

カラマツ釘着ラチス梁の製造と性能 (第3報)^{*1}

- ラチス梁の剛性・耐力に及ぼす腹材コーナーフィンガー
ジョイントの効果^{*2}

小松幸平 倉田久敬

1. はじめに

ラチス梁はトラス梁(平行弦トラス)の1形態で、ジグザグ状の腹材によって上下弦材がつづり合わされた組み立て梁である。

我々が現在開発中^{(1),(2)}のラチス梁も、外見上は、従来からのワーレン型と呼ばれるトラス梁と同じであるが、細部の構造に大きな特徴がある。それは、腹材が角度の付いたミニフィンガージョイント(これをコーナーフィンガージョイント: corner finger joint: CFJと記す)によって連続一体化され、それが更に皮材に釘着されている点にある。

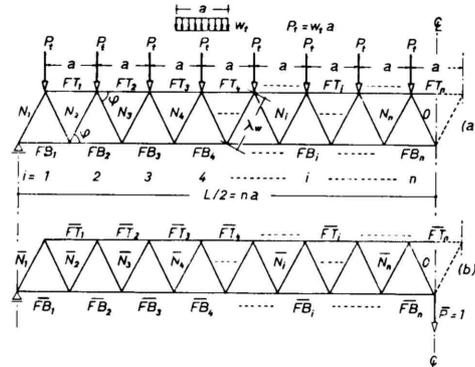
このような腹材構造を採用した理由はカラマツのねじれ狂いの抑制を第1に考えたからである。すなわち、組み立てられたラチス梁がねじれようとする場合、心になるべき腹材は互にバラバラであるよりも、連続一体化されてねじれに対し少しでも抵抗するような構造である方が望ましかろうと考えたからである。

この当初の思惑が妥当であったかどうかについてはまだ実験的裏付けは得られていない。しかし、2次的効果として期待されるラチス梁の曲げ性能に及ぼす効果については、一部実験的裏付けを得ている。そして、結果の一部を既に日本木材学会北海道支部大会(昭和55年10月、旭川市)で発表した。

本報告は、同発表会講演集⁽³⁾で検討しなかった等分布荷重を受ける一般的設計条件の場合も含めて、ラチス梁の曲げ性能に及ぼすCFJの効果について、理論的、実験的な検討を加えたものである。

2. 計算式の誘導

以下においては、CFJを有するラチス梁を単にラチス梁と称する。また従来からの独立した斜材で構成されているラチス梁をトラス梁と称する。



第1図 完全ピントラスの軸力図。(a)等分布荷重の場合、
(b)スパン中央に仮定力 $\bar{P}=1$ が作用する場合
Fig. 1 Axial member force diagram of idealized
pin-connected truss. (a) in case of uniformly
distributed load. (b) in case of virtual force
at midspan.

2.1 等分布荷重を受けるトラス梁のたわみ及び比例限度荷重の算定式

2.1.1 スパン中央のたわみ

対象とするトラス梁は第1図(a)に示すワーレントラスである。前提条件として、全スパンを通じ節点間隔は一定値(但し節点の偏心はないものとする)、斜材角度は λ 、1節点あたりに打たれる釘本数は m 、そして設計用等分布荷重 w (kg/cm)は根太を通じて節点に集中荷重として作用するものとする。なお、解析の都合上、端根太からの荷重の寄与は無視した。

本節で用いるトラス梁に関する後藤の計算法^{(4),(5),(6)}は次のように要約される。実際の節点荷重 P ($P=wa$ 、 w :設計用等分布荷重、 a :節点間隔=根太1本の荷重負担幅)に対し、 $P_t=(1-g)P$ なる荷重が完全ピントラスの変形に費やされ、残り gP なる荷重が「通し弦材」の曲げ変形に振り向けられる。そしてスパン中央においてピントラスとしてのたわみと「通し弦材」のたわみが一致するとの条件から未知数 g

*1「ラチス梁に関する研究」というこれまでの主題目を表記のごとく改め、本報を第3報とした。

*2 結果の一部を日本木材学会北海道支部講演集第12号に投稿した。

が決定され、トラス梁としての真のたわみが求まる。

さて、第1図(a)に注目する。節点荷重Ptを受ける完全ピントラスの上弦材軸力、下弦材軸力、斜材軸力をそれぞれFTi, FBi, Niと定義する。半スパンの長さをL/2=naと定義すれば、これらの軸力は次の一般式で表現できる。

$$FT_i = (Pt / \tan \varphi) (2i - 1) \dots \dots \dots (1)$$

$$FB_i = (Pt / \tan \varphi) \{ (2i - 1) n - i(i - 1) \} \dots \dots \dots (2)$$

$$N_i = (Pt / \sin \varphi) (n + 1 - i) \dots \dots \dots (3)$$

i = 1 ~ n

次に、第1図(b)に示すように、スパン中央の下弦材節点に仮想力 P=1を作用させた場合、各軸力は以下の一般式で表現できる。

$$FT_i = (1/2 \tan \varphi) (2i) \dots \dots \dots (4)$$

$$FB_i = (1/2 \tan \varphi) (2i - 1) \dots \dots \dots (5)$$

$$N_i = (1/2 \sin \varphi) \dots \dots \dots (6)$$

仮想仕事の原理によれば、完全ピントラスのスパン中央たわみは次式で算定される。

$$\delta_t = \Delta \delta_T + \Delta \delta_B + \Delta \delta_w + \Delta \delta_s \dots \dots \dots (7)$$

$$\Delta \delta_T = \sum_{i=1}^{n-1} (FT_i) (\overline{FT}_i) \frac{2a}{E_T A_T} + (FT_n) (\overline{FT}_n) \frac{a}{E_T A_T}$$

(上弦材からの寄与) \dots \dots (8)

$$\Delta \delta_B = \sum_{i=1}^n (FB_i) (\overline{FB}_i) \frac{2a}{E_B A_B}$$

(下弦材からの寄与) \dots \dots (9)

$$\Delta \delta_w = (N_1) (\overline{N}_1) \times \left[\frac{2\lambda_w}{E_w A_w} + \sum_{i=2}^n (N_i) (\overline{N}_i) \frac{2 \times 2\lambda_w}{E_w A_w} \right]$$

(腹材からの寄与) \dots \dots (10)

$$\Delta \delta_s = 2 \times 2 \times \sum_{i=2}^n \overline{N}_i \Delta s_{s-T} + 2 \times 2 \times \sum_{i=1}^n \overline{N}_i \Delta s_{s-C}$$

(節点からの寄与) \dots \dots (11)

ここで、 Δs_{s-T} は引張斜材節点の変位、 Δs_{s-C} は圧縮斜材節点の変位で、軸力 N_i と変位の間に以下の比例関係を仮定した。

$$\Delta s_{s-T} = \frac{N_i}{K_s (m/2)} \dots \dots (12) \quad \Delta s_{s-C} = \frac{N_i}{k_c} \dots \dots (13)$$

Ks: 釘のとり係数 (slip modulus of nail)
m/2: 1本の引張斜材の軸力を負担する釘本数

(number of nails subjected to tensile force in a diagonal)

kc: 突付け仕口のめり込み係数 (assumed constant of embedment for chord-diagonal compressive joint)

式(1)~(6)及び(12), (13)を式(7)~(11)に代入すると次式を得る。

$$\delta_t = \frac{5 a P t n^4 \sum E_i A_i}{6 \tan^2 \varphi E_T A_T E_B A_B} + P t n^2 \left\{ \frac{a \sum E_i A_i}{\tan^2 \varphi E_T A_T E_B A_B} + \frac{\lambda_w}{E_w A_w \sin^2 \varphi} + \frac{1}{\sin^2 \varphi} \left(\frac{1}{k_c} + \frac{2}{m K_s} \right) \right\} + \frac{P t n}{\sin^2 \varphi} \times \left(\frac{1}{k_c} - \frac{2}{m K_s} \right) \quad (i = \text{TorB}) \dots \dots \dots (14)$$

ここで、

$$n = L/2a, \quad a = 2g/\tan \varphi, \quad P_t = a w t = a(1 - \alpha_g)w,$$

$$g_T = g \frac{E_B A_B}{\sum E_i A_i}, \quad g_B = g \frac{E_T A_T}{\sum E_i A_i} \quad (i = \text{TorB}) \dots \dots (15)$$

の関係をを用いると、

$$\delta_t = \frac{5 w t L^4}{384 g_T g_B \sum E_i A_i} (1 + F_{s-d} + Z_d) \dots \dots (16)$$

$$F_{s-d} = \left(\frac{a}{L} \right)^2 \left\{ \frac{24}{5} + \frac{96 g_T g_B \lambda_w \sum E_i A_i}{5 a^3 \sin^2 \varphi E_w A_w} + \frac{96 g_T g_B \sum E_i A_i}{5 a^3 \sin^2 \varphi} \left(\frac{1}{k_c} + \frac{2}{m K_s} \right) \right\} \dots \dots \dots (17)$$

$$Z_d = \frac{192 g_T g_B \sum E_i A_i}{5 L^3 \sin^2 \varphi} \left(\frac{1}{k_c} - \frac{2}{m K_s} \right) \quad (i = \text{TorB}) \dots \dots \dots (18)$$

一方、「通し弦材」が単純重ね梁として δ_t と同じだけたわむのに必要な荷重を $w_t = w \alpha_g$ とすれば、

$$\delta_t = \frac{5 w \alpha_g L^4}{384 \sum E_i I_i} \quad (i = \text{TorB}) \dots \dots \dots (19)$$

式(16)と(19)が δ_t と一致するとの条件より α_g を解けば、

$$\frac{\alpha_g}{\sum E_i I_i} = \frac{1 + F_{s-d} + Z_d}{(EI)_t (1 + \gamma_d)} \dots \dots \dots (20)$$

ただし、

$$(EI)_t = E_T (I_T + A_T g_T^2) + E_B (I_B + A_B g_B^2) = \sum E_i I_i + g \sum E_i A_i g_i - g_T g_B \sum E_i A_i \quad (i = \text{TorB}) \dots \dots \dots (21)$$

$$\gamma_d = 2 g_T g_B \frac{\sum E_i A_i}{(EI)_t} - g \frac{\sum E_i A_i g_i}{(EI)_t} + (F_{s-d} + Z_d) \frac{\sum E_i I_i}{(EI)_t} \dots \dots (22)$$

式(20)を式(19)に代入すれば、 t は最終的に次式で

表現される。

$$\delta_t = \frac{5 w L^4}{384 (EI)_t} \left(\frac{1 + F_{s-d} + Z_d}{1 + \chi_d} \right) \dots\dots\dots (23)$$

2.1.2 比例限度荷重

斜材の軸力をNとすると、1本の釘が受ける力PN

は

$$PN = N / (m / 2) \dots\dots\dots (24)$$

第1図 (a) に示すように、Nの最大値Nmaxは、

$$N_{max} = N1 = nPt / \sin \dots\dots\dots (25)$$

pNが釘の短期一面せん断耐力sPに達した時点をと

ラス梁の比例限度と仮定すれば、

$$(wL)p - t = sP \cdot m \cdot \sin \dots\dots\dots (26)$$

但し、上式はw wtと仮定したので、設計上安全側の算定式である。

2.2 等分布荷重を受けるラチス梁の場合

式の誘導については文献⁷⁾による

ものとし、最終結果のみ記す。

2.2.1 スパン中央のたわみ

$$\delta_L = \frac{5 w L^4}{384 (EI)_L} \left\{ 1 + \frac{48}{5 L^2} \times \frac{(EI)_L}{(\Gamma_w g^2)} \right\} \dots\dots\dots (27)$$

2.2.2 比例限度荷重

$$(wL)_{P-L} = sP \cdot \left(\frac{2 mg}{a} \right) \dots\dots\dots (28)$$

ただし、

$$(EI)_L = (EI)_t + E_w I_w e_r \cos \varphi \dots\dots\dots (29)$$

$$\frac{1}{\Gamma_w g^2} = \frac{a}{g^2} \left(\frac{1}{2 \eta} + \frac{2}{m K_s} \right) \dots\dots\dots (30)$$

(上弦と下弦のKsは同じと仮定)

$$\eta = \frac{E_w A_w}{\lambda_w} \left\{ \cos^2 \varphi + \left(\frac{h_w}{\lambda_w} \right)^2 e_r \cdot \sin \varphi \right\} \dots\dots\dots (31)$$

(節点の相対回転角はゼロと仮定)

更に、釘の諸係数や耐力等は弾性床理論の最近の発展成果^{8),9),10)}を引用して算出する。すなわち、

$$sP = F_{cT}, \quad \gamma = 2.253 d^{1.75} k_o^{-0.25},$$

$$K_s = 1.1266 d_o^{1.75} k_o^{0.75}, \quad k_o = E / \alpha, \quad \alpha = A + Bd,$$

$$d : \text{径釘 (nail diameter)}, F_c = \epsilon_o E \dots\dots\dots (32)$$

ここで、A, Bは実験定数で、道産気乾 N 材の場合、中谷の値¹⁰⁾が良く合うことが多い。しかし、本論文では、供試梁の高含水率を考慮して第4表に示す実測値を用いた。

2.3 4点曲げ荷重の場合

この場合の算定式³⁾を第1表に示した。

3. 結果及び考察

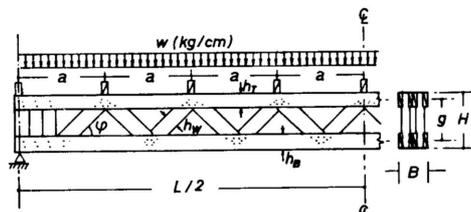
3.1 実大梁を想定した計算結果

第2図は住宅用床梁としての利用を目指して現在開発を進めているラチス梁である。本節では、第2表に示したこのラチス梁の設計データ⁷⁾を用いてのがラチス梁に及ぼす効果を計算によって推定した。第3図は式(23), (26)~(28)で算出された結果を基に作図した梁の「荷重 - たわみ」関係図である。計算によれ

第1表 4点曲げ荷重を受けるラチス梁とトラス梁のたわみ及び比例限度耐力の算定式

Table1. Equations for predicting midspan deflection and load at proportional limit of the lattice girder and/or truss girder subjected to four - points bending load .

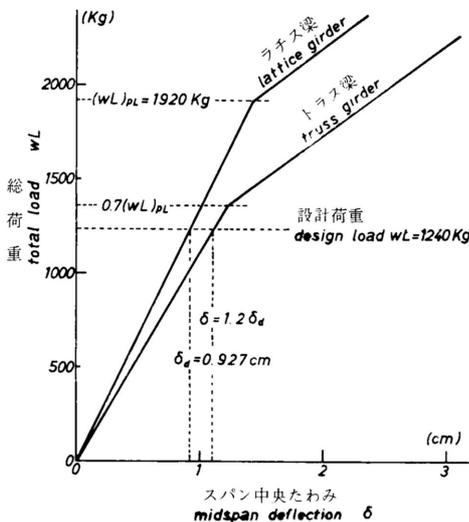
	トラス梁(CFJなし) truss girder with independent diagonals	ラチス梁(CFJあり) lattice girder with webs connected by CFJ
スパン中央たわみ midspan deflection	$\delta_t = \frac{P \beta}{48 (EI)_t} \left(\frac{1 + F_{s-r} + Z_r}{1 + \chi_r} \right) \dots\dots\dots (33)$	$\delta_L = \frac{P \beta}{48 (EI)_L} \left\{ 1 + \frac{24 l_s (EI)_L}{\beta (\Gamma_w g^2)} \right\} \dots\dots\dots (34)$
比例限度荷重 load at proportional limit	$P_p = s P m \sin \varphi \dots\dots\dots (35)$	$P_p = s P \frac{2 mg}{a} \dots\dots\dots (36)$
	$F_{s-r} = \left(\frac{l_s}{\beta} \right) \left\{ a^2 + \frac{48 g r g_B \lambda_w \Sigma E_i A_i}{a \sin^2 \varphi E_w A_w} + \frac{48 g r g_B \Sigma E_i A_i}{a \sin^2 \varphi} \left(\frac{2}{m K_s} + \frac{1}{k_c} \right) \right\} \dots\dots\dots (37)$ $Z_r = \frac{24 g r g_B \Sigma E_i A_i}{\beta \sin^2 \varphi} \left(\frac{1}{k_c} - \frac{2}{m K_s} \right) \dots\dots\dots (38)$ $\chi_r = \left\{ 2 g r g_B \frac{\Sigma E_i A_i}{(EI)_t} - g \frac{\Sigma E_i A_i g_i}{(EI)_t} \right\} + (F_{s-r} + Z_r) \frac{\Sigma E_i I_i}{(EI)_t} \dots\dots\dots (39)$ <p>$\beta = 3 l_s L^2 - 4 l_s^3$ l_s: セン断スパン distance from support to loading point in four-points bending test.</p>	



第2図 住宅用床梁として設計されたラチス梁 (データは第2表に示す)
Fig. 2 Lattice girder designed as a residential floor beam (data are shown in Table 2)

第2表 住宅用床梁として設計されたラチス梁のデータ
Table 2. Data of lattice girder designed as a residential floor beam.

ラチス梁 lattice girder	スパン span $L=364\text{cm}$ 梁せい depth $H=30\text{cm}$ 梁幅 $B=13.6\text{cm}$ 斜材角度 angle of diagonal $\phi=45^\circ$ 節点間隔 panel distance $a=45.5\text{cm}$
弦材 chord	材せい depth $h_T=h_B=8.0\text{cm}$ 総幅 total width $b_T=b_B=2.3 \times 4=9.2\text{cm}$ 断面積 cross sectional area $A_T=A_B=73.6\text{cm}^2$ 断面2次モーメント moment of inertia $I_T=I_B=392.5\text{cm}^4$
腹材 web	材せい depth $h_w=7.8\text{cm}$ 総幅 total width $b_w=3.8 \times 2=7.6\text{cm}$ 有効断面2次モーメント effective mement of inertia $I_{weff}=240.4\text{cm}^4$ 有効断面積 effective cross sectional area $A_w=47.4\text{cm}^2$
その他 others	心々梁せい center to center distance between chords $g=22\text{cm}$ $g_T=g_B=11\text{cm}$ 斜材長さ length of diagonal member $\lambda_w=g/\sin 45^\circ=31.11\text{cm}$ 釘 nail=CN90 (16d bright, common wire nails) 釘本数/節点 number of nails per panel point $m=33$ (1面せん断釘に換算 as single shear nail) 設計荷重 design load $w=3.4134\text{kg/cm}$ 設計用すり係数 slip modulus for design $K_s=1500\text{kg/cm}$ 設計用ヤング係数 M.O.E for design $E=60 \times 10^9\text{kg/cm}^2$ 仮定 assumption : $2/mK_s=1/k_c$



第3図 計算によって推定された住宅用床梁の「荷重-たわみ」関係図。ここで、トラス梁とはCFJで腹材が連結されていない梁を意味する。
Fig. 3 "Load-deflection" diagram of residential floor beam (refer to Fig. 2) predicted with derived eqs (23), (26)~(28). where, "tuss girder" has independent diagonals not connected by CFJ.

ば、設計荷重レベルでのCFJの効果は20%程度で極めて有利とは言いが、一応の効果は認められる。一方、比例限度に及ばず効果は約41%で安全性の面やクリープ性能の面でかなりの有効性を発揮するものと期待される。なお、この傾向はスパンや梁せいを変化

させて計算してもほとんど同じものであった。

3.2 実験によるCFJの効果の検討

3.2.1 供試材料

弦材：水性ビニルウレタン樹脂接着剤によって高含水率時に縦接合及び積層接着した2層積層材で、仕上り断面は7.7cm x 4.3cmである。

腹材：同上の接着剤によって生材時に斜材角度45°のCFJで連続一体化した。なお、斜材の仕上り断面は3.8cm x 7.8cmである。

釘：エアネイラー専用のCN50相当釘を1節点の片面あたり10本打った。

3.2.2 実験方法及び試験体

第4図に示す試験体を18体作成し、以下の手順でトラス梁試験体(T-No.)とラチス梁試験体(J-No.)に分類した。

最大200kgまでの荷重レベルで全試験体の剛性試験を行い、バネ定数の最も似た試験体2体を1組として9組のグループに分類した。

1対の試験体のうち、バネ定数のやや大きい方の試験体のこの部分を手のこで切断した。以後、CFJを切断したグループをトラス梁試験体として取り扱った。

CFJを切断しなかったラチス梁9体(J1~J9)とトラス梁9体(T1~T9)について、全く同一の条件で曲げ破壊試験を行い、同一番号同士性能の相対評価を行った。なお、剛性試験、並びに破壊試験の要領は第4図に示す通りである。

3.2.3 計算式の適合性

第3表に4点曲げ試験の結果と誘導した諸式の適合性を示す。計算に用いた各試験体の基礎材質のうち、弦材の曲げヤング係数だけは梁の組立前に、すなわち高含水率時に、測定した値である。その他の材質につ

第3表 4点曲げ試験における計算値と実測値の適合性
Table 3. Compatibilities between calculated values and observed ones in case of four-points bending test.

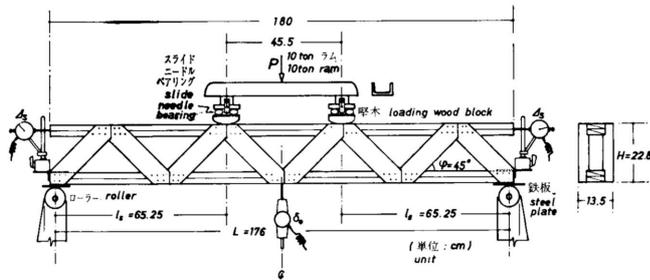
No.	曲げヤング係数 $M.O.E.$ E_T E_B (10^8 kg/cm^2)	計算値 calculated values				実測値 observed values				計算値/実測値 calculated/observed							
		バネ定数 spring const. $P_{0.2}/\delta_0$ (kg/cm)	変位一定時の荷重 loads at some deflections $P_{0.2}$ (kg)	比例限度 P.L. P_p (kg)	最大耐荷重 max. load $3.5P_p$ (kg)	バネ定数 spring const. $P_{0.2}/\delta_0$ (kg/cm)	変位一定時の荷重 loads at some deflections $P_{0.2}$ (kg)	最大耐荷重 max. load $P_{0.6}$ (kg)	最大耐荷重 max. load P_{max} (kg)	$\left(\frac{P_0}{\delta_0}\right)_{ca.1} \cdot \frac{(P_{0.2})_{cal.}}{(P_{0.2})_{obs.}} \cdot \frac{(P_{0.4})_{ca.}}{(P_{0.4})_{obs.}} \cdot \frac{(3.5P_p)_{cal.}}{(P_{max})_{obs.}}$	$\left(\frac{P_0}{\delta_0}\right)_{obs.}$						
J 1	52.3	1205	241	482	723	503	1761	1173	250	410	550	1758	1.027	0.964	1.176	1.315	1.002
2	53.7	1237	247	495	742	514	1799	1207	250	415	560	1610*	1.025	0.988	1.193	1.325	1.117*
3	53.3	1233	247	493	740	523	1831	1277	240	415	575	2054	0.965	1.029	1.188	1.287	0.891
4	66.1	1404	281	562	842	617	2160	1331	260	440	575	1655*	1.055	1.081	1.277	1.464	1.305*
5	55.7	1269	254	508	761	535	1873	1418	280	460	610	1904	0.895	0.907	1.104	1.248	0.984
6	71.6	1466	293	586	880	651	2279	1464	295	470	620	2030	1.001	0.993	1.247	1.419	1.123
7	72.5	1475	295	590	885	657	2300	1510	280	470	630	2168	0.977	1.054	1.255	1.405	1.061
8	66.1	1399	280	560	839	606	2121	1540	245	435	580	2134	0.908	1.143	1.287	1.447	0.994
9	59.6	1325	265	530	795	571	2000	1646	240	435	600	1665*	0.805	1.104	1.218	1.325	1.201*
平均 Mean	61.2	59.6											0.962	1.029	1.216	1.359	1.009
T 1	62.7	1355	179	358	536	418	1463	1177	200	330	450	1420	1.151	0.895	1.085	1.191	1.030
2	95.0	1300	172	343	515	433	1365	1250	200	315	400	1308	1.040	0.860	1.089	1.288	1.044
3	54.7	1263	167	334	500	375	1313	1293	170	290	410	1330	1.024	0.982	1.152	1.220	0.987
4	59.6	1315	174	347	521	400	1400	1408	180	335	440	1480	0.934	0.967	1.036	1.184	0.946
5	51.4	1179	156	311	467	385	1173	1446	210	330	435	1322	0.815	0.743	0.942	1.074	0.887
6	57.9	1292	171	341	512	391	1369	1467	165	275	380	1394	0.881	1.036	1.240	1.347	0.982
7	62.0	1344	177	355	532	410	1435	1527	140	260	375	1532	0.880	1.264	1.365	1.419	0.937
8	73.4	1494	197	394	591	482	1687	1582	170	295	410	1592	0.944	1.159	1.336	1.441	1.060
9	73.4	1464	197	394	591	482	1687	1833	160	290	400	1460	0.815	1.231	1.359	1.478	1.132
平均 Mean	61.6	62.4											0.943	1.015	1.178	1.294	1.001

注) a) eq.(34), b) eqs.(33), (34), c) eqs.(35), (36).

J-No.の試験体はラチス梁 Specimens with J-No. indicate lattice girders with webs connected by CFJ.

T-No.の試験体はトラス梁 Specimens with T-No. indicate truss girders with independent diagonal.

* 桁材フィンガージョイントで破壊した値で、集計から除外した。Fractures occurred at finger joints of chords performed at high moisture content, thus these data were excluded from summation.



第4図 ラチス梁(トラス梁)の4点曲げ試験方法と測定機器類の取付け位置
Fig. 4 Four-points bending test on lattice or/and truss girder and location of measuring instruments.

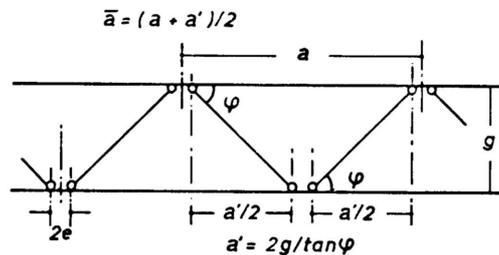
いては、破壊試験終了後に非破壊部分より所定の小試片を採取して測定した。これら供試材料の基礎材質についてはまとめて第4表に示した。数値計算上最も重要な値の一つである“elastic bearing constant” k_{0i} ($i=0.1$)については、繰り返し負荷時に決定される値 k_{01} を用いた。その理由は Foschi & Bonac⁽¹¹⁾ が指摘したように、「材中に打ち込まれた釘は、その時点ですでに第1回目の面圧を木材に与えている」と考えた方が、そう考えないよりは少なくともより合理的であると思われたからである。また、今回の供試梁のように、斜材の軸線と弦材の軸線とが1点で交わらず、いわゆる「偏心」節点を形成する場合には、節点間距離 a の定義の仕方によって計算結果に若干の違いが生じる。そこで本報告では、既往の結果³⁾を参考にして第5図に示す $\bar{a} = (a + a')/2$ を節点間距離と定義

した。

今回の供試体は試験時含水率が高く、荷重のかけ始めから非線形の度合いが強かった。そのため、荷重-たわみ関係の傾きや比例限度荷重を決定することはできなかった。そこで、剛性に関しては変位一定時の荷重によって計算値の適合性を検討した。第3表から分かるように $P_{0.4}$ 、

$P_{0.6}$ の適合性が悪い。これは非線形性の強い釘着梁の挙動を弾性に基いた計算式で予測したことによる当然の結果と考えられる。

一方、梁の最大耐力は釘の理論的一面せん断耐力 sP を媒介としてかなりの適合度で予測できることが



第5図 偏心節点を有するトラス梁の節点間距離の定義
 $2e$: 「偏心距離」

Fig. 5 Definition of panel distance in truss girder with eccentric panel points, where, $2e$ is distance of eccentricity at panel point. (\bar{a} was used in calculations)

第4表 供試材料の基礎材質

Table 4. Some basic properties of materials used in the experiment.

項目 Item	a) r_u	b) u (%)	c) R_w (mm)	d) E_b (10^3 kg/cm^2)	e) E_c (10^3 kg/cm^2)	f) F_c (kg/cm^2)	g) h) F_c/E_c (10^3 kg/cm^3)	i) k_{0-0}	j) k_{0-1}	k) α_{-0} α_{-1} (cm)	l) τ_s (kg/cm^2)	m) WF (%)
平均値 mean	0.47	16.2	5.0	60.8	71.7	290.9	0.6042	4.55	12.85	15.9 5.6	197.9	95
最小値 min.	0.41	13.3	2.3	48.1	45.3	250.0	0.0029	2.72	9.11	11.5 3.6	45.2	15
最大値 max.	0.57	19.1	7.7	73.4	103.9	391.5	0.0065	5.99	18.70	27.4 8.8	139.0	100
標準偏差 S.D.	0.03	1.5	1.1	7.5	16.8	30.4	0.0009	0.88	2.14	4.3 1.2	25.0	30
測定数 number of data	36	36	72	36	36	36	36	36	36	36 36	36	36

注) a)比重 specific gravity, b)含水率 moisture content, c)平均年輪幅 annual ring width d)曲げヤング係数(高含水率時) M. O. E. at high moisture content, e)縦圧縮ヤング係数 modulus of elasticity in compression parallel to grain, f)縦圧縮強度 max. crushing strength in compression parallel to grain, g)材質指標 a ratio available for predicting F_c through M. O. E., h) i)カラマツ-CN65系の“elastic bearing constant” elastic bearing constant of larch-CN65 system, j) k)面圧凹み係数 effective foundation depth, 添字 0 は初回, 1 は繰り返し負荷時の値, subscript - 0 indicates first loading, - 1 indicates cyclic loading, l)接材積層接層のブロックせん断強度 block-shear strength (ASTM D905) of glue-joint in laminated chords, m)木破率 wood failure.

認められた。中谷, 沢田¹⁰⁾によると, 釘の最大耐力 P_m は sP の3.3倍程度と報告されている。本報告では, これをWood handbook¹²⁾に従って3.5倍と仮定したものである。ここで興味あることは, 米国方式の実測せん断力 $P_{0.38}$ は本質的に弾性床理論によるBPと同程度の値ではないだろうかという点である。先の中谷, 沢田の報告¹⁰⁾では, この関係はどちらかと言えば否定的のようであるが, 著者らは, 追補に示す考え方も成立するのではないかと考えている。一方, この問題とは別に, 釘着組み立て梁の破損条件を常に釘だけに求

めるのは片手落ちのように思われる。なぜならば, 構造物の破損はその変形とも密接関に係しており, 部材自身の破壊条件も同時に考慮する必要があると考えられるからである。

3.2.4 CFJがラチス梁の曲げ性能に及ぼす効果

第5表はラチス梁とトラス梁の曲げ性能を実験結果によって比較したものである。ここで, $P_{0.2}$ はたわみ=0.2cm時の荷重で, 各試験体の剛性を表わす尺度として採用した。また, 破壊時のたわみ \max は, 破壊までに貯えられたエネルギー U と共に, 梁の「粘り」

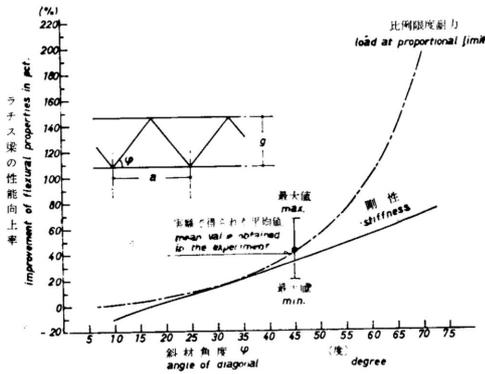
を評価する指標として採用した。今回の実験結果を第5表の平均値によってみれば, CFJを施すことによってラチス梁の曲げ性能は, 耐力・剛性で4割以上, 粘りにおいてもかなりの向上が見込めるということが分かる。むろん, この傾向は梁の諸元が変われば変わるものである。第6図はその変化の様子を斜材角度を変化させて計算したものである。なお, この計算には第4表に示す供試ラチス梁の実測データの平均値を用いた。計算によれば, 斜材角度が大きくなるほどラチス梁の曲げ性能に及ぼすCFJの効果が大きく表わられることが分かる。

最後に, このような性能の向上がどのようなメカニズムでもたらされるかについて若干の考察を付け加えてみたい。第7図は, 実験したラチス梁 (CFJ有り) とトラス梁 (CFJなし) の斜材の変形の様子を示したものである。図から分かるように, トラス梁の場合, 腹材がそれぞれ単独に引張節違い, 若しくは圧縮節違いとして機能するため, 弦材に対する斜材の相対変位は斜材軸方向の \pm りとなって表われる。トラス梁のたわみは式(7)に示したように節点の変位による寄与を考慮せねばならないが, 木造トラスの場合, 実際にはこの節点の変位による寄与がトラスのたわみの大

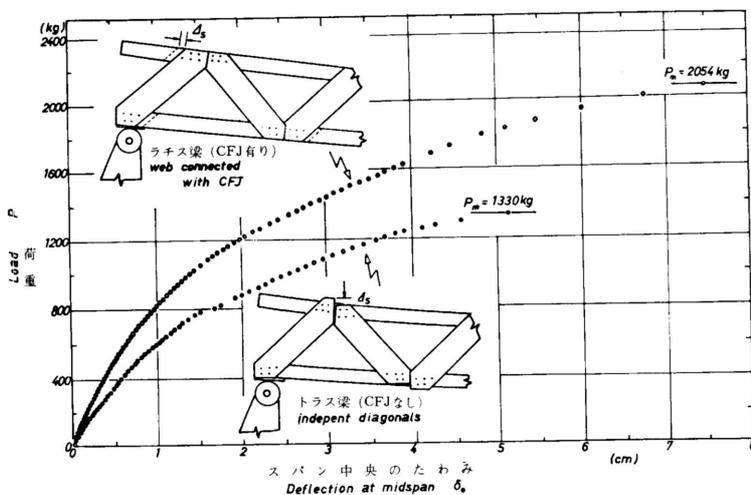
第5表 CFJがラチス梁の曲げ性能に及ぼす効果 (実験結果)
Table5. Effect of CFJ on the flexural properties of lattice girder (experimental verification)

供試材 Specimens	たわみ 0.2cm時の荷重 load at 0.2cm deflection	最大 荷重 max. load	最大 たわみ at max. load	破壊までに 貯えられた エネルギー energy stored up to failure	
	$P_{0.2}$ (kg)	P_{max} (kg)	δ_{max} (cm)	U (kg·cm)	
ラチス梁 lattice girders with webs connected by CFJ	J 1	250	1758	7.00	8973
	2	250	1610 *	4.46 *	4946 *
	3	240	2054	7.56	10933
	4	260	1655 *	5.10 *	5102 *
	5	280	1904	7.00	9604
	6	295	2030	6.45	8934
	7	280	2168	7.90	12299
	8	245	2134	7.00	10249
	9	240	1665 *	3.82 *	4265 *
トラス梁 truss girders with independent diagonals	T 1	200	1420	5.15	4976
	2	200	1308	6.00	5437
	3	170	1330	5.12	4693
	4	180	1480	6.25	6261
	5	210	1322	6.40	6325
	6	165	1394	5.76	5322
	7	140	1532	6.25	6371
	8	170	1592	5.45	5713
	9	160	1490	5.12	4852
	(%)	(%)	(%)	(%)	
$(J_i/T_i-1) \times 100$	i=1	25.0	23.8	35.9	80.3
	2	25.0	23.1 *	-25.7 *	-9.0 *
	3	41.2	54.4	47.7	133.0
	4	44.4	11.8 *	-18.4 *	-18.5 *
	5	33.3	44.0	9.4	51.8
	6	78.8	45.6	12.0	67.9
	7	100.0	41.5	26.4	93.1
	8	44.1	34.0	28.4	79.4
	9	50.0	11.7 *	-25.4 *	-12.1 *
平均値 mean value	49.1	40.6	26.6	84.3	
標準偏差 standard deviation	25.0	10.5	14.4	27.6	

注) *は第3表参照 refer to Table 3 for *



第6図 ラチス梁の曲げ性能に及ぼす CFJ の効果
Fig. 6 Effect of CFJ on the flexural properties of lattice girder.



第7図 ラチス梁及びトラス梁の曲げ変形挙動の典型例
Fig. 7 Typical example of flexural deformations. upper fig. is lattice girder and lower fig. is truss girder.

部分を占めている。したがって、斜材角度が増加すると節点の数が増え、トラス梁としてのたわみを一層増大させ、性能の絶対的低下につながる。

一方、CFJを有するラチス梁の場合、斜材同士がかなり剛に連結されているため、個々の斜材の動きは相互に抑制されてしまう。その結果、斜材として動き得る余地は腹材全体が1つの連続体としてスパン方向にずれる以外にはない。このような腹材の挙動は合板ウェブを弦材に釘着した充腹梁において見られるものである。そして、このような場合、釘を密に打った方が腹材

のずれ変位、すなわち充腹梁としてのせん断たわみは減少する。ラチス梁の場合、斜材角度が大きくなると節点間隔が短くなり、釘を密に打った効果となって性能の絶対的向上につながる。以上の結果、斜材角度の増大に伴ってトラス梁の性能は低下し、逆にラチス梁の性能は向上する。むろん、相反する影響を及ぼす要因もあるが、全体的なつり合いの結果として、第6図に示す相対的な性能向上傾向が得られるものと考えられる。

4. まとめ

本報告では、角度付きのミニフィンガージョイント (CFJ) で連続一体化された腹材が弦材に釘着されたラチス梁を取り上げた。そして、そのCFJがラチス梁の曲げ性能に及ぼす効果を理論的、実験的に検討した。すなわち、後藤のトラス梁に関する計算法を利用して、等分布荷重、並びに4点曲げ荷重を受けるトラス梁のたわみ算定式を閉じた形で導いた。

住宅用床梁として設計されたラチス梁の性能に及ぼすCFJ効果を計算によ

って推定した。その結果、剛性で20%、比例限度荷重で41%の性能向上が期待された。

CFJを有する小型ラチス梁とCFJを手のこで切断した小型トラス梁について、スパン178cmで4点曲げ試験を行い性能を相対的に評価した。その結果、CFJの効果によってラチス梁の曲げ性能は剛性で52%、最大荷重で41%、破壊までに貯えられるエネルギーで84%、そして最大荷重時のたわみで27%程度、それぞれ向上することが認められた。また、実験結果の妥当性は計算によっても確認された。

5. 追補

弾性床式によれば、 $K_s = 1.1266 d^{1.75} k_o^{0.75}$ —① $sP = 2.253 F_o d^{1.75} \cdot k_o^{-0.25}$ —② sP 時のり量を sA とすれば、 $sA = sP / K_s = (2.253 F_o d^{1.75} k_o^{-0.25}) / (1.1266 d^{1.75} k_o^{0.75}) = 2 F_o / k_o = 2 (F_o / E) \alpha = 2 \epsilon_o \alpha$ —③ カラムツの場合 $\epsilon_o \approx 0.0042$, エゾ・トドマツの場合 $\epsilon_o \approx 0.0033$, として $sA = 0.038 \text{cm}$ とすれば③式より逆に、

$$\alpha = 4.52 \sim 6.3 \text{cm} \text{---} ④$$

この値は、実際の継手の一面せん断試験から十分に逆算され得る値である。したがって、 $sA = 0.038 \text{cm}$ 時の釘耐力 $P_{0.38}$ と sP が等しくなる可能性は否定できない。また、米国式見かけのり係数 $K_{s0} = P_{0.38} / 0.038$, りり量 1 mm での繰返し負荷の直線域で決定される平均りり係数 K_{s2} , として、弾性床理論式で計算される「計算りり係数」 K_s' の間に、 $K_{s0} \approx K_{s2}$, $K_{s0} \approx 1.04 K_s'$ の関係があったという松尾、沢田¹³⁾の実験結果は、上述の可能性を間接的に肯定するようにも受けとれる。

文 献

1) 小松幸平, 堀江秀夫, 倉田久敏: ワナス梁に関する研究 (第1報) 林産試月報, 330, 1 (1979)
 2) 小松幸平, 堀江秀夫, 倉田久敏: ワナス梁に関する研究 (第2報), 林産試月報, 333, 1 (1979)
 3) 小松幸平: ワナス梁の剛性・耐力に及ぼす腹材ローターフインガージョイントの効果, 日本木材学会北海道支部講演集, 第12号, (印刷中), (1981)

4) 後藤一雄: 木造ワナスばりの通し弦材について, 日本建築学会論文報告集, 第55号, pp.71~76, (1957)
 5) 後藤一雄: 「木構造の計算」pp.213~214, 相模書房, (1965)
 6) 日本建築学会: 「木構造設計規準・同解説」pp.158~162 九巻, (1973)
 7) 小松幸平: カラムツ釘着ワナス梁の構造計算, 林産試研報 第70号, (印刷中), (1981)
 8) 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, 第8号, pp.33~35, (1976)
 9) 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, Vol.35, No.1, pp.123~138, (1978)
 10) 中谷浩, 沢田稔: 釘着材の剪断性能, 北大演報, Vol.37, No.3, pp.687~720, (1980)
 11) R.O.Foschi, T.Bonac: Load-slip characteristics for connections with common nails, Wood Science, Vol.9, No.3, pp.118~123, (1977)
 12) U.S. Departments of Agriculture, "Wood handbook", p.7-6, Forest Products Laboratory (1974)
 13) 松尾 博, 沢田 稔: 木材と木質平面材料の釘接合における剪断耐力, 北大演報, Vol.35, No.3, pp.721~746 (1980)

—試験部 複合材試験科—
(原稿受理 昭56.2.12)

林産試験場月報

1981年3月号(第350号)

(略号 林産試月報)

編集人 北海道立林産試験場編集委員会
 発行人 北海道立林産試験場
 郵便番号 070 旭川市緑町12丁目
 電話 0166(代表)51-1171番

昭和56年3月20日発行

印刷所 植平印刷株式会社
 郵便番号 070 旭川市9条通7丁目
 電話(代表) 26-0161番