

プレキャストPC部材接合部の剛体-ばねモデルによる挙動解析

富田充宏*・前川幸次**・梶川康男***

本研究は、プレストレスにより互いに密着しているプレキャスト部材の非線形挙動を解析的に検討するため、離散化モデルである剛体-ばねモデルの適用を試み、曲げ実験結果と比較し、解析の妥当性を検討したものである。解析にあたり、①プレキャストPC部材接合面のばね定数の取扱い、②グラウトによるPC鋼棒とコンクリートの付着特性の導入等のプレキャストPC部材のモデル化を行っている。

Keywords : precast concrete members, rigid body spring model

1. はじめに

現在、プレキャスト・プレストレストコンクリート(プレキャストPC)部材は、現場施工工程の単純化や施工期間の短縮化等を目的として、道路橋床版やロックシェッド等の土木構造物に多用されている。一般に、ロックシェッドの構造では、落石覆い屋根部の主桁および柱にプレキャストコンクリートを使用し、主桁と主桁を、また、主桁と柱をPC鋼材を用いて緊張して一体化を計っている。このようなプレキャストPC構造では、接合部が弱点となり、作用荷重が大きくなると、前者では主桁軸直角方向の曲げモーメントによって、後者では接合部に作用する曲げモーメントおよび軸力によって、接合面が開口し、非線形挙動を呈することになる。

ところで、現在ロックシェッドの設計は、許容応力度設計法により設計されているが、必ずしも合理的でなく限界状態設計法への移行が望ましいと考えられ、エネルギー吸収能および変形能を考慮した設計法の必要性が指摘されている¹⁾。このことより、終局状態での耐力のみならず変形挙動を把握することは、今後この種の構造物の設計法を確立する上で重要な要因になると考えられる。プレキャストPC部材の変形量を求めた従来の研究には、平面保持則を利用した簡易的算定法²⁾がある。簡易的算定法は、部材レベルの変形挙動を推定し得るが、曲げ、せん断および軸力が複雑に作用する場合や構造物全体の挙動を算定するにはかなり困難となり、近年コンピューターの発展にともない、有限要素法などの数値解析を利用した研究³⁾も盛んに行われている。

本研究は、複数の主桁を横締めにより一体化したロッ

クシェッド屋根部のように主桁軸直角方向の曲げを受けるプレキャストPC構造における接合面の開口にとまなう非線形挙動の解析に剛体-ばねモデルの適用を試みたものである。まず、ロックシェッド屋根部の一部をモデル化したはり(プレストレスにより互いに密着させたプレキャスト部材2体から成る)の曲げ実験を行った。次に、剛体-ばねモデルの適用において問題となる接合面のばね定数の同定およびプレキャストPC部材のモデル化の妥当性について解析結果と実験結果の比較検討を行った。

解析に適用した剛体-ばねモデルは、川井らが終局状態での挙動を評価しようと開発した離散化モデルであり⁴⁾、鉄筋コンクリート構造物の不連続で複雑な塑性現象を呈する極限解析にも適用されている⁵⁾⁻⁷⁾。剛体-ばねモデルを使用した利点としては、離散化モデルであるため、部材接合面の開口の取扱いが容易であることや終局状態に至るまでの挙動を統一的に非線形解析できることなどが考えられる。

また、PC鋼材の耐腐食性のためにグラウト処理を行われていたが、最近耐腐食性のすぐれたアンボンドPC鋼材を使用することから、グラウト処理によるPC鋼材とコンクリートの付着作用の有無が構造物の力学的挙動に与える影響を把握しておく必要がある。そこで、プレキャストPC部材のモデル化では、緊張材に用いたPC鋼棒を材料非線形要素として表現し、PC鋼棒とコンクリートの付着特性を導入することにした。このようなモデル化は、剛体-ばねモデルでは容易であり、剛体-ばねモデルを使用した一つの利点である。

2. 曲げ実験概要

(1) 実験供試体

実験に用いた供試体は、図-1に示すように、断面200 mm×400 mm、長さ1 000 mmの直方体の鉄筋コン

* 正会員 工修 石川工業高等専門学校助手 土木工学科 (〒929-03 河北郡津幡町北中条)

** 正会員 工博 金沢大学助教授 工学部土木建設工学科

*** 正会員 工博 金沢大学教授 工学部土木建設工学科

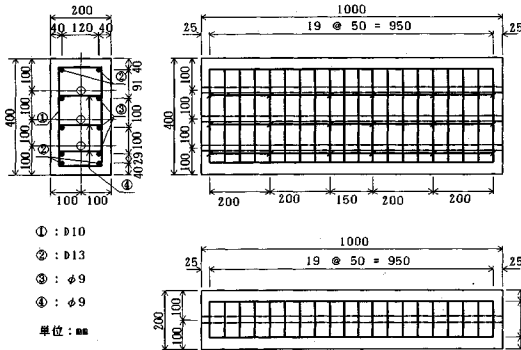


図-1 実験供試体図

表-1 供試体の種類

処理方法	無処理				グラウト処理			
	上	中	中	下	上	中	中	下
鋼棒位置	◎	◎	◎	◎	◎	◎	◎	◎
供試体名	F1	F2	F3	F4	G1	G2	G3	G4

◎印は緊張位置を表す

クリート2体から成り、それぞれのプレキャスト部材には、上縁より100, 200, および300mmの位置にφ32mmのシース孔が配置されている。これらの2体のプレキャスト部材のシース孔にφ17mmのPC鋼棒を通して、緊張力を各々100kNで一体化した。ロックシェッド屋根根部の場合、主桁どうしの接合面にはモルタル処理を施すことが少ないため、今回は何も処理を行わなかった。供試体の種類は、表-1に示すように、シース孔とPC鋼棒の隙間にグラウトを充填したグラウト処理と、グラウトを充填しない無処理の2種類とし、さらにそれぞれについてPC鋼棒の本数と位置によって計8ケースとした。なお、今回使用したグラウトは、普通ポルトランドセメントに混和剤(GF-630)を混ぜ、水セメント比40%で配合し、圧縮強度は29.5MPaであった。

(2) 測定項目および荷荷方法

プレキャスト部材接合面の開口を測定するために、図-2のようにスパン中央の上縁と下縁の両側面に、それぞれπ型変位計を設置した。また、スパン中央の鉛直変位は、供試体と支点との間のギャップやへこみなどの影響を取り除くように、ストローク変位計2台を設置し、支点とスパン中央の相対変位を測定した。コンクリートのひずみを測定するために、図-3に示すように、ひずみゲージを供試体側面のスパン方向、スパン直角方向、および上面に計10枚接着した。また、PC鋼棒の応力状態を検討するため、ひずみゲージを各々のPC鋼棒に250mm間隔で5箇所接着した(図-2)。

荷荷方法は、図-2に示すように、荷荷条件をスパン長1450mm、荷荷点間隔450mmとし、スパン中央で

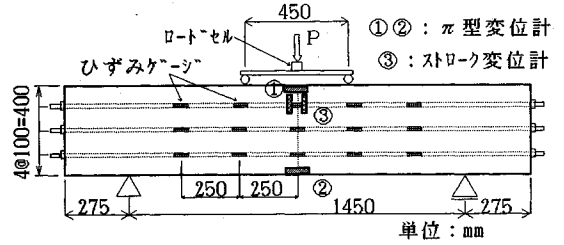


図-2 荷荷方法

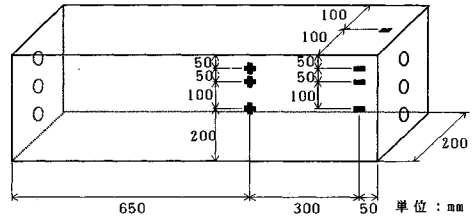


図-3 コンクリートひずみ測定位置

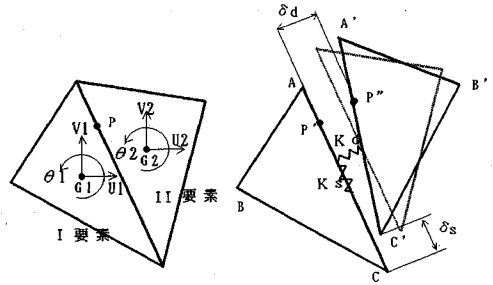


図-4 三角形要素

純曲げとなるように2点荷荷とし、荷重は5kN間隔で増加させた。

3. 解析モデル

(1) 剛性マトリックス

剛体-ばねモデルは、対象物を有限個の三角形の微小要素に分割し、それ自身は剛体であると考え、要素同志をその境界面上に連続的に分布しているばねによって連結させ、ばねの変形によって固体の変化や内力の伝達が行われると仮定したものである⁴⁾。

図-4に示す二つの三角形要素を考えると、要素境界面上の点Pの変形後における相対変位 $\delta = [\delta_d, \delta_s]^T$ は、重心点の変位 $u_i = [u_1, v_1, \theta_1, u_2, v_2, \theta_2]^T$ を用いて、次式で表される。

$$\delta = M \cdot R \cdot Q \cdot u_i = B \cdot u_i \dots \dots \dots (1)$$

$$B = M \cdot R \cdot Q$$

ここに、 M は局所座標系における変位差を与えるマトリックス、 R は座標変換マトリックスおよび Q は剛体変形を表す変換マトリックスである。また、相対変位成分に対応する仮想ひずみ成分 $\epsilon = [\epsilon_d, \gamma_s]^T$ を次式で定

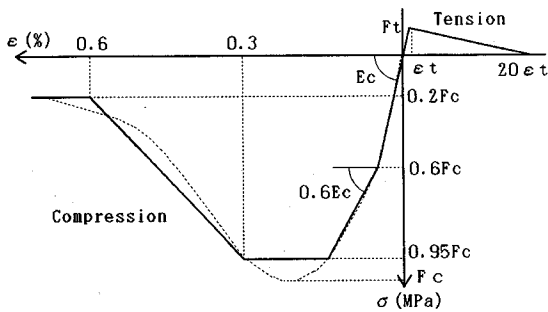


図-5 コンクリートの材料特性

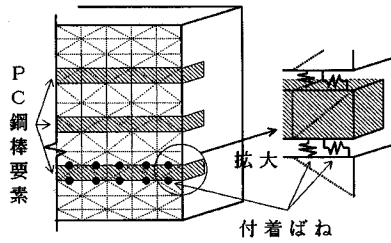


図-6 付着ばねのモデル化

表-2 付着ばね定数

	無処理	グラウト処理
垂直方向ばね	コンクリートの剛性 $E=36.7\text{kN/mm}^2$	コンクリートの剛性 $E=36.7\text{kN/mm}^2$
せん断方向ばね	$K_s=0.0\text{N/mm}^3$	$\tau-s$ 曲線の傾き 初期 $K_s=62.5\text{N/mm}^3$ すべり後 $K_s=8.0\text{N/mm}^3$

義する。

$$\epsilon = \frac{1}{h} \delta \dots\dots\dots (2)$$

ここに、 h は要素の重心点 G_1, G_2 から要素境界面上に下ろした垂線の長さの和である。次に、平面応力場における要素境界辺上の単位面積当りの弾性時の表面力を次式のように仮定する。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_n &= \frac{E}{1-\nu^2} \epsilon_d = \frac{E}{1-\nu^2} \frac{1}{h} \delta_d = K_d \cdot \delta_d \\ \tau_s &= \frac{E}{1+\nu} \gamma_s = \frac{E}{1+\nu} \frac{1}{h} \delta_s = K_s \cdot \delta_s \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3)$$

ここに、 E は弾性係数および ν はポアソン比である。ゆえに、表面力 $\sigma = [\sigma_n, \tau_s]^T$ と相対変位 δ の関係がばね定数 K_d, K_s を用いて次式で表される。

$$\sigma = \begin{bmatrix} K_d & 0 \\ 0 & K_s \end{bmatrix} \delta = D \cdot \delta \dots\dots\dots (4)$$

以上より、変形後に分布ばね系に蓄えられるひずみエネルギーは次式で与えられる。

$$v = \frac{t}{2} \int_0^t \sigma^T \delta ds = \frac{t}{2} u_i^T \int_0^t (B^T D B) ds u_i \dots\dots\dots (5)$$

ここに、 t は要素の厚さおよび l は要素境界辺の長さである。したがって、式(5)にカスチリアノの定理を用いて要素重心点の変位と力の関係を結びつける剛性マトリックス K が求められる。

(2) 材料特性

剛体-ばねモデルは、要素間の境界に存在する分布ばねに材料特性を直接導入することができるが、式(5)の積分においては Gauss の3点数値積分を用いて、複雑な降伏状態を考慮できるようにした。そこで、コンクリートの材料特性として、図-5に示すモデル化を行った。引張特性は、引張強度 F_t に達するまで線形とし、引張強度 F_t に達した場合は、クラックが発生したとしてばねを切断し、その後はテンション・スティフネス効果を考慮し、クラック発生直前までに蓄えられていた応力をクラック面直交方向のひずみの一次減少関数として解放した。また、クラック面でのせん断剛性は、ひび割

れ幅が増加すると急激に低下する傾向にあることが知られているため、せん断ばね K_s にクラック面直交方向のひずみの関数として、Cedolin and Dei Poli の関係式⁸⁾を採用した。一方、圧縮特性は、応力-ひずみ関係を Tri-linear で近似して表した。垂直応力とせん断応力の関係は、Mohr-Coulomb の降伏条件を採用した。また、鉄筋は、完全弾塑性として取り扱った。

(3) 付着を考慮した PC 鋼棒の取扱い

プレストレストコンクリートの解析では、PC 鋼棒および PC 鋼線のような緊張材を直接的に表現した例は少なく⁹⁾、プレストレスの効果のみを外力や初期ひずみとして扱っている。本研究では、PC 鋼棒を鉄筋と同様に剛性を持った要素として直接表現し、応力-ひずみ関係を Bi-linear で近似して材料非線形性を考慮した。

また、PC 鋼棒要素とコンクリート要素を図-6に示すように付着特性を持つばねのみで結合させ、グラウト処理および無処理の構造の違いを評価した。結合させたばねの付着特性は、表-2のようであり、境界面に垂直方向のばね定数 K_d の算定には、グラウト処理および無処理とも式(3)に、コンクリートの弾性係数 $E=36.7\text{ kN/mm}^2$ を使用した。また、せん断ばねは、グラウト処理の場合、図-7に示すように引き抜きによる付着試験の付着応力 τ とすべり量 s の関係を近似して、初期の $K_s=62.5\text{ N/mm}^3$ 、すべり後の $K_s=8.0\text{ N/mm}^3$ とし、無処理の場合、 $K_s=0.0\text{ N/mm}^3$ とした。付着試験は、付着長が PC 鋼棒の直径の4倍になるように、PC 鋼棒を挿入したグラウト円柱供試体(直径10 cm, 高さ10 cm)を作製し、30日間湿潤養生した後に試験を行った。この時の配合および強度は、曲げ実験供試体に用いたグラウトと同じである。

また、プレストレスは、それと等価な圧縮力を集中荷重として部材端の緊張位置のコンクリート要素に与えた。その時点では、PC 鋼棒の剛性を無視して初期応力

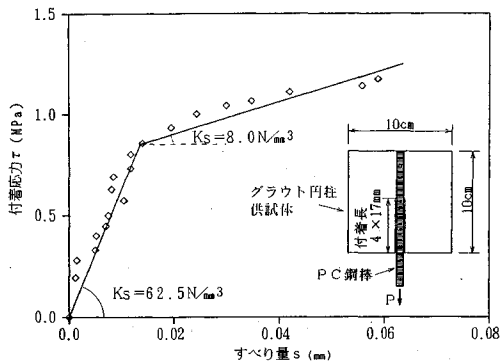


図-7 付着試験結果 (τ-s 曲線)

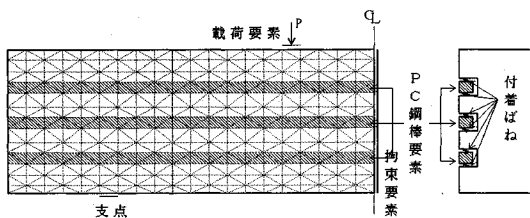


図-8 要素分割図

を求め、緊張時の状態とした。

(4) 接合面でのばねの取扱ひ

部材接合面については、引張に対しては剛性を持たず、圧縮に対しては接合面の凹凸の影響および回転変形の大きさを考慮したばね特性とした。その詳細は、4. (2) で述べる。

4. 実験および解析結果

(1) 要素分割

解析は、対称性を利用して、スパン中央より左半分について図-8の要素分割で行った。また、PC鋼棒は図に示す斜線の要素で表し、拘束要素および荷重要素は三角形要素の代わりに棒要素を用いた。この棒要素は、三角形要素が有している重心点の3自由度 (u, v, θ) を棒要素の中心に存在させたものであり、詳細は文献10) に示されている。本解析の場合は、拘束条件として水平方向変位 u と剛体回転 θ を拘束している。

計算方法は、荷重増分法¹¹⁾により、図-9のフローチャートに沿って行った。この方法は、各荷重増分段階で要素変位は微小であるとして線形計算し、その増分段階で要素境界面のばねの材料特性が変化しなくなるまで繰り返し計算を行い、材料特性が変化しなくなれば、次の荷重増分段階に進み、所定の荷重まで行うものである。各増分段階での繰り返し計算とは、各要素境界面で応力およびひずみ状態の材料特性が変化する増分率 r を求め、増分率 r が最小となった要素境界面のばね定数を変

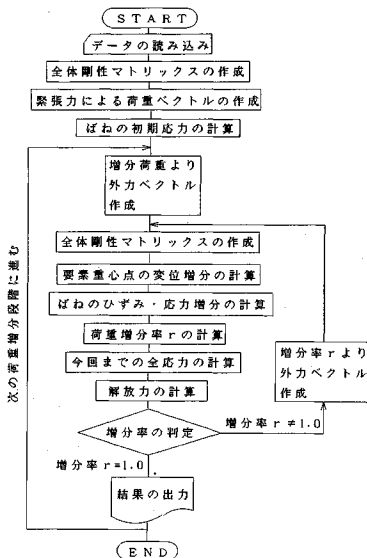


図-9 フローチャート

表-3 解析に用いた材料定数

コンクリート	ヤング係数 (kN/mm ²)	E _c = 36.7
	ポアソン比	ν _c = 0.17
	圧縮強度 (MPa)	F _c = 72.8
鉄筋	引張強度 (MPa)	F _t = 4.3
	ヤング係数 (kN/mm ²)	E _s = 210
	ポアソン比	ν _s = 0.3
P	降伏強度 (MPa)	F _{s,y} = 300
	ヤング係数 (kN/mm ²)	E _p = 200
C	降伏強度 (MPa)	F _{s,y} = 890
	降伏強度 (MPa)	F _{s,y} = 890
付着	τ-s 曲線の傾き (N/mm ³)	K _s = 62.5, 8.0
	付着強度 (MPa)	τ = 1.3

化させて、計算を繰り返すものである。

また、解析に用いた材料定数は材料試験の結果から表-3の値とした。

(2) 解析における接合面のばね定数の検討

部材接合面のばね特性は、前述したように接合面の凹凸の影響および回転変形の大きさを考慮する必要があると思われる。そこで、ばね定数を変化させて上記の解析を行い、実験値と比較し、圧縮に対してのばね定数を同定することを試みた。圧縮に対するばね定数ということで、その値に最も影響がある部材接合面上縁のはり軸方向に取り付けたπ型変位計 (標点間 50 mm) のひずみ量を対象に局所的な比較を行い、さらにスパン中央の鉛直変位および接合面下縁の開き幅等の部材全体の挙動と部材耐力の状況も検討し、最適なばね定数を決定した。

図-10は、供試体G1の接合面上縁ひずみと荷重の関係について、実験値と解析結果を示している。ただし、実験の上縁ひずみとはπ型変位計の縮み量を標点間距離で除して換算した値である。解析では、ばね定数として式(3)の弾性係数Eに、

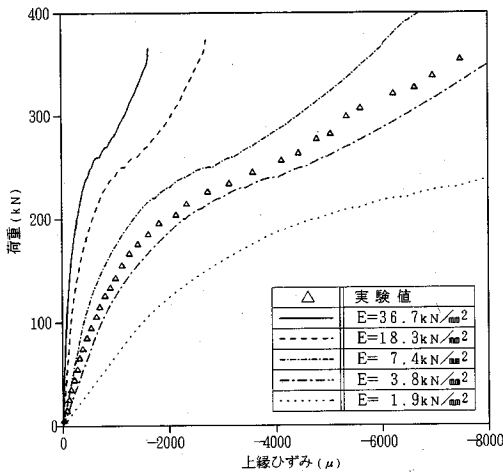


図-10 荷重-上縁ひずみ関係 (供試体 G1)

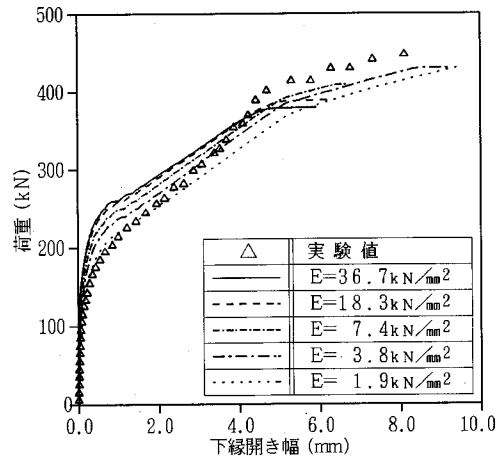


図-12 荷重-下縁開き幅関係 (供試体 G1)

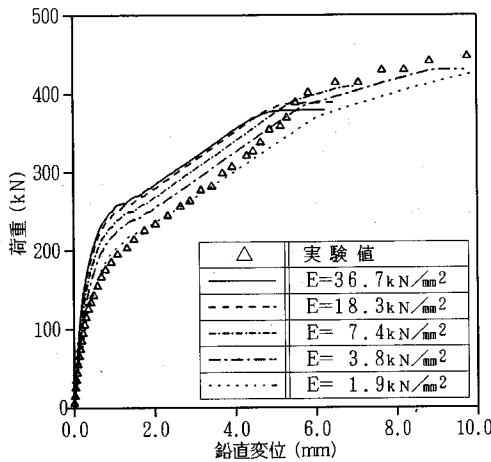


図-11 荷重-鉛直変位関係 (供試体 G1)

表-4 接合面のばね定数算定のための E

供試体名	F1, G1	F2, G2	F3, G3	F4, G4
弾性係数 E (kN/mm ²)	3.8	1.9	2.6	0.9

による変位量である。解析結果は、図-10と同様の5種類のばね定数について示した。両図より変形挙動および最大耐力とも弾性係数 $E=3.8 \text{ kN/mm}^2$ の解析結果が、実験値と最も良い対応を示すと言える。なお、鉛直変位および下縁開き幅は上縁ひずみのように接合部のばね定数だけが直接影響するものではないため、弾性係数 E による差は比較的小さい。しかし、弾性係数 E にコンクリートの弾性係数に近い値を用いた場合には、接合面上縁部が点接触の状態となりコンクリートの圧壊のため耐力が低く解析されている。以上より、接合面のばね定数について接合面の凹凸の影響および回転変形の大きさを考慮するためにはコンクリートの弾性係数よりもかなり小さい値を用いる必要性があり、今回の解析では供試体 G1 の接合面に対して、弾性係数 $E=3.8 \text{ kN/mm}^2$ を用いる。他の供試体の接合面についても同様にしてばね定数を決定した値を表-4に示す。ただし、今回は、ばね定数を線形としていることや PC 鋼棒の本数により異なったばね定数としているが、今後、一般性をもったばね定数の評価方法を検討する必要がある。

(3) 実験および解析結果の比較と考察

a) 鉛直変位, 接合面下縁の開き幅, 曲げ耐力

図-13 (a), (b) および図-14 (a), (b) は、それぞれスパン中央の鉛直変位および接合面下縁の開き幅と荷重の関係について、各供試体の実験値と解析結果を示している。ただし、図-14における開き幅は、部材接合面下縁のはり軸方向に取り付けた π 型変位計 (標点間 100 mm) による変位量である。また、各供試体に

- ① コンクリートの弾性係数 $E=36.7 \text{ kN/mm}^2$ およびその 1/2, 1/5, 1/20 の値,

- ② 接合面下縁が開くまで全断面有効として求めた上縁曲げ応力の理論値と実験の上縁ひずみの関係から求めた弾性係数 $E=3.8 \text{ kN/mm}^2$

を用いた5種類について検討した。なお上記②の $E=3.8 \text{ kN/mm}^2$ は、コンクリートの弾性係数のおよそ 1/10 である。弾性係数 $E=3.8 \text{ kN/mm}^2$ は荷重が低い状態のデータに基づいて算定しているものの、それによる解析結果は実験値と良く一致しており、他の弾性係数ではかなりの差異がみられる。

また、図-11 および図-12 は、それぞれスパン中央の鉛直変位および接合面下縁の開き幅と荷重の関係について、供試体 G1 の実験値と解析結果を示している。ただし、図-12における開き幅は、部材接合面下縁のはり軸方向に取り付けた π 型変位計 (標点間 100 mm)

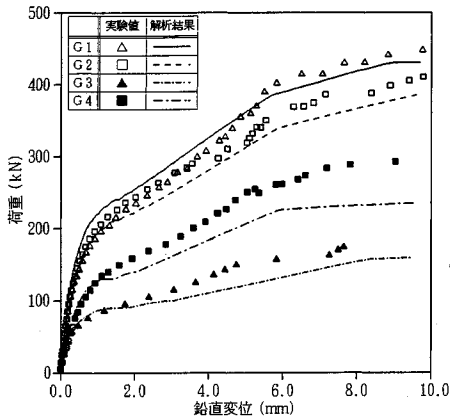


図-13 (a) 荷重-鉛直変位関係 (グラウト処理)

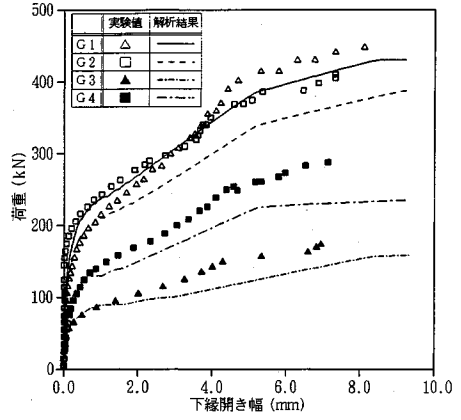


図-14 (a) 荷重-下縁開き幅関係 (グラウト処理)

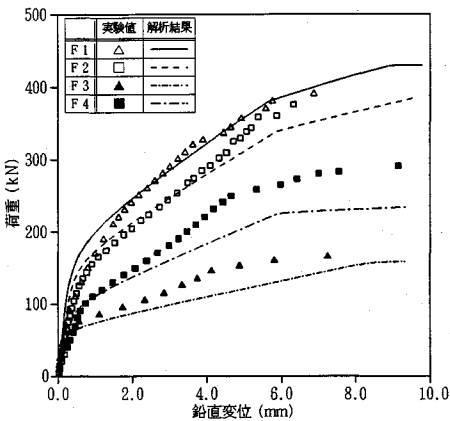


図-13 (b) 荷重-鉛直変位関係 (無処理)

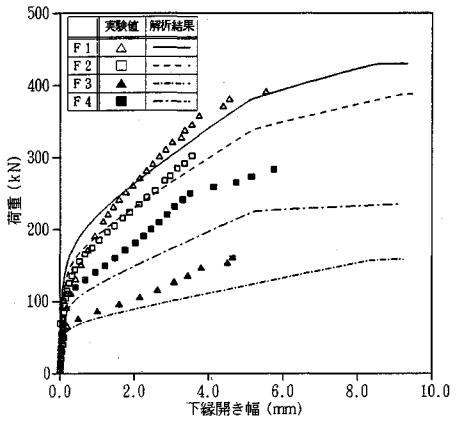


図-14 (b) 荷重-下縁開き幅関係 (無処理)

表-5 開口時の算定荷重

供試体名	F1, G1	F2, G2	F3, G3	F4, G4
算定荷重 (kN)	80.0	93.3	26.7	66.7

表-6 最大耐力

供試体	実験値 (kN)	解析値 (kN)	実験値	計算値	実験値	
			解析値	(kN)	計算値	
グラウト	G 1	447	430	1.04	442	1.01
	G 2	413	389	1.06	402	1.03
	G 3	178	159	1.12	166	1.07
	G 4	299	240	1.25	253	1.19
無処理	F 1	390	429	0.91		
	F 2	384	387	0.99		
	F 3	174	157	1.11		
	F 4	292	237	1.23		

ついてPC 鋼棒による緊張応力と載荷による曲げ応力の和が接合部下縁でゼロになる荷重の理論値を表-5に示す。少なくとも表-5の荷重までは一体化したはりとしての曲げ挙動を期待することができ、図-13(a), (b) および図-14(a), (b)の実験点および解析値はほぼ直線になっている。荷重がある程度大きくなるとその勾配は変化し、鉛直変位および開き幅が大きくなっているが、解析値はPC 鋼棒の緊張方法によって異なった実験の傾向をほぼとらえている。また、勾配が大きく変化する前後では、PC 鋼棒とシース孔の間のグラウト処理の有無による変形量の差異が見られ、グラウト処理の実験点が無処理の実験点の変形量より小さい傾向を示し、グラウトによる効果が現れている。解析でも同様の傾向を示している。なお、グラウト処理の場合には付着ばね

の剛性を、図-7のようにBi-linearで近似しているため、勾配が大きく変化する直後で曲線が滑らかになっていない。このことは、4.(3).b)で述べるPC 鋼棒のひずみ分布(図-15)よりわかるように、供試体G1の場合荷重が200 kNから250 kNに増加する間にグラウトの付着がなくなるためである。

また、最大耐力の比較を表-6に示す。表-6に示す計算値とは、プレレストコンクリート構造の曲げ破壊モーメントの算定において通常行われているように、

① 平面保持が成立し、PC 鋼棒のひずみは、同じ位

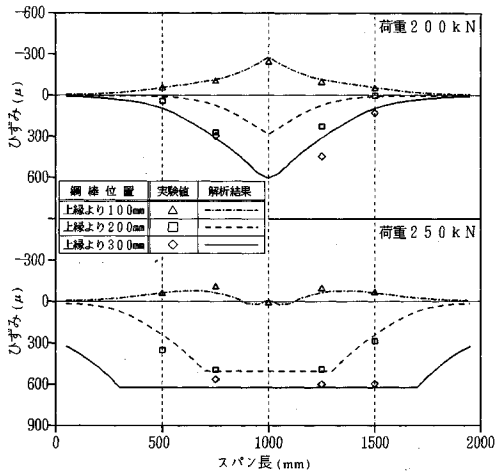


図-15 (a) PC 鋼棒ひずみ分布 (グラウト処理)

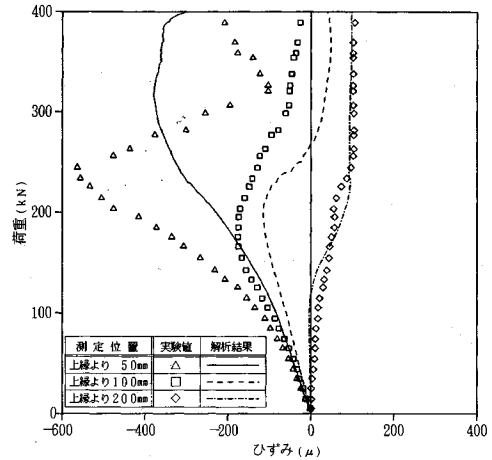


図-16 (a) 荷重-コンクリートひずみ関係 (接合面より50mm離れた位置)

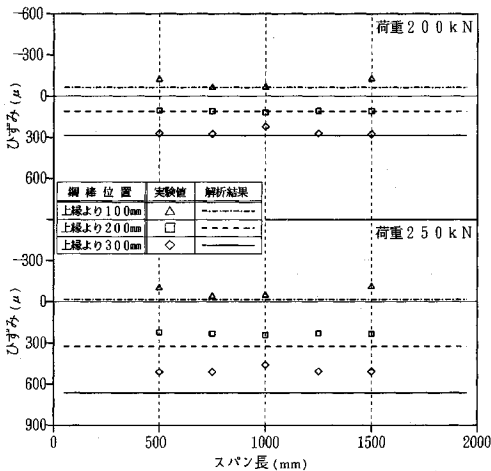


図-15 (b) PC 鋼棒ひずみ分布 (無処理)

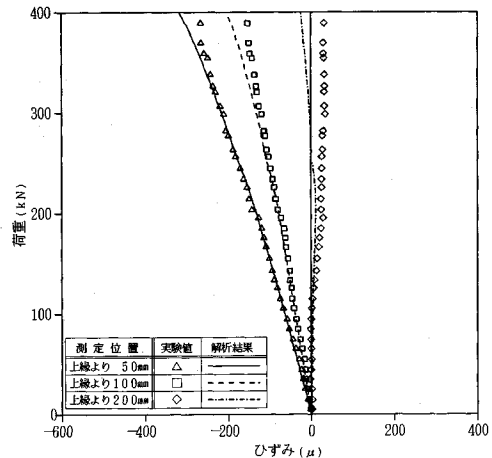


図-16 (b) 荷重-コンクリートひずみ関係 (接合面より350mm離れた位置)

置のコンクリートひずみに等しい,

- ② 圧縮縁コンクリートひずみを0.35%とする,
- ③ コンクリートの最大圧縮応力度は $0.85 F_c$ (= 61.9 MPa)とする,
- ④ PC 鋼棒の最大引張強度は $0.93 F_p$ (= 1030 MPa)とする,

として求めた最大耐力である¹²⁾.

解析では、最大耐力が実験値および計算値より低い傾向を示している。これは、接合面の開きが大きくなって接合面上縁側のコンクリートには部分的に圧縮力が、PC 鋼棒には引張力が集中することになると、解析による開き幅およびPC 鋼棒のひずみが実験値より大きくなり、PC 鋼棒が降伏し、それともない剛性が低下するためであり、このことはPC 鋼棒1本締め供試体(F 3, G 3およびF 4, G 4)の実験との最大耐力の差が顕

著に現れることより理解される。今後、解析精度の向上が必要であるが、剛体-ばねモデルは材料ならびに構造非線形性を有する場合に有効な解析法であると言える。また、グラウト処理の有無により最大耐力を比較すると、実験値の場合はグラウト処理の方が2~15%ほど高く、解析値の場合はほとんど差はなかった。耐力差15%を示した実験値はあるが、全体的には最大耐力の違いがほとんど見られないことから、最大耐力に対するグラウトの付着効果はないと考えられる。なお、付着効果はPC 鋼材の長さ、形状およびグラウトの付着強度に大きく影響されることから、今後それらの影響について検討する必要がある。

b) PC 鋼棒のひずみ分布

グラウト処理の有無によるPC 鋼棒のひずみ分布の違いを供試体G 1およびF 1についてそれぞれ図-15

(a), (b) に示す。図中の記号 (Δ , \square , \diamond) は実験値を、一点鎖線、破線および実線は解析値を表している。グラウト処理を行った供試体 G 1 では、荷重が 200 kN まで PC 鋼棒とグラウトの付着効果を期待できるので、鋼棒のひずみ分布は曲げモーメント分布にほぼ一致している。さらに荷重が大きくなり 250 kN になると、曲げ応力の大きなスパン中央から付着が切れるため、徐々にグラウト処理をしていない供試体 F 1 と同様なひずみ分布になっている。すなわち鋼棒とコンクリートの付着がない供試体 F 1 では、鋼棒位置におけるはり全長の繊維伸び量が鋼棒ひずみとして一様に載荷当初から生じている。このような鋼棒ひずみの進展状況を、解析では精度良くとらえている。グラウト処理の場合には、PC 鋼棒とグラウトの引き抜き試験から得られた付着特性を用いれば、付着の破断状態による PC 鋼棒のひずみ量の変化を表現でき、無処理の場合には PC 鋼棒の均等な伸びを表すことができた。付着ばねは、剛体-ばねモデルに容易に取り入れることができ、鋼棒とコンクリートの付着のモデル化に適用できることがわかった。

c) コンクリートのひずみ

図-16 (a), (b) は、接合面より 50 mm 離れた位置および 350 mm 離れた位置のスパン方向のコンクリートひずみと荷重の関係について、供試体 G 1 の実験値と解析結果を示している。図-16 (a) より接合面から 50 mm 離れた位置での解析結果は、部材接合面下縁が開くことによって、中立軸が上縁に近くなっていき、圧縮ひずみが引張ひずみに変化する実験の傾向を良くとらえているが、上縁より 50 mm のひずみの複雑な変化はとらえきれていない。このことは、4. (3). a) で記述したように接合面の開きが大きくなって接合面上縁側のコンクリートに部分的に圧縮力が集中する場合の解析精度の向上が必要である。また図-16 (b) より接合面から 350 mm 離れた位置での解析結果は、実験値と良く一致している。

5. 結 論

本研究では、プレキャスト PC 部材接合部の曲げ挙動解析に剛体-ばねモデルを適用するために、PC 鋼棒の材料非線形要素としてのモデル化および PC 鋼棒とコンクリートの付着特性の導入を考慮したモデル化を行い、その妥当性を検討するために行った実験値との比較から、以下のような知見を得ることができた。

(1) 剛体-ばねモデルの適用により、プレキャスト PC 部材の一体化した状態から、部材接合面下縁の開口にともなう非線形曲げ挙動を解析的にかなりの精度で推定できることが明らかになり、この解析法の妥当性が認められた。本解析法は、この種の構造の有効な一解析法であると考えられる。

(2) 接合面にモルタル処理を施さない場合には、接合面の凹凸の影響および回転変形があるために、接合面のばね定数の算定にはコンクリートの弾性係数の 1/10 以下を用いることが望ましい。しかし、モルタル処理を施した接合面のばね定数の評価については今後実験も含めて検討する必要がある。

(3) 付着試験から得られた付着特性をせん断ばね定数として取り入れる簡単な付着のモデル化により、PC 鋼棒のひずみ量を定量的に解析でき、グラウト処理の場合は付着の破断にともなう PC 鋼棒のひずみの変化を、無処理の場合には PC 鋼棒の均等な伸びを表現することができた。また、グラウトによる付着作用は、その付着が十分であれば、鉛直変位および下縁開き幅などの変形量が小さい傾向を示したが、最大耐力では付着の効果はみられなかった。

なお、本実験供試体のように、構造ならびに荷重状態が簡単な場合の最大耐力は、表-6 に示したように、従来から行われているプレストレストコンクリートの曲げ破壊モーメントの算定法 (切断法) によっても可能である。しかし、構造ならびに荷重状態が複雑な場合も含めて耐力と変形を明らかにすることが今後必要になると思われる。本解析法により定量的に評価できると考えられる。

参 考 文 献

- 1) 吉田博・梶谷浩・右城猛・柴田健次：落石覆工の設計の現状と合理的設計へのアプローチ，土木学会論文集，No. 421，pp. 213～222，1990. 9.
- 2) 小林和夫：モルタル目地を用いた PC 接合桁の破壊耐力と変形に関する考察，土木学会論文報告集，No. 259，pp. 111～121，1977. 3.
- 3) 梅原秀哲・田辺忠顕・吉田弥智：鋼材の付着状態を考慮した PC ラーメンの履歴挙動に関する研究，土木学会論文集，No. 396，pp. 89～98，1988. 8.
- 4) Kawai, T. : New Element Models in Discrete Structural Analysis, 日本造船学会論文集，No. 141，pp. 174～180，1977. 5.
- 5) 川井忠彦ほか：鉄筋コンクリート構造物の離散化極限解析 (その 1)，生産研究，38 巻 4 号，pp. 181～184，1986. 4.
- 6) 川井忠彦ほか：鉄筋コンクリート構造物の離散化極限解析 (その 2)，生産研究，38 巻 5 号，pp. 208～211，1986. 5.
- 7) 園田恵一郎・鬼頭宏明・奥谷知明：剛体ばね要素法の合成はりの極限解析に対する適用性について，構造工学における数値解析法シンポジウム論文集，12 巻，pp. 85～90，1988. 7.
- 8) Cedolin, L. and Dei Poli, S. : Finite Element Non-linear Plane Stress Analysis of Reinforced Concrete, Studi e Rendiconti, Construzioni in Cement Armato, Vol. 13, Politecnico di Milano, pp. 3～33, 1976.
- 9) 池田尚治・南雲広幸：RC および PC 構造物への有限要素法の合理的適用法に関する研究，土木学会論文集，No. 414，pp. 137～143，1990. 2.
- 10) 川井忠彦・竹内則雄：離散化極限解析プログラミング，

培風館, pp. 19~23, 1990. 6.

- 11) 竹内則雄・川井忠彦：すべり・接触・引張破壊を考慮した離散化極限解析法について，構造工学における数値解析法シンポジウム論文集，12巻，pp. 311~316, 1988. 7.

- 12) 土木学会：コンクリート標準示方書（昭和 61 年制定），土木学会，1986. 10.

(1991. 2. 8 受付)

ANALYSIS OF ASSEMBLED PRECAST PRESTRESSED CONCRETE MEMBERS BY RIGID BODY SPRING MODEL

Michihiro TOMIDA, Kouji MAEGAWA and Yasuo KAJIKAWA

An assembled structure, for instance precast concrete slab or precast rock-shed roof which is made of several precast concrete members laterally tightened by prestressing steel tendons can not be regarded as a perfectly continuous structure. The reason is that such a structure acts as if the precast members were connected through the spring corresponding to prestressing steel tendons after the maximum normal stress becomes zero at the tip of contact surface between precast members. This paper presents the experimental and analytical results on the static behavior of the above-mentioned structure, for which a beam made of two precast concrete members longitudinally tightened by the prestressing is substituted. To obtain the analytical results the rigid body spring model which is suitable for non-linear problem is applied.
