

木質釘着パネルの非線形曲げ解析 第2報

釘着梁理論の釘着パネルへの適用

神 谷 文 夫⁽¹⁾

Fumio KAMIYA : Nonlinear Analysis of the Nailed
Stressed-Skin Panel II
Application of the theory of nailed layered beam
to the nailed stressed-skin panel

要 旨 : 第1報では、釘着パネルの釘接合部の応りを解析するために、基本問題として釘着梁をとりあげ、その応りやたわみを求める理論式を誘導した。本報では、この理論を釘着パネルへ拡張適用することを検討した。

釘着パネルの残された問題は、フランジの幅方向応力の不等分布である。この不等分布や、その分布を均一と仮定した力学的に等価な幅(有効幅)については、釘接合部の応りが荷重に対して直線的であるとした場合や、応りのない接着パネルの場合には、弾性力学に基づく解がすでに得られている。

まず、この解を基にして多くの角度から検討した結果、釘着パネルの有効幅は接着パネルの有効幅と等しいとみなしても大過ないとの推論が得られた。そこで、フランジの実幅の代わりにこの有効幅を用い、釘着パネルを一種の釘着梁として扱う方法で、その非線形の曲げ性状を計算した。

実験を行って、この計算方法の適合性を検討した結果、この方法は良くその曲げ性状を予測することがわかった。

また、釘間隔、フランジの厚さ、リブのせいなどのパラメータを変えた数値実験を行った。その結果、フランジを厚くするより釘間隔をつめた方が剛性の増加は大きいこと、リブのせいが大きいときは、釘間隔をつめるだけでなくフランジも厚くする必要があることなどがわかった。

1. はじめに

この研究の目的は、広範な材料、設計、荷重等の条件における、面材を釘打ちした釘着パネルの曲げ剛性を、幅広く求めるための解析的な計算法を誘導することにある。

釘着パネルは二つの問題を有している。すなわちフランジ内の不均等な応力分布と、フランジリブ間(釘着層)における応りである。前報では、釘着層の応りの基本問題である釘着梁を研究対象として、理論式の誘導および実験によるその適合性の確認を行った。本報は、この釘着梁の理論を拡張し、釘着パネルに適用することを検討するとともに、実験的にその適合性を調べようとしたものである。

2. 既往の研究

パネルは木質材料を用いたものだけでなく、他材料、例えばコンクリート版と鋼材とを組み合わせたものが建築等に用いられていた。その層間応りを伴う問題を最初に扱ったのは、1951年の N. M. NEWMARK, D. P. SIESS, I. M. VIBST ら²⁾の研究だろうと云われている。

層間応りを伴わない一体パネルについては、弾性論を用いた解が古くから提出されていた(例えば、S. TIMOSHENKO³⁾)。また、日本では、コンクリートのT型パネルについて、1941~42年の坪井善勝^{4)~5)}の

研究がある。これらの研究は等方性材料で構成されたパネルを対象としているが、合板のような直交異方性材料で構成された場合の解は、1963年、K. MÖHLER⁹⁾によって提出された。

1967～68年、E. J. AMANA と L. G. BOOTH⁷⁾⁸⁾は、MÖHLERの理論を拡張し、釘着パネルの解を発表した。この理論は、釘の剪断特性を直線とした線形解を与えるものであるが、数値実験を行って、パラメータの影響が良く調べられた。

日本では1973年、杉山英男⁹⁾が木質接着パネルの実験を行って、フランジ応力の不等分布による有効幅（3の項を参照）について検討した。また同じ年、平嶋義彦¹⁰⁾は、AMANAらの理論について検討するとともに、木質接着パネルの有効幅を面倒な級数計算を行うことなく得られるように、その算出図を発表した。

木質釘着パネルについては、1980年、安藤直人と杉山英男¹¹⁾が、AMANAらの理論を実験的に検討するとともに、釘応力のスパン上の分布に関する実験的な知見を発表した。また1981年、前田典昭と沢田稔¹²⁾は、釘の剪断特性を直線とする線形解では、その曲げ性能が十分に予測できないことを指摘した。

釘着パネルの非線形の曲げを解析したものは、現在のところ、有限要素を用いたものしかない。すなわち、1976年の、P. R. DAWSON と J. R. GOODMAN¹³⁾によるものと、同じ年の、G. A. TREMBLAY と J. R. GOODMAN¹⁴⁾によるものである。これらの研究では、他の方法では解析の難しい集中荷重時の床のたわみが調べられた。

3. 釘着梁計算式の釘着パネルへの適用

3.1 釘着パネルのフランジの応力度分布と有効幅

パネルが曲げの力を受けるとき、そのフランジ（スキンとも称せられる）に発生する軸方向応力は、Fig. 1 に示すように、リブから遠ざかるにしたがって小さくなり、シアラグ（shear lag）と称せられる不均等な分布を示す。したがって釘着梁の計算式を、そのまま釘着パネルにあてはめることはできない。

ところでいま、この応力度分布の曲線で囲まれた面積と等しくなるような長方形を考え、その一辺をリブ上の応力度とすれば、もう一辺は、図に示したような、フランジの実幅より狭い幅となる。

フランジの実幅の代わりにこの狭い幅を考え、等分に応力が分布すると仮定しても、エネルギー的に等価となる。また、フランジとリブとの間の力の釣り合いや変形の条件をそこねることはない。この仮定された幅は有効幅と称せられている。

フランジの他の応力を微小であるとして無視すれば、接着パネルのようにフランジとリブとが一体となって挙動する場合、有効幅を用いてパネルの合成された EI を求め、初等力学の曲げの公式から、そのたわみを計算することができる。

ところで、フランジとリブの間でたわみを生じる釘着パネルの場合、有効幅は実験的に検討されたことはあっても、その利用法については考慮されたことはなかった。しかしながら、フランジを有効幅のラミナと考えれば、前報で誘導した釘着梁の理論を適用して、そのたわみや、釘の剪断力、たわみ等が計算できよう。

3.2 有効幅に関する問題点

釘着梁の式を釘着パネルに適用するためには、有効幅に関して次の条件が成立する必要がある。

イ、有効幅は釘接合部の剛性に関係なく一定である。

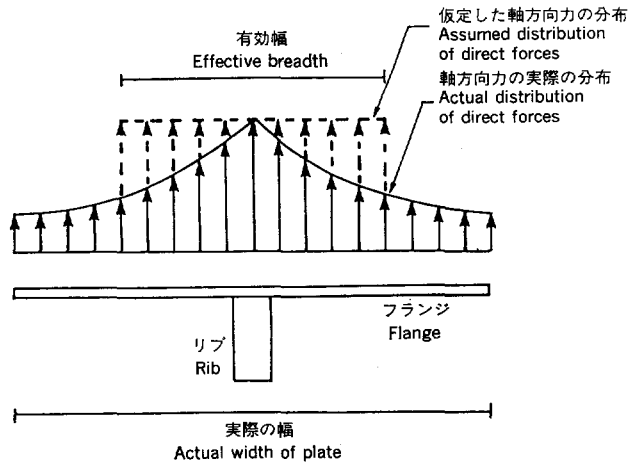


Fig. 1. 有効幅
Effective breadth.

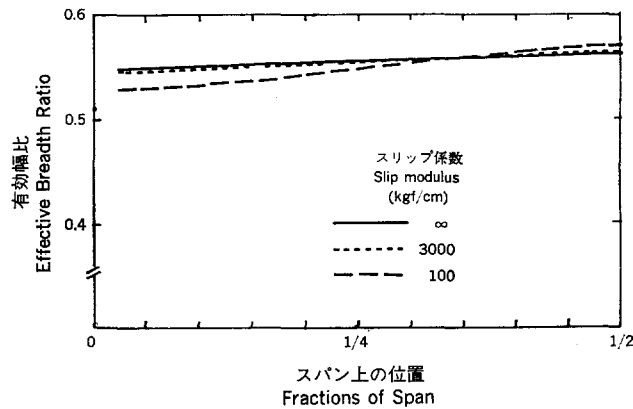


Fig. 2. 有効幅のスパン方向の変化とスリップ係数による影響，試験体：SD90F

Variation of effective breadth along the span and effect of slip modulus on effective breadth.
Test specimen : SD 90 F

ロ、有効幅はスパン全域にわたって一定である。

これらの条件が成立するか否かを、理論的に検証するのは困難である。なぜなら、有効幅は、現在のところ、釘接合部の剪断力一辺りの関係が直線である場合にしか計算できないからである。

そこでここでは、次の二つの理由から、これらの条件が満足されると仮定しても大過ないと判断した。

Fig. 2 は、AMANA らの式を用いて、スリップ係数が有効幅に与える影響を示したものである。計算の対象は、後の実験の項に示す試験体 SD90F である。この図から、釘接合部の剪断力一辺りの関係が直線の場合、有効幅はスリップ係数の影響をほとんど受けず、また、スパン全域ではほぼ一定とみなすことができる。これが第1の理由である。

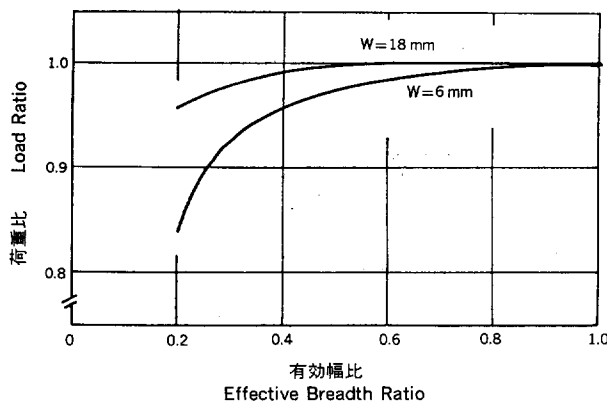


Fig. 3. 有効幅が釘着パネルの剛性に与える影響

W : 中央のたわみ, 試験体 : SD 90 F

Effect of effective breadth on stiffness of nailed panel.

W : deflection at midspan.

Test specimen : SD 90 F

第 2 の理由は、有効幅の寄与率に関するもので、Fig. 3 は有効幅を変えたときのパネル剛性の変化を示したものである。計算は 3・3 に述べる方法で行い、計算に用いた数値は、有効幅以外は、試験体 SD 90 F のものを用いている。この図から、有効幅が小さいうちはその少しの変化がパネル剛性に大きな影響を及ぼすが、有効幅が大きくなるにしたがって、その影響度は急速に減少することがわかる。この図は一つの例を示したものであるが、実際のパネルでも、有効幅はこの影響度が小さくなる範囲に設計されている場合がほとんどである。したがって、有効幅がスパンに沿って多少の変化をしようとも、これを一定とみなして計算することは、実用上、大きな誤差を与えないと考えられる。

3・3 釘着梁の計算式とその釘着パネルへの適用法

第 1 報で誘導した釘着梁の解法の概略は次のごとくである。

釘着梁が曲げられると釘接合部は迂りを生じる。この迂りは釘接合部にかかる剪断力に応じて大きくなるので、両者が丁度釣り合う条件を求めることが、この問題を解く一番の鍵となる。ところで釘接合部の迂りや剪断力は、接合部のスパン上の位置によって異なるので一概に求めることはできない。そこで、個々の釘接合部ごとに、力の釣り合いと変形の適合条件式を立て、それを連立に解くことになる。ところが、釘接合部の剪断力と迂りの関係は非線形であるので、その解法は非常に複雑である。

しかしながら、隣り合う釘接合部の迂りと剪断力の関係は簡単な式で表され、スパン最端の釘接合部の迂りを仮定すれば、2 番目の釘、3 番目の釘と言った具合に迂りと剪断力とが連鎖的に決まっていくので、次のような逐次近似法ですべての釘接合部の正しい迂りと剪断力の値を求めることができる。すなわち、連立方程式の一つを判別式として、連鎖的に得られた値をこれに代入し、判別式が希望の精度で満足するまで、初めの仮定値を動かしてやれば良い。

釘着梁のたわみは、釘接合部の剪断力から仮想仕事法で求めることができる。また、このたわみに対する荷重は、個々のラミナの抵抗モーメントと釘接合部の剪断力による偶力モーメントから計算することができる。

このような釘着梁の計算式を釘着パネルに適用するには、フランジ断面のとり方を次のようにすれば良

い。

フランジの不等な応力分布は軸力によるものであるから、断面積が関係する項は有効幅を用いて計算する。また、フランジ自身の曲げに対する抵抗モーメントは、その全幅に関係するので、断面2次モーメントの計算には実幅を用いる。

なお本論では、有効幅は AMANA らの式で計算し、接着パネルのスパン中央の値を用いた。また、リブが n 本あるときは、フランジを $1/n$ にした T 型パネルを考え、計算した荷重を n 倍する方法で解いた。

4. 実 験

4.1 試験体と試験方法

Fig. 4 および Table 1 に示す釘着パネルの曲げ試験を行った。リブは、自然乾燥されたベイツガの $2'' \times 4''$ 材で、釘着面における摩擦の影響を少なくするためにプレーナー掛けを行った。仕上り寸法は、幅 36.9 mm、せい 84.2 mm である。釘は CN50 を用い、単列に打った。

フランジには、公称厚さ 7.5 mm (実際の厚さ 7.9 mm) の構造用合板 (JAS 1 級, 特類, 樹種ラワン) を用い、その表板繊維方向をスパンに平行とした。フランジの幅は 450 mm である。

曲げ試験の方法を、Fig. 5 および Photo. に示した。スパンの長さは 1800 mm で、変形の測定方法等は、釘着梁の場合と同様である。荷重は、Photo. に示すように、リブの幅だけにかかるようにした。

Table 1. 釘 着 パ ネ ル 試 験 体
Test specimens of nailed panel.

試験体 Specimen	型式 Type	釘間隔 Nail spacing (mm)	荷重方式 Loading	リブ Rib E_b (kgf/cm ²)	スキン Skin				有効幅比 Effective breadth ratio
					E_b (kgf/cm ²)	E_l (kgf/cm ²)	E_r (kgf/cm ²)	G (kgf/cm ²)	
SS90C	SS	90	中央集中荷重 Central point	103600	103400	73800	67000	3850	0.559
SS90F	SS	90	4等分2点荷重 Two point	106800	99500	77400	58200	3880	0.550
DS90F	DS	90	"	120500	98500	71700	70000	3830	0.564
SD90C	SD	90	中央集中荷重 Central point	106400	114600	73800	67000	3850	0.552
SD45F	SD	45	4等分2点荷重 Two point	94800	100400	74200	68700	3250	0.514
SD64F	SD	64	"	97500	93200	73000	63000	3480	0.532
SD90F	SD	90	"	113400	117100	71400	60100	3860	0.559
SD150F	SD	150	"	92700	97400	71400	60100	3860	0.559
DD90F	DD	90	"	158100	211800	78400	58600	3360	0.509

E_b : 表板繊維方向の曲げヤング係数

MOE in bending parallel to the face-grain

E_l : 表板繊維方向の圧縮ヤング係数

MOE in compression parallel to the face-grain

E_r : 表板繊維に直角方向の圧縮ヤング係数

MOE in compression perpendicular to the face-grain

G: 剪断弾性係数

Shear modulus

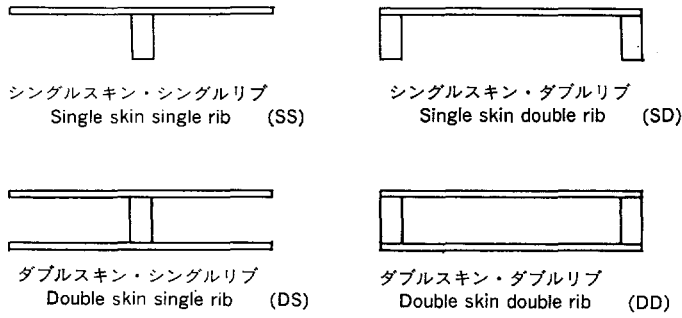


Fig. 4. 釘着パネルの種類
Type of nailed panel.

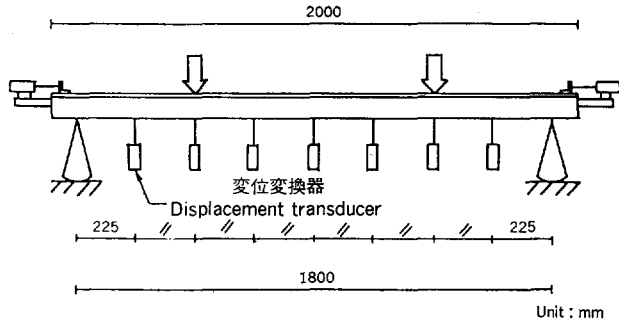


Fig. 5. 釘着パネルの曲げ試験方法
Bending test of nailed panel.

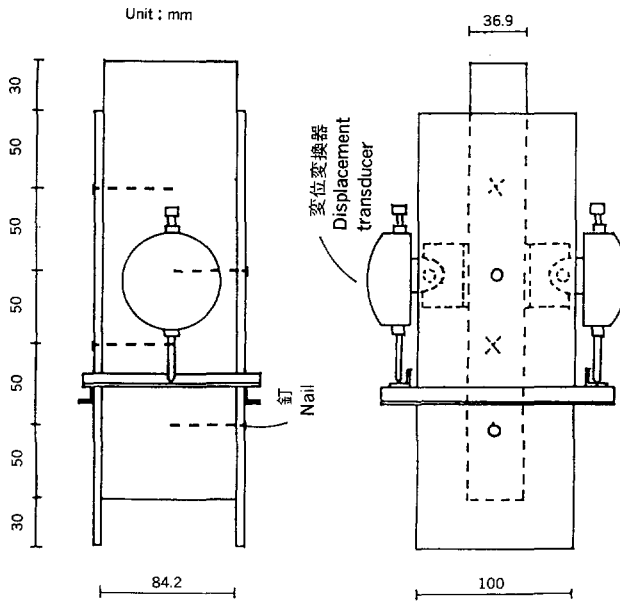


Fig. 6. 釘着パネルの釘接合部の試験方法
Nailed joint test of nailed panel.

なお、有効幅について検討する目的で、フランジに40~90枚の歪ゲージを貼って、歪の分布を求めたが、リブ近辺の歪が乱れ、正しい値が測定されていないと判断されたので、検討項目から除外した。

釘接合部の剪断力-変りの関係を求めるために、Fig. 6 に示す接合部の剪断試験を行った。

合板の表板繊維に平行方向、および直角方向のヤング係数を圧縮試験から求めた。合板は2枚を接着し、幅35mm、高さ90mmとした。歪みはゲージを貼って求めた。

合板の剪断弾性定数を、大熊幹章¹⁵⁾の提唱するLW改良法で求めた。

合板のポアソン比は、有効幅に、ほとんど影響を及ぼさないで、文献¹⁰⁾のデータを参考に0.3とした。

4.2 実験結果と考察

たわみについて 荷重-たわみ曲線を Fig. 7 に示した。この図から、3・3 で述べた釘着梁の理論から求めた値と実験値とは良く一致していること、また、近似式は理論式と差のない解を与えていることなどが看取される。

Table 2 は、たわみが6mm (スパンの1/300)、18mm (同1/100) 時の荷重について、実験値と計算値とを比較したものである。実験値と計算値との差は平均で、2%以下となっている。

Fig. 8 は、たわみ曲線 (スパン中央のたわみに対する比で示してある) を示したものである。

計算によると、たわみ曲線は、層間変りを伴わない一体の梁のそれより下にきているが、実験でもそれが正しく観測されている。但し、その差は僅少である。

釘着層の変りについて 釘着パネル端部の変りを Fig. 9 に示した。一部に、実験値と計算値との開きがあるものもあるが、全体的に良く適合している。

Fig. 10 は、コンパレータを用いて測定した変りのスパン上の分布の一例を示したものである。測定精度があまり高くないので、データのバラツキがあるが、変りの分布の形をよくとらえているといえる。

Table 2. 釘着パネルの耐力の計算値と実験値の比較
Comparison of calculated load with experimental load, nailed panel.

試験体 Specimen	W = 6 mm 時 at W = 6 mm		W = 18 mm 時 at W = 18 mm	
	$\frac{\text{実験値}}{\text{理論値}}$ Exp. load Theo. load	$\frac{\text{実験値}}{\text{近似式計算値}}$ Exp. load Approx. load	$\frac{\text{実験値}}{\text{理論値}}$ Exp. load Theo. load	$\frac{\text{実験値}}{\text{近似式計算値}}$ Exp. load Approx. load
SS90C	1.00	1.00	0.99	0.99
SS90F	0.91	0.90	0.92	0.92
DS90F	1.08	1.07	1.04	1.03
SD90C	1.00	1.00	0.99	0.99
SD45F	1.01	0.98	0.97	0.96
SD64F	1.02	1.00	1.00	0.99
SD90F	0.99	0.99	1.00	1.00
SD150F	1.00	0.99	1.01	1.01
DD90F	1.01	1.00	0.96	0.95
(Ave.)	1.00	0.99	0.99	0.98

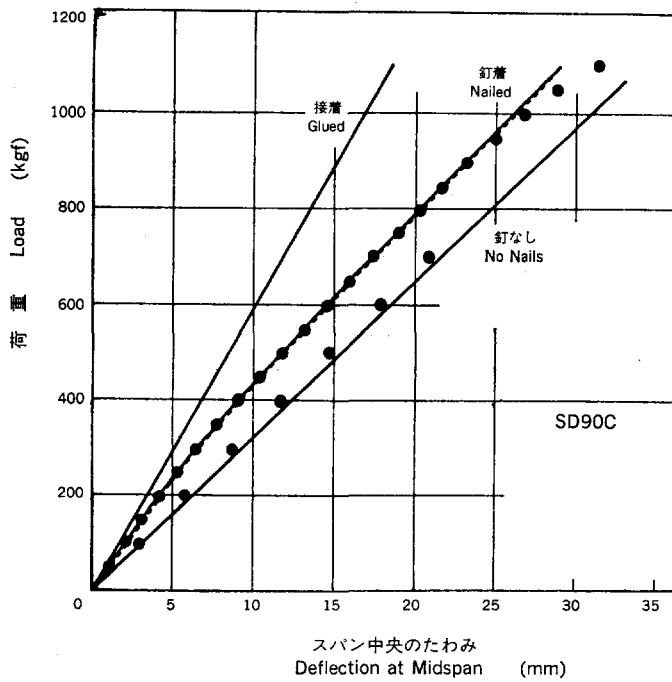
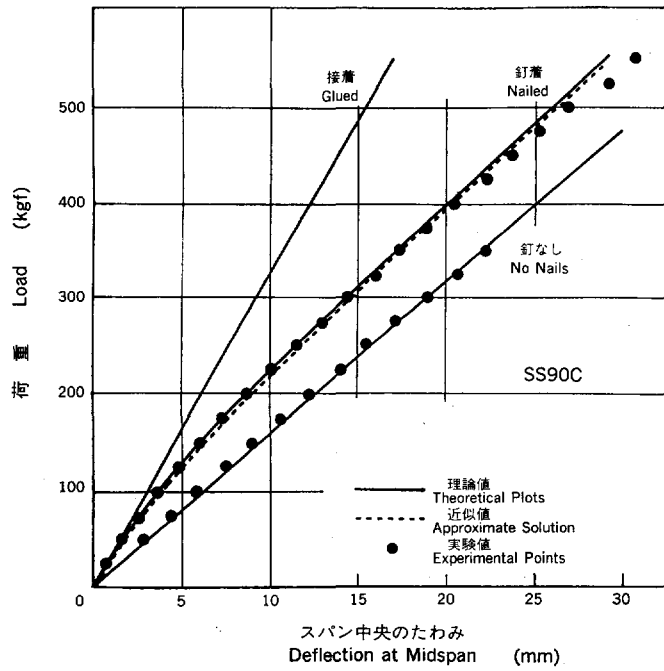


Fig. 7. 荷重-スパン中央のたわみ
Deflection versus load.

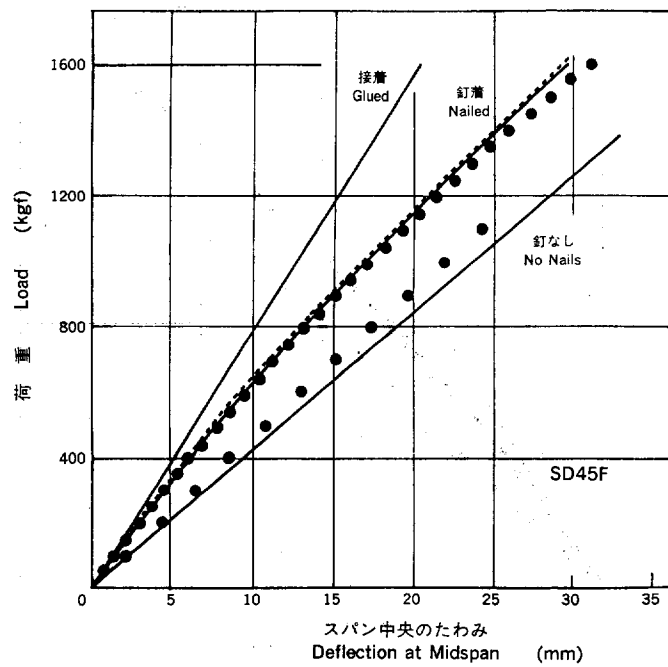
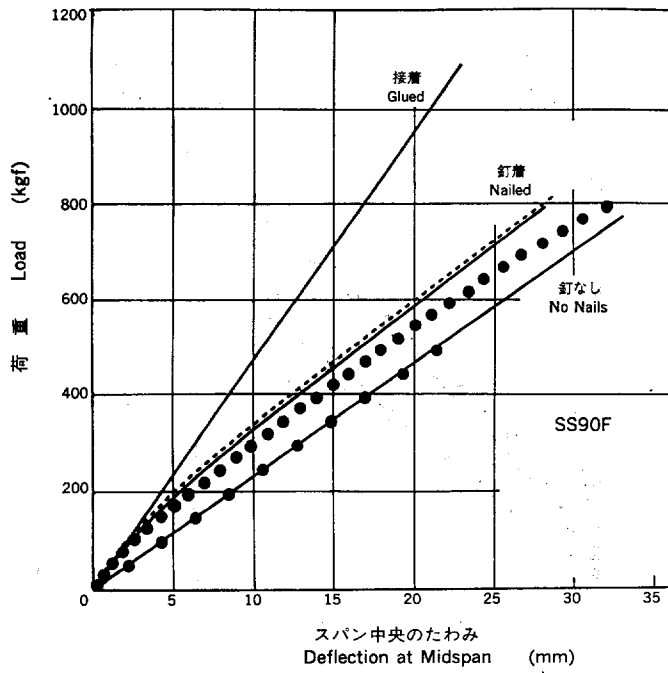


Fig. 7. (つづき) (Continued)

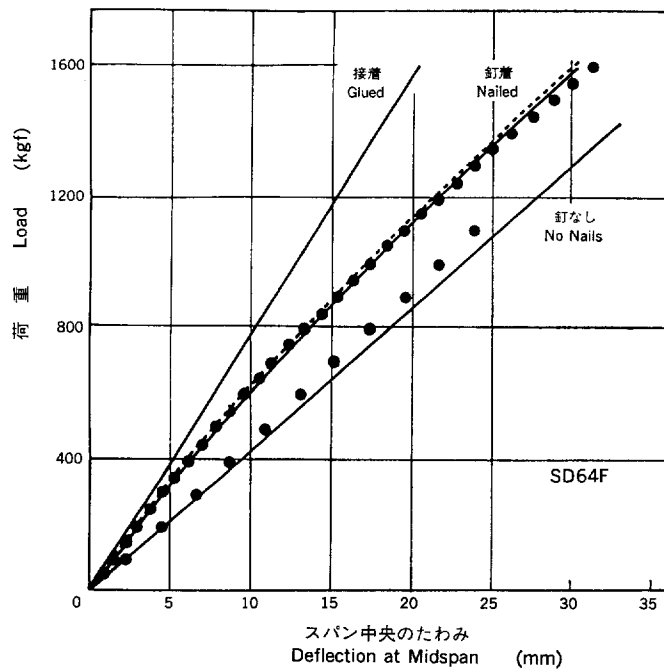
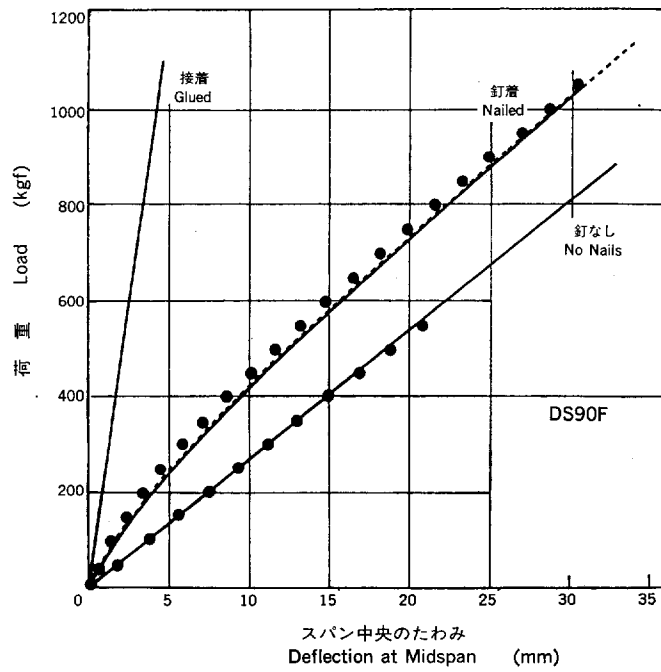


Fig. 7. (つづき) (Continued)

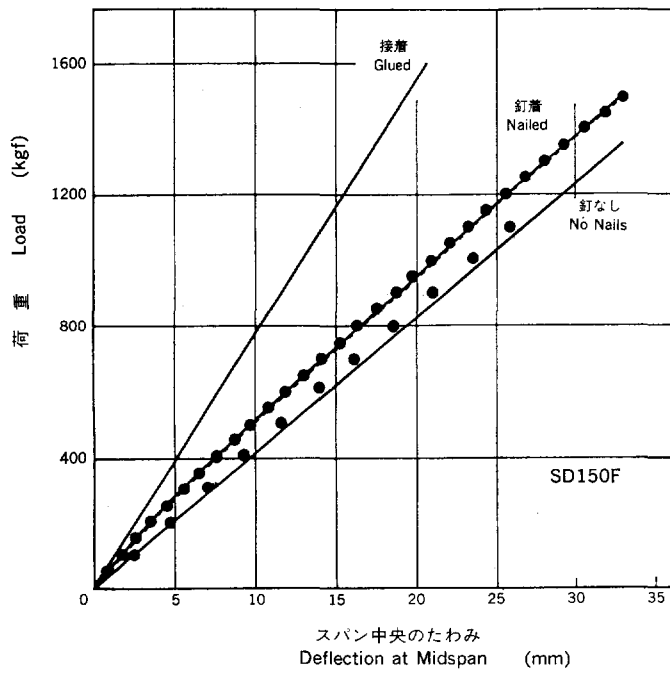
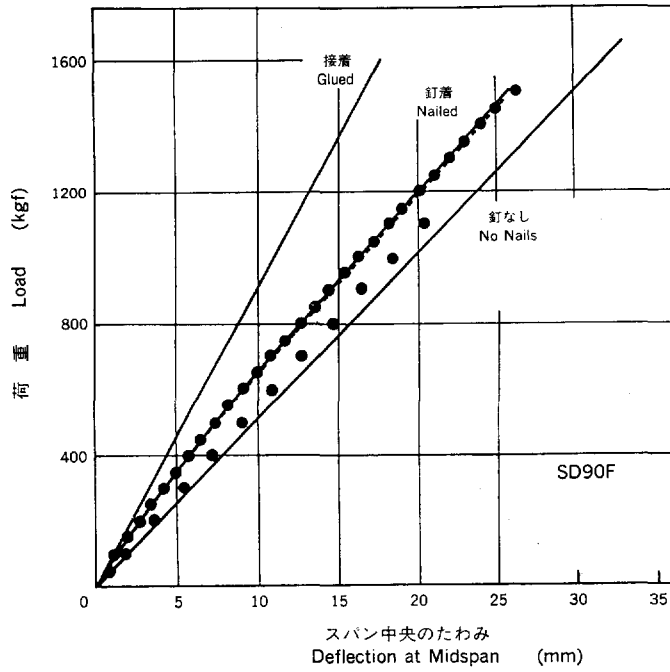


Fig. 7. (つづき) (Continued)

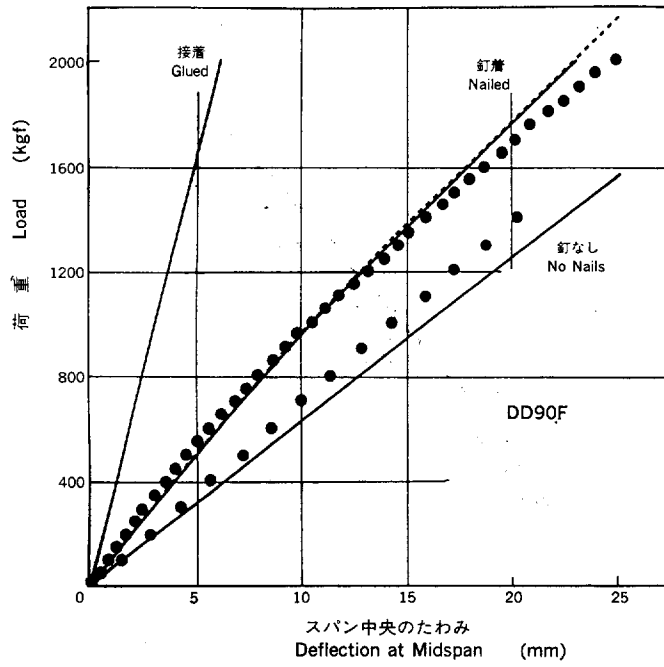


Fig. 7. (つづき) (Continued)

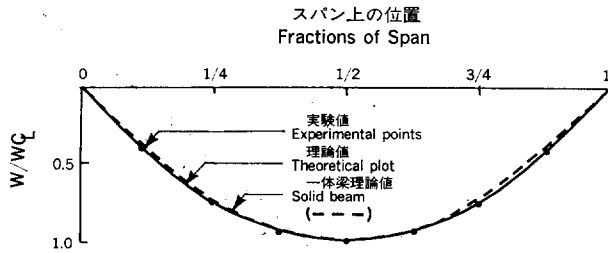


Fig. 8. 釘着パネルのたわみ曲線, 試験体: SD 90 F, 荷重: 450 kgf
 Typical deflection curve of nailed panel.
 Test specimen: SD 90 F, Load: 450 kgf

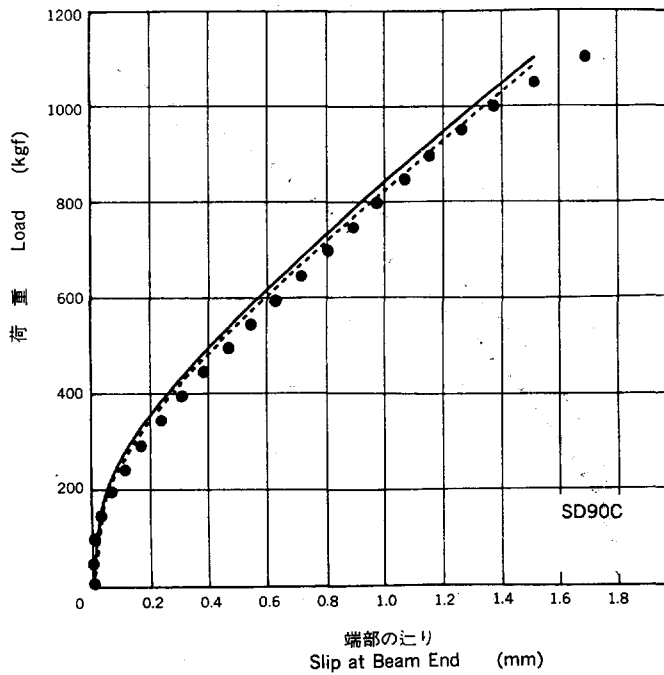
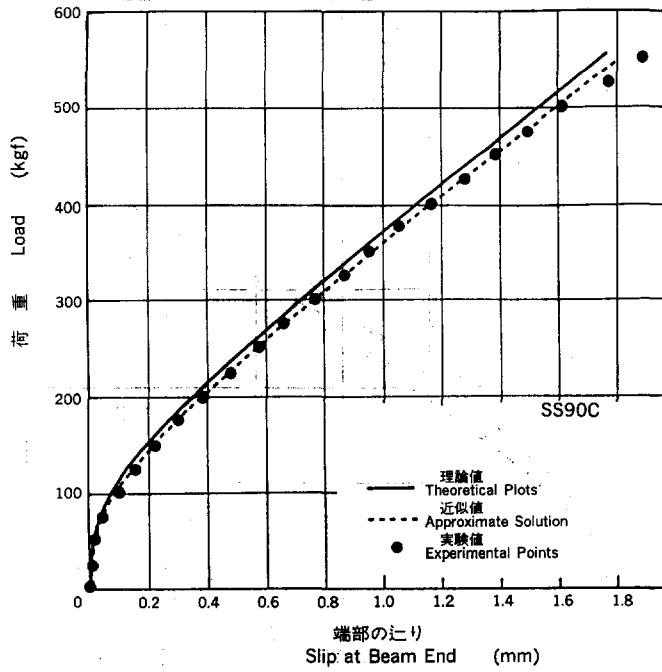


Fig. 9. 荷重-端部のたり
Slip at beam end versus load.

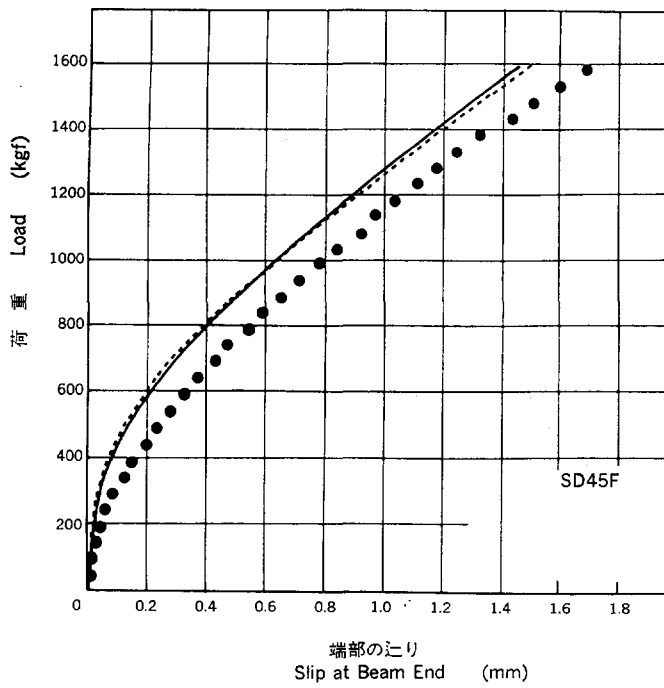
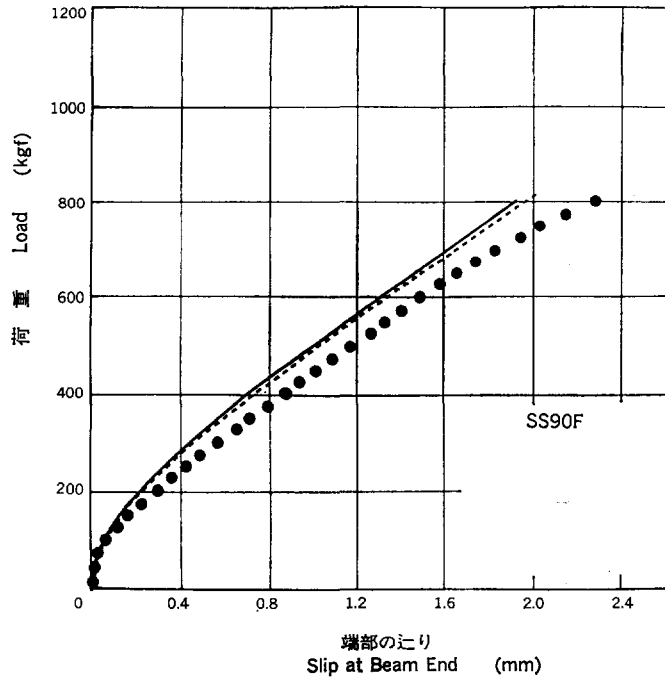


Fig. 9. (つづき) (Continued)

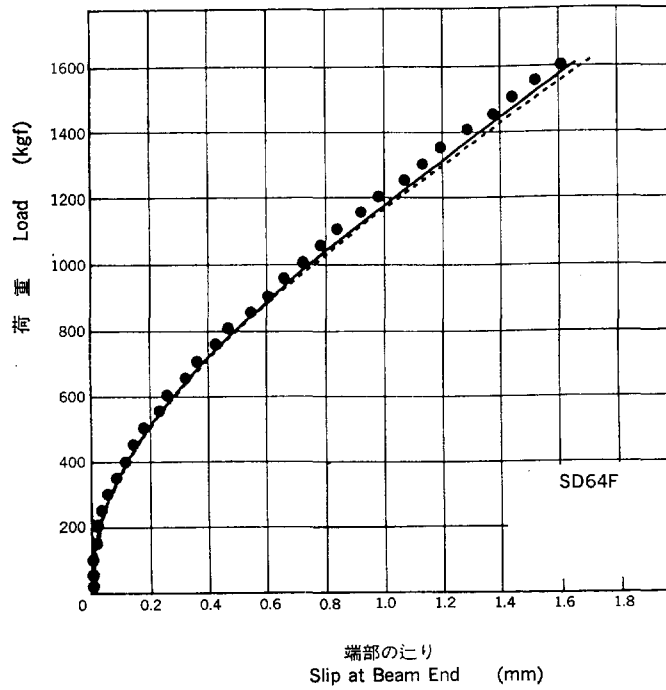
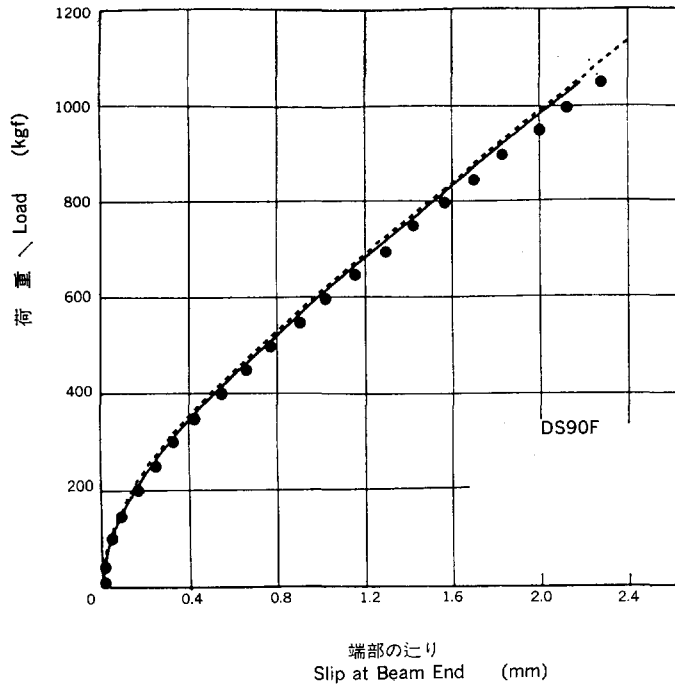


Fig. 9. (つづき) (Continued)

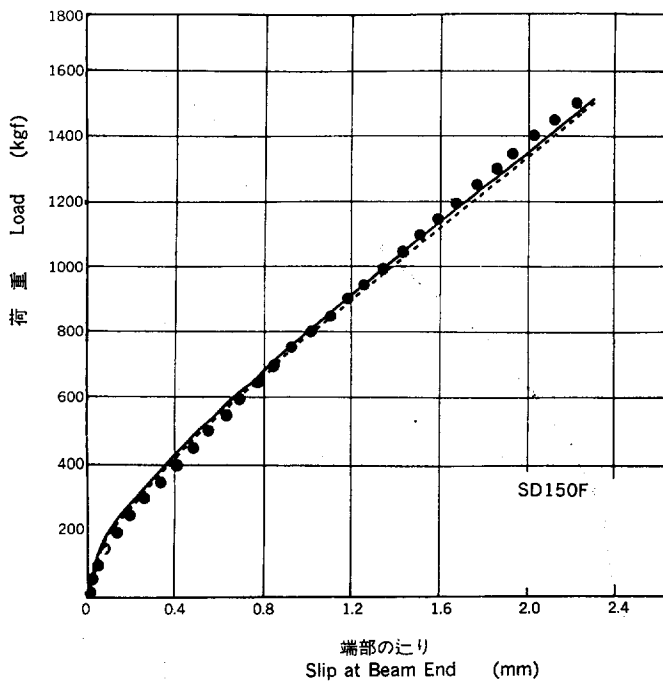
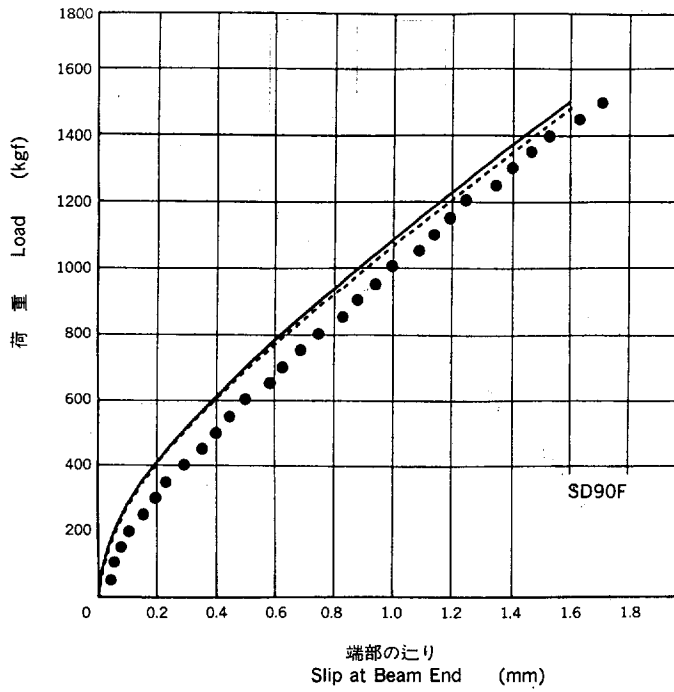


Fig. 9. (つづき) (Continued)

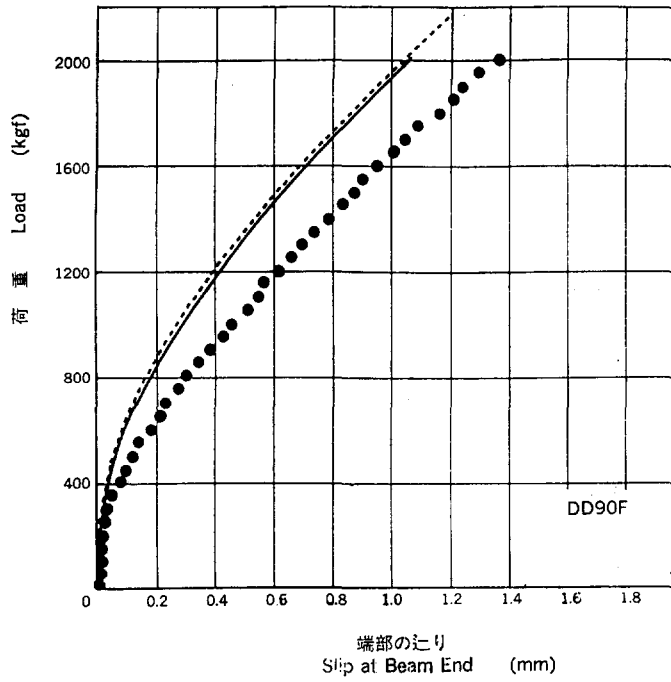


Fig. 9. (つづき) (Continued)

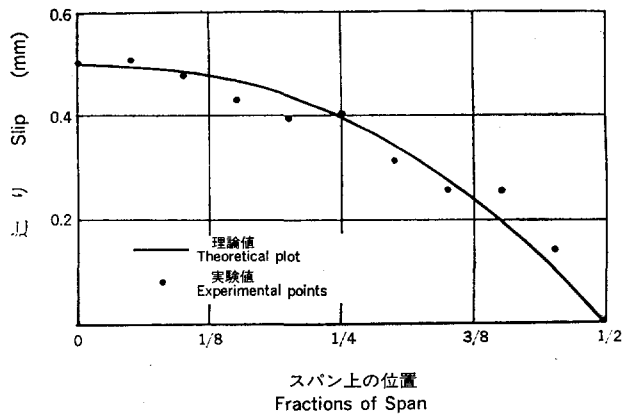


Fig. 10. 滑りのスパン上の分布, 試験体: SD 90 C, 荷重: 500 kgf
 Typical slip distribution along the span.
 Test specimen: SD 90 C, Load: 500 kgf

5. 数 値 実 験

この項では、パラメータの影響を調べるために数値実験を行った。試験体として、次に示す仕様のものを選んだ。

型 式	SS (T型パネル)
フランジ	厚さ 9 mm, 幅 450 mm, 有効幅比 0.55 曲げヤング係数 90000 kgf/cm ² スパン方向ヤング係数 (圧縮・引張) 70000 kgf/cm ²
リ ブ	せい 89 mm, 幅 38 mm 曲げヤング係数 90000 kgf/cm ²
釘	CN50, 試験体 S D 90 F の荷重一汜り特性を使用 間隔 90 mm

5.1 スパンの長さの影響

釘着パネルは、釘を打たずに重ねただけのパネルと、接着パネルとの中間の剛性を有する。そこで、前報の釘着梁のときと同様に、次の緊結度係数 K を考える。

$$K = \frac{P - P_0}{P_G - P_0}$$

ここで、 P : 釘着パネルの荷重

P_0 : 釘着パネルと同じたわみのときの、釘を打たないパネルの荷重

P_G : 釘着パネルと同じたわみのときの、接着パネルの荷重

K は、釘を打たないときゼロ、接着のとき最大値 1 となる。

Fig. 11 は、釘着パネルのスパン中央のたわみが 6 mm のときの緊結度係数の変化を示したものである。スパンが長くなると有効幅は大きくなる。ここではスパンの長さに応じた有効幅を用いて計算している。この図から釘着パネルは、釘着梁と同様に一定のたわみ制限の下では、スパンが長いほど有効であるといえよう。

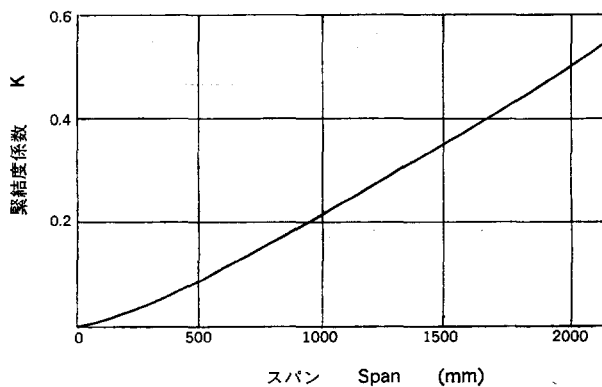


Fig. 11. スパン長さが緊結度係数に及ぼす影響
Effect of span length on K , an example.

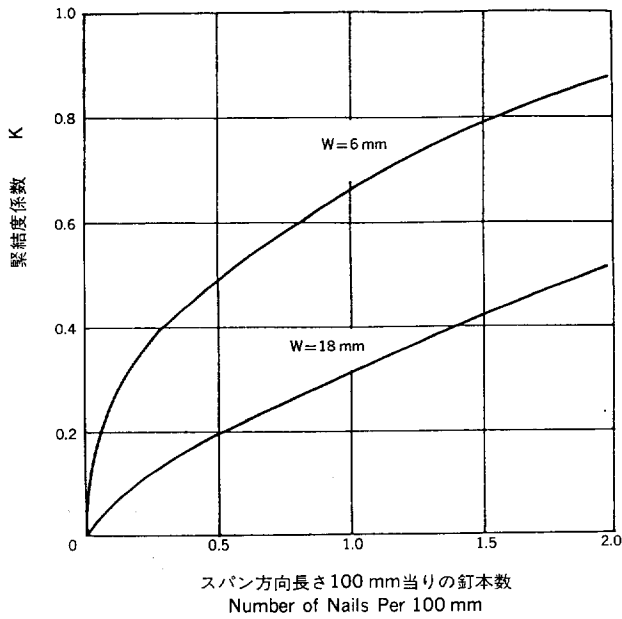


Fig. 12. 釘本数が緊結度係数に及ぼす影響
Effect of number of nails on K, an example.

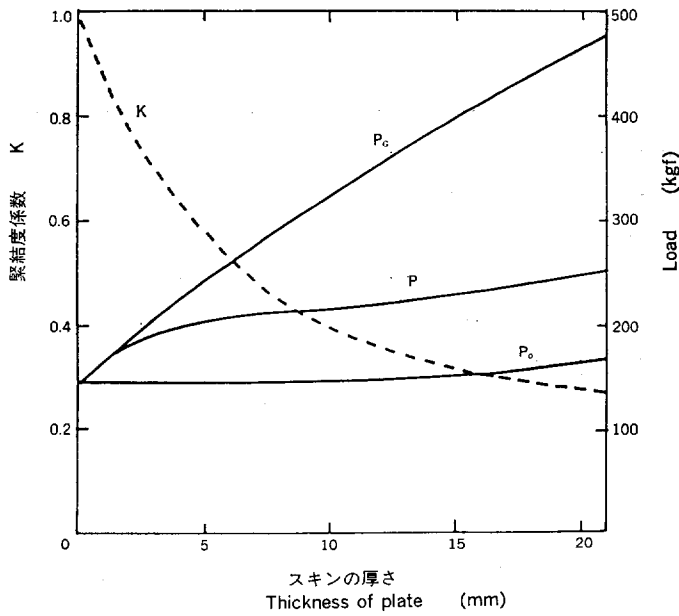


Fig. 13. スキン厚さが緊結度係数あるいは荷重に及ぼす影響, W = 6 mm のとき
Effect of thickness of plate on K. W = 6 mm.

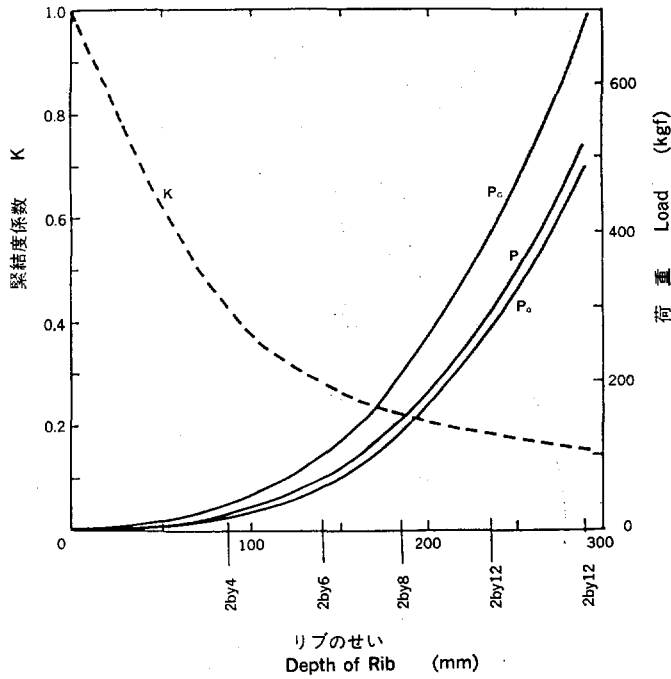


Fig. 14. リブせいが緊結度係数あるいは荷重に及ぼす影響, $W=6\text{ mm}$ のとき
Effect of depth of rib on K. $W=6\text{ mm}$.

5.2 釘間隔の影響

Fig. 12 は、スパンを 1800 mm として、釘本数を変えたときの緊結度係数の変化を示したものである。値は、スパン中央のたわみ W が 6 mm または 18 mm のときのものである。このパネルの場合、釘本数を増やしていくと、かなり直線的に緊結度係数が上昇することがわかる。

5.3 合板厚さの影響

Fig. 13 は、スパンを 1800 mm として、合板厚さを変えたときの緊結度係数の変化を示したものである。このとき、釘接合部の $q-S$ 曲線は合板厚さによらずに一定であるとして計算している。また、緊結度係数は、スパン中央のたわみが 6 mm のときの値である。

合板が厚くなれば、緊結度係数は急激に低下するが、これは P_G だけの急な増加によるものである。この図と Fig. 12 とを併せてみると、合板を厚くするより、釘本数を増した方が効果の大きいことを示している。

5.4 リブせいの影響

Fig. 14 は、スパンを 1800 mm として、リブせいを変えたときの緊結度係数の変化を示したものである。値はスパン中央のたわみが 6 mm のときのものである。

リブせいが大きくなると、緊結度係数は急激に低下している。また P_G と P_0 とを比べると、リブせいが大きくなっても比較的接近している。このことは、釘本数を増やすなどして緊結度係数を大きくしても、剛性の上昇はあまり期待できないことを示唆している。

このことと、5・3の項で得られた知見を総合すれば大きなリブせいの場合、ストレス・スキン効果を高めるには、釘本数を増やすだけでなく、合板を厚くする必要があることがわかる。

5・4 枠組壁工法の床および耐力壁のたわみ

住宅金融公庫の床根太スパン表には、接着剤を併用する場合を除いて、面材のストレス・スキン効果は算入されていない。しかしながら、釘打ちだけの場合でも、同効果により実際のたわみは許容値より小さくなると考えられる。

いま、Hem-Fir 2級の床根太を455 mmピッチに配し、厚さ12 mmの構造用合板(1級)釘打ちした床を例にとり、許容されるフルスパンに設計荷重がかかったときのたわみを計算してみる。ただし、ここで計算できるたわみは、実際の施工とは異なり、継ぎ目のない合板が張られた場合の値である。したがって、実際のたわみはもっと大きくなると思われるが、その下限値を与える意味で参考となろう。

計算に用いた弾性定数は以下のとおりである。根太の曲げヤング係数=80 tonf/cm²、合板の曲げヤング係数(表板繊維に直角方向)=35 tonf/cm²(以上はJASによる)、合板の引張・圧縮ヤング係数(表板繊維に平行および直角方向)=45 tonf/cm²、合板の剪断弾性係数=4 tonf/cm²(以上は建築学会の木構造設計規準による)。また、釘接合部の荷重一辺り特性は、試験体SD90Fのものを使用し、釘間隔は150 mmとした。

金融公庫のスパン表によると、許容スパンは、2'×8'材の場合2.66 m、2'×8'材の場合3.49 mで、これらの値は、たわみ制限(スパンの1/300で、それぞれ8.87 mm、11.6 mm)から計算されている。これに対して、ストレス・スキン効果を考慮して計算したたわみは、同じスパンのとき、7.08 mm(2'×6'材)、9.07 mm(2'×8'材)で許容たわみに対して、ほぼ20%小さな値となる。なお、このときの緊結度係数Kは、約0.4である。

次に、同じく枠組壁工法の耐力壁の風圧力によるたわみを計算する。耐力壁の例として、Hem-Fir 2級の2'×4'材を縦枠として455 mm間隔に配し、これに厚さ7.5 mmの構造用合板(1級)を縦張りしたものを考える。

計算に用いた弾性定数は、合板のヤング係数を除いて、床の場合と同じである。合板のヤング係数は、厚さと、スパンに対して張られる方向とが床の場合とは異なるので、次の値を用いた。曲げヤング係数(表板繊維に平行方向)=70 tonf/cm²(JASによる)、引張・圧縮ヤング係数(表板繊維に平行方向)=55 tonf/cm²、同(表板繊維に直角方向)=35 tonf/cm²(以上は建築学会の木構造設計規準による)。釘接合部の荷重一辺り特性は、床の場合と同様に、試験体SD90Fのものを用いた。また、釘の間隔は、金融公庫仕様書では合板の外周で100 mm、中通りで200 mmとなっているので、中間をとって150 mmとした。合板を上下枠にとめている釘の効果は無視した。

風圧力を $60\sqrt{4}\times 0.8=96\text{ kgf/m}^2$ とし、許容たわみをスパン(2400 mm)の1/150とすると、ストレス・スキン効果は無視した場合、この耐力壁は、自身が受ける1.51倍の風圧力を負担することができる。なお、この0.51倍の余力について説明すると、この余力は、風圧力に対して十分に抵抗できない開口壁が受ける力を、代わりに負担するために用いられるものである。

ストレス・スキン効果を考慮した場合、負担できる風圧力は自身が受ける値の2.07倍となるので、それを無視した場合の37%増となる。なお、このときの緊結度係数Kは0.33となった。

6. 結 論

釘着パネルのフランジ軸方向力は、幅方向に不均等に分布するが、その分布を等分布と仮定した力学的に等価な「有効幅」を実幅の代わりに考えることによって、釘着パネルを一種の釘着梁とみなすことができる。そこで、弾性方程式を解いた AMANA らの理論から有効幅を求め、前報で誘導した釘着梁の理論を適用した。AMANA らの理論では、有効幅は釘接合部の剛性によって影響を受け、またスパンに沿って多少の変化をする。しかしながら、釘着パネルの場合、有効幅の多少の変化はパネル剛性に与える影響が小さいことが計算で確かめられたので、釘接合部の剛性を無限大（接着パネルに相当）としたときのスパン中央における有効幅を用いて計算した。

実験を行って、この計算方法の適合性を検討した結果、釘接合部の迂りやパネルのたわみの非線形の性状が良く予測できることがわかった。

さらに、釘間隔、フランジの厚さ、リブのせいなどのパラメータを変えた数値実験を行った。その結果、フランジを厚くするより釘間隔をつめた方が剛性の増加は大きいこと、リブのせいが大きいときは、釘間隔をつめるだけでなくフランジも厚くする必要があることなどがわかった。

引 用 文 献

- 1) NEWMARK, N. M., D. P. SIESS, and I. M. VIEST : Tests and Analysis of Composite Beams with Incomplete Interaction. Proceedings, Society for Experimental Stress Analysis, 19(1). (1951)
- 2) TIMOSHENKO, S. P : Theory of Elastic Stability. McGraw-Hill. 1~541, (1961)
- 3) 坪井善勝 : T梁に関する理論的研究, 建築学会論文集, 21, 195~204, (1941)
- 4) 坪井善勝 : T梁に関する理論的研究(II), 建築学会論文集, 26, 105~109, (1942)
- 5) 坪井善勝 : T梁に関する理論的研究(III), 建築学会論文集, 26, 110~115, (1942)
- 6) MÖHLER, K. G. ABDEL-SAYED and J. EHNBECK : Zur Berechnung Doppelschaliger, Geleimter Tafelemente. Holz als Roh-u, Werkst. 21(8), 328~333, (1963)
- 7) AMANA, E. J. and L. G. BOOTH : Theoretical and Experimental Studies of Nailed and Glued Plywood Stressed-skin Components : Part I, Theoretical Study. J. of the Institute of Wood Sci., 4(1), 43~69, (1967)
- 8) AMANA, E. J. and L. G. BOOTH : Theoretical and Experimental Studies of Nailed and Glued Plywood Stressed-skin Components : Part II, Experimental Study. J. of the Institute of Wood Sci., 4(2), 19~34, (1967)
- 9) 杉山英男 : 合板を接着した木質ストレート・スキン・パネルの曲げ剛性とその影響因子に関する実験的研究—木構造の新しい設計体系確立のための提案と考察 (第 12 報), 日本建築学会論文報告集, 203, 13~28, (1973)
- 10) 平嶋義彦 : 木質パネルの曲げに関する研究, 林試研報, 255, 1~21, (1973)
- 11) 安藤直人, 杉山英男 : 合板を釘打ちしたストレート・スキン・パネルの曲げ性状, 木材誌, 26(10), 679~685, (1980)
- 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, 北大演習林報, 38(1), 99~120, (1981)
- 13) DAWSON, P. R. and J. R. GOODMAN : Variability Simulations of Wood Joist Floor Systems. Wood Sci., 8(4). 242~251, (1976)
- 14) TREMBLAY, G. A., J. R. GOODMAN and M. E. CRISWELL : Nonlinear Analysis of Layered T-beams with Interlayer Slip. Wood Sci., 9(1). 21~31 (1976)
- 15) 大熊幹章 : 合板の機械的性質に関する研究, 東大演習林報, No. 63, (1967)

Nonlinear Analysis of the Nailed Stressed-Skin Panel II
Application of the theory of nailed layered beam
to the nailed stressed-skin panel

Fumio KAMIYA⁽¹⁾

Summary

The objective of this study is to develop a procedure for predicting the nonlinear bending behavior of the nailed stressed-skin component. This component might be regarded as a kind of nailed layered beam. When it is subjected to external loads, the direct forces in the plane of the plate are not uniformly distributed over the width of the plate. Because of this, the analytical procedure for predicting the nonlinear bending behavior of the nailed layered beam which has been developed in the first part of this study is not applicable directly to the component. However, to use the concept of the Effective breadth, assumptive uniformly stressed width, instead of the actual width of the plate makes the procedure applicable to the nailed stressed-skin component. In other words, the component can be regarded as the nailed layered beam with the effective breadth. The effective breadth is obtained by Amana and Booth's theory. The experiments which were conducted to examine the validity of the procedure showed that it gave excellent agreements with the experimental results. The solution was used for investigating the effect of some parameter on the stiffness, and some useful information for designing the component were given

Received December 27, 1983

(1) Wood Utilization Division

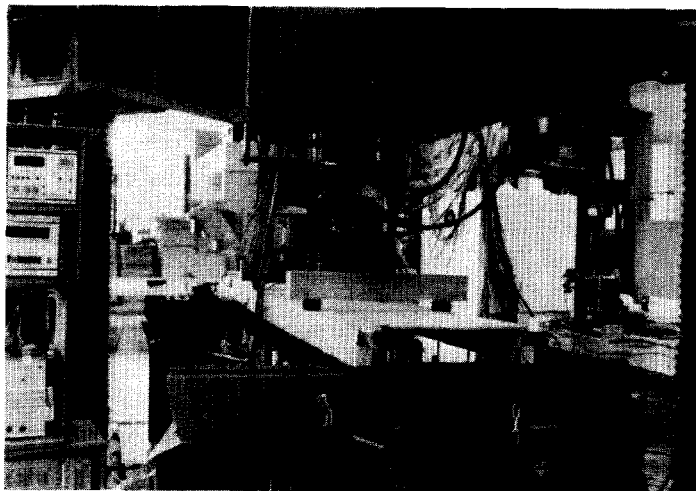


Photo. 1 釘着パネルの曲げ試験
Bending test of the nailed panel.