

# プレキャストコンクリート連続合成ばりの 力学的挙動に関する研究

A RESEARCH ON THE MECHANICAL BEHAVIOR OF COMPOSITE  
CONTINUOUS BEAMS COMPOSED OF PRECAST-AND  
SITU-CAST CONCRETE MEMBERS

大 浜 文 彦\*・小 林 和 夫\*\*  
By Fumihiko Ohama and Kazuo Kobayashi

## 1. ま え が き

本研究はプレキャスト桁の架設後現場でコンクリートを打ち継ぐ合成桁のうち、連続合成桁を対象としたものである。

連続合成桁では負モーメントに抵抗させる方法が問題で、種々の抵抗法が試みられている。それらのうち、ここではプレキャスト桁を多スパンにわたって単純支承の桁として架設し、“負鉄筋”を配置した後に(場合によ

って中間支点部の鉛直打継面での正鉄筋として、あらかじめプレキャスト桁の端部から延長された接合用鉄筋どうしを銲接またはフック定着する)、床版部を打継いで連続合成桁とする方法を検討した。この方法はRC断面として負モーメントに抵抗させるもので、文献1)、2)、3)等に報告されている方法である。

この種の連続桁では、第1に水平打継面のほかに中間支点部に鉛直打継面も有すること、第2に乾燥収縮やクリープひずみが新旧コンクリート間で拘束し合うために拘束応力とそり変形が生ずるが、後者はさらに中間支点

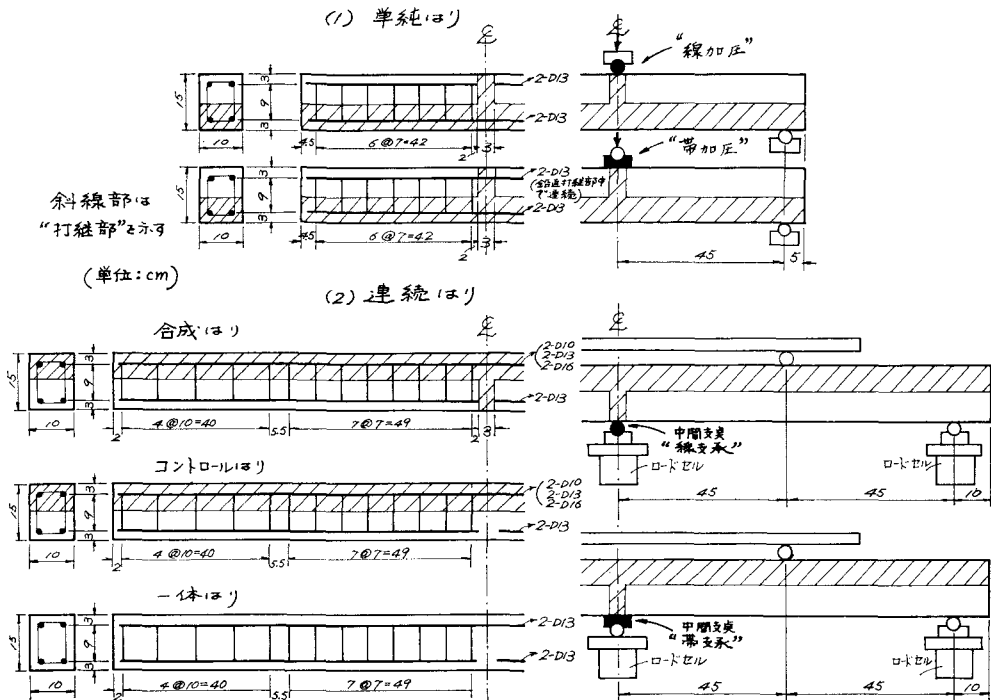


図-1 供試体の断面と試験方法

\* 正会員 工博 岐阜大学教授 工学部土木工学科  
\*\* 正会員 工修 岐阜大学講師 工学部土木工学科

の拘束を受けてこの部で2次的に不静定モーメントが発生する。

そこで、まず載荷試験の結果から打継面の存在がたわみ、スパン上のモーメントの分布、破壊強さなどにおよぼす影響を検討し、次に上記の原因による不静定モーメントについて若干考察した結果を述べる。

## 2. 載荷試験の概要

### (1) 供試体の種類

各供試体の断面を図-1、種類を表-1に示す。なお、ここでは中間支点部に負モーメントが作用する場合のみ

を取扱ったので、図-1(2)のようにプレキャスト部主鉄筋(正鉄筋)の長さは鉛直打継面の前面までとした(前述の接合鉄筋は無)。鉛直打継面のない連続桁の正鉄筋もそれと同一とした。

連続合成桁に対する実験因子は以下のとおりである。

- 1) プレキャスト部断面の高さ：合成断面の全高さ15cmに対して  $h=7\text{cm}$  と  $h=9\text{cm}$  の2種類。
- 2) 負鉄筋量：プレキャスト部の正鉄筋量(2-D13)以下、同量および以上に対応するものとして2-D10、2-D13、2-D16の3種類。
- 3) 打継ぎコンクリート：配合強度  $400\text{kg/cm}^2$  と  $200\text{kg/cm}^2$  の2種類。
- 4) 中間支点部の支承方法：図-1(2)のように  $\phi 3$

表-1 供試体の種類

#### (1) 単純ばり

供試体の種類	引張鉄筋(打継部)状	鉛直打継面の態	プレキャストの断面高さ(cm)	加圧方法	コンクリートの配合強度		はりの載荷試験時のコンクリートの性質 ( $\text{kg/cm}^2$ )						
					プレキャスト部 ( $\text{kg/cm}^2$ )	打継部 ( $\text{kg/cm}^2$ )	プレキャスト部			打継部			
							圧縮強度	引張強度	弾性係数 $\times 10^5$	圧縮強度	引張強度	弾性係数 $\times 10^5$	
SC-1	2-D13	レイタンス除去のみ	7	(線加圧帯加圧)各2本ずつ	400	400	線加圧 423 帯加圧 454	46 46	3.02 2.77	448	42	2.92	
SC-2	"	2-D13 貫通	"		"	"	線加圧 400 帯加圧 454	41 41	3.09 2.95	517	34	3.20	
SC-3	"	エポキシ塗布	"		"	"	"	487	37	2.84	474	36	3.20
SC-4	"	レイタンス除去のみ	9		"	"	"	487	37	2.84	474	36	3.20
SC-5	"	2-D13 貫通	"		"	"	線加圧 400 帯加圧 531	41 37	3.09 2.99	線加圧 517 帯加圧 474	34 35	3.20 3.20	
SC-6	"	エポキシ塗布	"		"	"	線加圧 531 帯加圧 400	37 41	2.99 3.09	線加圧 474 帯加圧 517	35 34	3.20 3.20	

#### (2) 連続ばり

供試体の種類	主鉄筋量		プレキャストの断面高さ(cm)	中間支点の支承方法	コンクリートの配合強度		はりの載荷試験時のコンクリートの性質 ( $\text{kg/cm}^2$ )						
	正鉄筋(プレキャスト部)	負鉄筋(打継部)			プレキャスト部 ( $\text{kg/cm}^2$ )	打継部 ( $\text{kg/cm}^2$ )	プレキャスト部			打継部			
							圧縮	引張	弾性係数 $\times 10^5$	圧縮	引張	弾性係数 $\times 10^5$	
合成ばり	CC-1	2-D13	2-D10	7	(線支承帯支承)各2本ずつ	400	400	456	38	3.07	433	38	3.02
	CC-2	"	"	9		"	"	456	38	3.07	433	38	3.02
	CC-3	"	2-D13	7		"	"	489	37	2.87	433	38	3.02
	CC-4	"	"	9		"	"	450	35	3.12	420	34	2.66
	CC-5	"	2-D16	7		"	"	450	35	3.12	420	34	2.66
	CC-6	"	"	9		"	"	450	35	3.12	387	33	3.01
合成ばり	CC-7	"	2-D10	7	(線支承帯支承)	"	200	433	34	2.52	120	13	1.81
	CC-8	"	2-D13	7	"	"	433	34	2.52	120	13	1.81	
	CC-9	"	2-D16	7	各1本ずつ	"	"	433	34	2.52	120	13	1.81
コントロールばり	CR-1	"	2-D10	7	(線支承帯支承)各1本ずつ	"	400	461	34	3.32	308	27	2.53
	CR-2	"	"	9		"	"	389	29	3.28	349	30	2.74
	CR-3	"	2-D13	7		"	"	461	34	3.32	308	27	2.53
	CR-4	"	"	9		"	"	445	32	3.04	395	27	2.53
	CR-5	"	2-D16	7		"	"	445	32	3.04	395	27	2.53
	CR-6	"	"	9		"	"	389	29	3.28	349	30	2.74
一体	CM-1	"	2-D13	—	線帯支承各1本ずつ	400	—	433	38	2.52	—	—	—

ただし、1) 圧縮強度： $10\phi 20\text{cm}$  供試体から求めたもの  
 引張強度： $10\phi 20\text{cm}$  供試体の割裂試験から求めたもの  
 弾性係数： $10\phi 20\text{cm}$  供試体で圧縮強度の1/3点の割裂係数

2) 単純ばり：いずれもスパンの中央に鉛直打継面を有す  
 連続ばり：
 

- 合成ばり：水平打継面と鉛直打継面を有す
- コントロールばり：水平打継面のみを有す
- 一体ばり：打継面の全くないもの

cm の鋼鉄製ローラで鉛直打継部のみを直接支持した場合（線支承）と幅×奥行×厚さ=5×10×3 cm の鋼鉄製板で鉛直打継部とプレキャスト部下面を同時に支持した場合（帯支承）の2種類。

なお、いずれも鉛直打継部の幅は3 cm、プレキャスト部の配合強度は400 kg/cm<sup>2</sup>、プレキャスト部の主鉄筋は2-D 13 とした。

以上の連続合成ばりと同時に、鉛直打継面の影響を検討するためにほかの条件は同一であるが中間支定点に鉛直打継面を有しない連続コントロールばり（水平打継面のみを有す）と打継面を全く有しない連続一体ばりも作製した。

一方、連続合成ばりの鉛直打継部に相当する部分を取出した単純合成ばりも作製した。単純ばりの鉛直打継面の処理は、1) 連続合成ばりの場合と同様にワイヤブラシで目粗しを施しただけのもの、2) 1) の上に新旧コンクリート接着用樹脂を塗布したもの、3) 左右のプレキャスト部の主鉄筋（2-D 13）が鉛直打継部内を通じて連続し、1) の処理も行なったものの3種類とした。

(2) 供試体の作成

a) 使用材料と示方配合

- セメント：プレキャスト部、打継部ともに住友セメント社製の普通ポルトランドセメント
- 骨材：長良川産の川砂 (F.M. 2.95)、木曾川産の玉砕石 (F.M. 6.12, 最大寸法 15 mm)
- 主鉄筋：川崎製鉄社製の異形鉄筋 D 10, D 13, D 16 (SD 30)
- スターラップ（水平打継面に対するシアコネクター筋としても作用）：川崎製鉄社製の普通丸鋼 φ6 (SR 30)

なお、一部の単純合成ばりで鉛直打継面の接着に用いた新旧コンクリートの打継ぎ用樹脂はエポキシ（可使時間：50分（23°C）、粘度：17000 cps）である。

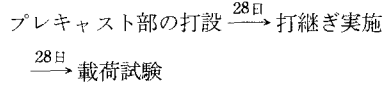
表-2 に配合強度 400 kg/cm<sup>2</sup> と 200 kg/cm<sup>2</sup> の示方配合を示す。

b) 供試体の作製

プレキャスト部は型わくの所定位置に主鉄筋とスターラップ（シアコネクター筋）を配置した後にコンクリートを打込み振動数 7000 cpm の型わくバイブレーターで

十分締め、打込後1日で脱型した後、打継ぎを実施するまで27日間ぬれむしろで湿潤養生を行なった。コンクリートの打継ぎはプレキャスト部を所定の型わくに入れ、“負鉄筋”を配置した後に実施した。コンクリートの打込みと養生方法はプレキャスト部と同様とした。

供試体の作製から載荷試験までは次のとおりである。



なお、プレキャスト部の水平打継面と鉛直打継面は脱型と同時にワイヤブラシと水洗にてレイタンス層を除去し目粗しを行なった。また、単純合成ばりのうち鉛直打継面に樹脂を塗布したものは約 20°C の室温のもので厚さ約 1 mm 程度にはけ塗り、塗布後約 30 分で打継ぎを完了した。

合成ばりの供試体と併行して10φ20 cm シリンダーを6本作製し、3本を圧縮強度と圧縮強度の1/3点における割線弾性係数の測定に、残り3本を割裂試験用に供した。

(3) 載荷試験

単純ばりは図-1 (1) のようにスパンを 90 cm とし、その中央に線荷重（φ3 cm の鋼鉄製ローラーで加圧）または帯荷重（幅×奥行×厚さ=5×10×3 cm の鋼鉄製板で加圧）を加え、スパン中央のたわみとその位置の鉛直打継部を含む 20 cm 区間の平均軸方向ひずみを測定した。

一方、連続ばりは図-1 (2) のようにスパンを 90 cm ×2 とし、各スパンの中央に線荷重を加えた。なお、線荷重と両端支承は φ3 cm の鋼鉄製ローラーとし、中間支承は 2. (1) で述べた2種類とした。荷重階は曲げひびわれの発生までは0.25 t 刻み、以後0.5 t 刻みとして左右スパンの中央のたわみおよび3支点的支点反力を測定した。

以上の測定に使用した計器は次のとおりである。

- たわみ：ダイヤルゲージ（最小目盛 1/100 mm）
- 軸方向ひずみ：ホイットモアーひずみ計（検長 20 cm）
- 支点反力：ロードセル（容量 20 t）

表-2 コンクリートの示方配合

コンクリートの配合強度 (kg/cm <sup>2</sup> )	粗骨材の最大寸法 (mm)	スパン (cm)	水セメント比 (W/C) (%)	細骨材率 (S/a) (%)	単 位 量 (kg/m <sup>3</sup> )				
					水 (W)	セメント (C)	細骨材 (S)	粗骨材 (G)	混和剤 (チューボール)
400	15	5±1	43.3	47.5	204	470	846	934	C×0.04%
200	15	5±1	66.0	50.0	166	253	1104	1108	C×0.04%

3. 載荷試験の結果と考察

(1) 試験の結果

図-2 に幅 3 cm の鉛直打継部を含む 20 cm 区間の平均曲げ剛性とモーメントの関係の一例を示す。曲げ剛性 ( $K$ ) は単純ばりのひずみ測定値から、

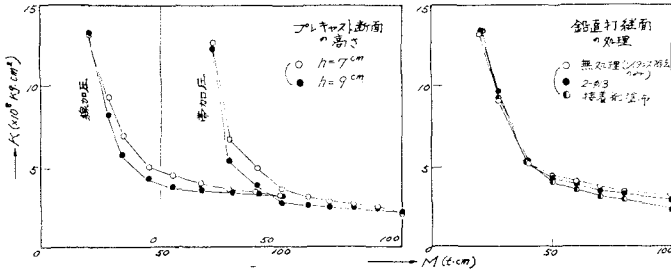


図-2 曲げモーメント ( $M$ ) ~ 曲げ剛性 ( $K$ )

として求めた。ただし、

$\epsilon_1, \epsilon_2$ : 合成断面の上縁から 2 cm 下方, 下縁から 2 cm 上方位置での鉛直打継部を含む 20 cm 区間の平均軸方向ひずみ

$h$ :  $\epsilon_1$  と  $\epsilon_2$  測定間の垂直距離 (本試験では 11 cm)

$\varphi$ : 上記の 20 cm 区間の平均回転角ひずみ

$$(\epsilon_1 + \epsilon_2) / h$$

$M$ : 鉛直打継部中央 (スパン中央) の曲げモーメント

図-3, 4 に単純ばりと連続ばりのスパン中央のたわみ, 図-5 に支点反力の測定値から求めた中間支点モーメントを示す。

ただし, 図-4 と図-5 に示す連続ばりのたわみと中間支点モーメントの計算値は, 小柳ら<sup>3)</sup>に準じた次の方法による。

まず, 曲げモーメント ( $M$ ) と曲げ剛性

( $K$ ) の関係として,  $K$  は曲げひびわれ発生以前では全断面を有効とし, 以後から曲げ破壊に至るまでは 2 次放物線状に低下するとして一体断面に対する坂博士ら<sup>3)</sup>の提案式を用いた。なお, 合成断面では既報<sup>3)</sup>のように新旧コンクリートの弾性係数の相違も考えた。

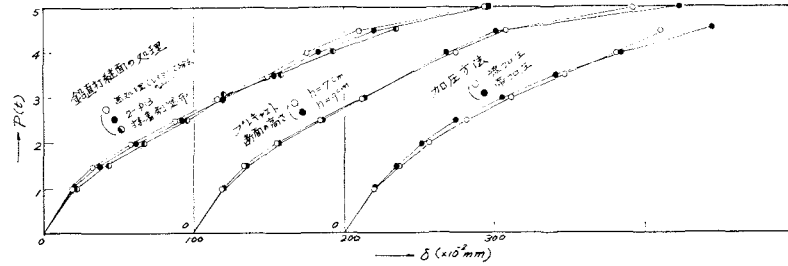


図-3 単純ばりの荷重 ( $P$ ) ~ たわみ ( $\delta$ )

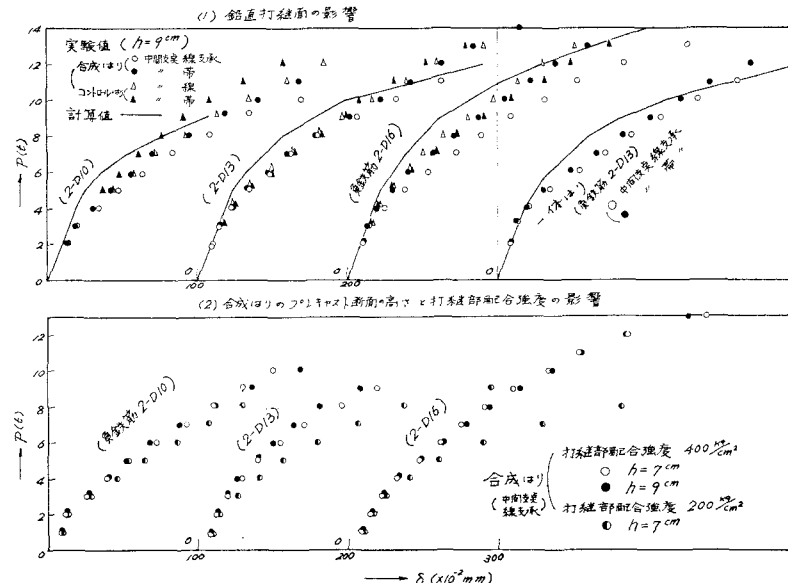
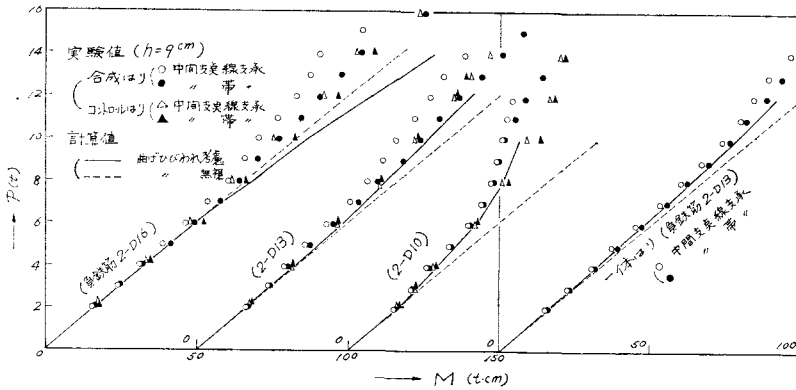


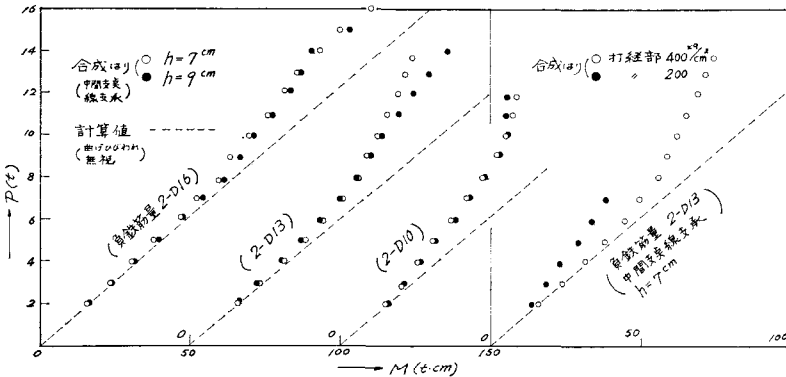
図-4 連続ばりの荷重 ( $P$ ) ~ たわみ ( $\delta$ )

次に, 中間支点を切断した静定基本系に対して, スパンを 20 等分し, 上記の  $M \sim K$  関係を考慮して弾性荷重法から与えられた荷重に対して中間支점에서左右スパンのたわみ角が連続するような中間支点モーメントをくり返し計算で求めた。さらに, このようにしてスパンの曲げモーメント分布を決めた後, たわみは再度弾性荷重法を用いて求めた。計算は載荷点または中間支点モーメントのいずれかが式 (1) の極限モーメントに達する荷重階まで行なった。

なお, ここでは弾性荷重法としてニューマーク法<sup>3)</sup>を使用した。



(1) 鉛直打継面の影響



(2) 合成ばりのプレキャスト断面の高さと打継部配合強度の影響

図-5 連続ばりの荷重 (P)~中間支点モーメント (M)

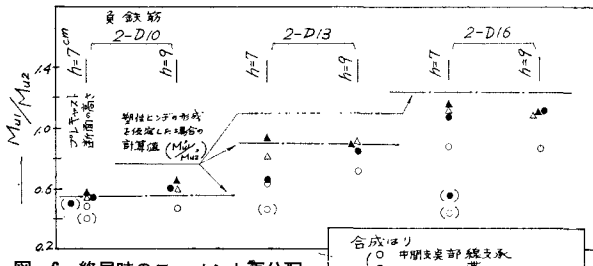


図-6 終局時のモーメント再分配

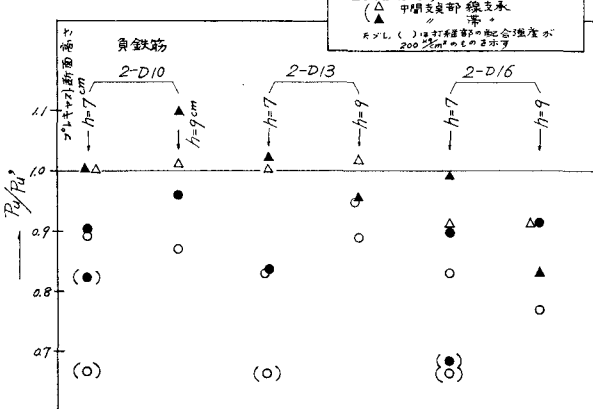


図-7 終局耐力

これと同時に図-5には曲げひびわれを全く考えない場合の3連モーメント式による計算値も併記した。

一方、表-3に単純ばりの破壊強さを、図-6と図-7に連続ばりの終局時のモーメントの再分配と破壊強さを示す。

表-3に示す破壊モーメントの実験値  $M_u$  は実視により破壊断面（コンクリートの圧潰位置）を線荷重では載荷点、帯荷重では加圧板の端部（加圧板の外側で圧潰）とした。ただし、計算値  $M_u'$  は次式<sup>7)</sup>から求めた。記号は文献7)のとおりである。

$$M_u' = b \cdot n \cdot \sigma_B \left( d - \frac{n}{2} \right) + k_c a_c \sigma_y' (d - d_c) \dots \dots \dots (1)$$

図-6の終局時のモーメント再分配を示す計算値は、中間支点と載荷点モーメントがそれぞれ式(1)から求まる

曲げ破壊モーメントに達して塑性ヒンジができたと仮定したときの前者の後者に対する比である。

また、図-7に示す破壊荷重の計算値  $P_u'$  (実験値  $P_u$ ) は曲げ破壊を仮定して次式から求めたものである。

$$P_u' = (8 M_{u1} + 4 M_{u2}) / l \dots \dots \dots (2)$$

ただし、 $M_{u1}$ ,  $M_{u2}$ : 載荷点と中間支点断面の曲げ破壊モーメントの計算値(式(1)による)、 $l$ : スパン(90cm)

なお、表-1のように連続合成ばりで打継部の配合強度 200 kg/cm<sup>2</sup> のものが実際に 120 kg/cm<sup>2</sup> 程度しか出なかったのは、打設が冬期にあたり養生が十分でなかったためと考えられる。

(2) 考 察

a) 曲げ剛性とたわみ

鉛直打継部を含む区間で求めた曲げ剛性に関しては、図-2のように曲げひびわれの発生直後の剛性低下はプレキャスト部断面の高さに影響されるようで、 $h=9$  cm の場合は 7 cm より低下がやや急激に起こる。これは前者の方が新旧コンクリート間の付着強度の小さい鉛直打継面が広いため

表-3 単純ばりの破壊耐力

供試体の種類	破壊荷重 実験値 (t)	破壊モーメント 実験値 $M_u$ (t·cm)	同計算左 値 $M_u'$ (t·cm)	$M_u/M_u'$		破壊形式
SC-1	線加圧	5.55	124.9	108.1	1.16	曲げ
	帯加圧	5.50	116.8	96.6	1.21	
SC-2	線加圧	5.43	122.0	103.7	1.17	"
	帯加圧	6.05	128.5	107.0	1.20	
SC-3	線加圧	5.31	119.5	100.5	1.18	"
	帯加圧	5.79	122.3	109.1	1.12	
SC-4	線加圧	5.49	123.5	99.6	1.24	"
	帯加圧	5.60	119.0	99.6	1.20	
SC-5	線加圧	5.20	120.4	102.2	1.18	"
	帯加圧	5.65	120.0	101.0	1.19	
SC-6	線加圧	5.13	115.3	94.7	1.22	"
	帯加圧	5.73	121.2	107.0	1.13	

ただし、実験値は供試体2本の平均値とする。

にひびわれの上方への進行が早められるためと考えられる。しかし、次第に一定の大きさに近づいた剛性はここで取り上げた諸因子の影響が小さいようである。

ここでは鉛直打継部のあるものとなないものに対する比較の実験は行なわなかった。しかし、以前に実施した結果<sup>9)</sup>によると、曲げひびわれの発生以後では同一モーメントに対して鉛直打継部のあるものでは、それを含む区間の平均回転角ひずみ(検長20cm区間)がそれのないものにくらべて大きいこと、すなわち曲げ剛性が小さいことが認められた。このことは、後述のように連続合成ばりのたわみやモーメントの分布に影響していると考えられよう。

次に、スパン中央のたわみに関しては以下のことが認められる。

単純ばりはいずれもスパンの中央に鉛直打継部を有するが、図-3のようにここで取り上げた範囲内の諸因子間では大きな差がないと考えられる。

一方、中間支点到鉛直打継部を有する連続合成ばりでは図-4から次のような傾向が認められる。

1) 同一条件で鉛直打継部のないコントロールばりにくらべてたわみがやや大きく、鉛直打継部のはりの変形特性に影響を与えることを示している。しかし、支承の幅が鉛直打継部の幅より大きく、鉛直打継面が支承内にある帯支承の場合はコントロールばりに近い挙動を呈することが認められる。

2) プレキャスト部断面の高さ、すなわち鉛直打継面の広さの影響は、単純ばりの場合と同様に本実験の範囲内では少ない。

3) 本実験では極端ではあったが、打継部コンクリートの配合強度の小さいものはたわみが著しく大きくなる。

4) 図-4(1)から、荷重-たわみ曲線は実験値と計

算値で傾向としては一致しているが、鉛直打継部の有無に関係なく実験値は計算値より大きくなる。特に、本実験では連続合成ばりのうち中間支点上で鉛直打継部のみを支持した線支承の場合に両者の差が大きいようである。

#### b) モーメントの分布

スパン上のモーメントの分布の特性を表わすものとして、図-5の中間支点上で考えると次のことがいえよう。

1) 鉛直打継面を有する連続合成ばりは、それのない同一条件のコントロールばりと比較して、中間支点上に曲げひびわれの発生以後の荷重階( $P > 3t$ )における中間支点上モーメントが小さくなる傾向が認められる。

2) 単純ばりから求めた前記の結果では鉛直打継面の広さ(プレキャスト部高さ)が曲げひびわれの発生に伴う初期剛性の低下に関係したが、連続合成ばりのモーメント分布にはそれによる明瞭な相違が認められないようである。

3) 打継部コンクリートの配合強度の小さいものは、中間支点上モーメントが著しく小さい。

4) 曲げひびわれの発生に伴う曲げ剛性の低下を考えた中間支点上モーメントの計算値はそれを考えない三連モーメント式と比較して(図-5(1)から)

(i) 負鉄筋量が正鉄筋量と同量以下(負鉄筋2-D 10, 13)の連続合成ばりでは、コントロールばりまたは一体はりに較べて精度はやや劣るが実験値にかなり近いようである。

(ii) 負鉄筋量が正鉄筋量より多い場合(2-D 16)、連続合成ばりおよびコントロールばりともに曲げひびわれを考えた計算値ほどには中間支点上モーメントが大きくなり、(i)の場合にくらべて適合度はよくなく検討を要する点である。この傾向は中間支点上が線支承の合成ばりで著しい。

以上のように中間支点上に鉛直打継面を有するこの種の連続合成ばりが、それのないものにくらべてたわみの増大、中間支点上モーメントの減少の傾向が認められるが、これは前記のように鉛直打継部を含む区間では同一モーメントに対する回転角がそれを含まぬものにくらべて大きくなること、すなわち鉛直打継面を有すると中間支点上で回転が起りやすいことが原因しているのではないかと考えられる。また、たわみならびにモーメント分布の計算にあたっては  $M \sim K$  曲線の仮定にも今後検討の余地を残すが、特に連続合成ばりでは上述の点も考慮するのがより適当であると思われる。

#### c) 破壊形式と耐力

単純ばりはスパン中央部に鉛直打継部を有するが、いずれも曲げで破壊した。したがって、表-3のように破壊荷重におよぼす実験諸因子の影響は小さいが、詳細に

みると帯加圧のものは線加圧より5%程度大きい。しかし、この場合でも破壊断面を前者では加圧板端部、後者では載荷点とした破壊モーメントで考えると両者はほぼ等しいと見なうしる。

一方、図-6は連続ばりの終局状態でのモーメント再分配を示したもので、実験値が計算値に近いと曲げ破壊の状態にあることを示す。これと図-7(ただし、図中の計算値  $P_u'$  は前記のように単純ばりの結果(表-3)を参考にして中間支点、載荷点断面の極限モーメントの式(1)の計算値を20%割増したものから求めた)から次のことがいえよう。

1) 鉛直打継面を有さないコントロールばりでも負鉄筋量が2-D16の場合にはせん断破壊を呈したが、2-D10と2-D13の場合には曲げで破壊した。一方、それを有する連続合成ばりの多くは終局状態に近づくとき図-8のように載荷点と中間支点間に斜めひびわれが発生し、これが原因でせん断破壊が先行する傾向が認められる。したがって、破壊荷重の実験値  $P_u$  の曲げ破壊荷重の計算値  $P_u'$  に対する比はコントロールばりにくらべて小さい。

2) 連続合成ばりでも中間支点の支承面の幅が鉛直打継部の幅より大きい帯支承の場合には、 $P_u/P_u' > 0.9$  となり曲げ破壊に近い耐力が得られた。ここでは比較のために鉛直打継部のみを直接に支持した線支承の場合も試験したが、実際には支承面の幅は鉛直打継部の幅より広いのが普通であり、他の実験<sup>1),2)</sup>ではこの場合には中間支点断面の鉄筋指数  $p\sigma_y/\sigma_c$  ( $p$ :鉄筋比,  $\sigma_y$ :鉄筋の降伏点,  $\sigma_c$ :コンクリートの圧縮強度)が0.15以下の場合には終局時に十分に塑性ヒンジができ、曲げで破壊したと報告されている。なお、本試験の連続合成ばりの中間支点断面は  $p\sigma_y/\sigma_c=0.10$  (負鉄筋2-D10), 0.18 (2-D13), 0.28 (2-D16) である。

3) 打継部の配合強度が小さい場合は、曲げ破壊荷重の計算値より著しく小さい荷重でせん断破壊した。本実験では打継ぎコンクリートの配合強度が2種類で、しか

も実際の強度の間に差がありすぎたが、破壊強さとコンクリート強度の関係についてはさらに詳細な実験を実施する必要があると考えられる。

#### 4. 連続合成桁におよぼす乾燥収縮とクリープの影響

合成桁では、i) 新旧コンクリート間で乾燥収縮ひずみが異なり、それらが相互に拘束し合うこと、ii) プレキャスト部がPC桁の場合は、プレストレスによるクリープひずみが打継部に拘束されること、iii) 単純支持で架設されたプレキャスト桁が合成断面の全自重を受ける時、それによるプレキャスト部のクリープひずみが打継部に拘束されるなどのために合成断面には拘束応力とそり変形が生ずる。

連続合成桁では、打継後中間支点部で左右のたわみ角が連続しなければならぬから、上のそり変形はこの部で拘束され、新たに不静定モーメントが発生する。

このモーメントの計算にあたっては、解の誘導上弾性係数とクリープの取扱いがむずかしい。そこで弾性係数の時間的変化はないものとし、新旧コンクリートのクリープ係数を同一と仮定した時の近似解として Mattock 博士<sup>9)</sup>の解がある。

一般の場合にはプレキャスト部では打継以後の弾性係数の変化は小さいが、打継部では早期の材令から拘束力を受けるのでその時間的変化が大きく、またクリープ係数もプレキャスト部のものより大きいと考えられる。

ここでは、コンクリートの弾性係数の時間的変化と新旧コンクリート間でのクリープ特性の相違を考えた計算式<sup>8),10)</sup>を述べ、上記のモーメントを求めた結果について述べる。

##### (1) 計算式

ここでは2スパンの連続合成桁に限ったが、同様な方法で3スパン以上のものも求めることができる。

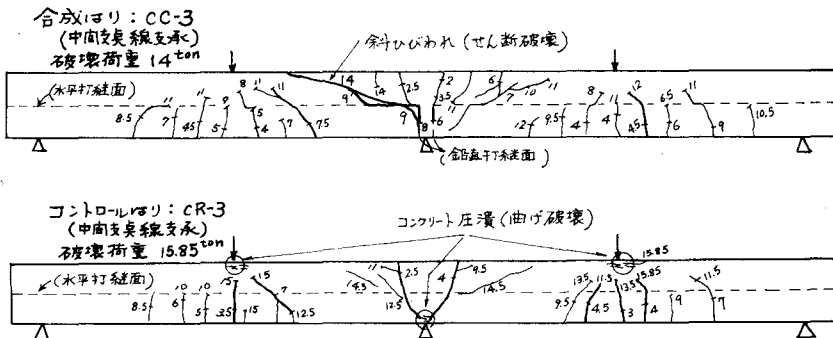


図-8 連続ばりのひびわれの様相

以下では式の記述は省略したが、右スパンに対しては添字“l”を“r”に変えればよい。なお、本文中に説明しない記号は一括して末尾に示すことにする。

ただし、時間に関しては拘束力の計算を開始する時を基準 ( $t=0$ ) としプレキャスト部の打設と打継ぎ実施から基準時間までの長さをそれぞれ  $t_2, t_1$  とする。

a) 乾燥収縮ひずみによるもの (図-9 (1))

静定基本系として、同図のように中間支点部で切断した単純合成桁を考えよう。

いま、乾燥収縮ひずみ差によって生ずる単純合成桁の断面力として打継部とプレキャスト部の曲げモーメントを  $M_{1ls}, M_{2ls}$ 、さらに両部の図心軸に作用する大きさの等しい軸力を  $N_{1s}$  とすると<sup>9)</sup>、これらによる両部の  $t=0 \sim t$  間の総回転角ひずみ  $\alpha$  と総軸方向ひずみ  $\beta$  は次式 (3) と (4) で表わせる。なお、次式は弾性係数と作用力がともに時間的に変化することを考えたうえで、Whitney のクリープ法則を用いたものである。

$$\left. \begin{aligned} \alpha_{1s} &= \frac{M_{1ls}(t)}{E_1(t_1+t)I_1} + \int_0^t \frac{M_{1ls}(t)}{E_1(t_1)I_1} \frac{d\varphi_1(t)}{dt} dt \\ \alpha_{2s} &= \frac{M_{2ls}(t)}{E_2(t_2+t)I_2} + \int_0^t \frac{M_{2ls}(t)}{E_2(t_2)I_2} \frac{d\varphi_2(t)}{dt} dt \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3)$$

$$\left. \begin{aligned} \beta_{1s} &= \frac{N_{1s}(t)}{E_1(t_1+t)A_1} + \int_0^t \frac{N_{1s}(t)}{E_1(t_1)A_1} \frac{d\varphi_1(t)}{dt} dt \\ \beta_{2s} &= \frac{N_{1s}(t)}{E_2(t_2+t)A_2} + \int_0^t \frac{N_{1s}(t)}{E_2(t_2)A_2} \frac{d\varphi_2(t)}{dt} dt \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (4)$$

ただし、 $\varphi_1(t)$  と  $\varphi_2(t)$  は打継部とプレキャスト部のクリープ係数で、拘束力の計算を開始する時のそれぞれの材令から応力を受けた時のクリープ曲線を示す。

この場合、断面力およびひずみのつり合いから、

$$\left. \begin{aligned} M_{1ls}(t) + M_{2ls}(t) &= N_{1s}(t) \cdot h \\ \alpha_{1s} &= \alpha_{2s} \\ S(t) &= (S_1(t_1+t) - S_1(t_1)) - (S_2(t_2+t) - S_2(t_2)) \\ &= \beta_{1s} + \beta_{2s} + \alpha_{1s} \cdot h \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (5)$$

$S(t)$ : 打継部とプレキャスト部の乾燥収縮ひずみの差

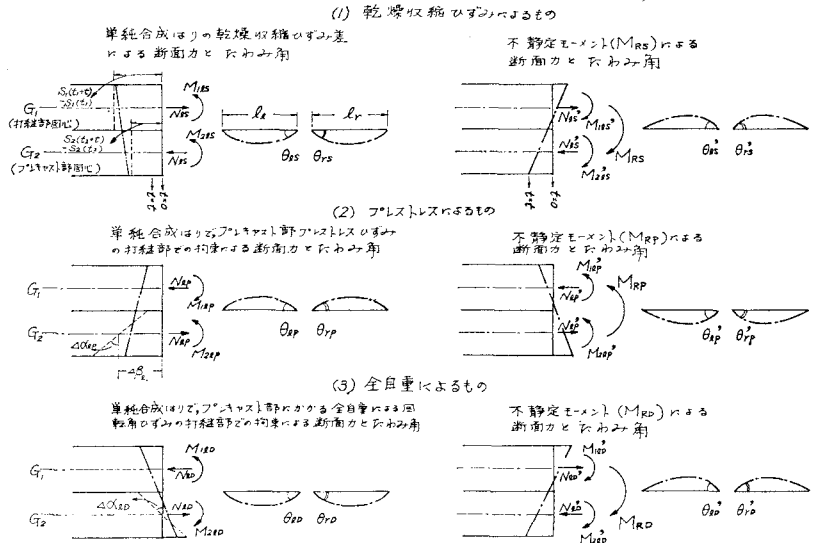


図 9 断面力とたわみ角

また、 $M_{1ls}$  または  $M_{2ls}$  による中間支点位置のたわみ角  $\theta_{1s}$  は、

$$\theta_{1s} = \frac{l_1}{2} \alpha_{1s} = \frac{l_1}{2} \alpha_{2s} \dots\dots\dots (6)$$

一方、中間支点に生ずる本研究の不静定モーメント  $M_{RS}$  のうち、打継部とプレキャスト部に分担されるモーメントを  $M_{1rs}', M_{2rs}'$ 、両部の等しい軸力を  $N_{1rs}'$  とすると、これらによる  $t=0 \sim t$  間の両部の総回転角ひずみ  $\alpha'$  と総軸方向ひずみ  $\beta'$  は、

$$\left. \begin{aligned} \alpha_{1rs}' &= \frac{M_{1rs}'(t)}{E_1(t_1+t)I_1} + \int_0^t \frac{M_{1rs}'(t)}{E_1(t_1)I_1} \frac{d\varphi_1(t)}{dt} dt \\ \alpha_{2rs}' &= \frac{M_{2rs}'(t)}{E_2(t_2+t)I_2} + \int_0^t \frac{M_{2rs}'(t)}{E_2(t_2)I_2} \frac{d\varphi_2(t)}{dt} dt \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (7)$$

$$\left. \begin{aligned} \beta_{1rs}' &= \frac{N_{1rs}'(t)}{E_1(t_1+t)A_1} + \int_0^t \frac{N_{1rs}'(t)}{E_1(t_1)A_1} \frac{d\varphi_1(t)}{dt} dt \\ \beta_{2rs}' &= \frac{N_{1rs}'(t)}{E_2(t_2+t)A_2} + \int_0^t \frac{N_{1rs}'(t)}{E_2(t_2)A_2} \frac{d\varphi_2(t)}{dt} dt \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (8)$$

ただし、上式 (7), (8) はいずれも中間支点位置におけるひずみを示す。端支点で  $M_{RS}$  は 0 となるから上のひずみも 0 となり、その間では直線的に変化する。

この場合も力およびひずみのつりあいから、

$$\left. \begin{aligned} M_{RS}(t) &= M_{1rs}'(t) + M_{2rs}'(t) + N_{1rs}'(t) \cdot h \\ \alpha_{1rs}' &= \alpha_{2rs}' \\ \beta_{1rs}' + \beta_{2rs}' &= \alpha_{1rs}' \cdot h \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (9)$$

また、 $M_{RS}(t)$  による中間支点のたわみ角  $\theta_{1rs}'$  は、

$$\theta_{1rs}' = \frac{l_1}{3} \cdot \alpha_{1rs}' = \frac{l_1}{3} \cdot \alpha_{2rs}' \dots\dots\dots (10)$$



中間支点で式(6)と(10)による左スパンのたわみ角は右スパンのもの(θ<sub>rs</sub>, θ<sub>rs'</sub>)と連続する必要があるから、

$$\theta_{ls} - \theta_{ls}' = -\theta_{rs} + \theta_{rs}' \dots\dots\dots(11)$$

連立方程式(5), (9), (11)から、乾燥収縮ひずみ差によって発生する中間支点における本問題の不静定モーメント(M<sub>RS</sub>)が求まる。

b) プレキャスト部のプレストレスによるもの(図-9(2))

以下では a) の諸式で添字“s”を“p”に変えたものとする。この場合は前記の式(5)に対応するものとして次式を得る。

$$\left. \begin{aligned} M_{1lp}(t) - M_{2lp}(t) &= N_{lp}(t) \cdot h \\ \alpha_{1lp} &= \Delta\alpha_{1p} - \alpha_{2lp} \\ \Delta\beta_{lp} &= \beta_{1lp} + \beta_{2lp} + \alpha_{1p} \cdot h \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(5)'$$

上の Δα<sub>1p</sub> と Δβ<sub>lp</sub> はプレキャスト部のプレストレス力 P<sub>l</sub> による打継ぎ以後のひずみの変化が、打継部に拘束されることなく自由に起こりうると考えた場合の t=0~t 間の回転角ひずみと軸方向ひずみを示し、プレキャスト部コンクリートの弾性係数の時間的変化も考えた場合は次のようになる。

$$\begin{aligned} \Delta\alpha_{1p} &= \left\{ \frac{P_l \cdot e}{I_2} \left( \frac{1}{E_2(t_2+t)} - \frac{1}{E_2(t_2)} \right) \right. \\ &\quad \left. + \int_0^t \frac{P_l \cdot e}{E_2(t_2)I_2} \frac{d\varphi_2(t)}{dt} dt \right\} \\ &\quad - \left\{ \frac{\Delta P_l \cdot e}{E_2(t_2+t)I_2} + \int_0^t \frac{\Delta P_l \cdot e}{E_2(t_2)I_2} \frac{d\varphi_2(t)}{dt} dt \right\} \\ \Delta\beta_{lp} &= \Delta\alpha_{1p} \cdot \frac{I_2}{e} \cdot \frac{1}{A_2} \end{aligned}$$

ただし、ΔP<sub>l</sub> はプレストレス力の損失量で次式となる。

$$\Delta P_l = E_p A_p (\Delta\alpha_{1p} \cdot e + \Delta\beta_{lp} + S_2(t_2+t) - S_2(t_2))$$

また、式(6)に対応するこの場合のたわみ角 θ<sub>lp</sub> は、

$$\theta_{lp} = \frac{l_l}{2} \cdot \alpha_{1p} = \frac{l_l}{2} \cdot (\Delta\alpha_{1p} - \alpha_{2lp}) \dots\dots\dots(6)$$

上式ではP C鋼材の偏心 e (プレキャスト部の図心から)はスパンを通じて一定としたが、そうでない時も偏心距離の変化に応じて求めることができる。

一方、この場合の不静定モーメント M<sub>RP</sub> およびそれによる中間支点位置のたわみ角 θ<sub>lp'</sub> に関しても、a) の式(9), (10)と同様に次の(9)', (10)'が成立する。

$$\left. \begin{aligned} M_{RP}(t) &= M_{1lp'}(t) + M_{2lp'}(t) + N_{lp'}(t) \cdot h \\ \alpha_{1lp'} &= \alpha_{2lp'} \\ \beta_{1lp'} + \beta_{2lp'} &= \alpha_{1p'} \cdot h \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(9)'$$

$$\theta_{lp'} = \frac{l_l}{3} \cdot \alpha_{1p'} = \frac{l_l}{3} \cdot \alpha_{2lp'} \dots\dots\dots(10)'$$

a) の式(11)に対応する左右スパンのたわみの連続

条件は、

$$\theta_{lp} - \theta_{lp}' = -\theta_{rp} + \theta_{rp}' \dots\dots\dots(11)'$$

a) の場合と同様に連立方程式(5)', (9)', (11)'から、プレキャスト部のプレストレスによる不静定モーメント M<sub>RP</sub> が求まる。

c) プレキャスト部が受持つ合成断面の全自重によるもの(図-9(3))

この場合も a) または b) の諸式に対応する以下の式(“'”で表わす)が成立する。ただし、添字“D”を有する各記号の意味は a) の場合の“s”を置き換えたものと考えればよい。

$$\left. \begin{aligned} M_{1lD}(t) - M_{2lD}(t) &= -N_{lD}(t) \cdot h \\ \alpha_{1lD} &= \Delta\alpha_{1D} - \alpha_{2lD} \\ \beta_{1lD} + \beta_{2lD} &= \alpha_{1D} \cdot h \end{aligned} \right\} \dots\dots(5)''$$

$$\theta_{lD} = \frac{l_l}{3} \alpha_{1D} = \frac{l_l}{3} (\Delta\alpha_{1D} - \alpha_{2lD}) \dots\dots\dots(6)''$$

$$\left. \begin{aligned} M_{RD}(t) &= M_{1lD'}(t) + M_{2lD'}(t) + N_{lD'}(t) \cdot h \\ \alpha_{1lD'} &= \alpha_{2lD'} \\ \beta_{1lD'} + \beta_{2lD'} &= \alpha_{1D'} \cdot h \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(9)''$$

$$\theta_{lD'} = \frac{l_l}{3} \alpha_{1D'} = \frac{l_l}{3} \alpha_{2lD'} \dots\dots\dots(10)''$$

$$\theta_{lD} - \theta_{lD}' = -\theta_{rD} + \theta_{rD}' \dots\dots\dots(11)''$$

式(6)''の Δα<sub>1D</sub> は合成断面の自重 q (単位長さ当たり)を受けるプレキャスト部の t=0 以後の回転角ひずみの自由変化量を示すもので、プレキャスト部の弾性係数の変化も考えた時は次式となる。

$$\begin{aligned} \Delta\alpha_{1D} &= \frac{m_{lD}}{I_2} \left( \frac{1}{E_2(t_2+t)} - \frac{1}{E_2(t_2)} \right) \\ &\quad + \int_0^t \frac{m_{lD}}{E_2(t_2)I_2} \frac{d\varphi_2(t)}{dt} dt \end{aligned}$$

自重による単純桁のモーメント m<sub>lD</sub> は2次放物線となるが、この場合はその最大値 =  $\frac{ql_l^2}{8}$  を用いればよい。2次放物線になることは式(6)''のたわみ角の計算式中に含まれている。

以上の連立方程式(5)'', (9)'', (11)''から、自重の影響による本研究の不静定モーメント M<sub>RD</sub> が計算できる。なお、a), b), c) の影響を同時に考える時は

$$M_R = M_{RS} + M_{RP} + M_{RD}$$

(符号を考慮して)とすればよい。

一方、計算式は省略するが、前記の Mattock 博士の方法は文献9)に詳細が記述されているので参照されたい。

(2) 計算結果

実験結果の報告は少ないが、その一つとして Mattock 博士が実施<sup>9)</sup>された以下の桁について計算を行なうことにする。

試験桁はスパンの等しい2スパン連続合成桁で、プレキャスト桁（I型セメント：早強）の打設から6日と28日経過後にそれぞれプレストレスの導入、フランジ部（III型セメント：普通）の打継ぎが実施され、打継ぎ後6日経過後に脱型と同時にロードセルで中間支点反力の測定が開始された。したがって、計算も反力の測定開始時を基準（ $t=0$ ）とし、 $t_1=6$ 日、 $t_2=34$ 日とした。

プレキャスト桁、フランジ部ともに打設後3日間は21°Cで湿潤養生され、以後は21°C、湿度50%の状態に置かれた。

試験桁の断面等を図-10に、試験桁と同一条件のコンクリートで測定された乾燥収縮ひずみ、クリープ係数、弾性係数～時間曲線と筆者がそれに近いように求めた曲線の関数を図-11に示す。

なお、Mattock博士は打継部の弾性係数（ $E_1$ ）としてその材令28日のものを使用されている関係で文献にはその値しか記されていない。そこで打継部についてはその値から文献11)を参考にして図-11(3)のような弾性係数～時間曲線（ $E_1 \sim t$ ）を仮定した。

一方、クリープ係数については、プレキャスト桁では材令7日から持続応力を受けた時の実験曲線

$$(\varphi_2)_7 = \frac{2.22t}{77.5+t}$$

が与えられているので、基準時間  $t=0$ （プレキャスト桁の材令34日）から持続応力を受けた時のクリープ曲線  $(\varphi_2)_{34} \sim t$  は Whitney の法則を用いて

$$(\varphi_2)_{34} = \frac{2.22(t+27)}{77.5+(t+27)} = \frac{2.22 \times 27}{77.5+27} = \frac{1.65t}{105+t}$$

（図-11(2)）とした。

打継部については実験曲線が記されていないが、その材令28日から持続応力を受けた時の終局クリープ係数（ $t \rightarrow \infty$ ）を28日圧縮強度から推定しうる図表が同文献にあり、その値は  $(\varphi_1)_{28}(t \rightarrow \infty) \approx 2$  である。 $\varphi_1 \sim t$  曲線は不明であるが、ここでは Mattock 博士の解法（両部でクリープ係数を等しいとしてプレキャスト部の測定値が計算に用いられている）と比較する目的で、プレキャスト部のものと相似な曲線を持つものと仮定して次の2つの場合に対して計算した。

$$\begin{cases} \varphi_1(t \rightarrow \infty) = (\varphi_2)_{34}(t \rightarrow \infty) \\ \varphi_1(t \rightarrow \infty) = 2 \times (\varphi_2)_{34}(t \rightarrow \infty) \\ \qquad \qquad \qquad \approx 1.5 \times (\varphi_1)_{28}(t \rightarrow \infty) \end{cases}$$

前者は両部のクリープ係数を等しくおき、弾性係数を一定とした Mattock 博士の解とその時間的変化を考えた筆者の解を比較する目的のものである。一方、後者は打継部が実際には若材令（ここでは打設から6日経過後）から拘束力を受けることを考慮に入れ、従来の種々の実験報告から同一コンクリートが材令28日から持続応力を受けた時の終局クリープ係数を約1.5倍に割増した場合に対応する。

試験桁は2種類、Girder 3/4 と Girder 1/2 であり、両桁は配合、養生など試験条件は同一であるが、前者は図-10(1)のように中間支点部の鉛直打継面には左右のプレキャスト桁から突出した接合用鉄筋が配置され、後者はそれがない。

試験桁の支点反力測定開始時のプレストレス力は  $P=14000$  lb ( $e=5.2$  in)、スパン中央の最大の自重モーメントは  $M_D=83000$  lb-in でこれらは左右スパンで等しい。

Mattock 博士の計算値（文献9）に記載と筆者のそれを図-12に示す。結果はモーメントの代りに中間支点反力（正と負はそれぞれプレキャスト桁の下縁に圧縮、引張応力を起こすもの）で示す。なお、上述の Girder 1/2 は  $t=337$ 日 で鉛直打継面の下縁からひびわれが発生したと報告さ

れている。

筆者の計算式の数値計算は0.25日刻みで電子計算機を用いて行なった。

図-12から、弾性係数を一定とし、プレキャスト部と打継部のクリープ

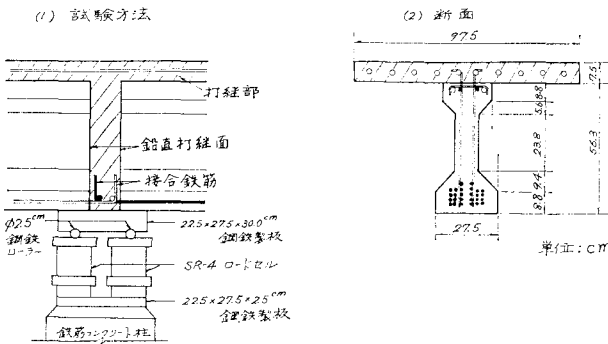


図-10 試験桁 (Mattock による)

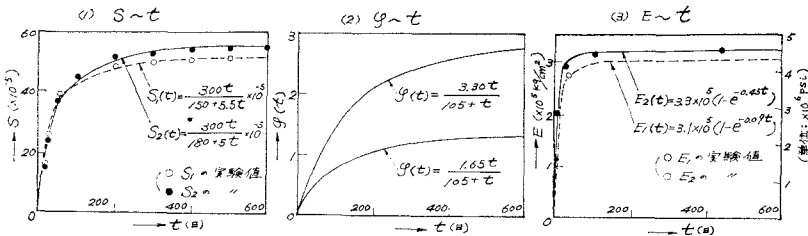


図-11 試験桁に用いられたコンクリートの諸性質

係数を同一と仮定した Mattock 博士の両計算値 (Effective Modulus Method, Rate of Creep Method) は  $t > 200$  日の負の支点反力は実験値とよく一致しているが、それ以前に生ずる正の支点反力の最大値は実験値の約 2 倍となっている。後者の相違は式の誘導の簡略上、両部のクリープ係数を同一と仮定したことが主原因で、実際には早期の材令から拘束力を受ける打継部はプレキャスト部よりクリープが大きく、これによって定性的には理由づけられるとされている。

一方、一層現実の状態に近いと考えられるが、弾性係数の時間的変化を考慮し (特に打継部では著しい)、打継部のクリープ係数をプレキャスト部より大きくした (ここではプレキャスト部の材令 32 日載荷の場合の 2 倍で、打継部自身の材令 28 日載荷の場合の 1.5 倍) 場合の筆者の計算値は、十分ではないが正、負の支点反力ともに実験値に近いようである。実験値との一致が必ずしも十分でないのは、文献には詳細な資料のない打継部コンクリートの弾性係数～時間曲線、クリープ係数～時間曲線に仮定を設けたことも原因しているのではないかと考えられる。

連続合成ばりの乾燥収縮とクリープの影響については実験値との比較が十分でないが、今後さらに検討したい。

### 5. 結 語

連続合成桁の載荷試験を行ない、その挙動を検討するとともに、2 次的不静定モーメントに及ぼす乾燥収縮とクリープの影響を若干考察した。その結果を要約すると、

(1) 中間支定点に鉛直打継面を有する連続合成桁は、それのないコントロール桁と比較して、やや中間支点モーメントが小さく、たわみが大きくなる傾向が認められた。

(2) 曲げひびわれを考慮した連続ばりのたわみとモーメントの計算法は、実験値との一致は十分とはいえなかったが、この種の連続合成桁にもある程度有効と考えられた。

(3) 連続合成桁では載荷点～中間支点間で斜びひわれによるせん断破壊が先行しやすいが、中間支点的支承の幅が鉛直打継部の幅より広くプレキャスト部も同時に支持しうる実際の場合には曲げ耐力計算値の 90% 以上の耐力が得られた。

(4) 新旧コンクリート間で乾燥収縮とクリープひず

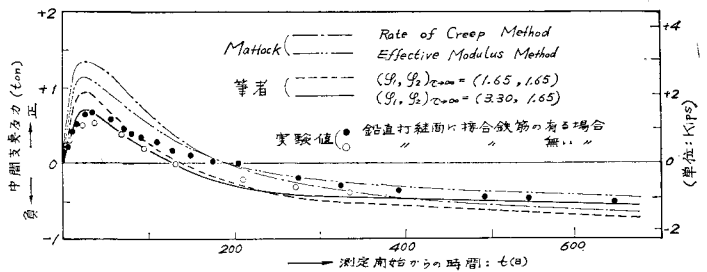


図-12 不静定モーメント ( $M_R$ ) の変化の様子 (中間支反力で表わす)

みが拘束し合うことによって生ずる連続合成桁の 2 次的不静定モーメントについては、弾性係数の時間的変化と両部のクリープ特性の相違を考慮した筆者の計算値は実験値に対して比較的良好な結果を与えるようである。

(付) 本文に説明のない記号

(添字 “1”: 打継部, “2”: プレキャスト部を示す)

- $A_1, A_2$ : 各部の断面積
- $I_1, I_2$ : 各部のそれぞれの図心軸に関する断面 2 次モーメント
- $h$ : 打継部とプレキャスト部の図心軸間の距離
- $l$ : 各スパンの長さ
- $S_1, S_2$ : 各部のコンクリートの乾燥収縮ひずみ
- $\phi_1, \phi_2$ : 各部のコンクリートのクリープ係数
- $E_1, E_2$ : 各部のコンクリートの弾性係数

### 参 考 文 献

- 1) Freyermuth, C.L.: Design of Continuous Highway Bridges with Precast Prestressed Concrete Girders, J. of the PCI, pp. 38~58, Apr. 1969.
- 2) Mattock, A.H., Kaar, P.H.: Precast Prestressed Concrete Bridges 3. Further Tests of Continuous Girders, J. of the PCA Research and Development Laboratories, Vol. 2, No. 3, pp. 51~78, Sep. 1960.
- 3) 宮内・上前・西山: プレキャストブロックによる実施例, 第 13 回橋梁・構造工学研究発表会—コンクリートおよび合成構造における急速施工に関する研究, pp. 45~54. 1966 年 11 月.
- 4) 小柳・矢村・境: RC 連続ばりの変形特性について, セメント技術年報, XXIII, pp. 547~551, 1970 年 1 月.
- 5) 坂・岡田・六車: プレストレスコンクリート, 朝倉書店.
- 6) 横尾・成岡・小西・丹羽: 構造力学第 1 巻, 丸善.
- 7) 坂: 鉄筋コンクリートの研究
- 8) 大浜・小林: プレキャストコンクリート合成ばりの力学的性質に関する研究, コンクリートジャーナル, Vol. 8, No. 8, 1970 年 8 月.
- 9) Mattock, A.H.: Precast-Prestressed Concrete Bridges 5. Creep and Shrinkage Studies, J. of the PCA Research and Development Laboratories, pp. 32~66, May. 1961.
- 10) 大浜・小林: コンクリート合成ばりの収縮差応力の算定についての 2, 3 の考察, セメント技術年報, XXIV,
- 11) Arutyunyan: Some Problems in the Theory of Creep”, Pergamon Press Ltd., pp. 35.

(1972.5.22・受付)