

カラマツ接着ラチス梁を使った小樽博 展示館の構造設計

小松 幸平 前田 典昭
長原 芳男 北村 維朗

The Structural Design of Otaru Expo's Exhibition Halls
Built Using Glued Lattice Girders of Larch

Kohei KOMATSU Noriaki MAEDA
Yoshio NAGAHARA Tadao KITAMURA

During the summer in 1984, a local exposition called " '84 OTARU EXPO " was held in Otaru, Hokkaido, Japan. In the exposition, six exhibition halls named " OTARU CONNECTION HALLS " were built using A - frame structures as shown in Fig. 1, whose members were composed of lattice girders of larch developed by Hokkaido Forest Products Research Institute.

We cooperated with architects in producing the lattice girders and designing the A-frame structures.

The most characteristic point of the lattice girders was that their chord - web panel points were all glued rigidly to ensure higher rigidity and better appearance.

The halls were structurally designed with wind load and dead load taken into consideration, as shown in Figs. 2, 3, 4, 5 and 6. The strength of the chord - web glued joints seemed to be the most critical thing in designing the glued lattice girders, and it was checked by comparing the resultant stress R shown in Fig. 7 (cf. eqs. 2 - 7, and APPENDICES -), and an allowable stress $f_s f_R$ obtained by experiments on the actual-size lattice girders (cf. APPENDICES -).

1984年夏、'84小樽博が小樽で開催された。この博覧会において、北海道立林産試験場が開発したカラマツラチス梁でA - フレームを構成した図1に示す展示館（小樽コネクション館）6棟が建設された。

このラチス梁の特徴は、高い剛性と見栄えの良さを確保するため、弦材 - 腹材の節点がすべて接着されている点にある。

我々はラチス梁の製造とA - フレーム構造の構造設計の両面で建築サイドと協力した。

展示館は風荷重と固定荷重を考慮して図2, 3, 4, 5, 及び6に示すように構造設計した。接着ラチス梁の設計においては、弦材 - 腹材の接着接合強度が最も厳しい要因であることが判明した。

弦材 - 腹材の接着接合強度は、図7に示す合成応力 R (式2 ~ 7及びAPPENDICES - 参照) とAPPENDICES - に示すように実大サイズのラチス梁での実験から求めた許容応力度 $f_s f_R$ とを比較して検定した。

1. はじめに

1984年6月中旬～8月中旬、小樽市勝納埠頭を中心に開催された「'84小樽博」において、当场が開発したカラマツラチス梁がそのサブテーマ館の骨組として使用された。

このラチス梁は、全節点が接着剤で剛に接合された珍しい構造で、我々はラチス梁の製造と展示館の構造設計の面で技術協力を行った。

梁の製造と展示館の建設作業工程に関しては、先に日本木材学会北海道支部講演集第16号¹⁾に報告した。本報では、接着ラチス梁を使用した展示館の構造設計について報告する。

2. サブテーマ館の概要

サブテーマ館の企画・設計は札幌市の協同インター

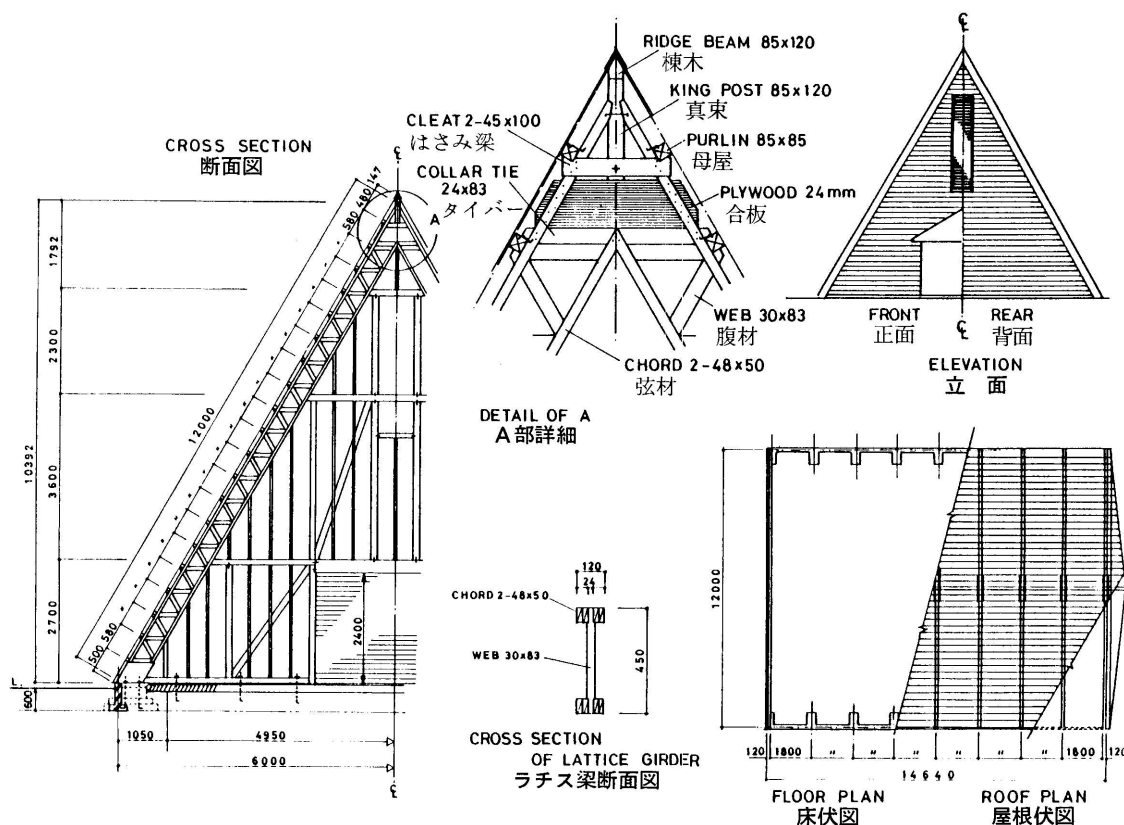
ナショナル株、及び「北国の住まい相談所」が担当した。

第1図に設計図面の一部をトレースしたものを示す。建物の間口は12m、桁行方向14.64m、全高10.392mで、正面から見ると正三角形の構造物である。

構造形態は「Aフレーム」と呼ばれるもので、地面から直接2本の昇り梁が立ち上がって安定した三角形骨組を形成し、はり間方向の外力に抵抗する。この昇り梁として使用されたラチス梁は、1.8mのピッチで入り、その上にカラマツ8.5cm正角の母屋が平均58cm間隔で入り、更に内装・屋根兼用の4mm厚シナ合板が張られた。

桁行方向の外力に対しては、カラマツ三つ割筋違ひ(引張形)で抵抗するものと考えた。

妻壁は在来軸組構造で、軸組材料にはすべてカラマ



第1図 カラマツ接着ラチス梁とカラマツ製材とで構成された小樽博覧館の構造

Fig. 1 Structure of Otaru - Expo . exhibition hall composed of glued lattice girders of larch and larch sawn timber .

ツ乾燥材が使用された。壁材料には、ニュージーランド、ダニーデン市(南島)より割贈されたラジアタバイン下見板(幅12cm,厚さ12mm,小樽で製材)が使用された。

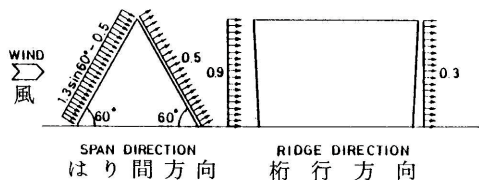
3. 建物の構造計算

3.1 仮設荷重

夏期に使用される建築物であることから、風と固定荷重のみを考慮した。

3.1.1 風荷重

今回適用した風力係数Cの値を第2図に示す。設計用速度圧は式(1)²⁾で算定した。



第2図 風力係数C
Fig. 2 Wind pressure coefficients C

$$q = q_0 \cdot Z_w \cdot L \cdot \dots \dots \dots (1)$$

ただし

q_0 = 基準速度圧 (= $120 \text{ kg/m}^2 = 1.177 \text{ kN/m}^2$)

Z_w = 地域係数 (= 0.7 : 小樽の場合)

L = 受圧面係数 (= 1.0 : 受圧面最大長が12m)

= 用途係数 (= 0.75 : 建築物が仮設物である)

よって、

$$q = 1.177 \times 0.7 \times 1.0 \times 0.75 = 0.618 \text{ kN/m}^2$$

ラチス梁の荷重負担幅を $1.82 \text{ m}^{\ast 1}$ と考えると、「A

フレームに作用する風荷重は、

(風上側) $q_1 = 0.618 \text{ kN/m}^2 \times 0.626 \times 1.82 \text{ m}$

$$= 0.704 \text{ kN/m}$$

(風下側) $q_2 = 0.618 \text{ kN/m}^2 \times 0.5 \times 1.82 \text{ m}$

$$= 0.562 \text{ kN/m}$$

^{\ast 1}設計図面では、ラチス梁のピッチは1.8mとなっているが、構造計算は当初1.82mモジュールで行ったので、本報では1.82mを使う。

3.1.2 固定荷重

(1) 母屋：カラマツ85m/m正角(未乾燥材)

スパン12mに対し20本の母屋が掛かるので

$$p = 0.085 \text{ m} \times 0.085 \text{ m} \times 1.82 \text{ m} \times 20 = 0.26299 \text{ m}^3$$

$$W_p = 0.26299 \text{ m}^3 \times 550 \text{ kg/m}^3 \text{ (推定密度)} = 145 \text{ kg}$$

$$p = 145 \text{ kg} / 12 \text{ m} = 12.1 \text{ kg/m} \text{ (屋根面に対し)}$$

(2) 屋根：4mm厚シナ合板3層重ね張り

$$R = 0.004 \text{ m} \times 1.82 \text{ m} \times 12 \text{ m} \times 3 = 0.26208 \text{ m}^3$$

$$W_R = 0.26208 \text{ m}^3 \times 400 \text{ kg/m}^3 = 105 \text{ kg}$$

$$R = 105 \text{ kg} / 12 \text{ m} = 8.75 \text{ kg/m} \text{ (屋根面に対し)}$$

(3) ラチス梁自重

$$L = 70 \text{ kg} / 12 \text{ m} = 5.83 \text{ kg/m} \text{ (屋根面に対し)}$$

以上より、固定荷重 D は

$$D = p + R + L = 12.1 + 8.75 + 5.83$$

$$= 26.68 \text{ kg/m} \text{ (屋根面に対し)}$$

水平面に対しては

$$D = 26.68 / \cos 60^\circ = 54 \text{ kg/m} = 0.530 \text{ kN/m}$$

3.2 はり間方向応力

風荷重による応力と固定荷重による応力を別々に求め、それらを合成して最終的な応力を求めた。

第1表に各荷重時の応力を又第3図に合成した応力分布を示す。

3.3 桁行方向応力(筋違いの計算)

桁行方向に関しては、Aフレーム構造の片側半分の屋根横面を2次元骨組構造とみなし、妻面で受けた総風荷重の1/2が、その横面に作用するものと考えた。

妻面での風荷重は

(風上側)

$$q_1 = 0.618 \text{ kN/m}^2 \times 0.9 \times 12 \text{ m} \times 10.392 \text{ m} \times 1/2$$

$$= 34.68 \text{ kN}$$

(風下側)

$$q_2 = 0.618 \text{ kN/m}^2 \times 0.3 \times 12 \text{ m} \times 10.392 \text{ m} \times 1/2$$

$$= 11.56 \text{ kN}$$

第4図に屋根横面を2次元骨組要素で置き換えた解析用モデルを示す。計算に際しては、

ラチス梁はGLでピン支持の連続梁

筋違いは両端ピンの棒要素

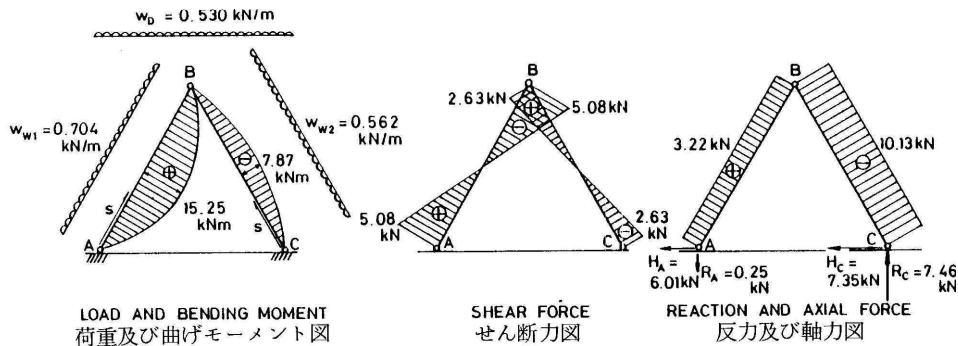
棟木は2スパン連続梁

第1表 「A - フレーム」に作用する荷重によって部材に発生する応力及び支点反力
Table 1 Member stresses and supports reactions due to loads on A - frame

応力	部材	風荷重による	固定荷重による	合応力	単位
Stresses	Part	Due to wind load	Due to dead load	Resultant	Unit
モーメント Moment	A~B B~C	$4.284 S - 0.357 S^2$ $0.286 S^2 - 3.427 S$	$0.795 - 0.066 S^2$ $0.795 - 0.066 S^2$	$5.079 S - 0.423 S^2$ $0.220 S^2 - 2.632 S$	(kNm)
せん断力 Shear force	A~B B~C	$4.284 - 0.714 S$ $0.571 S - 3.427$	$0.795 - 0.132 S$ $0.795 - 0.132 S$	$5.079 - 0.846 S$ $0.439 S - 2.632$	(kN)
軸力 Axial force	A~B B~C	6.430 - 6.924	- 3.210 - 3.210	3.22 - 10.13	(kN)
反力 Reaction force	R _A R _C H _A H _C	- 3.427 ↓ 4.284 ↑ - 6.924 ← - 6.430 ←	3.177 ↑ 3.177 ↑ 0.917 → - 0.917 ←	- 0.25 ↓ 7.46 ↑ - 6.01 ← - 7.35 ←	(kN)

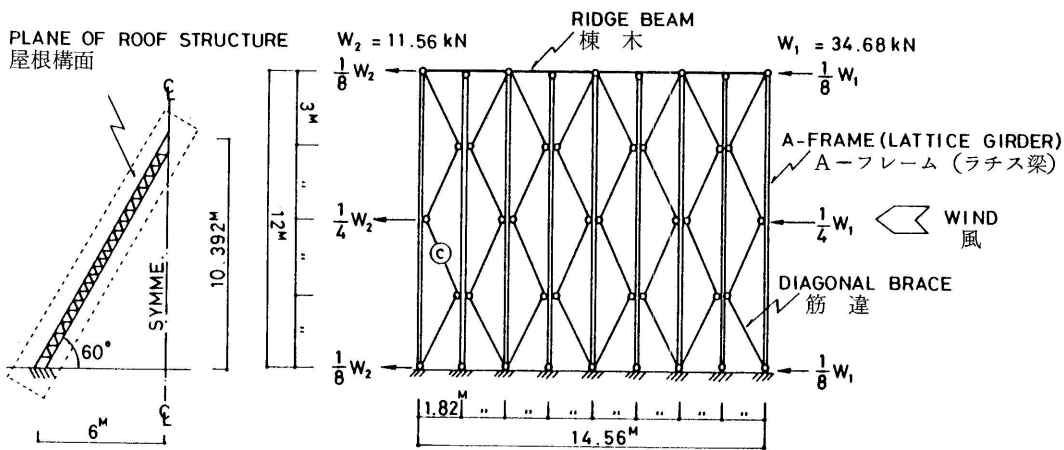
備考：Sは支点A又はCから部材に沿って測った距離（第3図参照）

Notes: "S" is a distance measured along member from the supports A or C (refer to Fig.3)



第3図 Aフレームに作用する荷重と応力分布図

Fig.3 Loads on A-frame and stresses distribution diagrams .



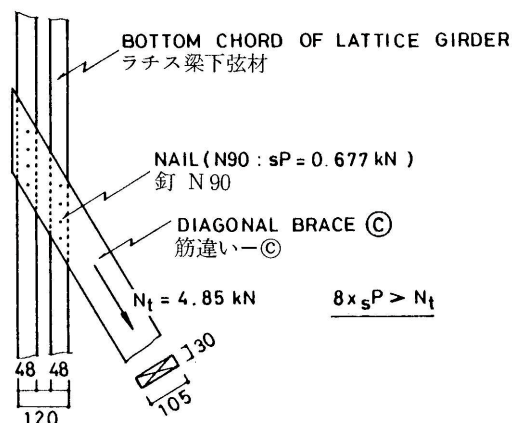
第4図 屋根構面における筋違の配置（有限要素法による2次元骨組解析モデル）

Fig.4 Diagonal bracing in a plane of roof structure (A model for plane frame analysis by F. E. M.)

Note: Brace © is the most critical member and a tensile force of $N_t = 4.85 \text{ kN}$ was obtained in this member by the analysis .

とした。数値計算は2次元骨組構造用有限要素法^{*2}によって実行した。

筋違い①には、カラマツ三割筋違い(30×105mm)を用いた。細長比の関係で、圧縮には効かないものとし、予備計算で座屈の危険性が認められた筋違いのヤング率をゼロとし再計算した。その結果、第4図の◎で示した筋違いで最大引張力 $N_t = 4.85\text{kN}$ を得た。よって筋違い①とラチス梁との接合は、第5図のように、8本のN90釘で十分である。



第5図 筋違い①(第4図における)の釘打ち接合部
Fig. 5 Joint by nails (N90) between the diagonal brace ① and bottom chord of lattice girder.

4. ラチス梁部材断面の検討

予備計算より、ラチス梁の仮断面を第6図のように

決めた。

4.1 引張弦材の検定

最大モーメント $M_{max} = 15.25\text{kNm}$ による弦材軸力

F_{b-max} は、 $F_{b-max} \cdot g = M_{max}$ の関係より

$$F_{b-max} = \frac{M_{max}}{g} = \frac{15.25}{0.4} = 38.125 \text{ kN}$$

軸力 N_{AB} の1/2ずつが上下弦材に振り分けられるとすると、

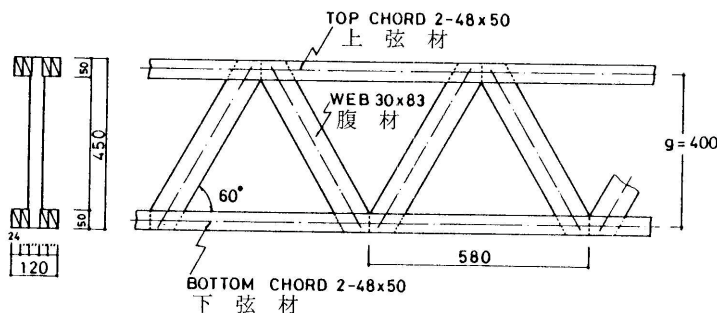
$$F_{a-max} = \frac{N_{AB}}{2} = \frac{3.22}{2} = 1.61 \text{ kN}$$

下弦材引張応力度 t は、 A_c を弦材断面積として、

$$\sigma_t = \frac{(F_{b-max} + F_{a-max})}{A_c} = \frac{(38.125 + 1.61)}{4.8 \times 10^{-3}} = 8278.125 \text{ kN/m}^2 = 8.28 \text{ MPa}$$

ラチス梁の弦材は、24×50mm断面の短尺材(長さ40cm程度)を12mmミニフィンガージョイント(FJ)で縦接合し、更にFJを補強するため、それらを2層積層接着したものである。この種の部材の許容引張応力度をどの程度に見積るべきかは議論の分かれる所である。今回は、とりあえず安全側を見て積層効果は考えず、我々がFJに対して経験上の目安としている接合効率0.6を素材許容応力度に掛けて、FJ材の許容引張応力度とした。したがって、

$$s f_{t-FJ} = 0.6 \times F_t \times 2 = 0.6 \times 90 \text{ kg/cm}^2 \times 2 = 108 \text{ kg/cm}^2 = 10.59 \text{ MPa}$$



第6図 ラチス梁の各部寸法
Fig. 6 Details of lattice girder.

^{*2} FEMプログラムの開発は当場、木材部 強度科 堀江秀夫氏による。使用パソコンは沖電気 if 800 model 30 又は model 50 である(メモリ=256~564KB)。

ただし $f_t = 90\text{kg/cm}^2$: カラマツの長期許容引張
 応力度 (施行令89条)

よって,

$$\sigma_t = 8.28\text{MPa} < s f_{t-FJ} = 10.59\text{MPa} \quad \text{O.K.}$$

4.2 圧縮弦材の検定

$$i = hc / 3.46 = 5 / 3.46 = 1.445$$

$$= i / i = 58 / 1.445 = 40.14 > 30$$

座屈許容応力度 $f_k = f_c (1.3 - 0.01 \quad)$

$$= 0.8986 f_c \text{ (告示1799号)}$$

圧縮弦材の場合, F Jの接合効率を0.9とみると,

$$s f_{k-FJ} = 0.9 \times f_k \times 2$$

$$= 0.9 \times 70\text{kg/cm}^2 \times 0.8986 \times 2$$

$$= 113\text{kg/cm}^2 = 11.10\text{MPa}$$

ただし, $f_c = 70\text{kg/cm}^2$: カラマツの長期許容圧縮
 応力度 (施行令89条)

A ~ B部材の圧縮弦材に作用する合計の圧縮応力度

は $F_{b-max} = -38.125\text{kN}$, $F_{a-max} = 3.22\text{kN}$

$A_c = 4.8 \times 10^{-3}\text{m}^2$ で

$$c(A \sim B) = (3.22 - 38.125) / 4.8 \times 10^{-3}$$

$$= -7.27\text{MPa}$$

一方, B ~ C部材の圧縮弦材に作用する応力度は,

$F_{b-max} = -19.675\text{kN}$, $F_{a-max} = -5.065\text{kN}$

$A_c = 4.8 \times 10^{-3}\text{m}^2$ で

$$c(B \sim C) = -(19.675 + 5.065) / 4.8 \times 10^{-3}$$

$$= -5.154\text{MPa}$$

$c(A \sim B) > c(B \sim C)$ であるので, A ~ B
 部材について検定

$$\sigma_c = 7.27\text{MPa} < s f_{k-FJ} = 11.10\text{MPa} \quad \text{O.K.}$$

4.3 腹材面外座屈の検定 (記号については第7図 参照)

$$i = h / 3.46 = 3 / 3.46 = 0.867$$

$$= w / i = 46.2 / 0.867 = 53.287 > 30$$

$f_k = f_c (1.3 - 0.01 \quad)$ (前出) $= 0.767 f_c$ (材
 料は素材)

腹材最大軸力 $N_w = Q_{max} / \sin \quad)$

$$= 5.08 / \sin 60^\circ = 5.866\text{kN}$$

$$A_w = 0.03 \times 0.083 = 2.49 \times 10^{-3}\text{m}^2$$

$$c = 5.866\text{kN} / 2.49 \times 10^{-3}\text{m}^2 = 2.356\text{MPa}$$

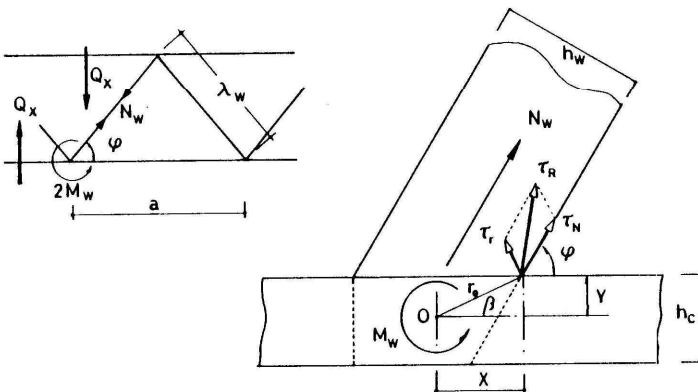
$$s f_k = 0.767 \times 70\text{kg/cm}^2 \times 2 = 107.38\text{kg/cm}^2$$

$$= 10.53\text{MPa}$$

$$\sigma_c = 2.356\text{MPa} < s f_k = 10.53\text{MPa} \quad \text{O.K.}$$

5. 弦材-腹材間の接着接合強度の検定

腹材-弦材間の節点は接着剤で剛に接合されている
 ので, 節点には軸力 N_w によるせん断応力度 τ_N の外
 に, 材端モーメント M_w によるねじりせん断応力度



$$\tau_r = \frac{M_w}{2I_p} \cdot r_o$$

$$\tau_N = \frac{N_w}{2A_g}$$

$$\tau_R = \sqrt{\tau_r^2 + \tau_N^2 + 2\tau_r \tau_N \sin(\varphi - \beta)}$$

$$\beta = \tan^{-1}(Y/X)$$

$$r_o = \sqrt{X^2 + Y^2}$$

第7図 弦材-腹材間の接着層に作用するせん断応力度 τ_r , τ_N と合せん断応力度 τ_R の関係
 Fig.7 Relation between shear stresses τ_r , τ_N acting in a chord-web glue lines and a
 resultant shear stress τ_R

Notes: τ_N = shear stress due to web-axial force N_w

τ_r = torsional shear stress due to moment M_w

Derivations of I_p , X , Y are shown in APPENDICES-

Evaluation of an allowable value of τ_R is shown in APPENDICES-

τ_r も発生する。厳密には、この外に腹材の部材せん断力による寄与も若干あるが、通常この値は前2者に比べて小さいので、実用上無視し得る。

腹材軸力 N_w によるせん断応力度 τ_N は

$$\tau_N = \frac{N_w}{2 A_g} \quad \dots\dots\dots (2)$$

$$N_w = \frac{Q_x}{\sin \varphi} \quad \dots\dots\dots (3)$$

ただし

Q_x = 外力のせん断力

A_g = 一接着層あたりの接着面積

材端モーメント M_w によるせん断応力度 τ_r の評価は確定的ではない。サン=ブナンのねじり理論を適用するのが妥当とする報告³⁾と、ねじりせん断応力度はねじりの中心からの距離に比例するとする報告^{4), 5)}がある。

両者とも同程度の不確定さを有しており、どちらが正しいとは言えない。本報告では、一般の構造設計者になじみ易い表現であること、複雑な形状の接着層にも比較的容易に適用できること等から、後者の考え方で接着層のねじり応力度を評価した。ねじりせん断応力度 τ_r の誘導過程は既報⁶⁾で報告したので、ここでは最終結果のみ示すと、

$$\tau_r = \frac{M_w}{2 I_p} r_o \quad \dots\dots\dots (4)$$

p = 一接着層あたりの断面2次極モーメント

$$r_o = \sqrt{X^2 + Y^2}$$

= ねじり中心から最大応力発生点までの x 方向距離

Y = ねじり中心から最大応力発生点までの y 方向距離

p , X , Y の詳細については、APPENDICES-1 に示した。

M_w の精解は F , E , M で求めてもよいが、本報では釘着ラチス梁の場合に誘導した式⁷⁾を利用し、節点が剛で、偏心はないとの条件から、次式で M_w を求めた。

$$M_w = \frac{a Q_x}{8} \left(\frac{h_w^2}{\lambda_w^2 \cos^2 \varphi + h_w^2 \sin^2 \varphi} \right) \quad \dots (5)$$

式中の記号については、第7図に示した。

τ_N と τ_r は同一接着層内に働くせん断応力度であるので、最終的にはそれらをベクトル的に加算した合応力度 τ_R で接着耐力を検定する必要がある。 τ_R は第7図に示すように、

$$\tau_R = \sqrt{\{\tau_N \cos \varphi - \tau_r \cos(90^\circ - \beta)\}^2 + \{\tau_N \sin \varphi + \tau_r \sin(90^\circ - \beta)\}^2} = \sqrt{\tau_N^2 + \tau_r^2 + 2 \tau_N \tau_r \sin(\varphi - \beta)} \quad \dots\dots (6)$$

ただし

$$= \tan^{-1} (Y / X) \quad \dots\dots\dots (7)$$

今回のAフレームに使用されたラチス梁の場合、 $hc = 5 \text{ cm}$, $hw = 8.3 \text{ cm}$, $\varphi = 60^\circ$, $a = 58 \text{ cm}$, $w = 46.2 \text{ cm}$

よって、

$$2 A_g = 8.14 \times 10^{-3} \text{ m}^2$$

$$N_w = Q_x / \sin \varphi = 5.08 / \sin 60^\circ = 5.866 \text{ kN}$$

$$M_w = \frac{a Q_x}{8} \left(\frac{h_w^2}{\lambda_w^2 \cos^2 \varphi + h_w^2 \sin^2 \varphi} \right)$$

$$= 0.0434 \text{ kNm}$$

APPENDICES - 1 より

$$= 5.47 \text{ cm}, Y = 2.35 \text{ cm}$$

$$r_o = \sqrt{X^2 + Y^2} = 5.95 \times 10^{-2} \text{ m}$$

$$p = 3.15 \times 10^{-6} \text{ m}^4$$

$$= \frac{4.34 \times 10^{-2} \times 5.95 \times 10^{-2}}{2 \times 3.15 \times 10^{-6}}$$

$$= 0.40988 \times 10^3 \text{ kN} / \text{m}^2 = 0.41 \text{ MPa}$$

$$\tau_N = \frac{5.866}{8.14 \times 10^{-3}} = 0.721 \text{ MPa}$$

$$= \tan^{-1} (Y / X) = \tan^{-1} (2.35 / 5.47)$$

$$= 23.25^\circ$$

$$\sin(\varphi - \beta) = \sin(60 - 23.25) = 0.6$$

よって、

$$\tau_R = \sqrt{\tau_N^2 + \tau_r^2 + 2 \tau_N \tau_r \sin(\varphi - \beta)} = \sqrt{0.721^2 + 0.41^2 + 2 \times 0.721 \times 0.41 \times 0.6}$$

$$= 1.021 \text{ MPa}$$

T_R の短期許容値はAPPENDICES - に示したように、実大接着ラチス梁の強度実験より

$$s f_R = 1.39 \text{ MPa}$$

したがって、

$$\tau_R = 1.021 \text{ MPa} < s f_R = 1.39 \text{ MPa} \quad \text{O.K.}$$

6. 接合部の検討

6.1 合掌頂部の接合

軸圧縮力 $N = 10.13 \text{ kN}$ (第3図参照) に対して、厚さ 12 mm の合板を2枚接着剤で張り合わせた特別製ガセット板を合掌頂部にそう入して対応する。N75釘を使うとして、

$$s P_{75} = 19 \text{ kg} \times 3 = 57 \text{ kg} = 0.56 \text{ kN}$$

$$n = 10.13 \text{ kN} / 0.56 \text{ kN} = 18$$

よって、第1図の「A部詳細」に示したように、片面9本のN75を打つ。

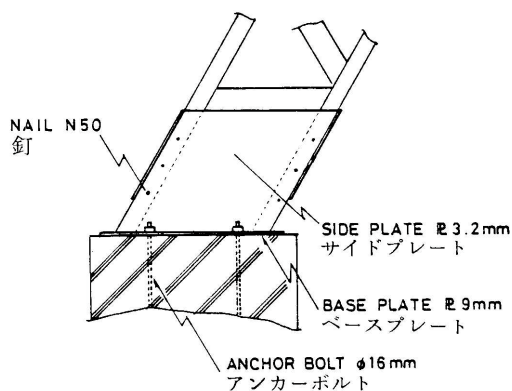
6.2 合掌尻の接合

第3図における支点Aで $N_a = 3.22 \text{ kN}$ の引張力を受ける。N50釘で柱脚金物に留め着けるとすると、

$$s P_{50} = 13 \text{ kg} \times 3 = 39 \text{ kg} = 0.382 \text{ kN}$$

$$n = N_a / s P_{50} = 3.22 / 0.382 = 9$$

よって、9本のN50を使用し、第8図のような柱脚部の接合とする。ただし、柱脚金物の耐力^{*3)}は十分であるとす。



第8図 ラチス梁と柱脚金物との釘着
Fig. 8 Nailed joint between lattice girder and steel base shoe.

*3)設計は設計事務所による。

7. むすび

本報告は、カラマツ接着ラチス梁でAフレームを構成した博覧会展示館の構造設計について、我々が技術協力をを行った部分を紹介した。

本文中に示した数値、及び計算式の中には、当初設計事務所に提出したものと若干異なるものもある。それは、当初の不十分な点を修正し、力学的により正確さを期したためである。

いずれにせよ、本報告は、接着剤で全節点を剛に接合した木質系長尺ラチス梁という珍しい部材が、実際の構造物にどのように使用されたかをできるだけ詳しく記録し、今後同じような構造設計の必要が生じた際の参考資料に供することを意図したものである。

今回の試みから、接着ラチス梁においては、弦材一腹材間の接着耐力の検定が最も重要で、かつ構造耐力上きびしい要因であることを知った。今後、この点の設計方法に関して、理論と実験の両面から、更に正確な評価法を確立する必要がある。

文献

- 1) 小松幸平ほか5名：カラマツ接着ラチス梁の小樽博覧サテーム館への利用，日本木材学会北海道支部講演集，第16号，pp25 1984 .
- 2) 後藤一雄：「木構造の計算」，p.92，鹿島出版会，(1980) .
- 3) 宮島 寛：合板ガセット接着法による木造ラーメン及びトラスの剛性と強度，材料，Vol.20，No.218，p.25，(1971)
- 4) Suddarth, S. K. : The design of glued joints for wood trusses and frames, Research Bulletin, No.727 . Purdue University, (1961) .
- 5) 後藤一雄：「木構造の計算」，p.227，鹿島出版会，(1980) .
- 6) 小松幸平：集成材剛節骨組構造のための交差重ね合わせ接着接合の強度設計()—接着層のねじり応力がねじりの中心からの距離に比例すると仮定した場合の接合部の強度設

計方法 - , 林産試月報, 402, 11, (1985)
 7) 小松幸平: カラマツ釘着ラチス梁の構造計算, 林産試研究報告, 第70号, pp.131~197, (1981).
 8) 前田典昭ほか3名: カラマツ接着ラチス梁の曲げ

試験, 日本木材学会北海道支部講演集, 第16号, pp.21~24, (1984).
 9) 前田典昭ほか3名: カラマツ接着ラチス梁の曲げ試験, 林産試月報, 投稿予定, (1985).

APPENDICES -

本論文に使用した主な記号の定義, 並びに単位換算表を表A1に示す。

表A1 記号の説明及び単位換算表
 Table A1 Notation and conversion table for units

a	= 節点間距離	Panel distance
A	= 面積 (断面積)	Area or cross sectional area
f	= 許容応力度	Allowable stresses
I_p	= 断面二次極モーメント	Polar moment of inertia
r_o	= ねじりの中心から最大ねじり応力度の点までの距離 $r_o = \sqrt{X^2 + Y^2}$	Distance from rotation center to the point of maximum torsional stress
λ_w	= 腹材材長	Web length (center to center)
ϕ	= 腹材と下弦材とのなす角度	Angle between bottom chord and web
P	= 釘の許容一面せん断耐力	Allowable single shear resistance of nail
q	= 設計用速度圧	Design velocity pressure
S	= 断面一次モーメント	First moment of area
() _b	= 曲げモーメントによる	Due to bending moment
() _a	= 軸力による	Due to axial force
() _t	= 引張	Tensile -
() _c	= 圧縮又は弦材	Compressive - or Chord
() _k	= 座屈	Buckling -
() _w	= 腹材	Web
() _{FJ}	= フィンガージョイントで接合された	End jointed by finger joint
s ()	= 短期	Short term (in cases of allowable values)
L ()	= 長期	Long term (" ")

力 (Force)			応力 (Stresses)		
Kgf	N	kN	Kgf/cm ²	kN/m ²	MPa
1	9.80665	9.80665×10^{-3}	1	98.0665	98.0665×10^{-3}
101.97162	1000	1	10.197162	1000	1

APPENDICES -
弦材-腹材接着節点の断面二次極モーメント p の誘導 (Derivation of p for glued panel point between cord and web)
 1. ねじり中心, Y の決定
第A1-a) 図において, 台形ACDEの断面一次モーメント S_x は

$$S_{ACDE-x} = \dots \cdot A_{ACDE} \dots \dots \dots (A1)$$

S は加算則が成立するから

$$\left. \begin{aligned} S_{ACDE-x} &= S_{ABE-x} + S_{BCDE-x} \\ &= A_{ABE-x} \cdot x_1 + A_{BCDE} \cdot x_2 \\ &= \frac{c \cdot h_c}{2} \cdot \frac{2}{3} c + d h_c \cdot \frac{(a+c)}{2} \dots (A2) \end{aligned} \right\}$$

$$A_{ACDE} = \frac{h_c (2a-c)}{2}$$

ただし

$$= hw / \sin \phi, b = hc / \sin \phi, c = hc \cos \phi / \sin \phi$$

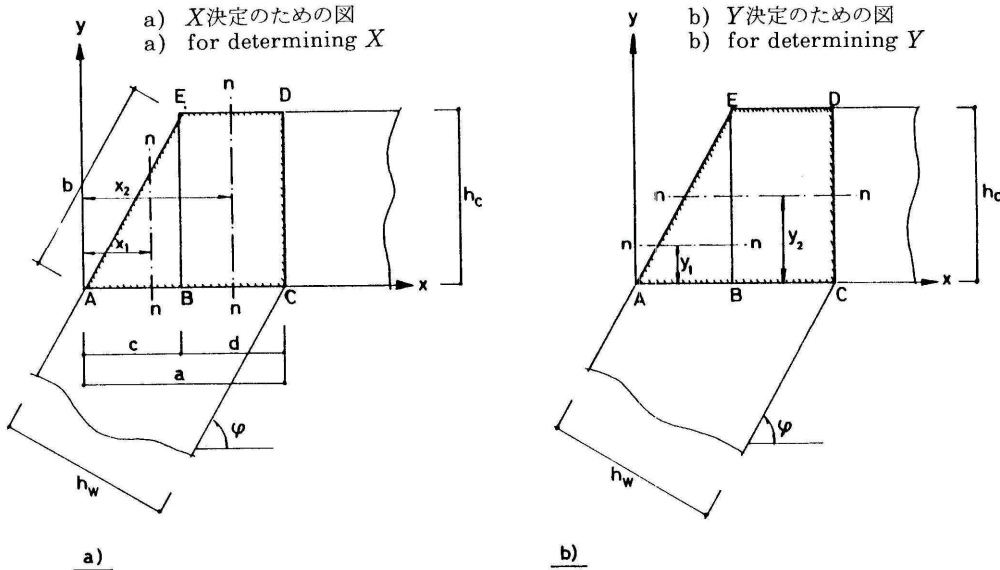
$$d = hw (1 - \cos \phi) / \sin \phi, \dots = hc / hw$$

式 (A1), (A2) より

$$X = (3a^2 - c^2) / 3(2a - c) = \frac{h_w(3 - r^2 \cos^2 \varphi)}{3 \sin \varphi (2 - r \cos \varphi)} \dots\dots\dots (A3)$$

同様に S_y は第A1-b) 図に示す関係より

$$Y = \frac{h_c(3 - 2r \cos \varphi)}{3(2 - r \cos \varphi)} \dots\dots\dots (A4)$$



第A1図 a), b) 接着領域ACDEのねじり中心 (, Y) を決定するための図
Fig. A1 a), b) Figure for determining a rotation center (, Y) for the glued region ACDE

2. pの計算

$$p = x + Y$$

第A2-a) 図において ($g^2 = Y - hc/3$)

$$X = I_{ABE-X} + I_{BCDE-X}$$

$$I_{ABE-X} = I_{ABE-n} + g_1^2 A = \frac{h_c^4 \cos \varphi}{36 \sin \varphi} \left(\frac{3r^2 \cos^2 \varphi - 8r \cos \varphi + 6}{r^2 \cos^2 \varphi - 4r \cos \varphi + 4} \right) \dots\dots\dots (A5)$$

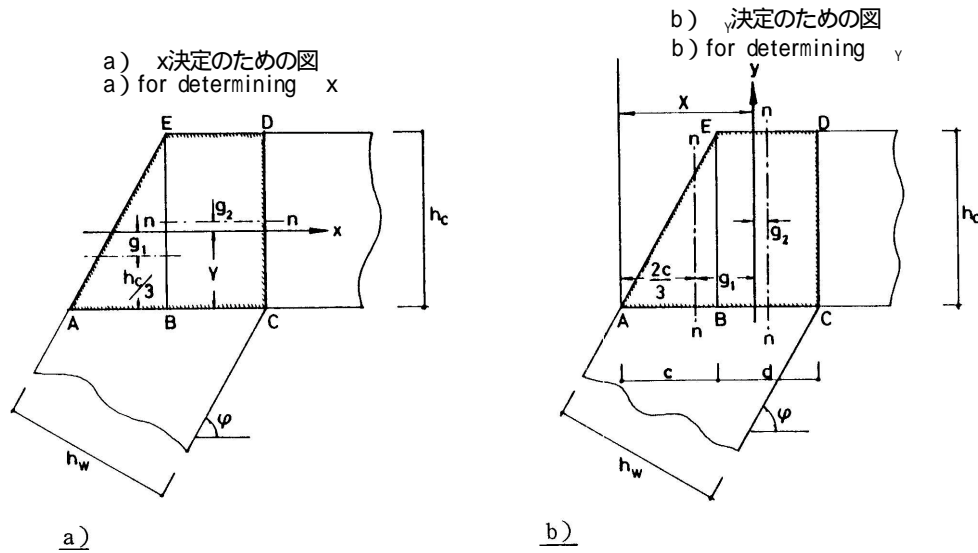
$$(g^2 = hc/2 - Y)$$

$$I_{BCDE-X} = I_{BCDE-n} + g_2^2 A = \frac{h_w h_c^3}{9 \sin \varphi} \left\{ \frac{(1 - r \cos \varphi)(r^2 \cos^2 \varphi - 3r \cos \varphi + 3)}{(2 - r \cos \varphi)^2} \right\} \dots\dots\dots (A6)$$

第A2-b) 図において, ($g_1^2 = X - \frac{2}{3}c$)

$$Y = I_{ABE-Y} + I_{BCDE-Y}$$

$$I_{ABE-Y} = I_{ABE-n} + g_1^2 A = \frac{h_c^4 \cos^3 \varphi (r \cos \varphi - 2)^2 + 2 h_c^2 h_w^2 \cos \varphi (r \cos \varphi - 3)^2 (r \cos \varphi - 1)^2}{36 \sin^3 \varphi (r \cos \varphi - 2)^2} \dots\dots (A7)$$



図A.2 a), b) 接着領域ACDEの断面二次極モーメント p決定のための図

Fig. A.2 a), b) Figure for determining a polar moment of inertia for the glued region ACDE (p = x + y)

$$I_{BCDE-Y} = I_{BCDE-n} + g_2^2 A = \frac{h_c h_w^3 (1 - r \cos \varphi)^3 \{ (r \cos \varphi - 2)^2 + 3 r^2 \cos^2 \varphi \}}{12 \sin^3 \varphi (r \cos \varphi - 2)^2} \dots\dots\dots (A.8)$$

[$g^2 = (c + d/2) - X$]

以上を総合すると

$$I_p = I_{ABE-X} + I_{BCDE-X} + I_{ABE-Y} + I_{BCDE-Y}$$

$$= \frac{1}{36 \sin^3 \varphi (r \cos \varphi - 2)^2} [h_c^4 \cos \varphi \sin^2 \varphi (3 r^2 \cos^2 \varphi - 8 r \cos \varphi + 6)$$

$$+ 4 h_w h_c^3 \sin^2 (1 - \cos \varphi) (r^2 \cos^2 \varphi - 3 r \cos \varphi + 6)$$

$$+ 3 h_c h_w^3 (1 - \cos \varphi)^3 \{ (r \cos \varphi - 2)^2 + 3 r^2 \cos^2 \varphi \}$$

$$+ 2 h_c^2 h_w^2 \cos \varphi (\cos \varphi - 3)^2 (\cos \varphi - 1)^2 + h_c^4 \cos^3 \varphi (\cos \varphi - 2)^2] \dots\dots\dots (A.9)$$

今回のラチス梁の p を計算する。

hw=8.3cm, hc=5cm, φ=60°, r=hc/hw=0.6024
 最大ねじりせん断応力度 τ-maxは図のA1~A2のA点に生じる。ねじりの中心(X, Y)からA点までの距離はσで、式A3), A4)より

$$X=5.47\text{cm}, Y=2.35\text{cm} \quad r_0 = \sqrt{X^2 + Y^2} = 5.95\text{cm}$$

式A9)より、

$$p = 315\text{cm}^4 (3.15 \times 10^6 \text{m}^4)$$

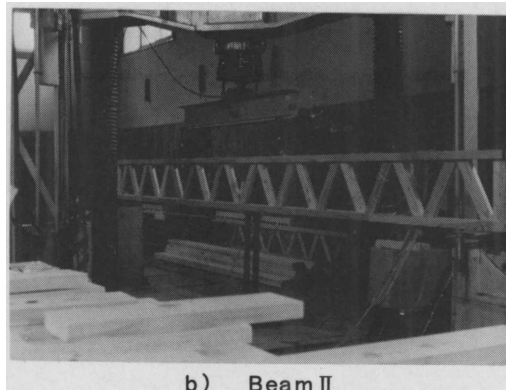
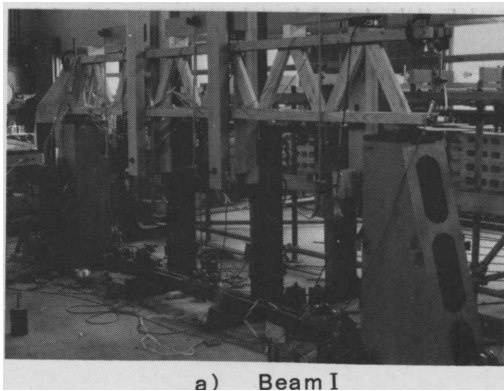
今回のような対称型でない接着節点の場合、ねじりの中心は部材中心線の交点にはならない事に注意する必要がある。

APPENDICES -

実大接着ラチスの曲げ試験によるねじりせん断応力度 τ_Rの許容値の決定

(Evaluation of allowable value of τ_R by bending tests on actual size glued lattice girders)

小樽博で使用されたラチス梁とスパン以外全く同一寸法の接着ラチス梁を製造し、それらについて、写真A1-a)b)に示す方法で曲げ破壊試験を行った^{8),9)}。破壊はすべて弦材-腹材間の接着接合部で発生した。



写真A1-a), b) 弦材-腹材の接着接合強度決定のための実大ラチス梁での曲げ破壊試験^{8), 9)}

a) Beam : スパン 3.5m b) Beam : スパン 5.8m

Photo A1-a) b) Bending tests on actual size lattice girders for determining chord-web glued joint strength

a) Beam : span 3.5m b) Beam : span 5.8m

表A2 有限要素法による解析^{8), 9)}から逆算した実大ラチス梁の破壊時腹材応力 M_{w-max} , 及び N_{w-max} の値並びに式(2), (4), (6)で算定した破壊時接着層応力度 τ_{N-max} , τ_{r-max} , τ_{R-max} の値

Table A2 Moment and axial force being at failure in web estimated by F.E.M. analysis^{8), 9)} and maximum stresses in glue line evaluated by eqs.(2), (4), and (6)

試験体	No.	M_{w-max} (kNm)	N_{w-max} (kN)	τ_{N-max} ^{c)}	τ_{r-max} ^{d)} (MPa)	τ_{R-max} ^{e)}
Beam I a)	1	0.1294	14.4638	1.777	1.222	2.69
	2	0.1565	17.4921	1.478	2.149	3.26
	3	0.1385	15.4729	1.308	1.901	2.88
	4	0.1412	15.7809	1.334	1.939	2.94
Beam II b)	1	0.1025	14.7090	0.968	1.807	2.44
	2	0.1017	14.5894	0.961	1.792	2.49
平均		—	—	1.304	1.802	2.78

a) スパン=3.5m, 写真A1-a) 参照
Span=3.5m refer to photo A1-a)

b) スパン 5.8m, 写真A1-b) 参照
Span=5.8m refer to photo A1-b)

c) 式(2) d) 式(4) e) 式(6)
eq.(2) eq.(4) eq.(6)

したがって、この実験結果から逆算される τ_R の最大値 (破壊時の値) は、小樽博覧会館ラチス梁の τ_R の許容値を算定するのに最適のデータである。

表A2に有限要素法による解析で算定された破壊時の腹材応力 M_{w-max} , N_{w-max} の値と、それらを式(2), (4), (6)に代入して計算した応力度 τ_{N-max} , τ_{r-max} , τ_{R-max} の値を示す。

現行の許容応力度誘導ルールから、 τ_R の短期許容

値 $s_f \tau_R$ を求めると

$$s_f \tau_R = 2 \times \underbrace{\left(\frac{3}{4} \tau_{R-max} \right)}_{\text{材料強度}} \times \frac{1}{3} = \tau_{R-max} / 2$$

$$\underbrace{\hspace{10em}}_{\text{長期}} = 2.78 \text{MPa} / 2$$

$$\underbrace{\hspace{10em}}_{\text{短期}} = 1.39 \text{MPa}$$

- 複合材試験科 -

(原稿受理 昭60.2.14)