

カラマツ釘着ラチス梁の製造と性能 (第6報)

- 弦材に継ぎ手を有する梁の曲げ性能 -

前田 典昭 小松 幸平

Lattice Girders from Small Larch Logs (IV)

-The flexural properties of lattice girders with bolted joints in their chords-

Noriaki MAEDA Kohei KOMATSU

455-cm-span lattice girders with bolted joints in their chords were designed and made of green larch timber, and four-point bending tests were performed on them after having seasoned them for four months, in order to know the influence of the bolted joints upon their flexural rigidity and the maximum load they could endure. The joints reduced the flexural rigidity of the girders by 10 to 13 % and exerted a decisive influence upon their strength. Because of this, half of the girders reached the limit value of deflection, i.e. $L/300$ in the designed value, and the maximum load they could endure was 3.4 to 4.1 times larger than the designed value. Thus sufficient security could not be expected of the girders. It is desired that a new type of wood-joint contrivance of superior strength and high reliability will be developed.

カラマツ間伐材より、弦材にボルト接合による継ぎ手を有する2.5間のラチス梁を設計、製造し4点曲げ試験を実施し、接合部の伸張変形、耐力がラチス梁全体としての剛性及び耐力に及ぼす影響について検討を加えた。

継ぎ手は、ラチス梁の剛性を10~13%低下させ、強度上でも完全な支配要因となった。このため、半数の梁はたわみ制限値 ($L/300$) を満たすことができず、また破壊荷重は設計値の3.4~4.1倍で、十分な安全率を見込むことが困難であった。今後、強度特性に優れ、信頼性の高い接合工法の開発が望まれる。

1. はじめに

ラチス梁は、その開発当初よりカラマツ間伐材の利用開発を目的として、主に2間スパンの梁を対象としてその狂い¹⁾、強度性能²⁾について研究が進められてきた。ラチス梁をはじめとする組立梁は、梁断面の有効配置(断面積対曲げ剛性比の低減)による軽量化とともに、単一部分材では入手が困難な2間を超える長ス

パン梁への対応が要求されることがしばしばある。したがって、その開発の一過程として長尺化への方策を探ることは避け得ない。

ラチス梁の長尺化のためには、梁の主要な応力負担部材である弦材に縦つぎを設ける必要があるが、ラチス梁がカラマツ材の狂い抑制のために高含水率状態で組立てを行う必要があること、また隣接する2節点間

に接合部を納めることの2点の制限下では、耐力及び信頼性の両面から生材接着、釘接合とも不適と判断し、今回は弦材継ぎ手として鋼板添板ボルト接合を採用した。

引張り部材に金物接合を採用した場合、その剛性は接着工法に比較し、かなりの低減が予想され、梁の曲げ性能に対する影響が懸念される。本報告は、上述の継ぎ手を有する2種の形式のラチス梁を対象として、その曲げ性能について、推定手法を含めて検討を加えたものである。なお、記述の一部は日本木材学会北海道支部第14回研究発表会(昭和57年11月、旭川市)における発表³⁾と重複する。

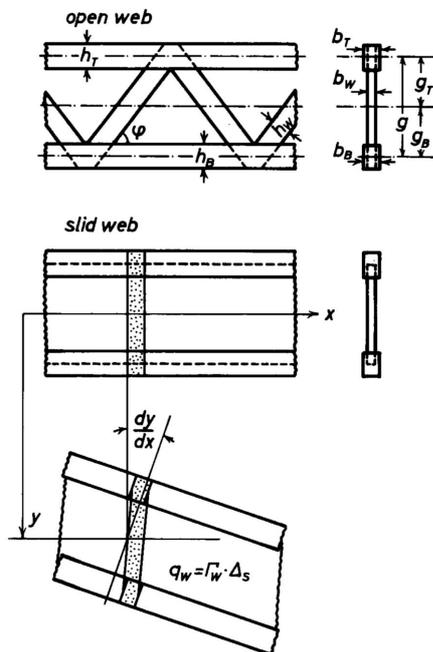
2. 曲げ性能の予測式

弦材部に継ぎ手を有するラチス梁の曲げ性能予測に当たり、初めに継ぎ手のない一般の予測式を導き、それを基礎として第2.2節以降の2通りの方法を適用して、その予測計算式の誘導を行った。

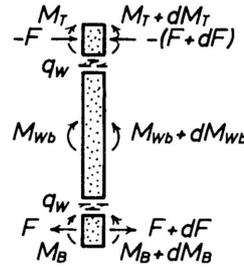
2.1 一般のラチス梁の計算式

(1) 基礎微分方程式

誘導に当たり以下の2点の仮定を設けた(第1, 2図)。



第1図 ラチス梁腹材の連続体仮定



第2図 ラチス梁の力の釣合い

- ・腹材は品なるせん断剛度を有する(釘のすべりに起因する影響を含む)連続体である⁴⁾。

- ・梁の各部材は次の応力を負担する。

上・下弦材: 曲げ応力, 軸応力

腹材: 曲げ応力, せん断応力

以上の仮定に基づけば、腹材に作用する単位長当たりの分布せん断力 q_w と上・下弦材の相対変位 s との間には次の関係が成立する。

$$q_w = \Gamma_w \cdot \Delta_s \dots \dots \dots (1)$$

また分布せん断力と弦材軸力 F との均合いから

$$q_w = \frac{dF}{dx} \dots \dots \dots (2)$$

したがって(1), (2)

$$\Delta_s = \frac{1}{\Gamma_w} \cdot \frac{dF}{dx} \quad \Delta_s = (\Delta_s)_T + (\Delta_s)_B \dots \dots \dots (3)$$

上・下弦材の相対変位 s は、腹材がせん断抵抗能力を有しないときの相対変位 b とそれを有するとき弦材軸力 F により生ずる軸方向伸縮による相対変位 f との差に一致するから(第3図)。

$$\Delta_s = \Delta_b - \Delta_f$$

$$\Delta_b = (\Delta_b)_T + (\Delta_b)_B, \quad \Delta_f = (\Delta_f)_T + (\Delta_f)_B \dots \dots \dots (4)$$

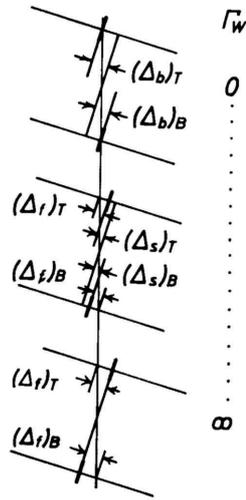
$$\Delta_b = (g_T + g_B) \frac{dy}{dx} = g \cdot \frac{dy}{dx} \dots \dots \dots (5)$$

$$\Delta_f = -\left(\frac{1}{E_T A_T} + \frac{1}{E_B A_B}\right) \int_x F dx$$

$$= -\sum \frac{1}{EA} \int_x F dx \dots \dots \dots (6)$$

(3) ~ (6) とに

$$\Delta_s = g \cdot \frac{dy}{dx} + \sum \frac{1}{EA} \int_x F dx = \frac{1}{\Gamma_w} \cdot \frac{dF}{dx} \dots \dots \dots (7)$$



第3図 弦材の相対変位と腹材のせん断変形

$$\frac{1}{\Gamma_w} \frac{d^2 F}{dx^2} = g \frac{d^2 y}{dx^2} + \sum \frac{1}{EA} \cdot F \dots \dots \dots (8)$$

またラチス梁の任意の断面において作用するモーメント \$M_x\$ は、次のように分解される。

$$M_x = M_T + M_B + M_{wb} + M_{ws} + gF \dots \dots \dots (9)$$

ここに

\$M_T, M_B, M_{wb}\$: それぞれ各部材が負担する曲げモーメント

\$M_{ws}\$: 弦材、腹材間の節点で発生するねじりモーメント \$M_{ws}^{(4)}\$ により生ずる曲げモーメントの近似連続関数

\$F\$: 上・下弦材に生ずる軸力

\$g\$: 両弦材の心々距離

ただし、

$$M_{ws}' = \frac{1}{a} \int_x M_{ws} dx = \frac{\Psi}{a} \int_x q_w dx$$

$$= \frac{\Psi}{a} \int_x \frac{dF}{dx} dx = \frac{\Psi}{a} \cdot F \dots \dots \dots (10)$$

: ねじりモーメント \$M_{ws}\$ と分布せん断力 \$q_w\$ との関係を示す係数⁽⁴⁾。

さらにラチス梁の曲率 \$\frac{d^2 y}{dx^2}\$ は、各部材の曲率に一致するから

$$\frac{d^2 y}{dx^2} = -\frac{M_T}{E_T I_T} = -\frac{M_B}{E_B I_B} = -\frac{M_{wb}}{D_w}$$

[林産試月報 No. 389 1984年6月号]

$$= -\frac{M_T + M_B + M_{wb}}{E_T I_T + E_B I_B + D_w}$$

$$= -\frac{M_T + M_B + M_{wb}}{\sum EI} \dots \dots \dots (11)$$

(9), (10), (11)式より

$$\frac{d^2 y}{dx^2} = -\frac{M_x - M_{ws}' - gF}{\sum EI}$$

$$= -\frac{1}{\sum EI} \left\{ M_x - \left(\frac{\Psi}{a} + g \right) F \right\} \dots \dots \dots (12)$$

(8)および(12)式より、ラチス梁の挙動を支配する基礎微分方程式は、

$$\frac{1}{\Gamma_w} \cdot \frac{d^2 F}{dx^2} = -\frac{g}{\sum EI} \left\{ M_x - \left(\frac{\Psi}{a} + g \right) F \right\}$$

$$+ \sum \frac{1}{EA} \cdot F \dots \dots \dots (13)$$

$$\frac{d^2 F}{dx^2} - k_1 k_2 F = -k_1 M_x \dots \dots \dots (14)$$

ここに、

$$k_1 = \frac{\Gamma_w \cdot g}{\sum EI}$$

$$k_2 = \frac{\Psi}{a} + g + \frac{1}{g} \sum EI \sum \frac{1}{EA} \dots \dots \dots (15)$$

なお、式の誘導に当たって腹材に関する一連の特性係数は、腹材、弦材間の回転が拘束され、かつ斜材の偏心がないという条件で林産試研報、70号第2・2節(小松幸平, 1981)⁽⁴⁾より引用し、これを重ね梁理論⁽⁵⁾、釘着ビーム理論⁽⁶⁾等に適用し式を求めた。すなわち、

$$\Gamma_w = 1/a \left\{ \frac{1}{2\eta} + \frac{1}{m} \left(\frac{1}{K_{S-T}} + \frac{1}{K_{S-B}} \right) \right\} \dots \dots \dots (16)$$

$$\Psi = -\frac{6E_w I_w e_f}{\eta l w^2} \sin \varphi \dots \dots \dots (17)$$

$$\eta = \frac{E_w A_w}{l w} \left\{ \cos^2 \varphi + \left(\frac{h w}{l w} \right)^2 e_f \sin^2 \varphi \right\} \dots \dots \dots (18)$$

$$D_w = E_w I_w e_f \cos \varphi \dots \dots \dots (19)$$

また、釘のすべり係数 \$K_s\$ の算定は、弾性床理論に

よる一面せん断釘のすべり係数近似式の2倍値を採用して、今回の設計条件である2面せん断釘の場合に対する近似とした。

$$K_s = 2 \times 1.1266k_0^{0.75} \cdot d^{1.75} \quad (20)$$

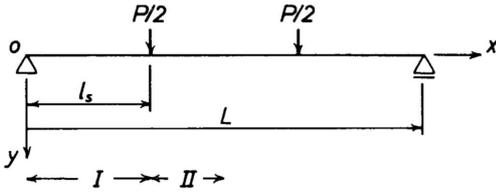
ここに、

$$k_0 = E / (7.2d + 1.1) \quad (\text{中谷の実験式}^{(7)}) \quad (21)$$

d: 釘径

(2) 4点曲げ荷重条件に対する解

基礎微分方程式(14)の4点曲げ条件に対する解を第4図に示した2領域について求める。



第4図 梁の荷重条件

基本解 F_0 は、 $M_x = 0$ とおくことにより、

$$F_0 = C_1 e^{\lambda x} + C_2 e^{-\lambda x} \quad (22)$$

$$\lambda = \sqrt{k_1 k_2} \quad (23)$$

領域 I ($0 \leq x \leq l_s$, $M_x = \frac{1}{2} P x$) の一般解は、

$$F_I = C_1 e^{\lambda x} + C_2 e^{-\lambda x} \times k_3 x \quad (24)$$

$$k_3 = \frac{P}{2 k_2} \quad (25)$$

領域 II ($l_s \leq x \leq L$, $M_x = \frac{1}{2} P l_s$) の一般解は、

$$F_{II} = C_3 e^{\lambda x} + C_4 e^{-\lambda x} + k_3 l_s \quad (26)$$

以下の境界条件で積分定数を求める。

$$x = 0 : F_I = 0$$

$$x = l_s : F_I = F_{II}, \quad \frac{dF_I}{dx} = \frac{dF_{II}}{dx}$$

$$x = \frac{L}{2} : \frac{dF_{II}}{dx} = 0$$

$$F_I = C_1 f_1 + k_3 x \quad (27)$$

$$F_{II} = C_1 \cdot \frac{f_{s1}}{f_{s4}} \cdot f_4 + k_3 l_s \quad (28)$$

ここに

$$C_1 = k_3 \cdot f_{s4} / \lambda (f_{s1} \cdot f_{s3} - f_{s2} \cdot f_{s4}) \quad (29)$$

$$f_1 = e^{\lambda x} - e^{-\lambda x}, f_2 = e^{\lambda x} + e^{-\lambda x} \dots \dots \dots (30)$$

$$f_3 = e^{\lambda x} - e^{-\lambda(L-x)}, f_4 = e^{\lambda x} + e^{-\lambda(L-x)} \quad (31)$$

$$f_{s1} = f_1(l_s), f_{s2} = f_2(l_s),$$

$$f_{s3} = f_3(l_s), f_{s4} = f_4(l_s) \dots \dots \dots (32)$$

ラチス梁の曲げたわみ式は、

$$\frac{d^2 y}{dx^2} = -\frac{1}{\Sigma EI} \left\{ Mx - \left(\frac{\Psi}{a} + g \right) F \right\} \dots \dots$$

を次の境界条件の下で解き、

$$x = 0 : y_I = 0$$

$$x = \frac{L}{2} : \frac{dy_{II}}{dx} = 0$$

$$x = l_s : y_I = y_{II}, \quad \frac{dy_I}{dx} = \frac{dy_{II}}{dx}$$

$$y_I = -\frac{1}{\Sigma EI} \left(\frac{P}{12} x^3 - \left(\frac{\Psi}{a} + g \right) \times \left(\frac{C_1}{\lambda^2} f_1 + \frac{k_3}{6} x^3 \right) + D_1 x \right) \dots \dots \dots (34)$$

$$y_{II} = -\frac{1}{\Sigma EI} \left(\frac{P l_s}{4} x^2 - \left(\frac{\Psi}{a} + g \right) \times \left(\frac{C_1 \cdot f_{s1}}{\lambda^2 \cdot f_{s4}} f_4 + \frac{k_3 l_s}{2} x^2 \right) + D_2 x + D_3 \right) \dots \dots (35)$$

ここに、

$$D_1 = \frac{P l_s^2}{4} - k_3 \left(\frac{\Psi}{a} + g \right) \times \left(\frac{1}{\lambda^2} + \frac{l_s^2}{2} \right) + D_2 \dots \dots \dots (36)$$

$$D_2 = \left(\frac{\Psi}{a} + g \right) \frac{k_3 l_s L}{2} - \frac{P l_s L}{4} \dots \dots \dots (37)$$

$$D_3 = -\frac{P l_s^3}{6} + \frac{k_3 l_s^3}{3} \left(\frac{\Psi}{a} + g \right) + (D_1 - D_2) l_s \dots \dots \dots (38)$$

以上で、L: 梁スパン、 l_s : せん断スパン、P: 荷重、g: 弦材心々梁せい、a: 節点間隔、b: 部材幅、h: 部材せい、lw: 斜材長、 θ : 斜材角、E: ヤング係数、A: 断面積、I: 断面2次モーメント、ef: C/FJ剛性接合効率(0.8)⁽⁴⁾、 K_s : 釘すべり係数、m: 1節点当り釘本数、また添字T、B、Wは上弦、下弦、

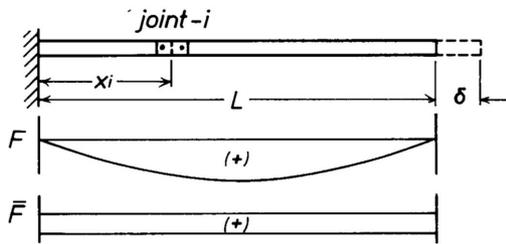
腹材を示す。

2.2 継ぎ手を有するラチス梁のたわみ

(1) 下弦材の引張り剛性の低減

継ぎ手を有する引張り材の変形挙動を巨視的にとらえると、材は引張り軸力に対しその固有の引張り剛性に対応する変形と継ぎ手の伸びとの和に相当する変形能を有する低減された引張り剛性をもつ単一材と考えることができる。したがってこのみかけの引張り剛性を梁のたわみ計算式の下弦材の剛性算定に適用することにより継ぎ手を有する梁の評価が可能である(この際、下弦材の独立曲げ剛性の低下は伴わないものとした)。

材軸上の位置 x_i ($i=1, 2, \dots$)に継ぎ手をもつ下弦材の軸引張り力 F を二次曲線分布と仮定すると(第5図), 材端に生ずる伸び δ_1 は,



$$F = k(x^2 - Lx)$$

$$\bar{F} = 1$$

第5図 みかけのヤング係数の算定

$$\delta_1 = \int_0^L \frac{F \bar{F}}{EA} dx + \sum_i \Delta_{ji} \cdot \bar{F} \dots (39)$$

ここに,

F: 材端に単位荷重を加えた時の仮想軸力
EA: 下弦材の引張り剛性

$$\Delta_{ji} = \frac{2 F}{m_i K_{S-BOLT}} \dots (40)$$

m_i : 継ぎ手 i のボルト数(片側)

K_{S-BOLT} : ボルトのすべり係数(=Edt /)

一方、みかけの引張り剛性 $E'A$ をもつ単一部材の下弦材に生ずる伸び δ_2 は,

$$\delta_2 = \int_0^L \frac{F \bar{F}}{E'A} dx \dots (41)$$

$$\delta_1 = \delta_2 \text{ において}$$

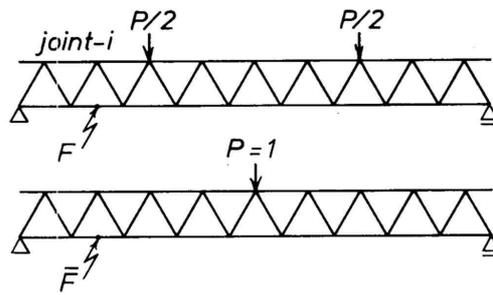
$$E'A = EA / \left(1 + \frac{12 EA}{L} \sum_i \frac{r_i - r_i^2}{m_i K_{S-BOLT}} \right) \dots (42)$$

ここに,

$$r_i = \frac{x_i}{L}$$

(2) 下弦材継ぎ手の伸びによるたわみの付加

継ぎ手を有する梁のたわみは、一般のたわみ計算値に継ぎ手部単独の伸張変形に基づくたわみを加算することにより得られる。この場合、継ぎ手が負担する軸力はそれを有しない梁の対応する位置に発生する軸力と同等と考えて大きな誤差はないと考えられる(第6図)。



第6図 継ぎ手の伸長による付加たわみ

ラチス梁の全たわみ δ_0 は,

$$\delta_0 = \delta_{01} + \delta_{02} \dots (43)$$

$$\delta_{02} = \sum_i \Delta_{ji} \cdot \bar{F} \dots (44)$$

$$\Delta_{ji} = \frac{2 F}{m_i K_{S-BOLT}} \dots (45)$$

ここに,

δ_{01} : 継ぎ手を有しない梁のたわみ

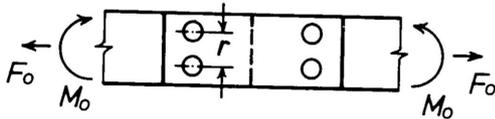
δ_{02} : 継ぎ手による付加たわみ

F: 試験条件で荷重 P を作用させたとき継ぎ手位置に発生する軸力

F: 求めるたわみの位置, 方向に単位荷重を作用させたとき発生する仮想軸力

2.3 継ぎ手を有するラチス梁の耐力推定

ラチス梁の終局耐力の推定に当たり以下の仮定を設けた(第7図)。



第7図 継手の負担する軸力および曲げモーメント

- ・ラチス梁の破壊は、下弦材継ぎ手の破損をその第1次要因とする。
- ・同時に、その強度は継ぎ手部の平均ボルト面圧応力 \$J\$ が材の圧縮強さ \$F_c\$ に達したときとする。

$$\sigma_{Jo} = \frac{1}{dtm_i} (F_0 + \frac{2M_0}{r}) \dots\dots\dots(46)$$

ここに、

\$F_0, M_0\$: 梁に単位荷重 \$P_0\$ を作用させたとき、下弦材継ぎ手が負担する軸力および曲げモーメント

\$d\$: ボルト径

\$t\$: 材厚

\$m_i\$: ボルト数 (片側)

\$r\$: ボルト間隔

したがって、梁の終局耐力 \$P_{max}\$ は、

$$P_{max} = P_0 \cdot \frac{F_c}{\sigma_{Jo}} \dots\dots\dots(47)$$

2.3 ボルトの2面せん断すべり係数

前節の議論の中で、ボルトのすべり係数はボルトが無限大の曲げ剛性を有するものとして、ボルト自身の曲げ変形を考慮せずに扱ってきた。

弾性床理論⁸⁾によれば、ボルト端末回転拘束条件でのすべり係数 \$K_{s-BOLT}\$ は、

$$K_{s-BOLT} = 8\mu^3 E_s I_s \cdot \frac{B_1^2 + D_1^2}{A_1 B_1 + C_1 D_1} \dots\dots\dots(48)$$

ここに、

$$A_1 = \cosh \frac{1}{2} \mu t \cos \frac{1}{2} \mu t \dots\dots\dots$$

$$B_1 = \frac{1}{2} (\cosh \frac{1}{2} \mu t \sin \frac{1}{2} \mu t$$

$$+ \sinh \frac{1}{2} \mu t \cos \frac{1}{2} \mu t) \dots\dots\dots$$

$$C_1 = \sinh \frac{1}{2} \mu t \sin \frac{1}{2} \mu t \dots\dots\dots(51)$$

$$D_1 = \frac{1}{2} (\cosh \frac{1}{2} \mu t \sin \frac{1}{2} \mu t - \sinh \frac{1}{2} \mu t \cos \frac{1}{2} \mu t) \dots\dots\dots(52)$$

$$\mu = \sqrt[4]{\frac{Ed}{4 E_s I_s \alpha}} \dots\dots\dots(53)$$

一方、\$E_s I_s\$ として、ボルト面圧応力が軸方向で一定と仮定すると、

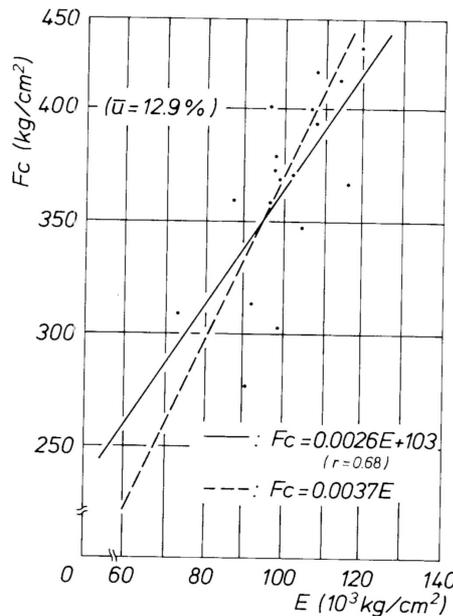
$$K_{s-BOLT} = \frac{Edt}{\alpha} \dots\dots\dots(54)$$

以上で、\$E_s I_s\$: ボルトの曲げ剛性、\$E\$: 木材のヤング係数、\$d\$: ボルトの径、\$t\$: 材厚、\$\alpha\$: 面圧定数。

今回の継ぎ手設計条件に限れば、ボルトのすべり係数式(48)(54)の差は、2%未満で(54)式を用いても大きな誤差はない。また、同様の理由により、材の受ける最大ボルト面圧応力も平均面圧応力で近似させた。

3. 実験方法

3.1 ラチス梁の製造



第8図 圧縮強さ \$F_c\$ とヤング係数 \$E\$ との関係

第1表 供試材の基礎材質

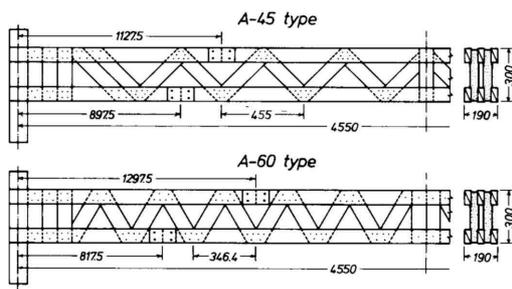
	比重 r_u	含水率 u (%)	平均年輪幅 R_w (mm)	曲げヤング係数 E_b (ton/cm^2)	縦圧縮強さ F_c (kg/cm^2)
平均値	0.47	12.9	5.4	80.3	365.0
最大値	0.57	14.1	8.0	120.0	426.9
最小値	0.52	11.8	3.2	50.0	276.4
試料数	18	18	83	138	18

注) 曲げヤング係数のみ生材測定値

径級12~14cmのカラマツ平割材(断面2mm×82mm, 鉋削仕上げ)を供試材として, スパン455cm, 斜材角度45°, 60°の2種の形式のラチス梁を各3体製造した。

供試材の基礎材質を第1表に示す。後述の梁の曲げ性能評価に用いる気乾状態でのヤング係数は, 小径カラマツダンネージ材の強度試験結果^{9), 10)}を引用し, 生材でのその15%増の補正値を採用した。第8図にヤング係数の補正値 E と気乾材の圧縮強さ F_c との関係を示すJ圧縮強さの実測データの回帰直線(実線)と沢田が提案¹¹⁾している推定直線(破線)との一致がほぼ認められることから, この補正が妥当なものと判断される。

製造したラチス梁の構成を第9図に示す(設計は一般住宅床梁を想定した指針¹⁾に基づく)。弦材の継ぎ手形式は, 鋼板(2.3mm厚)を添板とするボルト接合(径12mm, 片側2本)で, 設計は規準¹²⁾に従った(ただし, はしあきはボルト径の3.5倍で規準を満たさない)。腹材はコーナーフィンジョイント(水性ビニールウレタン樹脂接着剤を使用)により連続化した。また, 弦材と腹材との節点はCN90相当のエアーネイラー用釘で両面より固定した(片面当りA-45で8



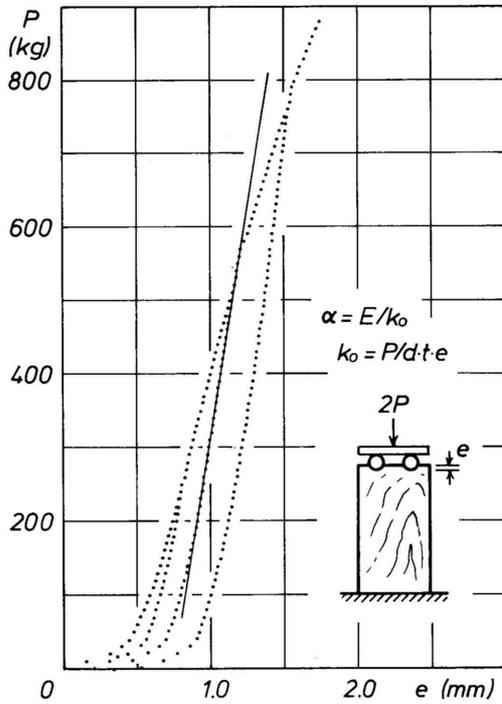
第9図 ラチス梁の型式

[林産試月報 No. 389 1984年6月号]

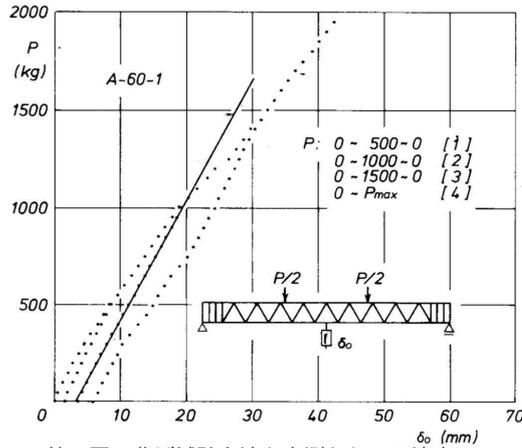
本, A-60で6本)。

3.2 ボルトの面圧試験

弦材の継ぎ手形式に対応するボルトの面圧試験をヤング係数の異なる3グループ(各4体)について実施した(第10図)。荷重は, オートグラフ(容量10t)により後述の曲げ試験時に継ぎ手が負担する軸力に相当するレベル(ボルト1本当り250kg, 500kg, 750kg)



第10図 ボルト面圧試験方法と面圧定数の決定



第11図 曲げ試験方法と実測たわみの決定

で繰り返した。

3.3 ラチス梁の曲げ試験

梁の製造後、部材が気乾状態に達するのを待って(約4カ月)曲げ試験を実施した。試験条件は、スパン455cm3等分4点曲げ、設計荷重の相当値1000kgを基準として、その1/2、2/2、3/2の荷重レベルで繰り返し負荷後、破壊まで荷重した。負荷および除荷時に(それぞれ50kg、100kg毎)スパン中央ならびに荷重点下のたわみ、継ぎ手部の伸び、節点におけるすべりを測定した。使用試験機は、縦型油圧式材料試験機(曲げ容量20ton)である(第11図)。

4. 結果および考察

4.1 ボルト面圧定数

ボルトの面圧試験により得られた弦材用カラマツ材の面圧特性値 k_0 、面圧定数 α の結果を第2表に示す。両者とも梁の実測たわみの決定方法(4.2節参照)に準じ設計荷重レベルでの繰り返し負荷時の荷重P-凹み曲線より求めた。得られた α 値は、対象とした試

第2表 ボルト面圧定数

グループ	a)		面圧定数 ^{b)} α (cm)
	曲げ ヤング係数 E_b (ton/cm ²)	面圧 特性値 k_0 (kg/cm ³)	
1	87.4	2402	36.5
2	94.3	2439	38.7
3	101.2	2690	37.6
平均			37.6

- a) 生材実測ヤング係数の+15%補正值
- b) それぞれ各グループ4体の平均値

験材の材質変動が広範とはいえないものの全体で平均37.6cm、標準偏差1.3cmと安定しており、継ぎ手性能の指標となるボルトのすべり係数 k_s -BOLTの算定にはこの平均値をそのまま適用した。

4.2 ラチス梁のたわみ

梁の設計荷重におけるスパン中央たわみの実測値、計算値を第3表に示す。実測のたわみ値として、3回の繰り返し荷重のうち最も直線性が高いと判断された設計荷重レベルでの繰り返し荷重試験における荷重P-たわみ δ_0 曲線の傾きから求められる値を採用した(第11図)。

実測たわみは、その制限値15.2mm(L/300)近辺にほぼ集中し、うち半数はこの規定を満たしている。またその計算値は、前述の2つの方法(2.2節)ともそれぞれ10%、16%程度の安全側評価を与えており、設計計算段階での誤差として許容される範囲内にあると判断される。このような誤差は、節点における釘接合部のすべり係数の算定にあたりその面圧定数として樹種の異なる中谷のエゾマツ、トドマツに対する実験式をそのまま適用したこと、腹材の繊維方向への考慮が欠けていたことなどに起因するものと推定される。今後、広範囲な釘径に対するカラマツ材の釘面圧試験、現実の釘接合をモデル化した接合部せん断試験の実施が必要となろう。

また、弦材継ぎ手の伸び変形に基づくたわみの付加率は2.2節(2)に示した算定方法による試算では、A-45タイプの梁で11~13%、A-60タイプで10%程度と推定されるが、今回の設計以上の長スパン化への要求

第3表 ラチス梁のスパン中央たわみ (P=1000kg)

梁形式	弦材の平均ヤング係数			スパン中央たわみ ^{a)} (計算値/実測値) ^{b)}		
	上弦材 E_T (ton/cm ²)	下弦材 E_B (ton/cm ²)	下弦材補正值 $E_B^{(a)}$ (ton/cm ²)	実測値 δ_0 -obs (mm)	計算値 I δ_0 -cal I (mm)	計算値 II δ_0 -cal II (mm)
A-45	1	117.6	100.4	48.4	16.8	17.7 (1.05)
	2	99.5	114.0	55.0	15.2	17.6 (1.16)
	3	100.6	96.8	46.7	15.2	19.0 (1.25)
A-60	1	100.4	104.5	52.3	16.4	18.7 (1.14)
	2	96.8	103.5	51.7	16.5	19.1 (1.16)
	3	114.4	113.5	56.8	14.5	17.1 (1.18)
平均					(1.16)	(1.10)

- a) 2.2節(1)による計算値
- b) 2.2節(2)による計算値

第4表 ラチス梁の耐力

梁形式		下弦材ヤング係数の下限値 E_{B-min} (ton/cm^2)	推定* 圧縮強さ F_c (kg/cm^2)	終局耐力		比 計算/実測 cal/obs
				実測値 $P_{max-obs}$ (kg)	計算値 $P_{max-cal}$ (kg)	
A-45	1	87.4	323.4	3430	3313	0.97
	2	108.1	400.0	3900	3891	1.00
	3	90.9	336.1	3780	3392	0.90
A-60	1	92.0	340.4	3790	3794	1.00
	2	96.6	357.4	3580	3971	1.11
	3	97.8	361.7	4100	4043	0.99
平均						1.00

* $F_c = 0.0037 E_{B-min}$

を考えた場合、それに伴う負担荷重の増大、継ぎ手位置の条件悪化とによりこの付加率は急速に増加するため、現段階の継ぎ手設計では必要とされる剛性を確保することは困難となろう。

4.3 ラチス梁の曲げ耐力

ラチス梁の終局耐力は、力学上最も合理的な設計がなされた場合には、節点の釘せん断強度、弦材の引張強度ほか多くの要因に支配されるが、今回の試験では、梁すべてが例外なく継ぎ手の破損に起因して1次破壊した。

耐力の実測値は、第4表に示した通り設計荷重値の3.4倍から4.1倍で十分な安全率を見込むことは難しい。その推定は前述(2.3節)のように継ぎ手強度に基づいて行ったが、ラチス梁のように1カ所に多くの部材が関与している継ぎ手形式の場合、その破壊は構成部材中、最も低強度の部材から進展するのが一般的な現象である。この理由から、終局耐力の算定の根拠となる部材強度として下弦材を構成する材の曲げヤング係数の下限値 E_{B-min} から推定される圧縮強さ F_c ($=0.0037 \times E_{B-min}$) を採用して梁の破壊強度の推定を行った。第4表に明らかなように、上述の圧縮強度値を2.3節に述べた推定計算式に適用することによりほぼ妥当なラチス梁耐力の予測が可能である。

5. まとめ

カラマツ間伐材を原材料として、弦材に継ぎ手を有するラチス梁を設計、製造しその曲げ剛性および耐力について検討を加え、ラチス梁の長尺化に係る問題点

を明らかにした。得られた結果を以下にまとめる。

(1) ボルト径12mmに対するカラマツ材の面圧定数 α は、平均37.6cmである。

(2) ラチス梁の曲げ剛性に対し、今回設計した弦材継ぎ手は10~13%程度の低減要因となっており、このためたわみ制限を完全にクリアすることを困難にしている。

(3) 節点釘接合部の挙動を完全に把握することは難しく、今後さらに現実モデルに近い手法による実験解析を必要とする。

(4) 継ぎ手を有するラチス梁の耐力は設計値の3.4~4.1倍で、十分な安全率を確保することは難しく、今後、剛性及び耐力に優れ、かつ信頼性の高い継ぎ手形式の開発を要する。

(5) ラチス梁の剛性、耐力とも実測値、計算値の一致がほぼ認められた。

文献

- 1) 例えば、小松幸平、倉田久敬：カラマツ釘着ラチス梁の製造と性能(第4報)，林産試月報，368，8(1982)
- 2) 例えば、小松幸平、倉田久敬：カラマツ釘着ラチス梁の製造と性能(第5報)，林産試月報，373，1(1983)
- 3) 前田典昭、小松幸平：弦材部に継ぎ手を有するラチス梁の曲げ性能，日本木材学会北海道支部講演集，第14号，32(1982)
- 4) 小松幸平：カラマツ釘着ラチス梁の構造計算，林産試験場研究報告，第70号(1981)
- 5) Goodman, J.R.: Layered Wood Systems with Interlayer Slip, Wood science, 1-3(1969)
- 6) Booth, L.G.: The Effect of Flange-Web Joint Displacement on the Design of Plywood Web I beams, J.Inst. Wood science, 6-6(1974)
- 7) 中谷浩、沢田稔、吉田亘：木材の釘面圧特性に

- 関する研究(2),第28回日本木材学会大会要旨集
(1978)
- 8) 例えば,沢田稔:ボルト接合材の2面せん断に
おけるすべり係数 K_s の誘導,北海道大学農学
部木材加工学教室研究資料(未公表)(1976)
- 9) 丸山武,伊藤勝彦,森泉周,宮野博:カラマツ
ダンネージ材の品質,林産試月報,345,1
(1980)
- 10) 丸山武,伊藤勝彦,森泉周,宮野博:カラマツ
ダンネージ材の品質(2),林産試月報,356,5
(1981)
- 11) 沢田稔:木材の力学的材質指標,第29回日本木
材学会特別講演要旨(1979)
- 12) 日本建築学会編:木構造設計規準・同解説,丸
善(1973)

- 試験部 複合材試験科 -
(原稿受理 昭59.2.20)