

プレキャストP C桁の静的挙動と ロックシェッド設計への応用

STATIC BEHAVIOR OF PRECAST PRESTRESSED CONCRETE BEAMS AND APPLICATION TO THE DESIGN OF ROCK-SHED ROOFS

藤井 智弘* 梶谷 浩** 前川 幸次*** 梶川 康男****

By Tomohiro FUJII, Hiroshi MASUYA, Kohji MAEGAWA and Yasuo KAJIKAWA

An assembled beam structure, which is made of several precast concrete beams laterally tightened by prestressing steel bars, can not be regarded as a perfect beam structure.

This paper, firstly, presents the experimental researches on both the slip behavior at the concrete surfaces compressed by the prestressing and the static behavior of an assembled beam structure. Secondly, the FEM computer program based on the grid beam theory and the mechanical characteristics obtained through experiments is developed. Finally, the load distribution factor is proposed according to the analytical investigation on the typical precast rock-shed roofs as a kind of the assembled beam structures.

1. まえがき

わが国においては、桁橋、床版橋、スノーシェッドおよびロックシェッド等の多くの土木構造物が、プレストレストコンクリート（P C）、鉄筋コンクリート（R C）、鋼製部材を用いて、多種多様な形式で設計・架設されてきている。そのうち、シェッドの施工は供用中の道路上で実施される事が多く、現場工期を短縮する目的から、最近では、品質管理のよい工場で製作されるプレキャストP C部材が、現場で横締めにより一体化され、土木構造物としての機能を有するように仕上げられる事が多くなってきている。ここで、プレハブP Cロックシェッドを例にとりて説明すると、本研究の対象となる構造は、谷側及び山側の下部工にプレキャストP C桁を単純支持させロックシェッド屋根部を形成する構造である。一般に、このP Cロックシェッドの屋根部の主桁はプレテンション方式で工場にて製作され現場に運搬される。架設は、谷側および山側の下部工にゴム支承をセットし、その上に屋根部の主桁を載せ、アンカーボルトで固定する。このようにして主桁を複数セット組立てた後、荷重を全体構造で受け持たせるために主桁と同体製作された横梁内にあらかじめ設けてあった孔に、P C鋼材を通して緊張した後にグラウト処理を施し、各セットを一体化させ（横締めと呼ぶ）、道路方向の安定性及び荷重の横分配効果を増大させようとするものである。このよ

* 金沢大学大学院自然科学研究科システム科学専攻 (〒920 金沢市小立野2丁目40-20)
 ** 工博 金沢大学助手 工学部土木建設工学科 (同 上)
 *** 工博 金沢大学講師 工学部土木建設工学科 (同 上)
 **** 工博 金沢大学教授 工学部土木建設工学科 (同 上)

うにプレキャスト部材を横締めして一体化し、構造物として使用する場合(図-1参照)。(1)必要とする横締力および横締め間隔、(2)静的および動的荷重に対する挙動、(3)解析法、(4)耐力力ならびに破壊挙動、および(5)設計法、などについて明らかにする必要がある。そこで、最初に静的荷重作用時における部材間のせん断挙動および部材軸直角方向の曲げモーメント(以後、横曲げモーメントと呼ぶ)の伝達機構について説明することが必要となる。このことは、文献1)によって一部解明されてはいるが、せん断挙動については実際の構造物の接合面および横締め孔に施されている処理方法とは異なっている。

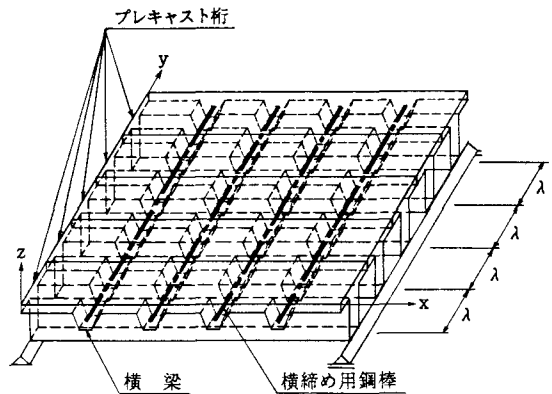


図-1 横締めにより一体化されたプレキャスト桁

本研究では、まず基礎的実験として実際の構造物の接合面および横締め孔に施される処理方法と同条件にした供試体を使用し、横締め力により一体化されたプレキャスト部材間のせん断力によるスリップ試験を行い、横締め力と部材間にスリップを発生させるせん断力との関係を明らかにする。次に、模型実験として長さ3300mm、フランジ巾600mm、高さ300mmのT型断面を有するプレキャスト桁単体の静的曲げ試験と、同じ断面の桁5本を横締めにより一体化された試験体の端桁および中央桁のスパン中央に静荷重を作用させて、ひずみおよびたわみ等の測定を行う。これらの実験結果に基づいて、横締めにより一体化されたプレキャスト桁の挙動を解析するための数種のモデル化を行い、妥当な解析法を開発する。さらに、その解析法を実際のロックシェッド屋根部に適用し、落石荷重に対する設計法を提案する。本研究はこれらの基礎的実験、模型実験および理論解析結果をとりまとめ、横締めにより一体化されたプレキャスト桁の静的挙動およびロックシェッド屋根部の設計法について検討を行ったものである。

2. プレキャスト部材間のせん断力によるスリップ試験

横締めされたプレキャスト部材の間には、荷重がある値より大きくなると荷重によって発生するせん断力によりスリップが生ずる。ここでは、このスリップが生ずるときの荷重の大きさと横締め力との関係を明確にするために行った基礎的モデル実験について述べる。文献1)、2)では、接合面の処理方法としては4種類、すなわち、何も処理を施さないもの(無処理)、接合面にモルタルを所定の厚さで打設したもの(モルタル処理)、接合面は処理されていないが、横締め用鋼棒とシース間にグラウトを注入したもの(グラウト処理)、および接合面をモルタル処理し、シース内にグラウトを注入したもの(モルタル・グラウト処理)を対象として実験が行われている。なお、グラウト処理の場合は、シース孔の外周部にグラウト漏れ防止用パッキン材(幅2cm×厚さ2cmの帯状で、潰れたときは2mm程度の厚さとなる)をはさまないもの(グラウト処理A)としている。しかし、実際のプレキャストPC部材では、接合面にはシー

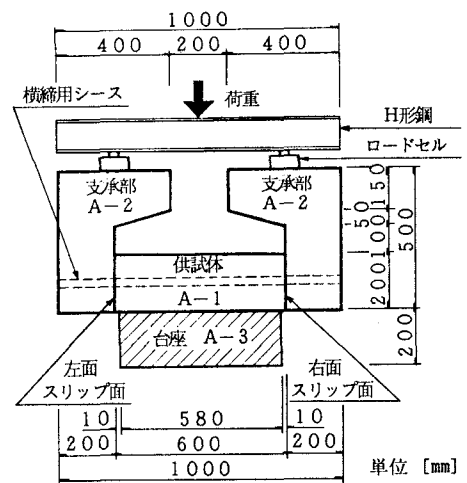


図-2 スリップ試験用供試体および装置

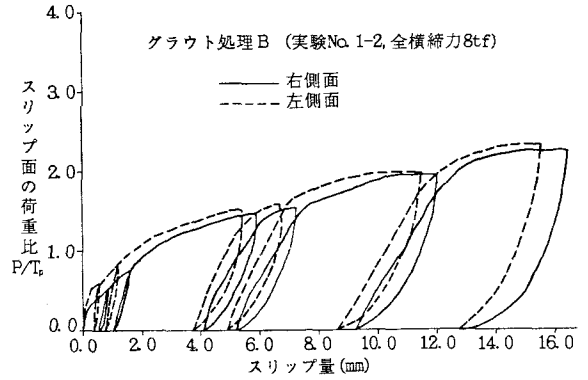
ス孔の外周部にグラウト漏れ防止用パッキン材をはさみ、シース内にグラウトを注入しているのが一般的である（グラウト処理Bと呼ぶ）。よって、本実験では接合面の処理方法を現状に合わせたグラウト処理Bの供試体を使用した。

（１）供試体および実験方法

供試体および載荷装置の一般図を図－２に示す。なお、各供試体の寸法および実験方法は、文献1)と同様であり、P C鋼棒1本あたりの横締力を4tfおよび8tfの2種類とし、 $\phi 17\text{mm}$ のP C鋼棒2本で50cm間隔に横締めされた各々2体の供試体について実験を行った。また、単位長さあたりの横締力は、8tf/mおよび16tf/mとなっている。

（２）実験結果

供試体に作用する荷重と接合面でのスリップ量の関係の代表例を図－３に示す。なお、図の縦軸は供試体のせん断面に作用する横締力 T_p とせん断力 P との荷重比であり、荷重は載荷と除荷を行った。全ての供試体について0.1mm程度からスリップ量が急激に増加する傾向が認められたので、文献2)と同様に0.1mmをスリップ発生の判定基準とすると、本実験の供試体のスリップ発生荷重は文献2)のグラウト処理よりも一段と小さく、約半分の値となっており、表－１に示すようにせん断面に作用する圧縮力の約0.3～0.4倍であることがわかる。なお、以後の数値計算においては、安全側として0.3を使用した。また、どの供試体においても、スリップ発生後にも荷重の増加が認められた。



図－３ 荷重比とスリップ量

表－１ スリップ発生時の荷重値

接合面 処理方法	実験 No	A	B	C
グラウト 処理 B	1-1	4.0	6.96	0.435
	1-2		4.97	0.311
	平均	均	5.97	0.373
	2-1	8.0	10.44	0.326
	2-2		9.93	0.310
	平均	均	10.19	0.318

A : 1本あたりの横締力 (tf)

B : スリップ発生荷重 (tf)

C : スリップ発生荷重

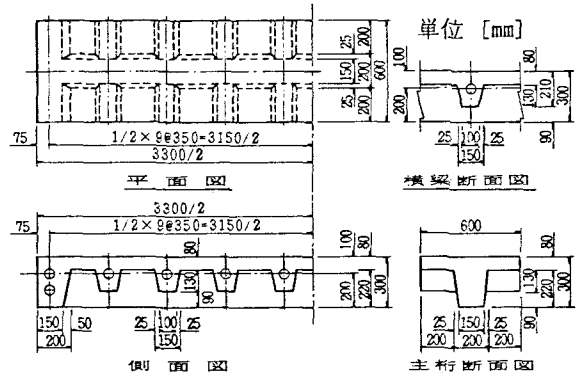
1本あたりの横締力×P C鋼棒本数×接合面数

3. 横締めされたプレキャストP C桁の静的載荷実験

横締めされたプレキャストP C桁上に、静的荷重を作用させた場合の挙動を調べるために、並置したプレキャストP C桁5本を横締めすることにより一体化し、その上の各種の位置にオイルジャッキで荷重を作用させ静的載荷試験を行った。このように、横締力が導入されて互いに密着している桁に、荷重を作用させた時の挙動を究明するための模型実験について述べる。

（１）供試体

供試体用プレキャスト桁は、図－４に示すように、長さ3300mm、フランジ幅600mm、スラブ



図－４ 供試体用プレキャスト桁

厚80mm、桁高 300mmでT型断面を有している。横梁は 350mm間隔に設けられており、その横梁内のフランジ上縁より 100mmの位置には横締用のシース（ $\phi 32\text{mm}$ ）が通されている。この供試体は、主桁方向にはアンボンドP C鋼棒を用いてプレストレスが導入されている。このプレキャスト桁を5本並置し、スパン3150mmで単純支持し、横締用シースに $\phi 17\text{mm}$ のP C鋼棒を通して横締め緊張した後にシースとP C鋼棒の間にグラウトを注入した。また、接合面にはグラウト漏れ防止用パッキンをはさんである。なお、このプレキャストP C桁は設計基準強度 $\sigma_{ck}=500\text{kgf/cm}^2$ で製作した。

(2) 実験方法

①横締緊張力：プレキャスト桁の両端部は各々2本のP C鋼棒を、さらにスパン中間の8箇所の横梁部では各々1本のP C鋼棒を用い、合計12本のP C鋼棒に各々3tfの横締緊張力を与えた。

②荷重：載荷装置を図-5に示す。載荷位置は2通りとし、それぞれ横締めされたP C桁の中央、および最も外側の桁のスパン中央に作用させた（以後、中央載荷および端部載荷と呼ぶ）。

③変位およびひずみ：横締めされた5本のプレキャストP C桁のたわみを測定するために、各々の桁のスパン中点、および左右の単純支持端に1点ずつ、合計15点の電気的変位計を設置した。また、主桁方向のひずみを測定するために各主桁スパン中点の上縁および下縁にひずみゲージを貼付した。

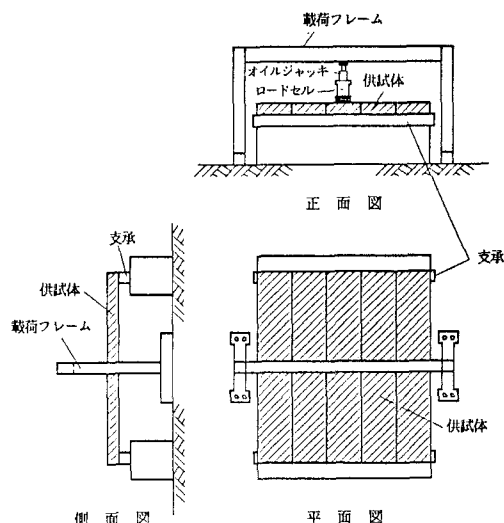


図-5 模型実験の載荷装置

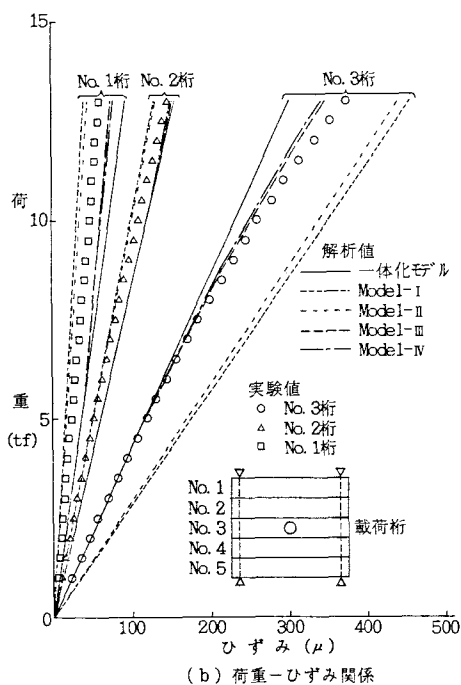
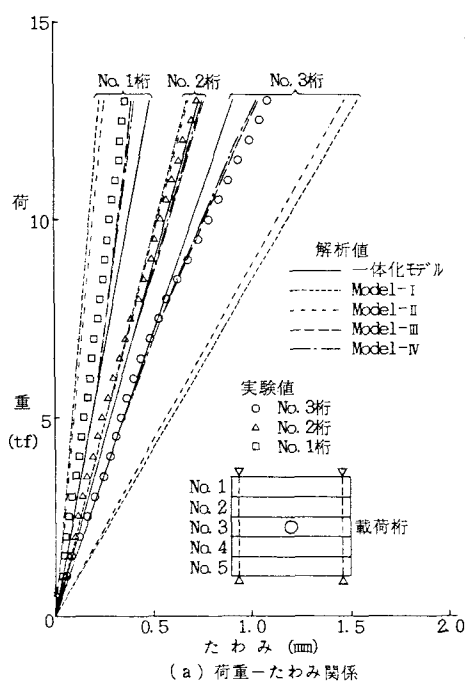


図-6 横締めされたプレキャスト桁の試験結果（中央載荷）

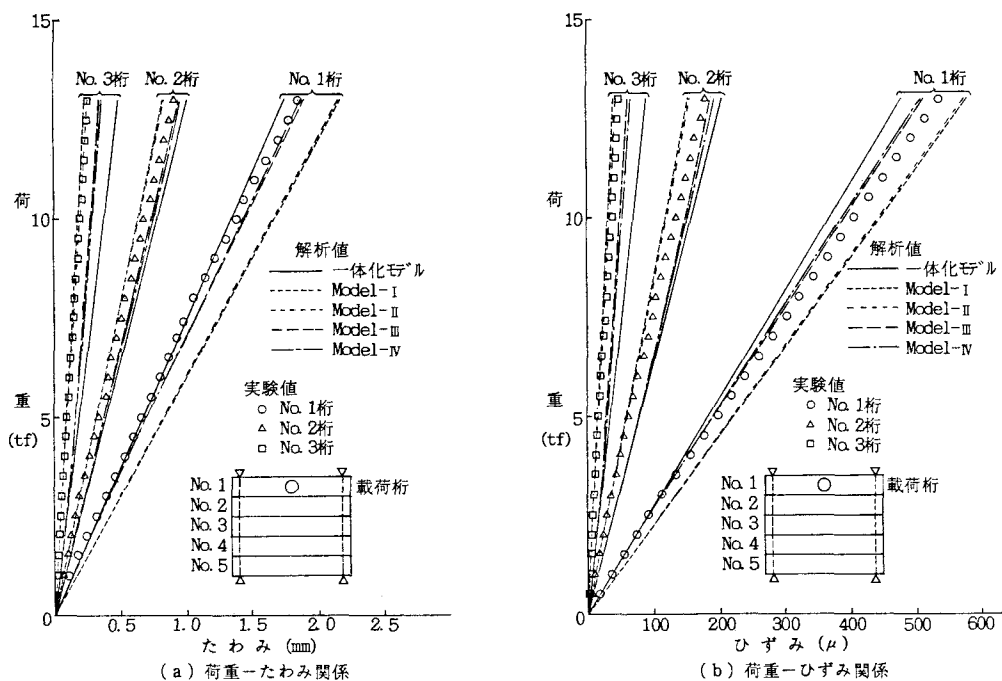


図-7 横締めされたプレキャスト桁の試験結果（端部載荷）

④測定方法：荷重、たわみおよびひずみの測定は、静ひずみ測定器を介してマイクロコンピューターで行った。荷重は、ひび割れ荷重近くまで0.5tf間隔で増加させ、各ステップごとに各種の測定を行った。

(3) 実験結果

図-6(a)、(b)および図-7(a)、(b)は、それぞれ中央載荷および端部載荷について、荷重と各桁のスパン中央でのたわみおよび下縁ひずみとの関係をひび割れ荷重以下でプロットしたものである。図中、○印は載荷桁、△印は載荷隣接桁、□印はそのまた隣の桁に対する実験値である。

また、図中の実線は、桁が接合部で完全に剛結されているとした一体化モデルの場合の有限要素法による静的格子構造解析^{5), 6), 7)}の計算値を示している。これらの図より、横締めにより一体化されたPC桁は、接合部において完全に剛結されているという挙動を示していないことがわかる。

なお、この実験に先立って、断面およびスパンが図-4と同じであるプレキャスト桁単体による2点曲げ試験を行った。荷重とたわみの関係を図-8に示す。図中、実線はコンクリートのヤング係数を $4.0 \times 10^5 \text{ kgf/cm}^2$ とした時の理論値を示している。この結果から、この供試体のヤング係数はこの程度であると思われる。

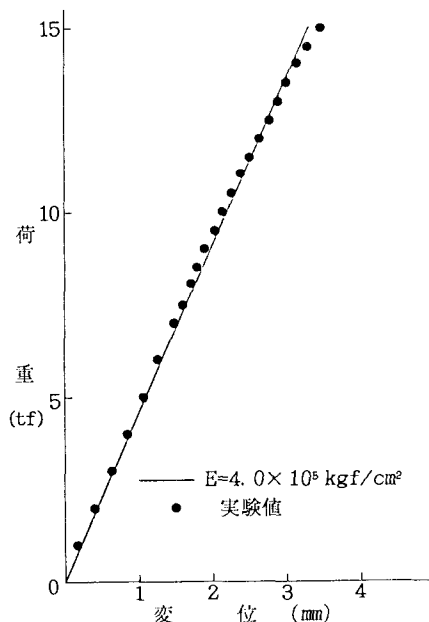


図-8 単体曲げ試験による荷重-たわみ関係

4. 実験結果の検討および接合部のモデル化

(1) 接合面のせん断バネ特性

スリップ試験より得られた荷重と接合面のスリップ量の関係(図-9)は、図-9のようにモデル化することができる。ここに、縦軸 P/T_p は、接合面に作用するせん断力 P を全横締力 T_p で除したものであり、横軸は接合面のスリップ量 Δ であり、 k_t はスリップ発生後の勾配を示している。なお、参考として文献2)で行った各種の接合面処理に対するモデル化も同図に示す。スリップ発生荷重 P_s は、接合面に何も処理が施されずに、グラウト漏れ防止用パッキン材がない場合には、全横締力との比で $P_s/T_p = 0.7$ 程度、パッキン材がある場合には、 $P_s/T_p = 0.3$ 程度と考えられる。また、接合面にモルタル処理が施されている場合は、 $P_s/T_p = 2.5$ 程度と考えられる。スリップ発生後、シース内にグラウトが注入されていない無処理やモルタル処理では、荷重がほぼ一定のままスリップ量が増加していることより、 $k_t=0$ となる。また、グラウト処理がなされている場合、文献1)、2)、3)によると、スリップが発生した後に、接合面に作用するせん断力をPC鋼棒が受けることによって生ずる相対変位のうち、PC鋼棒に接触している上下のコンクリート(グラウト)の変形のみを考慮することによって求まるせん断バネ定数 k_v は次式により与えられる。

$$k_v = \frac{2\beta^3 E_p I}{(2 + \beta e)} \quad (1)$$

ここに、 $\beta = \{Kb / (4E_p I)\}^{1/4}$ であり⁴⁾、 K はコンクリートの支圧係数で一般に $8.3 \times 10^6 \sim 41.5 \times 10^6 \text{ tf/m}^3$ の範囲であるとされている。また、 b はPC鋼棒の直径、 E_p および I はPC鋼棒のヤング係数および断面2次モーメントである。また、 $k_v = k_t T_p$ で表される。いま、式(1)に本実験で使用したPC鋼棒($\phi 17\text{mm}$)の諸元および $K = 8.3 \times 10^6 \sim 41.5 \times 10^6 \text{ tf/m}^3$ を代入すると、理論値として $k_v = 1380 \sim 4610 \text{ tf/m}$ となる。また、実際の接合面での挙動を考えれば、スリップ量は1mm程度までの範囲であり、その範囲において実験結果よりせん断バネ定数を求めると、 $k_v = 1000 \sim 2000 \text{ tf/m}$ となり、式(1)の下限值程度の値が得られた。よって、以後の数値計算には、コンクリートの支圧係数を $K = 8.3 \times 10^6 \text{ tf/m}^3$ として、式(1)によりせん断バネ定数を算出する事とした。

(2) プレキャスト部材間の回転バネ特性

文献1)では、横締用シース内にアンボンドPC鋼棒が配置された場合のプレキャスト部材間の回転バネ定数 k_θ を提案している。本研究では、横締用シース内にグラウト処理を施したものを対象とし、以下の仮定に基づいて k_θ を求める(図-10参照)。

- 1) パネルは剛体である。
- 2) パネルとパネルの接触面の上縁がヒンジとなる。
- 3) 接触面の開角 θ_1 および θ_2 は、曲げモーメントに比例する。
- 4) PC鋼棒は各パネル中点で固定されている。

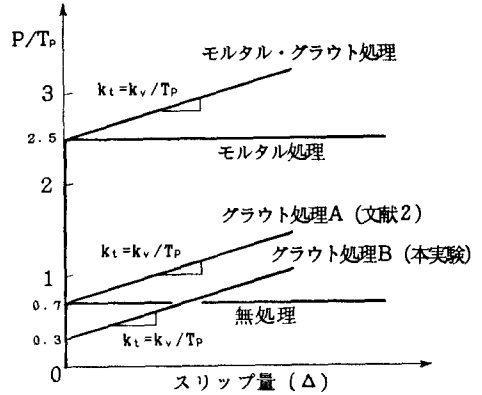


図-9 モデル化されたせん断バネ特性

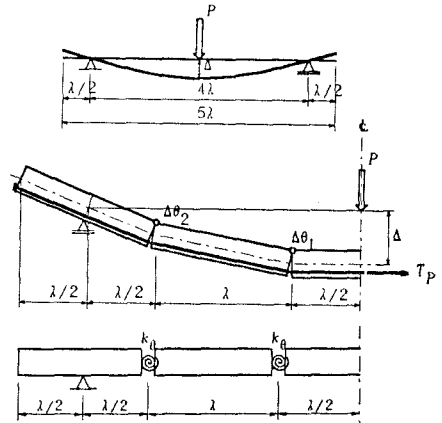


図-10 プレキャスト部材間の回転バネ特性のモデル化

この時、P C鋼棒のひずみエネルギーと外力のなす変形の仕事量が等しいとして、回転バネ定数 k_θ を算定すると、次式のようになる。

$$k_\theta = \frac{E_p A_p d^2}{\lambda} \quad (2)$$

ここに、 E_p および A_p は P C鋼棒のヤング係数および断面積であり、 d はパネルの上縁から P C鋼棒までの距離であり、 λ は 1 枚のパネルの長さである。また、中央点のたわみは、

$$\Delta = \frac{5 P \lambda^3}{4 E_p A_p d^2} \quad (3)$$

にて与えられる。ここに P は荷重である。

(3) 横締めされたプレキャスト桁の接合部のモデル化

上記 (1) および (2) で検討したスリップ発生荷重と全横締力との比、せん断バネ定数および回転バネ定数を用いて、横締めされたプレキャスト桁の接合部について図-11 に示すような 5 種類のモデル化を行った。

一体化モデル： プレキャスト桁の接合面の横締用 P C鋼棒が配置されている点で、桁が完全に剛結されていると仮定したモデル。

Model-I： プレキャスト桁の接合面の横締用 P C鋼棒が配置されている点で、荷重当初からバネ定数 k_v のせん断バネを介してせん断力のみが伝達されると仮定したモデル。

Model-II： プレキャスト桁の接合面の横締用 P C鋼棒が配置されている点で、荷重当初から、バネ定数 k_θ の回転バネおよびバネ定数 k_v のせん断バネを介してそれぞれ横曲げモーメントおよびせん断力が伝達されると仮定したモデル。

Model-III： プレキャスト桁の接合面の横締用 P C鋼棒が配置されている点で、外力による曲げモーメントによって上縁か下縁の応力が零となるまで、もしくはせん断力がスリップ発生力に達するまでは、左右の桁は一体化しているものとし、それ以後は、外力に応じてそれぞれ独立に逐次、バネ定数 k_v のせん断バネを介してせん断力だけが伝達されると仮定したモデル。

Model-IV： プレキャスト桁の接合面の横締用 P C鋼棒が配置されている点で、外力による曲げモーメントによって上縁か下縁の応力が零となるまで、もしくはせん断力がスリップ発生力に達するまでは、左右の桁は一体化しているものとし、それ以後は、外力に応じてそれぞれ独立に逐次、バネ定数 k_θ の回転バネ、バネ定数 k_v のせん断バネを介してそれぞれ横曲げモーメントおよびせん断力が伝達されると仮定したモデル。

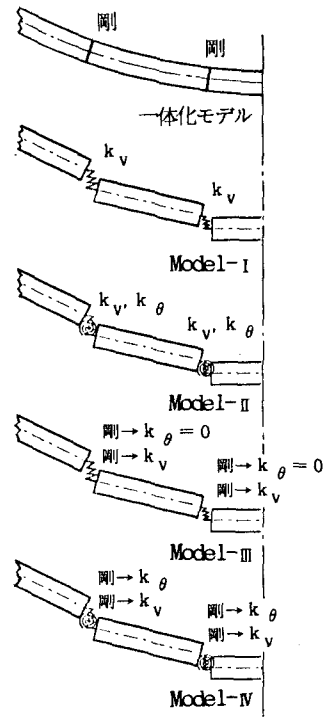


図-11 横締めされたプレキャスト桁の接合部のモデル化

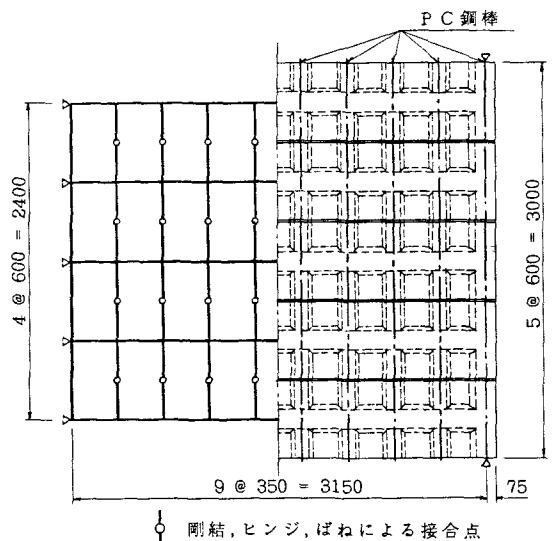


図-12 格子構造へのモデル化

これら4種類のモデルを用いて、図-12に示すプレキャスト桁を格子桁と仮定して、並置し横締めされたプレキャスト桁の中央載荷および端部載荷に対しての理論計算を有限要素法による静的格子構造解析を用いて行った。その諸定数を表-2に示す。また、これらの計算結果の中央載荷のたわみおよびひずみを図-6(a), (b), 端部載荷のたわみおよびひずみを図-7(a), (b)に示す。次に、単桁に載荷した場合のたわみまたはひずみに対する横締めされた数組の桁の載荷桁のたわみまたはひずみの比率（以後、たわみ分担率およびひずみ分担率と呼ぶ）の結果を表-3に示す。これらの図および表より、以下のことが推論される。

1) 横締めされたプレキャスト桁の接合部においては、完全な剛結合と見なすことはできない。すなわち、一体化モデルとして計算した解析値と実験値にはかなり大きな差異が認められる。

2) Model-IとModel-II, および, Model-IIIとModel-IVの解析値の間には、ほとんど

差異は認められない。すなわち、本研究で対象とした程度の横締めされたプレキャスト桁においては、接合面での横曲げモーメントに対する回転バネ剛度の影響は無視できると考えられる。

3) 中央載荷の場合、Model-IおよびModel-IIの解析結果と、Model-IIIおよびModel-IVの解析結果の間には、たわみおよびひずみ共に差異が認められる。また、たわみおよびひずみの実験値はModel-IIIに近い挙動を示した。したがって、本研究で対象としたプレキャスト桁の接合部においては、Model-IIIの条件のように挙動すると考えられる。たわみ分担率は実験値で0.34、ひずみ分担率は実験値で0.48となり、やはり両者共にModel-IIIに近かった。

4) 端部載荷の場合も、Model-IおよびModel-IIの解析結果と、Model-IIIおよびModel-IVの解析結果の間には、たわみおよびひずみ共に差異が認められる。また、たわみおよびひずみ共に実験値は中央載荷同様、Model-IIIに近い挙動を示した。たわみ分担率は実験値で0.60、ひずみ分担率は実験値で0.68となり、Model-IIとModel-IIIの中間値位で、Model-III寄りの値となった。

5) 実際は、断面力を使用して設計を行っていること、またひずみ分担率の方が大きく設計上安全側となることから、分担率は、ひずみ分担率を使用した方がよい。

5. ロックシェッド屋根部への応用

ロックシェッド屋根部の設計においては、前述した分担率が明確でないため、単桁のスパン中央に静的荷重として、推定された落石荷重を作用させているのが現状である。ここでは、実際の構造に相当する寸法を

表-2 数値計算に用いた諸定数

	主 桁	横 梁
設計基準強度 (kgf/cm^2)	500	
ヤング係数 (kgf/cm^2)	4.00×10^5	
せん断弾性係数 (kgf/cm^2)	1.74×10^5	
ポアソン比	0.15	
X軸回り断面2次 モーメント(m^4)	3.06×10^{-4}	0.91×10^{-4}
Y軸回り断面2次 モーメント(m^4)	6.28×10^{-4}	1.42×10^{-4}
スリップ発生荷重 横締力	0.3	
せん断バネ定数 (tf/m)	1.38×10^3	
横曲げモーメント バネ定数($\text{tf}\cdot\text{m/rad}$)	76.0	

表-3 各種構造モデルと実験値の分担率

		たわみ分担率		ひずみ分担率	
		中央載荷	端部載荷	中央載荷	端部載荷
構 造 モ デ ル	一体化モデル	0.271	0.521	0.378	0.603
	Model-I	0.458	0.649	0.572	0.728
	Model-II	0.439	0.643	0.554	0.722
	Model-III	0.311	0.564	0.434	0.644
	Model-IV	0.306	0.558	0.430	0.639
実 験 値		0.335	0.600	0.477	0.677

有する横締めされたプレキャスト桁のスパン中央に落石荷重が作用する場合のひずみ分担率について検討する。なお、解析モデルは今までの知見よりModel-Ⅲを用いることにする。解析の対象とする実構造モデルは、主桁本数はどれも5本で、主桁断面2種類、スパン2種類、横締り間隔3種類、横締り力5種類の組合せとし、主桁は単純支持構造とした。荷重は、自重とサンドクッション材（ $t=90\text{cm}$ ）および落石荷重による主桁の最大曲げモーメントがひび割れ耐力モーメントになるまでの静荷重とした。図-13に主桁および横梁断面を示し、表-4に解析に用いた諸定数、および表-5に解析結果のひずみ分担率を示す。なお、表-5には参考値として中央載荷の場合についても示してある。また、格子剛度 Z とひずみ分担率の関係を図-14に示す。格子剛度 Z は次式で表される。

$$Z = \left(\frac{\ell}{2a} \right)^3 \frac{I_0}{I} \quad (4)$$

ここに、 ℓ はスパン、 a は主桁間隔、 I_0 と I はそれぞれ横梁と主桁の断面2次モーメントである。図中、白抜きは中央載荷、黒塗りは端部載荷の値を示している。▲と△は（横締り力／横締り間隔）が 5tf/m のとき、●と○は 10tf/m のとき、■と□は 15tf/m のときの値である。また、◆と◇は接合部において完全に剛結されているとした一体化モデルによる理論値である。表-5および図-14中、記号①～④はそれぞれスパンおよび主桁高が等しいものを表している。

なお、各ケースについて数値計算を行った結果、接合部における最大スリップ量は 1mm 程度であった。

表-5および図-14から、分担率に関して以下のことが推論される。

- 1) 分担率は、スパンが短い場合および主桁高の高い場合に大きい値を示している。つまり、スパンおよび主桁高の変化によってかなり影響していることがわかる。
- 2) 本解析モデルによる分担率は、一体化モデルのものよりかなり高目の値を示しているが、分担効果は認められる。
- 3) 中央載荷の場合は、（横締り力／横締り間隔）が大きくなると分担率は低くなる傾向にある。また、スパンと主桁高と（横締り力／横締り間隔）が等しくなるケースを比較すると、ひずみ分担率は横締り間隔の小さい方が低い値を示す傾向はあるものの、その差は微少である。ひずみ分担率は、（横締り力／横締り間隔） $=10\text{tf/m}$ （通常行われている横締り力）程度で、格子剛度に応じて約 $0.5 \sim 0.7$ 程度となった。

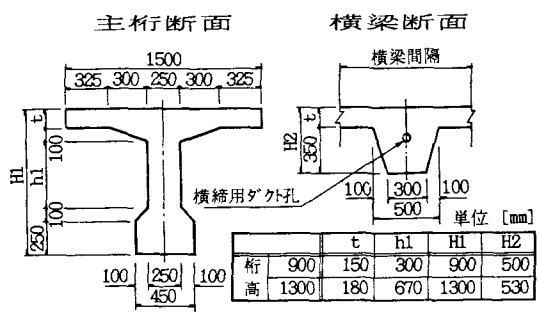


図-13 プレハブPCロックシェッドの断面形状

表-4 数値計算に用いた諸定数

		主桁高 H=0.90m	主桁高 H=1.30m
設計基準強度(kgf/cm ²)		600	
ヤング係数(kgf/cm ²)		4.50×10 ⁵	
せん断弾性係数(kgf/cm ²)		1.95×10 ⁵	
ポアソン比		0.15	
スリップ発生荷重 横締り力		0.3	
せん断バネ定数 (tf/m)	φ17mm	1.38×10 ³	
	φ23mm	2.34×10 ³	
主桁	X軸回り断面2次 モーメント(m ⁴)	4.16×10 ⁻³	7.17×10 ⁻³
	Y軸回り断面2次 モーメント(m ⁴)	4.26×10 ⁻²	1.19×10 ⁻¹
横	X軸回り断面2次 モーメント(m ⁴)	3.83×10 ⁻³	4.53×10 ⁻³
	Y軸回り断面2次 モーメント(m ⁴)	5.69×10 ⁻³	6.82×10 ⁻³
梁	X軸回り断面2次 モーメント(m ⁴)	4.85×10 ⁻³	6.31×10 ⁻³
	Y軸回り断面2次 モーメント(m ⁴)	7.25×10 ⁻³	8.69×10 ⁻³
梁	X軸回り断面2次 モーメント(m ⁴)	5.87×10 ⁻³	8.07×10 ⁻³
	Y軸回り断面2次 モーメント(m ⁴)	8.16×10 ⁻³	9.83×10 ⁻³

4) 端部載荷の場合にも、(横締力/横締間隔)が大きくなると分担率は低くなる傾向を示すが、中央載荷の場合ほどその差は顕著に表れない。また、スパンと主桁高と(横締力/横締間隔)が等しくなるケースを比較すると、ひずみ分担率は横締間隔の小さい方が低い値を示す傾向はあるものの、やはりその差は微少である。ひずみ分担率は、(横締力/横締間隔) = 10tf/m程度で、格子剛度に応じて約 0.7 ~ 0.8 程度となった。

5) 今回試算した範囲では、分担率は横締力や横締間隔よりも格子剛度が最も影響を及ぼすことがわかった。

6) 接合部には何も施さず、横締孔にグラウトしたようなプレハブPCロックシェッド屋根部の設計においては、(横締力/横締間隔) = 10tf/m程度の場合、安全側の目安として予想される落石荷重に、格子剛度に応じて分担率 0.7 ~ 0.8 程度を乗じた値を単桁に載荷するのが合理的である。

6. 結 論

本研究においては、プレキャスト部材を横締めして一体化し、構造物として使用する場合の横締方法およびその効果、妥当な解析法を明らかにするために、

(1) プレキャスト部材間のせん断力によるスリップ試験、(2) 横締めされたプレキャストPC桁の静的載荷実験を行った。また、これらをモデル化した数値解析を行い、実験結果との比較をし、実際のロックシェッド屋根部に適用した。

これらの実験および数値解析結果より以下の事が明らかとなった。

1) グラウト漏れ防止

表-5 各ケースごとのひずみ分担率

スパン (m)	主桁高 (m)	横締間隔 (m)	格子剛度 Z	横締力 (tf)	ひずみ分担率		分類
					中央載荷	端部載荷	
8.0	0.9	1.0	2.53	5.0	0.633	0.750	①
				10.0	0.588	0.735	
				15.0	0.547	0.727	
		2.0	3.23	10.0	0.646	0.765	
				20.0	0.585	0.745	
				30.0	0.544	0.737	
	1.3	1.0	1.09	5.0	0.718	0.819	②
				10.0	0.684	0.802	
				15.0	0.653	0.791	
		2.0	1.38	10.0	0.730	0.832	
				20.0	0.685	0.808	
				30.0	0.653	0.797	
12.0	0.9	1.0	8.55	5.0	0.495	0.654	③
				10.0	0.443	0.638	
				15.0	0.414	0.625	
		2.0	10.89	10.0	0.504	0.669	
				20.0	0.442	0.652	
				30.0	0.414	0.639	
		3.0	12.26	15.0	0.506	0.674	
				30.0	0.440	0.657	
				5.0	0.599	0.736	
	1.3	1.0	3.67	10.0	0.551	0.718	④
				15.0	0.514	0.709	
				10.0	0.618	0.747	
		2.0	4.67	20.0	0.555	0.727	
				30.0	0.515	0.717	
		3.0	5.29	15.0	0.624	0.752	
				30.0	0.558	0.729	

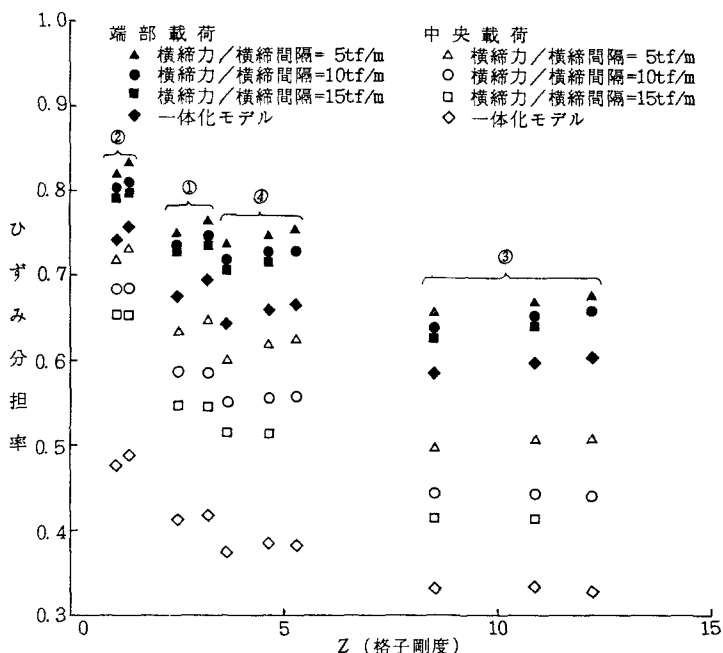


図-14 格子剛度とひずみ分担率の関係

用パッキン材をはさんだ場合に、スリップが発生するせん断力は、接合面に作用する圧縮力の 0.3 倍程度になる。スリップ発生後の挙動として、シース内にグラウト注入を行った場合には荷重の増加が認められる。

2) せん断力によるスリップ試験の結果より、せん断バネ特性を図-9 に示すようにモデル化することができる。せん断バネ特性は、式(1)により評価できるが、グラウト処理された場合について、実験より得られたスリップ発生後のせん断バネ定数 k_v は、式(1)の値の下限値程度の値が得られた。

3) 横締めされたプレキャスト桁の静的挙動に及ぼす横曲げに対する回転バネ剛度の影響は、本研究の範囲内ではあまり認められなかった。

4) 横締めされたプレキャスト桁の静的挙動の解析には、プレキャスト桁の接合面の横締用 P C 鋼棒が配置されている点で、外力による曲げモーメントによって上縁か下縁の応力が零となるまで、もしくはせん断力がスリップ発生力に達するまでは、左右の桁は一体化しているものとし、それ以後は、外力に応じて逐次、せん断バネ定数 k_v のバネを介してせん断力だけが伝達されると仮定した Model-Ⅲ が妥当である。

5) 実際のプレハブ P C ロックシェッドを Model-Ⅲ によってモデル化し、有限要素法による静的格子構造解析を用いて解析した結果、分担率は横締力や横締間隔よりも格子剛度によって最も影響され、(横締力/横締間隔) = 10tf/m (通常行われている横締力) 程度の場合には、分担率として格子剛度に応じて 0.7 ~ 0.8 程度を用いて単桁としての設計を行えばよいことがわかった。

謝辞：本研究を実施するにあたり、いろいろと御教示をいただいた元金沢大学教授 吉田博先生に深甚の謝意を表します。また、実験において多大の労を願った金沢大学大学院生 山本敏勝君にも深く感謝の意を表します。なお、本論文の数値計算には、金沢大学情報処理センターの FACOM M760/10 を使用した。

参考文献

- 1) 吉田 博, 榎谷 浩, 井原朋美, 藤井智弘 : 横締めされたプレキャスト・コンクリート版の静的挙動に関する研究, 構造工学論文集, Vol. 32A, pp. 93~105, 1986年 3月.
- 2) 榎谷 浩, 藤井智弘, 吉田 博 : プレキャスト部材接合面のせん断スリップ挙動について, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 10, No. 3, pp. 553~558, 1988年.
- 3) 西沢辰男, 松野三郎 : コンクリート舗装の構造解析における有限要素法の適用性について, 土木学会論文報告集, No. 338, 1983年10月.
- 4) Timoshenko, S. and J. M. Lessels : Applied Elasticity, Westinghouse Technical Night School Press, Pittsburg, Pennsylvania, 1925.
- 5) F. W. Beaufait, W. H. Rowan, Jr, P. G. Hoadley and R. M. Hackett (成岡昌夫 訳) : コンピューターによる骨組構造解析, 培風館, 1972年.
- 6) 成岡昌夫, 服部 正, 加藤 進, 後藤茂夫, 上田幸雄 : コンピューターによる構造工学講座Ⅱ-1-B, 骨組構造解析, 培風館, 1971年.
- 7) 渡辺 昇 : 格子げたの理論と計算, 技報堂, 1966年.

(1989年10月 2日受付)