

バットジョイントを有するプレストレス木床版の曲げ試験と解析

Bending test and analysis of prestressed laminated timber deck with butt joints

長谷部 薫* , 薄木 征三** , 元沢 清佳***

Kaoru Hasebe, Seizo Usuki and Sayaka Motosawa

* 工博, 秋田大学助教授, 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)

*** 秋田大学大学院, 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 present paper is concerned with the behavior of prestressed laminated timber deck with butt joints. The concept of prestressed laminated timber for bridge applications developed in Canada in the late 1970's was introduced to the United States at the middle of 1980. This bridge decks consist of lumber or glulam laminae transversely posttensioned by high-strength steel bars anchored against steel bearing plates. Lumber or glulam components with end-to-end butt joints are often used to span the length of the bridge. The presence of butt joints reduces the bending stiffness of the deck. Bending stiffness adjustment factors for this decks have been proposed by Ritter and Jaeger. This paper presents a numerical study on the bending behavior of prestressed timber deck with butt joints. The contact analyses are compared with beam and deck model test results.

Key Words: prestress, timber deck, butt joint, contact analysis

1. まえがき

プレストレス木床版は、製材ラミナを釘で積層していた床版を補強するために、1970年代にカナダのオンタリオ州道路局によって開発されたもので¹⁾、設計法や施工法はオンタリオ州の道路橋示方書(OHBDC)²⁾に取り入れられている。さらに、1980年代にアメリカでも試験的に短支間の床版橋として架設されるようになりAASHTO³⁾で規準化されている。その後、製材ラミナでは断面と長さおよび橋長に制約があることから、キャンバーも自由に付けることができる集成材ラミナを用いた床版橋がアメリカで研究されている⁴⁾。最近ではヨーロッパ共通基準のEurocode 5⁵⁾でも取り扱われており、オーストラリアでも相当数のプレストレス木床版橋が試験的に架設されている⁶⁾。我が国でも最近単径間の木床版橋⁷⁾や4径間連続木床版橋⁸⁾として架設されており、また集成材アーチ橋の床版に利用されている⁹⁾。

プレストレス木床版は、ラミナ(製材ラミナ、LVLラミナあるいは集成材ラミナ)を橋軸方向に敷き並べ、床版厚さの中心の幅員方向に貫通する孔にプレストレス鋼棒を挿入し、これに横締めプレストレスを与えることにより一体とした構造であり、幅員方向のラミナ間には一般に接着材を使用しない。支間が20m以上のプレストレス木床版では、部材の製作上の制限や輸送上の制限から

ラミナの支間方向への縦継ぎにバットジョイント(木口面の突きつけ継手)を用いるのが一般的⁹⁾であり、バットジョイント部には接着剤を使用しない。プレストレス木床版の簡易設計法¹⁰⁾で用いられているバットジョイントに対する規定は、隣接するラミナのバットジョイント間の橋軸方向の距離は120cm(4ft)以上で、幅員方向の同一線上に配置されるバットジョイントは4本以上のラミナに1カ所と制限されており、我が国でもこの規定を準用している。バットジョイントを設けない木床版の場合、橋軸方向(繊維方向)のヤング係数はプレストレス力に無関係で、木床版を構成する全ラミナの平均値が用いられるが、バットジョイントを有する場合バットジョイントが木床版の曲げ剛性を減少させる。Jaeger¹¹⁾はバットジョイントを断面欠損として仮定し、バットジョイント数と曲げ剛性の関係を理論的に導いてバットジョイント係数を提案しており、OHBDCやAASHTOで採用されている。Davalosら¹²⁾はバットジョイントの配置が異なる3種類のプレストレス木床版を用いた室内実験により、Jaegerらが提案したバットジョイント係数が妥当であることを示している。

著者らは、秋田県内の林道に架設された杉集成材を主材料としたプレストレス木床版橋⁷⁾の1/2モデルを用い、ラミナに作用する圧縮応力を変化させたときのたわみに及ぼすプレストレス力損失の影響および集成材ラミナ間

に作用する必要圧縮応力を明らかにした。また、幅員方向の曲げに対するヤング係数とせん断弾性係数に及ぼすプレストレス力損失の影響¹³⁾およびプレストレス木床版の簡易設計法で用いられている有効幅と、プレストレス力の設計値について報告している¹⁴⁾。

スギ集成材タイドアーチ橋「百目石橋」¹⁵⁾の橋床に用いられているスギ集成材を使用したプレストレス木床版を対象とし、現場載荷試験と2種類のモデル試験を行い、曲げ挙動に及ぼすバットジョイントの影響について既に報告しているが¹⁵⁾、プレストレス力が損失した場合、平板解析では変形挙動に及ぼすバットジョイントの影響を説明できない。本論文では、はりモデルの模型試験および隣接するラミナ間とバットジョイント部を変形体と変形体の接触部として接触解析を行い、プレストレス木床版の曲げ挙動に及ぼすバットジョイントの影響を考察する。

2. はりモデルの模型実験および解析

2.1 試験体および解析方法

3.1 で示す実橋の床版モデルで使用した $7.5 \times 14 \times 500\text{cm}$ のスギ集成材ラミナ 20 枚を用い、ラミナを切断して図-1に示すバットジョイント(BJ)をラミナ間に設けて $75 \times 14 \times 500\text{cm}$ のはりモデルの試験体を作成した。BJ に対する規定¹⁰⁾は、図-2に示すように隣接するラミナ数は4本以上で、木材の繊維方向 1.2m のスパン内に1つのBJが許容される(4BJ120)。図-3に示すようにはり軸方向のBJ間を120cmとし、2本のラミナに1つのBJを設けた試験体(2BJ120)と、図-4に示すように2本のラミナに1つのBJを設け、はり軸方向のBJ間を60cmとした試験体(2BJ60)を用いて曲げ試験を行ったが、2BJ120と2BJ60の試験体は規格外のBJ配置である。 $\phi 13$ のプレストレス鋼棒の間隔は図に示すように60cmで、8本の鋼棒をラミナ厚中心部に挿入し油圧ジャッキを用いて鋼棒を緊張することにより、集成材ラミナの幅方向



図-1 バットジョイント

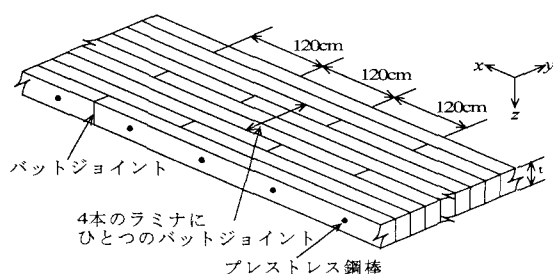


図-2 BJの配置

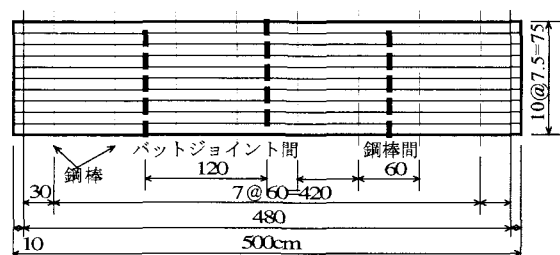


図-3 2BJ120のBJ配置図

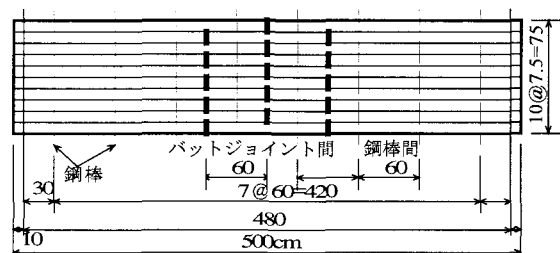


図-4 2BJ60のBJ配置図

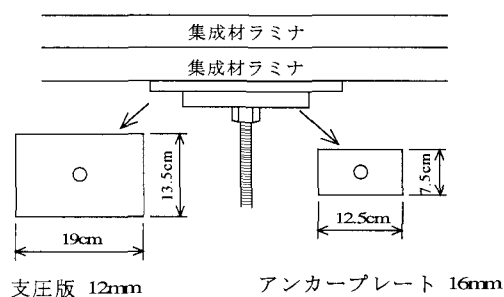


図-5 定着部

表-1 弾性係数

ヤング係数 (繊維に平行) : $E_x = 911\text{kN/cm}^2$
ヤング係数 ¹⁶⁾ : $E_y = E_z = 0.04E_x = 36\text{kN/cm}^2$
せん断弾性係数 : $G = 0.067E_x = 61\text{kN/cm}^2$
ポアソン比 : $\mu_x = 0.4, \mu_y = \mu_z = 0.016$

に圧縮力を作用させた。鋼棒の緊張作業は、2本のジャッキを用いて両端から支間中央部へ順に行うことで、アンカープレート(12.5×7.5×1.6cm)と支圧板(19×13.5×1.2cm)を介して均等なプレストレスの導入を図っている。定着部を図-5に示す。支間4.8mの単純ばりを対象として、支間中央部で5kNをはりの幅方向に一樣に分布させて載荷した。

解析に用いた弾性係数を表-1に示す。はり軸方向の繊維に平行なヤング係数 E_x は曲げ試験から得られた実測値で、10枚のラミナの平均値であり、2BJ120と2BJ60

の試験体の E_x はほぼ等しい値である。せん断弾性係数は $G = G_{xy} = G_{xz} = 20G_{yz}^{17)}$ とし、単純支持条件で汎用有限要素解析プログラム MSC/MARC を使用して解析した。

3次元ソリッド要素を用い、BJ 部と隣接するラミナ部の節点は図-6 に示すように共有させずに独立で接触点で貫通が生じない接触問題とし、隣接するラミナ間と BJ 間の摩擦係数は $0.35^{10)}$ としている。解析モデルを表-2 に示す。FEM 解析の要素数は 240 で、節点数は 4BJ、3BJ、2BJ に対して 1028、1040、1060 である。

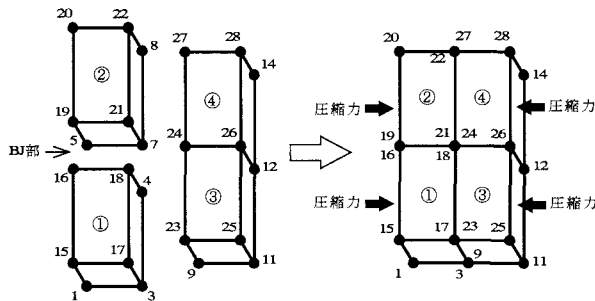


図-6 要素と節点

表-2 解析モデル

解析モデル	はり軸方向の BJ 間(cm)	幅方向の同一線上で1つの BJ を有するラミナ数
4BJ120	120	4
3BJ120	120	3
2BJ120	120	2
4BJ60	60	4
3BJ60	60	3
2BJ60	60	2

2.2 結果および考察

図-7 は、プレストレス力 34kN で緊張し、木部に $40\text{N}/\text{cm}^2$ の圧縮応力を作用させたはり軸方向の BJ 間が 120cm(BJ120) のたわみ曲線を示している。図中で黒丸は 2BJ の実験値で、実線は 2BJ の解析値を示す。点線はプレストレス力がなく BJ を設けない場合の、10 枚のラミナが完全合成されたはりに対する計算値で、たわみに及ぼす BJ の影響は実線と点線より 48% となっている。破線は 4 本のラミナに 1 つの BJ を設けた 4BJ の計算値で、点線に対してたわみは 15% 大となっている。表-3 に隣接ラミナ数に対する低減係数¹⁰⁾を示しているが、4BJ の場合表中の低減係数 0.8 を用いてヤング係数 E_x を $0.8E_x$ と補正し、直交異方性板をある有効幅を有する単純ばりで見なしてたわみと応力照査を行うが、これより得られるたわみは点線より 25% 大となるので、低減係数

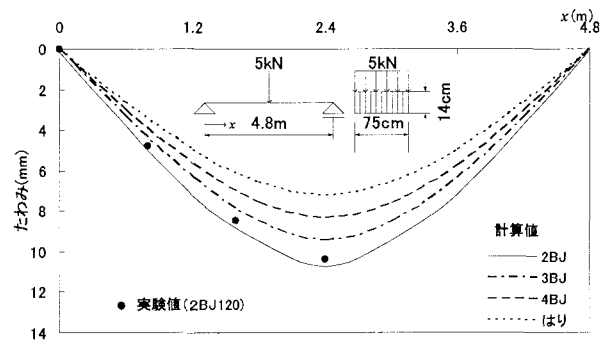


図-7 たわみ曲線 (BJ120、 $\sigma = 40\text{N}/\text{cm}^2$)

表-3 バットジョイント係数

バットジョイント数/隣接ラミナ数	低減係数
1 / 4	0.80
1 / 5	0.85
1 / 6	0.88
1 / 7	0.90
1 / 8	0.93
1 / 9	0.93
1 / 10	0.94

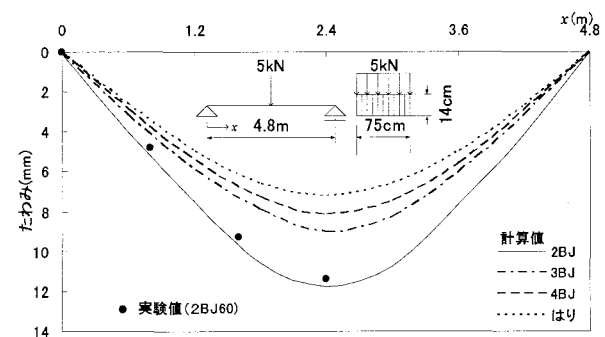


図-8 たわみ曲線 (BJ60、 $\sigma = 40\text{N}/\text{cm}^2$)

を用いる設計法よりも接触解析値はたわみに及ぼす BJ の影響が小さい。

図-8 は、図-7 と同様にプレストレス力 34kN で緊張し、木部に $40\text{N}/\text{cm}^2$ の圧縮応力を作用させたはり軸方向の BJ 間が 60cm(BJ60) のたわみ曲線を示している。図中で黒丸の実験値と実線の解析値はほぼ一致しており、BJ を設けないはりの計算値の点線と実線より、たわみに及ぼす BJ の影響は 62% となっている。また、破線で示した 4BJ の計算値は点線のたわみより 13% 大で BJ120 の場合と同程度であり、4BJ の場合たわみに及ぼすはり軸方向の BJ 間隔 60cm と 120cm の影響は見られない。

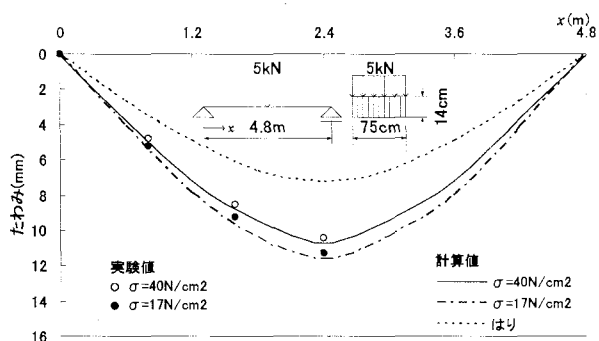


図-9 たわみ曲線 (2BJ120)

図-9 は2BJ120 のたわみ曲線を示しているが、実線と白丸は木部に圧縮応力 $40\text{N}/\text{cm}^2$ を作用させた架設時に相当する計算値と実験値で、一点鎖線と黒丸は設計¹⁰⁾で用いられるプレストレス力が60%損失した場合に相当する計算値と実験値である。白丸と黒丸の実験値の差は9%程度であり、たわみに及ぼすプレストレス力損失の影響は小さい。

図-10 は2BJ60 のたわみ曲線を示しているが、図-9と同様に実線と白丸は木部に圧縮応力 $40\text{N}/\text{cm}^2$ を作用させた架設時に相当する計算値と実験値で、一点鎖線と黒丸はプレストレス力が60%損失した場合に相当する計算値と実験値である。白丸と黒丸の実験値の差は17%で、たわみに及ぼすプレストレス力損失の影響はBJ120よりやや大である。

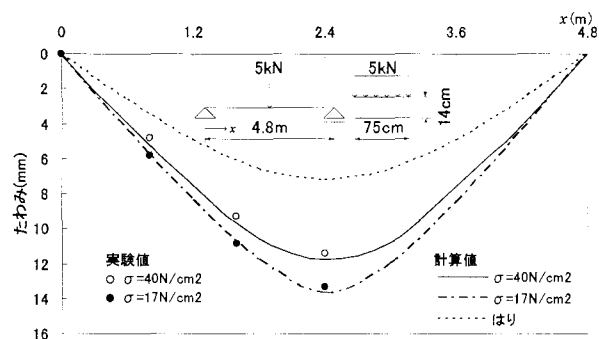


図-10 たわみ曲線 (2BJ60)

図-11 は、木部に圧縮応力 $40\text{N}/\text{cm}^2$ を作用させたときの計算値、4BJ120 と4BJ60 および3BJ120 と3BJ60 の比較を行ったものである。4BJ120 と4BJ60 の最大たわみ差は3%、3BJ60 は3BJ120 より5%大となっておりBJ間の長さの影響は見られない。

図-12 は図-11 で示した木部に作用する圧縮応力が60%損失した場合に相当する $17\text{N}/\text{cm}^2$ を作用させたときのたわみ曲線で、4BJ60 と4BJ120 の差は6%と図-11 で示した結果と同様に小さいが、3BJ の場合は20%の影響が見られる。

図-13 は解析においてラミナ間とBJ部の摩擦係数の

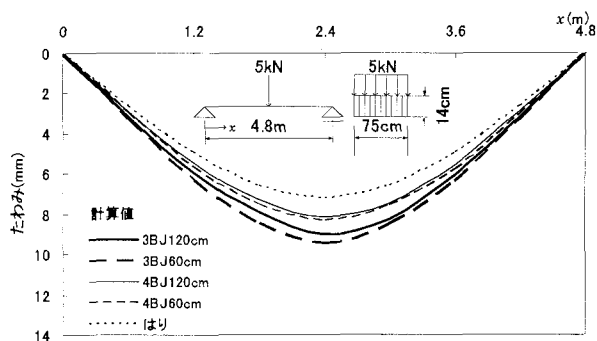


図-11 BJ間の比較 ($\sigma = 40\text{N}/\text{cm}^2$)

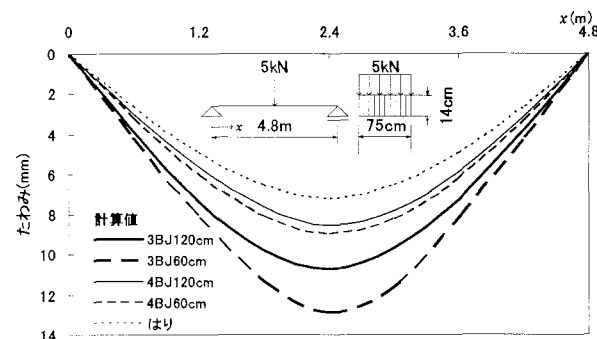


図-12 BJ間の比較 ($\sigma = 17\text{N}/\text{cm}^2$)

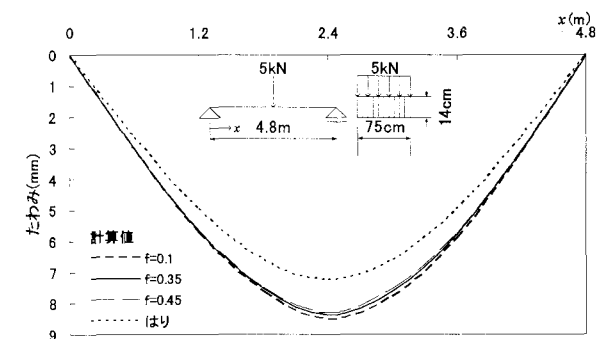


図-13 摩擦係数の影響 (4BJ, $\sigma = 40\text{N}/\text{cm}^2$)

影響を調べたものである。実線は接触部の木部を集成材のようにプレーナー仕上げした場合の摩擦係数 $f = 0.35$ に対する解析値、細破線は仕上げを行わない場合の0.45に対する解析値で、比較のために0.1に対する結果を破線で示す。図より接触解析において初期のプレストレス力が作用している場合、摩擦係数の影響は僅少である。

3. 床版モデルの模型実験および解析

3.1 試験体および解析方法

実橋のスギ集成材タイドアーチ橋「百目石橋」の橋床に用いられているスギ集成材を使用したプレストレス木床版の1/2モデル床版を用いて曲げ試験を行った。実橋の載荷試験とモデル試験の結果は既に文献15で報告しているが以下に概要を示す。

床版モデルは、7.5×14×500cm のスギ集成材 34 枚を幅員方向に敷き並べ、床版厚中心に 60cm 間隔で挿入した 8 本のφ13 P S 鋼棒を緊張することにより集成材ラミナに幅員方向に圧縮力を作用させ、270×14×500cm の床版モデルを作成した。P S 鋼棒の緊張作業は、2 本のジャッキを用いて両端から支間中央部へ順に行うことで、図-5 に示したアンカープレート(12.5×7.5×1.6cm)と支圧板(19×13.5×1.2cm)を介して均等なプレストレスの導入を図っている。また、床版両端部にはナラ集成材 1 枚を使用し、プレストレスによる支圧板周辺のめり込みを防止している。使用した集成材ラミナのヤング係数は 36 枚の平均が 828kN/cm² で、用いた集成材の等級は、スギ集成材 E75-F240¹⁸⁾ (ヤング係数 $E_x=735\text{kN/cm}^2$ 、曲げ強度 2350N/cm^2) に相当している。支間 4.8m の単純版を対象として、支間中央点に後輪荷重を想定し、載荷点間 97cm の 2 点載荷として実験を行った。幅員中央載荷で計 20kN、幅員片側偏心載荷で計 10kN とし、プレストレス力をそれぞれ、6kN、18kN、49kN に変化させた。初めに、BJ 部が無いラミナで構成した木床版の曲げ試験を行い、実験終了後プレストレスを解放し、構成ラミナである集成材を 1.3m+3.7m および 2.5m+2.5m に切断し、図-14 に示すように 1.2m のスパン内で、実橋の橋床と同じようにラミナ 4 枚に 1 枚(4BJ) の頻度でパットジョイントを配置し、規格の BJ 配置の試験体で実験を行った。次に図-15 に示すように 3 枚に 1 枚(3BJ) の頻度で配置し、規格外の BJ 配置で再度実験を行った。

数値計算は 2.1 に示した方法と同様で MSC/MARC を使用し、BJ 部と隣接するラミナ部の接点を独立させ、摩擦係数を 0.35 として接触問題として解析した。

モデル床版の設計荷重は、応力制限でなく図-16 の偏心載荷時のたわみ制限⁹⁾ (支間/500) で定まり 11.7kN であり、この荷重に対する応力は許容応力の 35% 程度である。これに対する設計プレストレス力は次式のラミナ側

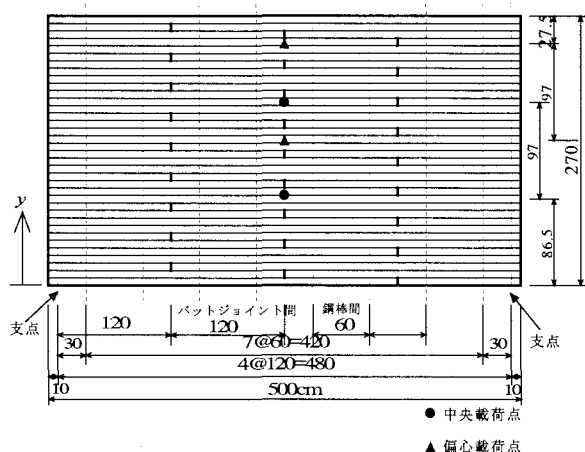


図-14 4BJ 配置図

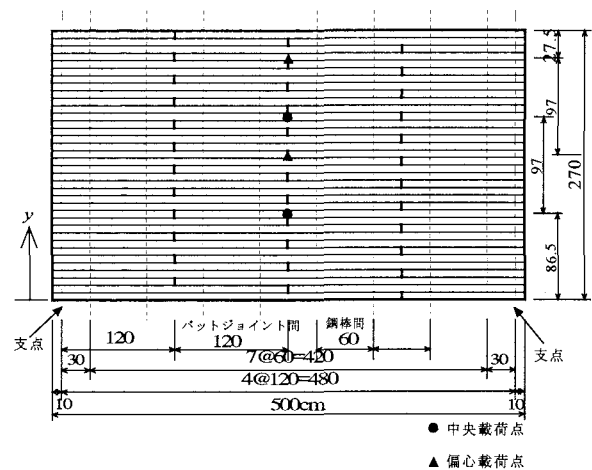


図-15 3BJ 配置図

面に作用する必要圧縮応力 N の大きい値から得られ、35kN となっている。

$$N = \frac{6M_y}{h^2} \quad (a) \quad N = \frac{1.5V_y}{hf} \quad (b)$$

ここで、 h は床版厚、 f はラミナの摩擦係数でラミナ側面がプレーナー仕上げされている場合 0.35、 M_y と V_y は幅員方向の曲げモーメントとせん断力である。(a)式は M_y によって床版下面に引張応力が生じないこと、(b)式は V_y によって隣接するラミナが滑らない条件から得られたものである。

3.2 結果および考察

図-14 に示すように、載荷点を支間中央で幅員の端部から 27.5cm と 124.5cm として偏心載荷させた場合の、4BJ と 3BJ に対する支間中央部における幅員方向のたわみの計算値を実験結果とともに図-16 に示す。図中の計算値は接触解析値で、計算に用いた弾性係数を表-4 に示す。単純支持条件の FEM 解析において、節点数は 4BJ で 3708、3BJ で 3744、要素数はともに 864 で 3 次元ソリッド要素を用いて計算した。

図-16 の偏心載荷荷重 10kN は設計荷重 11.7kN の 85% とやや小であるがほぼ設計値に相当している。

表-4 弾性係数

ヤング係数 (繊維に平行): $E_x=828\text{kN/cm}^2$
ヤング係数: $E_y=E_z=0.04E_x=33\text{kN/cm}^2$
せん断弾性係数: $G=0.067E_x=55\text{kN/cm}^2$
ポアソン比: $\mu_x=0.4, \quad \mu_y=\mu_z=0.016$

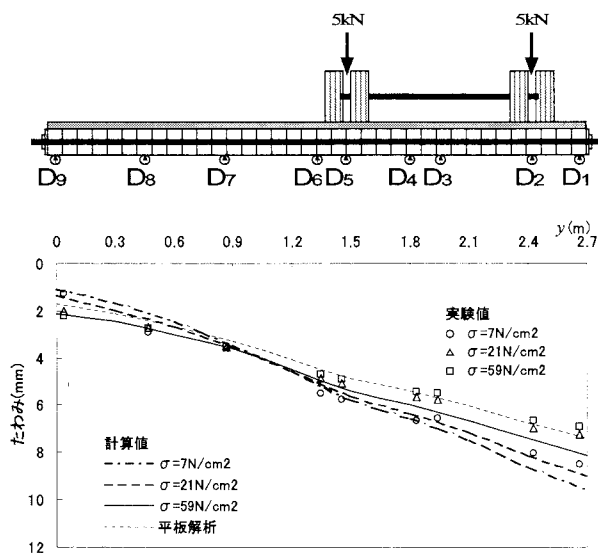
図中の点線はプレストレス木床版を直交異方性板とみなして FEM 解析を行った平板解析値を示し、プレストレス力 49kN(設計値の 44%大)で木部に作用する圧縮応力が

59N/cm² の場合の接触解析値を実線で、実験値を四角のマークで表す。同様にプレストレス力 18kN (プレストレス力が 60% 損失した状態の 14kN に相当) で圧縮応力が 21N/cm² に対する結果を破線と三角マークで、プレストレス力 6kN で圧縮応力 7N/cm² に対する結果を一点鎖線と白丸で示している。計算値は実験値よりやや大きな値を示しているが定性的にはよく一致している。

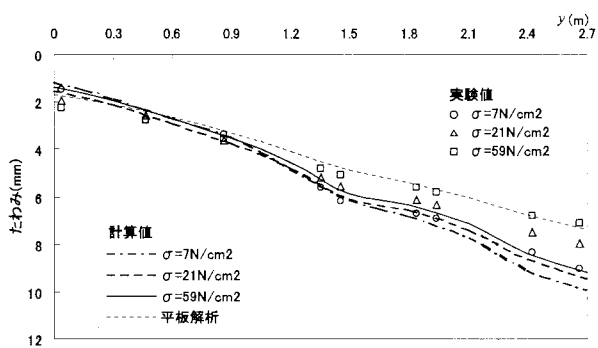
図-17 は 4BJ、3BJ、BJ 無しの計算値と実験値および平板解析値の比較を行ったもので、(a) のプレストレス力 49kN で木部に作用する圧縮応力が 59N/cm² の場合、BJ が無い床版の接触解析値は平板解析値とほぼ一致している。4BJ の接触解析値は BJ 無しの解析値より最大たわみで 12% 大で、3BJ では 22% の影響が見られるが、4BJ と 3BJ および BJ 無しの実験値ではたわみに及ぼす BJ の影響は小さい。(b) は 18kN で圧縮応力が 21N/cm² に対する結果で、4BJ の実験値と平板解析値はほぼ等しいが、3BJ の最大たわみは BJ が無い床版より実験値で 18%、接触解析値で 19% 大となっている。(c) は 6kN で圧縮応力 7N/cm² に対する解析値と実験値で、BJ 無しの接触解

析値は平板解析値より 9% 大、4BJ と 3BJ の接触解析値は BJ 無しの解析値より 18% と 22% 大で、たわみに及ぼす BJ の影響が見られる。(a) と (b) の実験結果よりたわみに及ぼす BJ の影響は、架設時からプレストレス力が 60% 損失するまでの実用範囲¹⁰⁾ で 4BJ で 10% 前後、3BJ で 20% 程度である。また、BJ 部が無い床版の場合、プレストレス力を実用範囲で変化させてもたわみに及ぼすプレストレス力損失の影響は最大で 5% 程度である。

図-18 は幅員中央載荷に対する結果を示している。載荷荷重 20kN は、最大たわみに対して図-16 の偏心載荷時の設計荷重にほぼ相当しているが、最大応力は許容値の 70% で偏心載荷時の 2 倍である。BJ 部が無い床版の実験値は図中で省略しているが、図-19 に示すように実用

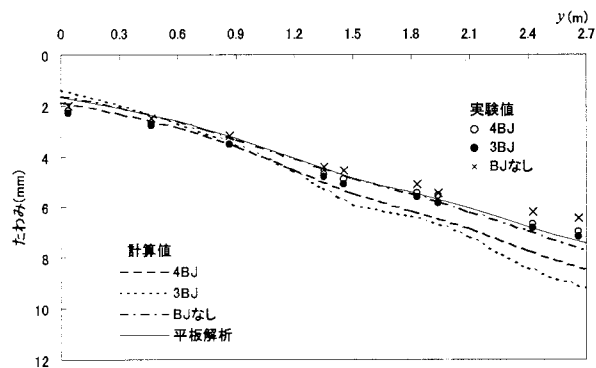


(a) 4BJ

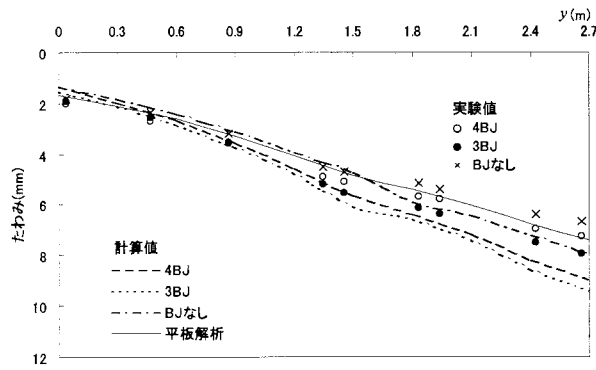


(b) 3BJ

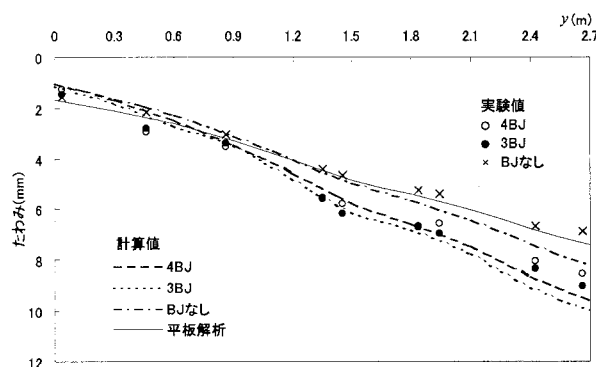
図-16 たわみ分布図 (偏心載荷)



(a) $\sigma = 59\text{N/cm}^2$



(b) $\sigma = 21\text{N/cm}^2$



(c) $\sigma = 7\text{N/cm}^2$

図-17 たわみ分布図 (偏心載荷)

範囲のプレストレス力を与えた場合、平板解析値とほぼ等しい値となっている。BJの影響は、4BJの場合実用範囲では10%程度で偏心载荷の場合とほぼ同様であるが、3BJではプレストレス力損失後、実験値と接触解析値ともに25%程度と偏心载荷の場合よりやや大である。

図-19は3BJと4BJの計算値と実験値および平板解析値の比較を行ったもので、(a)の本部に作用する圧縮応力が架設時に相当する $59\text{N}/\text{cm}^2$ の場合、平板解析値と4BJ、3BJ、BJ無しの接触解析値の幅員方向のたわみ分布性状はほぼ等しいが、(b)と(c)のようにプレストレス力が減少すると平板解析値では実験値を説明できなくなる。プレストレス力が減少すると平板解析値と接触解析値の差は大きくなり、4BJでは(a)の18%から(c)の44%、3BJでは(a)の29%から(c)の48%の差が見られるが、BJ無しの接触解析値と4BJおよび3BJの解析値は、プレストレス力が変化してもその差は17%および25%程度と変わらずほぼ一定である。また、3BJのたわみは4BJより大きくなるが、実験値と解析値ともにその差は10%程度である。

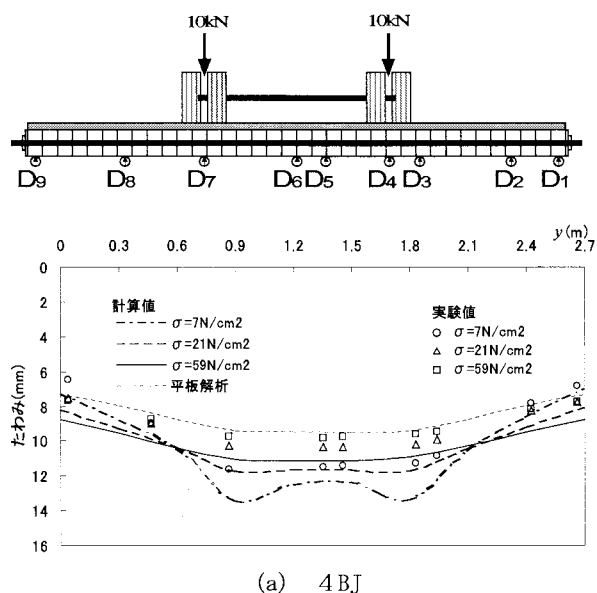


図-18 たわみ分布図（中央载荷）

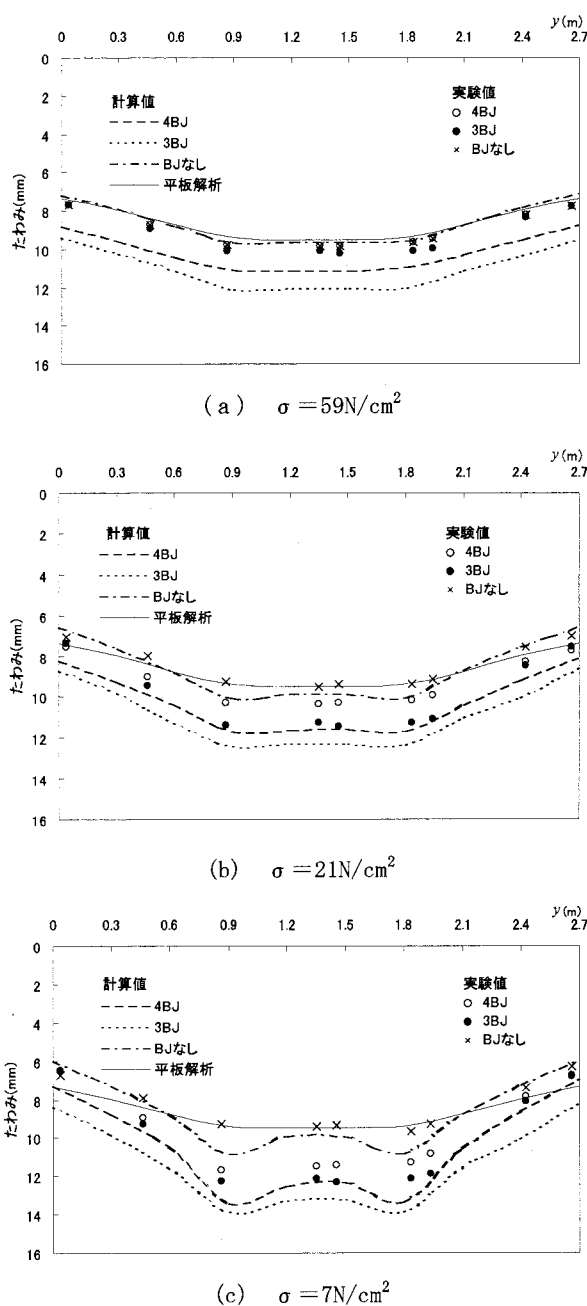


図-19 たわみ分布図（中央载荷）

4. あとがき

プレストレス木床版のラミナの縦継ぎに用いられるBJが木床版の曲げ挙動に及ぼす影響について、規格外のBJ配置のはりモデルの模型試験を行った。また、隣接するラミナ間とBJ部を接触体として接触解析を行い、平板解析値および実験値との比較検討を行った。得られた結果をまとめると以下ようになる。

(1) 木材の繊維方向のBJ間隔が120cmでラミナ2枚に1枚のBJを設けた2BJ120と、60cm間隔の2BJ60は規格外のBJ配置であるが、これらのはりモデルの曲げ試験において、実験値は接触解析の予想値とほぼ等しい値

で、たわみの接触解析値はBJ無しのはりより約1.5倍から1.6倍の値となる。また2BJ120の場合、プレストレス力が60%程度損失してもたわみに及ぼす影響は僅少であるが、2BJ60の場合は2BJ120より影響が大きいことが実験と接触解析より明らかになった。

(2) はりモデルの接触解析より、初期のプレストレス力を作用させた場合、4BJと3BJともにたわみに及ぼす木材の繊維方向のBJ間隔120cmと60cmの影響は小さい。設計で考慮しているプレストレス力が60%損失した状態に対し、4BJの場合は同様にその影響は小さいが、3BJの場合は20%程の影響が見られる。また、接触解析においてたわみに及ぼすラミナ間とBJ部の摩擦係数の影響は僅少であることが確認できた。

(3) BJがないラミナで構成した単径間プレストレス木床版のモデル試験と解析より、実用範囲内のプレストレス力を作用させた木床版の曲げ挙動は、幅員中央載荷と偏心載荷ともに直交異方性の平板解析値と接触解析値および実験値がほぼ等しく、既往の報告と同様に、プレストレス力が60%程度損失してもたわみに及ぼす影響は実用上問題ないことが明らかになった。

(4) 隣接するラミナのBJ間隔を1.2mとし、ラミナ4枚に1枚のBJを有する木床版(4BJ120)のモデル試験と解析より、架設時の初期のプレストレス力を有する場合、平板解析値と接触解析値および実験値はほぼ等しく、たわみに及ぼすBJの影響は見られないが、プレストレス力が損失するとBJの影響が大きくなり、平板解析では実験値を説明できなくなる。また、バットジョイントに対する低減係数を用いる設計法はやや安全側の設計を行うことが確認できた。

(5) ラミナ3枚に1枚のBJを有する木床版(3BJ120)のモデル試験と解析より、接触解析値は実験値と定性的にはよく一致しており、たわみに及ぼすBJの影響は4BJより大きくなるがその差は実験値と接触解析値ともに10%程度であり、規格外の3BJ配置に対し4BJに対する低減係数を適用しても実用上問題ないと考えられる。

参考文献

- 1) 薄木征三, マイケル・リッター: プレストレス床版橋の発展小史と現場試験, 構造工学論文集, Vol. 39A, pp. 1089-1100, 1993.
- 2) Ontario Highway Bridge design Code, 1983 Edition, Ministry of Transportation of Ontario, Downsview, Ontario, Canada.
- 3) AASHTO: Guide Specifications for the Design of

Stressed-Laminated Wood Decks, 1991.

- 4) Wacker, J.P. and Ritter, M.A.: Field Performance of Timber Bridges, 1. Teal River Stress-Laminated Deck Bridge, Research Paper FPL-RP-515, USDA Forest Service, Forest Products Laboratory, 1993
- 5) Eurocode 5-Design of Timber Structures- Part2: Bridges, CEN/TC/250/SC 5, 1995.
- 6) Taylor, R. and Keith, J.: The Past, Present and Future of Stress Laminated Timber Bridges, Pacific Timber Engineering Conference, Gold Coast, Australia, pp. 113-122, 1994.
- 7) 薄木征三, 清水功雄, 長谷部薫: プレストレス木床版橋の力学的物理的諸性状の経時変動, 構造工学論文集, Vol. 42A, pp. 1021-1030, 1996.
- 8) S. Usuki, T. Sasaki, Y. Iijima and H. Honda: Field Dynamic Performance of Stress-Laminated Continuous Timber Deck Bridge, Structural Engineering world wide 1998, T134-2, USA, 1998.
- 9) (財)日本住宅・木材技術センター編著: 木橋づくり新時代, ぎょうせい, 1994.
- 10) Ritter, M.A.: Timber Bridges-Design, Construction, Inspection and Maintenance, Forest Service, USDA, Washington, D.C., 1990.
- 11) Jaeger, L. G.: Effect of butt joints on the flexural stiffness of laminated timber bridge, Canadian Journal of Civil Engineering, Vol. 17, pp. 859-864, 1990.
- 12) Davalos, J.F., Kish, D.A., and Wolcott, M.P.: Bending Stiffness of Stress-Laminated Timber Decks with Butt Joints, Journal of Structural Engineering, Vol. 119, No. 5, 1993.
- 13) 長谷部薫, 薄木征三, 緑川哲夫: プレストレス木床版の構造特性に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol. 43A, pp. 1097-1102, 1997.
- 14) 長谷部薫, 薄木征三, 佐々木貴信: プレストレス木床版の有効幅とプレストレス, 構造工学論文集, Vol. 46A, pp. 1377-1383, 2000.
- 15) 長谷部薫, 薄木征三, 佐々木貴信: プレストレス木床版の曲げ挙動に及ぼすバットジョイントの影響, 構造工学論文集, Vol. 47A, pp. 1185-1192, 2001.
- 16) 日本建築学会: 木質構造設計規準・同解説, 1995.
- 17) 澤田稔: 材料, 32, 838, 1983
- 18) 日本合板検査会: 構造用集成材の日本農林規格, 1996.

(2003年9月12日受付)