



Title	構造用木質平面材料の強度性能
Author(s)	上田, 恒司; 平井, 卓郎
Citation	北海道大学農学部邦文紀要, 17(4), 489-498
Issue Date	1991-10-05
Doc URL	http://hdl.handle.net/2115/12141
Type	bulletin (article)
File Information	17(4)_p489-498.pdf



[Instructions for use](#)

構造用木質平面材料の強度性能

上田恒司・平井卓郎
(北海道大学農学部木材加工学講座)
(平成3年6月28日受理)

Mechanical Properties of Wood-Based Sheet Materials for Structural Uses

Koji UEDA and Takuro HIRAI
(Laboratory of Wood and Wood Products Engineering,
Faculty of Agriculture, Hokkaido University, Sapporo, Japan)

I. 緒 言

合板を初めとする各種の構造用木質平面材料は、垂直・水平ダイアフラムを構成するせん断耐力部材として、またストレス・スキンパネルのフランジ材やボックス・ビームのウェブ材、木造ラーメン、木造トラスのガセット板として、木質構造の主要な耐力部材の一つとなっている¹⁻¹⁵⁾。これらの面材は特に枠組壁工法で多用されるが、近年は我国の在来軸組工法においてもその使用がかなり増加して来ている。各種の木質面材がこのような耐力部材として使用される場合の最も基本的な強度要求性能は、大きくふたつに分けられる。ひとつはせん断剛性や曲げ剛性のような面材それ自体の強度性能¹⁶⁻¹⁸⁾であり、もうひとつは面材と木材との接合性能¹⁹⁻²²⁾である。構造用木質面材の適切な性能評価やその合理的な製造条件を実用的な視点で考える場合、各用途に応じた要求性能を正しく把握した上で、これら両性能を総合的にとらえて行く必要があるように思われる。加えて、一般に木質面材はその耐水性能が実際の使用強度性能に大きな影響を与えるので、施工当初の気乾状態におけるこれらの性能だけではなく、水分条件を考慮した検討も重要であろう。また、構造物の耐力性能は使用材料や構造設計だけではなく、現場施工の良否に非常に大きく左右されることから、施工現場での取扱いの難易も実務的には重要な問題であろう。この研究では、以上のような視点から、著者らが最近入手する機会を得た数種の市販木質面

材の強度性能を測定するとともに、特に耐力壁（垂直ダイアフラム）への利用を想定し、その構造部材としての実用的性能を比較検討してみた。

II. 材料と実験方法

この実験では、数種の木質面材について、まず気乾状態で比重、含水率、せん断弾性係数、曲げヤング係数、曲げ比例限度、曲げ強さを測定した。試験材料としては9 mm及び12 mm厚の2種類のウェハーボード（実測厚約9.2 mm, 12.2 mm）、12 mm厚パーティクルボード（実測厚約13.1 mm）、JAS構造用2級相当の9 mm厚ダグラスファー合板（実測厚約9.5 mm）、JAS構造用1級の9 mm厚ラワン合板（実測厚約9.2 mm）の5種類の市販木質面材を用いた。このうちウェハーボードとダグラスファー合板は北米製で、他は国内製品である。ダグラスファー合板は等厚3プライ、またラワン合板はフェース、コア、バックが約1.5 mm、クロスバンドが約2.3 mmの5プライ構成となっている。これらの各面材についてそれぞれ910×1,820 mmの市販材を長辺に平行に2分した約455×1,820 mmの試験材料を用意し、Fig. 1に示されるような方法で試験体の木取りを行った。せん断弾性係数は1辺360 mmの正方形板試験体を用いてプレートシェア試験¹⁹⁾によって測定した。試験体数は各面材につき5体とした。曲げ剛性試験及び曲げ破壊試験はスパン240 mm（スパン・梁せい比約18~26）の中央集中荷重方式によったが、この曲げ性能に関して

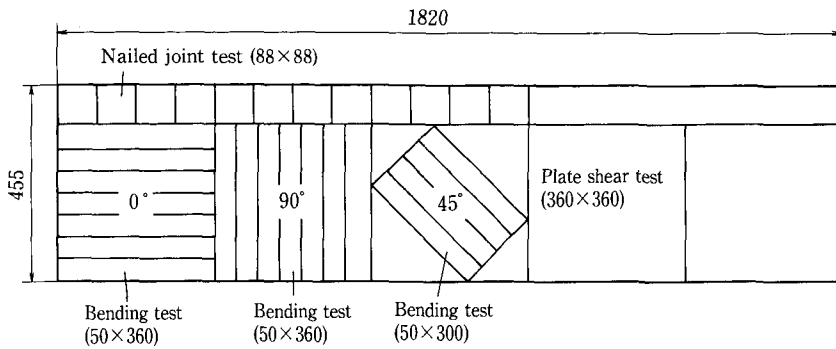


Fig. 1. Assignment of test material.

は、曲げ試験体の長辺方向が面材の長辺方向（合板の場合には表板の繊維方向）に対し平行（0°）、垂直（90°）、45°の3方向となるように試験体を作製しそれぞれについて測定を行った。試験体数は、曲げ剛性試験が各6体、曲げ破壊試験が各3体である。続いて、約88×88 mmに木取った2枚の試験片をCN50釘を用いて平均気乾比重0.46、平均曲げヤング係数8.95 GPaのエゾマツ204材のエッジ面に両面から釘打ちして釘1面せん断試験¹⁹⁻²²⁾を行った。試験体の作製に際しては釘頭を側材からやや浮かせて、側材と主材の間に初期摩擦力が生じていない状態で負荷を開始した。この釘1面せん断試験では初めに荷重が約0.8 kNとなるまで負荷した後一旦除荷し、荷重が0となってから再び負荷し、この再負荷時の荷重と接合部すべりとの関係から釘接合すべり係数を求めた。試験体数は各3体とした。

次に、気乾状態で破壊試験を行った以外の試験体を下地用パーティクルボードの吸水厚さ膨張率試験法に準じて²³⁾、24時間常温の水中に浸せきした後上記と同様の試験を実施し、吸水後の厚さ膨張と強度性能の低下を測定した。ただし、試験体浸せき中の水温は特に一定には保っておらず、その変動範囲はおよそ18℃から21℃の間であった。試験項目は浸せき後含水率測定、厚さ膨張測定、プレートシェア試験、釘1面せん断試験、試験体の長辺方向が面材の長辺方向（合板の場合には表板の繊維方向）に対し平行（0°）、垂直（90°）の2方向についての曲げ剛性・破壊試験である。このうち、釘1面せん断試験を除く他の試験は水中浸せき後直ちに実施した。試験体数は含水率、厚さ膨張測定各6体、プレートシェア試験各2体、曲げ剛性・破壊試験各3体である。一方、釘1面せん断試験は気乾状態で試験体を

組み立てた後水中に浸せきしたが、浸せき直後に実験を行うと、試験体の膨張によって主材と側材が密着して強い摩擦力が働き、気乾状態よりもむしろ高い結果が得られる可能性がある。そこで、この実験では水中から取りだした後、48時間室内に放置し、一旦膨張した面材と木材がある程度収縮して主材と側材の間にギャップが生じてから実験を行うことにした。試験体数は各3体とした。

III. 実験結果と考察

A. 気乾状態における強度性能

気乾状態における各試験材料の強度性能を Table 1 に示す。今回実験に用いた5種類の面材のうち最も気乾比重 ρ_d の大きかったのは12 mm厚パーティクルボードの0.83で、逆に最も小さかったのは9 mm厚ダグラスファー合板の0.54であった。これを910×1,820 mmの面材1枚あたりの重量に換算すると、パーティクルボードは約162 N (16.5 kg) となるが、ダグラスファー合板はその半分の約78 N (8.0 kg) となる。この重量の大小は強度性能を示すものではないが、施工現場での取扱いを考えると現実的にはそれなりに重要であろう。

一般に木質構造において水平力に対する抵抗要素である、耐力壁や床組のような垂直・水平ダイアフラム構造は、木材の枠組材に面材を釘打ち接合して作られる場合が多いようである。このようなダイアフラム構造は通常面内せん断型の変形を生じながら水平力に耐えると考えられる。したがって、木質面材がその構成部材として使用されるときに主要な構造的要求性能は面内せん断剛性と、枠組材である木材との釘接合すべり性能のふたつになろう³⁻⁵⁾。Table 1 にはプレートシェア試験の結果をせん断剛

Table 1. Mechanical properties of each wood-based sheet material measured in an air-dried condition.

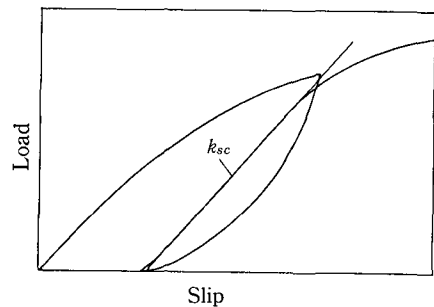
Sheet material	t (mm)	γ_u	u (%)	G (GPa)	k_{sc} (kN/m)	D_l (deg.)	E (GPa)	σ_{bp} (MPa)	σ_b (MPa)	$\frac{\sigma_{bp}}{\sigma_b}$
Wafer board	9	0.66	10.6	1.61	854	0	4.84	14.5	19.0	0.76
						45	3.74	13.8	23.9	0.58
						90	2.59	9.7	18.4	0.53
Wafer board	12	0.66	10.4	1.66	623	0	5.43	14.1	23.3	0.61
						45	3.44	14.6	23.6	0.62
						90	2.74	11.5	22.2	0.52
Particle board	12	0.83	10.4	1.34	1138	0	3.34	11.3	16.5	0.68
						45	3.13	9.9	14.4	0.69
						90	2.32	7.4	11.8	0.63
Douglas-fir plywood	9	0.54	12.0	0.95	864	0	8.47	42.3	80.5	0.53
						45	1.60	9.2	16.1	0.57
						90	1.02	7.2	11.6	0.62
Lauan plywood	9	0.78	12.6	0.74	1149	0	9.89	40.7	74.8	0.54
						45	1.97	10.6	24.9	0.43
						90	5.19	33.1	58.9	0.56

t : Nominal sheet thickness; γ_u : Specific gravity at moisture content $u\%$; u : Moisture content; G : Modulus of rigidity; k_{sc} : Slip modulus of a nailed joint with the timber; D_l : Angle of the longitudinal direction of the bending specimen measured from the long edge of the sheet material; E : Bending modulus of elasticity; σ_{bp} : Proportional bending stress; σ_b : Maximum bending stress.

性ではなくせん断弾性係数 G のかたちで示したが、この結果を見ると今回の使用材料のなかではウェハーボードのせん断弾性係数が最も高く、ついでパーティクルボード、ダグラスファー合板の順となった。これを今回実験に用いたラワン合板の測定値に対する比でみると、ウェハーボードでは9 mm厚、12 mm厚ともほぼ同程度で約2.2倍、パーティクルボードでも約1.8倍となった。Table 1にはもうひとつの主要な要求性能である釘接合すべり係数 k_{sc} も同時に示したが、ここでは各面材の性能比較を目的としているので、比較の容易な線形係数を求めることにし、Fig. 2のような釘1面せん断荷重-すべり曲線の、繰り返し負荷時に観察される直線域からすべり係数 k_{sc} ¹⁹⁻²¹⁾ を計算した。このすべり係数はせん断弾性係数の測定結果とは異なり、ラワン合板とパーティクルボードがほぼ同程度の高い値を示し、12 mm厚ウェハーボードではそれらの約55%程度と言う最も低い値が得られた。これらの測定値そのものはせん断弾性係数、釘接合すべり係数ともにひとつの実験結果に過ぎず特に意味のあるものではないが、ここで重要な点はせん断弾性係

数の高い面材が釘接合すべり係数も同時に高いとは限らず、それぞれ別個に評価しておく必要があると言うことであろう。

次に、各面材の曲げ性能を比較してみることにする。木質面材の曲げ性能は木材が本来持っている強度異方性を製造工程においてどの程度低減しあるいは残すかによって大きく左右される。また曲げ性能をどう評価するかは、想定される主要な用途において面材がどのような支持条件、外力条件におかれるかによって異なり、単純にその優劣を比較すること

**Fig. 2.** Determination of slip modulus.

は難しい。そこで、Table 1 に示される曲げ試験結果のうち一般的に最も高い曲げ性能を持つと考えられる面材の長辺方向 (Fig. 1 の 0° 方向) の測定値と、各面材における曲げ性能の面内異方性をそれぞれ比較してみることにしたい。まず 0° 方向の曲げヤング係数 E を見ると、ラワン合板、ダグラスファー合板の順に高く、パーティクルボードはラワン合板の約 34% と最も低い値を示した。ウェハーボードはパーティクルボードよりいくぶん強い結果となった。曲げ比例限度 σ_{bp} 、曲げ強さ σ_b についてもラワン合板とダグラスファー合板の順位が逆転しているもののほぼ同様な傾向が見られるが、最も弱かったパーティクルボードの曲げ強さは最も強かったダグラスファー合板の約 20% に留まっており、曲げヤング係数と比べ更に差が開いている。曲げ性能の面内異方性に注目し、 90° 方向の曲げヤング係数の 0° 方向の曲げヤング係数に対する比を見ると、ウェハーボードとラワン合板では約 50% 程度、パーティクルボードでは約 70% となっているのに対し、等厚 3 プライのダグラスファー合板では約 12% で面内異方性がかなり強いことがわかる。 45° 方向の曲げヤング係数は、ウェハーボード、パーティクルボード、ダグラスファー合板では 0° と 90° の中間の値となっているが、ラワン合板では大きく落ち込んだ値となっており、5 プライ合板の特徴が

現れている¹⁷⁾。パーティクルボード、ダグラスファー合板、ラワン合板では曲げ比例限度、曲げ強さについても同様な異方性が認められるが、ウェハーボードの曲げ強さに関しては、ほとんど差が見られないと言う結果となっている。以上の曲げ性能は釘接合すべり性能との組み合わせで、水平ダイアフラムに鉛直力が加わる場合を含めたストレス・スキンプネルの曲げ性能^{9,10,12)} や、ダイアフラム構造にせん断力が加わる場合の面外座屈抵抗に影響を与えるものと考えられるが、この曲げ性能と釘接合すべり性能との関係も、せん断性能と釘接合すべり性能との関係と同様に、必ずしも相関関係にはないようである。

B. 24 時間水中浸せき後の強度性能

24 時間水中浸せき後の測定結果を Table 2 に示す。浸せき後の含水率 u_s はラワン合板だけが高い値となったが他はほぼ同程度であった。これによる厚さ膨張率 α_t はラワン合板が高い吸水率にもかかわらず 1.4% と最も小さく、パーティクルボードが 13.4% と最も大きかった。ウェハーボードは 5~6% とパーティクルボードの半分以下におさまっている。浸せき後のせん断弾性係数 G_s は気乾状態のせん断弾性係数 G と比べ、最も変化の小さかったラワン合板で 80%、最も変化の大きかったパーティクルボードで 52% まで低下した。同様に浸せ

Table 2. Mechanical properties of each wood-based sheet material measured after soaking in water for 24 hours.

Sheet material	t (mm)	u_s	α_t (%)	G_s (GPa)	G	k_{scs} (kN/m)	$\frac{k_{scs}}{k_{sc}}$	D_l (deg.)	E_s (GPa)	$\frac{E_s}{E}$	σ_{bps} (MPa)	$\frac{\sigma_{bps}}{\sigma_b}$	σ_{bs} (MPa)	$\frac{\sigma_{bs}}{\sigma_b}$	$\frac{\sigma_{bps}}{\sigma_{bs}}$
Wafer board	9	26.5	5.1	1.02	0.63	592	0.69	0	2.50	0.52	7.3	0.50	11.9	0.63	0.61
								90	1.45	0.56	5.4	0.56	10.9	0.59	0.50
Wafer board	12	28.9	6.4	0.96	0.58	378	0.61	0	2.90	0.53	8.6	0.61	13.1	0.56	0.66
								90	1.48	0.54	7.9	0.68	15.8	0.71	0.50
Particle board	12	28.6	13.4	0.70	0.52	482	0.42	0	1.69	0.51	6.1	0.54	10.9	0.66	0.56
								90	1.20	0.52	3.6	0.49	7.6	0.64	0.47
Douglas-fir plywood	9	28.9	2.8	0.70	0.73	741	0.86	0	5.67	0.67	19.4	0.46	43.7	0.54	0.44
								90	0.61	0.59	4.2	0.59	9.4	0.81	0.45
Lauan plywood	9	40.8	1.4	0.60	0.80	518	0.45	0	5.83	0.59	33.0	0.81	42.4	0.57	0.78
								90	3.42	0.65	26.9	0.81	46.8	0.79	0.57

t : Nominal sheet thickness; u_s : Moisture content after soaking in water for 24 hours; α_t : Swelling in thickness; G_s : Modulus of rigidity after soaking; k_{scs} : Slip modulus of a nailed joint with the timber after soaking; D_l : Angle of the longitudinal direction of the bending specimen measured from the long edge of the sheet material; E_s : Bending modulus of elasticity after soaking; σ_{bps} : Proportional bending stress after soaking; σ_{bs} : Maximum bending stress after soaking.

き後の曲げヤング係数 E_s は気乾状態の 51% から 67%, 曲げ比例限度 σ_{bps} 及び曲げ強さ σ_{bs} はそれぞれ 46~81%, 54~81% の範囲となった。上記のせん断弾性係数及び曲げヤング係数を厚さ膨張 α_t による断面積と断面 2 次モーメントの増加を考慮してせん断剛性及び曲げ剛性に換算すると、浸せき後のせん断剛性は気乾状態に比べ、パーティクルボードの 59% からラワン合板の 81%, 曲げ剛性はウェハーボードの 63% ($0^\circ, 90^\circ$ 平均) からパーティクルボードの 75% の範囲となった。

以上の数値は浸せき後直ちに測定した結果であるが、釘接合すべり係数については、実験方法で述べたように水中から取り出したあと室内に 48 時間放置し、主材と側材の間にギャップが生じてから実験を行っている。したがって、この場合の水中浸漬による性能低下は、含水率の増加による面材と木材の面圧性能の低下とギャップの発生による性能低下が重なり合った結果であると考えられる。Table 2 の測定値を見ると、この実験に関してはパーティクルボードとラワン合板で釘接合すべり係数 k_{scs} の低下が著しく、ダグラスファー合板では比較的低下の度合いが少ないという結果になった。

今回の実験は試験体数も少なく、使用した試験材料が一般的な市販面材の材質変動範囲のどの位置にあるかも不明である。したがって、得られた数値そのものを細かく論ずるには無理があるが、概括的な判断は可能であろうと思われる。そこで、Table 2 の結果から各面材の耐水性能を比較すると、このな

かでは合板が相対的に優れ、パーティクルボードが最も劣っているという結果が得られた。

IV. 耐力壁部材としての性能比較

A. 面材を枠材に釘打ちした耐力壁のせん断歪計算式

III. では、気乾状態と 24 時間水中浸せき後の各面材の強度性能を示したが、ここでは特に水平耐力部材としての用途を想定し、これらの面材を枠材に釘打ちした耐力壁（垂直ダイアフラム）のせん断性能が各面材のせん断性能と釘接合すべり性能にどの

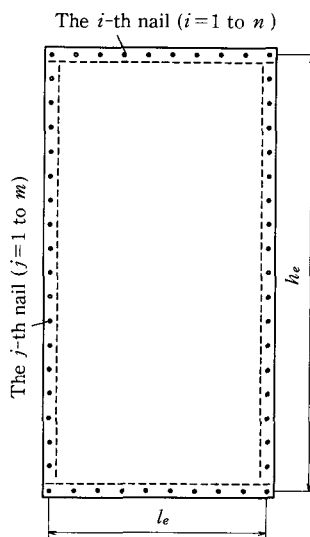


Fig. 3. Nailed wall (910×1820 mm) considered.

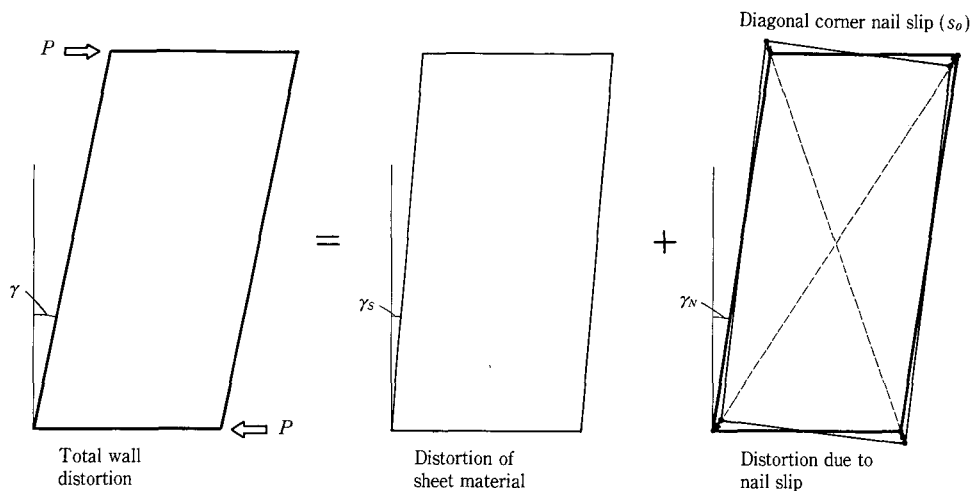


Fig. 4. Nailed wall distortion.

ように影響されるかを試算してみることにしたい。

最も簡単な水平耐力要素として Fig. 3 に示されるように 910×1,820 mm の面材をその周辺部で枠材に片面から釘打ちした木質耐力壁を考え、その下辺の枠材を水平に固定し、上辺の枠材に水平力 P が作用するものとする。実際の釘打ち耐力壁における力の伝達や変形の状態はもちろん厳密にはかなり複雑なものと考えられるが^{7,8)}、この研究では各面材の性能比較に目的をおいているので、耐力壁のせん断変形については以下のような最も簡単な仮定を用いて線形計算のみを行うことにする。既往の研究^{2,3,6)}に従い、枠材の木材はせん断耐力要素としては寄与せず、耐力壁はその幾何学的中心点を変形の中心としてせん断変形するものと考え、この耐力壁は近似的に静定構造として扱うことが出来^{3,24)}、そのせん断歪 γ は Fig. 4 に示されるように、面材のせん断歪 γ_s と釘接合部のすべりによる枠組のせん断歪 γ_N を重ね合わせたものとして次のように与えられる³⁾。

$$\gamma = \gamma_s + \gamma_N \quad (1)$$

面材の厚さを t 、面材の有効な幅を Fig. 1 の l_e とすると、面材のせん断歪 γ_s は

$$\gamma_s = \frac{P}{G l_e t} \quad (2)$$

釘接合部のすべり性能は実用的には加力方向によらないと見なせるので^{22,25)}、釘が壁の上辺及び下辺、左辺及び右辺においてそれぞれ等間隔で対称に配置され、釘に加わるせん断力とすべり変位の関係が線形であると仮定すると、4隅に打たれた釘はそれぞれ対角方向に変位すると言う Tuomi らの仮定^{2,6)}を適用することが出来る。この仮定に従うと、4隅の釘の対角方向のすべり変位 s_0 は次のようになる。

$$s_0 = \frac{h_e \gamma_N}{2} \frac{1}{\sqrt{1+\lambda^2}} \quad (3)$$

$$\text{ただし、} \lambda = \frac{h_e}{l_e}$$

ここで、上辺び下辺及びの釘本数を n 本、 i 番目の釘のすべり変位を s_i 、同様に左辺及び右辺の釘本数を m 本、 j 番目の釘のすべり変位を s_j とすると、 s_i 、 s_j はそれぞれ次のように表される³⁾。

$$s_i = s_0 \frac{1}{\sqrt{1+\lambda^2}} \left\{ 1 + \lambda^2 \left(\frac{2(i-1)}{n-1} \right)^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (4)$$

$$s_j = s_0 \frac{1}{\sqrt{1+\lambda^2}} \left\{ \lambda^2 + \left(1 - \frac{2(j-1)}{m-1} \right)^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (5)$$

(3) 式の関係代入して整理すると

$$s_i = \frac{h_e \gamma_N}{2} \cdot R_i \quad (4)'$$

$$\text{ただし、} R_i = \frac{1}{1+\lambda^2} \left\{ 1 + \lambda^2 \left(1 - \frac{2(i-1)}{n-1} \right)^2 \right\}^{\frac{1}{2}}$$

$$s_j = \frac{h_e \gamma_N}{2} \cdot R_j \quad (5)'$$

$$\text{ただし、} R_j = \frac{1}{1+\lambda^2} \left\{ \lambda^2 + \left(1 - \frac{2(j-1)}{m-1} \right)^2 \right\}^{\frac{1}{2}}$$

ここで、釘に加わるせん断力 f_i 、 f_j とすべり変位 s_i 、 s_j の関係を釘接合すべり係数 k_s を用いて次のように表すことにする¹⁹⁻²¹⁾。

$$\frac{f_i}{s_i} = \frac{f_j}{s_j} = k_s \quad (6)$$

(6) 式の関係を用いると、釘接合部のすべりによって生じる内部仕事 U_N は次のようになる。

$$U_N = 2 \left(\sum_{i=1}^n \frac{f_i s_i}{2} + \sum_{j=2}^{m-1} \frac{f_j s_j}{2} \right) = k_s \left(\sum_{i=1}^n s_i^2 + \sum_{j=2}^{m-1} s_j^2 \right) \quad (7)$$

(4)', (5)' 式を (7) 式に代入すると

$$U_N = \frac{k_s h_e^2 \gamma_N^2}{4} \left(\sum_{i=1}^n R_i^2 + \sum_{j=2}^{m-1} R_j^2 \right) \quad (8)$$

一方、耐力壁が γ_N だけせん断歪を生じる間に外力 P のなす仕事 U_p は

$$U_p = \frac{P h_e \gamma_N}{2} \quad (9)$$

$U_p = U_N$ とおいて γ_N について整理すると

$$\gamma_N = \frac{2P}{k_s h_e \left(\sum_{i=1}^n R_i^2 + \sum_{j=2}^{m-1} R_j^2 \right)} \quad (10)$$

(1), (2), (10) 式より耐力壁のせん断歪 γ は

$$\gamma = \gamma_s + \gamma_N = \frac{P}{G l_e t} \left\{ \frac{1}{G t} + \frac{2}{k_s \lambda \left(\sum_{i=1}^n R_i^2 + \sum_{j=2}^{m-1} R_j^2 \right)} \right\} \quad (11)$$

ここで次のようにおくと

$$\phi = \frac{2 G t}{k_s \lambda \left(\sum_{i=1}^n R_i^2 + \sum_{j=2}^{m-1} R_j^2 \right)} \quad (12)$$

γ 、 γ_s 、 γ_N はそれぞれ次のように表される。

$$\gamma = \frac{P}{G l_e t} (1 + \phi) \quad (13)$$

$$\gamma_s = \gamma \frac{1}{1 + \phi} \quad (14)$$

$$\gamma_N = \gamma \frac{\psi}{1+\psi} \quad (15)$$

(13)~(15) 式において $k_s \rightarrow \infty$ のとき、すなわち面材と枠材が完全に一体化しているときには $\psi \rightarrow 0$ となり、耐力壁のせん断歪は面材のせん断剛性 G_{let} のみによって決まる。また逆に k_s が小さいときには ψ が 1 に比べて大きくなり、耐力壁のせん断歪はほとんど釘接合部のすべりによって決まることになる。

B. 各面材を使用したときのせん断歪

上記の計算式に Table 1 及び Table 2 のせん断弾性係数とすべり係数の値を代入して、1 kN の水平力が作用したときの耐力壁のせん断歪を計算してみると Table 3 のようになる。Table 3 には耐力壁のせん断歪が 1/300 rad. となるときの水平力も示してあるが、表中の数値は線形計算の結果なので、実際の水平力はこれよりも低くなるものと考えられる^{3,4)}。ただし、ここでは釘間隔を 7.5, 10.0, 15.0

Table 3. Simulated distortions of nailed walls with the wood-based sheet materials tested in this study.

Sheet material	t (mm)	Test condition	Nail spacing (cm)	$P_{1/300}$ (kN)	γ ($\times 10^{-3}$)	γ_s ($\times 10^{-3}$)	γ_N ($\times 10^{-3}$)	$\frac{\gamma_s}{\gamma}$	$\frac{\gamma_N}{\gamma}$
Wafer board	9	Dry	7.5	10.22	0.326	0.078	0.248	0.238	0.762
			10.0	8.17	0.408	"	0.331	0.190	0.810
			15.0	5.84	0.571	"	0.494	0.136	0.864
		Soaked	7.5	6.97	0.478	0.116	0.362	0.243	0.757
			10.0	5.57	0.598	"	0.482	0.195	0.805
			15.0	3.99	0.836	"	0.720	0.139	0.861
Wafer board	12	Dry	7.5	8.44	0.395	0.056	0.339	0.143	0.857
			10.0	6.56	0.508	"	0.451	0.111	0.889
			15.0	4.56	0.731	"	0.674	0.077	0.923
		Soaked	7.5	5.10	0.654	0.092	0.562	0.140	0.860
			10.0	3.97	0.840	"	0.748	0.109	0.891
			15.0	2.75	1.210	"	1.063	0.076	0.924
Particle board	12	Dry	7.5	12.97	0.257	0.070	0.187	0.272	0.728
			10.0	10.45	0.319	"	0.249	0.219	0.781
			15.0	7.52	0.443	"	0.373	0.158	0.842
		Soaked	7.5	5.92	0.563	0.118	0.445	0.209	0.791
			10.0	4.69	0.710	"	0.592	0.166	0.834
			15.0	3.32	1.003	"	0.885	0.118	0.882
Douglas-fir plywood	9	Dry	7.5	8.84	0.377	0.131	0.246	0.349	0.651
			10.0	7.28	0.458	"	0.327	0.287	0.713
			15.0	5.38	0.620	"	0.488	0.212	0.788
		Soaked	7.5	7.22	0.462	0.174	0.289	0.375	0.625
			10.0	5.97	0.558	"	0.384	0.311	0.689
			15.0	4.46	0.748	"	0.546	0.232	0.768
Lauan plywood	9	Dry	7.5	9.42	0.354	0.169	0.186	0.476	0.524
			10.0	8.01	0.416	"	0.247	0.406	0.594
			15.0	6.20	0.538	"	0.369	0.314	0.686
		Soaked	7.5	5.41	0.616	0.205	0.411	0.333	0.667
			10.0	4.43	0.752	"	0.547	0.273	0.727
			15.0	3.26	1.022	"	0.817	0.201	0.799

$P_{1/300}$: Load at 1/300 rad. wall distortion; γ , γ_s , γ_N : Distortion at 1 kN load.

cm と仮定して試算を行ってみた。Table 3 の γ_s/γ と γ_N/γ の欄を見ると、気乾状態のラワン合板に 7.5 cm 間隔で釘を打った場合、面材のせん断歪と釘接合部のすべりによるせん断歪がほぼ同程度となるが、一方、12 mm 厚 ウェハーボードに 15 cm 間隔で釘を打った場合には釘接合部のすべりによるせん断歪が耐力壁全体のせん断歪の 90% 以上を占める。このように面材のせん断剛性と釘接合によるせん断変形抵抗 (釘 1 本当たりのすべり性能と釘の本数及び配置) のバランスによって耐力壁のせん断変形におけるそれぞれの寄与率は異なるが^{3,4)}、どちらかと言えば釘接合部のすべりによるせん断変形の割合の方が大きい場合が多いようである。したがって、木質面材を耐力壁の構成部材として考える場合には、釘接合すべり性能の把握が重要となるように思われる。この、釘接合部のすべりによるせん断変形は本来非線形なので³⁻⁸⁾、その比率が大きいほど耐力壁のせん断変形も非線形性が強まることになる。

Table 3 の計算結果のうち釘打ち間隔が中間の 10 cm のときの耐力壁のせん断歪を比較してみると、Fig. 5 のようになる。Fig. 5 の縦軸はせん断歪を示しているので、この値が小さいほど耐力壁のせん断剛性が高いことになる。図を見ると、面材が気乾状態のときには 12 mm 厚パーティクルボードを使用

した耐力壁が最も高いせん断剛性を示しているが、24 時間水中浸せき後はせん断歪が 2 倍以上に増加しており、吸水による剛性低下が著しいことがわかる。逆に 9 mm 厚 グラスファー合板を使用した耐力壁は、気乾状態では 12 mm 厚 ウェハーボードを使用した耐力壁についてせん断剛性が低いが、今回実験した中では相対的に耐水性に優れており、水中浸せき後のせん断剛性は最も高くなる。これらの結果は、II. B. でも述べたように主に水中浸せき後の釘接合すべり係数の低下の程度に大きく依存しているようである。

今回の実験では主材、側材ともに十分な端距離、縁距離を与えて釘 1 面せん断試験を行い、釘接合すべり係数を求めた。しかし、実際の現場施工では、端距離、縁距離が不十分な状態で面材が釘打ちされることも考えられる。それに加えて、現場で縁端部に傷のついてしまった面材がそのまま使用され、端距離、縁距離不足を助長する場合もあろう。この点を考えると、釘接合すべり性能のより実用的な評価のためには、現実の施工条件に即した実験条件の検討も必要となろう。また、釘接合すべり性能は材材及び面材の釘面圧性能^{19,26)}に左右されることが知られているので、これを測定して釘接合すべり性能を予測する方法もある。面材の釘面圧性能は、普通最大荷重のみが測定されている釘の側面抵抗試験²³⁾において変位の測定も同時に行えば概算出来る。

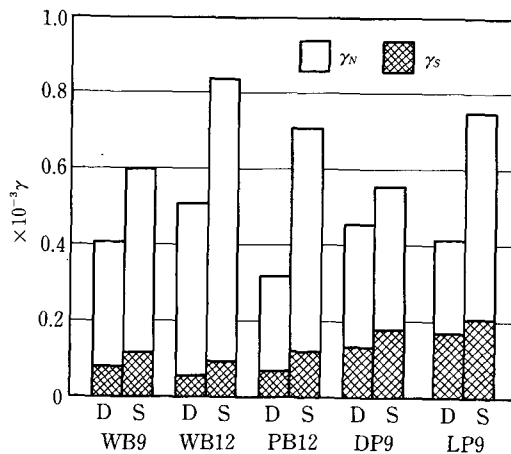


Fig. 5. Simulated distortions of nailed walls whose nail spacing is 10 cm. D: Air dry condition, S: After soaking in water for 24 hours, WB9: 9 mm thick wafer board, WB12: 12 mm thick wafer board, PB12: 12 mm thick particle board, DP9: 9 mm thick Douglas-fir plywood, and LP9: 9 mm thick Lauan plywood.

V. 摘 要

この研究では、9 mm 及び 12 mm 厚 ウェハーボード、12 mm 厚パーティクルボード、9 mm 厚ダグラスファー合板、9 mm 厚ラワン合板について、気乾状態及び 24 時間水中浸漬後の強度性能を測定した。ここではこれらの面材を構造耐力部材として使用することを想定し、面材自体のせん断性能、曲げ性能とともに面材と枠材の釘接合すべり性能についても実験を行ってみた。実験の結果、面材のせん断性能や曲げ性能の優劣と釘接合すべり性能の優劣は必ずしも一致しておらず、それぞれ別個に検討しておくのが望ましいことがわかった。また、吸水による性能低下もそれぞれの強度性能によって異っていた。

次に、特に面材の耐力壁部材としての用途に注目し、実験で得られたせん断弾性係数と釘接合すべり係数を用いて耐力壁のせん断歪を試算し、これらの基礎強度性能が耐力壁のせん断剛性にどのような影響を与えるかを比較検討してみた。その結果、耐力壁のせん断変形に占める、釘接合部すべりによるせん断変形の割合は 50~90% 程度の範囲にわたり、釘接合すべり性能把握の重要性が確認された。また、水分による耐力壁のせん断性能の低下は釘接合すべり性能の低下の程度によって大きく影響されることが明らかとなった。

謝 辞

実験を行うにあたっては当時北海道大学農学部林産学科木材加工学講座の専攻生であった奥住清隆氏の御協力を得た。ここに記して感謝の意を表したい。

引用文献

1. 木質構造研究会編：木質構造建築読本。134-151。井上書院。1988。
2. TUOMI, R. L. and McCUTCHEON, W. J.: Racking Strength of Light-frame Nailed Walls. *J. Struct. Div.*, ASCE, 104(ST7): 1131-1140. 1978.
3. 神谷文夫：面材を釘打ちした耐力壁のせん断剛性および強度に関する理論的研究。日本建築学会論文報告集, 309: 86-94. 1981.
4. 神谷文夫, 平嶋義彦, 畑山靖男, 金谷紀行：木質パネル構造に関する研究(第3報)解析的手法による耐力壁の評価法。林業試験場研究報告, 322: 73-94. 1983.
5. 神谷文夫：面材張耐力壁の構成と剪断耐力。林業試験場研究報告, 340: 169-186. 1986.
6. ITANI, R. Y. and OBREGON S. A.: Nonlinear Racking Analysis of Nailed Walls. *Wood Sci.*, 16(3): 454-465. 1984.
7. 秦 正徳, 佐々木光：釘打ちパネルのせん断変形と釘点の力伝達挙動の解析。木材学会誌, 33(1): 12-18. 1987.
8. 秦 正徳, 瀧野眞二郎, 佐々木光：釘打ちパネルのせん断変形と釘点の力伝達挙動の解析(第2報)。木材学会誌, 34(9): 718-723. 1988.
9. AMANA, E. J. and BOOTH, L. G.: Theoretical and Experimental Studies on Nailed and Glued Plywood Stressed-skin Components: Part 1. Theoretical Study. *J. Inst. Wood Sci.*, 4(1): 1967.
10. AMANA, E. J. and BOOTH, L. G.: Theoretical and Experimental Studies on Nailed and Glued Plywood Stressed-skin Components: Part 2. Experimental Study. *J. Inst. Wood Sci.*, 4(2): 1968.
11. 平嶋義彦：木質パネルの曲げに関する研究。林業試験場研究報告, 255: 1973.
12. 前田典昭, 沢田 稔：木質片面パネルの曲げ剛性と応力分布。北大農演研報, 38(1): 99-120. 1981
13. 平井卓郎：釘打ち合板ガセット接合部の変形性能。木材学会誌, 33(4): 281-285. 1987.
14. 平井卓郎：釘打ち合板ガセット接合法による木造山形ラーメンの変形性能。木材学会誌, 33(4): 286-290. 1987.
15. 平井卓郎：釘打ち合板ガセット接合法による木造山形ラーメンの変形性能。木材学会誌, 33(9): 689-693. 1987
16. 沢田 稔, 上田恒司：木質板に関する研究(第1報)。北大農演研報, 25(1): 61-84. 1967.
17. 上田恒司：木質平面材料の弾性定数に関する研究(第1報)ラワン合板の弾性定数。北大農演研報, 26(1): 143-169. 1968.
18. 上田恒司：素材と合板の弾性定数。材料, 20(218): 1181-1187. 1971.
19. 松尾 博, 沢田 稔：木材と木質平面材料の釘接合における剪断耐力(第1報)。北大農演研報, 37(3): 721-746. 1980.
20. 松尾 博, 沢田 稔：木材と木質平面材料の釘接合における剪断耐力(第2報)。北大農演研報, 38(1): 83-98. 1981.
21. 松尾 博, 沢田 稔：木材と木質平面材料の釘接合における剪断耐力(第3報)。北大農演研報, 38

- (2): 285-304. 1981.
22. 平井卓郎: 木材接合部の基礎性能 1. 木材と合板の1面剪断曲線(1). 北大農演研報, 44(4): 1307-1328. 1987.
 23. 日本繊維板工業会編: 日本繊維板工業会規格・下地用パーティクルボード. 11-12, 同左, 1978.
 24. 平井卓郎: 半剛節接合部を持つ木造フレームの変形挙動(1) 釘打ちガセット接合法による梁およびラーメン型フレームの曲げ変形. 北大農演研報, 44(1): 297-326. 1987.
 25. 日本建築学会編: 木構造計算規準・同解説. 同左, 34-36. 1988.
 26. 中谷 浩, 沢田 稔: 釘着材の剪断性能. 北大農演研報, 37(3): 687-720. 1980.

Summary

Mechanical properties of commercial wood-based sheet materials for structural uses were discussed.

In the former part of this study, several kinds of commercial wood-based sheet materials were tested in an air-dried condition and in a wet condition after soaking in water for 24 hours. Wafer board (9 and 12 mm nominal thickness), particle board (12 mm nominal thickness), Douglas-fir plywood (9 mm nominal thickness), and Lauan plywood

(9 mm nominal thickness) were prepared for this study. In-plane moduli of rigidity, bending moduli of elasticity, moduli of rupture, and slip moduli of nailed joints with solid timber were measured considering the structural uses; that is, the structural wooden diaphragms, stressed-skin panels, or other wooden structural sub-assemblies. Test results are listed in Table 1 for the air dry condition and Table 2 for the wet condition after soaking in water.

In the latter part of this study, some numerical simulations were conducted to estimate the racking resistance of nailed shear walls using the sheet materials tested in the former part. A simple equation for the in-plane distortions of the nailed shear walls was presented following the assumption originally given by Tuomi and McCutcheon that the corner nails slip in the diagonal direction. Because the principal purpose of the simulations was to investigate the contributions of the shear rigidity of the sheet materials and the slip resistance of nailed joints on the racking resistance of the wall, the load-slip relationship of nailed joints was provisionally assumed to be linear. The simulated results are shown in Table 3 and Fig. 5.