

集成材 複数挿入鋼板型ハイブリット梁の曲げ弾塑性挙動に関する実験と解析

Experimental and Analytical Study of Elasto-Plastic Bending Behavior of Glued-Laminated Timber Beam with Plural Rib Plates on Tension Side

薄木征三*, 千田知弘**, 佐々木貴信***, 後藤文彦****

USUKI Seizo, CHIDA Tomohiro, SASAKI Takano, GOTOU Fumihiko

*工博, 秋田大学教授, 工学資源学部土木環境工学科 (010-8502 秋田市手形学園町 1-1)

**工修, 秋田大学工学資源学研究所博士後期課程 (010-8502 秋田市手形学園町 1-1)

***博(工), 秋田県立大学准教授, 木材高度加工研究所 (016-0876 能代市海詠坂 11-1)

****博(工), 秋田大学助手, 工学資源学部土木環境工学科 (010-8502 秋田市手形学園町 1-1)

The bending capacity and failure mode of glued-laminated timber beams with plural rib plates on tension sides are investigated. The three types of beams are manufactured and tested. All the beams have same width, depth and span length and also have one rib plate with same dimension on compression side of beam. They have one rib, two ribs and three ribs on tension side, respectively and the sum of thickness of ribs is the same as one rib type. The type of three ribs shows the most highly bending capacity and most moderate failure mode.

Key Words: rib plate, glulam beam, bending capacity, composite action

キーワード: 挿入鋼板, 集成材, 曲げ耐荷力, 合成効果

1. まえがき

木質構造における接合部には、鋼板挿入型のボルトあるいはドリフトピン接合が広く用いられている。すなわち引張力を受ける木部材を接合するとき、両方の部材の幅の中心に沿って、材面に垂直にスリット加工を施し、そこに鋼板を挿入して鋼板面に垂直にボルトまたはドリフトピン貫通させて、両部材を接合するのである¹⁾。これにより鋼板を外付けしてボルトで接合するそれまでの方法に比べて、ボルトの頭もしくはドリフトピンの端面のみが木部表面に現れることになり、より木質感の高い、したがってスマートな接合となる。このタイプの接合は、多数のドリフトピンを打ち込むことによって曲げ材の接合にも使われている。近年では木トラス橋の各点部に多数の薄肉挿入鋼板を用い、ドリフトピンで接合した構造²⁾がスイスで開発されている。

この手法を接合とは無関係に、集成材の曲げ強度の増強法として採用したのが、本研究で対象とする挿入鋼板型集成材である。当然のことながら、木梁を鋼で補剛するという考えは新しいものではなく、かつては鋼板を二本の木梁で挟み、鋼板と木梁を垂直に貫通するボルトで締めて合成梁とする方法があった³⁾。これは鋼の剛性を利用して、梁高を低く抑えることが目的であった。

挿入鋼板型集成材も原理的にはこれと変わらないが、

鋼板と相性の良いエポキシ樹脂の出現によって、より合理的で曲げ強度の上昇を見込める断面の設計を試みようとするものである。著者らは矩形断面集成材の上下面に垂直に加工したスリット(溝)に鋼板を挿入接着した梁について、合成梁と見なしたときの曲げ耐荷力について報告した⁴⁾。また集成材梁の下側の挿入鋼板(下リブ)を2枚とした鋼床版 集成材ハイブリット桁橋の1/3模型についても報告した⁵⁾。

ここでは矩形断面スギ集成材の梁幅、梁高およびスパンを一定値とし、上リブは1枚に固定、下リブは1~3と変化させた3 Typeの梁を作製し、その弾塑性挙動および曲げ耐荷力を試験と弾塑性梁理論で総合的に調べた。その結果、下リブ鋼板の板厚の差異による降伏点の違い、および複数の下リブの存在が、耐荷性状に与える効果について幾つかの知見を得たので報告する。

2. 試験

2.1 試験梁

図1に試験梁の断面寸法を示す。試験梁は4種類から成っている。これらの共通点は梁幅が $b=60\text{mm}$ 、梁高が $h=120\text{mm}$ 、スパンが $l=216\text{cm}$ の単純支持梁であり(図2)、従って梁高に対するスパンの比が $l/h=216\text{cm}/12\text{cm}=18$ となっていることである。

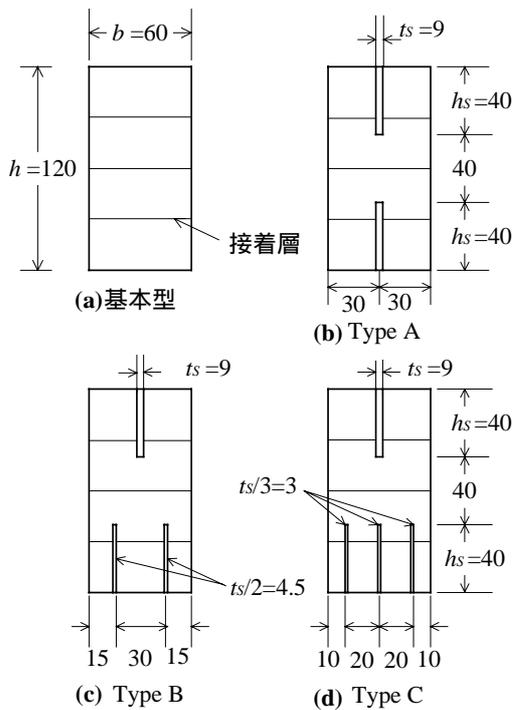


図 1 試験梁の 4 種類の断面

図 1(a)は、板厚 30mm のひき板（ラミナ）4 層から成る日本農林規格（以下 JAS 規格）に基づいて製作された異等級対称構成の構造用スギ集成材である。これを基本型と称することにする。

同図(b)は基本型(a)にスリット(溝)加工を施して、断面が $h_s \times t_s = 40 \times 9$ mm の SS400 鋼板を梁断面の上下に挿入接着したものである。上下のスリットの幅は鋼板厚に 2mm プラス、深さは鋼板高に 2mm プラスとし、鋼板挿入に支障がない最小寸法としている。鋼板表面は従来の結果を踏襲して^{4),5)}ショットブラスト処理(Rz80)、接着剤は二液混合形エポキシ樹脂（E6264D、サンスター技研（株））を用いている。これら鋼種、スリット幅と高さの考え方、表面処理および接着剤は以下の断面でも同様とする。図(b)の断面を Type A と呼ぶことにする。

同図(c)は、上挿入鋼板（以下上リブと称す）は(b)と同じだが、下挿入鋼板（以下下リブと称す）の板厚を(b)の 1/2、つまり $t_s / 2 = 4.5$ mm とし、これを二枚挿入したものである。(c)の断面を Type B と称することにする。

同図(d)は、上リブはやはり(b)と同じだが、下リブの板厚を(b)の 1/3、つまり $t_s / 3 = 3$ mm とし、これを三枚挿入したものである。(d)の断面を Type C と称することにする。

以上により鋼板挿入型の(b)、(c)、(d)は、もしスギ集成材のヤング係数がそれぞれほぼ同じと見なすことができると、上リブの断面積と下リブのそれが等しいので、図心は一致し弾性領域では等価な曲げ剛性を持つ。なおエポキシ樹脂そのものの強度や弾性係数はスギ集成材より大きい、同程度のオーダーであるので⁶⁾樹脂層の影響

は以下では無視している。

しかし一般に鋼材の降伏点は、鋼板の板厚に依存するので塑性化の進行状態が、Type A,B,C によって異なると予想される。また木部の引張縁側の脆性破壊状況も挿入鋼板の数の影響を受けて、異なることが予想される。これらを明らかにするのが本試験の目的である。

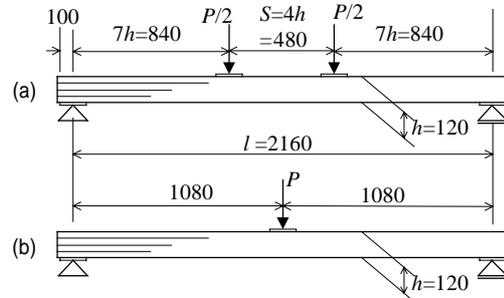


図 2 (a)基本型のヤング係数測定時 (b)曲げ試験時, 単位 mm, $l/h=18$

2.2 試験方法

図 2(a)に図 1(a)の基本型のヤング係数を求めるための荷重方法を示す。本項の始めに述べたように、図 1 の全ての試験体に対して梁高に対するスパンの比が $l/h=216\text{cm}/12\text{cm}=18$ となっている。これは構造用集成材の JAS 規格に定める曲げ試験に準じたものである。

試験機は引張圧縮試験機を用いた（ミネベア（株）製、AL-100kN）。スパン $l=216\text{cm}$ はこの試験機の試験台の寸法の制約から決められたものである。集成材の曲げヤング係数および曲げ強さに関する統計量は、JAS 規格では図 2(a)に示すような二点荷重によることになっている⁷⁾。

しかしながら本試験は統計量を求めることが目的ではないこと、図 1(b)以下の挿入鋼板型集成材の曲げ試験に関する規格は存在しないこと、試験機の容量（100kN）内で集成材のせん断破壊ではなく、確実に曲げ破壊を発生させたいこと、の理由によって基本型のヤング係数測定以外、図 1 の全ての断面に対して図 2(b)に示すスパン中央一点荷重とした。

なお試験梁の数は、図 1(a)の基本型から(d)の Type C まで、それぞれ 3 本作製した。また集成材の製作からスリット加工までは、JAS 認定集成材工場に依頼し、鋼板の挿入接着作業および曲げ試験は秋田県立大木材高度加工研究所で行なわれた。

3. 試験結果

3.1 基本型

(1) ヤング係数 (E_w)

図 2(a)に示した荷重条件の基に、予想曲げ破壊モーメントの 1/3 程度に相当する荷重 $P=10\text{kN}$ を作用させた。

その間の荷重 スパン中央たわみ図の直線部分から4カ所を適当に選び、荷重増分とたわみ増分の比、 $\Delta P/\Delta \delta$ を求め、たわみの公式に当てはめてヤング係数を算定した。試験体3体の結果を表1に示す。表中の試験体の番号は単に試験の順番を付したものである。

表1 基本型3試験体のヤング係数 E_W

	ヤング係数 E_W (kN/mm ²)
基本型 1	9.01
基本型 2	9.71
基本型 3	10.1
統計量	平均値 $\mu_{E_W} = 9.61$ kN/mm ² , 標準偏差 $\sigma_{E_W} = 0.45$ kN/mm ² , 変動係数 $V_{E_W} = 0.047$

表の下欄には参考のため、統計量も掲げる。ちなみに3体以上の試験体に対して、工場から出荷する製品としての構造用スギ集成材では、平均値で $\mu_{E_W} = 7.35$ kN/mm² (=75 tf/cm²)以上が要求されている。本試験体の平均値はこれを31%上回っている。

(2) 曲げ強度 (F_b)

2.2項で述べたように、曲げ破壊試験はスパン中央載荷で行なった。図3に基本型三試験体の荷重 P (kN)とスパン中央のたわみ δ (mm)との関係を示す。

基本型1は、その他の基本型の P - δ 曲線に比べ、異なった挙動を呈していることが観られる。基本型2は最大荷重 $P_b = 17.4$ kN (たわみ $\delta = 70.5$ mm)であるが、 $P = 12$ kN付近から P - δ 曲線に大きな非線形性が観られる。基本型3では $P_b = 18.1$ kN (たわみ $\delta = 46.0$ mm)であり、やはり $P = 12$ kN付近から P - δ 曲線に弱い非線形性が観られる。

$P_b = 17.2$ kN (たわみ $\delta = 60.0$ mm)と観察される基本型1は、始めに二点載荷による曲げ破壊を試みた。この時、載荷試験機の荷重支持点が行の曲率面外の変形に対してヒンジとなっていたため、試験梁に横座屈現象が観

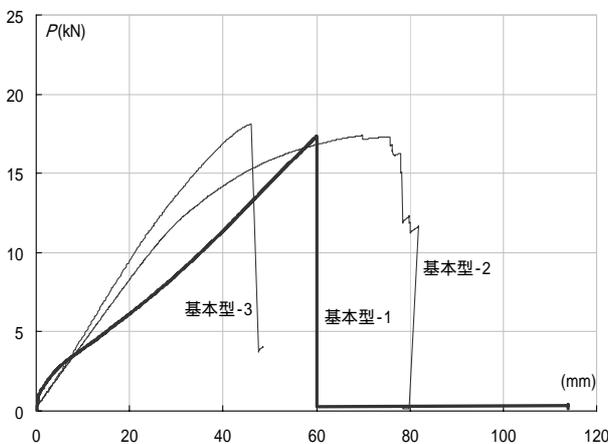


図3 基本型の曲げ試験結果

られた。そこで面外に対して固定条件を満足する一点載荷機構に変更して再度試験し直したものである。

この二点曲げ試験時に圧縮側の一部が塑性化し、木部が曲げ強度近くに達して徐荷してしまったと考えられる。それ故一点載荷による再載荷では、 P - δ 関係はほぼ直線

表2 基本型3試験体の曲げ強度 F_b

	最大荷重 P_b (kN)	曲げ強度 F_b (N/mm ²)
基本型 1	17.2	64.5
基本型 2	17.4	65.3
基本型 3	18.1	67.9
F_b の統計量	平均値 $\mu_{F_b} = 65.9$ N/mm ² , 標準偏差 $\sigma_{F_b} = 1.45$ N/mm ² , 変動係数 $V_{F_b} = 0.022$	

性を保持したまま曲げ破壊に至ったと考察される。

表2にこれら基本型3試験体の曲げ強度および統計量を示す。曲げ強度は単純梁の曲げ応力度の基本的関係式、 $F_b = M/W = (P_b l/4)/W$ から求められた。 M 、 W はスパン中央のモーメントおよび断面係数であり、図1(a)に示した断面寸法から $W = bh^2/6 = 6.0 \times 12.0^2/6 = 144$ cm³を用いた。

表2の曲げ強度が集成材のどの程度のレベルにあるか若干検討してみる。木材の強度の度数分布は2母数ワイブル分布(2Pワイブル分布)に従うとされる⁷⁾。これによると信頼水準75%における5%下側許容限界値(この値以下になる確率が5%)は

$$TL = \mu - K \cdot \sigma \tag{1}$$

で与えられる。ここで μ は平均値、 σ は標準偏差である。 K は試験本数 N に依存する係数で、本試験では $N = 3$ であるので、文献7)より $K = 3.15$ となる。

よって

$$TL = 65.9 - 3.15 \times 1.45 = 61.3 \text{ N/mm}^2$$

を得る。前項で述べたように、構造用スギ集成材ではヤング係数に対して平均値で $\mu_{E_W} = 7.35$ kN/mm² (=75 tf/cm²)以上、曲げ強度の5%下限値として $F_b = 23.5$ N/mm² (=240 kgf/cm²)以上となっている。本試験体は曲げ強度において $61.3/23.5 = 2.6$ 倍の強度となっている。

基本型の破壊モードは3試験体共に引張縁側の木材繊維の脆性破壊によるものであったが、せん断についても若干考察してみる。断面内部の圧縮側の塑性化を無視すると、断面内の最大せん断応力は、支点と載荷点の間で一定値 $\tau = 3V/2A$ を取る。表2の基本型3の場合、せん断力 $V = P_b/2 = 18.1/2 = 9.1$ kN、桁断面積 $A = 120 \times 60 = 7.2 \times 10^3$ mm²より $\tau = 1.9$ N/mm²となる。

本項と前項(1)で述べた構造用スギ集成材は、E75-F240と称される強度等級であるが、これのせん断強度の5%下限値は 5.3 N/mm² (=54 kgf/cm²)である。ヤング係数あるいは曲げ強度とせん断強度は高い相関があることが分っており、したがって基本型のいずれもの5%下

限値は、 5.3 N/mm^2 を大きく上回ることが予想される。つまり基本型 3 の $\tau = 1.9 \text{ N/mm}^2$ はせん断強度より、相当下にあると言える。それ故以下においても曲げ強度に注目して考察することにする。

3.2 挿入鋼板型集成材

(1) 降伏点と断面定数

下リブの板厚および配置によって、断面を Type A, B, C の 3 種に区別した。これらリブ (SS400) の降伏点を各鋼材のミルシートから拾った。また前述のように上リブの断面積と下リブのそれが等しいので、図心は一致し弾性領域では等価な曲げ剛性を持つ。これらを一括して表 3 に掲げる。

表 3 下リブの板厚と降伏点、二次モーメント

Type	降伏点 $\sigma_{y,L}$ (N/mm^2)	I_V (cm^4)
Type A, 9 mm	$\sigma_{y,L} = 309$	3514 (木換算)
Type B, 4.5 mm	$\sigma_{y,L} = 317$	
Type C, 3 mm	$\sigma_{y,L} = 380$	

表 3 の降伏点記号 $\sigma_{y,L}$ は下リブ (Lower rib) の降伏点であることを表す。上リブ (Upper rib) は全てのタイプに対して、板厚 $t_S = 9 \text{ mm}$ であるから降伏点は

$$\sigma_{y,U} = 309 \text{ N/mm}^2$$

に等しい。よって Type A のみが $\sigma_{y,U} = \sigma_{y,L} = 309 \text{ N/mm}^2$ となっている。これら降伏点の値は最小値と思われる。いずれにしても、SS400 の保証降伏点 245 N/mm^2 を 26% 以上上回っていることになる。

表中の右欄は、挿入鋼板型集成材を合成断面と見なした時の木換算断面二次モーメントであり、

$$I_V = I_w + n \cdot I_s \quad (2)$$

から求めたものである。ここで I_w, I_s は図心 (桁高の中央) に関する木部および鋼部の二次モーメントであり、文献 4) で提示された公式による。 n はヤング係数比であり、ここでは木部には表 1 の最小値 (基本型 1) の有効数値二桁を採用し、鋼部には公称値を採用して

$$n = \frac{E_s}{E_w} = \frac{2.0 \times 10^2}{9.0} = 22.2$$

とした。すなわち、鋼板挿入型試験体のスギ集成材部分のヤング係数を基本型 1 のヤング係数で近似した。

(2) Type A

断面が $h_s \times t_s = 40 \times 9 \text{ mm}$ の SS400 鋼板を梁断面の上下に挿入接着したものである。3 体の試験体に、曲げ試験の順番に、A-1 ~ A-3 と記号を付して荷重 P (kN) とスパン中央のたわみ δ (mm) との関係を示したのが図 4 である。

A-1 と A-2 は最大荷重付近まで、ほとんど同一の曲を描いているが、A-3 は前二者より若干低い荷重で耐力を失っている。破壊モードで観ると 3 試験体共に挿入鋼板の無い基本型と同様に、引張縁での繊維の脆性破断の様相を呈している。繊維の破断の深さは、スパン中央付

近において、梁下縁から梁高の $1/5 \sim 1/4$ と観察された。この破壊モードは以下の Type B および Type C においても、ほぼ類いの傾向である。

A-2 は、これに加えてスパン中央の桁高中央付近から大きな水平亀裂が発生したため、図のように一気に耐力を失った。これ以外の試験体は、木材繊維の破断後は下側挿入鋼板の塑性化の進展によって、 $P = 15 \text{ kN}$ 付近の耐力を保持しながら、変位を増大させている。

表 3 に関連して述べたように、Type A の上下リブは

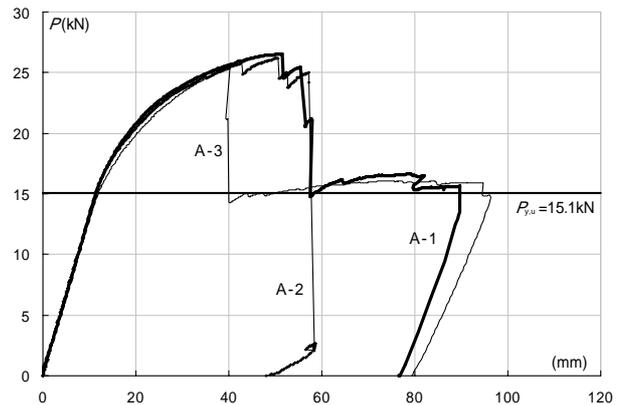


図 4 Type A の $P - \delta$ 曲線と降伏荷重

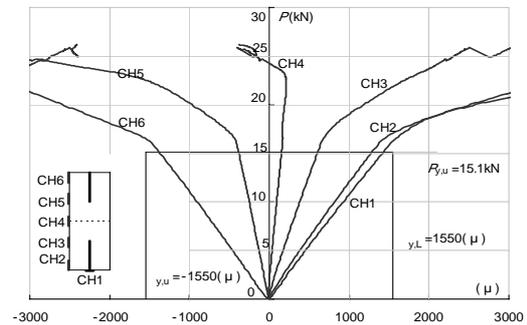


図 5 Type A-2 の $P - \varepsilon$ 曲線と降伏荷重、降伏ひずみ

共に板厚 $t_S = 9 \text{ mm}$ なので、降伏点 $\sigma_{y,U} = \sigma_{y,L} = 309 \text{ N/mm}^2$ を持つ。よって上リブの上縁および下リブの下縁が降伏点に達した瞬間には弾性梁理論より

$$\sigma_{y,U} = \frac{n \cdot M_{y,U}}{W_V} \quad (3)$$

となる。ここで $M_{y,U}$ は上リブ上縁が降伏点に達した時の上リブ降伏モーメント、 W_V は木換算断面係数で、式(2)および表 3 の値を用いると $W_V = I_V / (h/2) = 3514 / 6.0 = 586 \text{ cm}^3$ となる。また Type A の場合のみ $M_{y,U} = M_{y,L}$ (=下リブ降伏モーメント) である。

これらの値を式(3)に代入すれば上リブ降伏モーメントおよびその時の上リブ降伏荷重、 $P_{y,U} = 4M_{y,U} / l$ は

$$M_{y,U} = 815 \text{ kN} \cdot \text{cm}, \quad P_{y,U} = 15.1 \text{ kN}$$

となり、桁の下縁のひずみ $\varepsilon_{y,L}$ は $\varepsilon_{y,L} = \sigma_{y,L} / E_s$ より

$$\varepsilon_{y,L} = 1550 \times 10^{-6}$$

となる。図 4 の横実線は、この荷重 $P_{y,U} = 15.1 \text{ kN}$ を表す。また Type A のみ $P_{y,U} = P_{y,L}$ (下リブ降伏荷重) であり、梁上縁のひずみを $\varepsilon_{y,U}$ とすると $\varepsilon_{y,U} = -\varepsilon_{y,L}$ である。

図 5 は、A-2 に対する、図中に示す梁側面 6 箇所のひずみの試験結果であり、降伏荷重 $P_{y,U}$ と梁の上下縁のひずみ $\varepsilon_{y,U}$ および $\varepsilon_{y,L}$ も図中に記した。ゲージ番号 CH1 は下リブの下面に貼附されたゲージである。これら両図において、上リブ降伏荷重 $P_{y,U} = 15.1 \text{ kN}$ 付近から、たわみやひずみに非線形性が現れていることが確認できる。

(3) Type B

Type B は上リブは Type A と同じ $h_s \times t_s = 40 \times 9 \text{ mm}$ であるが、下リブの板厚を $1/2$ 、つまり $t_s / 2 = 4.5 \text{ mm}$ とし、これを二枚挿入したものである ($h_s = 40 \text{ mm}$)。3 本の試験体 B-1 ~ B-3 に関して図 6 に $P-\delta$ 曲線を、図 7 に $P-\varepsilon$ 曲線を示す。

図 6 において B-1 は、梁の引張縁側の曲げ破壊と同

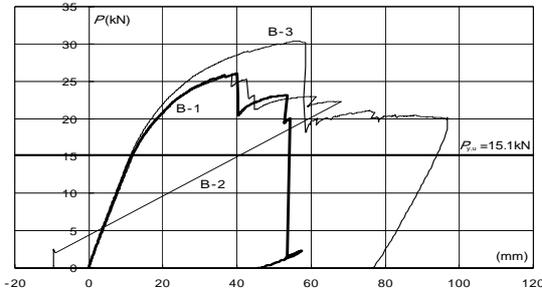


図 6 Type B の $P-\delta$ 曲線と上リブ降伏荷重

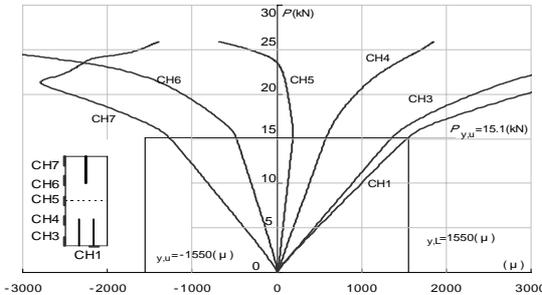


図 7 Type B-2 の $P-\varepsilon$ 曲線と上リブ降伏荷重

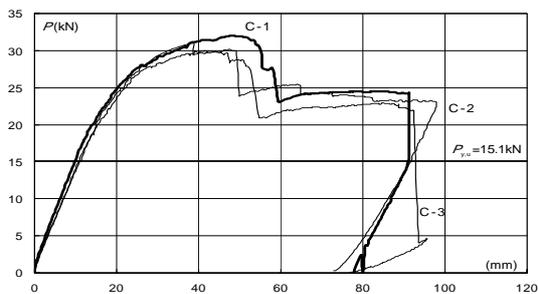


図 8 Type C の $P-\delta$ 曲線と上リブ降伏荷重

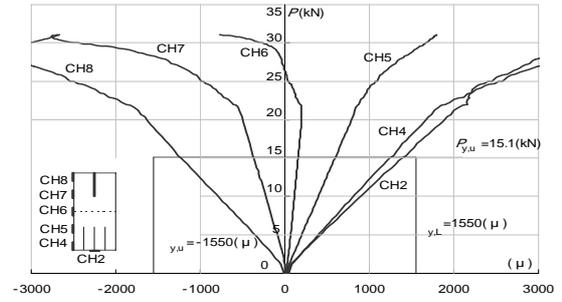


図 9 Type C-2 の $P-\varepsilon$ 曲線と上リブ降伏荷重

時に水平亀裂を発生し、急速に耐力を失ったものであり、B-2 はやはり B-1 と類似の破壊モードとともに、変位計が外れたことで、指針が零変位付近に戻ってしまったものである。しかしいずれも最大荷重に到達している。B-3 のみに鋼板の塑性変形によるたわみの増大効果が見られる。

図 7 は、B-2 に対する、下リブ下縁 (ゲージ番号 CH1) と集成材側面 5 箇所のひずみの変化を表している。Type A と同様に圧縮縁に近いひずみ (CH7) は、最大荷重近傍でひずみの減少が観られる。なお以上の両図には上リブ降伏荷重 $P_{y,U} = 15.1 \text{ kN}$ も記入してある。この荷重では上リブの上縁と下リブの下縁の応力は Type A の降伏点 $\sigma_{y,U} = \sigma_{y,L} = 309 \text{ N/mm}^2$ 、ひずみは $\varepsilon_{y,L} = -\varepsilon_{y,U} = 1550 \times 10^{-6}$ となっている。つまり下リブ下縁は表 3 に記した、Type B の板厚 4.5 mm に対する降伏点 $\sigma_{y,L} = 317 \text{ N/mm}^2$ および降伏ひずみ $\varepsilon_{y,L} = 1590 \times 10^{-6}$ に達しておらず、下リブの全域が弾性状態にある。

(4) Type C

上リブは Type A, Type B 同じであるが、下リブの板厚を Type A の $1/3$ 、つまり $t_s / 3 = 3 \text{ mm}$ とし、これを三枚挿入したものである ($h_s = 40 \text{ mm}$)。試験体 C-1 ~ C-3 に関して図 8 に $P-\delta$ 曲線を、上リブ降伏荷重 $P_{y,U} = 15.1 \text{ kN}$ と共に示す。

3 試験体共に、最大荷重に至った後、引張縁側の曲げ破壊を経て $P = 22 \sim 24 \text{ kN}$ の耐力を保持しながらたわみを増大させている。しかも最大荷重からの落下の仕方は Type A, B のように急激ではなく、小刻みに落下しているのが観られる。

図 9 に C-2 に対する、 $P-\varepsilon$ 曲線を示す。ゲージ番号 CH2 は 3 枚の下リブの内の、中央の鋼板の下縁に貼附されたものである。上リブ降伏荷重 $P_{y,U} = 15.1 \text{ kN}$ においては、下リブの応力は Type C の板厚 3 mm に対する降伏点、 $\sigma_{y,L} = 380 \text{ N/mm}^2$ および降伏ひずみ $\varepsilon_{y,L} = 1900 \times 10^{-6}$ 以下であるから、全断面弾性となっている。また下リブ下縁のひずみ (CH2) は Type A, Type B に比べ、ほとんど直線的である。

写真 1, 2 に試験終了後の Type C-1 のスパン中央付近の状況を示す。写真 1 は梁下面の様子であり、3 枚の挿入鋼板に挟まれた木部 4 箇所に、木繊維にほぼ直角な



写真 1 Type C-1、梁下面



写真 2 Type C-1、梁側面

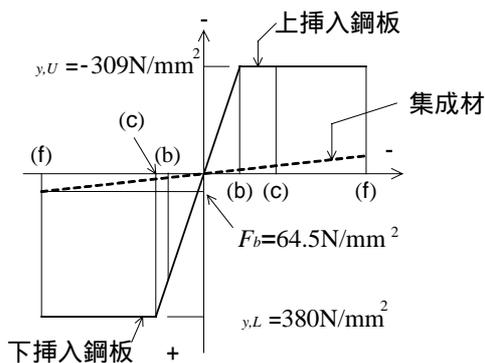


図 10 上下リブおよび集成材の応力 ひずみ関係

亀裂が観られる。写真 2 は梁側面を示し、梁下部の木片を除去した状態であるが、樹脂と鋼板が一部分剥離しているものの、高い木破率(およそ90%)を呈しており、合成断面を保持していると言える。

4. 試験結果の弾塑性梁理論による検証

4.1 弾塑性梁理論概要

(1) 材料の特性

一例として図 10 に Type C の場合の、鋼材と集成材の応力 ひずみ関係を示す。上リブは圧縮応力、下リブは引張応力を受けるので、応力およびひずみの±軸の設定が通常と逆に描いてある。

前節で述べたように、上リブ(板厚 9mm)の降伏点は $\sigma_{y,U} = 309 \text{ N/mm}^2$ 、降伏ひずみは $\varepsilon_{y,L} = 1550 \times 10^{-6}$ であり、下リブ(板厚 3mm)のそれは $\sigma_{y,L} = 380 \text{ N/mm}^2$ および降伏ひずみ $\varepsilon_{y,L} = 1900 \times 10^{-6}$ である。図示のように、挿

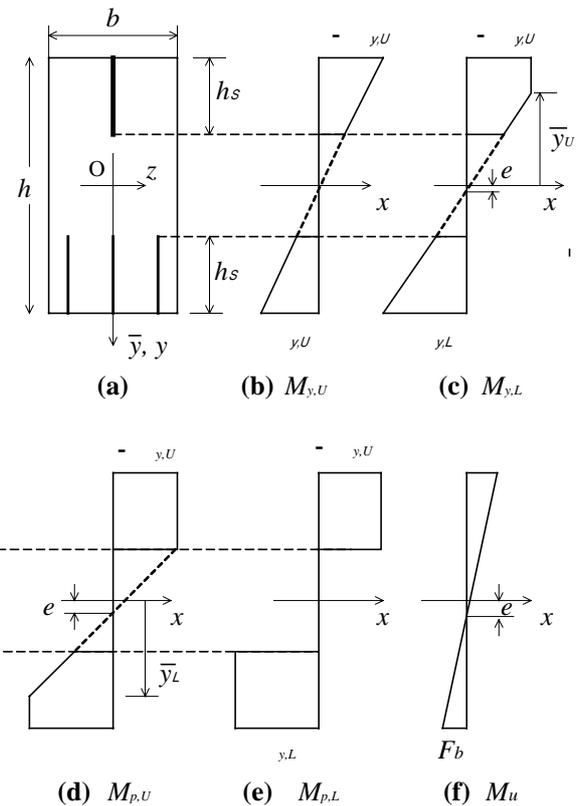


図 11 スパン中央断面の応力分布

入鋼板はこれらの降伏点を持つ完全弾塑性体で近似する。またヤング係数は前述のように、公称値 $E_s = 2.0 \times 10^2 \text{ kN/mm}^2$ を用いた。

一方集成材に関しては、ヤング係数として表 1 の最小値(基本型 1)の有効数値二桁を採用したが、曲げ強度としても表 2 の最小値(基本型 1)を採用する。これらをまとめて記すと

$$E_w = 9.0 \text{ kN/mm}^2, \quad F_b = 64.5 \text{ N/mm}^2$$

となる。この時のひずみ ε_b (終局曲げひずみと称す)は

$$\varepsilon_b = F_b / E_w = 7170 \times 10^{-6}$$

曲げを受ける、集成材の圧縮側の塑性を無視するという慣用法をここでも採用して、引張縁での応力が上記の F_b に至るまで、全断面弾性を保持すると仮定する。図 10 に破線で応力 ひずみ関係を示す。

(2) 理論の概要

挿入鋼板型集成材を合成断面と見なした時の、二軸対称断面である Type A については、既に発表されている⁴⁾ のでここでは Type B, C の一軸対称型について概説する。

図 11(a) に示す Type C を例に取る。弾性の図心 O から下方へ座標 \bar{y} 、中立軸から下方へ座標 y を設定し、座標 z と座標 x (部材軸、図 2 の左支点を原点) は常時図心 O を通るものとする。また図 11(a) は弾塑性状態にあるスパン中央断面とする。

荷重を漸増してゆき、上リブ上縁の応力が板厚 9mm の降伏点、 $\sigma_{y,U} = 309 \text{ N/mm}^2$ (降伏ひずみ $\varepsilon_{y,L} = 1550 \times 10^{-6}$) に達したときの断面のモーメントが 3.2

の(2)で述べた上リブ降伏モーメント M_{yU} 、荷重が P_{yU} であった。これは全てのTypeについて共通の値である。同図(b)に応力分布を示す。

荷重の漸増と共に上リブの塑性域は梁内部へ進展し、ついには下リブ下縁が降伏点、 $\sigma_{y,L}=380 \text{ N/mm}^2$ (降伏ひずみ $\varepsilon_{y,L}=1900 \times 10^{-6}$)に達する。同図(c)に応力分布を示す。中立軸の位置 e と弾塑性境界の座標 \bar{y}_v が未知量である。この時点のモーメントを下リブ降伏モーメント M_{yL} とする。

これは一軸対称形断面で、下フランジにのみ高張力鋼を使用したハイブリッド桁に類似の現象と言える。今の場合、集成材が鋼板に合成されていると言う点が、問題を若干複雑にしているのである。図10の(b),(c)が図11の(b),(c)に相当する。この時点では集成材の応力は曲げ強度 F_b より下にある。つまり集成材は全断面弾性である。

荷重のさらなる漸増によって、上下リブの塑性域は梁心部へ拡大し、上リブが全断面降伏した状態に達する。このモーメントを図(d)のように M_{pU} (上リブ全塑性モーメント)と記す。ついには同図(e)のように、下リブも全断面降伏した状態に達する。このモーメントを M_{pL} (下リブ全塑性モーメント)と記す。この時点でも集成材は弾性を保持しているため、さらなるモーメントの増大に耐えるが、最後には同図(f)に示すように、集成材梁の下縁が曲げ強度に達して脆性破壊を生じ終局を迎える。この時点での未知量は中立軸の位置、 e のみである。このモーメントを M_u (終局モーメント)と記す。この状態での応力とひずみの関係を図11の(f)に示す。

(3) 梁軸方向への塑性域の拡がり

以上はスパン中央断面での概要であるが、集中荷重を受ける単純梁ではM図の上に、全てのモーメントが現れる。図12の終局時におけるM図において、荷重直下が終局モーメント M_u 、左側の支点へ向かって、下リブ全塑性モーメント M_{pL} 、上リブ全塑性モーメント M_{pU} 、下リブ降伏モーメント M_{yL} 、上リブ降伏モーメント M_{yU} となる。当然のことながらこれらは左右対称の位置に現れる。これらモーメントと対応する荷重の関係は、例えば終局荷重では $P_u=4M_u/l$ である。

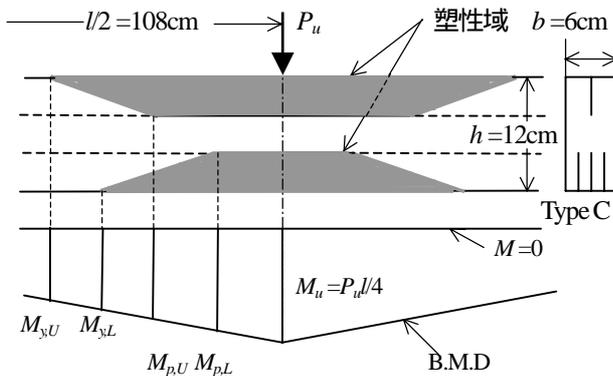


図12 単純梁の終局時におけるM図

4.2 試験結果との対比

(1) 終局荷重

試験値と直接比較できるのは、終局荷重 P_u しかないのであるが、3 Typeについて比較したのが表4である。なお試験体の終局荷重としては試験における最大荷重を採用した。

最大荷重はType Aについては図4、Type Bにつ

表4 試験の最大荷重と梁理論の終局荷重の対比

Type	最大荷重 P_m (kN)	平均値 μ_{Pm} (kN)	終局荷重 P_u (kN)	μ_{Pm} / P_u
Type A-1	26.5			
A-2	26.2	26.0	31.2	0.83
A-3	25.3			
Type B-1	26.0			
B-2	25.9	27.4	31.6	0.87
B-3	30.4			
Type C-1	32.0			
C-2	31.1	31.0	33.7	0.92
C-3	30.0			

いては図6、Type Cについては図8の $P-\delta$ 曲線の最大値に対応するものである。表4には、各Type、各試験体ごとの最大荷重 P_m とその平均値 μ_{Pm} 、各Typeごとの梁理論による終局荷重 P_u 、およびその比 μ_{Pm} / P_u を掲げた。

試験体の最大荷重の平均値 μ_{Pm} および終局荷重 P_u 共に、Type A, B, Cの順に大きくなっている。これは下リブの降伏点が、この順番に大きくなっているためである(表3参照)。比 μ_{Pm} / P_u を観ると、やはりType A, B, Cの順に大きくなっており、しかもいずれも1.0を超えていない。

1.0を超えないのは、基本型の曲げ試験結果(図3)に関連して述べたように、集成材梁の圧縮側に発生する塑性化を無視したためである。つまり塑性化を考慮すれば、無視した場合より当然大きいたわみ、梁下縁のひずみまたは応力が、より早く曲げ強度に達することになり、終局荷重は表4より小さくなると予想される。

比 μ_{Pm} / P_u のTypeごとの大小関係の原因としては下リブの数の影響が考えられる。すなわち写真1に関連して述べたように、鋼板3枚のType Cでは鋼板によって集成材下部が4つに仕切られている(図12の右上も)。これらの4つの下縁は同時に曲げ強度に達するのではなく、交互にしかも接着面が6面ある(接着層の引張りやせん断強度は木材より大きい)ため、徐々に破壊が進行することによって、さらなる荷重の増加に耐えられる。このように考えると、以上の大小関係の説明がつく。

(2) $P-\varepsilon$ および $P-\delta$ 関係

図13にType A, B, Cの $P-\varepsilon$ 関係の梁理論値を実線の折れ線で、試験値の典型的な例として、Type A-2, Type B-2およびType C-2の試験値を図中の記号で示した。これら

のひずみ ε は梁下面から 5mm の位置の値である。

Type A, B の下リブの降伏点は大きく異なるので (表 3 の $\sigma_{y,L}$) 理論値も試験値もそれぞれ接近している。しかし $P=25\text{kN}$ 付近から理論値と試験値は若干乖離し、試験値のひずみの方が大きい。これは前項(1) で述べたように、この荷重付近から集成材の圧縮側の塑性化が始まったためと思われる。

なお上リブ全塑性モーメントおよび同荷重の理論値は

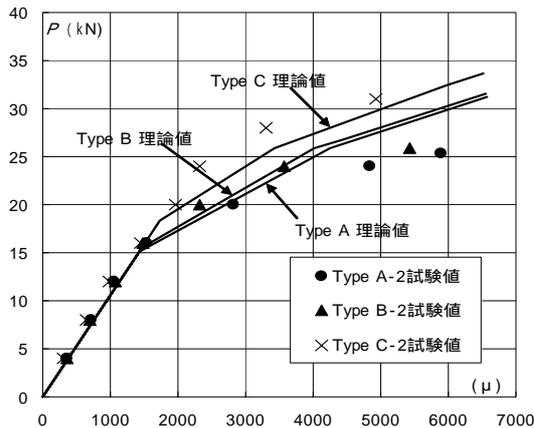


図 13 3 Type の $P-\varepsilon$ 関係の理論値と試験値

Type A, B, C 共に等しく、それぞれ $M_{p,U} = 1400 \text{ kN}\cdot\text{cm}$ および $P_{p,U} = 25.9 \text{ kN}$ である。またこれら 3 Type の上リブ降伏荷重は、前述のように $P_{y,U} = 15.1\text{kN}$ である。

Type C については、下リブの降伏点が Type A, B より大きい (約 1.23 倍) ので図のように非線形性も遅く現れる。また理論値よりひずみの値 (× 印) は小さい。これは梁理論で仮定した集成材のヤング係数 $E_w = 9.0 \text{ kN/mm}^2$ (基本型 1 の値) より、大きな値であったと予想される。また下リブ全塑性モーメントとその時の荷重の理論値は $M_{p,L} = 1750 \text{ kN}\cdot\text{cm}$ および $P_{p,L} = 32.4 \text{ kN}$ である。

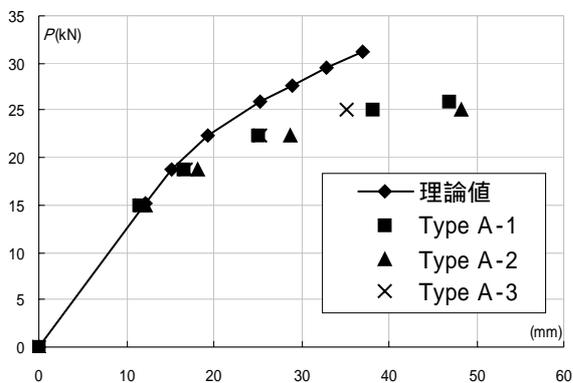


図 14 Type A の $P-\delta$ 関係の理論値と試験値

図 14 には上下リブがそれぞれ 1 枚の Type A の荷重とスパン中央のたわみの比較図を示す。 $P_{y,U} = P_{y,L} = 15.1$

kN が上下リブのそれぞれ上縁、下縁が降伏点に達する荷重である。

梁理論値には、せん断の影響も考慮されている (せん断弾性係数⁵⁾ $G_w = E_w / 15 = 0.60 \text{ kN/mm}^2$) が、図 14 では $P=20 \text{ kN}$ 付近以上において、荷重 P に対する試験値の理論値を大きく上回っている。図 13 のひずみでは $P=25 \text{ kN}$ 以降で試験値と理論値の乖離が認められている。よってこれは集成材梁の支点部のめり込みによる影響と考えられる (支点部のめり込みは梁の曲げひずみに影響しない)。

5. おわりに

鋼板挿入型集成材梁を対象に、圧縮側の上リブを 1 枚とし、引張側の下リブの数をそれぞれ 1~3 枚とした、弾性域では等価な曲げ剛性を持つ、3 Type の梁を作製して、スパン中央載荷曲げ試験を行なった。結果を要約すると以下ようになる。

- (1) 3 Type と同一の梁幅、梁高およびスパンを持つ、挿入鋼板の無い集成材梁を基本型として、これの曲げ試験からヤング係数および曲げ強度を求め、これらの最小値を 3 Type の木部に適用した。
- (2) 3 Type の上リブは板厚 9mm に統一し、下リブは板厚 9mm が 1 枚 (Type A)、4.5mm が 2 枚 (Type B)、3mm が 3 枚 (Type C) とし、これら板厚の違いによる降伏点の差異を梁理論適用に当たって考慮した。
- (3) 試験による最大荷重は Type A, B, C の順に大きくなり、これは弾塑性梁理論から得られる終局荷重によっても裏付けられた。
- (4) 試験による最大荷重は、弾塑性梁理論から得られる終局荷重より 18~8% 小さいが、これは圧縮側木部の塑性化によるものと推察された。
- (5) 下リブ 3 枚挿入の Type C は、鋼板によって集成材下部が 4 つに仕切られる。また鋼板との接着面が 6 面となる。これによって木繊維の破断が局所的に進行し、3 Type の中で最も緩やかな破壊性状を示す。
- (6) 3 Type とともに、最大荷重に達した後スパン中央付近の引張縁において、梁高の 1/5~1/4 に及び木繊維の脆性破壊により急速に耐力を失うが、上下リブの降伏後の延展性により荷重たわみ曲線はほぼ水平となる。第二の耐力とも言えるこの保持荷重は Type A, B, C の順に大きい。定量的評価は今後の課題である。

謝辞

本研究の多くの試験に当たって協力いただいた、秋田大学博士前期課程の石田 直および石川和彦両君に対して深謝します。又本研究は科学研究費補助金、基盤研究 (C) (1) (研究代表者: 薄木征三、課題番号: 15560392、H15~H17 年度) により行なわれた。ここに謝意を表します。

参考文献

- 1) 日本建築学会：木質構造設計基準・同解説 許容応力度・許容耐力設計法、pp.236-238, 2002.
- 2) Natterer, J. Herzog, T & Volz, M.: Holzbau Atlas 2, Rudolf Muller, 1996.
- 3) Faherty, K. and Williamson, T. ed.: Wood engineering and construction handbook, McGRAW-HILL, pp.10.35, 1989.
- 4) 薄木征三, 後藤文彦, キッシ ヲ ヲシ: 挿入リブ鋼板で補剛した集成材の曲げ耐荷力, 構造工学論文集, Vol.49A, p.889-894, 2003.
- 5) Kiss, L., Usuki, S. & Sasaki, T.: Experimental and analytical study on steel deck-glulam beam hybrid bridge behavior, *Journal of Structural Engineering, JSCE*, Vol.51A, pp.1211-1218, 2005.
- 6) 薄木征三, 佐々木貴信, 長谷部薫, 大原真也: 鋼板, 樹脂およびピンによる集成材主桁の接合, 構造工学論文集, Vol.44A, pp.1241-1250, 1998.
- 7) 日本建築学会：木質構造限界状態設計指針(案)・同解説, pp.341-342, 2003.
- 8) 7)に同じ, pp.156-157.

(2006年9月11日 受付)