

プレストレスLVL床版橋の弾性およびクリープ挙動 に関するモデル実験

LABORATORY TESTS ON ELASTIC AND CREEP BEHAVIOR OF PRE-STRESSED LAMINATED LVL DECK BRIDGE

薄木征三*, 古村崇**, 佐々木貴信***, 長谷部薫****

Seizo USUKI, Takashi FURUMURA, Takanobu SASAKI and Kaoru HASEBE

- * 工博 秋田大学教授 鉱山学部土木環境工学科 (〒010 秋田市手形学園町1-1)
- ** 川田建設(株) プレキャスト事業部製造課長 (〒324 栃木県大田原市上石上1848)
- *** 工修 秋田県立木材高度加工研究所 助手 (〒016 能代市字海詠坂11-1)
- **** 工博 秋田大学助教授 鉱山学部土木環境工学科 (〒010 秋田市手形学園町1-1)

Since the inception of the pre-stressed laminated timber (PSLT) bridge concept in Ontario, Canada in the late 1970's, the structural system has now been used in various countries. The most advantage of PSLT using sawn lumber beams is the comparative low cost of construction and the high durability. An innovative type of PSLT glued laminated timber beams has been developed in the United States of America and their various behaviors have been monitoring. This report describes the elastic parameter, static truck loading, bar force and deck creep of reduced PSLT deck model made of Japanese cedar LVL. The results of static truck model loading are compared with the effective width theory and also FEM analysis. An attempt is made to apply a rheological model with four elements to deck creep behavior. A good agreement is obtained for the creep behavior after re-stress of the LVL deck.

Key Words: pre-stress, timber deck, LVL, bar force, creep

1. まえがき

プレストレス木床版は1970年代前半にカナダのオンタリオ州道路局の橋梁技術者によって考案された¹⁾。本来木トラス橋の木床版の補修の際に、それまで幅員方向に製材ラミナ(丸太を鋸断して得られる板)をくぎで積層していた床版を、より耐久生のあるPS鋼棒(プレストレス鋼棒)で幅員方向へプレストレスすることにより積層効果を生み出すのが原理であった。その後床版そのものを橋体とするプレストレス木床版橋へと発展し、オンタリオ州道路局の道路橋示方書²⁾に設計法と施工法が規程されるに至っている。

アメリカでは製材ラミナを集成材ラミナに変えることによってより長支間で、かつキャンパーも自由に付けられるように改良された。現在相当数のプレストレス床版が架設され、いくつかの床版橋について、プレストレス力の経時変化や定期的な静的載荷実験が行われている³⁾。

オーストラリアはカナダの技術を導入し、おもに郡の道路に試験的に架設し、やはりプレストレス力の経時変化の追跡調査を行っている⁴⁾。

集成材などのように単なる製材ではなく、樹脂で接着

積層したり、細片にした木材を樹脂で部材に構成し直した材は一般に木質材と言われている。これら木質材は、節などの欠点が細分化されること、木材中に含まれる水分(含水率)が製材など自然材に比べて著しく低いことから、引張、圧縮及び曲げ強度にバラつきが少ない、強度そのものが自然材に比べて大きい、また大断面とすることができるので材内部まで燃えないなどの特徴を持っている。材が乾燥していることはまた防腐剤が含浸し易いという利点もある。LVL (Laminated Veneer Lumber, 単板積層材)は、合板が木材の繊維を互いに直交するように単板(Veneer)と言われる厚さ数mmの薄板を接着積層するのに対して、繊維の方向をほぼ平行にして接着積層した材であり、木質材の一種である。我国では製造量はまだ極めて少ないとされているが、最近ヤング係数や強度に関する規格が定められた⁵⁾。LVLはしたがって上述の木質材としての一般的な優れた性質を持っているが、同種の木材を原料とした場合単位体積当たりの製造単価が集成材に比べて低いのが大きな特徴である。

このLVLを木質橋の材料とする発想は、既に発表されている⁶⁾が、プレストレス床版に使用した例は少ないようであり、プレストレス力の経時変化などの報告もほと

んどないのが実情である。本研究は、国産材のスギを主原料としたLVLを用い、これを幅員方向へプレストレスすることにより一体とした床板の縮小モデルを製作し、載荷及びクリープ試験を行ったものである。

始めにスギLVLの弾性定数をLVL単独及びLVLで組み立てた部分モデルの実験により求め、直交異方性を明らかにする。ついで実橋のA活荷重（T荷重）による設計概略を述べ、これに基づいて1/2縮小全体モデルを組み立てる。ついで載荷実験及びクリープ挙動の測定を行う。プレストレス鋼棒1本のみの部分モデルも製作し、粘弾性四要素モデルにより定量的にも木床板の面内クリープ挙動を説明できることを示す。

2. モデル実験に用いたLVLの物性

2. 1 LVLの製造

図-1にLVL(Laminated Veneer Lumber)の製造工程の概念図を示す。図のように丸太をかつら剥きしてできる薄板を単板(Veneer)と称し、これは含水率70%程度と非常に多くの水分を含んでいる。ここで含水率とは、これをMC(Moisture Content)で表すと次式で定義される。

$$MC = \frac{W_u - W_0}{W_0} \times 100 \tag{1}$$

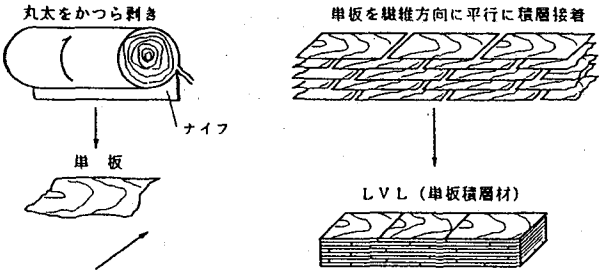


図-1 LVLの製造過程

ここで、 W_u は木材の重量、 W_0 は水分が無くなるまで木材を乾燥させたときの全乾重量と言われている重量である。ただし大量の丸太などの含水率を測定する場合、式(1)に依ることは非常に労力と時間を必要とするので、通常電気抵抗式水分計を用いる。本節以下でも水分計による測定値を含水率と称することにする。

さて、図-1の単板（厚さ3～5mm）を含水率10%以下まで乾燥させた後、繊維方向を平行にして積層接着してできる材をLVLと称する。接着剤は構造用LVLでは集成材と同様にフェノール・レゾルシノールが使われる。図-1の製造工程は乾燥工程を含めて全自動化されており、集成材の工程に比べてより省力化が進んでいる。

2. 2 弾性定数

本実験に用いた丸太は長さ1.82m、直径24～28cm、材齢70年のスギ100本である。これを秋田県から千葉県木更津のLVL製造メーカーへ陸送し、1995年11月に製品となって秋田県へ返送された。図-2にLVLの断面を示す。実験に使用されたLVLの曲げヤング係数など物性値を表-1

に示す。

図-2においてスギLVLはプレストレス木床版1/2モデルの主たる材料であり、プレス後の仕上がり材厚が40mmになるように3mm厚の単板14枚を積層接着したものである。

表-1 LVLの物性値

	樹種	本数	幅×高さ (mm)	長さ (m)	密度 (kgf/m ³)	Ex (kgf/cm ²)	変動係数 (%)
全体モデル	スギ LVL	55	40×220	5.0	479	93.1×10 ³	5.89
	ベイツ LVL	2	80×220	5.0	605	159×10 ³	—
部分モデル	スギ LVL	8	40×220	0.6	473	90.9×10 ³	—
	ベイツ LVL	1	80×220	0.6	608	150×10 ³	—

桁高（床版厚）220mmは実橋の想定支間長9.6m、幅員4.4mに対してA活荷重（T荷重）で設計すると、必要床版厚440mmとなることから、この1/2としたものである。LVLの製造においては積層厚が80mm程度が経済的に有利とされている。よって実橋の積層厚を80mmとし、モデルではこの1/2の40mmの幅としたものである。ベイツLVLは床版の幅員両端部にのみ用いられる。これは幅員両端部のLVLは次節で述べるように、プレストレス力を鋼支圧板を介して繊維直角方向へ直接受けるため、高いヤング係数およびめり込み強さを必要とするからである。積層厚もスギLVLの2倍の80mmとした。

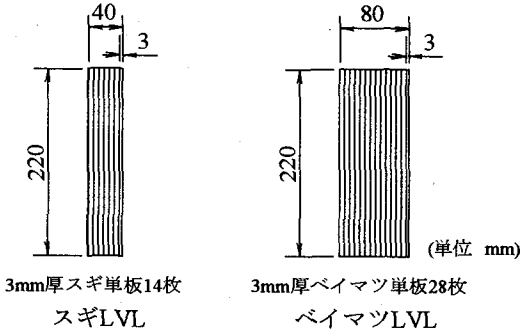


図-2 LVL断面

表-1で左欄の全体モデルとは実橋の1/2モデルを、部分モデルとは、5節で述べるプレストレスによるクリープ試験のためのモデルを意味する。密度と強軸まわりのヤング係数 E_x は、長さ5.0mのLVLを支間長4.8mとした単純支持はりの支間中央に集中荷重150kgfを作用させたときの支間中央たわみから単純はりの公式を用いて求めたものである。表-1よりベイツLVLはスギLVLのヤング係数の159/93.1=1.7倍の値を有する。なお表-1のLVLの含水率は、スギおよびベイツともに10～15%の範囲にあった。これは集成材とほぼ同じレベルの値である。

3. 実橋の設計

3. 1 概要

想定するプレストレス木床版橋の断面寸法は、橋長10.0m、支間長 $L=9.6\text{m}$ 、全幅員 $B=4.4\text{m}$ であり、活荷重は一級林道橋に対してA活荷重が用いられる。設計は米国で用いられている貫用法、つまり直交異方性板を有効幅をもった梁に置き換える方法（有効幅理論）に準拠した¹⁾。以下にその概要を述べる。

(1) 無次元パラメータの算出

初めに無次元パラメータ

$$\alpha = \frac{2G_{xy}}{\sqrt{E_x E_y}}, \quad \theta = \frac{B}{2L} \left(\frac{E_x}{E_y} \right)^{0.25}, \quad \beta = \pi \frac{B}{L} \sqrt{\frac{E_x}{2G_{xy}}} \quad (2.a \sim c)$$

を求める。ここで E_x 、 E_y 、 G_{xy} は弾性定数であり、貫用の記号を用いている。座標軸は図-3に示すとおり橋軸方向を x としている。

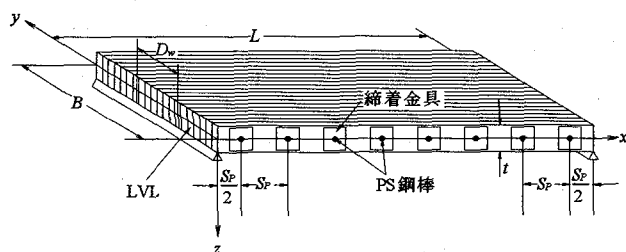


図-3 プレストレス直交異方性板

(2) 有効幅

パラメータ α と θ により図式的に有効幅 $D_w(\text{cm})$ を読みとり、床版を図-3に示すように幅 D_w 、支間長 L の単純支持梁と見なして死・活荷重による支間中央点の曲げモーメント M_x 、曲げ応力度 f_b およびたわみ Δ を算出し、これらが許容範囲にあるように床版厚 t を定める。

(3) プレストレス力

次に式(2)のパラメータ α と θ の値より y - z 面内の曲げモーメント $M_x(\text{kgf}\cdot\text{cm}/\text{cm})$ とせん断力 M_y をやはり図式的に求める。そして曲げモーメント M_y によって床版下面に引張応力(y 軸方向)が生じないこと、およびせん断力 V_y によって隣接するLVLが滑らないことの2条件より、図-3に示す鋼棒間隔 $S_p(\text{cm})$ と鋼棒径およびプレストレス力を定める。このときプレストレス力は橋梁の耐用年数経過時には60%が失われるものとする。

3. 2 弾性定数

スギLVLの弾性定数を表-2に示す。表-2において $E_x=93.1 \times 10^3 \text{ kgf/cm}^2$ は表-1中の全体モデルにおけるスギLVLと同一の値である。また、 G_{xy} は図-4に示す部分モデルのねじり試験によって得られた値である。

図-4の部分モデルは表-1に示した部分モデルのために製作されたスギLVLから成る1辺が120cmの正方形板である。対角線上にある隅角部の2点B,Dを支点をとり、もう一方の対角線上の隅角部の2点A,Cに集中荷重 P を載荷し、対角線上の数点のたわみを測定して G_{xy} を求めたもので

表-2 スギLVLの弾性定数

スギLVL	
$E_x(\text{kgf/cm}^2)$	93.1×10^3
$E_y(\text{kgf/cm}^2)$	1.60×10^3
$G_{xy}(\text{kgf/cm}^2)$	6.35×10^3
ν_x	0.400
ν_y	0.007

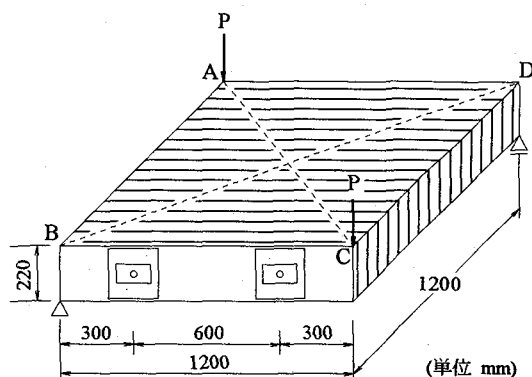


図-4 G_{xy} を求めるための部分モデル

ある⁸⁾。ただし、プレストレス力によって G_{xy} の値は異なるので、次節で述べる全体モデルで要求されるプレストレス力($F_{PS}=7.0\text{tf}$)に近接する値、 $F_{PS}=6.0\text{tf}$ 時の値を採用した。

次に図-4の正方形板を2点B,Cの中央から辺ABに平行に電動帯鋸で切断し、幅60cm、支間長220cm（実木床版の幅 $B=4.4\text{m}$ の1/2）の単純はりに再構成した。図-5にその側面図と正面図を示す。そして支間中央に集中荷重 P を作用せしめ、支間中央のたわみを測定し、はり理論の公式から表-2のヤング係数 E_y を求めた。このとき支間/はり高 $=220/22=10$ なのでせん断変形によるたわみの効果は無視した。また、プレストレス力はねじり試験に同じく $F_{PS}=6.0\text{tf}$ である。

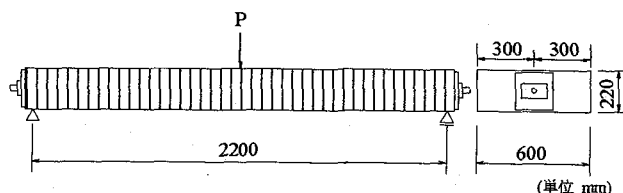


図-5 スギLVLの曲げ試験

ポアソン比 $\nu_x=0.4$ は文献7)の値を準用し ν_y はマクスウェルの相反法則 $\nu_y E_x = \nu_x E_y$ より求めた。なおポアソン比は後述する有限要素法による直交異方性板解析には必要であるが、木床版の設計には使用しない。

3. 3 設計値

表-2の弾性定数を用い、3. 1の(1)~(3)に基づいて得られた木床版の異方性パラメータと設計値を表-3に示す。

表-3で設計圧縮応力 N_i とは3. 1の(3)で述べたように、この値の60%がLVLのクリープによって失われることを前提とした、架設時にプレストレスによって木床版に導入すべき幅員方向に作用する圧縮応力である。

表-3 実橋の設計値

支間長	$L=9.6\text{m}$
全 幅	$B=4.4\text{m}$
床版厚	$t=44\text{cm}$
α	1.04
θ	0.63
β	3.90
D_w	1.84 m
M_y	680 kgf·cm/cm
V_y	18.9 kgf/cm
設計圧縮応力度	$N_i=5.3 \text{ kgf/cm}^2$
PS鋼棒	$\phi 26\text{mm}$ 、A種1号
PS鋼棒間隔	$S_P=120 \text{ cm}$
設計プレストレス力	$F_{PS}=6.0\text{tf}$

4. 全体モデル試験

前節で述べたプレストレス床版と同一材質のLVLを用い、全体の断面寸法及び支間長を1/2に縮尺すると表-3の無次元異方性パラメータ α 、 θ および β は実橋とモデルで等しくなり相似律は満たされる。その結果1/2モデルの有効幅は

$$(D_w)_m=92 \text{ cm}$$

と実橋の1/2となる。以下ではプレストレス力、輪荷重及び実験結果について述べる。

4. 1 プレストレス力と輪荷重

プレストレスに関しては実橋と1/2全体モデルの相似律は、LVLの幅員方向のプレストレスによるひずみ ϵ (無次元)を等しくするとよい。上述のようにLVLの材質が両者で同一とするとヤング係数 E_y も等しいのであるから幅員方向の圧縮応力 $N_i=E_y \epsilon$ も両者で等しくなる。よって1/2全体モデルのPS鋼棒 1本当たり作用すべきプレストレス力はPS鋼棒の間隔及び床版厚も実橋の1/2、つまり $S_P=60 \text{ cm}$ 及び $t=22\text{cm}$ として

$$\begin{aligned} F_{PS} &= N_i \cdot S_P \cdot t \\ &= 5.3 \times 60 \times 22 \\ &= 7000 \text{ kgf} \end{aligned}$$

となる。つまり表-3の $F_{PS}=28.0\text{tf}$ の1/4である。この値を1/2全体モデルの目標プレストレス力とする。なお、1/2全体モデルのPS鋼棒の径も実橋の1/2、 $\phi 13\text{mm}$ を用いる。

床版に載荷する後輪荷重の大きさは、正確には文献7)のように、床版厚さ中央面での1輪荷重による分布荷重強度を実橋と1/2全体モデルで一致させるとよいが、ここでは近似的に実橋の1/4の値を目標後輪荷重とする。すなわちこの値を $P_i/2$ とすると、衝撃係数を0.25として⁶⁾

$$\begin{aligned} \frac{P_i}{2} &= 10 \times 1.25 \times \frac{1}{4} \\ &= 3.13 \text{ tf} \end{aligned}$$

4. 2 モデルの組立て

(1)LVLの配置

表-1で示した全体モデルに使用された55本のスギLVLは平均の繊維方向曲げヤング係数は表中にあるように $E_x=93.1 \times 10^3 \text{ kgf/cm}^2$ であるが最大値が $E_x=107 \times 10^3 \text{ kgf/cm}^2$ 最小値が $E_x=80.3 \times 10^3 \text{ kgf/cm}^2$ と変動している(変動係数5.89%)。一般に床版橋では幅員端部に輪荷重が載った場合が床版のたわみは大きくなる。それ故、ヤング係数の大きいLVLを幅員端部に配置し、幅員中央へ向かってその値が小さくなるように配置した。プレストレス鋼棒の締着金具が直接接触する両幅員端のLVLは表-1の全体モデルに対する平均ヤング係数 $E_x=159 \times 10^3 \text{ kgf/cm}^2$ を有するベイマツLVLとした。

(2)プレストレスの導入

スギLVLのうち E_x の小さい順に4本を除外し、ベイマツLVL2本を含む合計51+2=53本のLVLは、互いに接着せず、床版厚さ中心を幅員方向へ貫通する径26mm(PS鋼棒の径の2倍)のリードホールへPS鋼棒を挿入して、プレストレスすることにより一体とする。

写真-1にプレストレス作業を示す。この装置は手動式油圧ジャッキ、ラムチャー、テンションバー及びテンションバーとPS鋼棒を接続するカップラーから成っている。図-6に締着金具の構造を示す。本構造の寸法は全て実橋の1/2の寸法となっている。

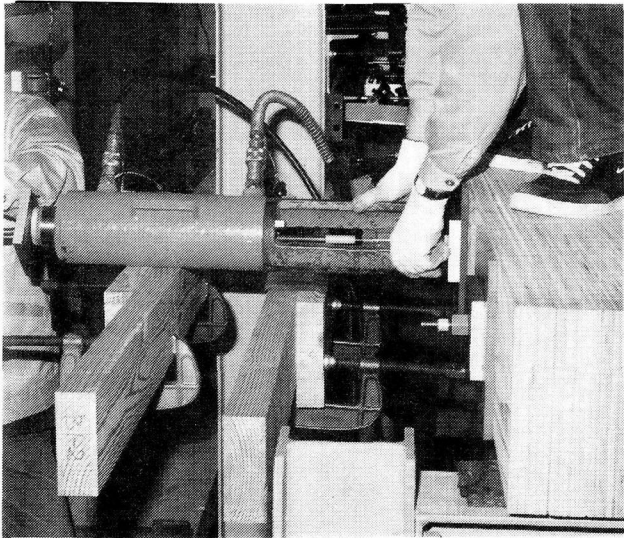


写真-1 プレストレス作業

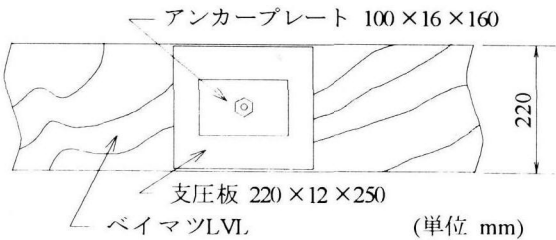


図-6 締着部詳細

4. 3 緊張力の時間変化

(1)Initial stress

図-7に全体モデルの側面図の概略を示す。PS鋼棒は間隔 $S_p=60$ cmごとに配置された計8本であり、これらに図-7に示すように1～8の番号を付す。このうち支点近傍のPS鋼棒1と支間中央近傍のPS鋼棒5には、図-6に示した支圧板とアンカープレートの間にセンターホール型ロードセルを挿入し、PS鋼棒の緊張力を測定した。

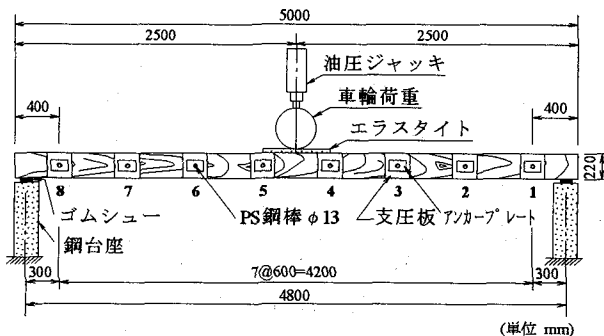


図-7 全体モデル側面図

プレストレス力の導入は、PS鋼棒1から順次8へ向かって3回に亘って行われた。すなわち、PS鋼棒1本当たり6.5tfのプレストレス力（目標プレストレス力の93%）を一度に与えるのではなく、第1回目には2tf、第2回目には4tf、第3回目には6.5tfに達するよう3回に分けてプレストレスの導入が行われた。これは、カナダのオンタリオ州道路局が推薦する方法であり¹⁾、個々のLVLが互いに接着されていないことを考慮して、実験的に決められた方法である。

図-8にこの間のPS鋼棒5の緊張力（プレストレス力）の時間的な変化を5時間に亘って示す。

上述の第1回目から第3回目に至る緊張過程を①、②、③で示す。前述のようにPS鋼棒1から8へ順次プレストレスしてゆくの、①、②及び③の前後では、LVLのクリープ効果も相まって緊張力が低下している。

なお③で示す3回目のプレストレス時を初期プレストレス(Initial stress)と言う。

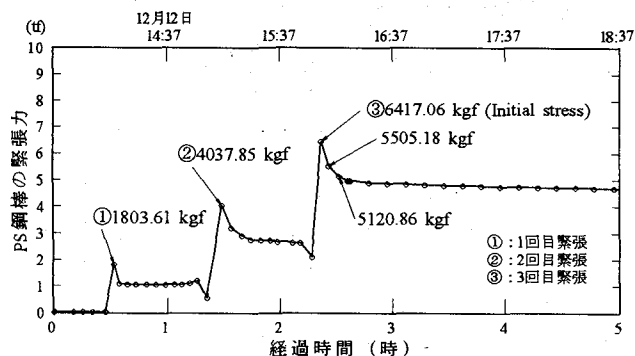


図-8 PS鋼棒5の緊張力の変化(5時間)

(2)Re-stress

図-9はPS鋼棒5の240時間に亘る緊張力の変化を、プレストレス力 $F_{Ps}=6.5$ tfを100%としたときの割合で示す。Re-stressとは、上述のInitial stress終了後、LVLのクリープが進行して緊張力が低下してゆくの、再びプレストレスを行う操作を言う。図では、Initial stress後90時間で緊張力は65%に低下している。LVLを使用せずスギとカラマツの集成材を主材料とした、本全体モデルと同規模のモデル実験では⁷⁾、Initial stressの後、約80時間で90%以上緊張力が残っていたのと比べると本モデルは著しい緊張力の低下と言える。

なお図-9でRe-stressは目標緊張力6.5tfまで各PS鋼棒とも一気に行う。又図中Ⅰ、Ⅱとあるのは次節で述べる2度の载荷実験を行った時間帯を示している。

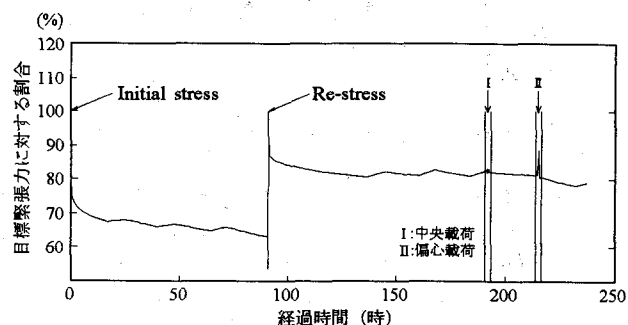


図-9 PS鋼棒5の緊張力の変化(240時間)

4. 4 実験結果

(1)たわみ

図-10は後輪モデル荷重を床版の支間中央で、かつ2個の後輪の中心が幅員中央点に一致するように载荷したときの、支間中央のたわみ図である。

ただし、2の後輪の中心間隔は、97cmであり、実橋に換算すると $97 \times 2 = 194$ cmとなり、道路橋示方書の175cmより11%大きい。各荷重レベルの実測値と表-2の弾性定数を用い、直行異方性板として二次元FEM（有限要素法、四角要素数:72）解析を行った計算結果は幅員端部を除いてほぼ一致している。4. 1節で述べたように、 $P_f=6.3$ tfが設計荷重に相当する。図中◎印は表-3における実橋の有効幅 $D_w=184$ cmの1/2の幅及び $t=22$ cmのけた高を持つ、スパン4.8mのけたとして計算したたわみの値である。実測値やFEMの値より幾分小さい目ながら非常に良い近似値となっていることが分かる。

図-11は、偏心载荷の場合である。実橋では地覆の幅が幅員端から20、後輪幅中心が地覆端から25cmに位置するので、モデルでは幅員端から $(20+25)/2=22.5$ cmとなる。実測値とFEM解との関係は、図-10と同様の傾向が見られる。しかし、有効幅理論に基づく◎印の値は約27%ほど実測値より小さい。したがってたわみに関しては、有効幅理論は、危険側の評価をすることになる。

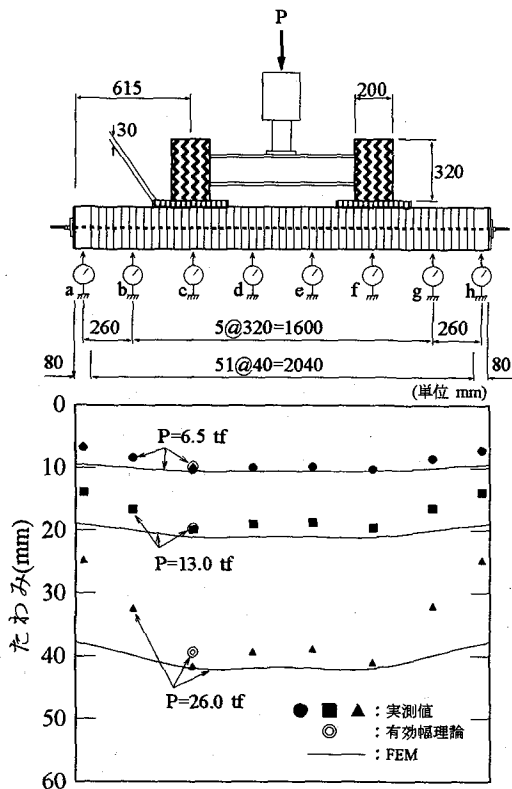


図-10 中央載荷時の支間中央のたわみ分布

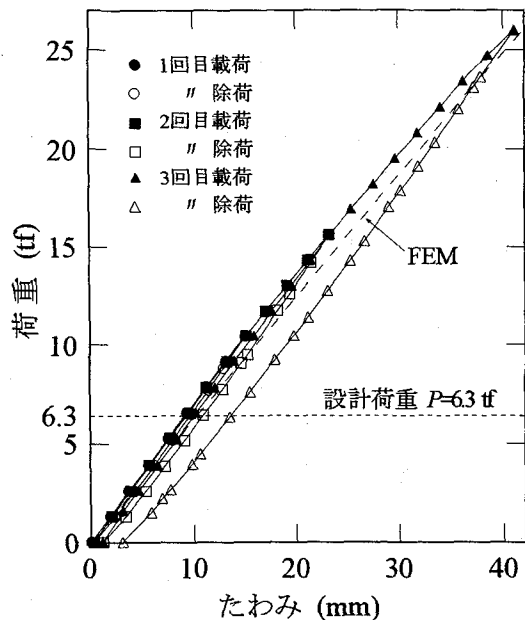


図-12 荷重-たわみ履歴曲線(中央載荷)

中央かつ幅員中央のたわみの履歴である。荷重は、図-10の中央載荷と同一である。設計荷重は $P=6.3\text{tf}$ である。設計荷重の2.5倍の 16tf まで作用させた第2回目の載荷および除荷までに生じた残留変位は $1\sim 2\text{mm}$ 程度であった。第3回目載荷で設計荷重の4.1倍の $P=26\text{tf}$ まで作用させた場合は 3.0mm 程度の残留たわみを生じている。

ところで表-3のプレストレスによる設計圧縮応力度、 $N_f=5.3\text{kgf/cm}^2$ は本床版の場合曲げモーメント M_f による床版下端に生じる曲げ応力の2.5倍である。これはプレストレス力の60%が床版の耐用年数経過時に失われるとする設計法による(図-13参照)。曲げ応力度 N は、実橋では2つの後輪荷重 $P_f=2\times 10\text{tf}\times 1.25=25.0\text{tf}$ により、全体モデルではこの値の1/4、つまり $P_f=25.0/4=6.3\text{tf}$ により生じる。よって実験時の油圧ジャッキの荷重を $P(\text{kgf})$ とするとモデルに生じる曲げ応力度は

$$(N)_m = 5.3 \times 0.4 \times \frac{P}{6.3}$$

プレストレスによる実験時のプレストレス力は図-9より $(F_{PS})_m \approx 5.0\text{tf}$ 。これによってモデルに生じている応力は

$$(N)_m = \frac{F_{PS}}{S_p t} = \frac{5,000}{60 \times 22} \approx 3.8 \text{ kgf/cm}^2$$

これら両者を等しいとおいて $P=11.3\text{tf}$ を得る。即ち部分モデルにおいて、 $P=11.3\text{tf}$ では載荷点近傍の床版下縁部に作用する、曲げモーメント M_f による引張応力とプレストレス力 F_{PS} による圧縮応力が相殺される。したがって、これ以上の荷重レベルでは、隣接するスギLVLの床版下部がはく離を起こすことになり、残留変位が生じ得る。なお $P=11.3\text{tf}$ は、実橋ではこの4倍の 45.2tf に相当する。

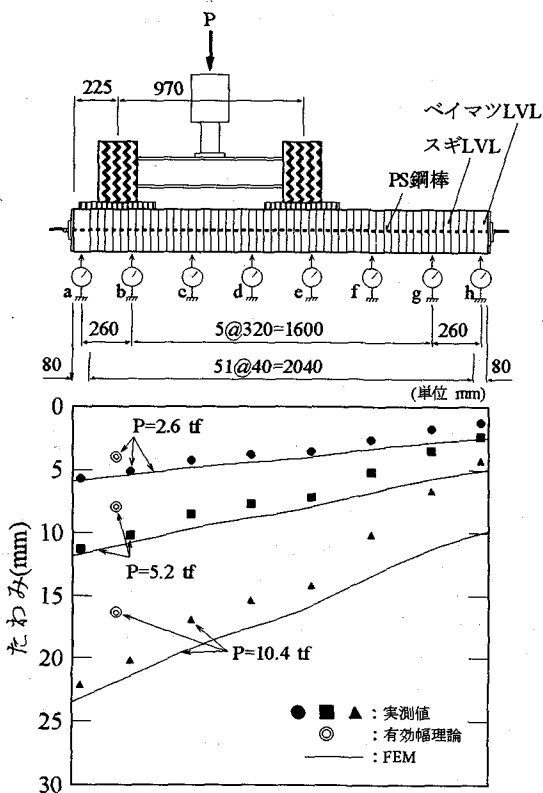


図-11 偏心載荷時の支間中央のたわみ分布

(2)履歴曲線

図-12は、繰り返し荷重を与えたときの木床版の支間中

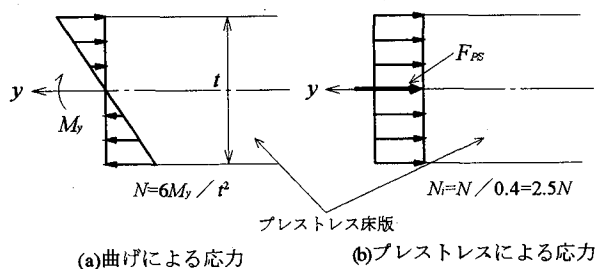


図-13 曲げモーメントとプレストレス力

5. LVLのクリープ

図-10に関連して4.3で述べたように集成材を使用した床版に比べて、LVLを使用した床版はクリープによるPS鋼棒の緊張力の低下が大きい。すなわち図-9においてInitial stress時から約90時間後には緊張力は65%に低下し、Re-stressにより6.5tfにもどした後も、載荷実験時には、77%(5.0tf)に低下している。これはスギLVLに特有の現象か否かを調べるために、部分モデルを製作し、クリープ現象を実験及び解析的に調べてみた。

5.1 部分モデル

図-7に示したヤング係数 E_y を求めるための試験はりを、はりの両端を全体モデルと同じくベイマツLVLに置き換え全長も全体モデルの幅員2.2mに一致させた図-14に示す部分モデルを製作した。PS鋼棒は1本であり、これにより全体モデルでは避けられなかった隣接するPS鋼棒のプレストレスによる干渉を排除することができる。図-14で ε_i は($i=1\sim13$)ひずみゲージ(ゲージ長30mm)の貼付位置を示す。

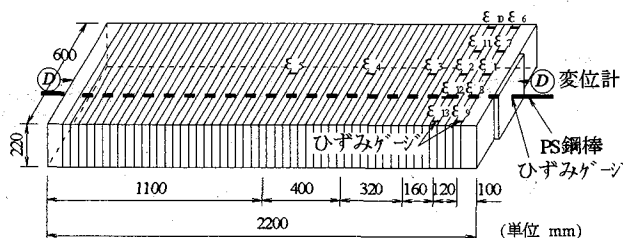


図-14 クリープ試験のための部分モデル

5.2 測定結果

(1)PS鋼棒の緊張力

図-15にInitial stress時から約600時間(25日)に亘る緊張力の変化を示す。

縦軸の100%はプレストレス($F_{PS})_m=6.5\text{tf}$ に対応する。図中(ベイマツ+スギ)LVLは、5.1で述べたモデルであり、全体モデルとほぼ同じ断面構成の場合である。スギLVLとは、図-14の部分モデルの両端(床版端)のベイマツLVLを、各々幅40mmのスギLVL2枚で置き換えた場合である。

また集成材とは文献7)で述べられているカラマツとスギから成る集成材とナラ集成材を組み合わせた部分モデルに対する結果である(部分モデルの寸法は、PS鋼棒方向

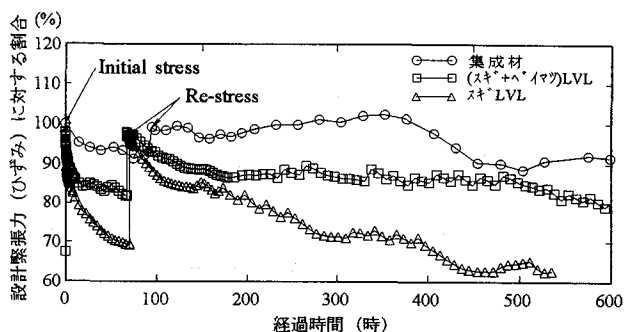


図-15 PS鋼棒の緊張力の経時変化

の長さ2.2m、幅55cm、床版厚17cm)。図から明らかなように、すべてスギLVLとしたモデルの緊張力の低下率が最も大きく、これに対して集成材では顕著な低下は見られない。(ベイマツ+スギ)LVLはこれらの中に位置しており、600時間(25日)経過した時点で80%の緊張力を保持している。カナダのオンタリオ州道路局の規準ではInitial stress後3日目にRe-stress,8週間後にFinal stress(最終プレストレス)することが勧められている。本実験では図-15から分かるように67時間後(2.8日後)にRe-stressを行ったが、Final stressは行っていない。

(2)LVLのひずみと弾性係数

図-16にPS鋼棒上のスギLVLのひずみ $\varepsilon_1\sim\varepsilon_5$ の経時変化を、図-17にInitial stressから1,5,100時間経過後の部分モデルの幅方向(橋軸方向)のひずみ分布をそれぞれ示す。各ひずみゲージの位置は図-14に示したとおりである。図-16において幅員中央のLVLのひずみのみ ε_5 が他に比べて大きい、これは幅方向のLVLの配置を、強軸まわりのヤング係数 E_x の大小に従って行ったために、幅員中央付近のLVL程ヤング係数の値が小さくなっていることによる。すなわち E_x と E_y とは高い相関関係を有することによっている。

つぎに、LVLの幅員方向の弾性係数 E_y を求める。スギLVLについては、図-16からRe-stressによる緊張力の増分 ΔP とそのときの各LVLのひずみ量の増分 $\Delta\varepsilon$ を求め、プレストレスがLVL側面の全面積 A に均等に負荷されると仮定し、 $\Delta P/(\Delta\varepsilon A)$ から E_y を求めた。図-17に示すように、最外層付近のLVLでは、支圧板のめり込みの影響などでひずみ分布に多少のばらつきがあるが、これより3

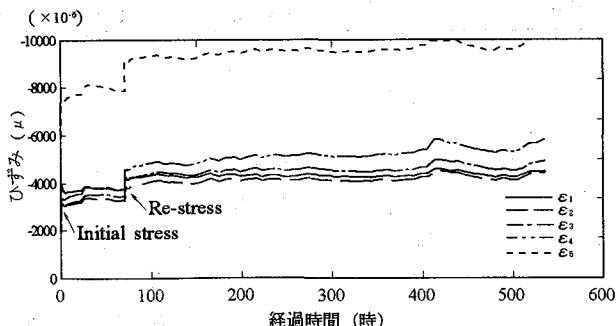


図-16 PS鋼棒線上のLVLのひずみの経時変化

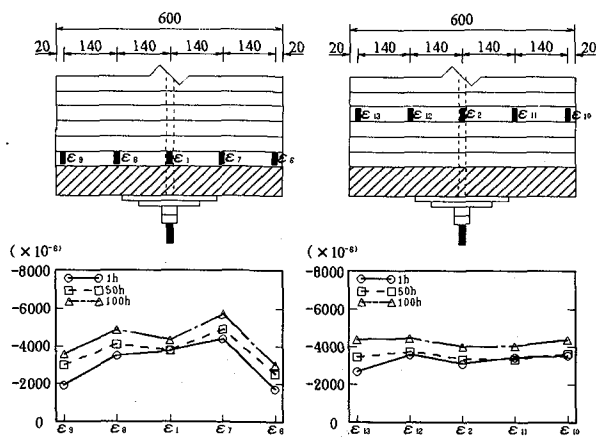


図-17 LVLの幅方向のひずみ分布

層内側のラミナではほぼ均等にプレストレスが分布している。よって、上述の仮定は妥当であると思われる。

ベイマツLVLについては、H-100×220×8×5の圧縮治具を用い、プレストレス作用時の応力と同レベルの応力が生ずるように万能試験機により全面圧縮荷重を与え、このときのLVLのひずみ量から E_y を求めた。

図-18および、表-4にスギLVLおよびベイマツLVLそれぞれのヤング係数 E_y を示す。表中のスギLVLとは $E_{y1} \sim E_{y4}$ の平均値であり、これは表-2の E_y の値とほぼ等しい。また、スギLVL(中心部)とは E_{y5} の値を、ベイマツLVLとは E_{y0} の値をそれぞれ示している。

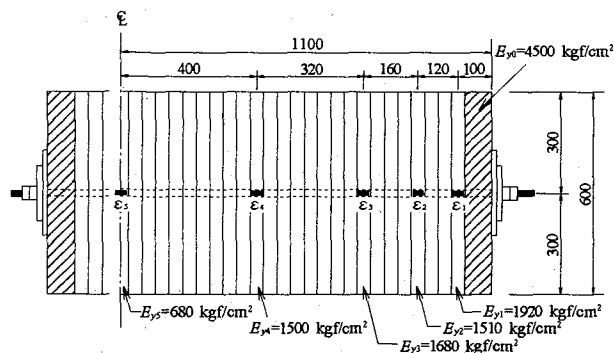


図-18 ヤング係数 E_y

表-4 ヤング係数 E_y (平均値)

	ベイマツLVL	スギLVL	スギLVL(中心部)
$E_y(\text{kgf/cm}^2)$	4.5×10^3	1.6×10^3	0.68×10^3

5.3 粘弾性モデル

(1)四要素モデル

木材は曲げに対しては通常四要素モデル (MaxwellモデルとVoigtモデルの組合せ) で表現されるが¹⁰⁾、より詳細にクリープ試験結果を説明するためには六要素モデルを用いることもある¹¹⁾。ところが本研究で対象としているような、木材の繊維に直角方向(床版の幅員方向)皆無と言ってよく、したがって粘弾性モデルも提案され

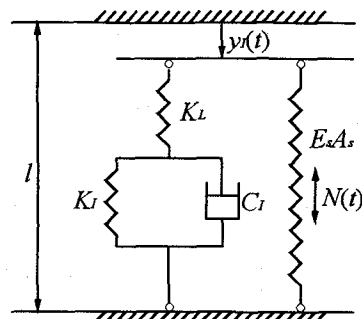


図-19 四要素粘弾性モデル

にプレストレスを与えた場合は、公にされた実験結果はていない。ここでは、図-15に示したPS鋼棒の緊張力の時間経過による低下を図-19に示す四要素モデルで解析してみる。

すなわち、図-19で $K_L(\text{kgf/cm})$ はLVLの理論バネ定数、 K_I 、 C_I はVoigtモデルのバネ定数及び粘性係数、 $E_s A_s$ は、PS鋼棒の伸び剛性とする。PS鋼棒の軸力を $N(t)$ とし、 $t=0$ でプレストレスを与えるものとする。すなわちPS鋼棒は図のように初期応力を持った弾性バネと見なせる。LVL及びPS鋼棒の一端の時刻0からの変位を $y_I(t)$ とし、 $t=0$ でのこれらの長さを $l(\text{cm})$ とする。

ここで、サフィックス I は、Initial stressであることを示す。また圧縮変位なので $y_I(t) \leq 0$ である。

LVLに対して

$$C_I \frac{dy_I}{dt} + K_I y_I = -N_I(t) \quad (3)$$

PS鋼棒に対して

$$N_I(t) = N(0) + \frac{E_s A_s}{l} \cdot y_I(t) \quad (4)$$

これを N_I と y_I について解けば、 $t=0$ で $y_I=0$ として

$$N_I(t) = \frac{N(0)}{1 + \alpha_I} \left[1 + \alpha_I \exp \left\{ -k_I (1 + \alpha_I) t \right\} \right] \quad (5)$$

$$y_I(t) = \frac{-N(0)}{(1 + \alpha_I) K_I} \left[1 - \exp \left\{ -k_I (1 + \alpha_I) t \right\} \right] \quad (6)$$

ここで

$$k_I = \frac{K_I}{C_I}, \quad \alpha_I = \frac{E_s A_s}{K_I l} \quad (7.a.b)$$

であり、 k_I 、 α_I は未知数である。

次に時刻 $t=t_R$ においてRe-stressを実行すると図-20に示すように緊張力の低下分を瞬間的に作用させることになる。線形粘弾性問題であるからRe-stress以下のクリープ曲線がInitial stress曲線に加わることになる。Re-stressだけによるPS鋼棒の緊張力及び変位をとすると式(5)、(6)より $t \geq t_R$ に対して

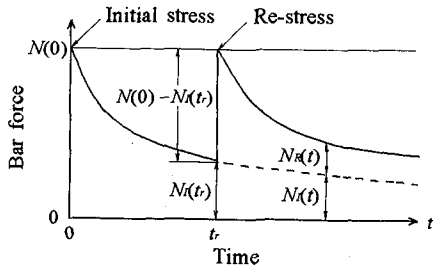


図-20 Re-stressによるクリープ曲線

$$N_R(t) = \frac{N(0) - N_I(t_r)}{1 + \alpha_I} \times \left[1 + \alpha_R \exp\{-k_R(1 + \alpha_R)(t - t_r)\} \right] \quad (8)$$

$$y_R(t) = -\frac{N(0) - N_I(t_r)}{(1 + \alpha_R)K_R} \times \left[1 - \exp\{-k_R(1 + \alpha_R)(t - t_r)\} \right] \quad (9)$$

すなわち時刻 $0 \leq t < t_r$ では式(5)、(6)が、時刻 $t \geq t_r$ では式(5)、(6)に式(8)、(9)が加算され

$$N(t) = N_I(t) + N_R(t) \quad (t \geq t_r) \quad (10)$$

$$y(t) = y_I(t) + y_R(t) \quad (t \geq t_r) \quad (11)$$

となる。 $y(t)$ には、LVLの瞬間的弾性変位が加わっていないが、実験で観測されるのは全変位(もしくは全ひずみ)であるから、式(11)にこれを加えると

$$y(t) = d_I + d_R + y_I(t) + y_R(t) \quad (12)$$

ここで

$$d_I = -\frac{N(0)}{K_L} \quad (13.a)$$

$$d_R = -\frac{N(0) - N_I(t_r)}{K_L} \quad (13.a)$$

であり、 d_I はInitial stress時の、 d_R はre-stress時の弾性変位である。式(8)以下で記したre-stress時の物性値は

$$k_R = \frac{K_R}{C_R}, \quad \alpha_R = \frac{E_s A_s}{K_R l} \quad (14.a.b)$$

であり、Initial stress時に対する式(7.a.b)とは変化させている。これは時間 $0 \leq t < t_r$ でLVLの物性が変化し得ることに対応させたものである。

(2)パラメーターの算定

図-15の(スギ+ベイマツ)LVLのクリープ曲線において代表的な2点を選ぶ。ここでは、

$$t = 9.7 \text{ hour} \text{ で } N_I(t)/N(0) = 0.864$$

$$t = 66.7 \text{ hour} \text{ で } N_I(t)/N(0) = 0.818$$

を採用した。この2組の値を式(5)に代入し、パラメーター k_I 、 α_I に関する2元高次方程式をニュートン法で解いた

結果は

$$k_I = 0.116/h, \quad \alpha_I = 0.223$$

である。

次にRe-stress以降のクリープ曲線から、代表的な2点を選ぶ。ここでは

$$t = 94.6 \text{ hour} \text{ で } N_R(t)/N(0) = 0.934$$

$$t = 134.6 \text{ hour} \text{ で } N_R(t)/N(0) = 0.889$$

の2点を選び、これらの値を式(10)に代入し、パラメーター k_R 、 α_R に関する2元高次方程式を解いた。結果は

$$k_R = 4.88 \times 10^{-3}/h, \quad \alpha_R = 3.56$$

を得た。

(3)計算結果

これらの値を用いて $0 \leq t < t_r$ に対しては式(6)を、 $t \geq t_r$ に対しては式(10)を用い各時刻における計算値を求めたのが図-21である。

図-21において実験値とは、図-15の(スギ+ベイマツ)LVLのクリープ曲線であり太実線が計算値である。Re-stress時以降の物性値を変化させることで、両者の良好な一致が見られ、部分モデルに対しては四要素の粘弾性モデルでそのクリープ挙動を説明できることが確認された。

仮にRe-stress時以降もInitial stress時と同じ物性と仮定、すなわち $k_R = k_I$ 、 $\alpha_R = \alpha_I$ として計算した場合、その曲線は図中の破線のようになり、著しく実験値から離れることがわかる。

次に式(12)から計算したLVLのひずみ($y(t)/l$)と図-16で示した実験値 ϵ_4 を比較したのが図-22である。良好な一致を見る。

なお、瞬間的弾性変形を計算するのに必要な、式(13)のバネ定数 K_L は、表4の E_y をもつ各LVLの軸力によるひずみエネルギーを、これらを等価な1個のバネに置き換えたときの軸力によるひずみエネルギーに等値することにより得られる。結果のみ記すと

$$K_L = 9820 \text{ kgf/cm}$$

を得た。

最後に以上の物性値 k_I 、 α_I 及び k_R 、 α_R を用いて全体モデルのクリープ曲線を描いたのが図-23である。実験値とは図-9に示した全体モデルの200時間分である。両者はInitial stress以降Re-stress時までは25%程度の差はあるがRe-stress以降では大差なく、200時間後ではほぼ一致している。

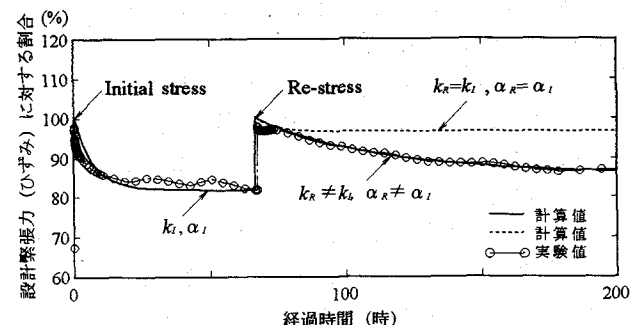


図-21 PS鋼棒の緊張力の経時変化(部分モデル)

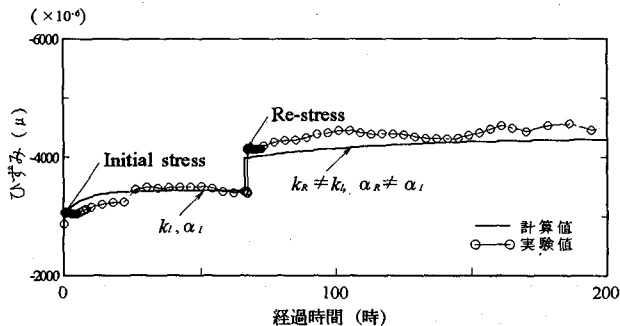


図-22 LVLのひずみの経時変化(部分モデル)

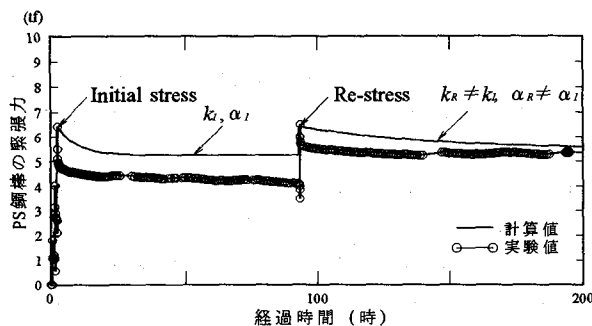


図-23 PS鋼棒の緊張力の経時変化(全体モデル)

6. あとがき

これまで実橋についても実験室レベルにおいてもほとんど公に報告がなかった、木質材の一種であるLVL(単板積層材)を利用したプレストレス床版のモデル実験を行った。直交異方性に関する材料定数を求めるための部分モデル、静的載荷試験のための全体モデルおよびクリープ挙動を調べるための部分モデルを製作して、いくつかの知見を得た。これらをまとめると以下のようになる。

(1) 強軸まわりのLVLはりの曲げ試験を行った結果、バイマツLVLはスギLVLの1.7倍のヤング係数 E_y を持っている。そしてこれらのLVLの含水率は10~15%の範囲にある。

(2) 全体モデルのRe-stress(再プレストレス)時の幅員方向のスギLVLのひずみ増分から得られた幅員方向の力に対するヤング係数 E_y は、幅員をスパン長とする部分モデルはりから得られたヤング係数とほぼ等しい。

(3) スギLVLのヤング係数比は $E_y/E_x=58$ 、バイマツLVLのそれは $E_y/E_x=35$ となった。集成材の場合はこの比は樹種に関係なく約25である。同じ樹種のLVLと集成材では E_x はほぼ同じなので、LVLの E_y は E_x に比べて著しく小さい。

(4) 載荷実験の結果、有効幅理論によって床版をはりに置き換える設計法は、輪荷重の中心が幅員中央に位置するときには、たわみの実験値と良い一致を示す。しかし偏心載荷のときは実験値を27%過少評価する。これはLVLではなく集成材を用いたプレストレス床版の従来の結果と同じ傾向にある。

(5) 設計活荷重の約2倍の荷重時に、床版下面は、輪荷重の直下近傍でLVLラミナ相互がはく離する。ただし、この時点でのPS鋼棒の緊張力は目標設計軸力の71%である。

(6) LVLのクリープによるPS鋼棒の緊張力の低下は幅員

両端部もスギLVLにした場合が最も著しい。LVLの代わりにカラマツとスギの集成材を主たるラミナとした場合は低下はほとんど見られず、本研究で対象とした、幅員両端部のみバイマツLVLとする断面構成はこれらの中間に位置する。

(7) LVLのクリープ現象は四要素粘弾性モデルで定量的にも部分モデルについては説明できる。全体モデルに対してはre-stress時以降の挙動はほぼ説明できる。なお、Initial stress時の粘弾性パラメーターとRe-stress時のそれは大きく異なる。

(8) LVL床版橋の設計では、PS鋼棒の緊張力の経時変化挙動を適切に把握することが最も重要であると考察される。また、適切な設計をすれば、他の木質材に比べ、高剛性、高強度、あるいは製造単価が低いなどのLVLの持つ特質から、その実用性は十分に高いと考えられる。

参考文献

- 1) Taylor, R.J., Batchelor, B. Dev. and Dalen, K. Van: Pre-stressed Wood Bridges, International Conference on short and Medium Span Bridges, Tronto, pp.203-218, 1982.
- 2) Ontario Highway Bridge Design Code, Ministry of Transportation of Ontario, Downsview, Ontario, CANADA, 1983.
- 3) Wacker, J.P. and Ritter, M.A.: Field Performance of Timber Bridge, I. Teal River Stress-Laminated Deck Bridge, Research Paper FPL-RP-515, USDA Forest service, Forest Products Laboratory, USA, 1993.
- 4) 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.
- 5) Hota, V.S., Ganga Rao, Ismail, L.: Stressed Timber Bridge Systems: Tee, Bulb-Tee, Box Systems-Theoretical and Experimental Analysis, International Timber Engineering Conference, pp.584-590, Tokyo, 1990.
- 6) (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.
- 7) 薄木征三, 清水功雄, 長谷部薫: プレストレス木床版の弾性及びクリープ挙動に関する実験的研究, 構造工学論文集, vol.40A, pp.1301-1311, 1994.
- 8) 緑川哲夫, 長谷部薫, 薄木征三: プレストレス木床版の弾性係数について, 土木学会東北支部技術研究発表会講演概要, pp.6-7, 平成7年度.
- 9) Ritter, M. ed.: Timber Bridges Design, Construction, Inspection and Maintenance, Engineering Management Series, FOREST SERVICE, USDA, Washington, D.C., 1990.
- 10) Morlier, P. ed.: Creep in Timber Structures, Rilem Rebert 8, E & FN SPON, 1994.
- 11) 浦上弘幸, 福山萬治郎: 木材曲げクリープへの粘弾性模型の適用と要素定数, 木材学会誌, vol.28, No.7, pp.414-421, 1982.

(1996年9月6日受付)