

# プレキャスト部材の接合連続はり

井上正一\*・小林和夫\*\*・西林新蔵\*

(1947年10月25日受理)

## The Characteristics of Two Span Continuous Prestressed Concrete Beam with Vertical Joint

by

Syoichi INOUE, Kazuo KOBAYASHI and Shinzo NISHIBAYASHI

(Received October 25, 1974)

To determine the deflection and the moment distribution under the each loading stage between initial and ultimate, including cracking load, continuous prestressed concrete beam having two spans have been examined.

In this test, thirty-eight beams with following conditions were selected; (a) location of joint, (b) prestressing steel ratio, (c) magnitudes of prestressing, (d) location of loading point, (e) kinds of concrete (normal-and light-weight concrete).

This report describes the results of experimental and theoretical investigation in which the effects of the above conditions on the behaviors of the jointing and monolithic beam were observed.

### 1. ま え が き

コンクリート構造物にプレキャスト部材を利用すると、工期の短縮・経済性・品質管理の面で多くの利点をもたらされるものと考えられる。プレキャスト部材の利点の一つに、これを連続はりに応用する方法が種々検討されている。

従来、一体打ちの鉄筋コンクリートあるいはプレストレストコンクリート連続はりについては、完全な塑性ヒンジが仮定でき破壊の機構を形成すると考えた場合の極限荷重算定式の適用性・モーメント再分配の機構等については種々提案され、この種はりの挙動がかなり明らかにされつつある。しかし、プレキャスト部材を利用した接合連続はりの挙動については不明の点が多く設計上の基礎的資料も十分とはいえない現状にある。

ここでは接合連続はりのうち、最も基本的な2スパン連続はりを採り上げ、スパン間に設ける接合点の位置、PC鋼材比と圧着プレストレス量を要因に選び、種々の条件のもとで載荷試験を実施した。その結果にもとづいて、この種の連続はりの基本的性質、すなわち、荷重の増加に伴うたわみの変化・モーメント分布の変化、いいかえるとモーメント再分配の様相およびひびわれ耐力と破壊耐力などの強度特性を、一体はりとの比較の上に検討を加えることにした。

### 2. 実験概要

#### (1) 供試体の種類

供試体は左右対称な2スパンの連続はりで、その断面寸法を図-1に、供試体の種類を表-1に示す。ここで

\* 鳥取大学工学部土木工学科

\*\* 岐阜大学工学部土木工学科

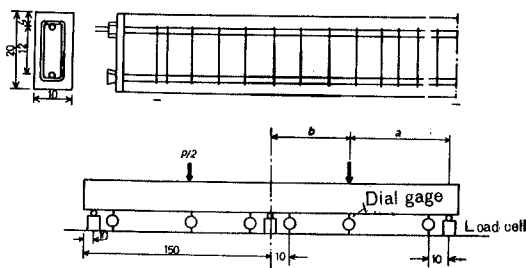


Fig. 1 Cross section of test beams and loading arrangement

Table 1 Kinds of test beams

Example: 5-V-C-12			
Beam No.	Series No.		Prestressing steel diameter
1 → Centre support	I Precast member of light-weight concrete IV Precast member of normal-weight concrete V Monolithic	M: Beam with vertical joint C: Monolithic beam	10 → φ10
2 → Loading point			12 → φ12
3 → Zero moment point			14 → φ14
4 → Centre support and loading point			
5 → Monolithic			
6 → Centre support			
7 → Monolithic			
8 → Centre support			
9 → Monolithic			
	Series	Loading condition	
		a (cm)   b (cm)	
	I	58   82	
	II	79   61	
	III	40   100	
	IV	89   51	
	V	79   61	

はプレキャストの本体部コンクリートとして軽量コンクリートを使用しているが、比較のために一部に普通コンクリート（天然骨材使用）を用いたものも採り上げている。

載荷試験は、本体部が軽量コンクリートのものに関しては、スパン全長にわたって曲げひびわれが発生しない、すなわち曲げ剛性が一定であると仮定しうる場合の中間支点の負モーメント ( $M_C$ ) と、 載荷点下の正モーメント ( $M_A$ ) との比を  $M_C/M_A = 1.0, 1.4, 0.79, 1.7$  の 4 条件のもとで実施した。また、 $M_C/M_A = 1.4$  の

場合には本体部を普通コンクリートとしたものも試験に供した。これらをシリーズ I, …… , V とする。

それぞれのシリーズに対して以下に示す試験因子を選んで載荷試験を実施した。

(i) PC鋼材比：PC鋼材は矩形断面の図心に関して対称に同一径のものを一本ずつ配置し、コンクリートの全断面積に対する引張PC鋼材断面積の比を  $P_s = 0.32$  ( $\phi 10$ ),  $0.45$  ( $\phi 12$ ),  $0.63$  ( $\phi 14$ ) の 3 種類とした終局時のモーメントの再分配の程度は鋼材指数  $P_s \cdot \sigma_{sy} / \sigma_c$  で表わしうるが、各鋼材比に対応するこの値はそれぞれ  $0.096, 0.134, 0.187$  程度となる。ただし、 $\sigma_{sy}$  はPC鋼材の降伏点 (0.2% off-set point における) 応力、 $\sigma_c$  はコンクリートの圧縮強度である。

(ii) プレストレス量：PC鋼材径  $\phi 10 \cdot \phi 12 \cdot \phi 14$  に対してそれぞれ  $50 \cdot 80 \cdot 110 \text{ kg/cm}^2$  のプレストレスを断面に均一に導入し、プレキャスト部材を圧着接合した。

(iii) 接合部の位置：PC鋼材として  $\phi 12$  を用いたものに対しては、各シリーズについて接合部の位置は、図-2 に示すように (a) 載荷点 (b) 中間支点 (c) スパン全長にわたってひびわれがなく、曲げ剛性が一定であると仮定した場合の反曲点 (d) 載荷点と中間支点の両部の 4 種類とした。

一方、鋼材径  $\phi 10$  と  $\phi 14$  のものについては、各シリーズを通じて、中間支点のみに接合部を設けることにした。さらに、各々について対比用の一体はりを同時に作製した。なお、接合部における目地の幅はいづれの場合も  $4 \text{ cm}$  とし、従来一

般に行なわれているように目地部モルタルには本体部のコンクリート強度より大きい強度のものを使用した。

(2) 供試体の作製

(a) 使用材料と示方配合

(i) セメント：本体部コンクリートには住友社製の普通ポルトランドセメントを、目地部モルタルには同社製の早強ポルトランドセメントを使用した。

(ii) 骨材：本体部の軽量コンクリートには細・粗骨材とも三井金属鉱業製の非造粒型人工軽量骨材 (メサラ

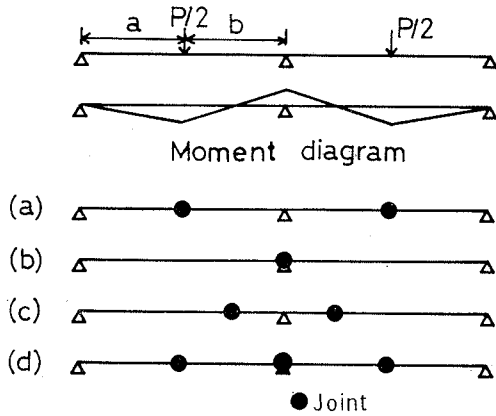


Fig. 2 Location of joint

イト)を使用した。また、一部のはりに用いた普通コンクリートには、粗骨材として木曾川産の玉砕石を細骨材として長良川産の川砂を用いた。

(iii) PC鋼材・スターラップおよび組立鉄筋：PC鋼材には高周波熱鉄社のφ10, φ12, φ14の異形PC鋼棒ウルボン(降伏点応力: 13400kg/cm<sup>2</sup>, 破断時の応力: 14600kg/cm<sup>2</sup>)を使用した。また、スターラップおよび組立鉄筋として川崎製鉄社製のφ6の普通丸鋼を使用した。なお、スターラップ筋の所要量は計算した曲げ破壊時のせん断力に対して土木学会PC設計施工指針にもとづいて算定した。

(iv) コンクリートおよび目地部モルタルの示方配合：本体部の軽量および普通コンクリートと目地モルタルの示方配合を表-2に示す。

(b) 供試体の作製方法

はりの形状・寸法および配筋の詳細は図-1に示すとおりである。

はりの作製方法は次の順序で行なった。

4~8週間散水し、ビニールシートでおおって湿布養生を行なってプレキャスト部を作製した後、接合面のレイタンスをワイヤーブラシで十分に除去し、所定配合のモルタル目地を充填した。モルタルの充填後1日で脱枠し、10kg/cm<sup>2</sup>程度の仮プレストレスを導入した後、上記と同様の方法で約4週間目地部のモルタルを十分に湿布養生した。

モルタルの充填後約4週でセンターホール型オイルジャッキを用いて所定のプレストレスを導入し、プレキャスト部材を圧着接合した後、直ちにW/C = 0.50のセメントペーストでグラウトを行なった。なお、接合はりと比較するための一体はりのコンクリートの配合・作製方法・養生方法等は接合はりと全く同様とした。

(3) 試験方法

試験時のコンクリートの材令は(10~15)週で、荷重方法および各測定位置は図-1に示すとおりである。同図に示すように、たわみは最小目盛1/100mmのダイヤルゲージを用いて、荷重点下と各支点から10cmの位置で測定した。また、スパン上のモーメントの分布を求めするために、各支点下に容量20tロードセルを設置して支点反力の測定を行なった。

3. 連続はりのスパン上のモーメント分布とたわみの計算法

コンクリートの連続はりは、曲げひびわれの発生と同時にスパン方向の曲げ剛性が変化し、モーメントの再分配が始まる。ここでは曲げひびわれの発生にともなう曲げ剛性の低下を考慮したモーメントの分布とたわみの算定法の概要を述べる。次節以下において、試験結果と解析結果を対比し、本方法のこの種の接合連続はりへの適

Table 2 Mix proportion

Type of concrete	Maximum size of coarse aggregate (mm)	Slump(cm) or Flow value (mm)	Water-cement ratio W/C(%)	Quantity of material per unit volume of concrete (kg/m <sup>3</sup> )			
				Water (W)	Cement (C)	Fine aggregate (S)	Coarse aggregate (G)
Normal-weight concrete	10	4 ± 1	37	168	450	518	542
Light-weight concrete	10	4 ± 1	37	160	430	732	1076
Mortar	5	150	40	300	750	1500	—

用性を検討することにする。

いま、図-3のように一般的な  $n$  スパンの連続はり  
を考える。図-3 (a) から

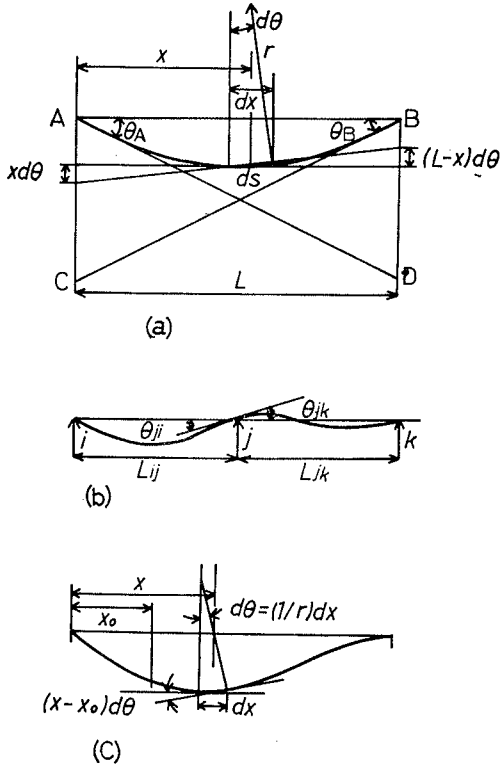


Fig. 3 Definition sketch

$$ds = r d\theta \doteq dx$$

したがって

$$d\theta = \left(\frac{1}{r}\right) dx$$

ここで、 $1/r$  は支点Aから距離  $x$  の位置における曲率を表す。

$$\overline{AC} = \theta_B L = \int_A^B x d\theta = \int_0^L \frac{1}{r} x dx \quad (1)$$

$$\therefore \theta_B = \frac{1}{L} \int_0^L \frac{1}{r} x dx \quad (2)$$

同様に

$$\theta_A = \frac{1}{L} \int_0^L \left(\frac{1}{r}\right) (L-x) dx \quad (3)$$

同図の (b) に示すように、連続はりの内部支点  $j$  においては、適合条件として次式が満足されねばならない。

$$\begin{aligned} \theta_{ji} + \theta_{jk} &= 0 \\ \therefore \frac{1}{L_{ij}} \int_0^{L_{ij}} \left(\frac{1}{r}\right) x dx + \frac{1}{L_{jk}} \int_0^{L_{jk}} \left(\frac{1}{r}\right) (L_{jk}-x) dx &= 0 \quad (4) \end{aligned}$$

式(4)は多スパン連続はりの一般的な適合条件式である。 $n$  スパンはりでは内部支点で1つつの適合条件式があり、全体として  $(n-1)$  個存在する。

本試験はりのように対称荷を受ける対称2スパン連続はりに対しては、中間支点のたわみ角は理論的には0となるので、式(4)は次のようになる。

$$\frac{1}{L} \int_0^L \left(\frac{1}{r}\right) x dx = \frac{1}{L} \int_0^L \frac{M}{K} x dx = 0 \quad (5)$$

$$(1/r = M/K)$$

一方、端支点より任意距離  $x_0$  でのたわみ  $\delta$  は同図 (c) を参照して次式で与えられる。

$$\delta = \int_{x_0}^L \left(\frac{1}{r}\right) (x-x_0) dx = \int_{x_0}^L \frac{M}{K} (x-x_0) dx \quad (6)$$

ただし、式(5)・(6)において、 $M \cdot K$  はそれぞれ位置  $x$  における曲げモーメントと曲げ剛性を示す。

実際の数値計算にあたっては、はりを部材軸方向に  $l$  分割し、式(5)は次式の形で計算するのが簡便である。

$$\frac{1}{L} \sum_{i=1}^l \left(\frac{M}{K}\right)_i x_i \Delta x = 0 \quad (7)$$

本研究に採り上げた連続はりでは、与えられた荷重  $P$  において式(7)を満足するモーメントの分布  $M$  は次のようにして求めた。

静定基本系として単純はりを選び与えられた荷重  $P$  によるモーメントを  $X(x)$  とする。次に不静定モーメントとして中間支点にある大きさの負のモーメント  $Y(x=L)$  を仮定すると、スパン上の任意点のモーメント  $M(x) = X(x) + Y(x)$  で与えられる。なお、ここでは各位置の  $M(x)$  に対応する曲げ剛性  $K(x)$  は、曲げひびわれの発生以後も含めて次式<sup>1)</sup>の  $M \sim K$  関係式から求めることにした。

$$\left. \begin{aligned}
 & |M(x)| \leq |M_{cr,N}| \\
 & K(x) = K_{e,N} \\
 & |M_{cr,N}| \leq |M(x)| \leq |M_{u,N}| \\
 & K(x) = K_{e,N} - (K_{e,N} K_{u,N}) \left[ 2 \times \frac{|M(x)| - |M_{cr,N}|}{|M_{u,N}| - |M_{cr,N}|} - \left( \frac{|M(x)| - |M_{cr,N}|}{|M_{u,N}| - |M_{cr,N}|} \right)^2 \right]
 \end{aligned} \right\} (8)$$

$N = P, J$ ; それぞれプレキャスト部および目地部の特性を表す。

$M_{cr}$ ; 曲げひびわれモーメントの計算値

$M_u$ ; 曲げ破壊モーメントの計算値

$K_e$ ; 曲げひびわれ発生以前の初期曲げ剛性の計算値

$K_u$ ; 曲げ破壊時の曲げ剛性の計算値 (単純はりの試験結果<sup>2)</sup> から, コンクリートの最大圧縮ひずみを 0.35% として計算したもの)

上式の  $M_i = M(x)$  が式(7)を満足するまで繰り返し計算を行ない正確値  $Y (x=L)$  を求める必要がある。

このようにして, スパン上の正しいモーメント分布  $M(x)$  が決定されると, スパン上の任意点のたわみは式(6)を別の形で表わした式(9)を用いて容易に求めることができる。

$$\delta = \sum_{i=m}^l \left( \frac{M}{K} \right)_i (x_i - x_0) \Delta x \quad (9)$$

ここに,  $m = x_0 / \Delta x$

なお, 以上の計算にあたっては, はりの分割数は70等分とした ( $\Delta x = 2 \text{ cm}$ )。

#### 4. 実験結果と解析

各はりのコンクリートの諸特性および導入プレストレスを一括して表-3に示す。

##### (1) 曲げひびわれ耐力

曲げひびわれ耐力の実験値と計算値を表-4に示す。計算値は, まず塑性計算法により載荷点と中間支点断面の曲げひびわれモーメント  $M_{Acr}$ ,  $M_{ccr}$  を求め, 次に載荷点・中間支点モーメントをそれぞれ  $M_A = M_{Acr}$ ,  $M_c = M_{ccr}$  において式(7)を満足する  $P$  を求めたものである。なお,  $M_{Acr}$ ,  $M_{ccr}$  の算定にあたっては, 引張塑性率を普通コンクリート・モルタルに対しては 0.6, 軽量コンクリートでは 0.4とした。<sup>3)</sup>

##### (2) モーメントの再分配

連続はりのモーメントの再分配として, 荷重 ( $P$ ) ~ 中間支点モーメント ( $M_c$ ) ・載荷点モーメント ( $M_A$ ) の関係を図-4に示す。

実験値はロードセルで測定した各支点反力の実測値を用いて求めたものである。一方, 計算値は前節で述べた方法によって算定したものである。

##### (3) 破壊耐力

表-4に破壊荷重の実験値と計算値を示す。

表中の計算値  $P_{uc}$  は, 載荷点断面と中間支点断面に塑性ヒンジが形成され, 崩壊の機構に達したときに破壊すると考え, 次式から計算したものである。

$$P_{uc} = \frac{2L}{ab} M_{Au} + \frac{2}{b} M_{cu} \quad (10)$$

ここに

$L$ : スパン長

$a$ : 端支点から載荷点までの距離

$b = L - a$ : 中間支点から載荷点までの距離

$M_{Au} \cdot M_{cu}$ : それぞれ載荷点・中間支点断面の極限曲げモーメントの計算値で, 圧縮縁ひずみが, 本体部コンクリートの最大圧縮ひずみ (0.0035と仮定) に達したときに曲げ破壊が起こるとして計算したものである。

単純はりの試験結果<sup>2)</sup> によると, 実験値の計算値に対する比は 1.1 であったので, ここでは  $M_{Au} \cdot M_{cu}$  としては上記の計算値を10%割増して用いることにした。

##### (4) たわみ

図-8に載荷点下のたわみの実験値と計算値を示す。たわみの計算値は式(9)から求めたものである。

## 5. 考 察

##### (1) ひびわれ耐力とひびわれの発達状況

###### (i) ひびわれ耐力

表-4から, 一体はりの場合と同様に最大モーメントの位置に接合部を設けた接合はりに対しても計算値は実験値とよく合致していることが明らかである。接合はりの計算値は本体部のコンクリートの引張強度から算定したものであって, これが実験値とよく合致することは, 接合部における曲げひびわれ耐力の低下が殆んどないことを示すものであって, 最初の曲げひびわれが本体部で観察されたことと一致する。

Table 3 Physical properties of concrete and mortar

Test beams	Concrete				Mortar			
	Prestress (kg/cm <sup>2</sup> )		Compressive strength (kg/cm <sup>2</sup> )	Tensile strength (kg/cm <sup>2</sup> )	Modulus of elasticity (kg/cm <sup>2</sup> )	Compressive strength (kg/cm <sup>2</sup> )	Tensile strength (kg/cm <sup>2</sup> )	Modulus of elasticity (kg/cm <sup>2</sup> )
	Upper fiber	Lower fiber						
1-I-M-12	78.5	78.5	438	18.2	169600	583	51.0	353000
2-I-M-12	71.6	71.6	438	18.2	169600	583	51.0	353000
3-I-M-12	72.4	72.4	438	18.2	169600	583	51.0	353000
4-I-M-12	71.6	71.6	438	18.2	169600	583	51.0	353000
5-I-C-12	78.5	78.5	480	19.1	172800	583	51.0	353000
6-I-M-14	109.2	109.2	480	19.1	172800	583	51.0	353000
7-I-C-14	0.	0.	480	19.1	172800	583	51.0	353000
8-I-M-10	51.7	51.7	480	19.1	172800	583	51.0	353000
9-I-C-10	51.7	51.7	480	19.1	172800	583	51.0	353000
1-II-M-12	80.1	80.1	488	20.4	180000	616	45.6	386500
2-II-M-12	80.1	80.3	488	20.4	180000	616	45.6	386500
3-II-M-12	72.2	72.2	488	20.4	180000	616	45.6	386500
4-II-M-12	80.1	80.1	488	20.4	180000	616	45.6	386500
5-II-C-12	81.0	81.0	488	20.4	180000	616	45.6	386500
6-II-M-14	109.8	110.0	485	17.0	174500	616	45.6	386500
7-II-C-14	103.8	103.8	485	17.0	174500	616	45.6	386500
8-II-M-10	50.3	50.3	485	17.0	174500	616	45.6	386500
9-II-C-10	51.0	51.0	485	17.0	174500	616	45.6	386500
8-II-M-10	49.8	49.8	466	17.7	164400	573	40.7	383800
9-II-C-10	49.8	49.8	466	17.7	164400	573	40.7	383800
1-IV-M-12	80.2	80.2	490	18.7	168400	502	54.5	364300
2-IV-M-12	80.2	80.2	490	18.7	168400	502	54.5	364300
3-IV-M-12	80.2	80.2	490	18.7	168400	502	54.5	364300
4-IV-M-12	80.2	80.2	490	18.7	168400	502	54.5	364300
5-IV-C-12	0.1	0.	490	18.7	168400	502	54.5	364300
6-IV-M-14	110.2	110.2	468	19.6	165700	502	54.5	364300
7-IV-C-14	108.0	106.9	468	19.6	165700	502	54.5	364300
8-IV-M-10	49.7	49.7	468	19.6	165700	502	54.5	364300
9-IV-C-10	49.7	49.7	468	19.6	165700	502	54.5	364300
1-V-M-12	80.0	82.0	581	37.2	403800	649	53.8	354200
2-V-M-12	80.0	80.0	581	37.2	403800	649	53.8	354200
3-V-M-12	80.0	81.6	581	37.2	403800	649	53.8	354200
4-V-M-12	81.6	81.6	581	37.2	403800	649	53.8	354200
5-V-C-12	82.0	82.0	581	37.2	403800	649	53.8	354200
6-V-M-14	111.1	111.1	634	44.1	419300	649	53.8	354200
7-V-C-14	109.0	109.0	634	44.1	419300	649	53.8	354200
8-V-M-10	50.7	50.7	634	44.1	419300	649	53.8	354200
9-V-C-10	50.7	50.7	634	44.1	419300	649	53.8	354200

Table 4 Details, cracking and ultimate-load of test beams

Test beams	Flexural cracking load						Ultimate load		
	Loading point			Centre support			Meas. $P_u$ (t)	Calc. $P_{uc}$ (t)	$P_u/P_{uc}$
	Meas. $P_A$ (t)	Calc. $P_{CA}$ (t)	$P_A/P_{CA}$	Meas. $P_C$ (t)	Calc. $P_{CC}$ (t)	$P_C/P_{CC}$			
1-I-M-12	6.0	6.6	0.91	6.5	6.6	0.98	17.7	17.0	1.04
2-I-M-12	5.5	6.1	0.90	6.5	6.4	1.02	17.6	17.0	1.04
3-I-M-12	6.0	6.2	0.97	7.0	6.4	1.09	18.6	17.1	1.09
4-I-M-12	5.5	6.2	0.89	6.0	6.4	0.94	18.0	16.9	1.07
5-I-C-12	6.5	6.5	1.00	7.0	6.6	1.06	*	17.1	*
6-I-M-14	8.5	8.8	0.97	9.0	8.8	1.02	20.1	20.0	1.01
7-I-C-14	1.0	1.8	0.56	1.0	1.8	0.56	13.0	20.5	0.63*
8-I-M-10	4.5	4.8	0.94	6.0	4.8	1.25	13.7	11.9	1.15
9-I-C-10	4.0	4.8	0.83	5.0	4.8	1.04	13.2	11.9	1.19
1-II-M-12	8.5	8.6	0.99	7.0	6.2	1.13	19.0	19.0	1.00
2-II-M-12	7.5	8.6	0.87	5.5	6.2	0.89	19.1	19.0	1.01
3-II-M-12	6.0	8.0	0.75	5.0	5.8	0.86	20.6	19.0	1.08
4-II-M-12	7.0	8.5	0.82	5.5	6.5	0.85	18.3	19.0	0.96
5-II-C-12	7.5	8.6	0.87	6.5	6.2	1.05	20.1	19.0	1.06
6-II-M-14	10.0	11.2	0.89	7.0	7.8	0.90	22.1	24.2	0.91
7-II-C-14	9.0	10.4	0.87	7.0	7.5	0.93	20.5	24.3	0.84
8-II-M-10	5.5	5.8	0.95	3.5	4.1	0.85	14.0	14.3	0.98
9-II-C-10	5.0	5.8	0.86	3.5	4.1	0.85	14.7	14.5	1.01
8-III-M-10	5.3	5.0	1.06	5.5	5.8	0.95	13.0	14.1	0.92
9-III-C-10	4.5	4.9	0.92	5.5	5.9	0.93	14.2	14.1	1.01
1-IV-M-12	9.0	10.0	0.90	6.0	6.0	1.00	20.8	20.9	1.00
2-IV-M-12	8.5	9.6	0.89	5.5	6.4	0.86	21.1	20.9	1.01
3-IV-M-12	8.0	9.6	0.83	6.0	6.4	0.94	22.3	20.9	1.07
4-IV-M-12	7.5	9.6	0.78	5.0	6.2	0.81	21.1	20.9	1.01
5-IV-C-12	2.0	2.2	0.91	1.0	1.4	0.71	16.5	17.0	0.97*
6-IV-M-14	12.0	13.5	0.89	8.5	8.3	1.02	23.5	26.5	0.89
7-IV-C-14	11.0	12.8	0.86	8.0	8.3	0.96	23.0	26.5	0.88
8-IV-M-10	6.0	7.5	0.80	4.0	4.3	0.93	16.7	15.8	1.06
9-IV-C-10	6.5	7.2	0.90	4.0	4.3	0.93	16.8	15.8	1.06
1-V-M-12	9.0	11.2	0.80	7.5	8.2	0.91	21.2	20.1	1.05
2-V-M-12	11.0	11.0	1.00	8.0	8.1	0.99	20.8	19.9	1.05
3-V-M-12	10.5	11.0	0.95	8.0	8.2	0.98	22.0	19.9	1.11
4-V-M-12	13.0	11.1	1.16	8.5	8.2	1.04	19.5	20.1	0.97
5-V-C-12	10.0	11.2	0.89	8.0	8.3	0.96	21.8	20.1	1.08
6-V-M-14	15.5	15.8	0.98	12.0	10.8	1.11	24.3	26.5	0.92
7-V-C-14	13.0	15.9	0.82	11.0	10.8	1.02	25.0	26.5	0.94
8-V-M-10	8.5	8.5	0.89	7.0	6.9	1.01	16.5	15.3	1.08
9-V-C-10	9.5	9.5	1.00	7.0	6.9	1.01	15.9	15.3	1.04

表一3から、本試験体では目地部モルタルの引張強度が本体部軽量コンクリートより著しく大きく、約2倍となっている。従来の研究<sup>(4),(5),(6)</sup>によると、ワイヤブラシと水洗処理を施した接合面では、目地材の引張強度の50%以上の付着引張強度が期待しうることが報告されている。本試験体の場合もこれらの報告と同様であって、ひびわれの発生がプレキャスト部内に先行したことが明らかである。しかし、特殊な場合であるがプレストレス量が0のはりでは実験値が計算値をかなり下まわっていた。

### (ii) ひびわれの発生状況

ひびわれの性状については、接合はり・一体はりを通じて、全般に、プレストレス量による差が大きい。プレストレス量の大きい場合には、ひびわれ幅が小さくその数も少ない。これに対して、プレストレス量の小さいものでは、ほとんどはり全長にわたってひびわれが発生し、破壊荷重近傍においては、たわみの著しい増加によってひびわれ幅もきわめて大きくなることが認められた。

接合はりで、目地を載荷点または中間支点上に設けた場合には、接合面に曲げひびわれが発生するとその幅を著しく開口し、このために、ひびわれの分散性は極めて悪くなる。これは接合面では粗骨材のかみ合いがなくひびわれの進行が著しいためである。この傾向はプレ

ストレス量の大きいものに特に顕著であり、単純はりに対しても同様のことを認めており<sup>2)</sup>、注意を要する点である。これに対して、目地を設計荷重時の反曲点上に設けた場合は、一体はりときわめて類似したひびわれ性状を呈する。したがって、ひびわれ性状の点からみると、モーメントの大きい位置に目地を設けることは避けるべきである。

### (2) モーメント再分配の様相

図一4に示す荷重～中間支点モーメント・載荷点モーメントの関係から、載荷条件の異なる各シリーズごとにモーメント再分配の挙動を考察しよう。

#### (i) シリーズI (図一4(a))

このシリーズは第1曲げひびわれ発生以前の初期状態における中間支点モーメント ( $M_c$ ) の載荷点モーメント ( $M_A$ ) に対する比を  $M_c/M_A = 1$  としたものである。一方、本試験体は鋼材径の等しい複鉄筋断面であるので中間支点断面と載荷点断面の極限曲げモーメントは等しく、曲げ破壊を仮定したときの理論上の終局時の  $M_c/M_A$  は1となる。図示のように、このシリーズは、終局時に到るまで中間支点と載荷点モーメントの大きさが等しく、終局耐力を発揮するまでに大きな塑性回転の存在を必要としないことが明らかである。また、鋼材比とプレストレス量が同一のとき、接合面の位置に関係なく接合はりと一体はりのモーメント再分配の挙動に差の

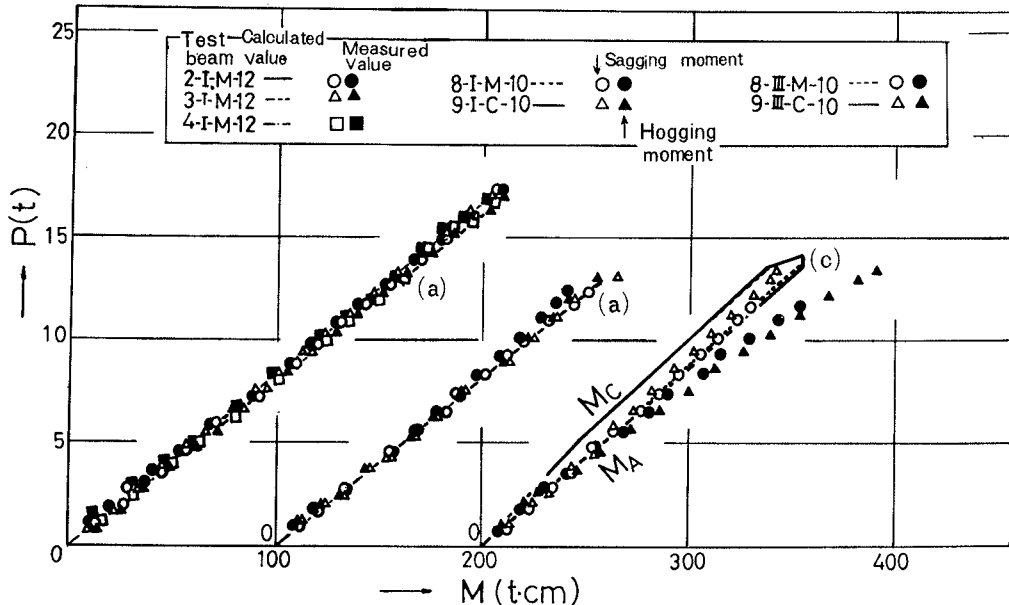


Fig.4 (a)(c) Moment distribution



ないことが示されている。

(ii) シリーズII (図-4 (b))

このシリーズは初期の $M_c / M_A$ が1.4となるように載荷したものである。理論的には、終局時に $M_c / M_A = 1$ となるから、曲げひびわれの発生以後終局時までシリーズIに較べて顕著なモーメントの再分配を起こすと考えられ、その挙動を調べるためのものである。

図-4 (b) から明らかなように、このシリーズでは中間支点上に最初の曲げひびわれが発生すると、この部分のモーメントの増加率が減少し始め、逆に載荷点モーメントが増大し始める。すなわち、この段階からモーメントの再分配が始まるのである。以後、終局時に到るまでのモーメントの再分配の様相は前記の計算法でうまく説明しうる事が明らかである。

このシリーズも接合部の位置に関係なく、接合はりとも一体はりのモーメントの再分配の様相はきわめてよく類似して、同一荷重下におけるモーメントの分布の大きさも両者で差がないと考えてよいであろう。

(iii) シリーズIII (図-4 (c))

このシリーズは初期の $M_c / M_A$ を0.78、終局時のその比を1.0としたものである。このシリーズはシリーズIIと相反するモーメントの再分配を呈する場合の挙動を検討するためのものである。図-4 (c) に示すように、このシリーズは最初に載荷点に曲げひびわれが発生し、この段階からシリーズIIとは逆に荷重の増加とともに中間支点上のモーメントの増加率がそれ以前より大きくなり始める。この傾向は本計算法でよく説明できる。このシリーズの供試体数は少なかったが、一体・接合はりともひびわれ後における中間支点上のモーメントが計算値よりかなり大きくなる傾向が認められた。

(iv) シリーズIV (図-4 (d))

このシリーズは終局時の $M_c / M_A$ が1.0であるのに対し初期の $M_c / M_A$ が1.7なる位置に載荷したものである。したがって、シリーズIIに較べると終局時に到るまでに著しいモーメントの再分配が生ずると考えられ、完全な曲げ破壊を起すにはかなり大きな塑性回転を必要とするものである。

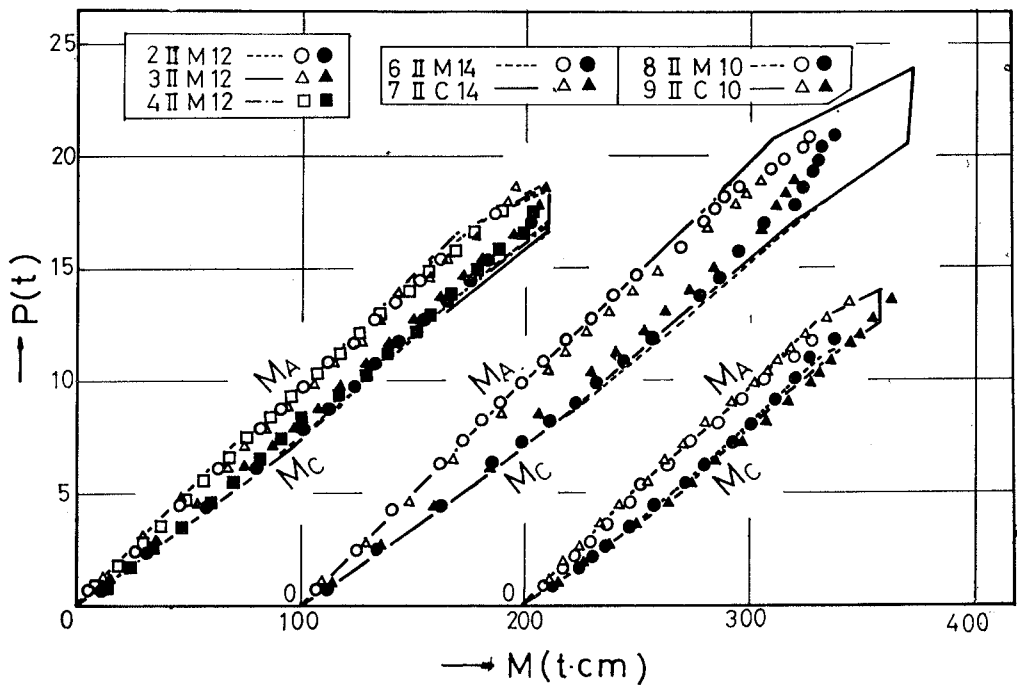


Fig.4 (b) Moment distribution

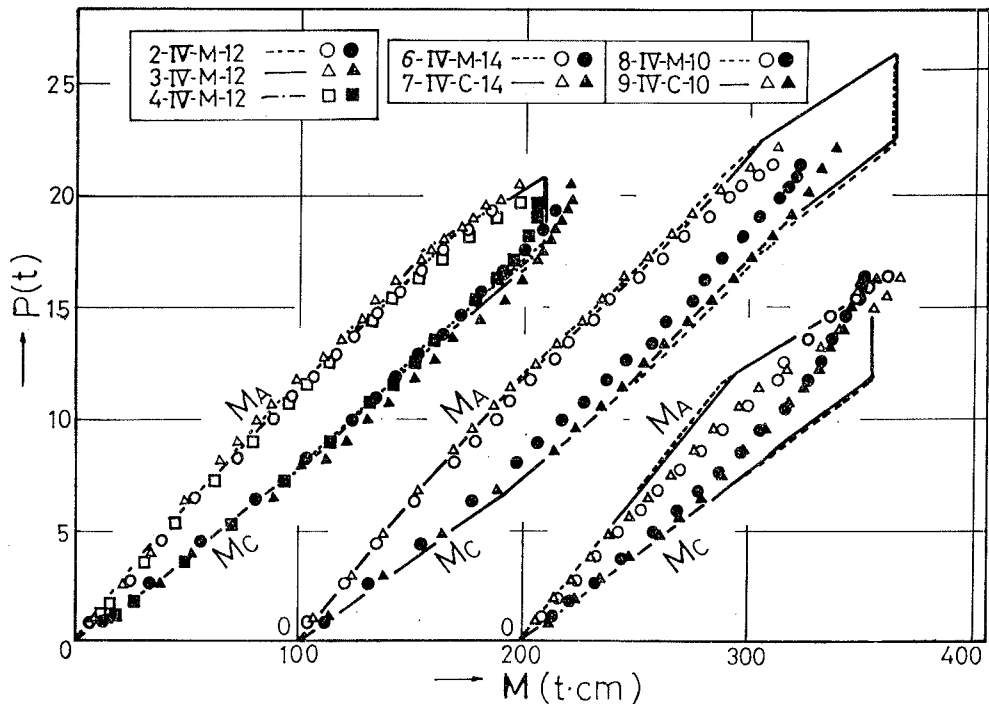


Fig.4 (d) Moment distribution

図-4 (d)に示すように、この場合の再分配については全般的にシリーズIIと同様のことがいえる。とくに、この場合は鋼材比の小さいものほど、終局状態におけるモーメントの再分配が著しく、大きな塑性回転を期待しうることが明らかである。

一方、前記の計算法は接合はりに対しては一体はりと同様に終局時までのモーメントの再分配の挙動をかなりうまく説明しうるものである。

#### (v) シリーズV (図-4 (e))

このシリーズはシリーズIIと全く同様であるが、本体部には普通コンクリートを用いていて、シリーズIIの軽量コンクリートの場合と比較するためのものである。

図-4 (e)に示すように、普通コンクリートを使用した場合の特徴としては、全般的に軽量コンクリートの場合より終局状態におけるモーメントの再分配が明瞭に表われるようである。この理由として軽量コンクリートでは終局時にせん断応力の増加とともに斜めひびわれの影響がでるのではないかと考えられる。しかし、普通コンクリートの場合も中間支点到目地を設けたもの以外は一体系りともモーメントの再分配に殆んど差はないとみな

してよく、両者ともに計算値は実験値とよく合致していることが示されている。しかし、中間支点到目地を設けたはりでは、ひびわれ以後 $M_c$ の増加率が減少し $M_A$ のそれが急激に増加し、むしろ $M_A$ の方が大となり、破壊近傍で $M_A/M_c$ が最大となる傾向が認められた。これは表-3に示すように、目地部モルタルと本体部コンクリートとの引張強度の差が小さいために接合面での付着引張強度が本体部の引張強度より低下し、この結果、この位置で最初に開口が起こり回転角が著しく大きくなって中間支点上ではりが浮き上がるような挙動を呈し反力が減少したものと考えられる。

#### (3) 破壊耐力

表-4の破壊耐力の実験値 $P_u$ を計算値 $P_{uc}$ と対比しながら考察してみよう。計算値は、終局時に中間支点和載荷点断面がともに極限曲げモーメントに達すると仮定したときの値である。

同表から、接合はりとはり一体はりに共通して次のことが明らかである。

シリーズIは(2)のモーメント再分配の項ですでに述べたように、曲げ破壊を起こすのに大きな塑性回転の存

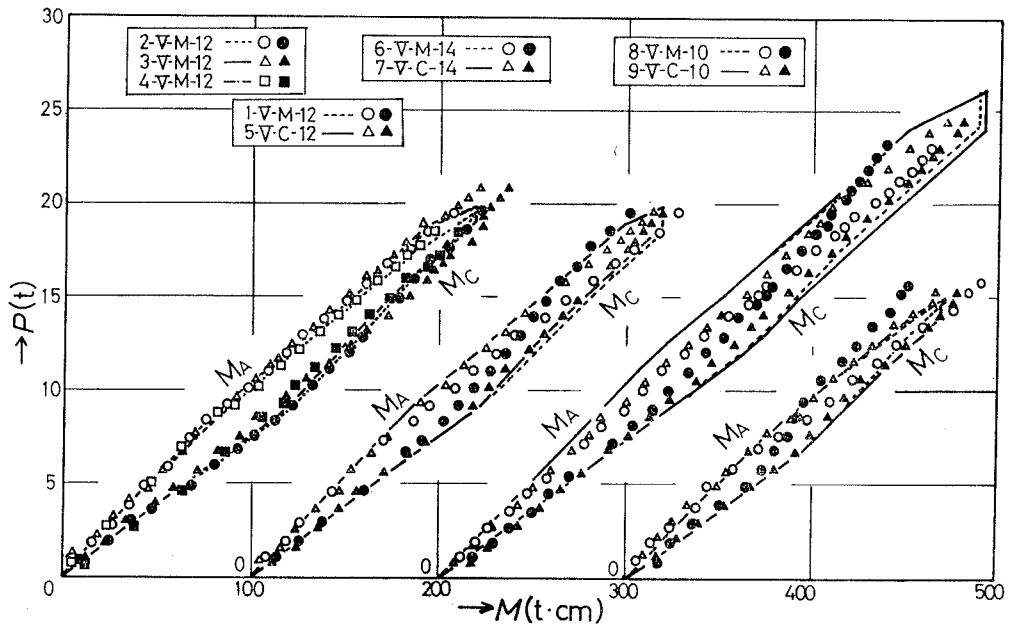


Fig.4 (e) Moment distribution

在を必要としないものである。この場合は  $P_u / P_{uc}$  は 1 より大きくしかもその比は他のシリーズのものより全般的に大きい。また、終局時に著しいモーメントの再分配を必要とするシリーズほど  $P_u / P_{uc}$  が小さくなる傾向が認められる。

一方、図-5 は各シリーズごとに、接合りの極限耐力を一体はりと比較したものである。ただし、各はりでコンクリートの強度に変動があるので、同図では一体はりの  $P_u / P_{uc}$  を 1.0 としたときの接合りのその比で表わ

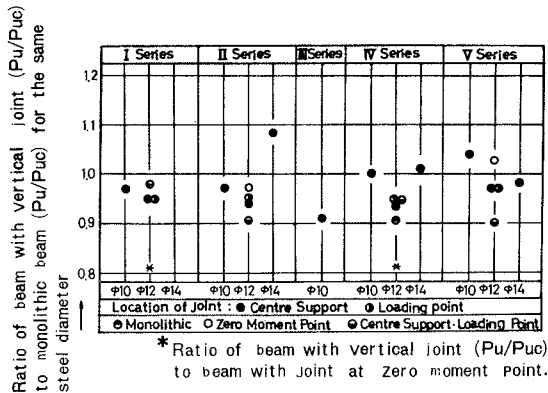


Fig.5 Effect of beam with vertical joint on ultimate load

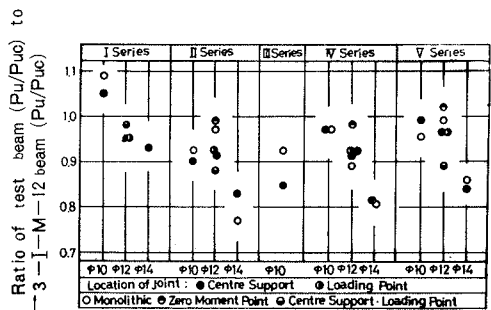


Fig.6 Effect of prestressing steel ratio on ultimate load

している。同図から、いずれのシリーズについても反曲点に接合部を設けた場合は一体はりと同等の耐力を有していることがわかるであろう。一方、中間支点と載荷点の両部に接合部を設けた最も条件の悪い場合でも一体はりの90%以上の耐力を期待しうる。以上のことから、せん断破壊を起こさないかぎり、接合部の存在が破壊耐力に及ぼす影響は無視してよいと考えられる。

図-6 は鋼材比と耐力の関係を調べたものである。同図によると、鋼材比が最も大きい場合 ( $\phi 14$

使用、 $P_s = 0.63\%$ ）には、初期の  $M_c/M_A$  と終局時の  $M_c/M_A$  に差があるほど終局時のモーメントの再分配が不完全であることを示している。なお、従来の研究では、鉄筋指数 ( $P_s \sigma_{sy}/\sigma_c$ ) が 0.15 以下であれば終局時に十分なモーメントの再分配が期待しうるといわれている。しかし、本試験結果によると、この限界鉄筋指数は初期の  $M_c/M_A$  と終局時の  $M_c/M_A$  の差の程度によって若干変動すると推察される。

Ratio of normal-weight concrete (Series V)  
( $P_u/P_{uc}$ ) to light-weight concrete (Series II)  
( $P_u/P_{uc}$ )

	0.9	1.0	1.1	1.2
1-V-M-12			○	
2-V-M-12		○		
3-V-M-12		○		
4-V-M-12		○		
5-V-C-12		○		
6-V-M-14		○		
7-V-C-14			○	
8-V-M-10			○	
9-V-C-10		○		

Fig.7 Effect of kinds of concretes on ultimate load

また、図一七は本体部に使用したコンクリートの種類による破壊耐力比（実験値と計算値の比）を比較したものである。なお、この場合軽量コンクリートの破壊耐力比を基準にとってある。

同図から、接合部の位置・鋼材比・圧着プレストレス量に関係なく、普通コンクリートを使用した方がやや軽量コンクリートの場合より耐力が大きくなっている（1～12%程度）ことがわかる。これは表一三に示すように普通コンクリートの方が圧縮強度が大きく、その結果鉄筋指数が小さくなること、および軽量コンクリートの破壊形式が脆性的であるのに対して普通コンクリートのそれはやや靱性に富み終局時におけるモーメントの再分配が十分に行なわれやすいためであると考えられる。とくに、鋼材比が大きい場合にその傾向が著しいようである。

#### (4) たわみ

図一八から次のことが明らかである。全シリーズを通じての結果から、載荷位置に関係なく曲げひびわれの発生前の荷重域はもちろん、それ以後の荷重域でも接合部の存在がたわみに及ぼす影響はきわめて小さいと考えてよく、中間支点と載荷点の両断面に接合部を設けた最も条件の悪い接合はりでも一体はりに較べて最大で10%程度大きいに過ぎない。この両位置に接合部を設けたはりのたわみがやや大きくなるのは、5・(1)のひびわれ発生状況の項で述べたように、接合面に発生した曲げひびわれがその幅を著しく開口し、その面に集中的に大きい回転が生ずるためと考えられる。しかし、それがたわみに及ぼす影響は、破壊時においてもこのように10%程度であって、実用的には無視しても十分である。

一方、同図に示すように4・(4)で述べたたわみの計算値は曲げひびわれの発生以前はもちろん、それ以後終局時に到るまでのたわみをかなり精度よく算定しうるものである。

コンクリートの連続はりでは、曲げひびわれの発生にともなってスパン方向に沿って曲げ剛性が変化し、複雑な挙動を呈するが、ここで述べた計算法は、各荷重階でのモーメントの分布、およびたわみをかなり定量的に求めるものであろう。

#### 6. まとめ

ここではプレキャスト部材間にモルタル目地を充填しプレストレスで圧着接合した連続はりの挙動について考察した。

本研究の主な結果を要約すると以下のとおりである。

(1) 目地部モルタルの引張強度が本体部コンクリートの約2倍以上になると、接合部と本体部間で十分な付着引張強度が期待できる。この結果接合面では本体部コンクリートと同等もしくはそれ以上の曲げひびわれ耐力が期待しうる。しかし、荷重の増加にともなって、ひとたび接合面に曲げひびわれが発生すると、その面における開口が著しくなりひびわれの分散性が悪くなる。この面から考えると接合部はできるだけモーメントの小さい位置に設けるのが望ましい。

(2) 曲げひびわれの発生以後から始まるモーメントの再分配の様相ならびにモーメントの分布の大きさそのものも、接合はりと一体はりで相違しない。

(3) 接合はりの曲げ破壊耐力は、中間支点と載荷点の両位置に接合部を設けた最も悪い条件のもとも、一体

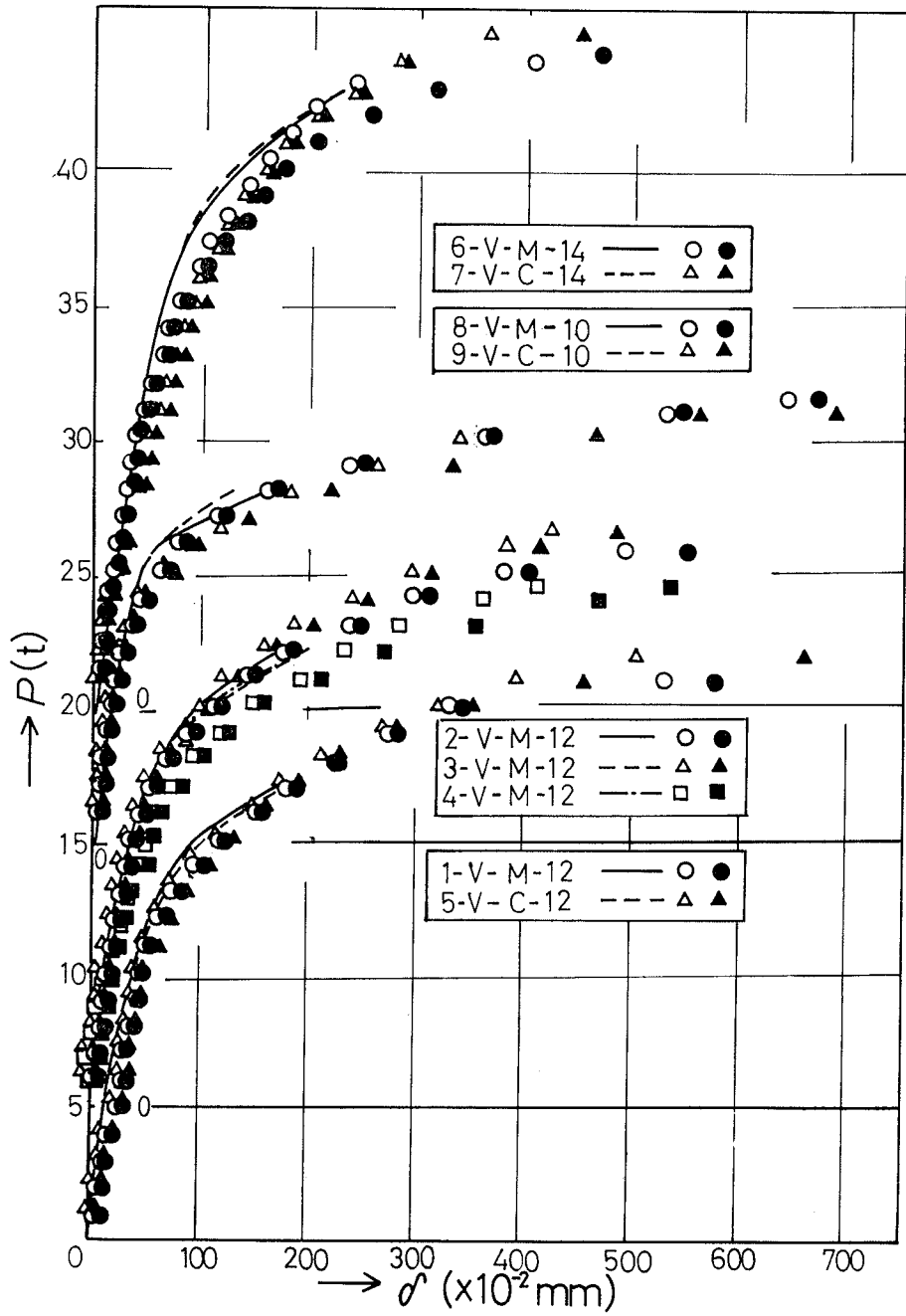


Fig.8 (a) Deflection

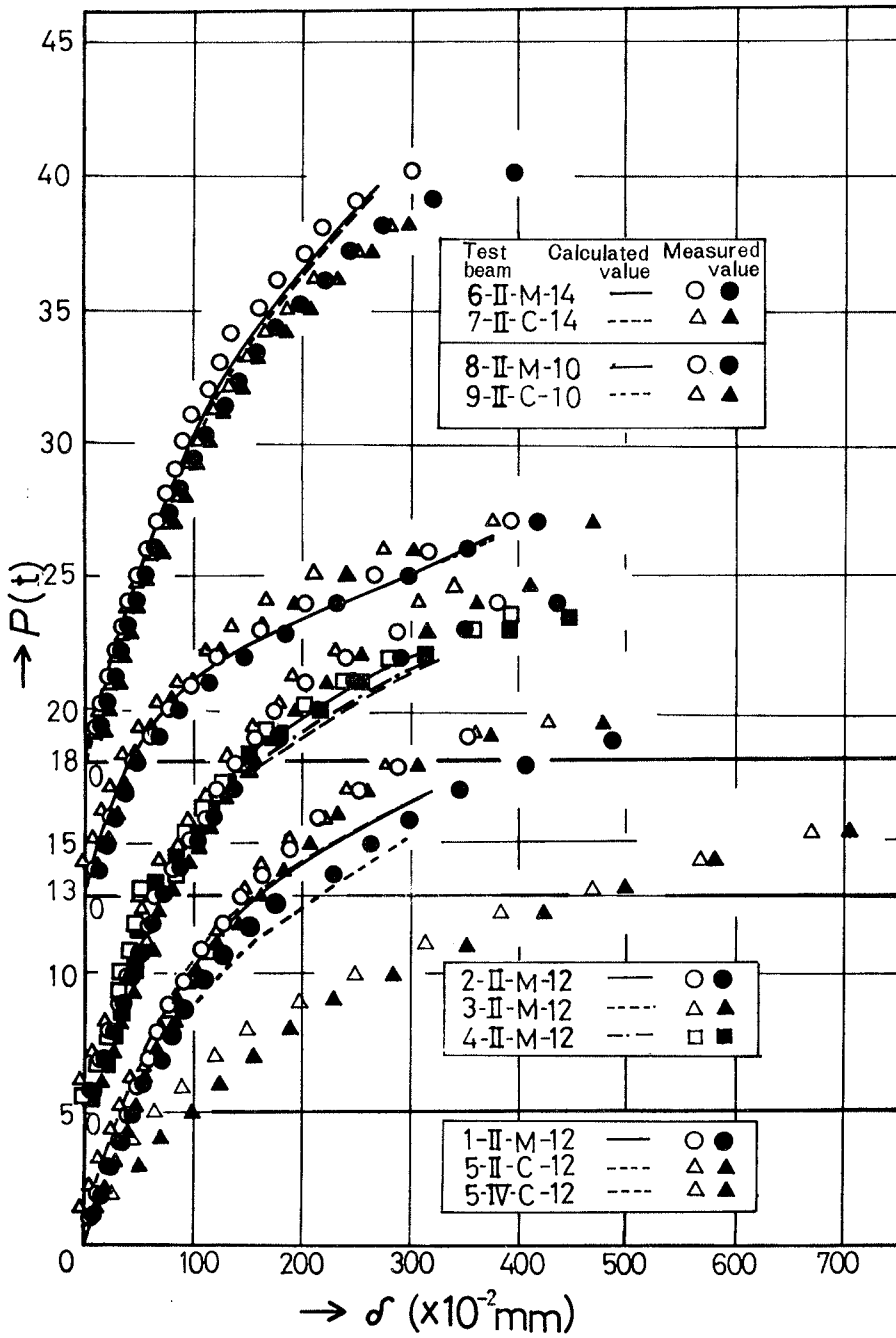


Fig.8 (b) Deflection

はりの90%以上が期待でき、接合部の破壊耐力に及ぼす影響は無視してよい。

また、鋼材比が大きい場合には、設計荷重時の中間支点モーメントの載荷点モーメントに対する比  $M_c/M_A$  と終局時のモーメント  $M_c/M_A$  の理論値間に差があるものほど終局時のモーメント再分配が不完全になりやすい。この鋼材比の大きさには接合はりと一体はりで差がないと考えられる。

(4) たわみは、中間支点と載荷点の両位置に接合部を設けた最も条件の悪い接合はりでも一体はりより最大10%程度大きくなるにすぎない。したがって、接合部の存在がたわみに及ぼす影響は実質的には無視しうる。

(5) ここでは、曲げひびわれの発達にともなう曲げ剛性の変化を考慮して、接合連続はりのモーメントの分布、たわみを計算したが、これらをかなり定量的に求めることが明らかになった。

#### 参 考 文 献

- 1) 坂静雄, 岡田清, 六車照; プレストレストコンクリート, 朝倉書店.
- 2) 大浜文彦, 小林和夫, 井上正一: プレキャスト部材の接合はりの曲げ特性, セメント技術年報, XXVIII, 1974.
- 3) 西林新蔵, 小林和夫, 吉岡保彦: 人工軽量骨材コンクリートを用いたはりの曲げおよびせん断特性に関する研究土木学会論文集, 第155号, 1968, 7.
- 4) 国分正胤: 新旧コンクリートの打継目に関する研究, 土木学会論文集, 第8号, 1950, 11.
- 5) 坂静雄・六車照・富永恵: 打継ぎ目をもつ PC はりの力学的性質に関する研究, セメント技術年報 XIV, 1960.
- 6) 木沢: コンクリートの打継部における強度, 日本建築学会論文報告集, 第60号, 1958, 10.