



Title	木材と木質平面材料の釘接合における剪断耐力(第1報)
Author(s)	松尾, 博; 沢田, 稔
Citation	北海道大學農學部 演習林研究報告, 37(3), 721-746
Issue Date	1980-11
Doc URL	http://hdl.handle.net/2115/21039
Type	bulletin (article)
File Information	37(3)_P721-746.pdf



[Instructions for use](#)

木材と木質平面材料の釘接合 における剪断耐力* (第1報)

松尾 博** 沢田 稔**

Lateral Resistance of Wood and Wood-based Sheet Material Joints with Nails* (1)

By

Hiroshi MATSUO** and Minoru SAWADA**

目 次

緒 言	721
1. 計 算 式	722
2. 試料および実験方法	724
3. 結果と考察	726
4. 一面剪断耐力の予測法について	743
結 言	743
文 献	744
Summary	744

緒 言

最近の木構造、とくに、枠組壁工法などにおいては、合板をはじめとする各種の木質平面材料を面材として、これを枠材に釘着し、その耐力部材としての効果を期待するといった傾向が強くなっているように見受けられる。

むろん、面材と枠材とを接着によって一体化するいわゆる「パネル工法」も一部に行なわれているものの、そのさい破損における粘りの不足や、十分に管理された工場生産方式によらざるを得ないこともあって、現場作業による釘着接合法のもつ実用上の利点は、なお大きいものと思われる。また、枠組壁工法の導入とそのオープン化に伴ない、これら一連の釘着工法¹⁾も、その中に定められているが、一般的な工法規準として、木構造設計規準に取り入れられていないし、合板の樹種による差異のほか、各種ボード類に対する評価基準も、現在のところ未確定といって良い。したがって、ここでは、これら木質平面材料と木材との釘接合のさい、

* 1980年2月29日受理

** 北海道大学農学部林産学科木材加工学教室

** Laboratory of Wood and Wood Products Engineering, Dept. of Forest Products, Faculty of Agriculture, Hokkaido University.

その層間りや剪断耐力をどのように評価すべきかについての基礎的知見を得る目的で研究を行なった。具体的には、この種の釘着工法においても、はたして弾性床理論により、その層間り係数 (slip modulus) を予測しうるかどうかについての実験的検証に重点を置いている。その結果、使用した木質平面材料のヤング係数と釘径から求められた釘面圧定数を基礎値として、そのり係数や、特定り量レベルでの剪断耐力などに関する計算予測の可能性を確かめたものと思う。本研究を行なうにあたり、種々助言と援助を与えられた当教室の教官の方々に対し深く謝意を表する次第である。

なお、本研究は、昭和53、54年度文部省科学研究費補助金(一般-B)により実施したものである。

1. 計算式

本研究で用いた計算式は、つぎのとおりである。

1.1 釘面圧定数^{1),2),3),4),5),6)} (effective foundation depth, α)

いま、釘による材面めり込み量を e とすれば、

$$e = \alpha \frac{\sigma}{E} = \frac{P\alpha}{EA} \quad (1)$$

ここに

e = めり込み量 (cm); E = 材のヤング係数 (kg/cm^2); σ = めり込み応力 (kg/cm^2);

P = 加圧力 (kg); A = 加圧面積 = $t \cdot d$ (cm^2); d = 釘径 (cm); t = 釘の材面への接触長さ (cm)

この(1)式は、原田¹⁾がはじめて(1951)釘面圧に関して行なった弾性床理論での基本仮定であり、彼は、この α を「面圧凹み係数」と呼んでいるが、後に KUENZI²⁾の言うように、内容的には、「有効弾性床深さ; effective foundation depth」とすべきものである。さて、この α 値については、原田も KUENZI もともに釘径とは無関係と見ているが、中谷ら^{5),6)}の報告にみられるように、釘径によって変動することが実験的に明らかであり、本研究においても、各種木質材料の α 値を予測するさい、次式を用いることにした。

$$\alpha = \beta \cdot d + \gamma \quad (2)$$

ここで、 β , γ はそれぞれ実験的に定められた定数

1.2 り係数 (Slip modulus; K_s)

釘着材の一面剪断においては、図-1に示すとおり、釘を弾性床上の梁と見なすことによつて、その相対変位(り量)を理論計算することができるわけである。

いま、二材間のり量を δ とし、加えた剪断荷重を P_s で表わせば、次式が成立する。

$$K_s = \frac{P_s}{\delta} \quad (3)$$

ここに K_s はり係数と呼ばれているもので、釘一本当りの値で表わされる。

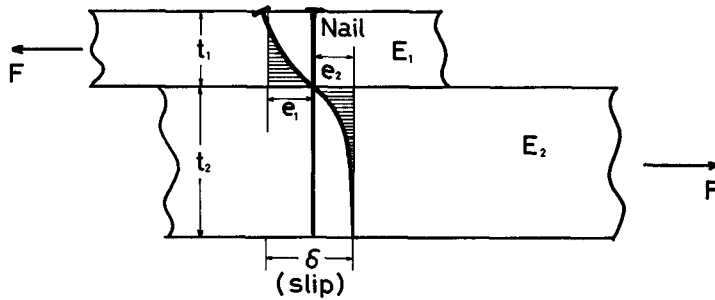


図-1 弾性床理論による釘の変形曲線

Fig. 1. Deflection curve of the nail computed from the beam-on-elastic foundation theory.

K_s の理論式は、かなり複雑な形をとるが、使用釘の打ち込み深さ、曲げ剛性ならびに使用材の材質などによって、実用精度を考慮して、次のような近似式が求められる⁴⁾。

$$K_s = \frac{4E_s I_s \mu_1^3}{(1+\omega^2)(\coth \mu_1 t_1 + \omega \coth \mu_2 t_2)} \quad (4)$$

ここに $E_s I_s$ = 使用釘の曲げ剛性; $\mu_1 = (E_1 d / 4\alpha_1 E_s I_s)^{1/4}$; $\mu_2 = (E_2 d / 4\alpha_2 E_s I_s)^{1/4}$; E_1 = 側材のヤング係数; E_2 = 主材のヤング係数; α_1 = 側材の面圧定数; α_2 = 主材の面圧定数; d = 釘径; t_1 = 側材厚; t_2 = 主材への打ち込み深さ; $\omega = \mu_1 / \mu_2$

1.3 短期許容剪断耐力^{7),8),9)} (P_s)

i) アメリカ方式⁷⁾

$$P_s = K \cdot d^{3/2} \quad (5)$$

ここに d = 釘径 (inch); K = 剪断耐力係数 (lateral load coefficient) で樹種と比重による定数として表示

この場合の剪断耐力規定としては、その相対り量が、0.015 inch (0.38 mm) となるときの荷重で与えられるものであり、実験によらない場合に(5)式を用いるわけである。

ii) 日本方式^{8),9)}

枠組壁工法用釘の設計施工マニュアルによれば

$$P_{s1} = P_{1.0} \times \frac{3}{4} \quad (6)$$

$$P_{s2} = P_{\max} \times \frac{3}{4} \times \frac{1}{2} \quad (7)$$

ここに $P_{1.0}$ = 1 mm の相対り量に対応する剪断力 (釘一本当り); P_{\max} = 最大剪断耐力 (降伏耐力)

この両式による値のうち小なるものをとることになっている。

1.4 一面剪断荷重—たがり曲線

実験で求められた一面剪断荷重—たがり曲線のほぼその降伏点に至るまでを何らかの回帰曲線で表わしたいと考え、次の実験式を求めてみた。

i) 対数型

$$P = A \ln \delta + B \quad (8)$$

ii) 指数型

$$P = P_{\max} \left[1 - e^{-\frac{\delta}{\delta_0}} \right]^a \quad (9)$$

ここに A , B , δ_0 および a はそれぞれ実験定数である。なお P = 剪断荷重; δ = 相対たがり量

2. 試料および実験方法

2.1 試料とその基礎材質

本研究で使用した試料は、主材(中央材)と側材に分けられ、主材としては、トドマツ* (気乾材で記号 A), 側材として、ハードボード(市販, 記号 HB), 木片セメント板(市販, 記号 CB), パーティクルボード(市販, 記号 PB), 7.5 mm 厚構造用合板(ラワン単板 1.5 mm 等厚 5 プライ, 市販, 記号 P1), 9 mm 厚構造用合板(ラワン単板, そえ心板 2.25 mm, 他は 1.5 mm, 5 プライ, 市販, 記号 P2) の 5 種類の木質平面材料である。これらの平均材厚 (t), ヤング係数 (E), 平均含水率 (u) および比重 (r_u) を一括して, 表-1 に示した。なおヤング係数は, すべて曲げ試験で求め, 合板は圧縮のヤング係数に換算した。

2.2 釘面圧試験方法

釘面圧試験は, 図-2 のように, 直接材面でのめり込み量 (e) のみを実測できるように, 釘

表-1 試料の基礎材質

Table 1. Basic properties of test materials

Test materials	t (mm)	E (t/cm ²)	u (%)	r_u	Remarks
HB	5.4	32.2	7.0	0.97	fiber board
CB	13.5	31.5	10.9	1.09	cemented wood chip board
PB	12.4	25.1	7.6	0.69	particle board
P1	7.9	112.9*	10.8	0.80	plywood (Lauan) (1.5+1.5+1.5+1.5+1.5)
P2	9.6	82.7*	10.2	0.75	plywood (Lauan) (1.5+2.25+1.5+2.25+1.5)
A	38	118.5	12.9	0.40	Todo-matsu (<i>Abies sachalinensis</i>)

t = thickness of materials; E = Young's modulus by bending test; u = moisture content;

r_u = specific gravity.

* M. O. E in compression (calculated from M. O. E observed by bending tests)

* *Abies sachalinensis*, 北大雨竜地方演習林産

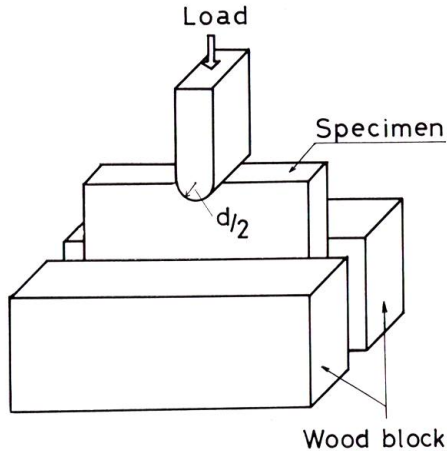


図-2 面圧試験法

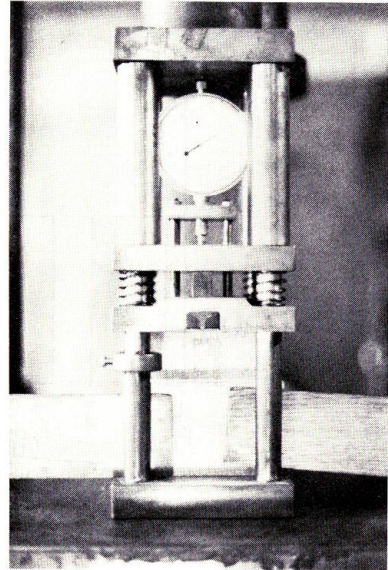
Fig. 2. Method of bearing test.
 d = nail diameter.

図-3 面圧試験

Fig. 3. Bearing test.

径に相当する丸味を先端につけた鋼製ブロックで荷重を加えた。その装置は図-3に示すとおりである。めり込み量は5 mm ストローク、 10^{-3} mm 目盛のダイヤルゲージで測定したが、使用した試験機は、トドマツ材では木口面圧であるため、5 ton オルゼン型材料試験機（森製作所製）また他の木質平面材料については、250 kg オルゼン型材料試験機（東京衡器製造所製）である。なお、使用釘径としては、2, 3, 4 および 5 mm の4種類である。トドマツ材試験体は $88 \times 86 \times 36$ (mm³) の寸法に仕上げ、他の木質平面材料の試験体寸法は $90 \times 90 \times t$ (mm³) としたが、材厚 t が薄く、面圧試験にさいして座屈を生じる恐れがあると考えられたので、図-2のように、木材片で試験体をはさみ、楔を使って固定した。荷重方法としては、材面めり込み量が、0.2 mm および 0.4 mm に達したのち、さらに降伏点近くまで負荷を続けた。とくに合板試験体については、その表板の繊維方向と荷重方向とが平行 (//) および垂直 (⊥) の2種類の面圧試験を行なった。試験体数は、材料種別および釘径別に各4体、合計128体 (4×4×8) であった。

2.3 一面剪断試験方法

釘面圧試験に供した試料と同じ材料から、改めて一面剪断試験体を採取し、図-4に示すように、トドマツを中央材（主材）、各種木質平面材料を側材として組立てた。釘着組立てにさいしては、先孔をあけず直接丸釘を手打ちした。使用釘は、CN 50, SN 40, および N 38 の3種としたが、詳細は表-2にみられるとおりである。また試験装置を、図-5に示す。使用試験機は、すべて5 ton オルゼン型材料試験機であり、相対り量 (δ) の測定には 10^{-3} mm, 5 mm ストロークのデジタルダイヤルゲージをまた全体り量の測定は 10^{-2} mm, 30 mm ストローク

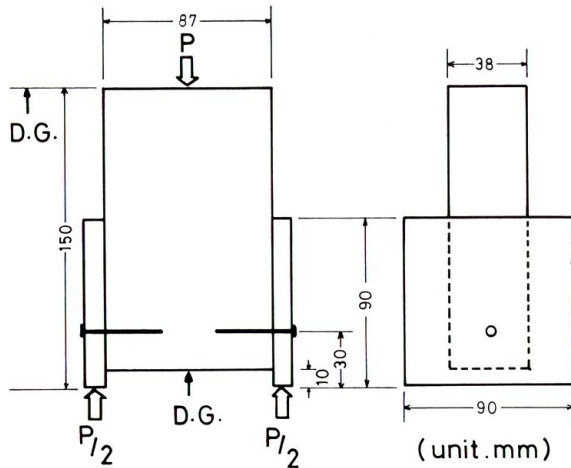


図-4 一面剪断試験法

Fig. 4. Method of single shear test.

のダイヤルゲージを使用している。また本実験では、その相対変り量が、0.5 mm および 1.0 mm のところで、それぞれ 2 回ずつ除荷、負荷を繰り返したのち、見かけの降伏耐力 P_{max} に達するまで負荷を続けた。供試体数は、側材用木質平面材料の種別、使用釘毎に 4 体ずつ、合計 84 体であった。

3. 結果と考察

3.1 釘面圧定数 (α)

i) 実験結果

面圧定数 α については、(1) 式を使用して、実験曲線から求められるが、その決定法は図-6 に例示したとおりである。実測 α の 3 種、すなわち α_{00} , α_{02} , および α_{04} の釘径別の値を一括して表-3 にかかげた。なおこの表の値は、すべて 4 体の試験体の平均値である。これで見ると、使用材種と釘径を通じて、ほぼつぎの関係が認められる。

$$\alpha_{00} > \alpha_{04} \geq \alpha_{02} \tag{10}$$

α_{02} と α_{04} については、その大小関係は必ずしも明らかではなく、実用上は同等とみて、ほぼさしつかえないものと思われる。しかし α_{00} は他の 2 者に比してかなり大きく、またバラツキもみられ、この種の材質固有値としては適当ではないようである。したがってここでは、 α_{02} または α_{04} を釘面圧定数とみるのが妥当であると判断した。

表-2 使用釘の寸法

Table 2. Dimensions of nails

Nail	d (mm)	D (mm)	L (mm)
CN 50	2.9	7.0	51.2
SN 40	3.3	10.5	38.6
N 38	2.2	5.1	36.6

d =diameter of nail shank

D =diameter of nail head

L =length of nail

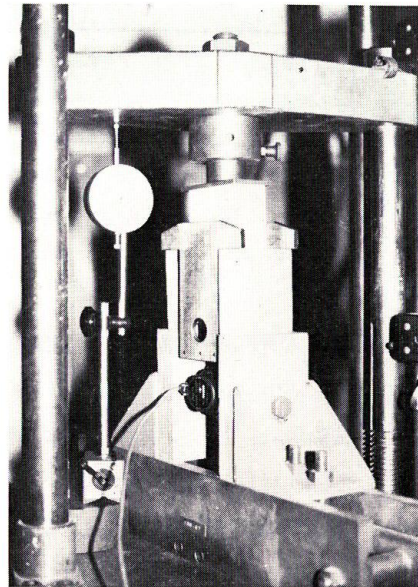


図-5 一面剪断試験

Fig. 5. Single shear test.

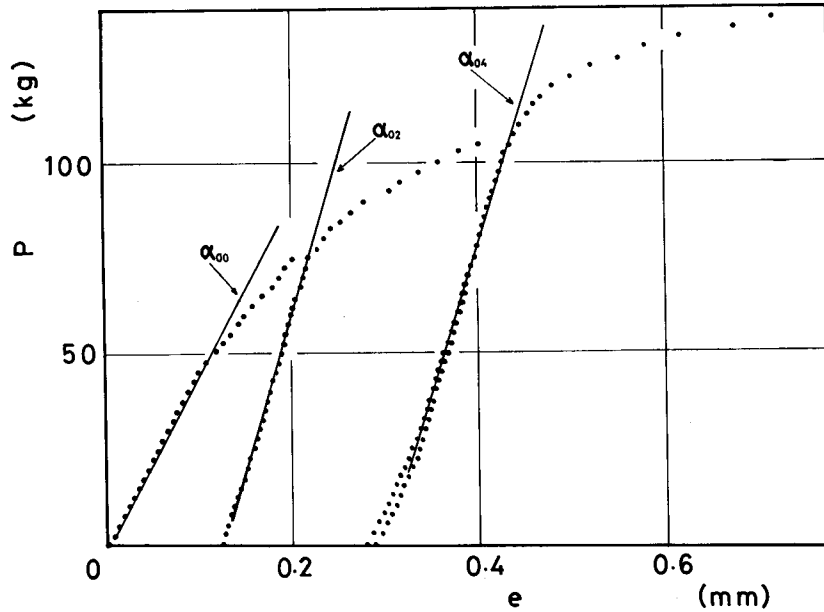


図-6 面圧定数 (α) の測定法

Fig. 6. Method of determining of the effective foundation depth (α).

表-3 釘面圧定数 (α) の実測値

Table 3. Observed effective foundation depth (α)

Test materials	E (t/cm ²)	α (cm)	d (mm)				n
			2	3	4	5	
HB	32.2	α_{00}	2.14	2.04	2.97	2.34	4
		α_{02}	0.84	1.23	1.52	1.99	4
		α_{04}	1.02	1.39	2.18	2.44	4
CB	31.5	α_{00}	2.40	2.22	3.97	2.89	4
		α_{02}	0.89	1.02	1.38	1.36	4
		α_{04}	0.88	1.12	1.36	1.45	4
PB	25.1	α_{00}	2.95	3.48	4.62	5.00	4
		α_{02}	1.41	1.88	2.40	3.31	4
		α_{04}	1.46	2.05	2.54	3.48	4
P 1 (//)	112.9	α_{00}	5.11	5.81	7.38	7.89	4
		α_{02}	2.73	3.43	3.87	4.68	4
		α_{04}	2.91	3.68	4.33	5.08	4
P 1 (⊥)	75.3	α_{00}	4.04	4.69	5.30	6.35	4
		α_{02}	1.87	2.53	3.23	3.76	4
		α_{04}	2.07	2.77	3.52	3.91	4
P 2 (//)	82.7	α_{00}	4.08	6.71	7.53	7.96	4
		α_{02}	2.48	3.26	3.66	4.48	4
		α_{04}	2.73	3.36	3.87	4.64	4

Test materials	E (t/cm ²)	α (cm)	d (mm)				n
			2	3	4	5	
P 2 (⊥)	82.7	α ₀₀	3.96	5.23	5.88	6.86	4
		α ₀₂	2.16	2.81	3.42	4.12	4
		α ₀₄	2.43	2.95	3.57	4.37	4
A	118.5	α ₀₀	6.69	9.43	8.26	9.91	4
		α ₀₂	2.76	3.25	3.87	4.48	4
		α ₀₄	2.75	3.37	3.83	4.86	4

α₀₀=α at initial linear portion; α₀₂=α at 0.2 mm e; α₀₄=α at 0.4 mm e; n=number of specimens; e=embedment of the nail shank into the member.

ii) 面圧定数 α の釘径による変動

3種の α 値が、釘径 d によってどのように変動するかを(2)式で表わし、この場合の実験定数 β および γ を表示したのが表-4である。同表での相関係数 r をみると、α₀₀の中に2, 3低いものがあるだけで、α₀₂ および α₀₄ については、0.931~0.999 ときわめて高くなっていることがわかる。また、とくに α₀₂ について、β および γ 値を概数表示したものが $\bar{\alpha}_{02}$ である。これで見ると、

$$\textcircled{1} \text{ HB: } \bar{\alpha}_{02} = 0.35 d + 0.10 \quad (11.1)$$

$$\textcircled{2} \text{ CB: } \bar{\alpha}_{02} = 0.20 d + 0.55 \quad (11.2)$$

$$\textcircled{3} \text{ PB: } \bar{\alpha}_{02} = 0.60 d + 0.10 \quad (11.3)$$

$$\textcircled{4} \left. \begin{array}{l} \text{P 1 (//)} \\ \text{P 2 (//)} \\ \text{A} \end{array} \right\} : \bar{\alpha}_{02} = 0.65 d + 1.50 \quad (11.4)$$

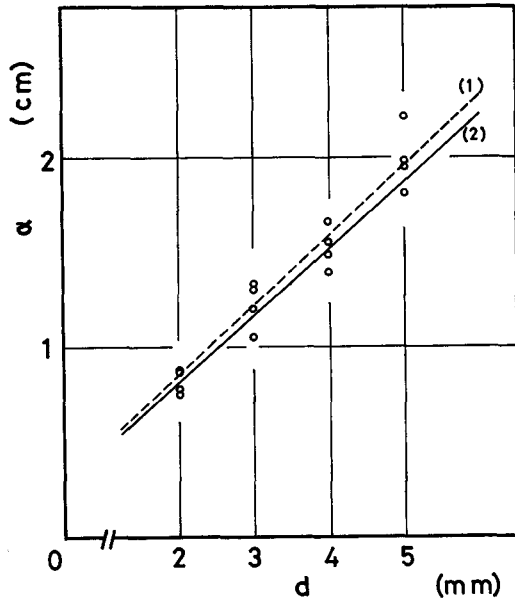
表-4 面圧定数 (α) と釘径 (d) との回帰式

Table 4. Regression equation between effective foundation depth (α) and nail diameter (d)

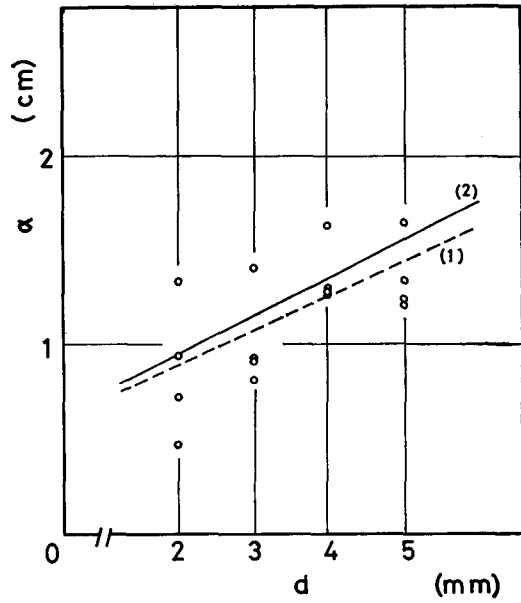
$$\alpha = \beta \cdot d + \gamma$$

Test specimens	α ₀₀			α ₀₂			α ₀₄			$\bar{\alpha}_{02}$	
	β	γ	r	β	γ	r	β	γ	r	$\bar{\beta}$	$\bar{\gamma}$
HB	0.15	1.84	0.473	0.37	0.09	0.996	0.53	-0.01	0.982	0.35	0.10
CB	0.32	1.74	0.529	0.18	0.54	0.931	0.19	0.54	0.997	0.20	0.55
PB	0.73	1.46	0.982	0.62	0.07	0.986	0.66	0.09	0.989	0.60	0.10
P 1 (//)	1.04	2.83	0.968	0.63	1.48	0.994	0.72	1.49	0.999	0.65	1.50
P 1 (⊥)	0.75	2.46	0.991	0.65	0.61	0.994	0.63	0.87	0.992	0.65	1.00
P 2 (//)	1.03	3.15	0.950	0.64	1.23	0.992	0.62	1.47	0.997	0.65	1.50
P 2 (⊥)	0.94	2.21	0.993	0.65	0.86	0.999	0.64	1.08	0.997	0.65	1.00
A	0.85	5.60	0.765	0.58	1.57	0.998	0.63	1.47	0.993	0.65	1.50

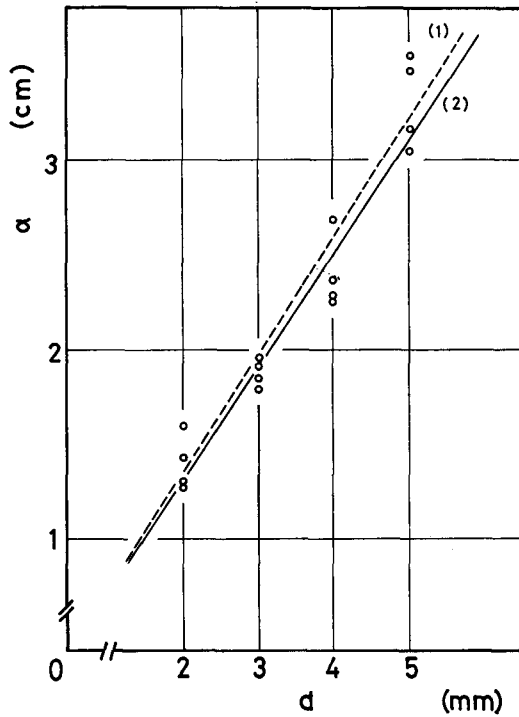
r=correlation coefficient.



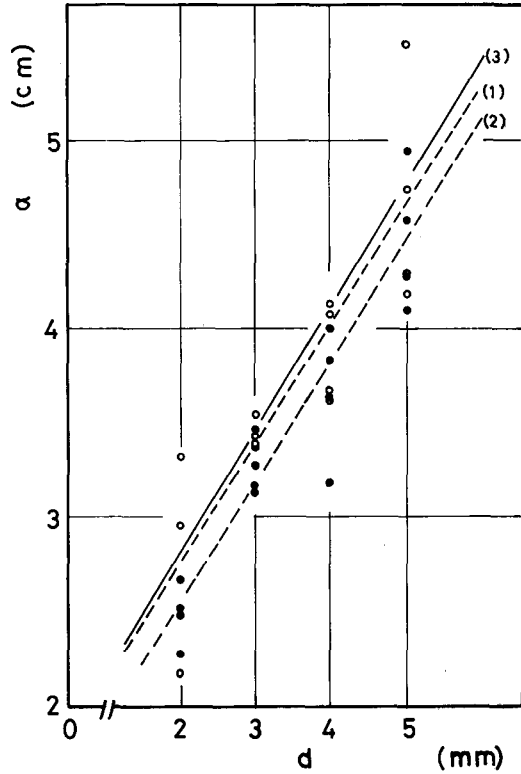
a) HB (1) $\alpha_{02} = 0.37d + 0.09$ (2) $\bar{\alpha}_{02} = 0.35d + 0.10$



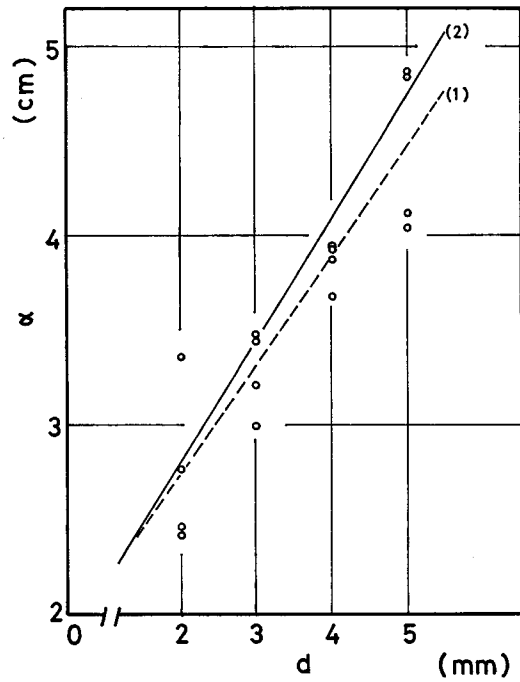
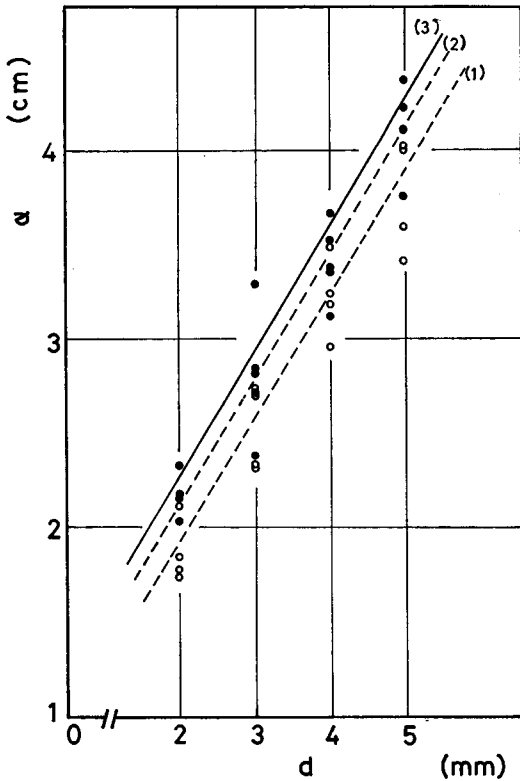
b) CB (1) $\alpha_{02} = 0.18d + 0.54$ (2) $\bar{\alpha}_{02} = 0.20d + 0.55$



c) PB (1) $\alpha_{02} = 0.62d + 0.07$ (2) $\bar{\alpha}_{02} = 0.60d + 0.10$



d) P1 (//)○, P2 (//)●
 (1) $\alpha_{02} = 0.63d + 1.48$ (○) (2) $\alpha_{02} = 0.64d + 1.23$ (●)
 (3) $\bar{\alpha}_{02} = 0.65d + 1.50$



f) A
 (1) $\alpha_{02} = 0.58d + 1.57$ (2) $\bar{\alpha}_{02} = 0.65d + 1.50$

e) P1 (⊥)○, P2 (⊥)●
 (1) $\alpha_{02} = 0.65d + 0.61$ (○) (2) $\alpha_{02} = 0.65d + 0.86$ (●)
 (3) $\bar{\alpha}_{02} = 0.65d + 1.00$

図-7 α と d との回帰直線

Fig. 7. Regression line between α and d .

$$\textcircled{5} \left. \begin{array}{l} \text{P1 (⊥)} \\ \text{P2 (⊥)} \end{array} \right\} : \bar{\alpha}_{02} = 0.65d + 1.00 \quad (11.5)$$

のように、5種類の近似直線式で表現できる。このことは、図-7からも明らかである。したがって、これまで言われてきた「釘面圧定数は釘径とは一定の関係をもたない」^{1),2)}とする考え方は誤りであると思われる。

iii) 面圧定数 $\bar{\alpha}_{02}$ と α_{02} の比較

上記近似式での計算面圧定数 $\bar{\alpha}_{02}$ と実測面圧定数 α_{02} とを比較したのが表-5である。その実測値の計算値に対する比は平均0.959, 変動係数 $\pm 6.99\%$ となり、 α 値を算出するさい(11.1)~(11.5)式を使用してさしつかえないものと思われる。このことより α 値の評価は、かなり単純化されるわけである。

3.2 一面剪断におけるりり係数 (K_s)

i) 実験結果

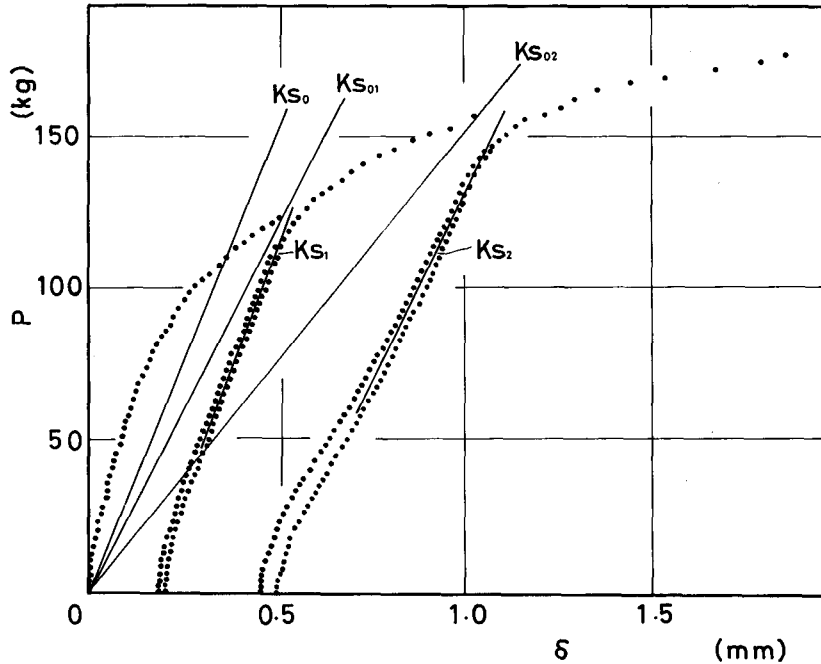
りり係数の決定は、図-8に例示したようにつぎのとおりとした。

表—5 面圧定数 ($\bar{\alpha}_{02}$) の計算値と実測値の比較

Table 5. Comparison of calculated effective foundation depth ($\bar{\alpha}_{02}$) with observed values

$$\varphi = [\text{observed}]/[\text{calculated}]$$

Test specimens	$\bar{\alpha}_{02}$		d (mm)			
	$\bar{\beta}$	$\bar{\gamma}$	2	3	4	5
HB	0.35	0.10	1.050	1.070	1.013	1.076
CB	0.20	0.55	0.937	0.887	1.022	0.877
PB	0.60	0.10	1.085	0.989	0.960	1.068
P 1 (//)	0.65	1.50	0.975	0.994	0.944	0.985
P 1 (⊥)	0.65	1.00	0.813	0.858	0.897	0.885
P 2 (//)	0.65	1.50	0.886	0.945	0.893	0.943
P 2 (⊥)	0.65	1.00	0.939	0.953	0.950	0.969
A	0.65	1.50	0.986	0.942	0.944	0.943
G. Av.			0.959			
C. V.			±6.99%			



図—8 実測り係数の決定法

Fig. 8. Method of determining of slip modulus.

a) K_{s0} : アメリカ方式による実用的許容りり量 0.015 inch (0.38 mm) における荷重と原点を結ぶ直線勾配としての見かけのりり係数

b) K_{s01} : りり量 0.5 mm での見かけのりり係数

c) K_{s02} : りり量 1.0 mm での見かけのりり係数

d) K_{s1} : りり量 0.5 mm での繰り返し荷重による直線領域での平均りり係数

e) K_{s2} : りり量 1.0 mm での繰り返し荷重による直線領域での平均りり係数

言うまでもなく、これらの K_s 値は釘一本当りのものである。さて、その実測値は一括して、表-6 にかかげたが、大小関係をみると

$$K_{s1} > K_{s2} > K_{s0} > K_{s01} > K_{s02} \quad (12)$$

のようになっている。すなわち、0.38 mm りり限界での見かけのりり係数 K_{s0} と、りり量 1 mm

表-6 実測りり係数 (K_s)

Table 6. Observed slip modulus (K_s) (t/cm)

side member	Nail	K_{s0}	K_{s01}	K_{s02}	K_{s1}	K_{s2}	n
HB	CN 50	1.57	1.29	0.75	2.48	1.83	4
	SN 40	1.72	1.45	0.79	2.32	1.61	4
	N 38	1.04	0.82	0.49	1.76	1.18	4
CB	CN 50	1.81	1.54	0.87	2.96	2.09	4
	SN 40	1.75	1.44	0.79	2.21	1.76	4
	N 38	0.89	0.74	0.41	1.46	1.02	4
PB	CN 50	1.76	1.43	0.81	2.18	1.60	4
	SN 40	1.59	1.39	0.68	1.80	1.34	4
	N 38	1.01	0.81	0.48	1.29	0.91	4
P 1 (//)	CN 50	1.88	1.59	0.96	3.17	2.38	4
	SN 40	1.79	1.49	0.90	2.26	1.69	4
	N 38	0.97	0.79	0.44	1.56	1.04	4
P 1 (⊥)	CN 50	1.92	1.55	0.88	2.57	2.08	4
	SN 40	1.68	1.42	0.89	1.87	1.53	4
	N 38	1.06	0.84	0.51	1.19	0.88	4
P 2 (//)	CN 50	1.57	1.37	0.78	2.11	1.65	4
	SN 40	1.68	1.38	0.83	1.96	1.45	4
	N 38	0.90	0.74	0.42	1.32	0.88	4
P 2 (⊥)	CN 50	1.85	[1.53	0.94	2.63	2.05	4
	SN 40	1.68	[1.39	0.84	2.12	1.67	4
	N 38	0.95	0.80	0.48	1.59	1.18	4

Each slip modulus was measured shown in Fig. 8.

での繰り返し荷重による直線領域での平均り係数 K_{s2} とがほぼ等しいということが判明した。

しかも、このことが、側材として使用した木質平面材料や釘の種類によらず成立することは興味深い。なお実測り係数相互間の関係比を表-7に示した。これで見ると

$$a) K_{s2} \doteq K_{s0} \quad (12.1)$$

$$b) K_{s0} \doteq 0.8 K_{s0} \quad (12.2)$$

$$c) K_{s02} \doteq 0.5 K_{s0} \quad (12.3)$$

のように近似表現できるようである。

表-7 実測り係数相互間の関係

Table 7. Relationships among observed slip modulus

Side member	Nail	$\frac{K_{s01}}{K_{s0}}$	$\frac{K_{s02}}{K_{s0}}$	$\frac{K_{s2}}{K_{s0}}$
HB	CN 50	0.82	0.48	1.17
	SN 40	0.84	0.46	0.94
	N 38	0.79	0.47	1.14
CB	CN 50	0.85	0.48	1.15
	SN 40	0.82	0.45	1.01
	N 38	0.83	0.46	1.15
PB	CN 50	0.81	0.46	0.91
	SN 40	0.87	0.43	0.84
	N 38	0.80	0.48	0.90
P 1 (//)	CN 50	0.85	0.51	1.27
	SN 40	0.83	0.50	0.94
	N 38	0.81	0.45	1.07
P 1 (⊥)	CN 50	0.81	0.46	1.08
	SN 40	0.84	0.53	0.91
	N 38	0.79	0.48	0.83
P 2 (//)	CN 50	0.87	0.50	1.05
	SN 40	0.82	0.49	0.86
	N 38	0.82	0.47	0.98
P 2 (⊥)	CN 50	0.83	0.51	1.11
	SN 40	0.83	0.50	0.99
	N 38	0.84	0.51	1.24
Av.		0.83	0.48	1.03
C. V. (%)		2.68	5.23	12.7

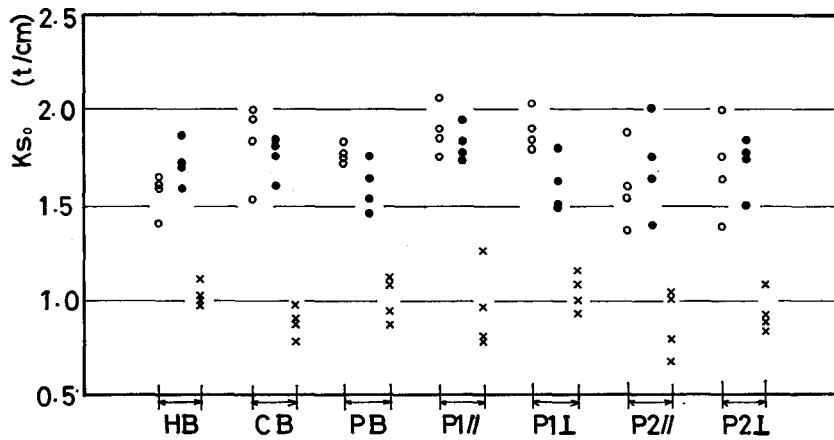


図-9 K_{s0} の値

Fig. 9. Values of K_{s0} .

○ CN 50, ● SN 40, × N 38

表-8 計算通り係数 (K'_s)

Table 8. Calculated slip modulus (K'_s)

Side member	Nail	E_1 (t/cm ²)	E_2 (t/cm ²)	α_1 (cm)	α_2 (cm)	K'_s (t/cm)
HB	CN 50	32.2	119.5	1.12	3.39	1.436
	SN 40	32.2	119.5	1.26	3.65	1.578
	N 38	32.2	119.5	0.87	2.93	1.049
CB	CN 50	31.5	119.5	1.13	3.39	1.653
	SN 40	31.5	119.5	1.21	3.65	1.924
	N 38	31.5	119.5	0.99	2.93	1.153
PB	CN 50	25.1	118.5	1.84	3.39	1.164
	SN 40	25.1	118.5	2.08	3.65	1.307
	N 38	25.1	118.5	1.42	2.93	0.881
P 1 (//)	CN 50	114.0	114.5	3.39	3.39	1.593
	SN 40	114.0	114.5	3.65	3.65	1.822
	N 38	108.8	114.5	2.93	2.93	1.134
P 1 (⊥)	CN 50	78.8	114.5	2.89	3.39	1.435
	SN 40	78.8	114.5	3.15	3.65	1.625
	N 38	74.5	114.5	2.43	2.93	1.044
P 2 (//)	CN 50	76.6	117.5	3.39	3.39	1.404
	SN 40	75.2	117.5	3.65	3.65	1.596
	N 38	76.6	117.5	2.93	2.93	1.014
P 2 (⊥)	CN 50	76.2	117.5	2.89	3.39	1.511
	SN 40	75.2	117.5	3.15	3.65	1.716
	N 38	76.2	117.5	2.43	2.93	1.103

E_1 =Young's modulus of side member; E_2 =Young's modulus of center member; α_1 =effective foundation depth of side member; α_2 =effective foundation depth of center member.

また K_{s0} の分散については 図-9 に示すとおりである。

ii) 計算り係数

計算り係数 K'_s については、前述の理論近似式(4)によって求められる。その計算値を一括して表-8 にしめす。表中、 E_1 , α_1 は側材としての木質平面材料のヤング係数と面圧定数であり、 E_2 , α_2 は中央材(主材)として用いたトドマツの値である。なおここに用いた α 値は、実測 α_{02} を簡略化した $\bar{\alpha}_{02}$ の回帰直線式(11.1)~(11.5)にそれぞれ使用した釘の径を代入して求めたものである。

さて、この計算り係数とその実測値と比較したのが表-9 である。これで見ると

$$K_{s0} = 1.04 K'_s \tag{13.1}$$

$$K_{s01} = 0.86 K'_s \tag{13.2}$$

表-9 実測り係数 (K_s) の計算り係数に対する比較

Table 9. Comparisons of observed slip modulus (K_s) with calculated one (K'_s)

Side member	Nail	$\frac{K_{s0}}{K'_s}$	$\frac{K_{s01}}{K'_s}$	$\frac{K_{s02}}{K'_s}$	$\frac{K_{s1}}{K'_s}$	$\frac{K_{s2}}{K'_s}$
HB	CN 50	1.093	0.898	0.522	1.727	1.274
	SN 40	1.090	0.919	0.501	1.413	1.021
	N 38	0.991	0.782	0.467	1.678	1.125
CB	CN 50	1.095	0.932	0.526	1.791	1.264
	SN 40	0.910	0.748	0.411	1.149	0.915
	N 38	0.772	0.642	0.356	1.266	0.885
PB	CN 50	1.512	1.229	0.696	1.873	1.375
	SN 40	1.217	1.064	0.520	1.377	1.025
	N 38	1.146	0.919	0.545	1.464	1.033
P 1 (//)	CN 50	1.180	0.998	0.603	1.990	1.494
	SN 40	0.982	0.818	0.494	1.240	0.928
	N 38	0.855	0.697	0.388	1.376	0.917
P 1 (⊥)	CN 50	1.338	1.080	0.613	1.791	1.449
	SN 38	1.034	0.874	0.548	1.151	0.942
	N 38	1.045	0.828	0.503	1.174	0.868
P 2 (//)	CN 50	1.118	0.976	0.556	1.503	1.175
	SN 40	1.137	0.865	0.520	1.228	0.909
	N 38	0.888	0.730	0.414	1.302	0.868
P 2 (⊥)	CN 50	1.224	1.013	0.622	1.741	1.357
	SN 40	0.979	0.810	0.490	1.235	0.973
	N 38	0.861	0.725	0.435	1.442	1.070
Av.		1.070	0.883	0.512	1.472	1.089
C. V. (%)		16.19	16.37	16.29	17.80	18.66

$$K_{s02} = 0.50 K'_s \quad (13.3)$$

$$K_{s1} = 1.46 K'_s \quad (13.4)$$

$$K_{s2} = 1.07 K'_s \quad (13.5)$$

のような関係が認められる。その変動係数は15~20%で、必ずしも安定した傾向とはいえないようであるが、少なくとも $K'_s \doteq K_{s0}$ とみられることは、 K_s 値の予測計算が可能であることの見解を支持するものと思われる。なおこの $\varphi = K_{s0}/K'_s$ の分散を図-10に示した。

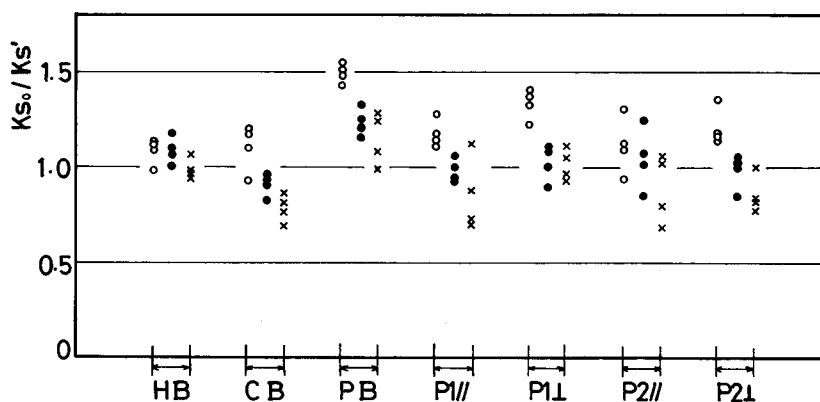


図-10 $\varphi = K_{s0}/K'_s$ の分散

Fig. 10. Variance of $\varphi = K_{s0}/K'_s$.

○ CN 50, ● SN 40, × N 38

3.3 一面剪断耐力 (P_s)

i) 実験結果

相対たり量が0.38 mm, 0.5 mm および 1.0 mm における剪断力をそれぞれ、 P_{s0} , P_{s01} , および P_{s02} とし、また見かけ上降伏したとみられる降伏剪断力を P_{max} として、その実験曲線からの値を表-10に示した。この表を見てすぐ気づく点は、どの木質平面材料を側材に使用した場合でも、すべて CN 50, SN 40 グループと N 38 のグループの差が明らかでないことである。このことについては後にふれる。

ii) 短期許容剪断耐力

アメリカ方式によると、 P_{s0} がその剪断耐力にあっている。しかしアメリカの場合、特に実験によらない場合は前出の(5)式によって計算するわけである。本研究では、実測曲線を求めているので、 P_{s0} は直接決定できる。次に日本方式(仮にここでそう呼ぶ)では、次の2式のうち小さい値の方で許容剪断耐力を表わすようである。

$$P_{s1} = P_{s02} \times \frac{3}{4} \quad (6)$$

$$P_{s2} = P_{max} \times \frac{3}{8} \quad (7)$$

表-10 一面剪断試験結果 (荷重)

Table 10. Single shear test results (load) (kg)

Side member	Nail	P_{s0} ($P_{0.38}$)	P_{s01} ($P_{0.5}$)	P_{s02} ($P_{1.0}$)	P_{max}
HB	CN 50	59	64	76	129
	SN 40	66	72	82	109
	N 38	39	42	47	56
CB	CN 50	70	76	89	140
	SN 40	65	69	81	120
	N 38	35	37	44	62
PB	CN 50	67	73	81	140
	SN 40	63	67	78	117
	N 38	40	42	48	70
P 1 (//)	CN 50	73	80	98	161
	SN 40	69	75	91	129
	N 38	36	39	45	65
P 1 (⊥)	CN 50	74	79	94	171
	SN 40	66	70	88	137
	N 38	41	44	52	68
P 2 (//)	CN 50	61	66	82	132
	SN 40	64	69	82	114
	N 38	34	37	46	61
P 2 (⊥)	CN 50	72	78	94	163
	SN 40	65	70	86	126
	N 38	36	39	49	72

P_{s0} =load at slip 0.38 mm ; P_{s01} =load at slip 0.5 mm ; P_{s02} =load at slip 1.0 mm ;
 P_{max} =maximum load.

むろん、すべて実験によって定めることを前提にすれば、この方式でも良いのであるが、実用上もっと合理性のある判定法が望ましいと思われる。

iii) 一面剪断荷重-変り曲線について

実測曲線について、前述の(8)および(9)式を適用し、その実験定数 A , B , δ_0 および a を求め、これらを一括して表-11に示す。同表にみられるとおり、対数型曲線の場合は明らかに CN 50 と SN 40 のグループと N 38 のグループに分けられることである。すなわち、

a) CN 50 と SN 40 においては

$$P = 18.4 \ln \delta + 88.0 \tag{14}$$

b) N 38 においては

表-11 荷重-送り曲線式
Table 11. Load-slip curves

Side member	Nail	A	B	δ_0	a
		$[P=A \ln \delta + B]$	$[P=P_m(1-e^{-\delta/\delta_0})^a]$		
HB	CN 50	19.2	81.2	1.9	0.52
	SN 40	17.8	82.1	0.8	0.55
	N 38	9.3	47.2	0.6	0.56
CB	CN 50	18.7	89.7	2.0	0.46
	SN 40	15.8	81.4	2.0	0.42
	N 38	7.8	43.4	1.6	0.42
PB	CN 50	17.1	91.7	3.1	0.40
	SN 40	14.6	78.3	1.8	0.43
	N 38	8.4	49.6	1.5	0.41
P 1 (//)	CN 50	20.5	99.9	2.4	0.45
	SN 40	19.5	89.4	1.5	0.49
	N 38	7.9	45.8	1.5	0.41
P 1 (⊥)	CN 50	21.0	100.0	3.1	0.44
	SN 40	20.9	90.1	1.5	0.55
	N 38	8.7	50.6	1.2	0.42
P 2 (//)	CN 50	17.5	81.6	2.1	0.48
	SN 40	16.6	81.3	1.2	0.50
	N 38	8.1	43.5	1.2	0.47
P 2 (⊥)	CN 50	19.8	99.4	3.0	0.43
	SN 40	18.2	85.4	1.8	0.47
	N 38	8.6	46.3	1.5	0.46
Av.	CN 50 & SN 40	18.4	88.0	1.8	0.46
	N 38	8.4	46.6		
C. V. (%)	CN 50 & SN 40	10.5	8.6	38.5	10.6
	N 38	6.2	5.9		

$$P = 8.4 \ln \delta + 46.6 \quad (15)$$

となり、使用側材の材種や釘種によらないことが認められる。さらにその変動係数も6~10%程度でバラツキも比較的小さいようである。これに対し、指数型曲線の場合、特に区分する手掛かりも見当らず、全体として、

$$P = P_{\max} \left[1 - e^{-\frac{\delta}{1.8}} \right]^{0.46} \quad (16)$$

のようになる。しかしこの場合の実験定数 δ_0 のバラツキが大きく、変動係数で38.5%にもなっ

た。それ故、この場合は(14), (15)で表わされる対数型表現を妥当なものと考えたわけである。

さて、(14)および(15)において、特に迂り量 $\delta=0.38$ mm に対応するものを短期剪断耐力とみれば、CN 50 と SN 40 において、

$$P'_{s0} = 18.4 \ln 0.38 + 88 \div 70 \text{ (kg)}$$

N 38 の場合は

$$P'_{s0} = 8.4 \ln 0.38 + 46.6 \div 38 \text{ (kg)}$$

となるので、これと実測の P_{s0} , P_{s1} , P_{s2} , および計算値 $P'_{s0}=K'_s \times \delta$ ($\delta=0.38$ mm) などの値を表-12に示す。さらに、これら剪断耐力相互間の関係をみると表-13のとおりである。すなわち、 P_{s0} , P_{s1} , P'_{s0} および P'_{s0} は、ほとんど相等しいものと見てよい。これに対し、 P_{s2} のみは、

表-12 一面剪断耐力

Table 12. Lateral Loads (P_s) in single shear

(kg)

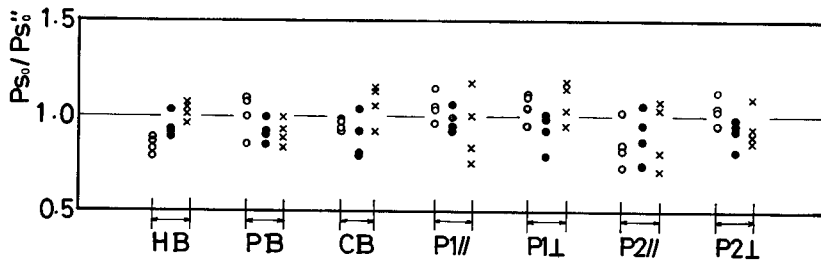
Side member	Nail	P_{s0} (observed)	P'_{s0} ($K'_s \times \delta_0$)	P''_{s0} ($A \ln \delta + B$)	P_{s1} ($P_{1.0} \times \frac{3}{4}$)	P_{s2} ($P_{max} \times \frac{3}{8}$)
HB	CN 50	59	55	70	57	48
	SN 40	66	60	70	62	41
	N 38	39	40	38	35	21
CB	CN 50	70	63	70	67	53
	SN 40	65	73	70	61	45
	N 38	35	44	38	33	23
PB	CN 50	67	44	70	61	53
	SN 40	63	50	70	59	47
	N 38	40	33	38	36	24
P 1 (//)	CN 50	73	61	70	74	60
	SN 40	69	69	70	68	48
	N 38	36	43	38	33	24
P 1 (⊥)	CN 50	74	54	70	71	64
	SN 40	66	62	70	66	51
	N 38	41	40	38	39	26
P 2 (//)	CN 50	61	53	70	62	50
	SN 40	64	60	70	62	43
	N 38	34	39	38	35	23
P 2 (⊥)	CN 50	72	57	70	71	61
	SN 40	65	65	70	65	47
	N 38	36	42	38	37	27

$\delta_0 = 0.38$ mm; $A=18.4$ (CN 50 and SN 40); $A=8.4$ (N 38); $B=88$ (CN 50 and SN 40)
 $B=46.6$ (N 38); $P_{1.0}$ =load at $\delta=1.00$ mm.

表—13 剪断耐力相互間の関係

Table 13. Relations among the lateral Loads

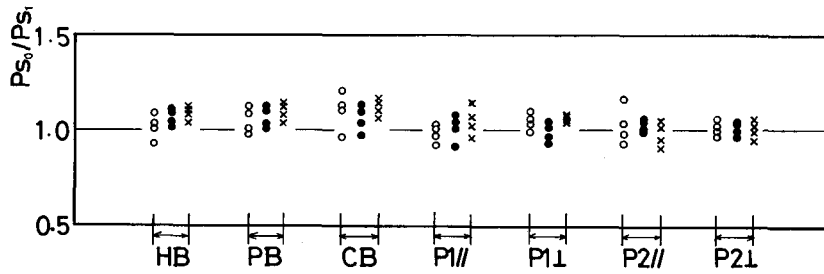
Side member	Nail	$\frac{P_{s0}}{P'_{s0}}$	$\frac{P_{s0}}{P''_{s0}}$	$\frac{P_{s0}}{P_{s1}}$	$\frac{P_{s2}}{P_{s1}}$
HB	CN 50	1.073	0.843	1.035	0.842
	SN 40	1.100	0.943	1.065	0.661
	N 38	0.975	1.026	1.114	0.600
CB	CN 50	1.111	1.000	1.045	0.791
	SN 40	0.890	0.929	1.066	0.738
	N 38	0.795	0.921	1.061	0.697
PB	CN 50	1.523	0.957	1.098	0.869
	SN 40	1.260	0.900	1.068	0.797
	N 38	1.212	1.053	1.111	0.667
P 1 (//)	CN 50	1.197	1.043	0.986	0.811
	SN 40	1.000	0.986	1.015	0.706
	N 38	0.837	0.947	1.091	0.727
P 1 (⊥)	CN 50	1.370	1.057	1.042	0.901
	SN 40	1.065	0.943	1.000	0.773
	N 38	1.025	1.079	1.051	0.667
P 2 (//)	CN 50	1.151	0.871	0.982	0.806
	SN 40	1.067	0.914	1.032	0.694
	N 38	0.872	0.895	0.971	0.657
P 2 (⊥)	CN 50	1.263	1.029	1.014	0.859
	SN 40	1.000	0.929	1.000	0.723
	N 38	0.857	0.947	0.973	0.730
Av.		1.078	0.962	1.039	0.748
C. V. (%)		17.1	6.8	4.3	10.8



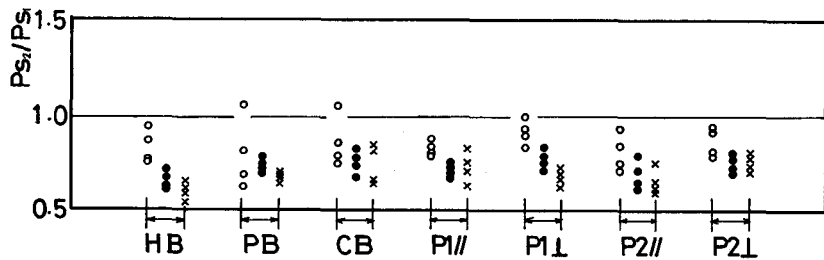
図—11 a) P_{s0}/P'_{s0} の分散

Fig. 11. a) Variance of P_{s0}/P'_{s0}

○ CN 50, ● SN 40, × N 38



b) P_{s0}/P_{s1} の分散
 b) Variance of P_{s0}/P_{s1}



c) P_{s2}/P_{s1} の分散
 c) Variance of P_{s2}/P_{s1}

Fig. 11. Continued

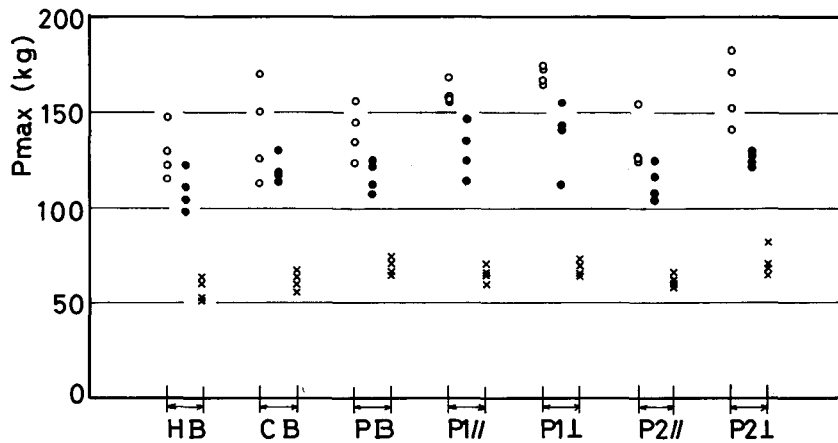


図-12 実測最大剪断耐力 (P_{max})

Fig. 12. Observed maximum lateral loads (P_{max})
 ○ CN 50, ● SN 40, × N 38

これらの約75%程度になり、最も小さい剪断耐力を与えることがわかる。なおこれらの比率が使用側材の種別や、釘種別でどのように分散しているかを図-11に示す。また P_{max} の分散を図-12に、 P_{max} におけるり量を図-13に、そして剪断荷重-り曲線型については、対数型の場合を図-14に示す。

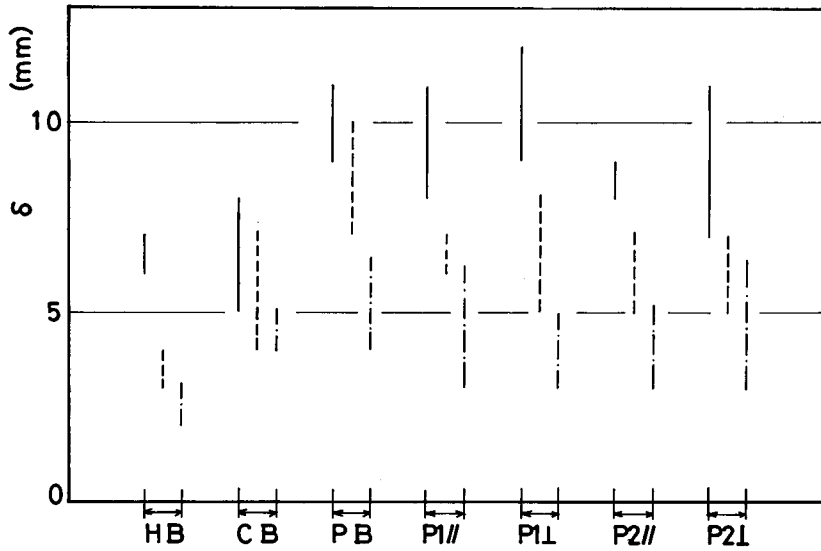
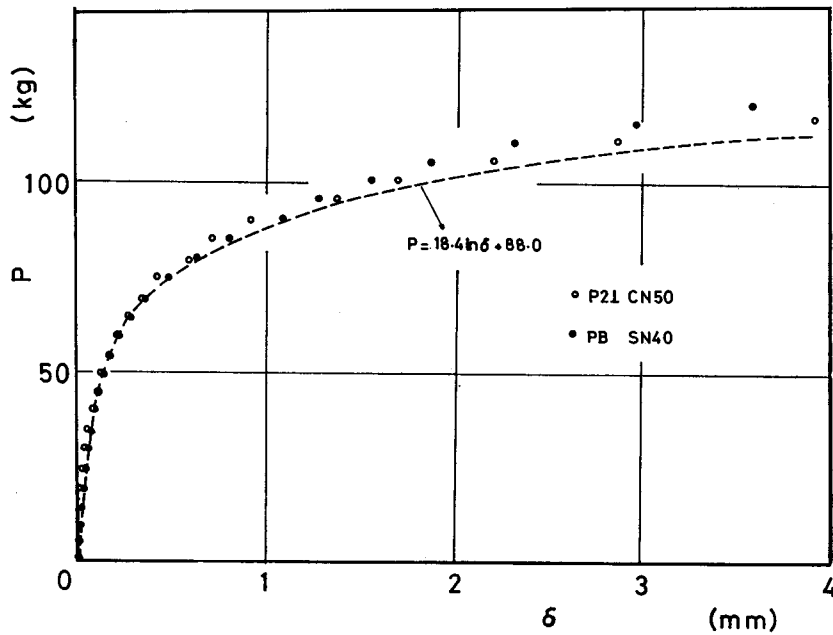


図-13 P_{max} での送り量 δ

Fig. 13. Slip δ at P_{max} .

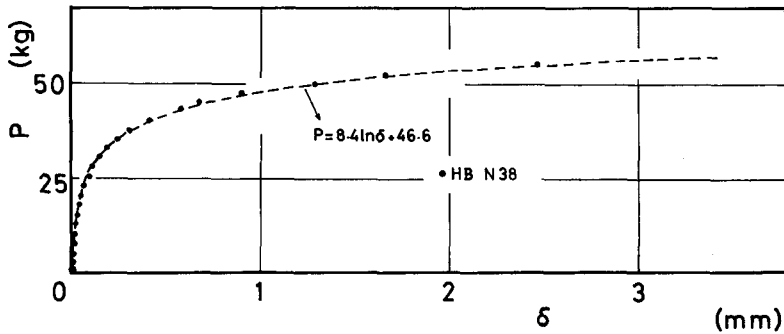
— CN 50, ---- SN 40, - · - · N 38



a) CN 50, SN 40

図-14 荷重—送り曲線に対する回帰曲線型

Fig. 14. Typical regression curve for load-slip curve.



b) N38

Fig. 14. Continued

4. 一面剪断耐力の予測法について

以上の実測値および計算値を比較、検討した結果、現在までのところ、最も計算予測上妥当と思われる手続きについて述べてみたい。

まず使用する釘の径から釘面圧定数 α を求める。

$$\alpha = \beta \cdot d + \gamma \tag{2}$$

この場合、使用木質平面材料の種別により(11.1)~(11.5)式を用いる。そして、この α 値と事前に測定した材料のヤング係数、ならびに他のパラメーターの値を用い、式(4)から計算り係数 K'_s を求め、最後に 0.38 mm じり限界としての短期許容耐力を算出するわけである。

$$P_s = K'_s \times \delta_{0.38} \tag{3}$$

結 言

木材と木質平面材料との釘接合において、材料特性値とみられる釘面圧定数を求め、それが従来の通説に反して大きく釘径に依存することが出らかになった。また材種別の面圧定数 α が釘径の1次関数として表わしうることも確かめた。このようにして得られる面圧定数を用い、弾性床理論から一面剪断時のじり係数 K'_s も近似計算され、さらにこのときの許容じり量をアメリカ方式にならって約 0.38 mm (0.15 inch) に取れば、短期応力に対する許容剪断耐力を評価しうることを知った。

しかしながら、本研究で使用了木質平面材料は、かなり限られたものであり、今直ちに、ここに示した数値そのものを一般化しうると考えているわけではない。ここでは、この方向での考え方なり、手続きについての合理性を述べるにとどたいと思う。また、本研究では、 α 値を釘径による1次関数として表わしたが、ヤング係数などによっても、 α 値はいくぶん変化するのではないかと思われるので、この点に関しても、今後の研究課題と言えよう。本研究がこの種の耐力設計資料のひとつの基礎資料となりうれば幸いである。

文 献

- 1) 原田正道: 木船の縦強度. 東京大学生産技術研究所報告, 2-3, 1951.
- 2) KUENZI, E. W.: Theoretical design of a nailed or bolted joint under lateral load, Report D 1951. Forest Products Laboratory, Madison, Wis., 1955.
- 3) 沢田 稔: 2層釘着梁の曲げ剛性と強度. 北大演報, 33-1, 139-166, 1976.
- 4) 沢田 稔: 北大農学部木材加工学研究室資料. 1976—未発表.
- 5) 中谷 浩: 木材の釘面圧特性に関する研究. 北大農学部林産学科昭和51年度修士論文, 1977.
- 6) 中谷 浩・沢田 稔: 釘着材の剪断性能. 北大演報, 37-3, 687-719, 1980.
- 7) U. S. Department of Agriculture, Forest Products Laboratory: Wood handbook, 1974.
- 8) 線材製品協会, 釘マニュアル作成委員会編: 釘設計施工マニュアル, 1979.
- 9) 日本建築学会編: 木構造設計規準・同解説, 1973.
- 10) WILKINSON, T. L.: Theoretical lateral resistance of nailed joints. J. of the Structural Div., ASCE 97 (ST 5) proc. paper 8121, 1381-1398, 1971.
- 11) WILKINSON, T. L.: Analysis of nailed joints with dissimilar members. J. of the Structural Div., ASCE 98 (ST 9) proc. paper 9189, 2005-2013, 1972.
- 12) AMANA, E. J. and L. G. BOOTH: Theoretical and experimental studies on nailed and glued plywood stressed-skin components. Part 1. Theoretical study. J. Inst. Wood Science, 4-1, 43-69, 1967.
- 13) FOSCHI, R. O.: Load-slip characteristics of nails. Wood Science, 7-1, 69-76, 1974.
- 14) FOSCHI, R. O. and T. BONAC: Load-slip characteristics for connections with common nails. Wood Science, 9-3, 118-123, 1977.
- 15) MACK, J. J.: The load-displacement curve for nailed joints. J. Inst. Wood Science, 7-6, 34-36, 1977.
- 16) JENKINS, J. L., A. POLENSEK and K. M. BASTENDORFF: Stiffness of nailed wall joints under short and long term lateral loads. Wood Science, 11-3, 145-154, 1979.
- 17) HILTON, C. K., A. POLENSEK and G. H. ATHERTON: Effect of nail spacing on rigidity of a plywood-wood joint. Wood Science, 8-4, 234-236. 1976.

Summary

Jointing with nails has been commonly used as mechanical fastening in wooden structures because of their some practical merits. Nailed joints stiffness might be evaluated by measuring the slip modulus (K_s) expressed by eq. (3). This slip modulus is determined experimentally by applying load P_s to single shear specimens and measuring the relative displacement δ (slip). It may be important to obtain this slip modulus theoretically. Assuming the nail driven into the wood is a beam supported on an elastic foundation, the slip modulus can be calculated by using approximated eq. (4). (see Fig. 1). For calculating this slip modulus (K'_s), the effective foundation depth (α) is the important basic parameter. The objective of this study was to evaluate this effective foundation depth of wood-based materials, and to investigate suitability of this theoretical analysis for the nailed joints with wood-based materials and solid wood under lateral load.

In this paper, bearing tests and single shear tests were carried out using Todo-matsu (*Abies sachalinensis*) dimension lumber and the following wood-based materials.

- 1) hard borad (HB)
- 2) particle board (PB)

- 3) cemented wood chip board (CB)
- 4) 7.5 mm ply wood (P 1)
- 5) 9 mm ply wood (P 2)

(// and \perp mean that load directions are parallel and perpendicular to the face grain, respectively.) Basic properties of the test materials are given in Table 1.

The experimental procedure and results are summarized as follows:

[I] Bearing tests

Bearing tests were carried out to evaluate the effective foundation depth (α) of wood-based materials and solid wood (Todo-matsu). In the bearing tests, four kinds of nail diameters (2 mm, 3 mm, 4 mm, and 5 mm,) were used. The experimental procedure of these tests are shown in Figs. 2 and 3. Cycle load was applied twice at the 0.2 mm and 0.4 mm of nail shank embedment, respectively, and load-deformation curves for the foundation were obtained. Three kinds of α (α_{00} , α_{02} , and α_{04}) were obtained from the load deformation curves; α_{00} was determined from the linear portion of the initial curve, α_{02} , and α_{04} were determined from the linear portion in the cyclic loading at 0.2 mm and 0.4 mm embedment, respectively. (see Fig. 6). These averaged values of α are given in Table 3. For each material and nail diameter, α_{02} and α_{04} showed almost the same value, but α_{00} was much larger than α_{02} and α_{04} . It was found that α_{02} and α_{04} varied lineally with nail diameter, and the regression equations were obtained by least-square method as shown in Table 4 and Fig. 7. The simplified approximations to the regression equations of α_{02} are given by eq. (11.1)~eq. (11.5). Therefore, if the nail diameter is given, the effective foundation depth may be calculated by using eq. (11.1)~eq. (11.5).

[II] Single shear tests (Three member lateral load tests)

Single shear tests were carried out in order to obtain the slip modulus and to verify the suitability of the theoretical analysis. In these tests, center member was Todo-matsu dimension lumber and side members were HB, CB, PB, P 1 (//, \perp) P 2 (//, \perp). Three kinds of nails (CN 50, SN 40, N 38) were used. Single shear specimens were assembled and tested as shown in Figs. 4 and 5. Cycle load was applied twice at the 0.5 mm and 1.0 mm slip, respectively, and the slip moduli (K_{s0} , K_{s01} , K_{s02} , K_{s1} , and K_{s2}) were obtained. (see Fig. 8). K_{s0} , K_{s01} and K_{s02} were determined from the straight line secant at the 0.38 mm, 0.5 mm and 1.0 mm slip, K_{s1} and K_{s2} were determined from the cycle section at 0.5 mm and 1.0 mm slip, respectively. The value of each slip modulus is given in Table 6. The relation among the observed slip moduli was $K_{s1} > K_{s2} \doteq K_{s0} > K_{s01} > K_{s02}$ for each side member and nail as shown in Table 6. From the Table 7, it was found that there were comparatively constant relations among K_{s0} , K_{s01} , K_{s02} and K_{s2} , which are expressed by eq. (12.1)~eq. (12.3).

An logarithm expression ($P = A \ln \delta + B$) was used to represent the experimental data as shown in Fig. 14. The coefficients (A, B) of the expression are given in Table 11.

[III] Theoretical slip modulus (K_s')

Theoretical slip modulus (K_s') was calculated by using eq. (4). In this calculation, each effective foundation depth (α) was obtained from the regression equations. (eq. 11.1~eq. 11.5). These values are given in Table 8, and observed slip moduli were compared with theoretical slip moduli as shown in Table 9. It was found that there was a relatively good agreement

among K_{s0} , K_{s2} and K_s' .

P_{s0} (lateral load at joint slip 0.38 mm) is considered to be approximately proportional limit load in U. S. A. (see Table 12). Table 13 shows that P_{s0} were comparatively equal to P'_{s0} which were determined by $K_s' \times \delta_0$ ($\delta_0 = 0.38$ mm), therefore, it was possible to predict P_{s0} by theoretical slip modulus, to a certain degree.

From these results, it appeared that the theoretical analysis based on the 'beam-on-elastic foundation theory' could be applied to these kinds of nailed joints subjected to lateral loads.