



Title	釘着材の剪断性能
Author(s)	中谷, 浩; NAKATANI, Hiroshi; 沢田, 稔 他
Citation	北海道大學農學部 演習林研究報告, 37(3), 687-719
Issue Date	1980-11
Doc URL	<a href="https://hdl.handle.net/2115/21038">https://hdl.handle.net/2115/21038</a>
Type	departmental bulletin paper
File Information	37(3)_P687-719.pdf



# 釘着材の剪断性能\*

中谷 浩\*\* 沢田 稔\*\*\*

## Lateral Resistance of Nailed Joints\*

By

Hiroshi NAKATANI\*\* and Minoru SAWADA\*\*\*

### 目 次

緒 言 .....	687
1. 理論計算式 .....	688
1.1 迂り係数 (slip modulus), $K_s$ .....	688
1.2 短期許容剪断耐力, $P_s$ .....	690
2. 釘面圧試験 .....	690
2.1 実験方法 .....	690
2.2 結果と考察 .....	692
3. 一面剪断試験 .....	699
3.1 実験方法 .....	699
3.2 結果と考察 .....	701
4. 軟X線による釘変形測定試験 .....	707
4.1 実験方法 .....	707
4.2 結果と考察 .....	709
結 言 .....	711
文 献 .....	716
Summary .....	717
Appendix .....	718

### 緒 言

木材の釘接合工法は、きわめて簡便な現場的手法として現在でも広く行なわれている。

しかし、その局部変形や剪断耐力についての評価は、概して経験によるものが支配的であり、さらに、やや限られた条件での実験結果から実用計算式を求めて設計上の基礎を与えてきたと言ってよい。無論、この種釘着性能に関する理論解析も全く無かったわけではなく、1951

\* 1980年2月29日受理 Received February 1980.

\*\* 富山県林務部  
Forestry Section, Toyama Prefecture.

\*\*\* 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.

年、原田<sup>1)</sup>が行なった「釘を弾性床上の梁」と見なすことによる解析、続いて、1953年の KUENZI<sup>2)</sup>による同種の解析は、その合理性において特に注目すべきものがある。最近になって、沢田<sup>5),6),7)</sup>は原田理論から、WILKINSON<sup>3),4)</sup>は KUENZI 理論から、それぞれ釘着材の剪断性能に関する实用近似式の提案を行なったことにより、ようやくこの種釘着構造物の性能予測に、ある程度の見通しが立てられるようになった。また、それと同時に、この剪断性能が、いわゆる、effective foundation depth,  $\alpha$  あるいは、elastic bearing constant,  $k_0$  などの材質特性値を用いて計算されることも明らかとなった。

この二つの釘面圧定数は、 $k_0 = E/\alpha$  なる関係を有するものであるが、これまでのところその材料特性値としての定量的確認はされていない。(E=材のヤング係数)

すなわち、原田は、 $\alpha$  値が、木材の樹種と材質に関せず、ほぼ一定値をとると見ており、また、WILKINSON は、 $k_0$  を単に材の比重との直線関係でとらえているにすぎず、いずれも、使用釘径には依存しないものと考えている。

本研究では、これら釘面圧定数、 $\alpha$  および  $k_0$  に対する正しい評価法を得ることを主目的としたが、あわせて、釘着材の剪断性能に関する理論的ならびに実験的検討も行なった。

その結果、これら釘面圧定数が、木材のヤング係数および使用釘径との間に強い相関関係を有することを確認した。また、釘径とヤング係数の関数として与えられる面圧定数  $k_0$  の予測算式を求め、それが釘着材のりり係数 (slip modulus) および短期許容剪断耐力の評価に対しどの程度の有効性をしめすかについても検討を加えた。

なお、本研究を行なうに当たり、北海道大学農学部林産学科木材加工学教室の教官各位には終始多大の御協力を得た。ここに記して深く謝意を表す。また、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. 理論計算式

### 1.1 りり係数 (slip modulus), $K_s$

釘着材の剪断性能は、釘軸の材中へのめり込みと釘自体の曲げ変形から求められる。

原田は、木材中に打込まれた釘を弾性床上の梁と仮定することにより釘着材の剪断機構を解析した。すなわち、このばあい、釘のめり込み量は、その面圧力に比例し、かつ、材のヤング係数に反比例するとして次式を与えている。

$$y = \frac{P\alpha}{EA_n} \quad (1)$$

ここに、 $y$ =めり込み量 (cm);  $P$ =面圧力 (kg);  $E$ =ヤング係数 (kg/cm<sup>2</sup>)

$A_n$ =釘による材の受圧面積 (cm<sup>2</sup>);  $\alpha$ =面圧凹み係数 (cm)

したがって、この  $\alpha$  は釘面圧を受けたときの有効材長に相等するものであり、KUENZI<sup>2)</sup> は、これを「effective foundation depth (有効弾性床深さ)」と呼んでいる。さらに、原田は、

種々の釘面圧試験を行なって  $\alpha$  値を求め、それが木材の樹種や材質によらずほぼ定値をとるとして、 $\alpha \doteq 14 \text{ cm}$  を与えた<sup>1)</sup>。

さて、材中に打ち込まれた釘を弾性床の上の梁と見なせば次式が成立する

$$E_s I_s \frac{d^4 y}{dx^4} + ky = 0 \tag{2}$$

ここに、

$E_s I_s$  = 釘の曲げ剛性 ( $\text{kgcm}^2$ );  $k = E \cdot d / \alpha =$  床係数 ( $\text{kg/cm}^2$ );

$y$  = めり込み量 (cm);  $x$  = 釘軸方向の座標

いま、 $\mu = (k/4E_s I_s)^{1/4}$  とおいて解けば

$$y = a_1 \cosh \mu x \cos \mu x + \frac{b_1}{2} (\cosh \mu x \sin \mu x + \sinh \mu x \cos \mu x) \\ + c_1 \sinh \mu x \sin \mu x + \frac{d_1}{2} (\cosh \mu x \sin \mu x - \sinh \mu x \cos \mu x)$$

ここに、 $a_1, b_1, c_1$  および  $d_1$  は、釘の端末条件と接合境界面での連続条件により定まる積分定数である。

以上の原田理論から、沢田は釘着材のり係数  $K_s$  の近似式を誘導した。すなわち、図-1 に示すような材質および材厚の異なる2材を釘着したばあい、釘の両端末が自由かつ、 $\mu_1 t_1 \geq 2$  および  $\mu_2 t_2 \geq 2$  となる通常の接合条件では、

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

ここに、 $\omega = \mu_1 / \mu_2$

さらに、等厚、等材質の2材貫通釘着のばあいは、 $\mu_1 = \mu_2 = \mu$ ;  $\omega = 1$  となって

$$K_s = E_s I_s \mu^3 \tanh \mu t \tag{5}$$

なお、 $k_0 = E/\alpha$  を用いて表わせれば、

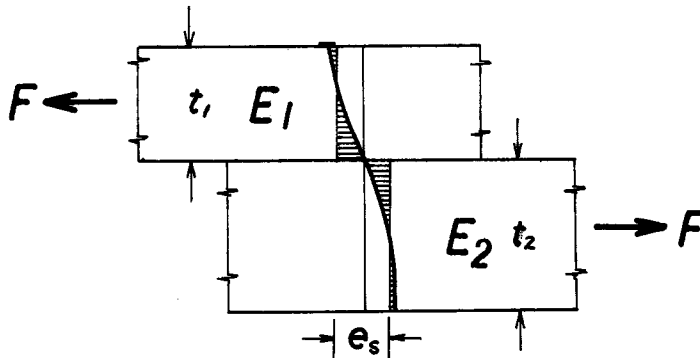


図-1 材中における釘の理論撓みとり (es)

Fig. 1. Theoretical deflection of a nail in wood and slip (es).

i) 釘の主材への打込み深さ ( $t_2$ ) が充分でないばあいの実用近似式として、

$$K_s = 2.253 \lambda k_0^{0.75} \cdot d^{1.75} \quad (6)$$

ここに、 $\lambda = 1/(1 + \coth \mu t_2)$ ;  $d$  = 釘径 (cm);  $E_s = 2100$  (t/cm<sup>2</sup>)

ii)  $t_2$  が充分大きいばあいは、

$$K_s = 1.1266 k_0^{0.75} \cdot d^{1.75} \quad (7)$$

以上の諸式から明らかなように、 $\alpha$  係数  $K_s$  は、その算定の基礎を材質特性値とみられる面圧定数、 $\alpha$  または  $k_0$  においていることがわかる。

## 1.2 短期許容剪断耐力, $P_s$

釘着材の剪断挙動の特徴として、非線型の荷重— $\alpha$  係数曲線をもつことが知られている<sup>3),4),11),12),13)</sup>。

したがって、比例限荷重としての耐力を確定することが困難であり、許容耐力の評価法に圧縮や曲げに用いられている手法を準用することもできない。

そこで、原田理論から誘導した沢田の実用近似式<sup>6)</sup>を用いてみることにした。これは、主材と側材との接合境界面での最大面圧応力が同材の圧縮強度に達したときを許容耐力にとるもので、それだけに、かなり安全側の評価となることは避けられないようである。

いま、 $F_c$  を材の圧縮強度とすれば、

$$P_s = \frac{d}{2\mu} \tanh \mu t_1 F_c \quad (8)$$

ここで、 $\mu t_1 \geq 2.5$  となるような木構造設計規準<sup>8)</sup>での適正側材厚条件をとるとすれば、

$$P_s = 2.253 \cdot k_0^{-0.25} \cdot d^{1.75} \cdot F_c \quad (9)$$

さらに、 $F_c = \epsilon_0 E$  として与えられるから<sup>15),17)</sup>

$$P_s = 2.253 \cdot \epsilon_0 E \cdot k_0^{-0.25} \cdot d^{1.75} \quad (10)$$

## 2. 釘面圧試験

### 2.1 実験方法

2.1.1 試料：使用した樹種は、エゾマツ、トドマツ、ミズナラおよびダケカンバの4種であったが、エゾマツとトドマツには、この試験での材質差が認められなかったので同一のグループとして取り扱った。なお、その基礎材質は表-1に示したとおりである。同表にみられるように、その乾燥度はやや高すぎるようにも思われるが、ヤング係数の分散が、63.7~200.6 (t/cm<sup>2</sup>) と広く、それだけ広範囲にわたる材質選択と思われる。試料寸法として、エゾマツおよびトドマツでは、204材で材長60 cm、ミズナラ、2.5×5.0×90 (cm) およびダケカンバ、2.5×6.0×60 (cm) を原板として採り、いずれも、スパン50 cmの中央集中荷重によりヤング係数 ( $E$ ) を、また、ASTM法に準じて(2.5×2.5×10 cm) 圧縮強度 ( $F_c$ ) を求めた。

表-1 釘面圧試験体の基礎材質

Table 1. Basic properties of bearing test specimens

Test specimens	$a$ (mm)	$u$ (%)	$r_u$	$E$ (t/cm <sup>2</sup> )	$\sigma_c$ (kg/cm <sup>2</sup> )	Common name (botanical name)
P 1*	3.5	9.3	0.46	67.3	410	Yezo-matsu ( <i>Picea jezoensis</i> )
P 2	5.8	8.9	0.42	79.6	424	Todo-matsu ( <i>Abies sachalinensis</i> )
P 3	2.9	9.2	0.43	99.4	508	
P 4	1.2	9.2	0.45	114.1	523	Yezo-matsu ( <i>Picea jezoensis</i> )
P 5	1.4	9.4	0.46	129.1	542	"
Av.	3.0	9.2	0.44	97.9	481	"
Q 1	1.0	8.4	0.59	63.7	426	Mizu-nara
Q 2	1.1	7.9	0.62	100.1	507	( <i>Quercus crispula</i> )
Q 3	1.3	7.8	0.69	130.2	647	"
Q 4	1.5	7.6	0.70	146.2	667	"
Q 5	1.6	7.8	0.77	184.6	838	"
Av.	1.3	7.9	0.67	125.0	617	"
B 1	4.1	7.8	0.59	138.5	691	Dake-kamba
B 2	2.2	7.1	0.71	152.0	774	( <i>Betula ermanii</i> )
B 3	1.9	7.1	0.69	177.8	803	
B 4	1.3	7.3	0.77	200.6	910	
Av.	2.4	7.3	0.69	167.2	795	

$a$ =width of annual rings;  $u$ =moisture content;  $r_u$ =specific gravity;  $E$ =Young's modulus;  $\sigma_c$ =compressive strength.

\* compression wood.

**2.1.2 釘面圧試験装置:** 従来の釘面圧試験<sup>1),4)</sup>では、単に釘のめり込み量のみを測定するだけではなく、同時に試験体自身の縮み量も測定値に含まれるという欠点があった。それ故本実験では、図-2のような装置を考案使用した。この装置の原理は、ブリネル硬さ試験での鋼球めり込み量の測定方式と全く同様のものである。なお、めり込み量の測定には、5 mm ストローク、 $10^{-3}$  mm 読取精度のダイヤルゲージを用いた。

**2.1.3 面圧試験方法:** 上記試料原板から、長さ 10 cm の面圧試験体を採取、その木口面をベルトサンダーで仕上げた。試験体数は、ミズナラのみ 4 体、他は 3 体ずつを各試料から採ったので合計 47 体である。面圧試験の位置は、各試験体の木口面上、材幅方向の 4 等分点 (ミズナラのみ 3 等分点) とし、一部両木口面を用いたばあいもある。

面圧荷重条件は、つぎの 2 種類とした。

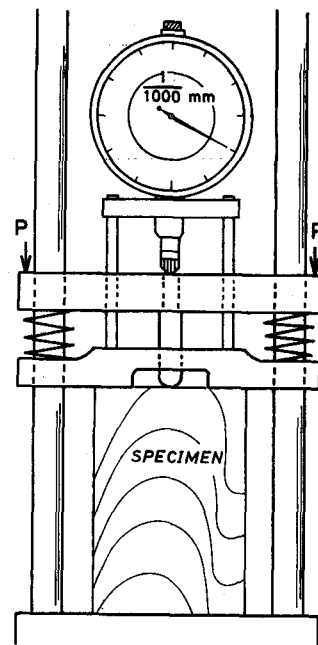


図-2 面圧試験装置

Fig. 2. Wood-bearing test apparatus.

(i) 0 kg → 降伏荷重,  $P_m$  kg

(ii) りり込み変位 ( $e$  mm) が, 0.25 mm, 0.5 mm, 0.75 mm, 1 mm のところで, 除荷, 負荷をそれぞれ2回ずつ繰り返したのち, さらに負荷を続けて降伏荷重 ( $P_m$ ) に至らしめた。

なお, 使用釘径として, 3, 4 および 5 mm の3種類 (図-2の装置にとりつけられた面圧部先端の直径) を使用し, 各材質, 釘径および荷重条件につき2体ずつ測定した。使用試験機は5 ton 能力オルゼン型材料試験機 (森試験機製作所製) を用い, 荷重刻みはすべて10 kg として りり込み量を測定した。

## 2.2 結果と考察

2.2.1 荷重—りり込み曲線: 典型的な荷重—りり込み曲線を図-3に例示する。これからも明らかなように, 変位  $e$  が 0.1 mm まで初期直線域が現われるが, 以後徐々に曲線に移行して降伏荷重に至る。途中, 繰り返し荷重を加えたばあい, ほとんど最初の除荷位置にまで達するかなり長い直線域が認められる。

この直線の傾きは, 繰り返しのりり込みレベルが大きくなるにつれて, やや減少傾向を示すが, 0.5 mm までのりり込みレベルでは, ほとんど差が認められなかった。

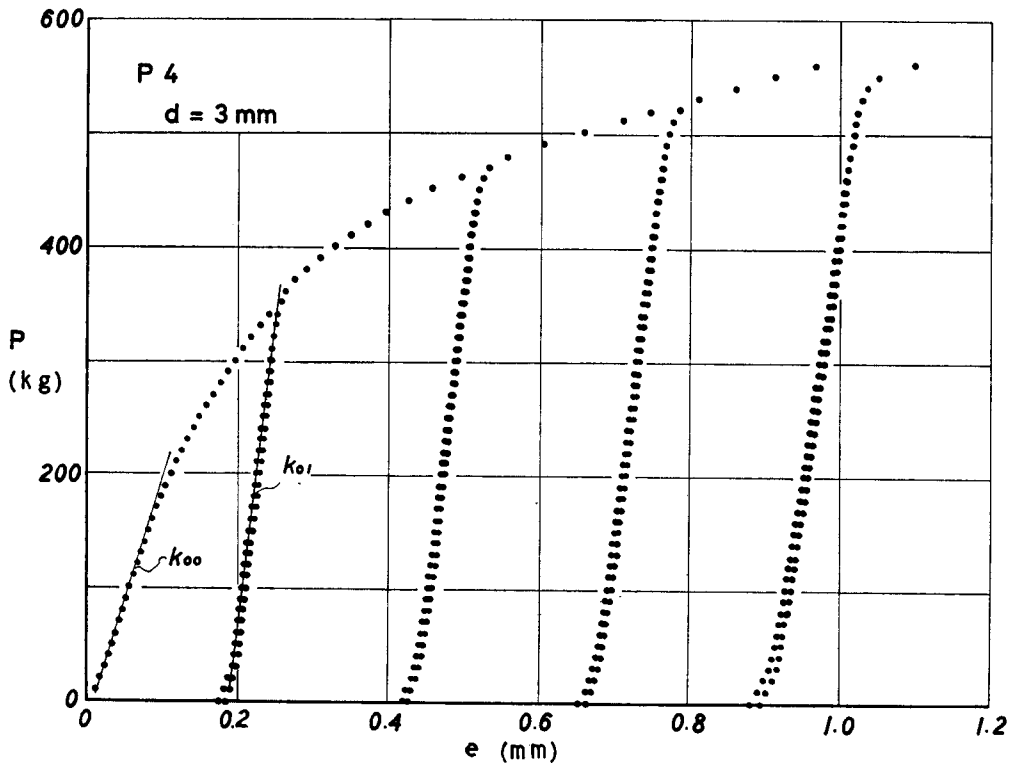


図-3 面圧荷重—変位曲線

Fig. 3. Bearing load-deformation curve.

以下、初期直線域から得られる釘面圧定数を、 $\alpha_0$ ,  $k_{00}$ , また、0.25 mm 変位レベルでの繰り返し荷重による直線域から求めたものを、 $\alpha_1$ ,  $k_{01}$  とした。

2.2.2 釘面圧定数 ( $\alpha$ ,  $k_0$ ): 前述したように、原田は、 $\alpha=14$  cm の定値を、また WILKINSON は、 $k_0=88.7 G$  なる実験式を与えて、その比重  $G$  との比例関係を提案している。

表-2 釘面圧定数 ( $\alpha$ ) の測定値Table 2. Observed effective foundation depth ( $\alpha$ )

Specimen No.	$\alpha_0$ (cm)			$\alpha_1$ (cm)		
	$d=3$ mm	4 mm	5 mm	3 mm	4 mm	5 mm
P 1	7.5	6.1	8.5	2.8	2.7	3.5
P 2	5.8	7.8	6.8	2.6	3.4	3.7
P 3	9.9	10.0	8.8	3.0	3.8	3.8
P 4	6.8	10.2	7.6	2.4	4.2	4.6
P 5	8.6	10.6	10.2	3.2	3.8	4.1
Av.	7.7	8.9	8.4	2.8	3.6	3.9
Q 1	4.2	4.0	4.1	1.7	2.4	2.9
Q 2	5.5	7.1	4.9	2.3	3.2	3.7
Q 3	6.1	5.5	5.7	2.7	3.5	3.9
Q 4	6.6	6.7	6.5	2.8	3.5	4.0
Q 5	6.9	6.6	5.6	2.8	3.6	4.0
Av.	5.9	6.0	5.4	2.5	3.2	3.7
B 1	4.5	6.1	6.1	2.7	3.4	3.6
B 2	5.1	5.5	5.0	2.9	3.3	3.5
B 3	5.5	6.1	5.6	2.6	3.4	3.5
B 4	6.1	6.5	5.3	3.0	3.4	3.5
Av.	5.3	6.1	5.5	2.8	3.4	3.5

$\alpha_0$ =observed value from initial linear portion;  $\alpha_1$ =observed value from cyclic loading test;  $d$ =nail diameter.

表-3 釘径 ( $d$ ) と釘面圧定数 ( $\alpha$ ,  $k_0$ ) との関係Table 3. Relationships between nail-diameter ( $d$ ) and  $\alpha$  or  $k_0$ 

$d$ (mm)	$\alpha_0$	$\alpha_1$	$k_{00}$	$k_{01}$	$\sigma_B$ (kg/cm <sup>2</sup> )
	(cm)	(cm)	(t/cm <sup>3</sup> )	(t/cm <sup>3</sup> )	
2	6.0	2.2	16.6	45.6	310
3	8.0	2.7	12.5	36.5	358
4	7.2	3.5	14.3	28.6	312
5	11.2	3.9	10.0	25.1	320
6	12.7	4.5	8.1	21.9	337
7	13.3	4.9	7.1	20.2	308
8	15.7	6.0	6.5	16.6	297
9	20.0	6.7	5.2	14.9	314
10	18.2	6.3	5.6	15.8	306

$\sigma_B$ =bearing strength;  $d$ =nail diameter.

$E=99$  t/cm<sup>2</sup>; species: Todo-matsu (*Abies sachalinensis*)

さて、本実験で得られた結果を検討してみる。

(i)  $\alpha$  値の変動： 実測結果を表-2 に示したが、これを見ると、原田の提示した 14 cm よりはかなり小さいことがわかる。すなわち、 $\alpha_0$  では、4~11 cm の間に分散、 $\alpha_1$  でも 1.7~4.6 cm となっている。その上、変動傾向としては、釘径による影響が強いように見受けられた。

そこで、改めて実施した前述の方法による別の試験でこの関係を確認することにした。

用いた試料はトドマツ 204 材で、比重 0.40、平均含水率 14%、ヤング係数  $99 \text{ t/cm}^2$  の同一試験体より得られた結果を表-3 に示す。これはヤング係数などの材質による変動が無視できる条件として行なったものである。その釘径の範囲は、2 mm~10 mm のものであったが、 $\alpha$  と釘径 ( $d$ ) との関係は、きわめて良好な直線関係にあることが明らかとなった。繰り返し荷重では、その変位レベル 0.25 mm のもので特に高い相関を示した。これを 図-4 に示す。

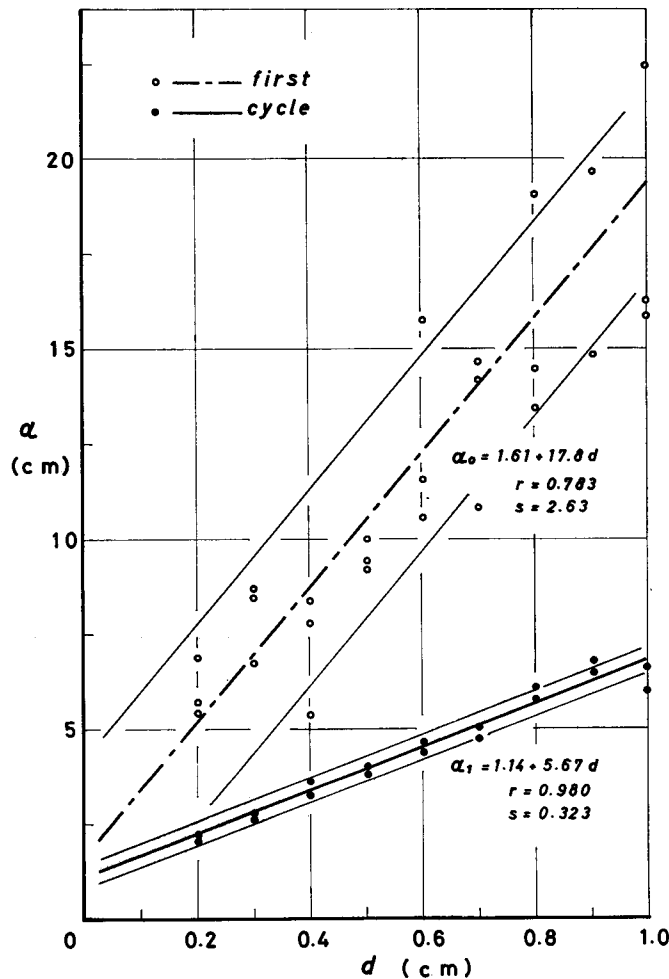
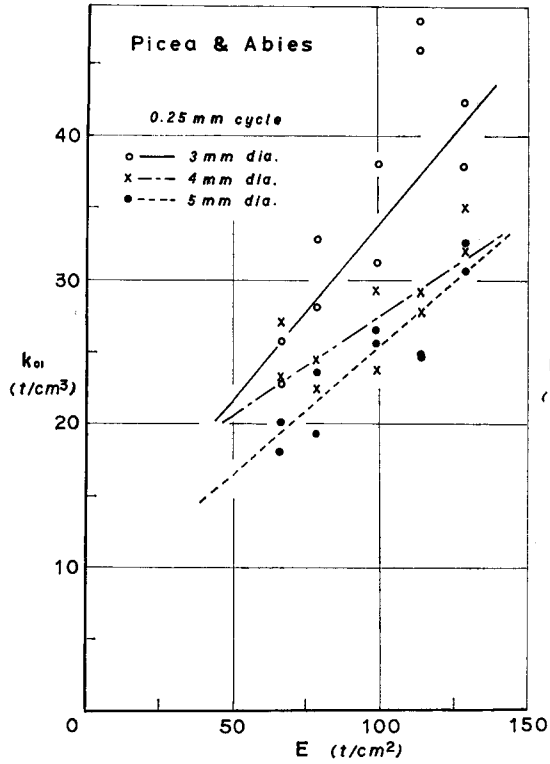
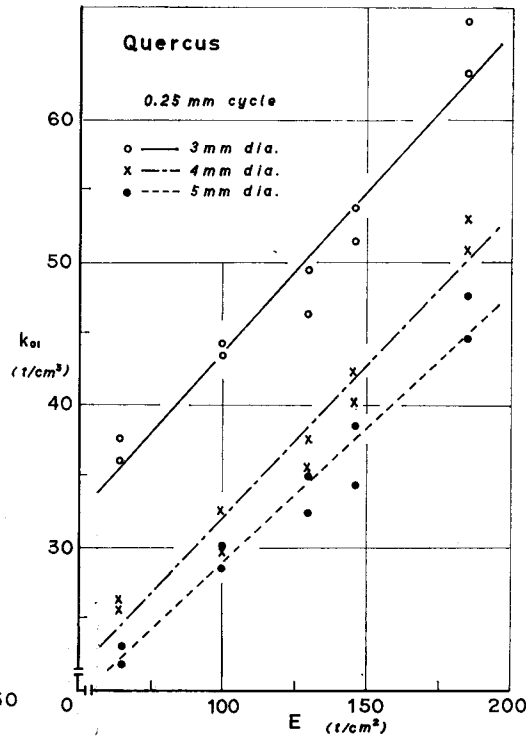


図-4 面圧定数 ( $\alpha$ ) と釘径 ( $d$ ) との関係

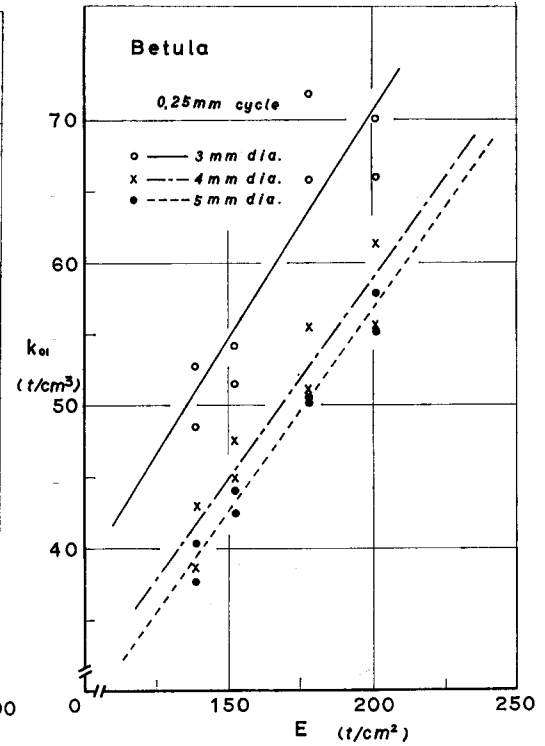
Fig. 4. Relations between effective foundation depth ( $\alpha$ ) and nail diameter ( $d$ )



a) Yezo-matsu and Todo-matsu



b) Mizu-nara



c) Dake-kamba

図—5 面圧定数 ( $k_{01}$ ) とヤング係数 ( $E$ ) との関係

Fig. 5. Relations between elastic bearing constant ( $k_{01}$ ) and Young's modulus ( $E$ ).

以上の実験的事実により、これまで、釘径によって面圧定数  $\alpha$  は変動しないと見る見解<sup>1),3)</sup> は明らかに誤りであることが判明した。

(ii)  $k_0$  値の変動: 実測結果を一括して表-4に示す。このばあい、安定性が高いと思われる繰り返し荷重による  $k_{01}$  について、そのヤング係数との関係を樹種グループ別にしらべたの

表-4 釘面圧定数 ( $k_0$ ) の測定値  
Table 4. Observed elastic bearing constant ( $k_0$ )

Specimen No.	$k_{00}$ (t/cm <sup>2</sup> )			$k_{01}$ (t/cm <sup>2</sup> )		
	$d=3$ mm	4 mm	5 mm	3 mm	4 mm	5 mm
P 1	9	11	8	24	25	19
P 2	14	10	12	30	23	22
P 3	10	10	11	34	26	26
P 4	17	11	15	47	27	25
P 5	15	12	13	41	34	32
Av.	13	11	12	35	27	25
Q 1	15	16	15	37	26	22
Q 2	18	14	20	44	31	27
Q 3	22	24	23	48	37	34
Q 4	22	22	22	53	41	36
Q 5	27	28	33	65	52	46
Av.	21	21	23	49	37	33
B 1	34	23	23	51	41	39
B 2	30	28	31	53	46	43
B 3	32	29	32	69	53	50
B 4	33	31	38	68	58	57
Av.	32	28	31	60	50	47

$k_{00}=E/\alpha_0$ ;  $k_{01}=E/\alpha_1$ ;  $d$ =nail diameter.

表-5  $k_0$ - $E$  回帰式  
Table 5. Regression equation between  $k_0$  and  $E$

Test group	$d$ (mm)	$k_{00}=\beta_0 E+\lambda_0$			$k_{01}=\beta_1 E+\lambda_1$		
		$\beta_0$	$\lambda_0$	$R^2$	$\beta_1$	$\lambda_1$	$R^2$
P	3	0.129	1.4	0.552	0.248	8.9	0.849
	4	0.021	9.1	0.402	0.139	13.4	0.628
	5	0.079	4.0	0.559	0.179	7.2	0.850
Q	3	0.094	9.1	0.936	0.227	21.0	0.947
	4	0.109	7.0	0.780	0.214	10.7	0.960
	5	0.131	6.3	0.888	0.190	10.0	0.957
B	3	0.004	31.6	0	0.324	5.9	0.797
	4	0.119	7.8	0.760	0.280	2.8	0.886
	5	0.206	-3.5	0.675	0.283	0	0.978

$d$ =nail diameter;  $R^2$ =correlation coefficients; P=(P 1~P 5); Q=(Q 1~Q 5); B=(B 1~B 4)

が図-5(a)~(c)である。そこで、この両者間の関係式を次式で与え、その回帰式をもとめた。

$$k_{00} = \beta_0 E + \lambda_0 \quad (11.1)$$

$$k_{01} = \beta_1 E + \lambda_1 \quad (11.2)$$

その結果は表-5に示すとおりで、とくに、 $k_{01}$ と $E$ の間には高い相関を確認した。

さらに、前述のトドマツ同等材質での試験結果についてもとめた $k_0$ と釘径 $d$ との関係をみれば、図-6に示すような関係となることも明らかとなった。

(iii)  $k_0$ に関する予測式の誘導： 以上の実験的諸関係から、一般的に $k_0$ をヤング係数( $E$ )と釘径( $d$ )との関数として次式を誘導した。

$$k_0 = \frac{E}{q_0 d + r_0} \quad (12.1)$$

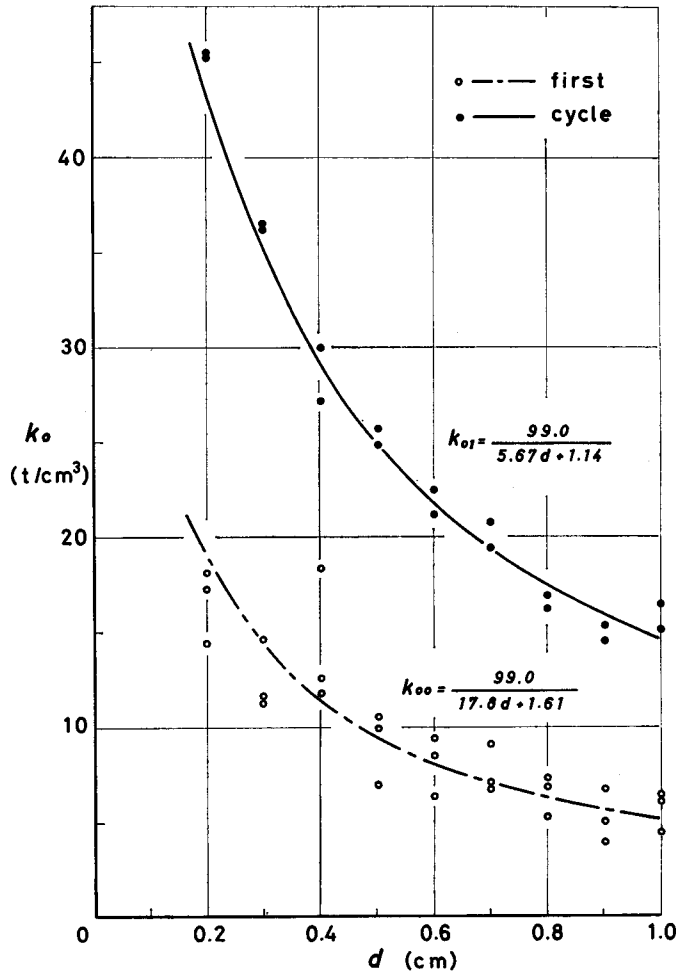


図-6 面圧定数 ( $k_0$ ) と釘径 ( $d$ ) との関係

Fig. 6. Relations between elastic bearing constant ( $k_0$ ) and nail diameter ( $d$ ).

$$k_{01} = \frac{E}{q_1 d + r_1} \quad (12.2)$$

とくに、針葉樹材に対してトドマツ材の結果を適用できると仮定すれば、

$$k_0 = \frac{E}{17.8 d + 16.1} \quad (13.1)$$

$$k_{01} = \frac{E}{5.67 d + 1.14} \quad (13.2)$$

ここに、 $k_0$  (t/cm<sup>3</sup>);  $d$  (cm);  $E$  (t/cm<sup>2</sup>)

この(13)式をグラフ化して示したのが図-7である。

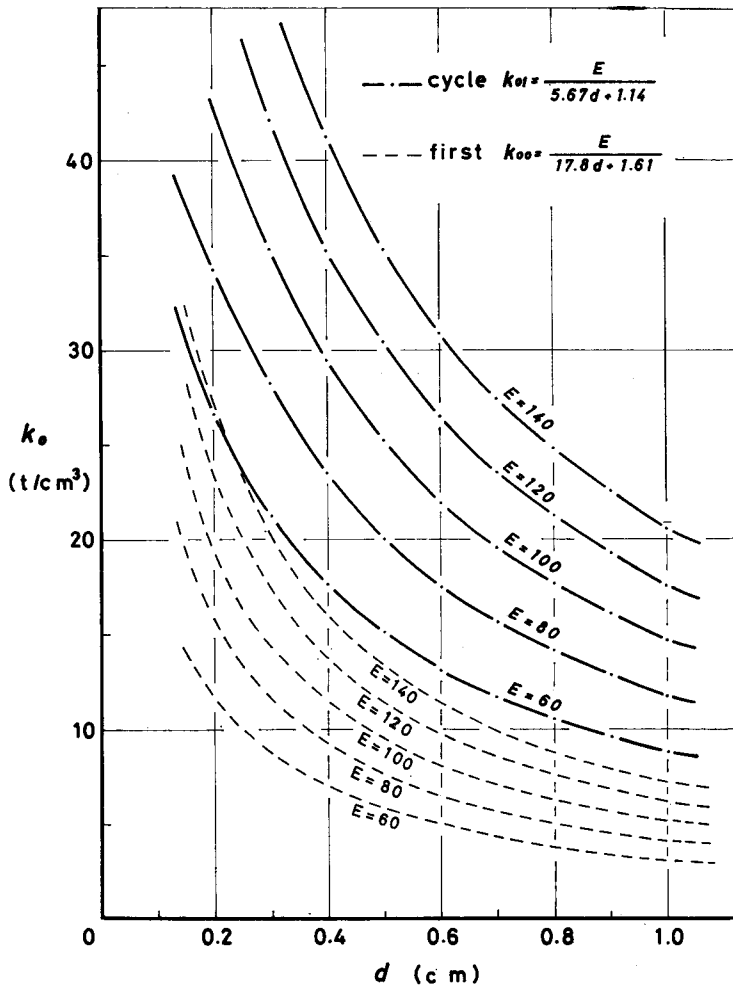


図-7 面圧定数 ( $k_0$ ), ヤング係数 ( $E$ ) および釘径 ( $d$ ) の関係

Fig. 7. Relations among elastic bearing constant ( $k_0$ ), Young's modulus ( $E$ ) and nail diameter ( $d$ ).

表-6 他の研究者らによってもとめられた釘面圧定数 ( $k_0$ )

Table 6. Elastic bearing constants ( $k_0$ ) obtained by the other researchers

Test species (commercial name)	$E$ (t/cm <sup>2</sup> )	$\alpha$ (cm)	$k_{0exp}$ (t/cm <sup>3</sup> )	$k_{0cal}$ (t/cm <sup>3</sup> )	$\frac{k_{0exp}}{k_{0cal}}$	Remarks
White pine	119.0	3.12	38.1	39.1	0.974	WILKINSON <sup>3)</sup> (1971) $d=2.87\sim 5.66$ mm
Southern pine	110.5	2.90	38.1	33.6	1.134	
Douglas fir	147.1	3.19	46.1	49.1	0.939	
Hinoki	91.6	13.02	7.04	3.69	1.908	HARADA <sup>1)</sup> (1951) $d=5\sim 23$ mm
Sugi	90.7	13.17	6.89	3.56	1.935	
Matsu	120.3	15.24	7.89	6.20	1.273	
Beihi	109.0	5.29	20.6	10.3	2.000	YOSHIKI & TAKEHANA <sup>14)</sup> (1957) $d=2.5\sim 10$ mm

$k_{0cal}$ =calculated value by equation (12);  $d$ =nail diameter;  $E$ =Young's modulus.

さて、(13)式から得られる  $k_0$  の計算値と、原田<sup>1)</sup>、WILKINSON<sup>3)</sup>、および吉識<sup>14)</sup> らの実測値とを表-6に示す。WILKINSON の求めた  $k_0$  は、一面剪断試験での $\delta$ 変位レベル 0.015 inch (約 0.38 mm) での繰り返し荷重による直線域に関してとられたもので逆算値としての  $k_{01}$  である。しかし、樹種の違いにもかかわらず、よく(13)式による計算値と一致していることがわかる。原田、吉識らのばあいには、繰り返し荷重方式によらないものであるから、 $k_{00}$  での比較となるが、このばあいには、いずれも実測値が計算値の2倍位どとなっている。その原因については明らかではないが、試料の材質や  $\alpha$  値の決定法の差異などが考えられるかも知れない。

### 3. 一面剪断試験

#### 3.1 実験方法

3.1.1 試料：樹種はエゾマツで一部あて材を含む 204 材 13 本である。表-7に原板の基礎材質とともに、採取した一面剪断試験体数を示したが、無欠点材部使用のため、各原板から 2~4 体合計 36 体となった。原板のヤング係数は、スパン 50 cm の中央集中荷重方式で求めたが、4 体の試験体を採取した原板については 2 カ所で測定し、その平均をとった。

このばあいも、なるべく原板材質を広い範囲とする考え方をとったが、これをヤング係数で見ると、74.4~133.1 t/cm<sup>2</sup> となっている。

3.1.2 試験体の作成：試験体の寸法は、図-8(a)に示すとおりである。釘は片側 2 本ずつ千鳥打ちで計 4 本とし、各 3 等分点の位置に釘径の約 80% の先孔をあけて打込んだ。このばあい、木構造設計規準に示されている縁距離  $5d$  は、いずれの釘のばあいも満たされていない。使用釘は、CN 50、CN 65、CN 75 および CN 90 の 4 種であり、これらの釘種別に各 9 体の試験体を作成した。

3.1.3  $\delta$ 量の測定法：試験体の一面剪断による材間 $\delta$ 量の測定法は図-8(b)に示す

表一七 釘着一面剪断試験体の基礎材質 (エゾマツ)

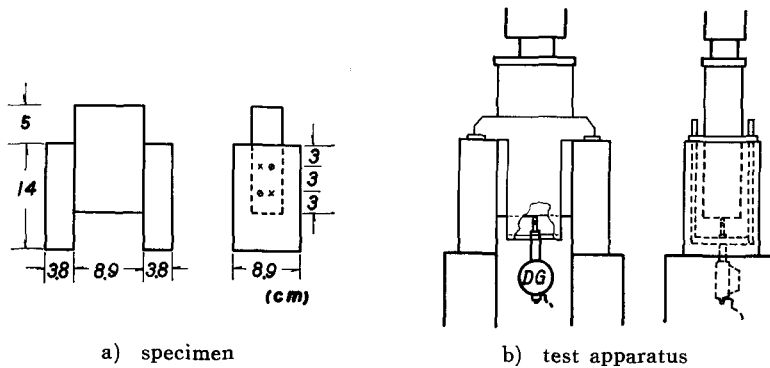
Table 7. Basic properties of single shear specimens jointed with nails (Yezo-matsu)

Test plank No.	$a$ (mm)	$u$ (%)	$r_u$	$E$ (t/cm <sup>2</sup> )	Number of test specimens
1*	3.0	12.3	0.51	74.4	2
2*	3.1	10.3	0.49	79.5	2
3	1.5	11.3	0.40	88.8	2
4	2.5	11.0	0.51	99.4	2
5	2.6	11.0	0.42	101.0	4
6	1.4	11.2	0.48	103.0	4
7	1.4	11.1	0.42	103.2	2
8	1.0	11.0	0.46	106.6	3
9	1.3	9.6	0.42	111.8	2
10	1.4	11.4	0.50	114.4	3
11	1.1	10.8	0.47	119.7	4
12	1.5	10.7	0.48	132.1	4
13	1.2	10.5	0.45	133.1	2
Av.	1.8	10.9	0.46	105.2	(36)

$a$ =average width of annual rings;  $u$ =moisture content;  $r_u$ =specific gravity at test;

$E$ =Young's modulus.

\* compression wood.



図一八 釘着材の一面剪断試験方法

Fig. 8. Method of single shear test for a nailed joint.

とおりである。中央材 (主材) の上端面に加えた圧縮荷重による材自身の縮みを除くため、図に示すようなブランコ方式でデジタルゲージを支え、中央材の降下量を測定してたり量とした。デジタルゲージは、5 mm ストローク、 $10^{-3}$  mm 読取精度のものである。なお、5 mm 以上のたり量については、試験機のクロスヘッド (荷重棒) にとり付けた 10 mm ストローク、 $10^{-3}$  mm 読取精度のダイヤルゲージで測定した。使用試験機は 5 ton 能力オルゼン型材料試験機 (森試験機製作所製) である。

3.1.4 荷重方法: 荷重は, 繰り返しにより直線域の得られる 0.5 mm および木構造設計規準の短期許容りり量 2 mm の 2 つの変位レベルでそれぞれ 2 回ずつ繰り返してから降伏荷重 (最大荷重) に至らしめた。ここで, とくに 0.5 mm 変位レベルをとったのは, 釘面圧試験でのめり込み変位レベル 0.25 mm に対応させたためである。りり量の測定における荷重刻みは, CN 50 釘では 5 kg, 他はすべて 10 kg とした。

3.2 結果と考察

この試験は, 前述した釘面圧定数  $k_0$  を用いて, どの程度まで釘着材の剪断性能を予測できるかを理論計算式で確かめるために行なったものである。

3.2.1 剪断荷重—りり曲線型: 図-9 に典型的な荷重—りり曲線を例示した。荷重の初期段階では, 釘の締め付けに起因する摩擦により変位の発生が拘束されるが, 荷重の増大に伴って次第に摩擦影響が失われりり変位が支配的となるようである。しかしながら, この剪断試験では, その初期領域を含めてほとんど直線域の存在が見られず, 全域にわたって曲線性を示すと判断される。しかし, ある特定の変位レベルでの除荷, 負荷を繰り返したばあい, 残留変位を伴うことは避けられないものの, かなり安定した直線域の出現が認められている<sup>3)</sup>。無論, この荷重—りり曲線型を実験曲線<sup>12),13)</sup> として求めて, その特徴を論ずることも重要である

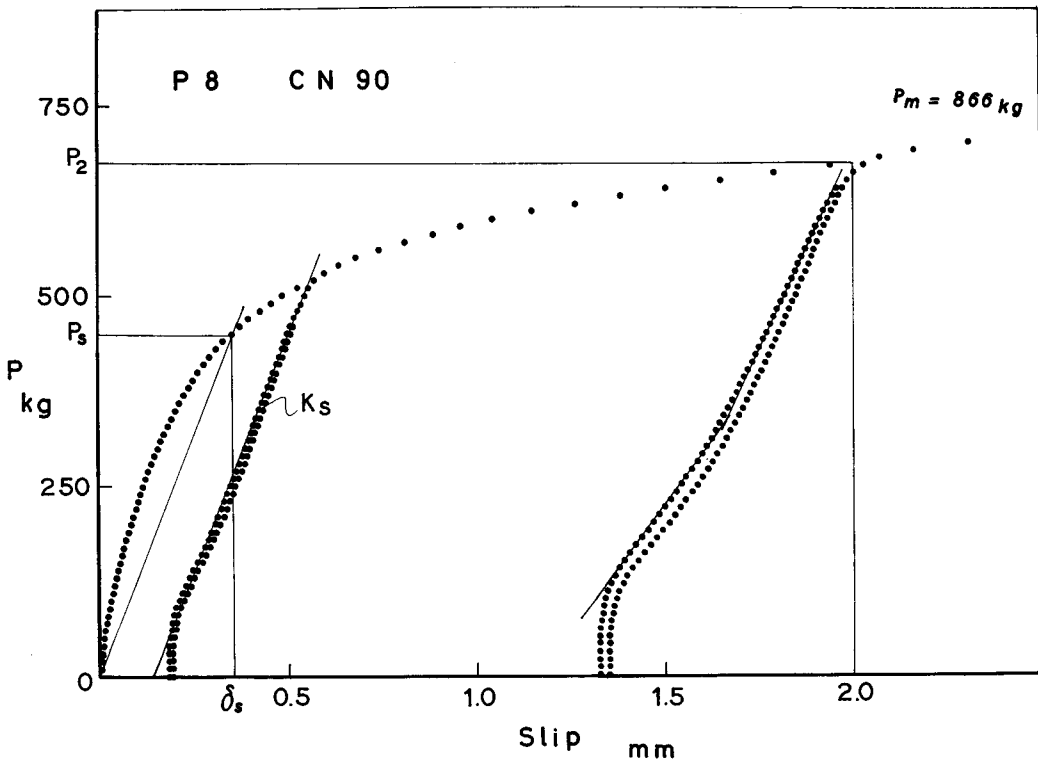


図-9 釘着材の一面剪断試験における荷重—りり曲線  
 Fig. 9. Load-slip curve for a nailed joint in single shear.

が、本研究では、その検討を後日にゆずり、専ら、繰り返し荷重条件での直線域について考察した。

3.2.2 じり係数 (slip modulus),  $K_s$ : 0.5 mm 変位レベルでの繰り返し荷重による直線域から得られた実測じり係数 ( $K_{s \text{ exp}}$ ) と (4) または (5) 式で与えられる理論近似式からの計算じり係数

表—8 CN 50 を用いた釘着材の計算じり係数と実測じり係数

Table 8. Calculated and observed slip moduli of single shear specimens jointed with nail CN 50 CN 50 ( $d=2.8$  mm)

specimen No.	$E$ (t/cm <sup>2</sup> )	$k_{01}$ (t/cm <sup>3</sup> )	$K_{s \text{ cal}}$ (t/cm)	$K_{s \text{ exp}}$ (t/cm)	$\frac{K_{s \text{ exp}}}{K_{s \text{ cal}}}$
1	74.4	27.3	1.278	1.308	1.023
3	88.8	32.6	1.480	1.341	0.906
5	101.0	37.0	1.643	1.286	0.783
6	103.0	37.8	1.669	1.727	1.035
7	103.2	37.8	1.673	1.409	0.842
8	106.6	39.1	1.716	1.539	0.897
10	114.4	41.9	1.818	1.614	0.888
11	119.7	43.9	1.887	1.670	0.885
12	132.1	48.4	2.044	1.709	0.836
Av.					0.899
C. V. (%)					9.2

$E$ =Young's modulus;  $K_{s \text{ exp}}$ =observed slip modulus;  $K_{s \text{ cal}}$ =calculated slip moduli (by equation 4);  $k_{01}$ =calculated bearing constant (by equation 13.2).

表—9 CN 75 を用いた釘着材の計算じり係数と実測じり係数

Table 9. Calculated and observed slip moduli of single shear specimens jointed with nail CN 65 CN 65 ( $d=3.3$  mm)

Specimen No.	$E$ (t/cm <sup>2</sup> )	$k_{01}$ (t/cm <sup>3</sup> )	$K_{s \text{ cal}}$ (t/cm)	$K_{s \text{ exp}}$ (t/cm)	$\frac{K_{s \text{ exp}}}{K_{s \text{ cal}}}$
1	74.4	24.7	1.793	2.068	1.153
3	88.8	29.5	2.049	1.688	0.824
5	101.0	33.5	2.254	1.974	0.876
6	103.0	34.2	2.289	2.393	1.045
7	103.2	34.3	2.294	1.718	0.749
9	111.8	37.1	2.433	2.258	0.928
10	114.4	38.0	2.477	2.179	0.880
11	119.7	39.8	2.565	2.225	0.867
12	132.1	43.9	2.761	2.523	0.914
Av.					0.915
C. V. (%)					13.1

$$K_{s \text{ cal}} = 1.1266 k_{01}^{0.75} d^{1.75}$$

り係数 ( $K_{s, cal}$ ) とを比較したものが表-8~表-11である。このばあい、計算の基礎値となる面圧定数  $k_0$  については、0.25 mm 変位レベルを基準として求めた(13.2)式の  $k_{01}$  を、材のヤング係数 ( $E$ ) と釘径 ( $d$ ) のみを使って算出した。ただし、CN 50 釘にあっては、主材への釘打込み

表-10 CN 75 を用いた釘着材の計算り係数と実測り係数  
**Table 10.** Calculated and observed slip moduli of single shear specimens jointed with nail CN 75 CN 75 ( $d=3.7$  mm)

Specimen No.	$E$ (t/cm <sup>2</sup> )	$k_{01}$ (t/cm <sup>3</sup> )	$K_{s, cal}$ (t/cm)	$K_{s, exp}$ (t/cm)	$\frac{K_{s, exp}}{K_{s, cal}}$
2	79.5	24.6	2.184	2.934	1.343
4	99.4	30.7	2.579	3.142	1.218
5	101.0	31.2	2.611	2.236	0.856
6	103.0	31.8	2.648	3.102	1.171
8	106.6	32.9	2.717	2.986	1.099
9	111.8	34.5	2.815	3.534	1.255
11	119.7	37.0	2.967	3.263	1.100
12	132.1	40.8	3.192	3.009	0.943
13	133.1	41.1	3.210	3.366	1.049
Av.					1.115
C. V. (%)					13.7

$$K_{s, cal} = 1.1266 k_{01}^{0.75} d^{1.75}$$

表-11 CN 90 を用いた釘着材の計算り係数と実測り係数  
**Table 11.** Calculated and observed slip moduli of single shear specimens jointed with nail CN 90 CN 90 ( $d=4.1$  mm)

Specimen No.	$E$ (t/cm <sup>2</sup> )	$k_{01}$ (t/cm <sup>3</sup> )	$K_{s, cal}$ (t/cm)	$K_{s, exp}$ (t/cm)	$\frac{K_{s, exp}}{K_{s, cal}}$
2	79.5	22.9	2.478	4.023	1.623
4	99.4	28.7	2.935	3.282	1.118
5	101.0	29.2	2.973	2.892	0.973
6	103.0	29.7	3.011	3.410	1.133
8	106.6	30.8	3.094	3.235	1.046
10	114.4	33.0	3.259	3.338	1.024
11	119.7	34.5	3.369	3.562	1.057
12	132.1	38.1	3.629	3.541	0.976
13	133.1	38.4	3.651	3.792	1.039
Av.					1.110
C. V. (%)					18.0
G. Av.					1.010
C. V. (%)					17.2

$$K_{s, cal} = 1.126 k_{01}^{0.75} d^{1.75}$$

深さが充分でなかったので(4)式で、他は(5)式または(7)式で計算した。

これらの結果をみると、CN 50 と CN 65 のばあいには、平均的には、実測値が計算値を約10%ほど下廻り、反対に、CN 75 と CN 90 では約10%上廻っている。したがって、多少釘

表—12 CN 50 を用いた釘着材の計算および実測剪断耐力

Table 12. Calculated and observed lateral loads of single shear specimens jointed with nail CN 50

Specimen No.	$P_{s\text{ cal}}$ (kg)	$P_{s1\text{ cal}}$ (kg)	$P_s$ (kg)	$P_{0.38}$ (kg)	$P_1$ (kg)	$P_2$ (kg)	$P_m$ (kg)	$\frac{P_s}{P_{s\text{ cal}}}$	$\frac{P_s}{P_m}$	$\frac{P_{0.38}}{P_m}$	$\frac{P_{s1\text{ cal}}}{P_m}$	$\frac{P_{s\text{ cal}}}{P_m}$
1*	(24)	(36)	(49)	(51)	(66)	(71)	(74)	(2.042)	(0.662)	(0.689)	(0.486)	(0.324)
3	27	43	24	39	51	58	60	0.889	0.400	0.650	0.717	0.450
5	30	49	25	36	53	63	68	0.833	0.368	0.529	0.721	0.441
6	30	50	26	46	63	71	78	0.867	0.333	0.590	0.641	0.385
7	30	50	24	39	54	64	64	0.800	0.375	0.609	0.781	0.469
8	31	52	40	50	65	73	80	1.290	0.500	0.625	0.650	0.388
10	33	56	23	40	64	78	80	0.697	0.288	0.500	0.700	0.413
11	34	58	35	49	66	76	84	1.029	0.417	0.583	0.690	0.405
12	36	64	30	45	65	75	84	0.833	0.357	0.536	0.762	0.429
Av.	31	53	28	43	60	70	75	0.905	0.380	0.578	0.708	0.423
C. V. (%)	9.0	12.2	21.7	12.1	10.5	10.3	12.5	20.0	16.5	9.0	6.9	7.1

$P_{s\text{ cal}}=0.003 E \times 2.253 k_0^{0.25} \cdot d^{1.75}$ ;  $F_c$  (compressive strength) $=0.003 E$  (for Yezo-matsu and Todo-matsu);  $P_{s1\text{ cal}}=0.003 E \times 1.6 d^{1.8}$ ;  $P_s$ =lateral load obtained from load-slip curve (method shown in Fig. 9);  $P_{0.38}$ =lateral load at slip 0.38 mm (0.015 inch);  $P_1$ =lateral load at slip 1.0 mm;  $P_2$ =lateral load at slip 2.0 mm;  $P_m$ =maximum lateral load.

\* compression wood.

表—13 CN 65 を用いた釘着材の計算および実測剪断耐力

Table 13. Calculated and observed lateral loads of single shear specimens jointed with nail CN 65

Specimen No.	$P_{s\text{ cal}}$ (kg)	$P_{s1\text{ cal}}$ (kg)	$P_s$ (kg)	$P_{0.38}$ (kg)	$P_1$ (kg)	$P_2$ (kg)	$P_m$ (kg)	$\frac{P_s}{P_{s\text{ cal}}}$	$\frac{P_s}{P_m}$	$\frac{P_{0.38}}{P_m}$	$\frac{P_{s1\text{ cal}}}{P_m}$	$\frac{P_{s\text{ cal}}}{P_m}$
1	32	49	45	65	95	109	124	1.406	0.363	0.524	0.395	0.258
3	37	58	40	53	78	93	104	1.081	0.385	0.510	0.558	0.356
5	41	66	45	60	85	103	116	1.098	0.388	0.517	0.569	0.353
6	41	67	50	73	100	120	160	1.220	0.313	0.456	0.419	0.256
7	41	67	50	58	83	100	114	1.220	0.439	0.509	0.588	0.360
9	44	73	56	73	98	114	150	1.273	0.373	0.487	0.487	0.293
10	45	75	55	68	93	110	122	1.222	0.451	0.557	0.615	0.369
11	46	78	52	75	100	109	160	1.130	0.325	0.469	0.488	0.288
12	50	86	53	78	110	126	164	1.060	0.323	0.476	0.524	0.305
Av.	42	69	50	67	94	109	135	1.190	0.373	0.501	0.516	0.315
C. V. (%)	12.5	15.9	10.6	12.8	10.7	9.2	17.3	9.3	13.2	6.3	14.6	14.2

の寸法効果も考えられるようであるが、全体として、この種の実験条件に関する限り、かなり良好な適合性を示したと見ることができると思う。なお、計算に際し、釘のヤング係数 ( $E_s$ ) をすべて  $2100 \text{ t/cm}^2$  と見なした。いずれにせよ、本実験により、さきに提示した針葉樹材に関する  $k_{01}$  式 (13.2) から、この種剪断での亡り係数  $K_s$  を予測計算しうる見通しがえられたものと思う。

表-14 CN 75 を用いた釘着材の計算および実測剪断耐力

Table 14. Calculated and observed lateral loads of single shear specimens jointed with nail CN 75

Specimen No.	$P_s \text{ cal}$ (kg)	$P_{s1} \text{ cal}$ (kg)	$P_s$ (kg)	$P_{0.38}$ (kg)	$P_1$ (kg)	$P_2$ (kg)	$P_m$ (kg)	$\frac{P_s}{P_s \text{ cal}}$	$\frac{P_s}{P_m}$	$\frac{P_{0.38}}{P_m}$	$\frac{P_{s1} \text{ cal}}{P_m}$	$\frac{P_s \text{ cal}}{P_m}$
2	42	64	80	103	135	158	180	1.905	0.444	0.572	0.356	0.233
4	50	80	70	103	138	155	172	1.400	0.407	0.599	0.465	0.291
5	51	81	48	73	108	116	146	0.941	0.329	0.500	0.555	0.349
6	51	83	73	103	140	160	196	1.431	0.372	0.526	0.423	0.260
8	53	86	30	79	120	145	190	0.566	0.158	0.416	0.453	0.279
9	55	90	58	98	130	148	186	1.055	0.312	0.527	0.484	0.296
11	58	96	80	105	140	165	200	1.379	0.400	0.525	0.480	0.290
12	62	106	73	98	133	153	196	1.177	0.372	0.500	0.541	0.316
13	62	107	85	110	145	165	196	1.371	0.434	0.561	0.546	0.316
Av.	54	88	66	97	132	152	185	1.247	0.359	0.525	0.478	0.292
C. V. (%)	11.8	15.4	26.9	12.9	8.7	9.9	9.2	30.0	24.3	10.0	13.5	11.5

表-15 CN 90 を用いた釘着材の計算および実測剪断耐力

Table 15. Calculated and observed lateral loads of single shear specimens jointed with nail CN 90

Specimen No.	$P_s \text{ cal}$ (kg)	$P_{s1} \text{ cal}$ (kg)	$P_s$ (kg)	$P_{0.38}$ (kg)	$P_1$ (kg)	$P_2$ (kg)	$P_m$ (kg)	$\frac{P_s}{P_s \text{ cal}}$	$\frac{P_s}{P_m}$	$\frac{P_{0.38}}{P_m}$	$\frac{P_{s1} \text{ cal}}{P_m}$	$\frac{P_s \text{ cal}}{P_m}$
2	52	77	93	125	165	185	226	1.788	0.412	0.553	0.341	0.230
4	61	96	100	115	150	165	210	1.639	0.476	0.548	0.457	0.290
5	62	97	73	100	135	153	176	1.177	0.415	0.568	0.551	0.352
6	63	99	93	115	153	175	258	1.476	0.360	0.446	0.384	0.244
8	64	103	100	115	150	168	218	1.563	0.459	0.528	0.472	0.294
10	68	110	90	105	143	160	198	1.324	0.455	0.530	0.556	0.343
11	70	115	100	123	168	188	300	1.429	0.333	0.410	0.383	0.233
12	76	127	70	120	160	180	276	0.921	0.254	0.435	0.460	0.275
13	76	128	43	105	160	185	260	0.566	0.165	0.404	0.492	0.292
Av.	66	106	85	114	154	173	236	1.320	0.370	0.491	0.455	0.284
C. V. (%)	11.6	15.3	22.7	7.6	7.6	7.1	17.0	28.9	28.2	13.5	16.4	15.5
G. Av.								1.173	0.378	0.527	0.533	0.326
C. V. (%)								27.1	23.6	12.4	21.8	20.0

3.2.3 短期許容剪断耐力,  $P_s^{(8),(9),(10)}$ : 釘1本当りの計算耐力と各種変位レベルでの実測耐力を一括して表-12から表-15に示した。

(i) 理論近似式による計算耐力,  $P_{s\text{ cal}}$

設計規準に示されている適正釘着条件のもとでは, (10)式を用いることができる。

$$P_{s\text{ cal}} = 2.253 k_{01}^{-0.25} \cdot d^{1.75} \cdot \epsilon_0 E \quad (10)$$

本実験のばあいは, エゾマツ材を用いているので,  $\epsilon_0 = 0.0030^{(15),(17)}$  で計算した。

(ii) 木構造設計規準<sup>8)</sup>の設計計算耐力,  $P_{s1\text{ cal}}$

実験によるばあいは, 2 mm 変位レベルでの剪断荷重  $P_2$  と最大荷重  $P_m$  (同規準では, これを 10 mm 変位レベルでの荷重  $P_{10}$  と規定している。)の 1/2 とで小なる方をとるが, 計算によるばあいは次式を用いる。

$$P_{s\text{ cal}} = 1.6d^{1.8} \cdot F_c \quad (14)$$

この式の  $F_c$  は圧縮強度であるが, (10)式との対応を考慮して,  $F_c = 0.003 E$  を用いて計算することとした。

(iii) 実測耐力,  $P_s$

この求め方は, 図-9に示したように, 0.5 mm 変位レベルでの繰り返し荷重による直線域での勾配を用いて原点より直線をひき, それが荷重-たがり曲線と交わる点として決定した。

いうまでもなく, (10)式の計算耐力に対応するものである。

(iv) アメリカ方式<sup>9)</sup>の実測耐力,  $P_{0.38}$

これは変位レベル 0.015 inch (約 0.38 mm) での耐力を荷重-たがり曲線から求め, これを近似比例限耐力と見ているわけである。

(v) その他の実測耐力

以上の他, 変位レベル 1 mm および 2 mm での実測耐力をそれぞれ,  $P_1$ ,  $P_2$  としたが, 最大耐力  $P_m$  については, 荷重-たがり曲線での荷重上限としてとったものである。

さて, 前記設計規準の方式によれば, どの釘のばあいも,  $P_2 > \frac{1}{2} P_m$  となっているので, 実測耐力としては,  $0.5 P_m$  をとることになる。また, 同規準に示されている設計計算耐力,  $P_{s1\text{ cal}}$  をみると, その  $P_m$  に対する比で, CN 50 では平均約 70%, CN 65 で約 52%, CN 75 で約 48%, CN 90 で約 46% を示し, 主材への打込み深さが不十分である CN 50 以外は, いずれも実測耐力との釣合いがとれているようである。その意味では, この設計計算耐力の評価法は, 実用的な有効性があると思われる。つぎに, アメリカ方式の実測耐力,  $P_{0.38}$  であるが, これも,  $P_m$  に対して, CN 50 で 58%, CN 65 で, 50%, CN 75 で 53%, CN 90 で 49% の比率をもち, ほとんど  $P_{s1\text{ cal}}$  と同等な評価値とみてよい。

本研究で用いた理論近似式からの計算耐力  $P_{s\text{ cal}}$  について,  $P_m$  との比率をみると, CN 50 で 42%, CN 65 で 32%, CN 75 で 29%, CN 90 で 28% を示し, かなり低い評価値であるこ

とがわかる。それは、釘着材の境界面での面圧応力が圧縮強度に達したときであって、理論的には明らかに比例限度内と考えられる応力レベルと言えよう。また、このことは、針葉樹材の縦圧縮比例限度<sup>17)</sup>がきわめて高く、通常、強度の80%を超えることとも関連している。

なお、図-9に示した方式による実測耐力、 $P_s$ をみると、前記と同様の比率で、CN 50で38%、CN 60で37%、CN 75で36%、CN 90で37%となり、釘の大小によらず、ほぼ37%程度と見込まれることははなだ興味深いものがある。

ところで、本研究での計算耐力  $P_{s,cal}$  とこれに見合う実測耐力  $P_s$  を比較すると、CN 50では実測耐力の方が10%ほど低くなっているが、CN 65では、20%、CN 75で25%、CN 90で30%と次第に実測耐力の方が高くなる傾向がみられる。このことは、釘寸法の増大につれて接合面での最大面圧応力のみで耐力を決定できない条件が発生して来るのではないかとの疑問を持たせる。すなわち、釘自体の変形条件などを含めて更に詳細な検討を要するものと思われる。なお、ここで使用した釘の全体を通じてみると、 $P_m$  に対する比率では、 $P_{0.38}$  が最も数値的に安定しているように思われるが (平均で  $0.527 \pm 12.4\%$ )、これにつぐものは、本論の計算耐力であった ( $0.326 \pm 20\%$ )。したがって、実用面からみて、つぎのように判断しうるのではないかと思われる。

$$P_{0.38} \doteq P_{s1,cal} \doteq 0.5P_m \quad (15)$$

さらに、つぎの関係を想定すれば、

$$P_{s,cal} \doteq 0.6P_{s1,cal} \doteq 0.3P_m \quad (16)$$

実測によらずに短期許容剪断耐力、 $P_s$  を予測しようとするれば (17) 式で計算できることになる。

$$P_s = \frac{0.011265 E \cdot k_0^{-0.25} \cdot d^{1.75}}{\quad} \quad (17)$$

ただし、この式は、エゾマツを代表とする針葉樹材で、 $F_c = 0.0030 E$  の関係が成立つものとし、かつ、釘のヤング係数、 $E_s = 2100 \text{ t/cm}^2$  とみてよいことを前提としている。たとえば、 $E = 100 \text{ t/cm}^2$  の材に、CN 75 釘を用いた適正な釘着条件 (設計規準による) においては、(17) 式から、 $P_s = 84 \text{ kg}$  と推定されるわけである。

#### 4. 軟 X 線による釘変形測定試験

この試験は、各種変位レベルでの釘着材中における釘の変形挙動を、軟 X 線照射により写真撮影して観察を行ない、その耐力評価の手掛かりとするためのものである。

##### 4.1 実験方法

4.1.1 試料：この試験に供した試料はトドマツ気乾 204 材である。その基礎材質については、計算釘面圧定数  $k_{01}$  を含めて一括表-16に示したとおりである。トドマツとして平均的な原板材質を有するものと思われる。(平均ヤング係数、 $104.4 \text{ t/cm}^2$ )。

4.1.2 試験体：このばあいの一面剪断試験体の形状および寸法については、図-8(a)に

表—16 軟X線試験原板の基礎材質と面圧定数

Table 16. Basic properties and bearing constants of Soft-X-ray test planks species: Todo-matsu

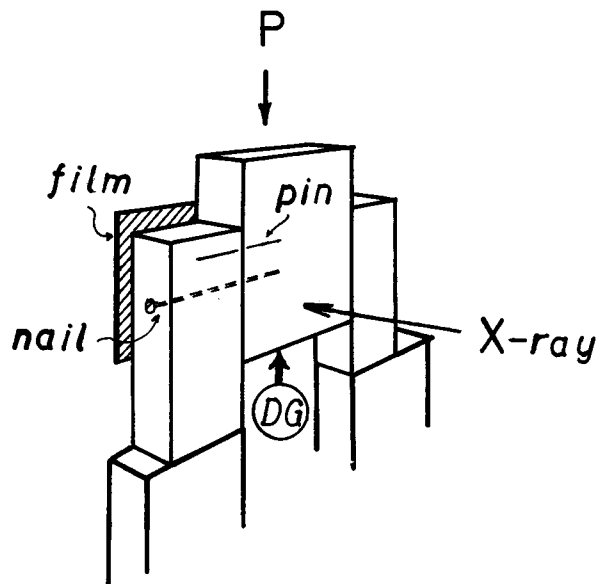
Plank No.	$a$ (mm)	$u$ (%)	$r_u$	$E$ (t/cm <sup>2</sup> )	$k_{01}$ (t/cm <sup>3</sup> )			
					CN 50	CN 65	CN 75	CN 90
A 1	2.7	10.8	0.43	98.5	36.1	32.7	30.4	28.4
A 2	3.1	9.9	0.41	100.7	36.9	33.4	31.1	29.1
A 3	2.1	11.3	0.43	107.5	39.4	35.7	33.2	31.0
A 4	3.3	11.4	0.43	108.2	39.7	35.9	33.4	31.2
A 5	2.6	10.9	0.40	103.5	37.9	34.4	32.0	29.9
A 6	2.7	10.2	0.41	108.2	39.7	35.9	33.4	31.2
Av.	2.8	10.8	0.42	104.4	38.3	34.7	32.2	30.1

$a$ =average width of annual rings;  $u$ =moisture content;  $r_u$ =specific gravity;  $E$ =Young's modulus;  $k_{01} = \frac{E}{5.67d+1.14}$ ;  $d$ =nail diameter.

準じたが、試験体の後方に軟X線用フィルムを取りつけるため、側材幅方向の突き出しを無くして中央材と同幅にした点のみが異なっている。使用した釘は、これまでと同様、CN 50, CN 65, CN 75 および CN 90 の4種である。これらの釘種毎に、一定側材厚 ( $t_1=38$  mm) のもの各2体、木構造設計規準に示されている適正側材厚 ( $t_1 \geq 6d$ ;  $d$ =釘径) としたもの各2体の合計16体を組立てた(図-10)。

4.1.3 じり量の測定法: 中央材の底部に  $10^{-3}$  mm 読取精度、5 mm ストロークのデジタルゲージを取付けて測定したが、このばあい、ある程度材自身の縮みも測定値に含まれている。また、中央材と側材に基準用針を固定して撮ったX線写真上からも測定した。

4.4.1 釘変形量の測定法: 写真フィルムを黒袋に入れ、試験体の裏側に取付け、所定の荷重レベルで試験機を停止しX線を照射した。その照射条件は、100 kVp, 5 mA で15秒間、X線管球とフィルムとの距離は約60 cm とした<sup>16)</sup>。このようにして得られた写真上で、側材に



図—10 軟X線による釘変形試験方法  
Fig. 10. Test method of nail deflection with soft X-ray.

固定した針と中央材と側材の境界線を基準として、測定用顕微鏡(オリンパス小型工具顕微鏡)により、 $10^{-3}$  mmの読取精度で測定した。

4.1.5 荷重の加え方: 荷重は、0.5 mm じり変位レベルで2回繰り返した後降伏荷重に至らしめたが、X線写真撮影時の停止荷重は、変位レベルで、0.2~0.5 mm, 2 mm, 5 mm, 10 mm および降伏荷重を目安として定めた。

## 4.2 結果と考察

4.2.1 剪断耐力: 軟X線試験体の実測剪断耐力を一括して表-17に示した。同表中、CN 50とCN 65については、そのじり量10 mmに達する前に最大耐力となり、それ以後荷重が減少して10 mm じり量へと進む現象がみられた。このことは、側材厚( $t_1$ )が小さいものや、主材への打込深さ( $t_2$ )の不足なばあい顕著なように見受けられる。

表-17 軟X線試験体の実測剪断耐力(トドマツ材)

Table 17. Observed lateral loads of Soft-X-ray test specimens (Todo-matsu)

Nail	Specimen No.	Plank No.	$t_1$ (cm)	$P_{0.38}$ (kg)	$P_1$ (kg)	$P_2$ (kg)	$P_{10}$ (kg)	$P_m$ (kg)
CN 50	1	A 3	3.8	43	58	65	(38)	74
	2	A 4	3.8	35	55	63	(45)	68
	3	A 2	1.7	50	78	95	(99)	104
	4	A 2	1.7	45	70	85	(94)	96
CN 65	1	A 4	3.8	60	93	108	(121)	122
	2	A 3	3.8	45	83	100	(120)	122
	3	A 1	2.0	65	93	108	(134)	134
	4	A 1	2.0	68	100	115	(138)	141
CN 75	1	A 4	3.8	68	118	140	168	
	2	A 3	3.8	55	105	128	146	
	3	A 1	2.3	78	118	138	173	
	4	A 1	2.3	70	110	133	168	
CN 90	1	A 3	3.8	70	115	145	176	
	2	A 6	3.8	108	153	175	193	
	3	A 5	2.5	45	93	128	196	
	4	A 5	2.5	63	105	135	188	

$P_{10}$  = lateral load at slip 10 mm.

さて、全体としての降伏耐力を $P_m$ として、CN 50とCN 65では $P_m$ を、また、CN 75とCN 90については、木構造設計規準による $P_{10}$ と、これに対する理論近似式からの剪断耐力、 $P_{s,cal}$ 、設計計算式による $P_{sl,cal}$ およびアメリカ方式による剪断耐力、 $P_{0.38}$ との比をみると、表-18に示すとおりとなる。すなわち、ややバラッキは大きいですが、平均的にみて、 $P_{s,cal}$ は、約

表-18 最大剪断耐力と計算剪断耐力の比較 (軟X線試験体)

Table 18. Comparisons of calculated lateral loads with observed maximum lateral loads (Soft-X-ray specimens)

Nail	Specimen No.	$E$ (t/cm <sup>2</sup> )	$k_0$ (t/cm <sup>3</sup> )	$P_{s\text{ cal}}$ (kg)	$P_{s1\text{ cal}}$ (kg)	$P'_m$ (kg)	$\frac{P_{s\text{ cal}}}{P'_m}$	$\frac{P_{s1\text{ cal}}}{P'_m}$	$\frac{P_{0.38}}{P'_m}$
CN 50	1	107.5	39.4	31	52	74	0.419	0.703	0.581
	2	108.2	39.7	31	53	68	0.456	0.779	0.515
	3	100.7	36.9	30	49	104	0.288	0.471	0.481
	4	100.7	36.9	30	49	96	0.312	0.510	0.469
CN 65	1	108.2	35.9	43	71	122	0.352	0.582	0.492
	2	107.5	35.7	43	70	122	0.352	0.574	0.369
	3	98.5	32.7	40	64	134	0.299	0.478	0.485
	4	98.5	32.7	40	64	141	0.284	0.454	0.482
CN 75	1	108.2	33.4	53	87	168	0.315	0.518	0.405
	2	107.5	33.2	53	86	146	0.363	0.589	0.377
	3	98.5	30.4	50	79	173	0.289	0.457	0.451
	4	98.5	30.4	50	79	168	0.298	0.470	0.417
CN 90	1	107.5	31.0	65	104	176	0.369	0.591	0.398
	2	108.2	31.2	65	104	193	0.337	0.539	0.560
	3	103.5	29.9	63	100	196	0.321	0.510	0.230
	4	103.5	29.9	63	100	188	0.335	0.532	0.335
Av.							0.337	0.547	0.440
C. V. (%)							14.3	16.4	20.0

$E$ =Young's modulus;  $k_0 = E/(5.67d + 1.14)$ ;  $P_{s\text{ cal}} = 0.00676 Ek_0^{0.25} \cdot d^{1.75}$ ;  $P_{s1\text{ cal}} = 0.0048 Ed^{1.8}$   
 $P'_m$ =maximum lateral load or lateral load at slip 10 mm.

34%,  $P_{s1\text{ cal}}$ では、55%,  $P_{0.38}$ では44%となった。したがって、実用剪断耐力として、 $P_s = 0.5 P'_m$ とみる考え方からすると、 $P_{s1\text{ cal}}$ および $P_{0.38}$ は、いずれも、ほぼ妥当な値を示したように思われる。また、このばあいも、理論近似式による $P_{s\text{ cal}}$ は、 $P_{s1\text{ cal}}$ の約60%となっている。

#### 4.2.2 材中での釘の変形

(i) 一定側材厚(38 mm)のばあい: 剪断荷重の増大による釘の変形状況を軟X線により撮影したものを図-11に示す。

CN 50 釘: 主材への打込深さが約12 mmときわめて浅いこともあって、釘の先端部近くでの拘束作用は見られず、接合面から約10 mmでいどの側材部で単純な折れ曲がり現象を呈していることがわかる。

CN 65 釘: 主材への打込深さ約25 mmのばあいとなるが、図-11(ii)にみられるように、釘の先端部付近での回転拘束作用が明らかに認められる。また、このばあいも、接合面から約10 mm入った側材部で釘のわん曲が起っていることがわかる。

CN 75 釘： このばあいの主材への打込深さは約 38 mm で、丁度  $t_1=t_2$  となる。この釘着条件では、釘の頭部および先端部での回転拘束がほぼ充分なものと認められる。しかも、その接合面から両材部へ約 10 mm ほど入ったところで釘のわん曲が起っている。

CN 90 釘： 主材への打込深さ約 50 mm と充分であり、材中の釘の変形挙動は、ほぼ CN 75 のばあいと同様である。

(ii) 規定側材厚 ( $6d$ ) のばあい、このばあいの釘の材中での変形を 図-12 に示した。

CN 50 釘： 側材厚が 17 mm、主材への打込深さ 33 mm のばあいであるが、釘の頭部付近の回転が、その頭部の材面めり込みによって拘束されていることがわかる。したがって、この条件では、釘の妥当な剪断耐力を表わしえないものと思われる。

CN 65 釘： 側材厚 20 mm となるばあいであるが、CN 50 と同様な釘頭部のめり込みによるこの部分での釘の回転を拘束するものと見られる。

CN 75 釘： 側材厚 23 mm、主材への打込深さは、その約 2.3 倍となっている。しかし、このばあいは、側材中の釘の変形は、その回転拘束が不充分とみられ。釘の頭部の材面めり込みによる拘束効果も、この釘寸法での釘自体の曲げ剛性に比して相対的に減少しているようである。

CN 90 釘： 側材厚 25 mm、 $t_2=2.52t_1$  であり、その意味では、設計規準の規定に充分あてはまる釘着条件となっているが、図-12 [iv] にみられるように、釘の曲げ剛性が大きいために、最早、頭部の材面へのめり込み拘束も、ほとんど効果はなく、やや単純な回転変形に近づいていることが見られる。

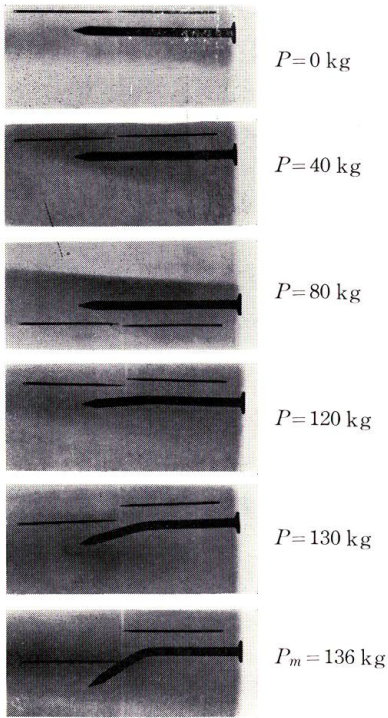
**4.2.3 釘着条件と剪断耐力：** 軟 X 線による材中の釘変形を見ると、側材厚  $t_1$  と主材への釘打込み深さ  $t_2$  とにあまり大きな差があることは、少なくとも、適正と思われる剪断耐力を示しえないように思われる。すなわち、側材厚が大き過ぎるばあいは、主材中での釘の変形が単純な折れ曲がりとなり、また、側材厚が薄いと、その拘束は専ら、釘頭の材面めり込み拘束に依存するわけである。したがって、釘の曲げ剛性との対応で拘束効果も変動するものと思われる。

これらのことを考慮すれば、規定の最小側材厚  $6d$  は、必ずしも妥当なものとは思われない。むしろ、この実験に使用したような釘寸法範囲では、 $8d$  でいどにするか、または、釘長さの約  $1/2.5$  を側材厚にとる方が、有効な剪断耐力を期待しうるように考えられる。

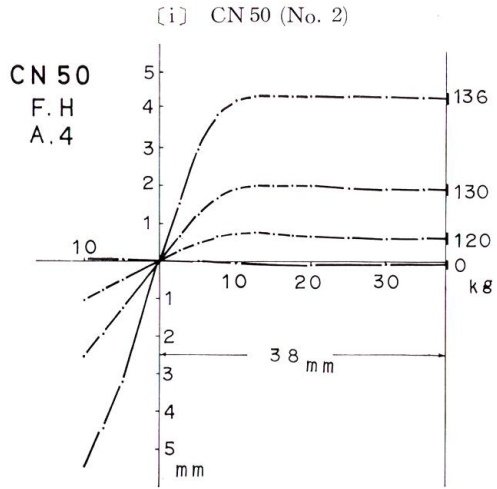
## 結 言

釘着材の剪断性能予測に関して一連の実験的研究を行なった。その結果を要約すれば、つぎのようになる。

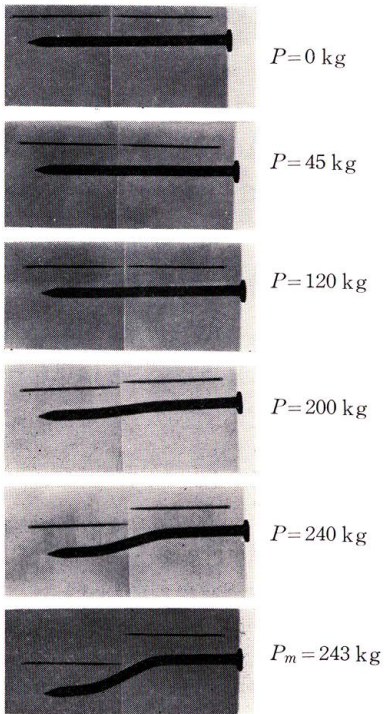
1) 釘面圧定数：  $\alpha$  (effective foundation depth) と、 $k_0$  (elastic bearing constant) の 2 つが、この種釘着材の剪断性能予測における最も重要な基礎定数である。本研究においては、



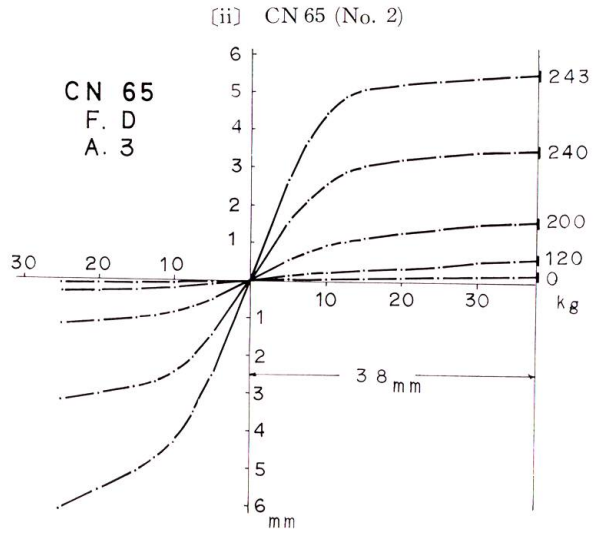
(a)



(b)



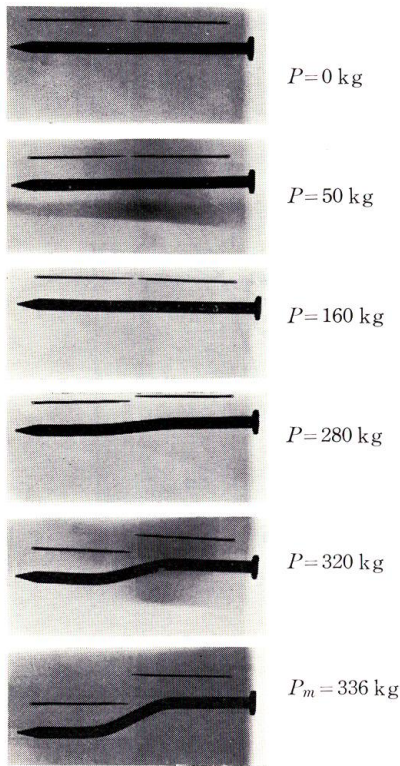
(a)



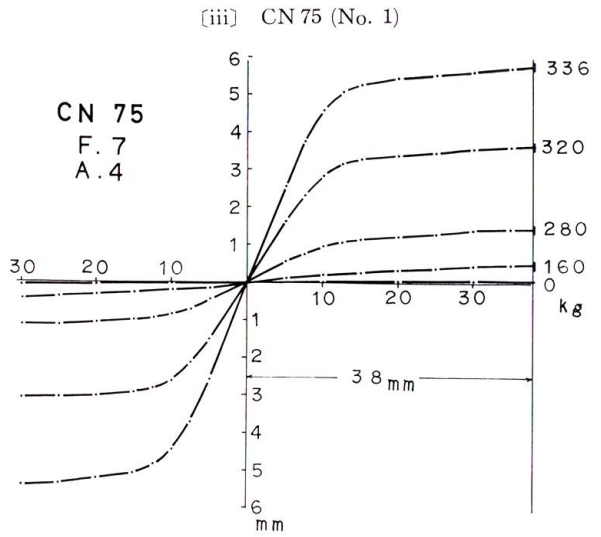
(b)

図-11 一定側材厚 (38 mm) の釘着材における釘変形 (軟X線)

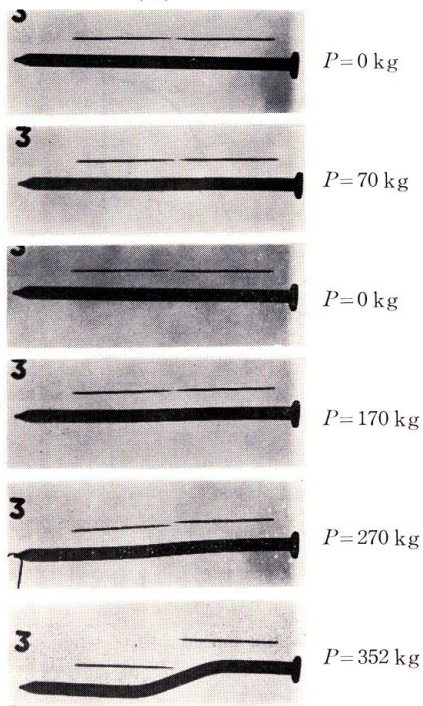
Fig. 11. Nail deflections for nailed joints with the constant thickness (38 mm) of side-member (Soft X-ray).



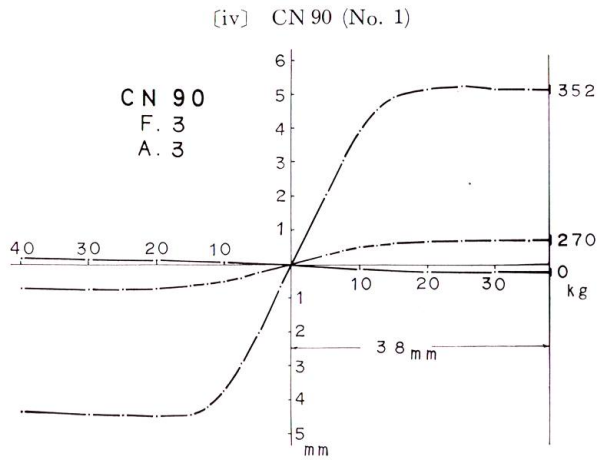
(a)



(b)

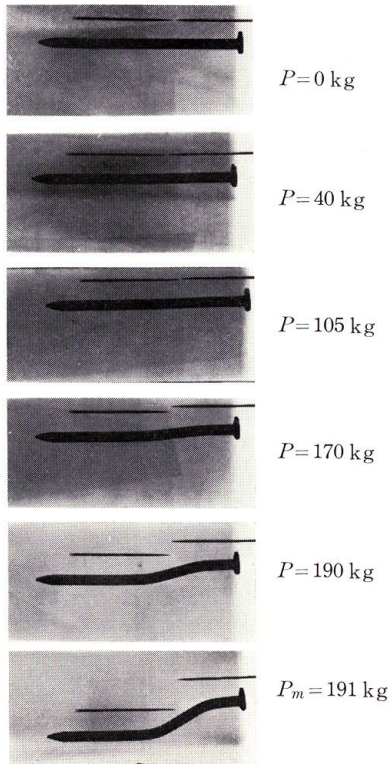


(a)

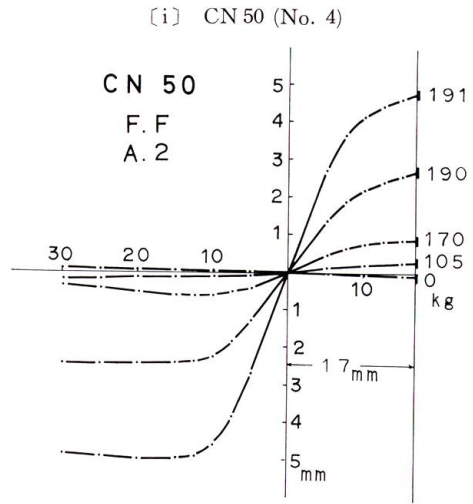


(b)

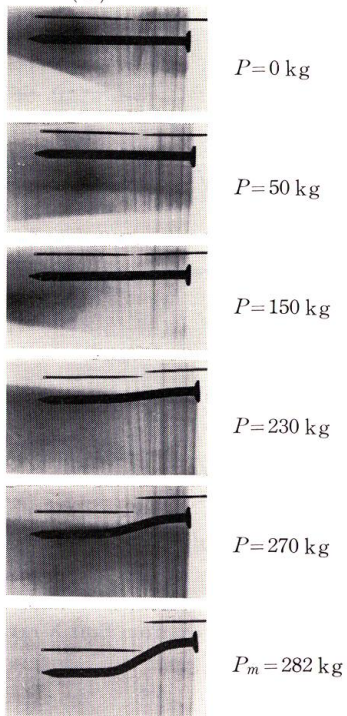
- (a) Soft X-ray figures of a nail ( $P$ =lateral load per two nails)
- (b) Deflection diagrams for a nail under lateral loads (measured from Soft X-ray figures)



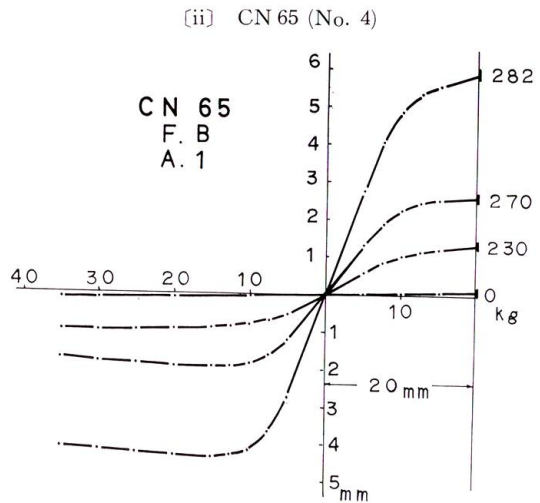
(a)



(b)



(a)

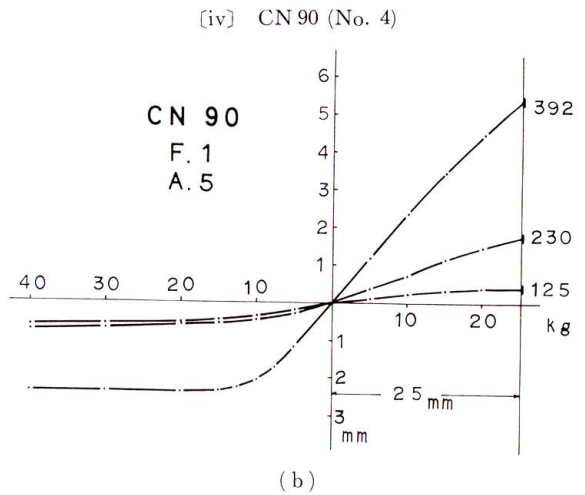
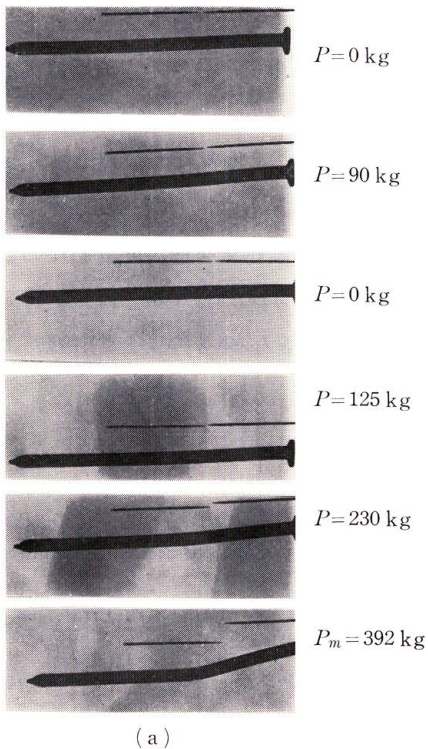
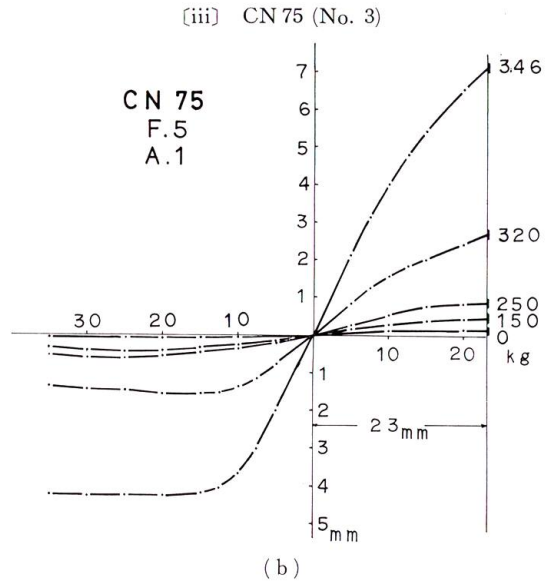
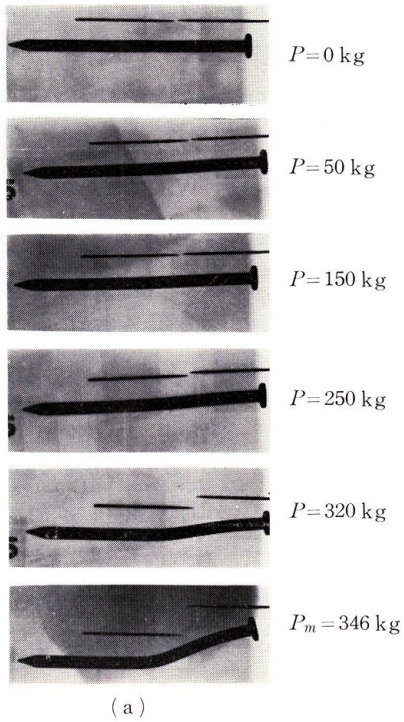


(b)

図-12 規定側材厚 (6d) の釘着材における釘変形 (軟X線)

Fig. 12. Nail deflections for nailed joints with the standard thickness (6d) of side-member (Soft X-ray).

d=nail diameter.



- (a) Soft X-ray figures of a nail ( $P$ =lateral load per two nails)
- (b) Deflection diagrams for a nail under lateral load (measured from Soft X-ray figures)

$\alpha$  値は、釘径に対し高い直線相関を有していることが明らかとなった。したがって、これまでの釘径による面圧定数の変動は無視しうるとする見解は修正すべきである。

また、 $k_0$ については、その一定変位レベルでの繰り返し荷重による直線域に関して決定され、それが、材のヤング係数と釘径の関数として表わされることもわかった。とくに、エゾマツやトドマツなど針葉樹材に対し $k_0$ 算定式(13.2)を求めたが、これは、WILKINSONの行なった White pine や Douglas fir などの一面剪断試験からの逆算値 $k_0$ ともきわめて良く一致した。

2) 迂り係数,  $K_s$ :  $k_0$ と釘径 $d$ とから計算される理論近似式(5, 7)の適合性を、一面剪断試験により検討した結果、4種のCN釘を通じて、ほぼ $\pm 10\%$ 程度のバラッキはあるものの、充分予測可能性のあることを見出しえた。なお、この $K_s$ についても、一定変位レベルでの繰り返し荷重による直線域から求めたものであるのはWILKINSON<sup>3)</sup>のばあいと同様である。

3) 短期許容剪断耐力,  $P_s$ : 釘着材の一面剪断における荷重-迂り曲線が、全域曲線性を示すこともあって、その比例限度の確定は困難であり、したがって、合理的な耐力評価方式を求めることには問題が多い。しかし、本研究では、接合境界面での面圧応力が、その材の圧縮強度に達したときをもって理論近似式(10)を適用してみた。その結果、降伏剪断耐力の約30%程度となり、実用的には、かなり過小評価となるように思われる。しかし、本論、図-9に示す方法で、実測曲線から剪断耐力を求めれば、かなり良好な適合性を示すこともわかった。さらに、実用的剪断耐力評価法として、木構造設計規準に示されている設計計算式(14)によるものと、アメリカ方式の実測剪断耐力( $P_{0.38}$ )とは、ほぼ同等の値となり、さきの理論近似式からの耐力は、これらの約60%程度に当ることも明らかとなった。

4) 適正側材厚,  $t_1$ : 釘着材中での釘の変形挙動を、軟X線による各種の変位レベルでの写真撮影により検討したが、側材厚( $t_1$ )および主材への打込み深さ( $t_2$ )のいずれについても、それがあまり小さ過ぎると、釘端部付近の単純な回転を生じ、有効な拘束条件が発生しないことが観察された。すなわち、木構造設計規準に示されている最小側材厚,  $t_1 \geq 6d$ では、本研究に用いたCN釘のばあい、少し小さ過ぎるように思われる。むしろ、 $t_1 \geq 8d$ 程度とすれば、より有効な剪断耐力が期待しうるものと思われる。

## 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. F. P. L., Madison, Wis., 1955.
- 3) WILKINSON, T. L.: Theoretical lateral resistance of nailed joints. J. of the Structural Div., ASCE 97 (ST 5). proc. paper, 8/21, 1381-1398, 1971.
- 4) WILKINSON, T. L.: Analysis of nailed joints with dissimilar members. J. of the Structural Div. ASCE 98 (ST 9). proc. paper 9/89, 2005-2013, 1972.
- 5) 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.

- 6) 沢田 稔: 釘着材の許容剪断耐力について. 日本木材学会北海道支部講演集, 8号, 33-35, 1977.
- 7) 沢田 稔・山田順治: 木造釘着組立梁の腹材有効剛比. 北大演報, 35-1, 123-138, 1978.
- 8) 日本建築学会: 木構造設計規準・同解説, 1973.
- 9) Forest Products Laboratory: Wood handbook, Agriculture Handbook No. 72, Revised August, 1974.
- 10) 線材製品協会: 釘設計施工マニュアル, 1979.
- 11) 辻井静二・後藤一雄: 釘接合の耐力に関する実験的研究. 日本建築学会論文報告集, 60号, 465-468, 1958.
- 12) FOSCHI, R. O.: Load-slip characteristics of nails. Wood Science, 7-1, 69-81, 1974.
- 13) FOSCHI, R. O., BONAC, T.: Load-slip characteristics for connections with common nails. Wood Science, 9-3, 118-123, 1977.
- 14) 吉識雅夫・竹鼻三雄: 木船構造接手の研究 (第2報). 造船協会論文集, 102号, 1957.
- 15) 沢田 稔: 木材の力学的材質指標. 木材工業, 35, No. 394, 1980.
- 16) 徳田迪夫: 木材の釘接合に関する研究 (第1報). 木材学会誌, 23-1, 1977.
- 17) 沢田 稔: 木材の強度特性に関する研究. 林試研報, No. 108, 1958.

### Summary

The objective of this study was to verify experimentally the simplified theoretical expressions developed for the slip modulus ( $K_s$ ) and the lateral load ( $P_s$ ) of a two-member joint in single shear.

The results obtained are summarized as follows:

1) In 1951, HARADA<sup>1)</sup> described the effective foundation depth ( $\alpha$ ) was independent of the nail diameter for loading parallel to the grain of wood, and the value was constant, about 14 cm. In this study, however, the best correlation was found between  $\alpha$  and nail diameter ( $d$ ) as shown in Fig. 4.

Furthermore, it was found that the elastic bearing constant ( $k_0$ ) could be obtained using the empirical formula in Todo-matsu (*Abies sachalinensis*)

$$k_0 = \frac{E}{q \cdot d + r} \quad (12)$$

in which  $E$  = Young's modulus of the wood member;  $q$  and  $r$  = constant.

For softwoods, the expression of  $k_0$  is given for the cyclic loading of nail joints at the initial slip of 0.5 mm as

$$k_0 = \frac{E}{5.67 d + 1.14} \quad (13)$$

The expression (13) gives good agreement with the test results in this study and also with WILKINSON's results as shown in Table 6. Consequently, it may be possible to apply the expression (13) to softwood species not included in this study.

2) The simplified theoretical expressions for the slip modulus ( $K_s$ ) developed by SAWADA<sup>2)</sup>, based on the work of HARADA<sup>1)</sup>, were also good agreement with the experimental results as shown in Tables 8 to 11.

The expressions are given for laterally loaded joints made with smooth, round nails in single shear as

- i) for different species and nail sizes

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

in which  $E_s I_s$  = stiffness of the nail;  $\mu_1 = (k_0 d / 4E_s I_s)^{1/4}$ ,  $\mu$  of the side member;  $\mu_2 = \mu$  of the wood member holding the nail point;  $\omega = \mu_1 / \mu_2$ .

ii) for same softwood species and reasonable conditions ( $\mu_1 t_1 \geq 2.5$ ;  $\mu_2 t_2 \geq 2.5$ )

$$K_s = 1.1266 k_0^{0.75} \cdot d^{1.75} \quad (7)$$

in which  $E_s = 2100 \text{ t/cm}^2$  (assumed)

3) As the maximum bearing stress of a nailed joint reached to the compressive strength of the wood member, the lateral load ( $P_s$ ) can be expressed by the following simplified theoretical expression developed by SAWADA<sup>9)</sup>

$$P_s = 2.253 \varepsilon_0 E k_0^{-0.25} \cdot d^{1.75} \quad (10)$$

in which  $\varepsilon_0 = \sigma_c / E$ ;  $\sigma_c$  = compressive strength of the wood;  $E$  = Young's modulus of the wood.

The calculated lateral loads by using the above expression (10) were good agreement with the loads observed by the method shown in Fig. 9, and the results were as shown in Tables 12 to 15.

The calculated lateral load, however, was about thirty percent of the observed ultimate joint load shown in Tables 12 to 15 for common nails (CN 50, CN 65, CN 75, and CN 90).

The empirical design criteria<sup>8)</sup> are in current use for the allowable lateral load of nailed joints in single shear for short-time loading conditions.

The allowable lateral load ( $P_{s1}$ ) is expressed by the following formula :

$$P_{s1} = 1.6 d^{1.8} \cdot F_c \quad (14)$$

in which  $d$  = nail diameter;  $F_c$  = compressive strength of the wood (softwood).

In the United States of America<sup>9)</sup>, the lateral load ( $P_{0.38}$ ) at a joint slip of 0.015 inch (about 0.38 mm) for common nails is given as an approximately proportional limit load in single shear.

There were good agreement between the calculated design loads ( $P_{s1}$ ) and the observed loads ( $P_{0.38}$ ) from the load-slip curves shown in Tables 13 to 15.

The calculated loads ( $P_s$ ) using the expression (10) were about sixty percent of  $P_{s1}$  or  $P_{0.38}$ .

It is described in American Wood Handbook<sup>9)</sup> that the ultimate lateral nail loads for softwoods may approach 3.5 times the loads at the joint slip of 0.015 inch. In this study, the observed ultimate lateral loads were also about 3.5 times the calculated loads using the simplified theoretical expression (10).

4) The deformation of the nail driven into wood member was observed with the soft X-ray (100 kVp, 5 mA) at joint slips of 0.2~0.5, 2, 5, and 10 mm levels as shown in Figs. 11 and 12.

From the results obtained, it is considered that the minimum side member's thickness ( $t_1$ ) should be over 8 times the nail diameter ( $d$ ).

### Appendix

For example, determine the design value of a two-member joint of nominal 2-and 4-inch Todomatsu (*Abies sachalinensis*) with a CN 75 common nail.

The joint is loaded laterally and in direction parallel to the grain in each member.

Members:  $t_1=3.8$  cm;  $t_2=3.8$  cm (depth of penetration);  $E_1=E_2=E=100$  t/cm<sup>2</sup>;  $\sigma_e=0.003 E=300$  kg/cm<sup>2</sup>;

Nail:  $d=0.37$  cm;  $l=7.6$  cm (nail length);  $E_s=2100$  t/cm<sup>2</sup> (assumed)

i) Elastic bearing constant,  $k_0$ :

$$k_0 = \frac{E}{5.67 d + 1.14} = 30.88 \quad (\text{t/cm}^3)$$

ii) Slip modulus,  $K_s$ :

$$\mu = 0.222 k_0^{0.25} \cdot d^{-0.75} = 1.103 \quad (\text{cm}^{-1})$$

$$\mu t_1 = \mu_2 \doteq 4.2 > 2.5$$

$$K_s = 1.1266 k_0^{0.75} \cdot d^{1.75} = 2.59 \quad (\text{t/cm})$$

iii). Allowable lateral load,  $P_s$ :

(a) Design value proposed in this paper,  $P_s$

$$P_s = 2.253 (\epsilon_0 E) k_0^{-0.25} \cdot d^{1.75}$$

$$\doteq 0.050 (t) = 50 \quad (\text{kg}).$$

(b) Design value in Japan<sup>9)</sup>,  $P_{s1}$

$$P_{s1} = 1.6 d^{1.8} \cdot F_c = 1.6 d^{1.8} (\epsilon_0 E)$$

$$\doteq 0.067 (t) = 67 \quad (\text{kg}).$$

(c) Design value in U. S. A.<sup>9)</sup>,  $P_{0.38}$

$$P_{0.38} = K d^{1.5} = 1800 d^{1.5}$$

$$\doteq 100 (\text{lbs}) = 46 \quad (\text{kg})$$

in which  $K=1800$  for softwoods of specific gravity range 0.43~0.47.