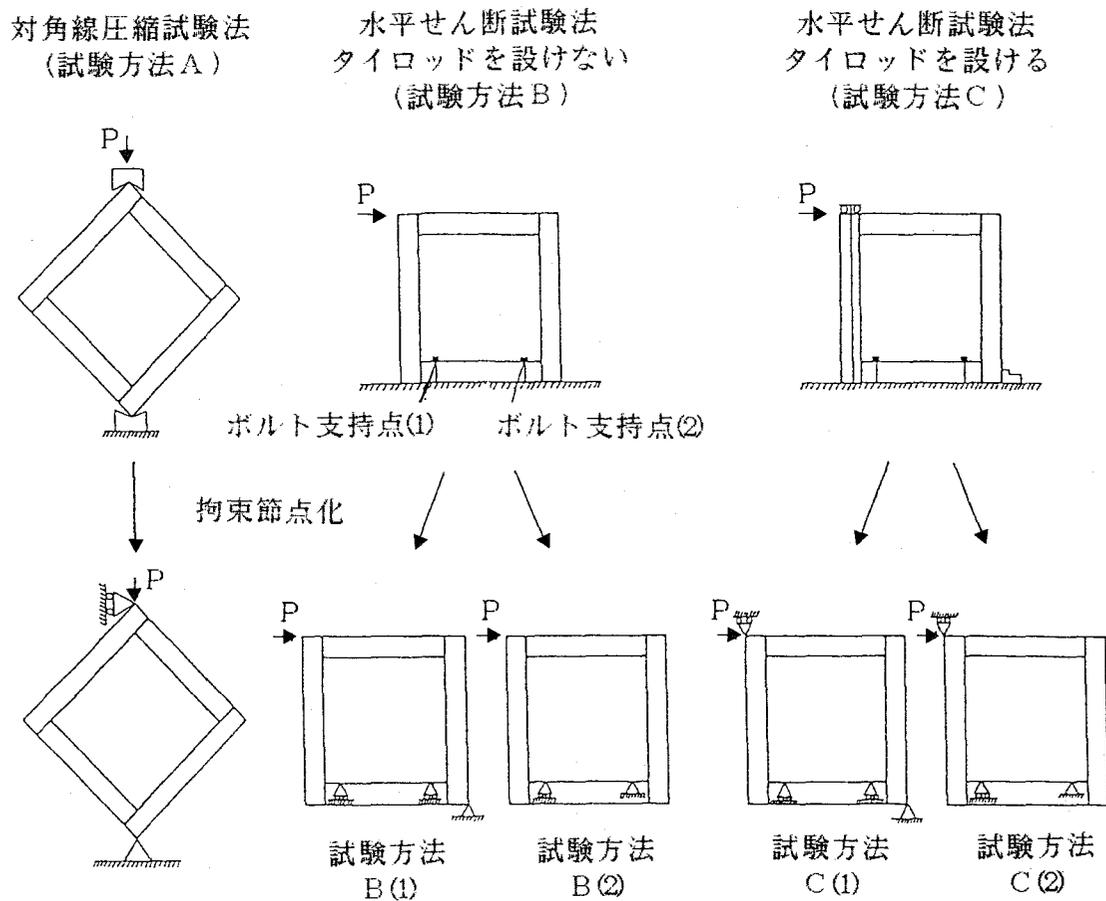


図3-1 3試験方法の拘束節点化法

数値解析により応力の分布状態を見るためには、対角線圧縮試験法および2つの水平せん断試験法の各々に対して、荷重および支持点を適切な拘束節点に置き換えなければならない。図3-1に、これら3試験方法の拘束節点化法を示した。試験方法Aでは、荷重点をX軸拘束、Y軸非拘束節点、支持点をX軸、Y軸拘束節点とした。試験方法Bでは、ボルト支持点①、②をX軸非拘束、Y軸拘束節点、荷重点の対角線方向のパネルコーナーの点をX軸、Y軸拘束節点としたものを試験方法B(1)とし、ボルト支持点①をX軸非拘束、Y軸拘束節点、ボルト支持点②をX軸、Y軸拘束節点としたものを試験方法B(2)とした。試験方法Cでは、荷重点をX軸非拘束、Y軸拘束節点とし、そのほかの拘束節点が試験方法B(1)と同じものを試験方法C(1)とし、試験方法B(2)と同じものを試験方法C(2)とした。

試験体パネルの要素分割法を図3-2に示した。この要素分割法による要素総数と節点総数は、各々 1,152要素と 625節点であった。

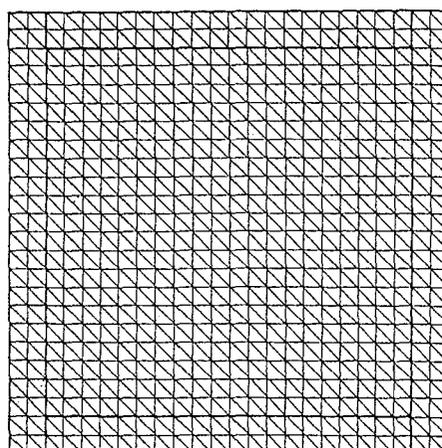


図3-2 試験体パネルの要素分割法
要素総数:1,152、節点総数:625

計算例には、以下に示した最も単純なS-Sパネルを採用した。1辺sの正方形パネルを仮定し、枠材の幅をs/12、厚さをs/48~s/8、面材料の厚さをs/62とし、面材料はパネル枠材に十分に接着されていると仮定して計算を行なった。面材料は3層ラワン合板で、パネル枠材はウエスタンヘムロック材で構成されていると仮定した。

計算に用いた弾性定数には、表3-1に示した佐々木他が求めた値¹²⁸⁾を使用した。なお、面材料とパネル枠材との重なり部分の弾性率は、次式により決定した。

$$E = \frac{E_s \times T_s + E_f \times T_f}{T_s + T_f} \quad \text{----- (式3-1)}$$

表3-1 数値解析に用いた弾性定数

構成部材	仮定材料	弾性定数
パネル枠材	ウエスタンヘムロック材	$E_L = 10,689 \text{ MPa}$ $E_T = 431 \text{ MPa}$ $\mu_{LT} = 0.51$ $G_{LT}^* = 618 \text{ MPa}$
パネル表面材	3層ラワン合板	$E_1 = 8,826 \text{ MPa}$ $E_2 = 3,628 \text{ MPa}$ $\mu_{12} = 0.135$ $G_{12}^* = 314 \text{ MPa}$

E_L : 繊維方向の弾性率、 E_T : 接線方向の弾性率、 μ : ポアソン比、
 G : せん断弾性率、 E_1 : 表板の繊維方向に平行の弾性率、
 E_2 : 表板の繊維方向に直行の弾性率、 $*$: 45° の弾性率を用いて
 Jenkinの式により求めた

E_s : 面材料の弾性率

E_f : パネル枠材の弾性率

T_s : 面材料の厚さ

T_f : パネル枠材の厚さ

(b) 解析結果

(1) 対角線圧縮試験法(試験方法A)

図3-3に、枠材厚さ10mm、40mm、60mmの試験体パネルに対角線方向に強制変位-1.35mm (-は圧縮を示し、枠材厚さ40mmの場合、外力 $P = 20,000 \text{ N}$ に相当する)を与えたときの主応力図とせん断応力 τ_{xy} の等高線図を示した。隅部の枠材の接合が非対称であるため、荷重点と反力点近くの面材料の応力分布は非対称に現れた。また、試験体パネルの形状と荷重方法がともにパネルの中央点で対称であるため、応力分布も同じ点で対称に現れた。荷重隅部と反力隅部に応力集中が認められ、その応力集中は、枠材厚さの減少とともに一層顕著となった。一方、荷重隅部と反力隅部以外の隅部の応力は、極めて低く、この傾向は、枠材厚さの減少とともに著しくなった。

(2) タイロッドを設けない水平せん断試験法(試験方法B)

試験方法B(1)とB(2)の計算結果にはほとんど差異がなかったため、B(1)の計算結果のみ

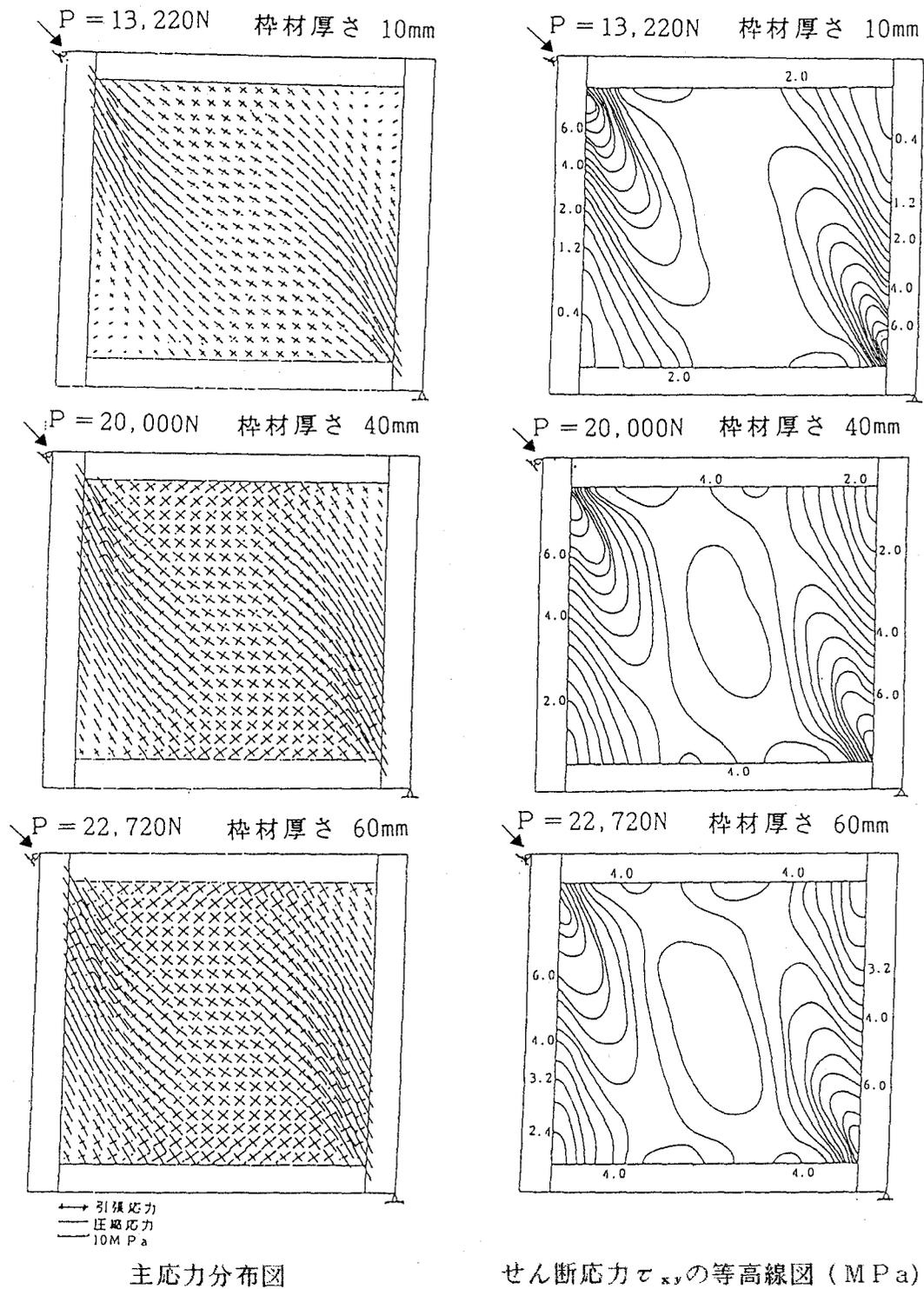


図3-3 対角線方向に強制変位-1.355mm(-は圧縮)を与えた各厚さのパネルの主応力分布図およびせん断応力 τ_{xy} の等高線図(試験方法A)
 強制変位-1.355mmは、枠材厚さ40mmのとき20,000Nの圧縮力に相当

を示した。図3-4には、枠材厚さが40mmの試験体パネルに、 $20,000 \times \sqrt{2}$ Nの水平せん断荷重を負荷したときの主応力図とせん断応力 τ_{xy} の等高線図を示した。荷重点直下のボルト支持点①において、応力集中が最も顕著に現れ、せん断応力 τ_{xy} が急激に変化した。この結果から、実際の試験では、パネルの破壊がこの部分より始まると推測された。しかし、応力集中は、ボルト支持点②においてさほど顕著でなく、応力分布は、両ボルト支持点付近を除くとかなり均一となった。

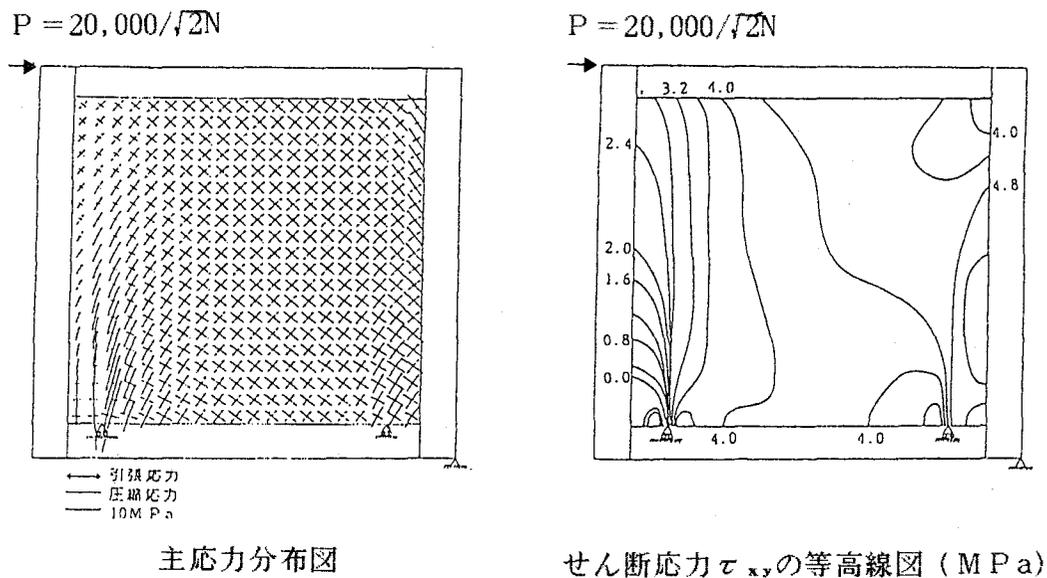


図3-4 枠材厚さ40mmのパネルに $20,000 \times \sqrt{2}$ Nの水平せん断荷重を負荷したときの主応力分布図およびせん断応力 τ_{xy} の等高線図 (試験方法B-1)

(3) タイロッドを設ける水平せん断試験法 (試験方法C)

試験方法C(1)とC(2)の計算結果にはほとんど差異がなかったため、C(1)の計算結果のみを図3-5に示した。枠材厚さおよび試験体パネルに負荷された水平せん断荷重は、試験方法Bと同様であった。ボルト支持点①において、応力集中はわずかに現れたが、試験方法Bに比べると問題にならない程度であった。全体的に比較的均一な応力分布を示し、特に、中央部分では、ほとんどX軸、Y軸に関する単純せん断応力状態にあると考えられる。

(c) 考察

(1) パネル端部における荷重の伝達

これら3試験方法におけるパネル端部の荷重の伝達を、試験方法Aについては2端部、試験方法B、Cについては上端部に沿ったせん断応力の分布を各々図3-6に示した。荷

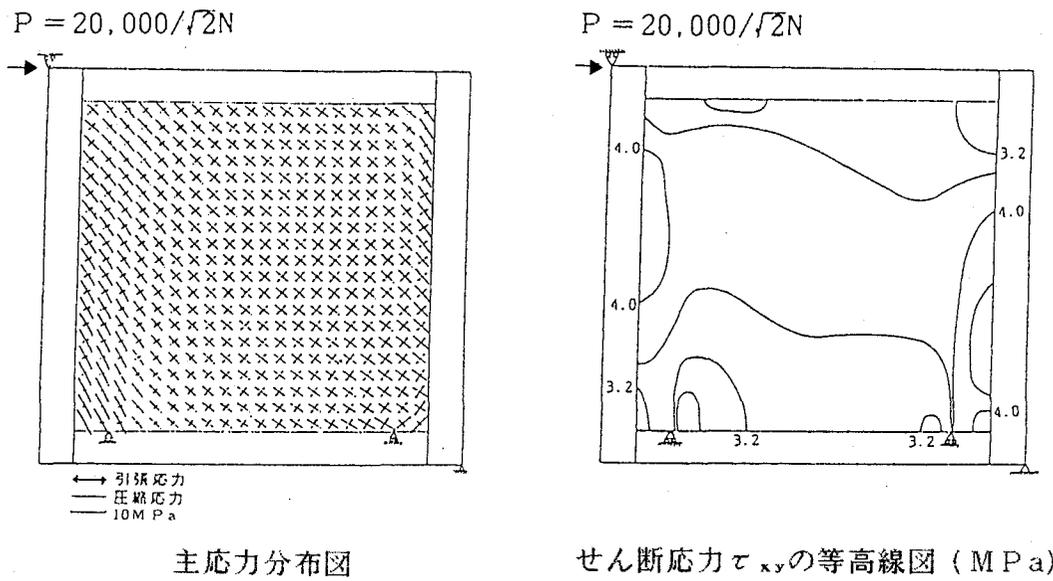


図3-5 枠材厚さ40mmのパネルに $20,000 \times \sqrt{2} \text{ N}$ の水平せん断荷重を负荷したときの主応力分布図およびせん断応力 τ_{xy} の等高線図 (試験方法C-1)

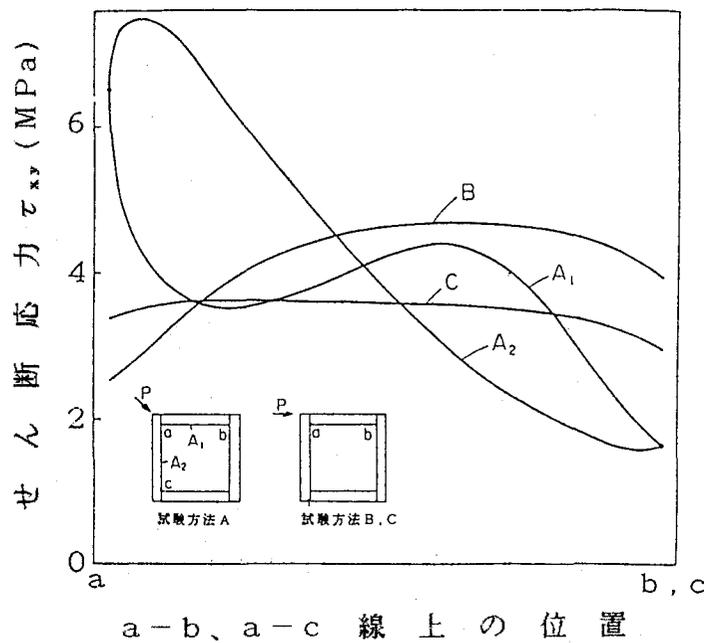


図3-6 3試験方法での枠材厚さ40mmのパネル端部に沿ったせん断応力 τ_{xy} の分布

重伝達能力は、試験方法A、B、Cの順で増大した。試験方法Aの場合、2端部のせん断応力の分布は、枠材の角部接合形が非対称のため、異なって現れた。

試験方法Aにおける種々の枠材厚さ（10mm～60mm）のパネルのa-c線上に沿ったせん断応力の分布を図3-7に示した。また、a-c線上の各枠材厚さのパネルの荷重伝達能力を表現するため、図中右上部に、せん断応力の分布曲線のa部分とc部分におけるせん断応力 $\tau_{xy}(a)$ と $\tau_{xy}(c)$ の比をパネルの枠材厚さとの関係で示した。

$$\gamma = \frac{\tau_{xy}(a)}{\tau_{xy}(c)} \quad \text{----- (式3-2)}$$

この比 γ は、荷重伝達能力を良く表現している。枠材を十分に厚くし、外力の荷重点をa-c線上にすれば、 γ の値は1に収れんする。枠材厚さの増大とともに、 γ の値は減少するが、實際上、枠材厚さには限度があるので、その値を1まで引き下げることは期待できない。

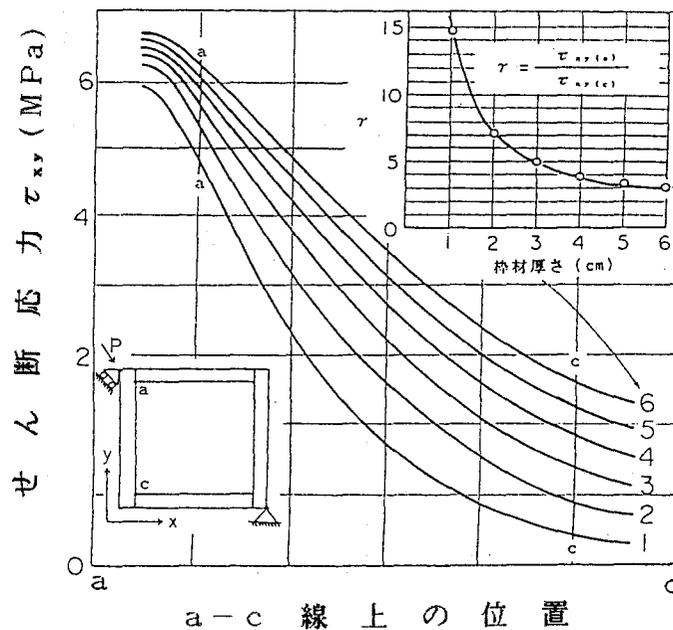


図3-7 試験方法Aでの各枠材厚さのパネル端部に沿ったせん断応力 τ_{xy} の分布およびa部分とc部分のせん断応力の比と枠材厚さの関係

(2) 対角線方向の応力分布

3試験方法によるパネルの2対角線上のせん断応力分布を図3-8に示した。試験方法Aでは、負荷方向の対角線上のせん断応力分布は、もう一方の対角線上と大きく異なった。これは、低い荷重伝達能力や枠材の回転によって生ずる負荷方向の十分な圧縮と他方向の

不十分な引張によると考えられた。試験方法Bでは、2対角線上のせん断応力分布はほぼ等しいが、ボルト支持点(1)においてのみ B_2 が急変した。一方、試験方法Cでは、両方向のせん断応力は極めて等しい応力分布を示した。これらの結果より、タイロッドは、支持点の浮き上がりを抑制し、適度な補足的なせん断力を生じ、パネル全体にわたって単純せん断応力状態をもたらすと結論できた。

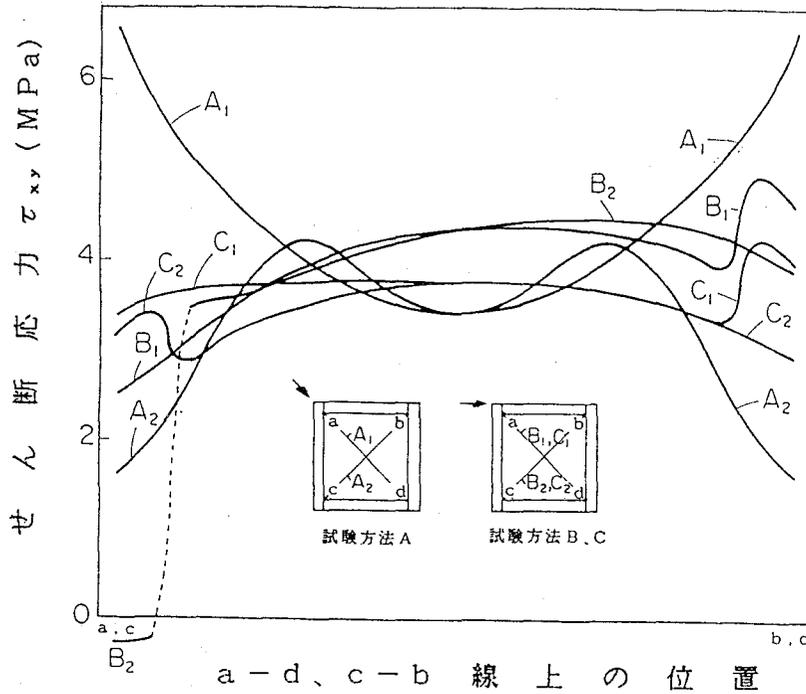


図3-8 3試験方法での枠材厚さ40mmのパネルの2対角線に沿ったせん断応力 τ_{xy} の分布

(3) パネルの強度と応力分布

数値解析により求めたパネルの応力分布と試験によって求めたパネルの強度の関係を検討した。1辺 s が450mmのパネルについて試験方法AおよびBで試験した結果¹²⁸⁾を表3-2に示した。平均破壊荷重は、各々18,800Nおよび7,700Nであった。同表に、数値解析において破壊荷重に相当する荷重を与えたときの最大応力値とパネル中央部要素の応力値を併記した。

試験方法Aにおいて、破壊直前にパネル表面に多数の微小なせん断破壊が観察された。この時の中央部のせん断応力値は、数値解析によると非常に小さく3.42MPaであり、ラワン合板のパネルせん断強度(8.70MPa)¹³¹⁾よりかなり小さかった。これは、実験ではパネ

ル面の3次元変形（双曲放物形）が起こったため、これらの値に差異が生じたものと推定された。

数値解析によると、試験方法Aでは最大 23.00MPaの圧縮応力、試験方法Bでは最大7.80MPaの引張応力が発生した。最大応力を受ける面材料の部位にはローリングシェアが発生するので、応力が最大となる部位を知ることは、ローリングシェアの起こる部位を決定し、それを防ぐ方法を解明するために重要である。

数値解析により得られた試験方法Aでの荷重点におけるせん断応力8.71MPaは、ラワン合板のパネルせん断強度と等しかったので、この部位でせん断破壊が発生することが示唆されるが、実際は、この部位で最初に破壊が始まる現象を察知することはできなかった。なお、この部位で微視的にはせん断破壊は発生しているものと思われるが、この部位において応力分布の変化が極めて著しいため、亀裂の進展が起こらず、せん断破壊の伝ばが狭い範囲に限定されるためと考えられた。

表3-2 450mm×450mmパネルの試験方法A、Bの試験結果、および数値解析による破壊荷重を負荷したときの、最大応力を受ける要素の応力およびパネル中央部の要素の応力

試験方法	平均破壊荷重* (N)	破壊形態	有限要素法により計算された応力						
			破壊荷重を負荷したときの最大応力				パネル中央部		
			要素位置	せん断応力 (MPa)	主応力 (MPa)		せん断応力 (MPa)	主応力 (MPa)	
					最大	最小		最大	最小
A	18,800	**	荷重点コーナー	8.71	-0.47	-23.00	3.42	+3.03	-4.26
B	7,770	***	ボルト支持点-1	1.35	+7.80	-1.69	1.27	+1.29	-1.26

* : 佐々木他¹²⁸⁾の試験結果、** : 面材に微小なせん断破壊が発生後、ローリングシェア、*** : 荷重点直下のボルト支持点(1)での面材のローリングシェア-は圧縮応力、+は引張応力を表す

3. 1. 3 水平せん断試験法における 棧木の影響

異なる棧木で構成される実寸パネル（900mm×2,400mm）における応力分布と変形におよぼす棧木構成の影響について検討した。

パネルの剛性におよぼす棧木の効果について、山井⁴⁹⁾ は、実寸の耐力壁を用いて水平せん断試験を行ない、接着あるいは接着・釘打ち無開口パネルにおいて、1/100rad 耐力には棧木構成の影響はほとんどないと報告し、さらに、杉山他⁵¹⁾ や丸山他⁵²⁾ も同様の結論を報告している。ここでは、これらの報告の結果と数値解析の結果を比較検討した。

(a) 解析方法

解析に用いた壁パネルの寸法は、高さ 2,400mm、幅 900mmであった。図3-9に示したように、パネルでは、外枠材および全ての棧木（縦棧木、横棧木、筋かい）に、50mm×50mmのウェスタンヘムロック材を、面材料に3層の7.7mm厚さのラワン合板を用いた。図3-10に示した19種類（棧木無し1種、1～3本の縦棧木3種、1～3本の横棧木3種、縦棧木と横棧木の組合わせ9種、1～2本の筋かい3種）の棧木構成をもつパネルについて解析を行なった。縦棧木と横棧木の重なり部分は、縦棧木の通し、圧縮筋かいと引張筋かいの重なり部分は、圧縮筋かいの通しとした。また、面材料と外枠材および棧木は十分に接合されていて、内層においてすべりや相対運動は起こらないものと仮定した。これらの

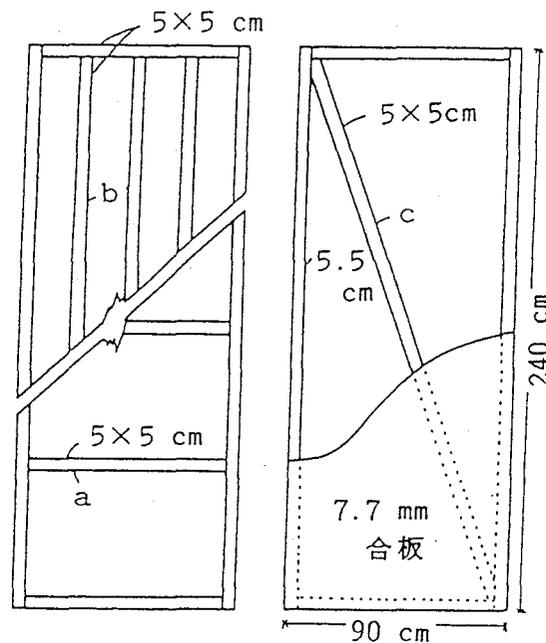
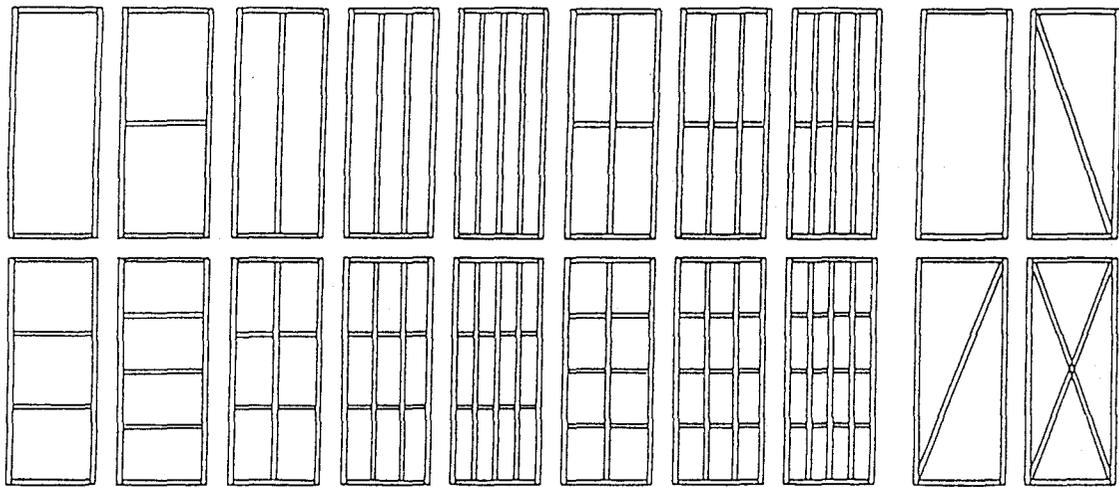


図3-9 試験体パネルの詳細図

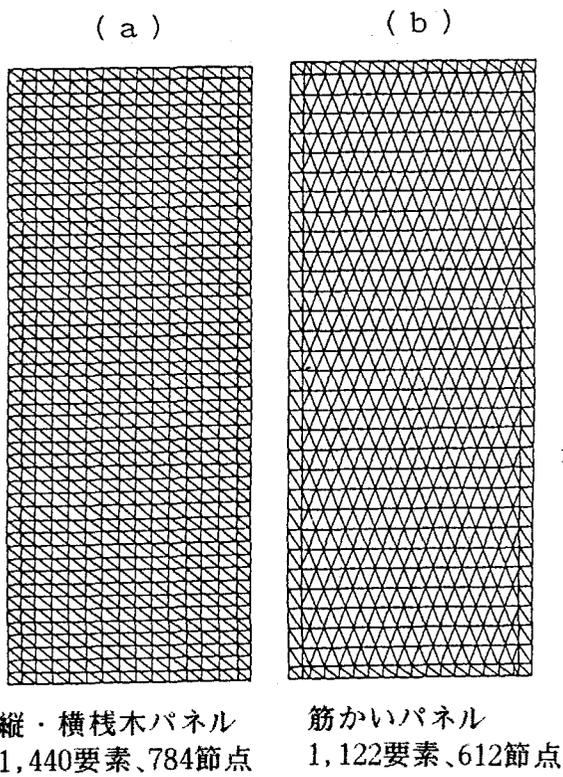
a : 横棧木、b : 縦棧木、c : 筋かい



縦・横栈木パネル

筋かいパネル

図3-10 試験体パネルの栈木構成



縦・横栈木パネル
1,440要素、784節点

筋かいパネル
1,122要素、612節点

図3-11 試験体パネルの要素分割法

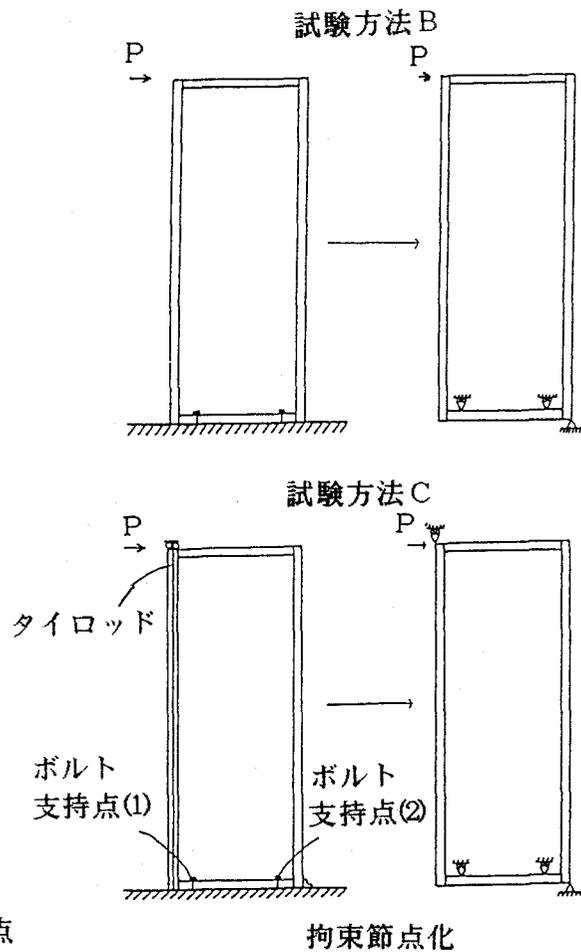


図3-12 試験方法BおよびCの拘束節点化法

条件は、実際のパネルでは接着または接着・釘打ち接合によって容易に達成される。計算に用いた弾性定数には、表3-1に示した値を用い、面材料と外枠材あるいは栈木との重なり部分の弾性定数は、式3-1により決定した。

パネルにおける要素の分割を図3-11に示した。図中(a)は、縦・横栈木パネルの1,440要素と784節点よりなる要素分割を、(b)は、筋かいパネルの1,122要素と612節点よりなる要素分割を示した。

数値解析は、2種類の水平せん断試験法(試験方法B、C)について行なった。図3-12に、試験方法BおよびCについての拘束節点化方法を示した。試験方法Bは、試験方法B(1)と、試験方法Cは、試験方法C(1)と同様であった。

(b) 解析結果および考察

各々異なる要素分割を行なった縦・横栈木パネルと筋かいパネルの応力分布を厳密には比較検討することはできない、しかし、異なった要素分割によって解析した縦・横栈木無しパネルと筋かい無しパネルの主応力およびせん断応力の値には、試験方法BおよびCのいずれにおいても差があったが、主応力およびせん断応力の分布状態が類似していたので、両者を比較しても大筋では誤りがないと考えた。

縦・横栈木パネルでは、16種類の栈木構成について解析したが、これら全ての栈木構成パネルの応力分布状態にほとんど差異が認められなかったため、代表的な4種類の縦・横栈木で構成されたパネル(栈木無しパネル、縦・横栈木各1本～3本のパネル)の応力分布を例にとって考察した。

(1) 縦・横栈木パネルおよび筋かいパネルの主応力

試験方法BとCにより、上部隅部に10,000Nの水平せん断荷重を荷重したときのパネルの主応力分布を図3-13と14に示した。矢印有りと無しの線は、各々引張応力と圧縮応力を示す。縦・横栈木パネルでは、栈木の本数や構成の違いによって、主応力分布状態には差異が現れなかった。一方、筋かいパネルでは、筋かいの本数や配置方向の違いによって、主応力分布状態に少々差異が現れた。両試験方法において、全てのパネルの荷重点直下のボルト支持点①(図3-12参照)近辺で他の部分より高い引張応力が、ボルト支持点②近辺で他の部分より高い圧縮応力が各々発生した。縦・横栈木パネルにおいて、試験方法Bのボルト支持点①近辺での引張応力は、試験方法Cのそれより2倍程度大きかったが、両試験方法ともボルト支持点近辺を除けば、応力分布はほぼ均一で、値が同程度であった。筋かいパネルでは、試験方法BとCで主応力は、かなり異なったものとなり、試験方法B

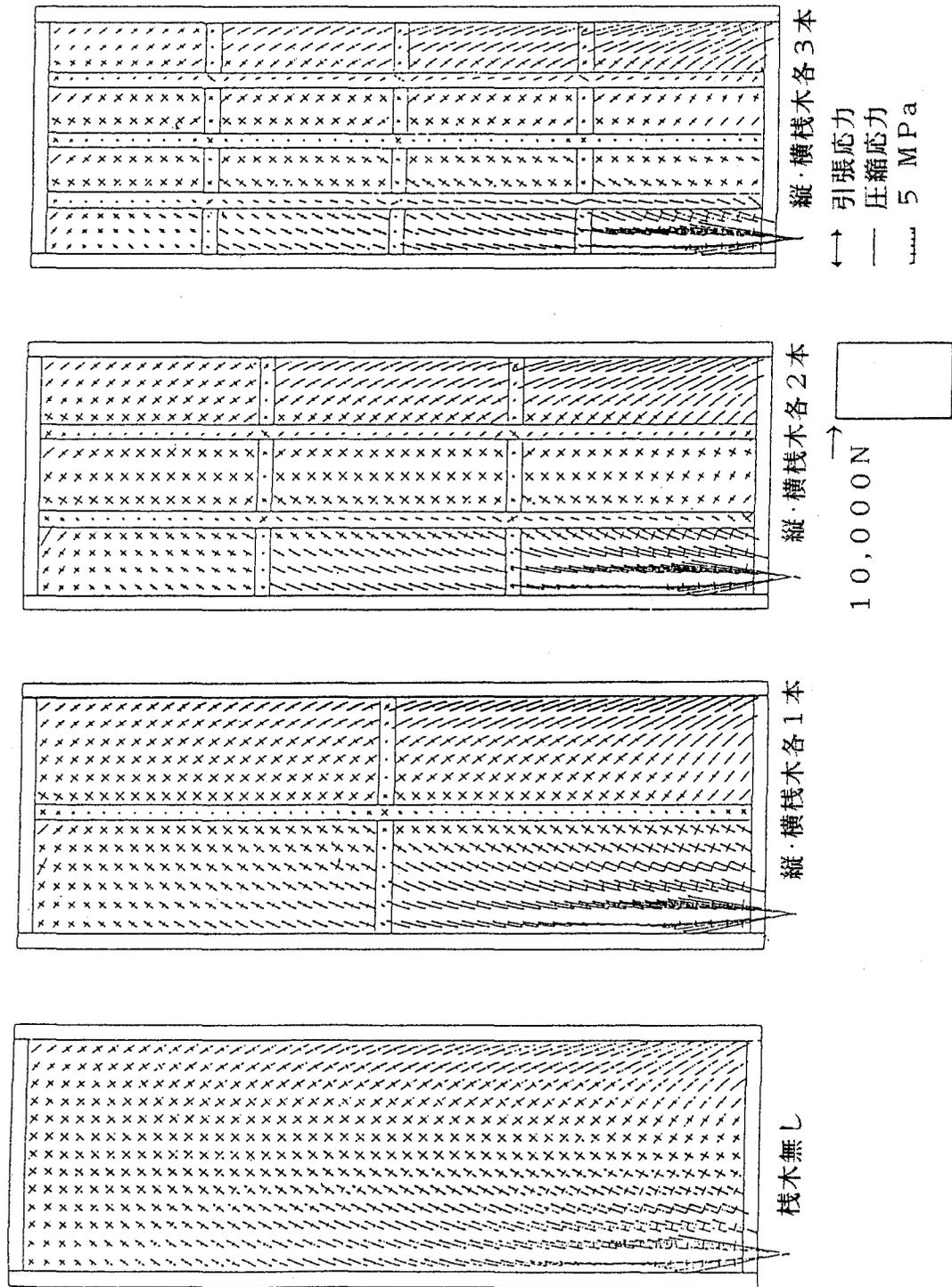


図3-13.1 縦・横 横木パネルに10,000Nの水平せん断荷重を負荷したときの主応力分布図
(試験方法B)

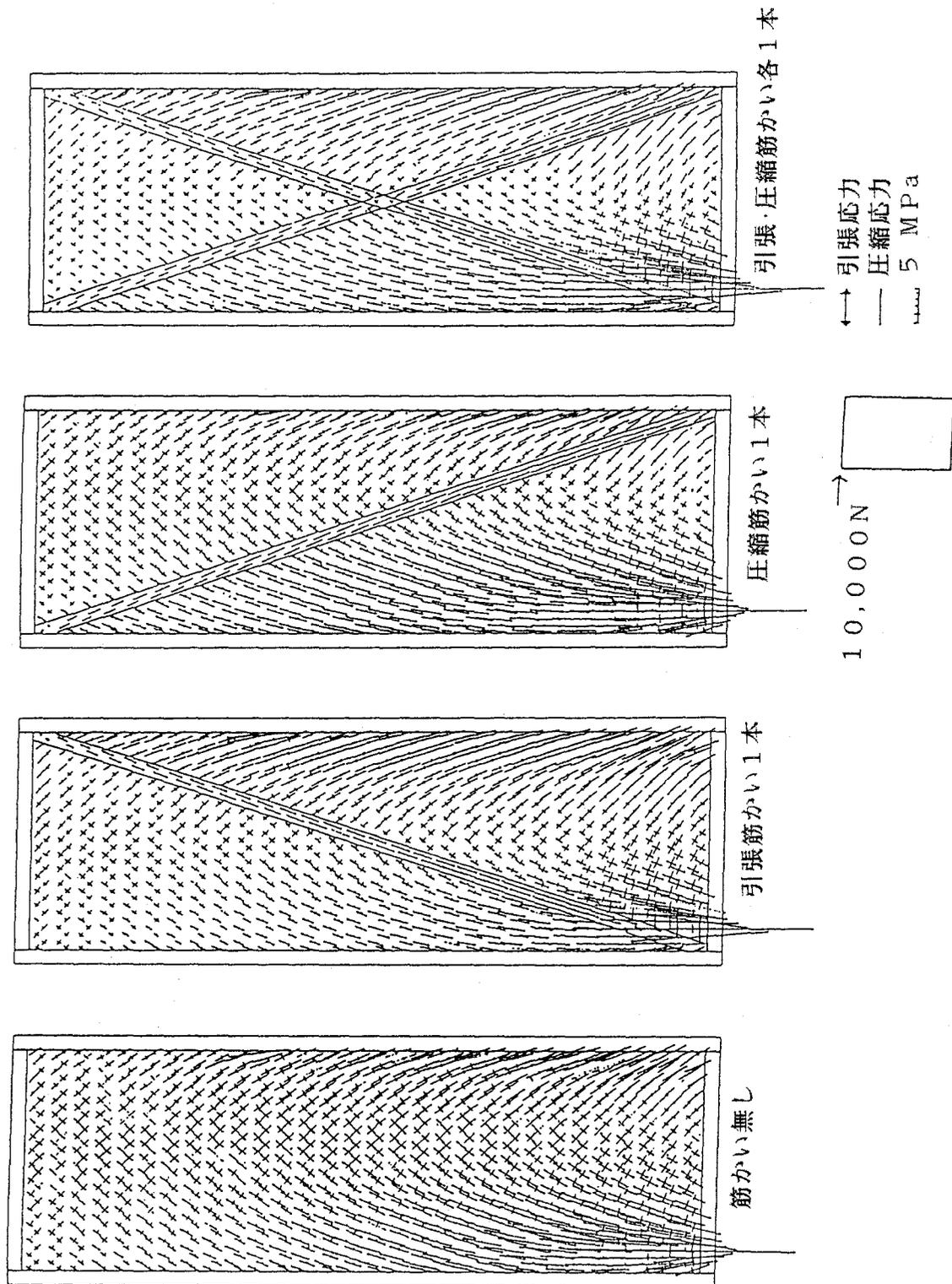


図3-13-2 筋かいパネルに10,000Nの水平せん断荷重を負荷したときの主応力分布図
 (試験方法B)

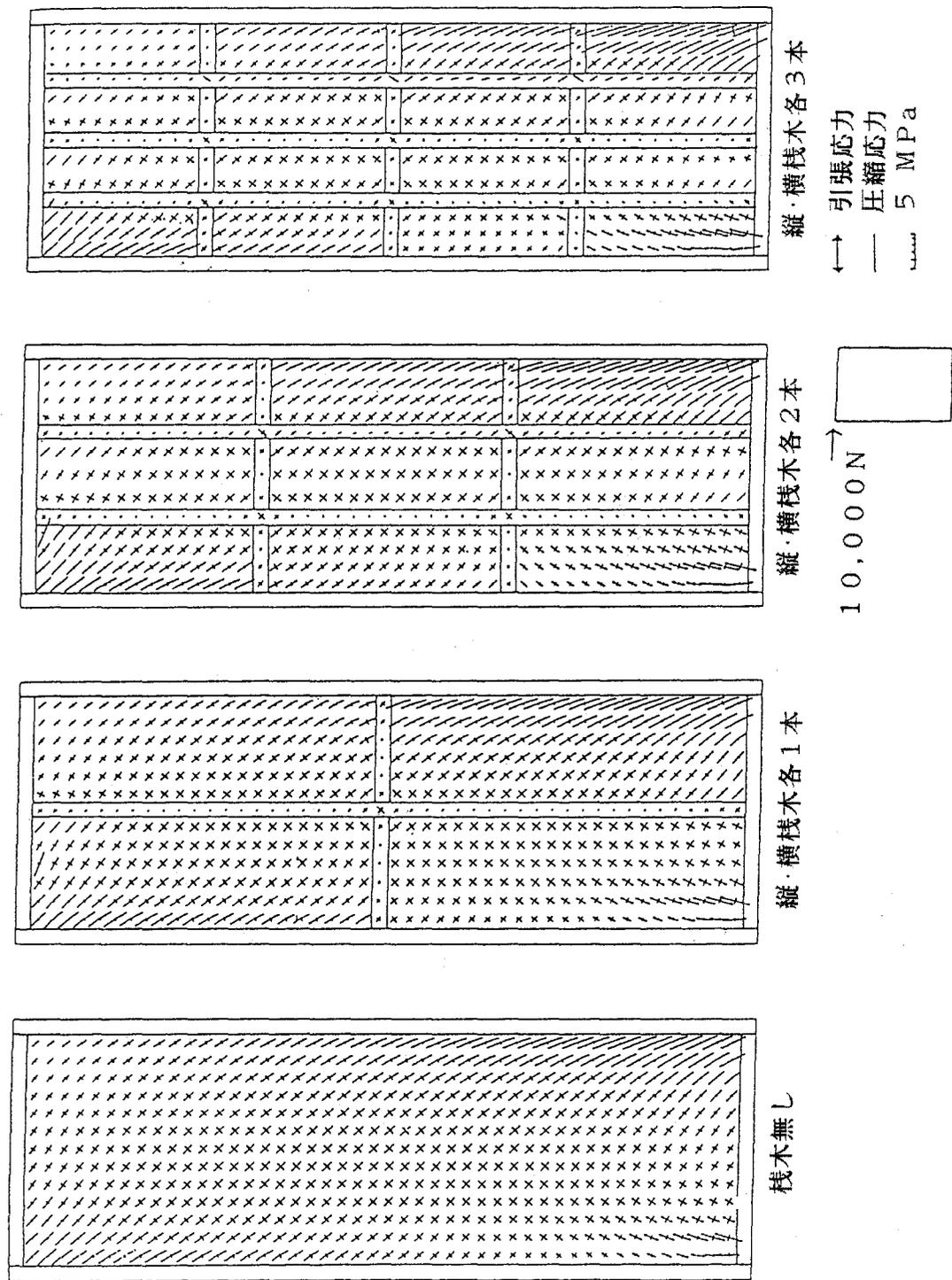


図 3-14-1 縦・横 横木パネルに 10,000N の水平せん断荷重を負荷したときの主応力分布図 (試験方法 C)

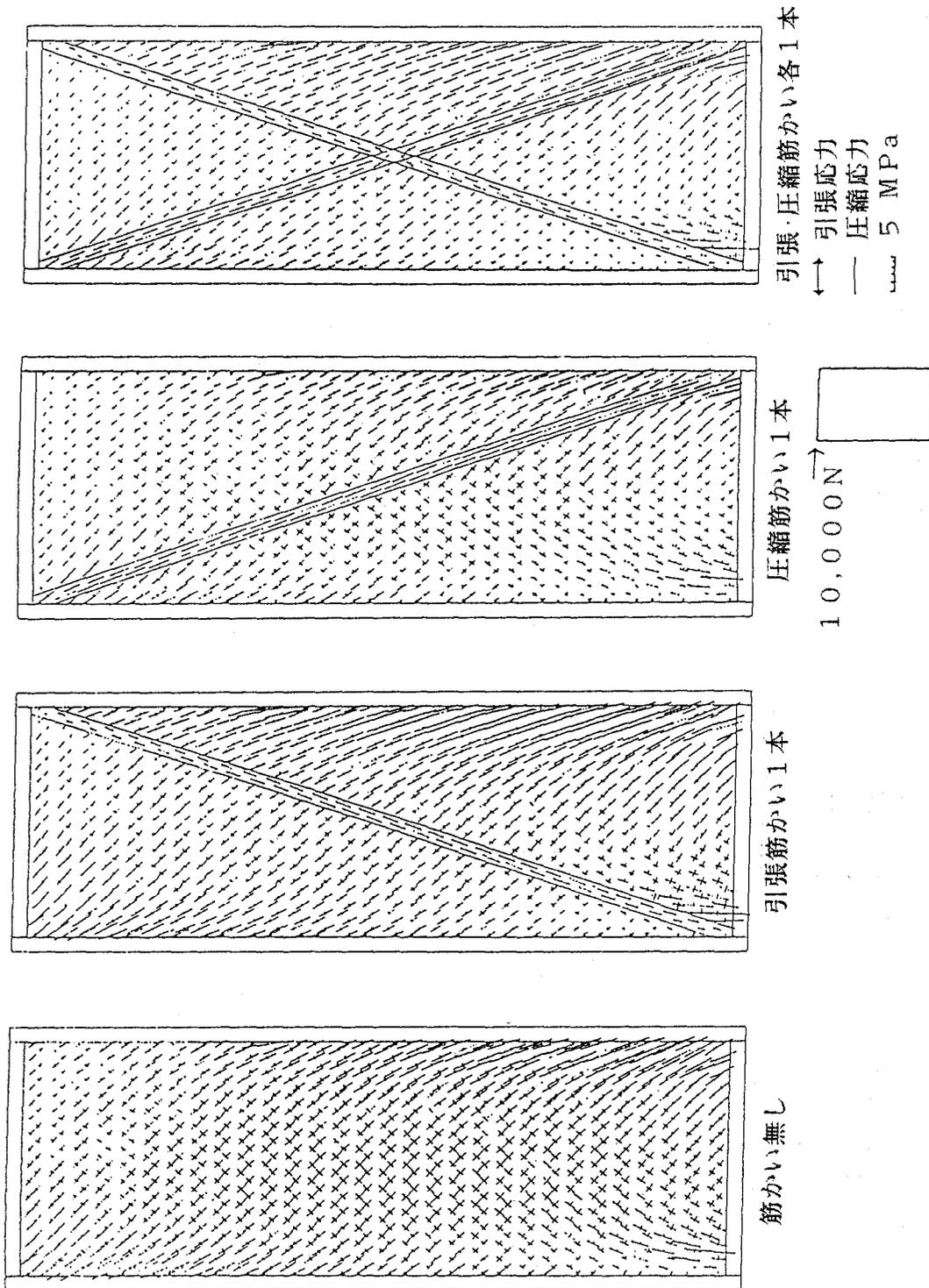


図3-14-2 筋かいパネルに10,000Nの水平せん断荷重を負荷したときの主応力分布図
(試験方法C)

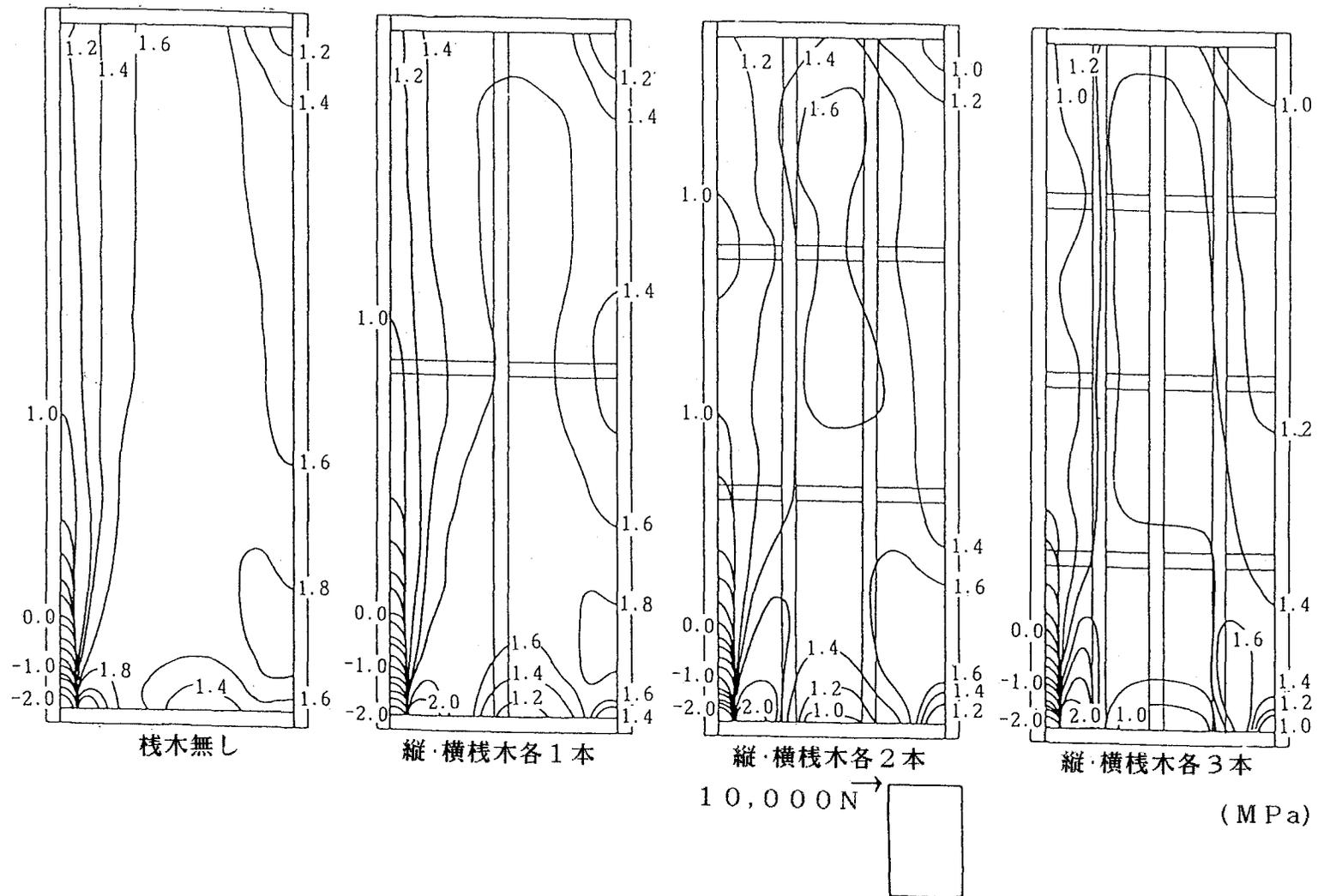


図3-15.1 縦・横栈木パネルに10,000Nの水平せん断荷重を负荷したときのせん断応力 τ_{xy} の等高線図(試験方法B)

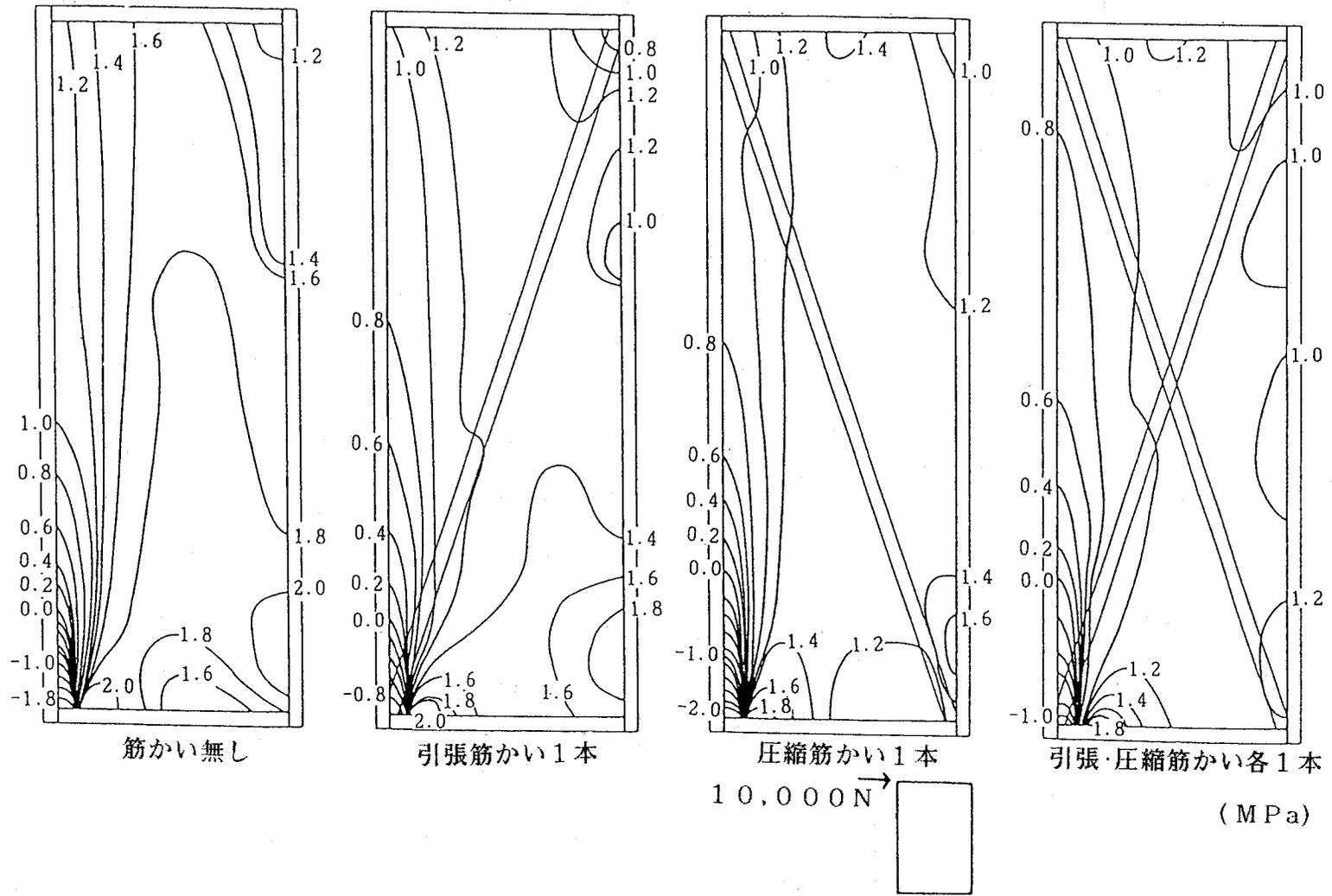


図3-15.2 筋かいパネルに10,000Nの水平せん断荷重を负荷したときのせん断応力 τ_{xy} の等高線図(試験方法B)

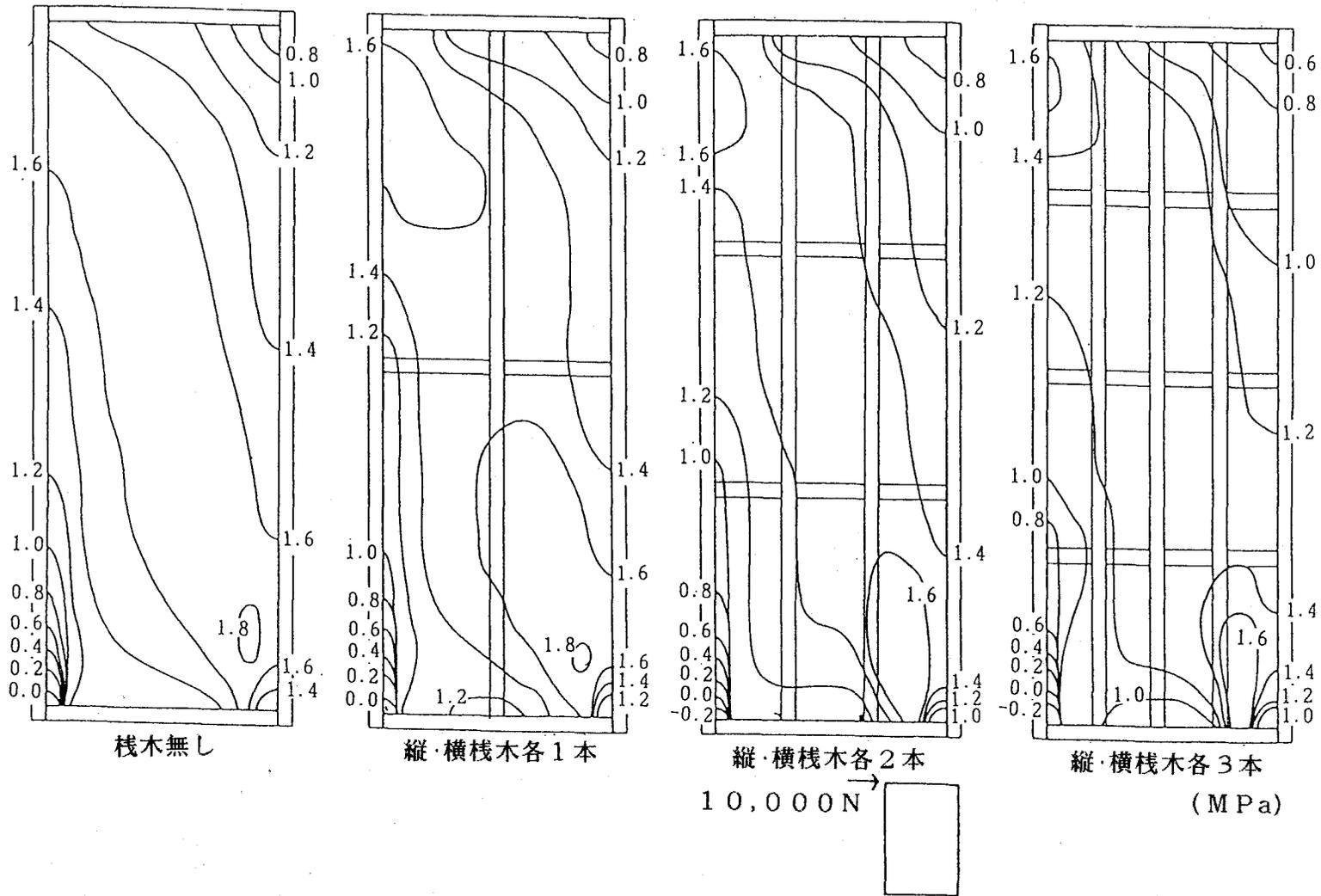


図3-16.1 縦・横栈木パネルに10,000Nの水平せん断荷重を负荷したときのせん断応力 τ_{xy} の等高線図(試験方法C)

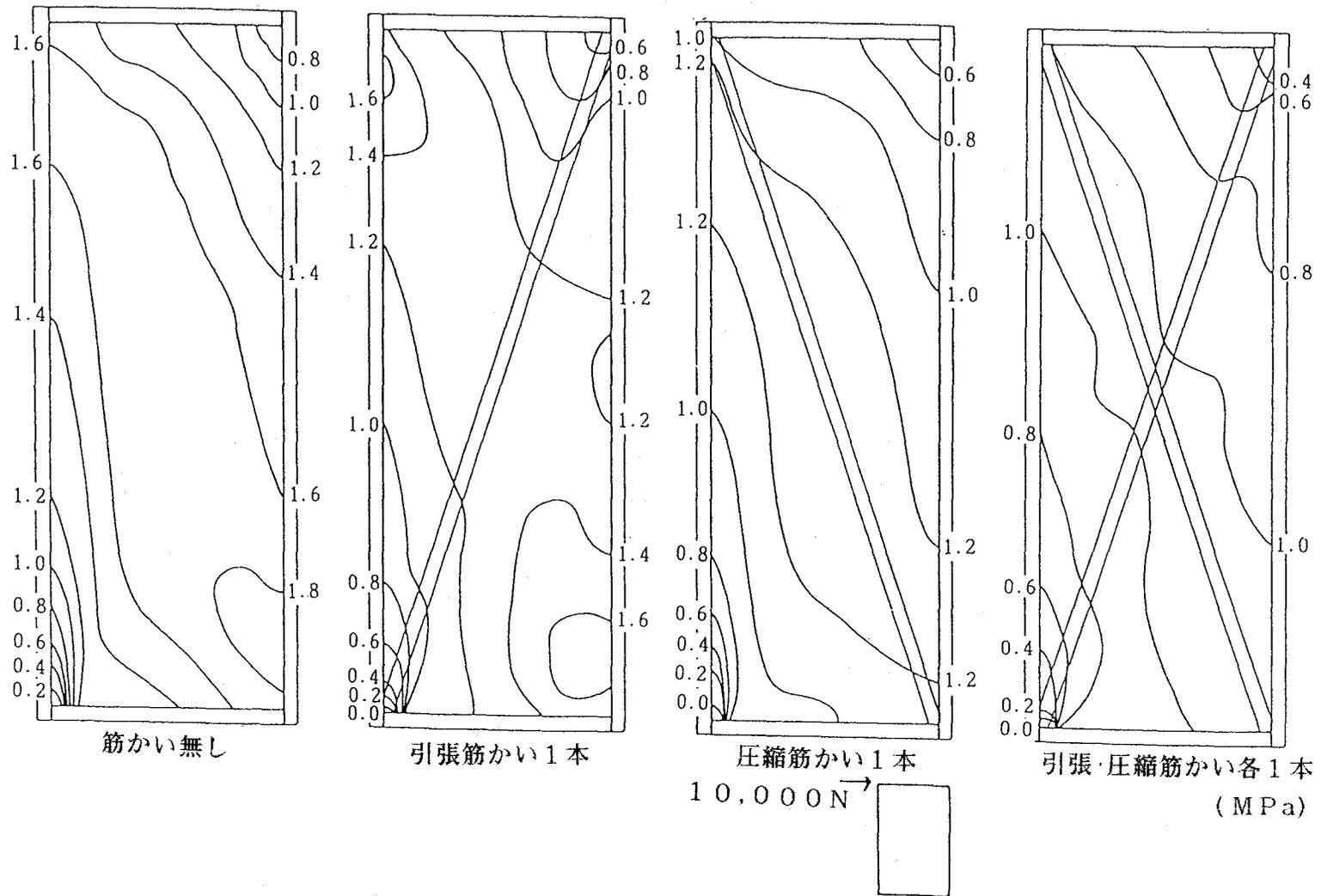


図3-16.2 筋かいパネルに10,000Nの水平せん断荷重を负荷したときのせん断応力 τ_{xy} の等高線図(試験方法C)

のボルト支持点①近辺での引張応力は、試験方法Cのそれより3倍程度大きくなった。

(2) 縦・横栈木および筋かいパネルのせん断応力

試験方法B、Cにおけるパネルのせん断応力 τ_{xy} の等高線図を図3-15と16に示した。栈木構成と荷重条件は、上記と同様であった。せん断応力 τ_{xy} は、わずかであるが、縦・横栈木本数や筋かいの配置方向により影響を受け、栈木の本数の増加や筋かいが2配置方向に取りつけられることによって、パネル全体に均一なせん断応力が分布するようになった。試験方法B、Cともに、ボルト支持点①近辺において、せん断応力 τ_{xy} の急激な不連続性が認められた。不連続性の程度は、試験方法Cに比べ試験方法Bで大きかった。

(3) 縦・横栈木パネルの変形量

試験方法B、Cについて、水平せん断荷重10,000Nを受けた16種類の縦・横栈木パネルの荷重点での変形量を図3-17と表3-3に示した。表中括弧内の数値は、栈木無しパネルの荷重点の水平変位に対する比(%)である。試験方法B、Cにおいて、縦栈木や横栈木の本数の増加とともに、変形量は直線的に減少した。全ての縦・横栈木構成において、試験方法Bの変形量は、試験方法Cのその約1.3倍となった。パネルのせん断変形によらず縦栈木の効果は、横栈木のその約2倍であった。試験方法B、Cにおける同一栈木構成パネルの変位相対値は、同程度であった。

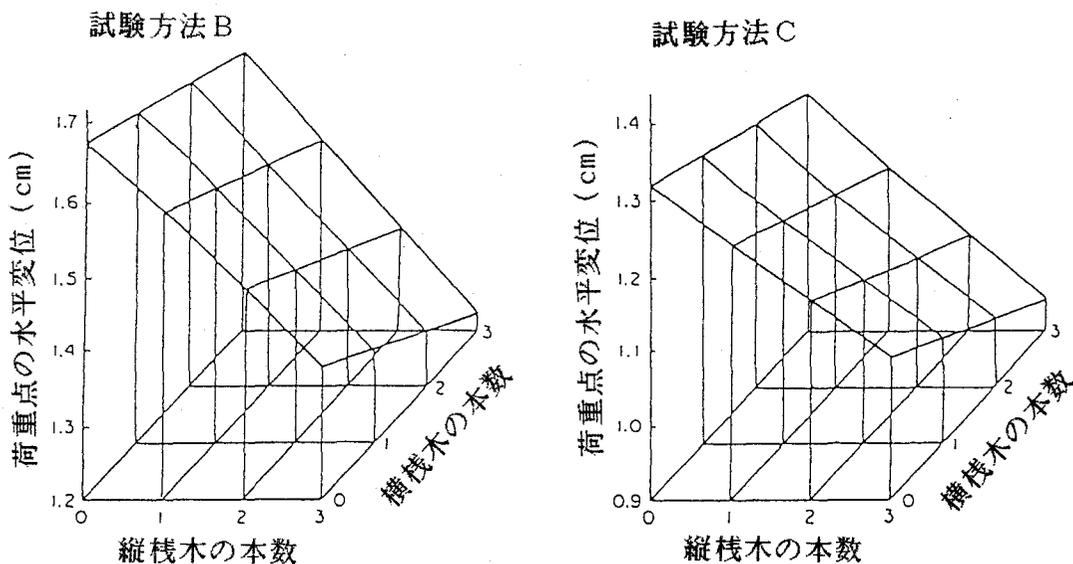


図3-17 縦・横栈木パネルに10,000Nの水平せん断荷重を負荷したときの荷重点の変形量(試験方法B、C)

表3-3 縦・横栈木パネルに10,000Nの水平せん断荷重を负荷したときの
荷重点の変形量(試験方法B、C)

括弧内の数値は栈木無しのパネルに対する比(%)を表す

試験方法B

試験方法C

縦栈木 本数	横 栈 木 本 数				縦栈木 本数	横 栈 木 本 数			
	0	1	2	3		0	1	2	3
0	1.677 cm (100)	1.642 cm (98.0)	1.605 cm (95.6)	1.567 cm (93.4)	0	1.319 cm (100)	1.285 cm (97.4)	1.250 cm (94.8)	1.215 cm (92.1)
1	1.588 cm (94.7)	1.544 cm (92.1)	1.499 cm (89.4)	1.454 cm (86.7)	1	1.243 cm (94.2)	1.202 cm (91.1)	1.159 cm (87.8)	1.117 cm (84.7)
2	1.483 cm (88.4)	1.434 cm (85.5)	1.384 cm (82.5)	1.337 cm (79.7)	2	1.166 cm (88.4)	1.121 cm (85.0)	1.073 cm (81.4)	1.028 cm (77.0)
3	1.377 cm (82.1)	1.324 cm (78.9)	1.271 cm (75.8)	1.222 cm (72.9)	3	1.091 cm (82.7)	1.042 cm (79.6)	0.991 cm (75.2)	0.944 cm (71.6)

(4) 筋かいパネルの変形量

試験方法B、Cにおいて、水平せん断荷重10,000Nを受けた4種類の筋かいパネルの荷重点の変形量を表3-4に示した。試験方法Cにおけるパネルの変形量は、圧縮筋かいの場合、著しく減少した。一本の圧縮筋かいは、縦・横栈木各3本の構成と同一の効果を示した(表3-3と4の比を比較)。これは、筋かいは圧縮側に使用されるべきであると結論づけている L.O.Andreson⁴⁶⁾の報告と一致した。試験方法Bにおけるパネルの変形量では、一本の圧縮筋かいの効果は、試験方法Cの場合ほど顕著ではなかったが、縦栈木2本、横栈木3本の構成と同程度の効果を示した。

表3-4 筋かいパネルに10,000Nの水平せん断荷重を负荷したときの
荷重点の変形量(試験方法B、C)
括弧内の数値は筋かい無しのパネルに対する比(%)を表す

筋かいの 型 試験方法	筋かい無し	引張筋かい	圧縮筋かい	引張、圧縮 筋かい
試験方法B	1.804 cm (100)	1.474 cm (81.7)	1.457 cm (80.8)	1.243 cm (68.9)
試験方法C	1.352 cm (100)	1.123 cm (83.1)	0.981 cm (72.6)	0.858 cm (63.5)

全パネルにおいて同一荷重を作用した場合の応力分布状態とそれらの値が類似していたため、水平せん断における1/100rad耐力は、同程度と考えられた。数値解析による上記結果は、山井⁴⁹⁾、杉山他⁵¹⁾と丸山他⁵²⁾により報告された実験結果と比較的よく一致した。

3. 2 パーティクルボード壁体の水平せん断疲労性能¹³²⁾

現在、プレハブ住宅などで用いられている構造用木質パネルは、枠材と面材から構成されているが、その製造における作業工程が複雑で、生産性が低いことが問題となっている。また、合板や枠材の原料である優良原木が年々減少しており、原材料の供給面からも不安が多い。これに対処する一つの手段として、モールデッドパーティクルボードパネルの利用が考えられる。この場合の最も重要な課題は、そのパネルの耐久性、特に、耐水性と繰返し荷重のもとでの剛性低下であろう。

本章では、ハウス55プロジェクト用に試作されたモールデッドパーティクルボード壁体の水平せん断疲労試験を行ない、その結果を検討した。

3. 2. 1 試験方法

(a) 試験体および支持条件

図3-18に示したように、木質系パーティクル(ラワン類:針葉樹=1:1)にフェノール樹脂接着剤(固形分重量比12%)を噴霧し、熱圧成形したリブ5本(せい;35mm、幅;周囲35mm、内部30mm)を長手方向に有し、厚さ10mmの板面部分をもつリブ付き片面パネルを一体成形した(寸法900mm×2,400mm×45(10)mm、比重0.74)。この成形パネル2枚を α -オレフィン系接着剤を用いてリブ側同士を接着・複合し、上下端部にパーティクルボード製の材を埋め込んだ中空成形パネル(寸法900mm×2,400mm×90mm)を試験体とした。この試験体パネル2枚を立てて連ね、図3-19に示すような連続壁体として試験に供した。その際、壁体の両端から100mm入った所に直径12mm、長さ2,600mmの軸ボルトをパネル内に通し、さらに、頭つなぎ(1,800mm×120mm×90mm)と土台(2,000mm×120mm×90mm)となるパネルに渡した水平材(アピトン材)に通して締め固めた。各パネルは、壁体の中央から両側100mmの所で直径12mmのボルトを用いて上下の水平材と締結し、また、この2枚のパネル間にせん断応力が十分伝達できるように、パネルの間にスクリーボルト(外径20mm、谷径15mm、ねじ込み長さ500mm、ネジ山42)を上部から1本ねじ込んだ。壁

体は、下部水平材の5ヶ所で直径12mmのボルトを用いて試験フレームに締結した。

(b) 変位測定および荷重条件

変位測定点を図3-20に示した。P1は荷重負荷側のパネル、P2はP1パネルに隣接するパネル、Xは上部水平材、Yは下部水平材を示した。番号1~4はP1パネルのせん断ひずみ計算用の、5~8はP2パネルのせん断ひずみ計算用の、3、5、6、および8はP1およびP2両パネルの合計(P1+P2パネル)のせん断ひずみ計算用の、12~15は壁体全体のせん断ひずみ計算用の各々の変位測定点であった。9~10はP1とP2パネル間のずれの、11はP1とP2パネル間の開きの測定用の、16~18は試験フレームからパネルが浮き上がる変位量を算出するための各々の変位測定点であった。測定した変位より、P1パネル、P2パネル、P1+P2パネル、および壁体全体としてのせん断ひずみを次式を用いて計算した。

$$\begin{array}{l}
 \text{P1パネル} \quad \gamma_{\theta \text{ P1}} = \frac{\delta_1 - \delta_2}{2,250} - \frac{\delta_3 - \delta_4}{840} \\
 \text{P2パネル} \quad \gamma_{\theta \text{ P2}} = \frac{\delta_5 - \delta_6}{2,250} - \frac{\delta_7 - \delta_8}{840} \\
 \text{P1+P2パネル} \quad \gamma_{\theta \text{ P1+P2}} = \frac{\delta_5 - \delta_6}{2,250} - \frac{\delta_3 - \delta_8}{840} \\
 \text{壁体全体} \quad \gamma_{\theta \text{ X+P1+P2+Y}} = \frac{\delta_{12} - \delta_{15}}{2,250} - \frac{\delta_{14} - \delta_{13}}{1,800}
 \end{array} \quad \text{----- (式 3-3)}$$

δ ; 各測定点の変位 (mm)、 γ_{θ} ; せん断ひずみ (rad)

静的試験で負荷した水平荷重と頂部における変形量の関係を図3-21に示した。最大破壊荷重は21,900N、破壊時の変形量は21.3mmで、最大破壊荷重の2/3およびせん断ひずみが1/200rad時の荷重は14,500N、破壊時の変形量の1/2の変形時の荷重は17,800Nであった。したがって、壁体の短期許容耐力は、14,500Nと計算された^{133~137)}。

この壁体が住宅に使用される場合、耐用年数を30年と仮定して風や地震によって、どの程度の水平せん断力が繰返されるかを、パネルの設計用速度圧が1,180Pa、設計荷重が7,840Nであることを考慮に入れて、下記のように決定した。なお、風力や地震力については東京地方の気象データ^{138, 149)}を参考にした。

短期許容耐力の 1.7% (245N)	-----	15,320回
2.7% (392N)	-----	22,500回
3.2% (471N)	-----	2,100回

5.4% (784N)	-----	6,560回
13.2% (1,910N)	-----	50回
16.9% (2,450N)	-----	2,020回
54.0% (7,840N)	-----	220回

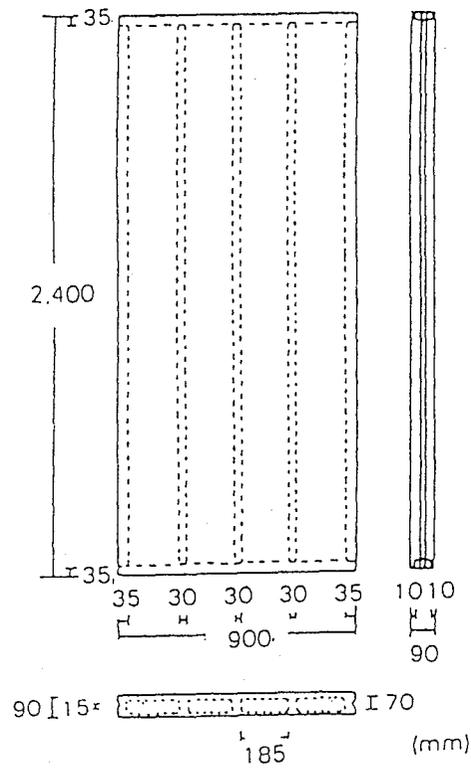


図3-18 中空成形モールドッドパーティクルボード壁体詳細図
上下端部にパーティクルボード製の材が埋め込まれている

これらの各荷重と回数を1プログラムサイクルとし、繰返し周波数5Hzの片振りで、常態で2プログラムサイクル、さらに、散水状態で2プログラムサイクルの試験を行なった。各プログラムサイクル終了毎に、ランプロードテスト（設計荷重7,840Nの1/4、1/2、3/4、1倍に相当する荷重を順次1回づつ負荷）を、ボルトのゆるみの生じたままの状態と、締め直した状態について行なった。試験過程が複雑なため、各繰返し試験段階をA~Lとし、表3-5に示した。なお、散水状態においては、散水を開始してから15時間後にランプロードテストを行ない、17時間後に1回目のプログラムサイクルテストとランプロードテストを行ない、20時間後に2回目のプログラムサイクルテストとランプロードテストを行ない、その後、散水をさらに1週間続けた後にランプロードテストを、さら

に、5日間静置乾燥した後に再度ランプロードテストを行なった。散水は、壁体片面の上部に設けた20mm間隔で直径1mmの孔を開けた給水パイプを用いて行なった。荷重の繰返しは、電気油圧サーボ式疲労試験機（森試験機[®]製）を用いた。揺止は、2ヶ所に設置した。このパネルでは、軸ボルトで負荷側の浮き上がりを防止しているため、タイロッドは用いなかった。

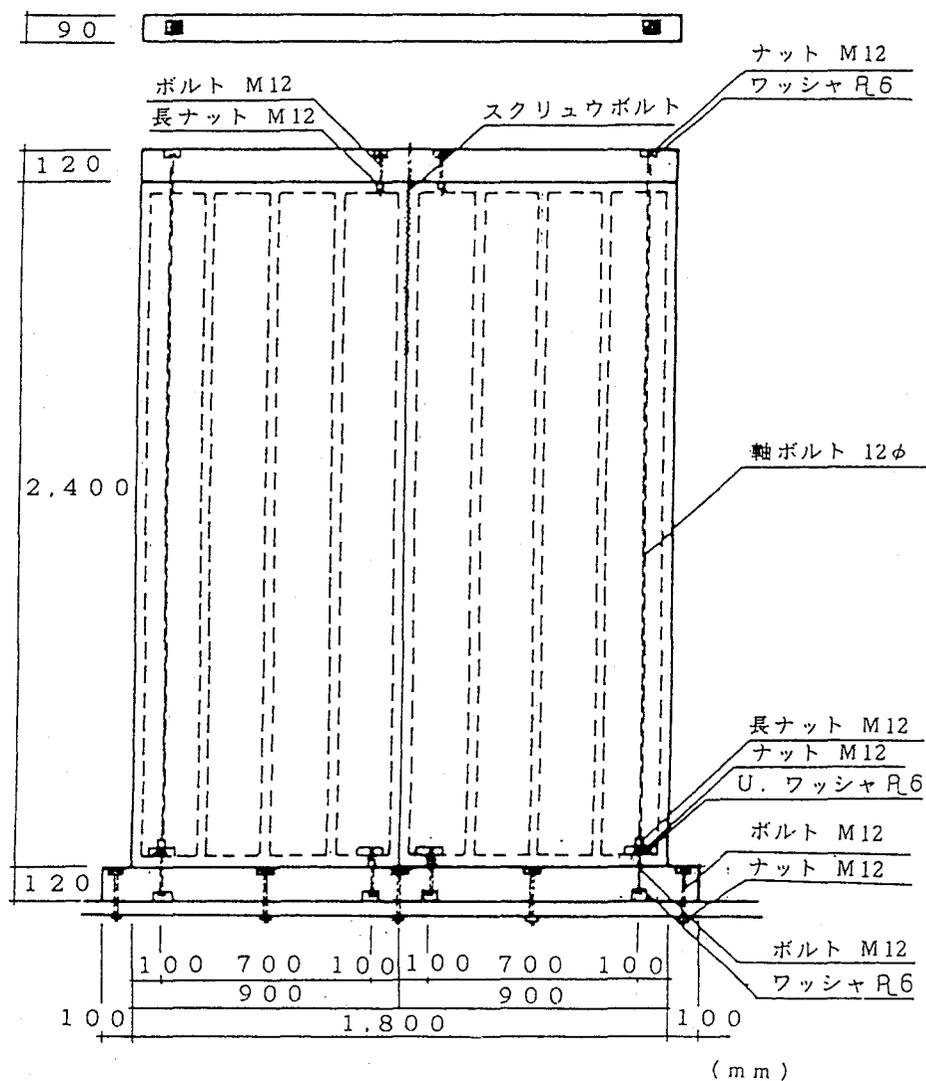


図3-19 2体の中空モールデッドパーティクルボードにより構成される連続壁体頭つなぎおよび土台（水平材）に通した軸ボルトにより締め固められている

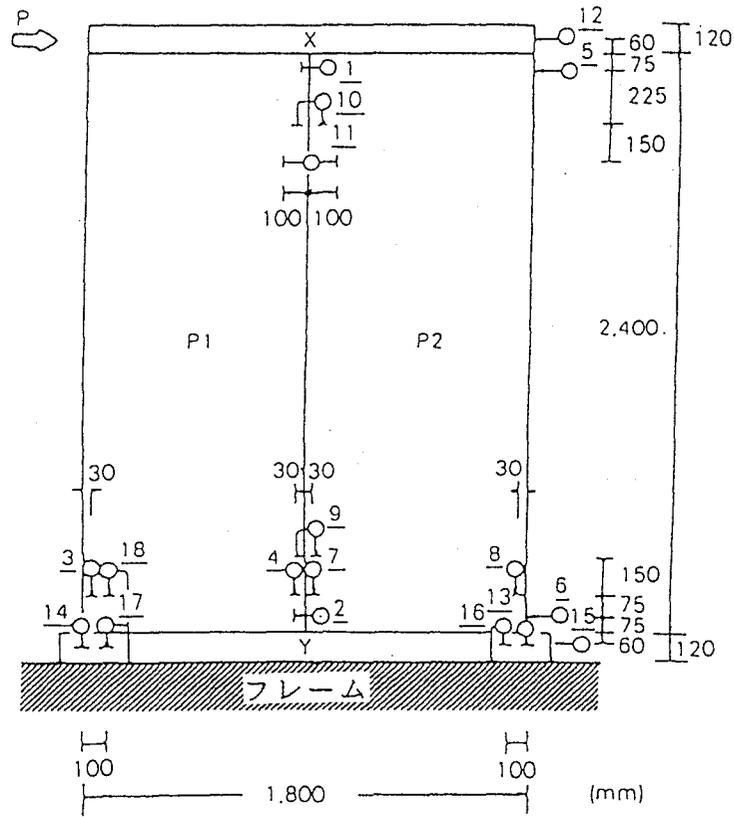


図3-20 変位測定点および荷重点の位置
 P1 : 繰返し荷重負荷側のパネル、
 P2 : P1パネルに隣接するパネル、
 X : 上部水平材、Y : 下部水平材、
 P : 荷重点、1-18 : 変位測定点

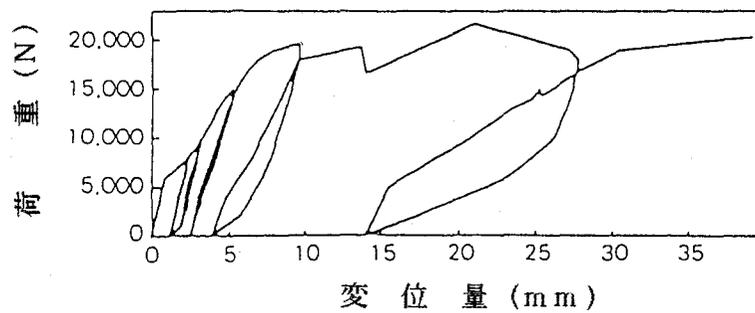


図3-21 静的水平せん断試験の荷重と変形量の関係

表3-5 プログラムサイクルとランプロードテスト時の試験条件

試験段階 試験条件	試験段階											
	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K	L
プログラムサイクル*時の環境条件	Dry	Dry	Dry	Dry	Dry	Dry	S2	S2	S3	S3	S4	S4
プログラムサイクル数	0	D1	D1	D2	D2	D2	D2	D2	D2	D2	D2	D2
ランプロードテスト時の環境条件	Dry	Dry	Dry	Dry	Dry	Dry	W1	W1	W2	W2	W2	W2
ランプロード時の軸ボルト状態	a	b	a	b	a	b	b	a	b	a	b	b

*：プログラムサイクルは245N（15,320回）、392N（22,500回）、471N（2,100回）、784N（6,560回）、1,1910N（50回）、2,450N（2,020回）、7,840N（220回）を1サイクルとした、D1：常態で1プログラムサイクル、D2：常態で2プログラムサイクル、W1：散水状態で1プログラムサイクル、W2：散水状態で2プログラムサイクル、S1：15時間散水後、S2：17時間散水後、S3：20時間散水後、S4：さらに1週間散水後、Dry：常態および屋内条件で乾燥、Wet：散水中、a：軸ボルトを締め直して試験、b：軸ボルトを締め直さず試験

3. 2. 2 試験結果および考察

表3-5に示したように、繰返し試験の条件は、常態と散水状態の各々で、上記プログラムサイクルを各2回、計4回（120年相当の荷重刺激）与えるという極めて苛酷なものであった。得られた結果より、各繰返し試験段階（A～L）での荷重とせん断ひずみの関係を比較して、この種の構造体の繰返し荷重に対する剛性低下の傾向を推定できるものと考えた。

図3-22に、試験段階A（繰返し試験前の初期状態）におけるランプロードテストの荷重と変形量の関係を示した。図3-23と24に、常態および散水状態におけるランプロードテストの結果の内、ボルトを締め直す前に測定した荷重とせん断ひずみの関係の代表例を示した。図3-25には、A～Lの各試験段階での7,840N（設計荷重）の水平荷重によるせん断ひずみを示した。図3-26と27に、常態と散水状態について、各試験段階でのパネル部材P1とP2間のすべりの値と荷重の関係を示した。

水平せん断荷重が剛性低下に与える影響を考察するに先だって、パネル部材P1、P2、P1+P2、およびP1+P2と上下の水平部材を含めた複合壁体の各々についての試験段階Aにおける荷重と変形の関係と比較、考察する。同一荷重で比較すると、複合壁体（X+P1+P2+Y）に生ずるせん断ひずみは、2枚のパネル部材の複合単位（P1+P2）に生じるそれよりも大きかった。この差は、パネル部材と水平部材の間のボルト接合のすべりによるもの

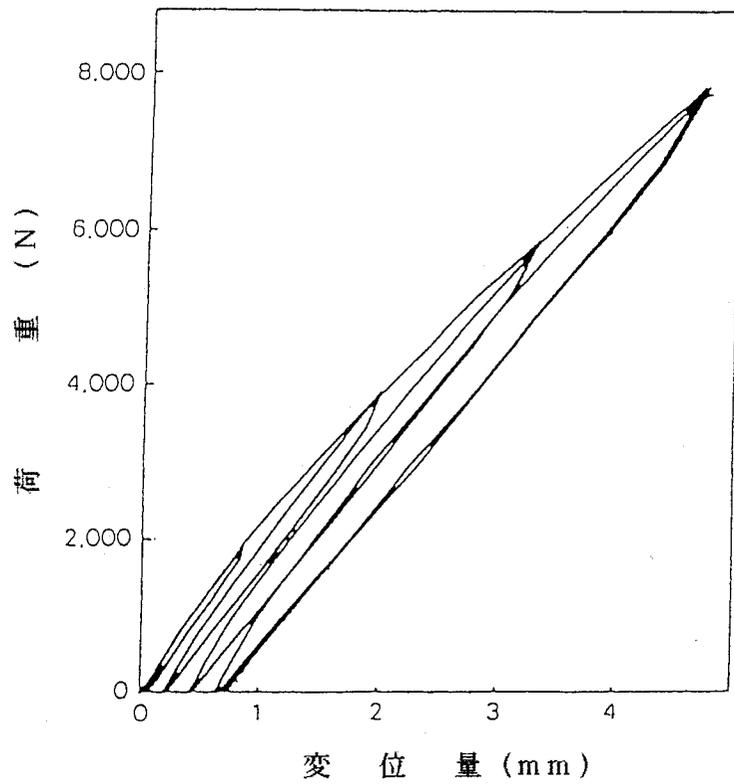


図3-22 初期状態（試験段階A）におけるランプロードテストの荷重と変形量の関係

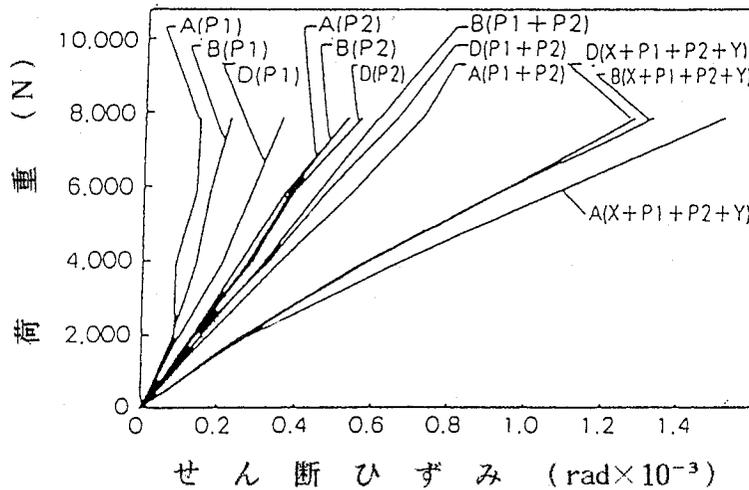


図3-23 各試験段階におけるランプロードテストの荷重とせん断ひずみの関係
(常態)

X+P1+P2+Y: 複合壁体、P1+P2: 2枚のパネル部材P1、P2の複合壁体、
P1: パネル部材P1、P2: パネル部材P2、A、B、D: 表3-5参照

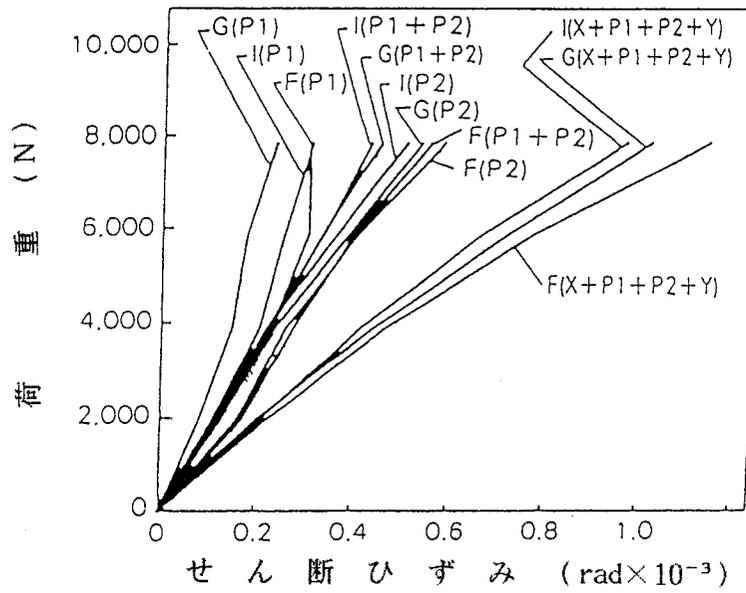


図3-24 各試験段階におけるランプロードテストの荷重とせん断ひずみの関係
(散水状態)

図中の記号は、表3-5および図3-23参照

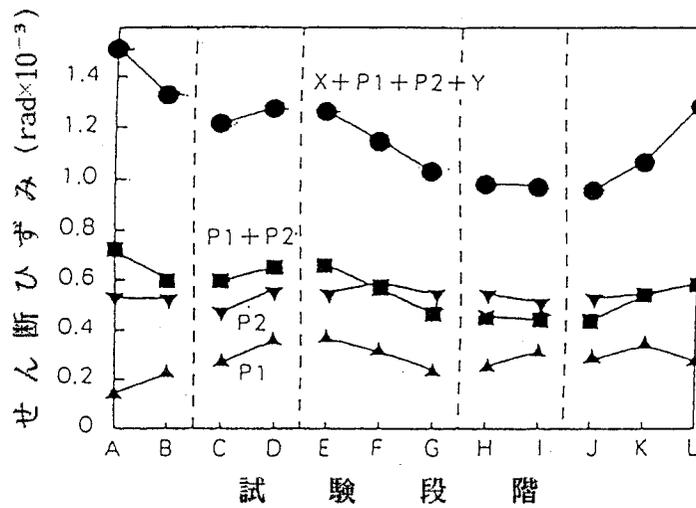


図3-25 各試験段階における水平荷重7,840N(設計荷重)によるせん断ひずみ
縦破線は、軸ボルトの締め直しを示す

図中の記号は、表3-5および図3-23参照

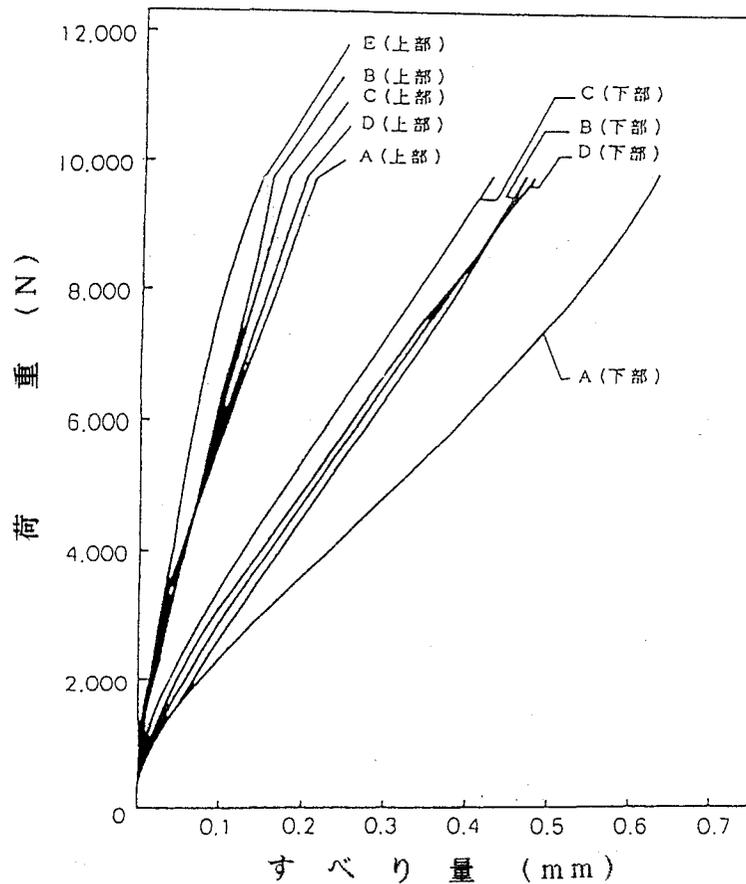


図3-26 各試験段階におけるパネル部材P1とP2間のすべり量(常態)
 上部：変位測定点10(図3-20)のダイヤルゲージにより測定、
 下部：変位測定点9(図3-20)のダイヤルゲージにより測定、
 A, B, C, D, E：表3-5参照

と考えられた。複合単位(P1+P2)に生ずるせん断ひずみは、個々のパネル部材P1とP2に生ずるその平均値よりも大きかった。このことは、パネル部材P1とP2の界面ですべりが生じたことを示した。図3-26に示したように、スクリューボルトの挿入された上部のすべり量が下部のそれより小さかった。パネル部材P2に生じたせん断ひずみは、P1のそれと比べてかなり大きかった。このことは、せん断応力が主としてP2に生じていて、P1がP2よりも相対的に剛体回転しやすい支持条件にあったことを示している。この傾向には、上下の水平部材とパネル部材の緊結の具合や軸ボルトの位置などが影響しているものと考えられた。

次に、プログラムサイクルにおけるせん断ひずみの変化について述べる。常態での繰返し荷重による剛性の低下は、わずかであり、実用上、風や地震による繰返し荷重がこの種

のパネル壁体の剛性を低下させることは、ほとんどないといえる。各試験段階後における軸ボルトの締め直し量もわずかであった。

パネルの寸法は、1週間の散水で厚さ方向に2.1mm~3.5mm（平均 2.8mm）膨張し、その後の乾燥によって回復しなかった。面外への反りは、0.8mm/m~1.5mm/m（平均 1.3mm/m）で、乾燥により0.0mm/m~0.4mm/m（平均 0.2mm/m）に回復した。

散水により、パネル部材がわずかに伸びて、軸ボルトの緊結を高めた結果、複合壁体のせん断ひずみは減少した。このことによって、パネル部材（P1、P2）に生ずるせん断ひずみの値と複合壁体（X+P1+P2+Y）のそれが幾分近づいた。繰返し試験では、散水による構造全体の緊張と繰返し荷重による局所的な力の緩和が打ち消しあった結果として、散水状態における2回のプログラムサイクル負荷の前後で、パネル部材に生ずるせん断ひずみの値はほとんど変わらず、全体として、構造が剛に変化した結果、複合壁体のそれはかえって小さくなった。

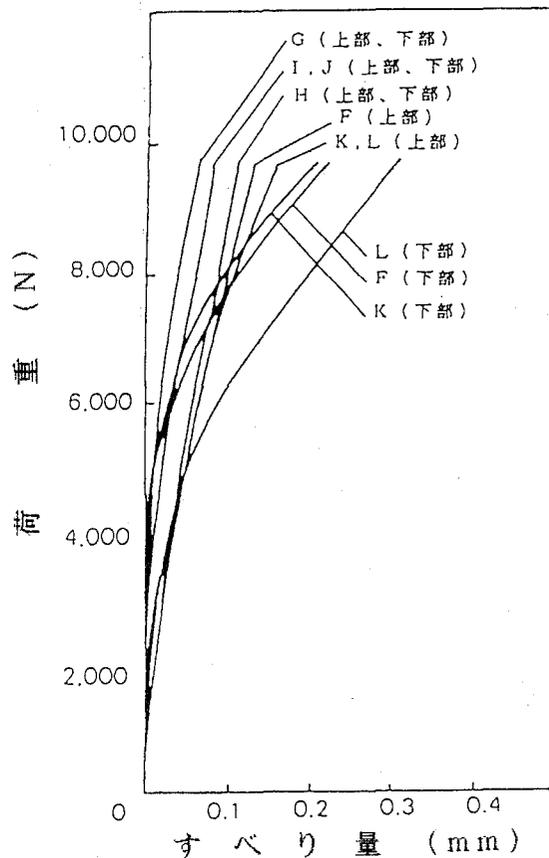


図3-27 各試験段階におけるパネル部材P1とP2間のすべり量（散水状態）
図中の記号は、表3-5および図3-26参照

その後、1週間の散水と5日間の乾燥によって、個々のパネル部材と複合壁体とのせん断ひずみの比は、試験前のそれに向かって戻る傾向を示したが、この試験の範囲では、途中で追い締めを行なったことも原因して、各ひずみの値は、初期の値まで戻らなかった。しかし、水分変化によって加圧収縮が生ずるであろうから、水分変化の繰返しに伴って接合部のゆるみが増加する可能性があるため、これについてはさらに検討しなければならない重要な問題である。

この実験は、常態および散水状態でプログラムサイクルを各2回、計4回(120年相当の荷重刺激)与えるという極めて過酷なものであったが、それにもかかわらず、繰返し荷重によるせん断剛性の低下は、観察されなかった。また、肉眼的な観察の範囲で、局所的な破壊も認められなかった。これらの結果から、この種の複合壁体では、繰返し荷重よりも、乾湿繰返しによって発生する水分応力が力学的性質を支配するものと考えられた。

3.3 要約

3種類の基本的な試験法において耐力壁に生じるせん断応力と主応力分布を有限要素法を用いて解析した。対角線圧縮試験(試験方法A)では、荷重点と反力点に応力集中が観察され、枠材の厚さの減少とともに顕著になった。タイロッドを設けない水平せん断試験(試験方法B)では、応力集中が最も顕著に生じ、荷重点直下のボルト支持点近辺にせん断応力の急激な不連続性が観察された。ASTM式として知られているタイロッドを設ける水平せん断試験(試験方法C)では、均一な応力分布が観察された。この3種類の試験法におけるパネル端部に沿った荷重伝達能力は、試験方法A、B、Cの順で増大した。試験方法Cは、試験体に均一なせん断応力を生じさせる最も適切な試験方法であり、試験方法Aは、容易さと便利さのために、多数の試験体を試験するのに有用な試験方法である。

試験方法BとCにおける実寸パネル(900mm×2,400mm)の応力分布におよぼす枠木構成の影響を解析した。縦枠木と横枠木両方またはいずれか一方を有する16種類のパネルでは、応力分布は縦・横枠木や筋かいによりほとんど影響されなかったが、変形量は縦・横枠木や筋かいによって減少した。パネルの変形量におよぼす縦枠木の効果は、横枠木のその2倍程度であった。タイロッドを設けない水平せん断試験(試験方法B)の変形量は、タイロッドを設ける水平せん断試験(試験方法C)のそれより1.3倍程度大きくなった。筋かいパネルの応力分布は、筋かいの本数や方向の差異により少し影響され、剛性の増加割

合は、17%～36%に達し、縦・横桟木パネルより効果的であった。試験方法Cではパネルの変形量は、引張筋かいに比べ圧縮筋かいで減少した。

成形パーティクルボードを用いた中空パネル2体より構成された壁体について、常態および散水状態で繰返し水平せん断力を与えたときの剛性低下を検討した。繰返し試験に用いた荷重と回数には、耐用年数を30年と仮定し、東京地方の気象データをもとに決定した。それを1プログラムサイクル（30年分）とし、常態で2プログラムサイクル、散水状態で2プログラムサイクル行ない、各プログラムサイクル終了毎に荷重とせん断ひずみの関係を測定した。

120年分の繰返し荷重による剛性の低下はわずかであった。散水により、パネル部材がわずかに伸びて軸ボルトの緊結度が高まり、複合壁体全体のせん断剛性が増加した。さらに、1週間の散水の後、5日間の乾燥を行なった結果、接合部のゆるみによるせん断剛性の低下が観察された。総合的に判断すると、繰返し荷重による直接的な剛性の低下は少ないと考えられ、むしろ、乾湿繰返しにより発生する水分応力が壁体の力学的性質に大きな影響をおよぼすものと考えられた。

総 括

本論文では、住宅構造の安全性と耐久性において重要な役割を担う各構成部材の力学的耐久性を明らかにし、弱点を改良し、丈夫な構成部材を開発して、力学的耐久性に優れた住宅を作るためのひとつの指針を作製することを目指した。そこで、各構成部材の中で住宅の力学的耐久性に重要な役割を担っている木質構成パネルの耐久性について検討した。

第1章では、床パネルの面材料として使用されているパーティクルボードのクリープ性能を明らかにするために、水分平衡下および非平衡下におけるクリープ試験を行ない、クリープたわみの低減方法およびその限界応力について検討した。その結果、水分平衡下では、市販低比重パーティクルボードおよび配向性パーティクルボードの荷重継続時間 10^5 分（約70日）でのクリープ限度は、両ボードとも静的強度の60%程度であることを明らかにした。さらに、パーティクルを配向させることによりクリープ性能が著しく向上することを明らかにした。水分非平衡下では、パーティクルのアセチル化処理により、クリープ性能は大きく改善できることを明らかにした。さらに、部分片振クリープ試験を行ない、木質平面材料に継続荷重と繰返し荷重を重複的に負荷した場合のたわみの変化と荷重継続60日後の強度性能を測定した結果、全荷重に対する割合が約50%以上の繰返し荷重では、クリープ性能に影響を与えることを明らかにした。クリープ試験後の強度性能は、この程度の荷重履歴では、ボード内部の損傷はほとんどないと考えられた。

第2章では、床パネルに関して面材料に合板またはパーティクルボードを用いたストレススキンパネルを取り上げ、室内条件下におけるクリープ試験を行ない、たわみ変化と破壊の進展を測定した。その結果、荷重継続時間1万時間（約420日）におけるクリープ限度は、合板パネルで静的耐力の56%、パーティクルボードパネルで70%であることを明らかにした。さらに、ユニット置床、縁甲床、ボード釘着床、ストレススキンパネル床など各種木質床について繰返し集中荷重による曲げ疲労試験を行ない、荷重の繰返し数とたわみ増加量や破壊の進展状況の関係を調べた結果、ユニット置床（600mm×600mm×25mmのパーティクルボードに4個のアルミダイキャスト製床下地支持脚を取り付けたもの）では、繰返し数 10^5 回の疲労試験後（繰返し荷重 1,000N）のたわみは、常態の場合では約 $l/230$ （2.62mm、 l はスパン）にすぎないが、湿潤状態の場合では約 $l/140$ （4.28mm）に達し、繰返し荷重における疲労特性に水分の存否が大きく影響す

ることを明らかにした。縁甲床（12mm厚さの1類ラワン合板あるいは15mm厚さのMDF）では、繰返し数10⁶回の疲労試験後の疲労限度は、MDF縁甲床では、常態、湿潤状態とも各静的耐力の約42%であることを明らかにした。なお、合板縁甲床については、ばらつきが大きかったので、疲労限度の予測が困難であったが、一般に、人の歩行による負荷は体重の1.2倍～1.3倍程度であると考えられており、それを1,000Nと仮定し、その荷重が普通の家庭の台所など頻度の多い場所では仮定耐用年数の30年間に

10⁶回繰返されると仮定すると、この床は、通常の使用条件では疲労で破壊しないことが明らかとなった。釘着床（12mm厚さの耐水性パーティクルボード）では、荷重1,000N（静的耐力の21%）を繰返し数10⁶回後、何らの損傷も観察されなかったが、2,000N（静的耐力の42%）の荷重では、繰返し数10⁶回を越えるあたりから荷重点の裏面に微小なクラックが発生した。しかし、繰返し数10⁶回後の耐力性能は負荷前の値に比べ、低下が認められなかった。ストレススキンパネル床（面材料は合板あるいはパーティクルボード）では、繰返し回数10⁶回における疲労限度は、両パネルとも静的耐力の43%～54%であり、面材と枠材間のはく離に対する疲労限度も同程度と推定された。常態から湿潤状態になると、合板パネルの疲労限度は変化しなかったが、パーティクルボードパネルでは17%低下した。

第3章では、構成パネルのせん断性能について検討した。パネル内の応力分布を把握するために、有限要素法を用いて2次元弾性応力解析プログラムを作成し、対角線圧縮試験および各種水平せん断試験におけるストレススキンパネル内の応力分布を数値解析し、水平せん断性能の評価を行なった。その結果、対角線圧縮試験では、荷重点と反力点に応力集中が顕著であった。タイロッドを設けない水平せん断試験では、応力集中が最も顕著に生じ、荷重点直下のボルト支持点近辺にせん断応力の急激な不連続性が観察された。ASTM式として知られているタイロッドを設ける水平せん断試験では、荷重伝達能力は十分良好で、3者の中で最も均一な応力分布が得られることを明らかにした。同じプログラムを用いて、各種棧木および筋かいを有するストレススキンパネルのせん断応力と主応力を数値解析した結果、パネル内の応力分布は、縦・横棧木や筋かいの構成が異なってもほとんど影響されないが、変形量は縦・横棧木の数の増加や筋かいの挿入により著しく減少することを明らかにした。

モールデッドパーティクルボード壁体（寸法1,800mm×2,640mm×90mm）について、水平せん断疲労試験を行なった結果、120年分相当の繰返し荷重による剛性の低下はわず

かであり、乾湿繰返しによって発生する水分応力が、壁体の力学的性質に大きな影響をおよぼすものと考えられた。

本研究が住宅の構造安全性を高めるための成果となり、安全で快適な住宅の開発の一助となれば幸いである。今後、各種の住宅構成部材の研究が、継続荷重と繰返し荷重を重ね合わせた負荷における耐久性、構成部材を複合的に組合わせた状態における耐久性などの領域でさらに進めば力学的耐久性に優れた住宅が得られるであろう。

謝 辞

本論文の遂行および論文の作成にあたり、始終御懇篤なる御指導を賜った農学博士 佐々木 光 京都大学名誉教授、農学博士 則元 京 京都大学木質科学研究所教授、農学博士 石原 茂久 京都大学木質科学研究所教授、農学博士 高橋 旨象 京都大学木質科学研究所教授に対し衷心より感謝の意を表す。また、本研究の遂行と論文の取りまとめに関して始終多くの御指導と御助言を頂いた農学博士 満久 崇麿 京都大学名誉教授、農学博士 増田 稔 京都大学農学部林産工学科教授、農学博士 川井 秀一 京都大学木質科学研究所助教授に対して深く謝意を表す。

さらに、実験に際して多くの御援助、御協力を頂いた京都大学木材研究所木質材料部門および京都大学木質科学研究所木質材料機能研究部門の各位に厚くお礼申し上げる。

文献

- 1) E.L.Bryan: "Particle Board Under Long-term Load", *Forest Prod. J.*, Vol.10, p.200-204, 1960
- 2) W.Kratz: "Investigations on the Behaviour of Particle Board under Long-term Bending Load", *Holz Roh- Werkstoff*, Vol.27,p.380-387,1969
- 3) P.Gressel: "The Effect of Time, Climate and Loading on the Bending Behaviour of Wood Base Materials Part I: Previous Investigations, Testing Plan, Research Methods", *Holz Roh- Werkstoff*, Vol.30,p.259-266,1972
- 4) P.Gressel: "The Effect of Climate and Loading on the Bending Behaviour of Wood Base Materials Part II : Test Results in Dependency on the Creep Parameters", *Holz Roh- Werkstoff*, Vol.30,p.347-355,1972
- 5) P.Gressel: "The Effect of Climate and Loading on the Bending Behaviour of Wood Base Materials Part III : Discussion of Results", *Holz Roh- Werkstoff*, Vol.30,p.479-488,1972
- 6) B.S.Aswathanarayama;V.J.Victor: "Rheological Constants of Wood and Wood-Based Panel Materials by Simplified Short Term Loading Tests", *J.Ind.Acad. Wood Sci.*, Vol.5,p.61-67,1974
- 7) W.F.Lehmann;T.J.Ramaker;F.V.Hefty: "Creep Characteristics of Structural Panels", Proc. of the Ninth Washington State Univ. Symposium on Particle-board, 1975, p.151-172
- 8) 有馬孝禮: "木材および木質材料のクリープ特性"、*AWCOM*, No.18,p.4-7,1976
- 9) 大熊幹章: "構造用パーティクルボードの耐久性"、*木材工業*、Vol.33,p.237-240, 261, 1978
- 10) 有馬孝禮、佐藤雅俊、益田恵吾: "木質材料のクリープ特性"、*建築研究報告・木質材料及び部材の長期耐力評価に関する研究*、No.95,p.25-42, 1981
- 11) J.D.McNatt: "Rate- and Duration-of-Load Behavior of Lab-Made Structural Flakeboards", USDA Forest Service, Research Note FPL-0252, 1965, P.8

- 12) P.Gressel : "A Proposal for Consistent Experimental Principles for Conducting and Evaluating Creep Tests", *Holz Roh- Werkstoff*, Vol.44,p.133-138,1986
- 13) C.C.Gerhards : "Effect of Duration and Rate of Loading on Strength of Wood and Wood-Based Materials", USDA Forest Service Research Paper FPL-283,1977, P.24
- 14) L.F.Nielsen : "Crack Failure of Dead-, Ramp- and Combined-Loaded Viscoelastic Materials", Proc. First International Conference on Wood Fracture,1978, Aug. 14-16, Banff, Alberta, p.189-200
- 15) A.A.Moslemi : "Some Aspects of Viscoelastic Behavior of Hardboard", *Fprest Prod. J.*, Vol.14,p.337-342,1964
- 16) E.L.Bryan;A.P.Schniewind : "Strength and Rheological Properties of Particle-board", *Forest Prod. J.*, Vol.15,p.143-148,1965
- 17) 則元 京、山田 正 : "パーティクルボードのクリープについて"、*Wood Res.* No. 39, p.22-28, 1966
- 18) D.J.Sauer;J.G.Haygreen : "Effects of Sorption on the Flexural Creep Behavior of Hardboard", *Forest Prod. J.*, Vol.18,No.10,p.57-63,1968
- 19) A.F.Halligan;A.P.Schniewind : "Effect of Moisture on Physical and Creep Properties of Particleboard", *Forest Prod. J.*, Vol.22,No.4,p.41-48,1972
- 20) P.R.Sutula;A.A.Moslemi : "Effects of Three Cyclic Constant Levels of Moisture Content on Creep Deflection in Hardboard", *Forest Prod. J.*, Vol.23,No.3,p.50-55, 1973
- 21) J.W.Koning Jr. : "Time Dependent in Fiber-Based Materials", General Constitutive Relations for Wood and wood-Based Materials,1978
- 22) J.D.McNatt;M.O.Hunt : "Creep of Thick Structural Flakeboards in Constant and Cyclic Humidity", *Forest Prod. J.*, Vol.32,No.5,p.49-54,1982
- 23) P.Chow : "Bending Creep Behavior of *Acer Saccharum* Marsh Veneered Medium-Density Fiberboard Composite", *Wood Sci. Technol.*, Vol.16,p.203-213,1982

- 24) T.Laufenberg: "Creep and Creep-Rupture in Reconstituted Panel Products", Proc. of the International Workshop on Duration of Load in Lumber and Wood Products, 1985, Sept., 12-13, Vancouver, p.61-66
- 25) T.L.Laufenberg: "Creep Testing of Structural Composite Panels: A literature review and proposed standard", Proc. 21st International Particleboard/Composite Materials Symposium, 1987, March 24-26, Pullman, p.297-313
- 26) W.Gillwald: "Investigations on the Fatigue Resistance of Multiple Lwyer Particleboard", *Holz Roh- Werkstoff*, Vol.24, p.445-449, 1966
- 27) W.E.Saul; C.Y.Tuan: "Review of Live Loads Due to Human Movements", *J. of Structural Engineering*, Vol.112, No.5, p.995-1004, 1986
- 28) J.Murphy; "Damage Accumulation in Wood Structural Members under Stochastic Live Loads", *Wood and Fiber Science*, Vol.29, No.4, p.453-463, 1987
- 29) 増田 稔、佐々木 光: "床パネルの繰返し曲げ試験"、昭和53、54年度文部省科学研究費補助金(総合研究A)研究成果報告書・各種の応力を受ける合板張りプレハブ壁・床パネルの力学挙動とその要因の理論的解析、1980, p.13-15, 20, 22-31
- 30) K.Mohler; G.A-Sayed; J.Ehlbeck: "Calculation of Double-Shell Glued Panels", *Holz Roh- Werkstoff*, Vol.21, p.328-333, 1963
- 31) T.E.batey, Jr.; P.W.Post; D.Matteson; G.A.Ziegler: "Flexural Design Procedure for the Composite Panel", *Forest Prod. J.*, Vol.25, No.9, p.49-55, 1975
- 32) 平嶋義彦、駕海四郎: "枠組壁工法住宅床組の構造耐力試験(Ⅰ)"、木材工業、Vol.32, Np.9, p.396-398, 1977
- 33) 平嶋義彦、駕海四郎: "枠組壁工法住宅床組の構造耐力試験(Ⅱ)"、木材工業、Vol.32, Np.12, p.552-554, 1977
- 34) I.Smith: "Analysis of Plywood Stressed Skin Panels with Rigid or Semi Rigid Connections", TRADA Research Report 1/79, 1979
- 35) I.Smith: "Desogn of Simply Supported Plywood Stressed Skin Panels with a Uniformly Distributed Transverse Load", TRADA Research Report 2/79, 1979

- 36) 平嶋義彦、鷺海四郎：“枠組壁工法住宅床組の構造耐力試験（Ⅲ）”、木材工業、Vol.36, No.2, p.67-70, 1981
- 37) 平嶋義彦、鷺海四郎：“枠組壁工法住宅床組の構造耐力試験（Ⅳ）”、木材工業、Vol.36, No.3, p.118-123, 1981
- 38) 増田 稔、佐々木 光：“床パネルの繰返し曲げ試験”、昭和56年度文部省科学研究費補助金（総合研究A）研究成果報告書・プレハブ壁および床パネルの力学的挙動とその要因の理論的解析、1982, p.17-24
- 39) M.Najdekr：“On the Analysis of Glued Double-Skin Wood Panels”, *Holz Roh-Werkstoff*, Vol.47, p.61-66, 1989
- 40) H.Hall; J.Haygreen; B.Neisse：“Creep of Particleboard and Plywood Floor Deck under Concentrated Loading”, *Forest Prod. J.*, Vol.27, No.5, p.23-32, 1977
- 41) J.D.McNatt; M.J.Superfesky; K.J.Kanvik：“Stacking Method for Long-Term Concentrated Load Testing of Floor Panels”, *Forest Prod. J.*, Vol.30, No.9, p.47-48, 1980
- 42) 有馬孝禮、佐藤雅俊、益田恵吾：“木質部材のクリープ特性”、建築研究報告・木質面材料及び部材の長期耐力評価に関する研究、No.95, p.62-69, 1981
- 43) 増田 稔、佐々木 光：“床パネルの曲げ疲労試験”、昭和53、54年度文部省科学研究費補助金（総合研究A）研究成果報告書・各種の応力を受ける合板張りプレハブ壁・床パネルの力学挙動とその要因の理論的解析、1980, p.13-15, 20, 22-31
- 44) 杉山英男：“木質系プレハブ住宅の構造耐力”、木材工業、Vol.19, No.7, p.313-317, 1964
- 45) 山井良三郎：“構造用パネルの強度性能”、木材工業、Vol.19, No.7, p.318-321, 1964
- 46) L.O.Anderson：“Guides to Improved Framed Walls for Houses”, USDA Forest Service Research Paper FPL-31, 1965, p.28
- 47) 山井良三郎：“耐力壁としての木質パネル”、木材工業、Vol.23, No.9, p.411-415, 1968
- 48) 山井良三郎：“軸組に合板を用いた耐力壁”、木材工業、Vol.25, No.9, p.421-425, 1970

- 49) 山井良三郎：“木質壁パネルの強度性能”、材料、Vol.20, No.218, p.1220-1225, 1971
- 50) 杉山英男：“木質プレファブ住宅と構造体”、建築雑誌、12月号、1971
- 51) 杉山英男、鈴木克臣：“パネル状木質壁体のせん断耐力に関する研究（その1）”、日本建築学会論文報告集、Vol.173, p.1-10, 1970
- 52) 丸山 武、伊藤勝彦、宮野 博：“木質プレハブ住宅用パネルの強度的性質（1）”、北林産試月報または木材の研究と普及、10月号、p.5-10, 1971
- 53) 丸山 武、伊藤勝彦、宮野 博：“木質プレハブ住宅用パネルの強度的性質（2）”、北林産試月報または木材の研究と普及、7月号、p.5-9, 1972
- 54) 丸山 武、伊藤勝彦、宮野 博：“連結壁体パネルのせん断変形について”、北林産試月報または木材の研究と普及、10月号、p.1-4, 1974
- 55) 徳田迪夫、海老原 徹、大熊幹章、鈴木秀三、杉山英男：“パーティくるボード、ハードボード張り耐力壁のせん断性能”、木材工業、Vol.31, No.2, p.59-63, 1976
- 56) H.J.Burgess：“Derivation of the Wall Racking Formulae”, TRADA ed. TRADA's Design Guide for Timber Frame Housing, 1976
- 57) R.L.Tuomi; W.J.NcCutcheon：“Predicting Racking Strength of Light-Frame Walls”, ASCE Annual Convention, San Francisco, Calif., October 17-21, 1977
- 58) 鈴木秀三、杉山英男、竹村喜次：“枠組壁工法実大建物における耐力壁の挙動分析（第1報）”、日本建築学会論文報告集、Vol.269, p.49-59, 1978
- 59) R.L.Tuomi：“Racking Strength of Wood-frame Walls”, National Bureau of Standards Publication 523, 1978, p. VI 25-VI 34
- 60) D.E.Lyon; H.M.Baenes：“Racking Resistance of Wall Components Constructed with Particleboard Decking”, *Forest Prod. J.*, Vol.29, No.1, p.43-47, 1979
- 61) 杉山英男、大熊幹章、海老原 徹、鈴木秀三：“開口パネルのせん断性状に及ぼす合板の張り方と繰返し荷重の影響”、昭和53、54年度文部省科学研究費補助金（総合研究A）研究成果報告書・各種の応力を受ける合板張りプレハブ壁・床パネルの力学挙動とその要因の理論的解析、1980, p.6-9

- 62) 野口弘行、徳田迪夫、菊池重昭：“壁パネルの面内せん断変形に及ぼす釘の変形の影響”、昭和53、54年度文部省科学研究費補助金（総合研究A）研究成果報告書・各種の応力を受ける合板張りプレハブ壁・床パネルの力学挙動とその要因の理論的解析、1980,p.10-12
- 63) E.W.Price;D.S.Gromala：“Racking Strength of Walls Sheathed with Structural Flakeboards Made from Southern Species”, *Forest Prod. J.*, Vol.30, No.12, p.19-23
- 64) 神谷文夫、平嶋義彦、畑山 男、金谷紀行：“木質パネル構造に関する研究（第1報）”、林業試験場研究報告、No.315,p.15-38,1981
- 65) L.A.Soltis;R.W.Wolfe;R.L.Tuomi：“Design Approaches for Light-Frame Racking Walls”, Proceedings 7317, Denver, Colorado, Sept. 22-24,1981
- 66) R.Y.Itani;R.L.Tuomi;W.J.McCutcheon：“Methodology to Evaluate Racking Resistance of Nailed Walls”, *Forest Prod. J.*, Vol.32,No.1,p.30-36,1982
- 67) 杉山英男：“連続体としての壁パネルのせん断性状”、昭和56年度文部省科学研究費補助金（総合研究A）研究成果報告書・プレハブ壁および床パネルの力学的挙動とその要因の理論的解析、1982,p.25-31
- 68) R.W.Wolfe：“Contribution of Gypsum Wallboard to Racking Resistance of Light-Frame Walls”, USDA Forest Service Research Paper FPL-439,1983
- 69) 竹村富男：“木質壁体のせん断耐力”、昭和56、57、58年度文部省科学研究費補助金（一般研究B）研究成果報告書・木質壁体の耐力評価に関する構造力学的研究、1984, p.1-28
- 70) M.P.Mallory;R.M.Gutkowski;L.A.Soltis：“Racking Performance of Light-Frame Walls Sheathed on Two Sides”, USDA Forest Service Research Paper FPL-448, 1984
- 71) 平嶋義彦：“木質平面材料の構造的性能に関する研究”、林業試験場研究報告、No.330,p.1-139,1984
- 72) W.J.McCutcheon：“Racking Deformations in Wood Shear Walls”, *J. of Structural Engineering*, Vol.111,No.2,p.257-269,1985

- 73) E.L.Nelson;D.L.Wheat;D.W.Fowler : "Structural Behavior of Wood Shear Wall Assemblies", *J. of Structural Engineering*, Vol.111,No.3,p.654-666,1985
- 74) A.K.Gupta;G.P.Kuo : "Behavior of Wood-Framed Shear Walls", *J. of Structural Engineering*, Vol.111,no.8,p.1722-1733,1985
- 75) M.P.Mallory;R.W.Wolfe;L.A.Soltis;R.M.Gutkowski : "Light-Frame Shear Walls Length and Opening Effects", *J. of Structural Engineering*, Vol.111,No.10, p.2227-2239, 1985
- 76) L.A.Soltis;M.P.Mallory : "Strength and Ductility of Sheathed Walls", Proceedings 8th European Conference on Earthquake Engineering , 4; Lisboa, Portugal, 1986,p.7.6/57-7.6/63
- 77) A.K.Gupta;G.P.Kuo : "Wood-Framed Shear Walls with Uplifting", *J. of Structural Engineering*, Vol.113,No.2,p.241-259,1987
- 78) P.Glos;D.Henrici;B.Schmelmer : "Strength of Unilaterally and Biaterally Sheathed Wall Panels", *Holz Roh- Werkstoff*, Vol.45,p.41-48,1987
- 79) M.P.Mallory;W.J.McCutcheon : "Predicting Racking Performance of Walls Sheathed on Both Sides", *Forest Prod. J.*, Vol.37,No.9,p.27-32,1987
- 80) 三本木茂夫、吉村信敏 著 : 有限要素法による構造解析プログラム、培風館、1970, p.1-132
- 81) O.C.Zienkiewicz : The Finite Element Method in Engineering Science, McGraw-Hill·london, 1971,p.1-521
- 82) 信原康夫、桜井達美、吉村信敏 著 : 有限要素法によるプログラム・デザイン、培風館、1972,p.1-193
- 83) 川井忠彦 監訳、R.H.Gallagher 著 : 有限要素法の基礎、丸善、1973,p.56-120
- 84) 川井忠彦 監訳、L.J.Segerlind 著 : 応用有限要素法、培風館、1978,p.88-156
- 85) 菊池文雄 著 : 有限要素法概説、サイエンス社、1980,p.1-109
- 86) Solid SAP : E.L.Wilson,1970

- 87) 有限要素法による二次元弾性応力解析プログラム（ユニット分割法による）：菊池文雄、野本敏治、川井忠彦、矢川元基、大坪英臣、湯原哲夫、上之門捷二 東京大学大型計算機センター、ライブラリー・プログラム説明書、1972, p.25-31
- 88) NASTRAN: MacNeal-Schwendler Corporation
- 89) FEMOS: 株式会社 東洋情報システム、1981
- 90) COSMOS7: Structural Research & Analysis Corp., 1984/1
- 91) HP-FE: 日向コンピュータロン株式会社、1984
- 92) FEAP: 国際テクノロジー・センター、1985/6
- 93) CAE-333: 日本無線、1985/6
- 94) Y.R.Rashid: "Analysis of Axisymmetric Composite Structures by the Finite Element Method", *Nuclear Engineering and Design*, Vol.3,p.163-182,1966
- 95) Z.Zudans;M.M.Reddi;H.M.Fishman;D.Gray: "A Three-Dimensional Finite-Element Computer Code for the Analysis of Complex Structures", *Nuclear Engineering and Design*, Vol.20,p.149-167,1972
- 96) O.C.Zienkiewicz;D.R.J.Owen;D.V.Phillips;G.C.Nayak: "Finite Element Methods in the Analysis of Reactor Vessels", *Nuclear Engineering and Design*, Vol.20, p.507-541,1972
- 97) A.Jezernik;M.C.Miller: "Large User-Orientated Systems of Programs for Structural Analysis and Design", *Nuclear Engineering and Design*, Vol.27, p.238-273,1974
- 98) H.S.Ward: "Structural Analysis of a Shear Wall and Frame Structure", Division of Building Research, National Research Council of Canada, Ottawa, Technical Paper No.327,1970
- 99) F.Kamiya: "Theoretical Studies on Racking Stiffness and Strength of Wooden Sheathed Walls", Proc. XVII IUFRO World Congress , Kyoto, Japan, 1981,Sept.9

- 100) J. T. Easley; M. Foomani; R. H. Dodds: "Formulas for Wood Shear Walls", J. of the Structural Division, Proc. of the American Society of Civil Engineers, Vol. 108, No. ST11, Nov. 1982, p. 2460-2478
- 101) 瀧野真二郎、川井秀一、佐々木 光: "配向性パーティクルボードのクリープ性能" 昭和61年度文部省科学研究費補助金(試験研究1)研究成果報告書・高圧静電場を応用した新しい配向性マットフォーメーションシステムの開発、1987, p. 75-81
- 102) H. Sasaki; S. Kawai: "Low-Density Particleboard with Isocyanate Adhesive", Proc. of the Forest Products Research International, Vol. 16, Wood Composite (9), 22-26, April 1985, Pretoria, South Africa
- 103) S. Takino; M. Norimoto; S. Kawai; H. Sasaki: "Particleboard from Acetylated Albizia Particles II. Creep under humidity changes, *Mokuzai Gakkaishi*, Vol. 35, No. 7, p. 625-632, 1989
- 104) B. Subiyanto; S. Kawai; H. Sasaki; S. Takino: "Properties of Particleboard from Lesser-used Species I. *Albizia falcata* Backer", *Wood Res.*, No. 73, p. 50-57, 1986
- 105) T. M. Rowell; A. -M. Tillman; L. Zhengtian: "Dimensional Stabilization of Flakeboard by Chemical Modification", *Wood Sci. Technol.*, Vol. 20, p. 83-95, 1986
- 106) J. A. Youngquist; A. Krzysik; R. M. Rowell: "Dimensional Stability of Acetylated Aspen Flakeboard", *Wood and Fiber Science*, Vol. 18, No. 1, p. 90-98, 1986
- 107) R. M. Rowell; A. -M. Tillman; R. Simonson: "A Simplified Procedure for the Acetylation of Hardboard and Softwood Flakes for Flakeboard Production", *J. of Wood Chemistry and Technology*, Vol. 6, No. 3, p. 427-448, 1986
- 108) J. A. Youngquist; R. M. Rowell: "Mechanical Properties and Dimensional Stability of Acetylated Aspen Flakeboard", *Holz Roh- Werkstoff*, Vol. 44, p. 453-457, 1986
- 109) 吉田弥寿郎、川井秀一、今村祐嗣、西本孝一、佐藤隆史、中路 誠: "アセチル化処理低比重パーティクルボードの製造(第1報)ボードの力学的性質および寸法安定性について"、木材学会誌、Vol. 32, No. 12, p. 965-971, 1986

- 110) B.Subiyakuto;S.Yusuf;S.Kawai;Y.Imamura: "Particleboard from Acetylated Albizia Particles I. The effect of acetyl weight gain on mechanical properties and dimensional stability", *Mokuzai Gakkaishi*, Vol.35,p.412-418, 1989
- 111) S.Kawai;H.Sasaki;M.Nakaji;S.Makiyama;S.Morita: "Physical Properties of Low-density Particleboard", *Wood Res.*, No.72,p.27-36,1986
- 112) L.D.Armstrong;G.N.Christensen: "Influence of Moisture Changes on Deformation of Wood under Stress", *Nature*, Vol191,p.869-870,1961
- 113) R.F.S.Hearmon;J.M.Paton: "Moisture Content Changes and Creep of Wood", *Forest Prod. J.*, Vol.14,p.357-359,1964
- 114) 飯田生穂、則元 京、今村祐嗣: "マイクロ波加熱による木材の曲げ加工—横方向曲げ処理材の水分・熱回復"、*木材研究・資料*、No.17,p.99-111,1983
- 115) 瀧野眞二郎、佐々木 光: "木質材料の荷重履歴と破壊"、昭和56年度文部省科学研究費補助金(総合研究A)研究成果報告書・構造用材料としての木材および木質材料の強度と破壊機構に関する研究、1982,p.40-42
- 116) 瀧野眞二郎、増田 稔、冬木敏夫: "集中荷重を受けるストレススキンパネルのクリープ性能"、*木材研究・資料*、No.22,p.145-150,1986
- 117) 増田 稔: "木質床パネルの繰返し曲げ疲労とクリープ"、昭和56年度日本木材学会強度研究会発表要旨集、1981,p.48-50
- 118) 増田 稔、瀧野眞二郎: "木質構造部材とその接合の耐久性—木質複合床の繰返し曲げ疲労—"、昭和54、55年度文部省科学研究費補助金(総合研究A)研究成果報告書・木質住宅及び部材の耐用年数に関する研究、1981,p.46-52
- 119) 増田 稔、冬木敏夫、瀧野眞二郎、佐々木 光: "ストレススキンパネルの曲げ疲労特性"、*材料*、Vol.30,No.334,p.631-696,1981
- 120) 増田 稔、瀧野眞二郎: "集中荷重を受ける木質床の疲労特性"、*木材研究・資料*、No.18,p.131-140,1983
- 121) 瀧野眞二郎、増田 稔: "内装ユニット床パネルの曲げ疲労性能"、*木材研究・資料*、No.18,p.141-145,1983

- 122) 瀧野眞二郎、佐々木 光：“集合住宅用内装パネルの強度性能”、木材研究・資料、No.17,p.206-267,1983
- 123) 増田 稔、瀧野眞二郎、冬木敏夫、佐々木 光：“木質床パネルの衝撃性に関する研究”、第30回日本木材学会大会研究発表要旨集、1980,p.96
- 124) 今山延洋、松本 光：“木材の疲れに関する研究（第2報）”、木材学会誌、Vol.20, No.2,p.53-62,1974
- 125) Tomoyuki Hayashi;Hikaru Sasaki;Minoru Masuda：“Fatigue Properties of Wood Butt Joints with Metal Plate Connectors”,*Fprest Prod. J.*,Vol.30,No.2,p.49-54,1980
- 126) S.Takino;T.Maku：“Numerical Analysis of Stress Distribution in the Prototype Test of the Wood Framed Bearing Wall”,*Wood Res.*, No.59/60,p.70-79,1976
- 127) S.Takino;T.Maku：“Numerical Analysis of Stress Distribution of the Actual Size Wood Bearing Wall in Relation to the Framing Type”,*Wood Res.*, No.64, p.33-48,1978
- 128) 佐々木 光、瀧野眞二郎、内田良禾、金田 弘、増田 稔、満久崇麿：“耐候性試験のための木質耐力壁パネルの剛性・耐力試験法”、材料、Vol.24, No.264,p.890-896,1975
- 129) 日本規格協会編：JIS ハンドブック 建築、日本規格協会、1985,p.259-278
- 130) American Society for Testing and Materials ed.：ASTM Standards in Building Codes Vol. II, American Society for Testing and Materials, 1977,p.1338-1359
- 131) 高見 勇：“合板の剪断性能に関する基礎的研究”、林業試験場研究報告、No.225, p.41-144,1969
- 132) 瀧野眞二郎、佐々木 光、増田 稔：“成形パーティクルボード壁体の剛性低下に与える繰返し水平せん断荷重の影響”、木材学会誌、Vol.36, No.5, p.347-353,1990
- 133) 新住宅供給システム技術研究組合編：“51年度委託研究成果報告書、Ⅳ木質系複合パネルの製造システムの開発”、新住宅供給システム技術研究組合、1977,p.1-26
- 134) 新住宅供給システム技術研究組合編：“52年度委託研究成果報告書、Ⅵ木質系複合パネルの製造システムの開発”、新住宅供給システム技術研究組合、1978,p.1-142

- 135) 新住宅供給システム技術研究組合編：“53年度委託研究成果報告書、Ⅱ実験住宅の
試行建設及び性能実験・(3)木質系-②”、新住宅供給システム技術研究組合、
1979,p.1-309
- 136) 新住宅供給システム技術研究組合編：“53年度委託研究成果報告書、Ⅱ実験住宅の
試行建設及び性能実験・(3)木質系-③”、新住宅供給システム技術研究組合、
1979,p.1-365
- 137) 新住宅供給システム技術研究組合編：“53年度委託研究成果報告書、Ⅴ木質系複合
パネルの製造システムの開発・(1)”、新住宅供給システム技術研究組合、1979,
p.1-151
- 138) 東京天文台：理科年表、丸善、1977,p.気52-53
- 139) 東京天文台：理科年表、丸善、1977,p.地207-208