

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

STUDIES ON ULTIMATE STRENGTH AND DEFORMATIONS OF PRESTRESSED CONCRETE JOINTED GIRDERS USING MORTAR FILLER

小林 和 夫*

By Kazuo KOBAYASHI

1. 序

近年、プレキャストコンクリート部材を現場で架設・接合し一体化する工法が多方面に採用されている。この場合の接合方法には種々あるが、プレキャスト部材間にモルタルやコンクリートの目地材を充填し、プレストレスを与えて接合する方法は従来代表的なもの¹⁾である。

本論文はモルタル目地を用いプレストレスで接合した種々の構造のうち桁を対象とし、接合部の応力、破壊耐力、変形に関してとくに以下の点を考察したものである。

このような接合工法では、施工上からプレキャスト材の強度より弱いモルタルが目地に用いられる場合がある。また、たとえばPC桁を橋脚上に並べ、負モーメント域の中間支点上に鉄筋やPCロッドを配置して床版部ならびにPC桁間の間隙のコンクリートを打設する連続合成桁の現場打ちコンクリートの強度はPC桁よりかなり小さい場合が多い。この場合の中間支点部でも同様のことがいえる。このように目地材の強度がプレキャスト材の強度より小さい接合部に曲げモーメントあるいはそれと軸力が作用するときの終局耐力については接合部の圧縮強度の取扱いが重要であるが、従来明確ではない。そこで、接合供試体の圧縮試験を行い、目地厚と関連させてその取扱いを考察して強度推定法を検討した。さらに、この結果に基づいて単純桁の曲げ試験から得られた接合部の曲げ破壊耐力を考察した。

また、プレキャスト材と目地材の特性に差異があるとき、接合部近傍の応力に及ぼすその影響の有無を調べた。

一方、接合面の引張付着強度は実際の施工では期待できないので、一体断面のひびわれ発生モーメントより小さいモーメントで接合面が開口する。ここでは、ひびわ

れ幅からその面の回転変形を求める方法²⁾に着目して目地を有する桁（以下に接合桁という）と有さない桁（以下に一体桁という）のたわみ、連続桁とした場合のモーメント再分配の相違を考察した。この場合、接合面の作用モーメントが開口モーメントと一体桁のひびわれモーメントの間の時は両桁のたわみ、モーメント再分配特性の差異は接合面の回転変形のみに関係するであろう。これに関連するものに、RC柱とはりをプレストレスで接合したラーメンの隅角剛度を取扱った貴重な報告³⁾がある。しかし、破壊時までには接合部のモーメントが一体断面のひびわれモーメントより大きくなる場合は、対応する位置の一体桁断面のひびわれ発生による回転変形も考慮する必要がある。ここでは、後者まで含めた取扱いについて検討した。

2. 試験概要

(1) 供試体

図-1(1)の単純桁と図-2の角柱の圧縮試験によって種々の目地厚に対する接合部の破壊耐力を検討するとともに桁の接合部近傍の応力、前記の回転変形とたわみを調べた。次に、図-1(2)の連続桁で接合部の存在とモーメントの再分配の関係を調べた。

単純桁はプレキャスト材と目地材の圧縮強度の大小関係でA、Bタイプの2形式とした。AとBタイプの相違はそれぞれ目地材の強度がプレキャスト材より小さいもの、同等以上のものである。プレキャスト材のコンクリートと目地材に用いたモルタルの配合は表-3(1)、(2)に示すとおりである。これらは比較用の一体桁と同様に上縁で0 kg/cm²、下縁で100 kg/cm²のプレストレスを与えて接合した。単純桁は合計54本で、その種類、プレキャスト材と目地材の力学的性質、接合・載荷位置を表-1、図-1(1)に示す。

* 正会員 工博 岐阜大学助教授 工学部土木工学科

表-1 単 純 桁

(1) A タイプ

供試体の種類	プレキャスト配合 ¹⁾	目地部配合 ¹⁾	目地厚 (cm)	接合位置と 載荷方法 ²⁾	プレキャスト部 ³⁾				目地部 ³⁾			
					圧縮強度 (kg/cm ²)	引張強度 (kg/cm ²)	弾性係数 ×10 ⁵ (kg/cm ²)	ポアソン比	圧縮強度 (kg/cm ²)	引張強度 (kg/cm ²)	弾性係数 ×10 ⁵ (kg/cm ²)	ポアソン比
Iシリーズ	C-1	M-1	一体桁 0.75, 1.25 2, 3, 5	JP-1	656	30.6	3.67	0.201	413	37.9	2.14	0.211
	C-1	M-1	一体桁 0.75, 1.25 2, 3, 5	JP-2	657	36.0	3.79	0.200	413	37.9	2.14	0.211
IIシリーズ	C-2	M-2	一体桁 0.75, 1.25 2, 3, 5	JP-1	845	43.6	4.14	0.196	489	31.2	2.40	0.219
	C-2	M-2	一体桁 0.75, 1.25 2, 3, 5	JP-2	822	42.7	4.27	0.185	489	31.2	2.40	0.219

- 1) 表-3(1) 参照。 2) 図-1(1) 参照。
 3) 圧縮強度：10φ20cm シリンダーによる。 引張強度：10φ20cm シリンダーの割裂試験。
 弾性係数，ポアソン比：圧縮強度のほぼ 1/3 点の圧縮応力に対するもの。

(2) B タイプ

供試体の種類	プレキャスト配合 ¹⁾	目地部配合 ¹⁾	目地厚 (cm)	接合位置と 載荷方法 ²⁾	プレキャスト部 ³⁾				目地部 ³⁾			
					圧縮強度 (kg/cm ²)	引張強度 (kg/cm ²)	弾性係数 ×10 ⁵ (kg/cm ²)	ポアソン比	圧縮強度 (kg/cm ²)	引張強度 (kg/cm ²)	弾性係数 ×10 ⁵ (kg/cm ²)	ポアソン比
Iシリーズ	C-3	M-3	一体桁 0.75, 1.25 2, 3	JP-1	470	25.3	3.85	0.190	505	25.1	2.59	0.211
	C-3	M-3	一体桁 0.75, 1.25 2, 3	JP-2	484	27.9	3.99	0.190	505	25.1	2.59	0.211
	C-3	M-3	一体桁 0.75, 1.25 2, 3	JP-3	430	30.7	3.76	0.164	455	24.6	2.46	0.196
IIシリーズ	C-3	M-4	一体桁 0.75, 1.25 2, 3	JP-1	400	25.7	3.47	0.184	595	28.6	2.85	0.196
	C-3	M-4	一体桁 0.75, 1.25 2, 3	JP-2	475	27.5	4.09	0.179	649	25.3	2.96	0.207
	C-3	M-4	一体桁 0.75, 1.25 2, 3	JP-3	461	29.1	3.73	0.175	640	25.3	2.96	0.207

- 1) 表-3(2) 参照。 2) 図-1(1) 参照。
 3) 圧縮強度：10φ20cm シリンダーによる。 引張強度：10φ20cm シリンダーの割裂試験。
 弾性係数，ポアソン比：圧縮強度のほぼ 1/3 点の圧縮応力に対するもの。

表-2 連続桁の種類と破壊荷重

供試体	プレキャスト部 ¹⁾			目地部 ¹⁾			PC鋼材量	プレストレス (kg/cm ²)	接合位置	破壊荷重	
	圧縮強度 (kg/cm ²)	引張強度 (kg/cm ²)	弾性係数 ×10 ⁵ (kg/cm ²)	圧縮強度 (kg/cm ²)	引張強度 (kg/cm ²)	弾性係数 ×10 ⁵ (kg/cm ²)				実験値 (t)	実験値 ²⁾
No. 1	581	37.2	4.04	—	—	—	2-φ12	80	一体桁	21.8	1.19
No. 2	581	37.2	4.04	649	43.8	3.54	2-φ12	80	中間支点	21.2	1.16
No. 3	581	37.2	4.04	649	43.8	3.54	2-φ12	80	載荷点	20.8	1.14
No. 4	581	37.2	4.04	649	43.8	3.54	2-φ12	80	中間支点載荷点	19.5	1.07
No. 5	581	37.2	4.04	649	43.8	3.54	2-φ12	80	変曲点	22.0	1.20
No. 6	634	44.1	4.19	—	—	—	2-φ10	50	一体桁	15.9	1.13
No. 7	634	44.1	4.19	649	43.8	3.54	2-φ10	50	中間支点	16.5	1.17
No. 8	634	44.1	4.19	—	—	—	2-φ14	110	一体桁	25.0	1.02
No. 9	634	44.1	4.19	649	43.8	3.54	2-φ14	110	中間支点	24.3	0.99

- 1) 圧縮強度：10φ20cm シリンダーによる。 引張強度：10φ20cm シリンダーの割裂試験。
 弾性係数：圧縮強度のほぼ 1/3 点の圧縮応力に対する割裂係数，ただし配合は表-3(3) に示す。
 2) 破壊荷重の計算値は，載荷点と中間支点到塑性ヒンジの生成を仮定した次式による極限荷重

$$P_{uc} = [2l/r(l-r)]M_{u1} + [2/(l-r)]M_{u2}$$

$$l$$
: スパン r : 端支点から載荷点までの距離
 M_{u1} , M_{u2} : 載荷点，中間支点断面の極限曲げモーメントの計算値（この場合は，目地材の圧縮強度がプレキャスト材と同等以上であるから， M_{u1} , M_{u2} はすべてプレキャスト材の強度を用いて求めた）

一方、連続桁は目地厚 4 cm でプレキャスト材と同等以上の強度を有するモルタルを充填し、断面図心に関して対称に配置した 2 本の PC 鋼棒でプレストレスを与えた。断面寸法、接合位置と種類、配合を図-1(2)、表-2、表-3(3) に示す。

ただし、以上のいずれの桁も一体桁に対する曲げ破壊荷重を計算し、この時のせん断力に対して土木学会 PC 設計施工指針に基づいてスターラップ筋を配置した。

他方、桁供試体のほかに目地材の圧縮強度がプレキャスト材より小さい場合の接合部の圧縮強度の取扱いを検討するため、図-2 のように 10×10×40 cm の供試体の中央部に目地材としてモルタルを配置した接合角柱を作製して圧縮試験を行った。供試体は表-3(1) のプレキャスト部コンクリートと目地材の配合の組合せにより Case 1 (C-1, M-2), Case 2 (C-1, M-1), Case 3 (C-2, M-2), Case 4 (C-2, M-1) の 4 種類とし、各 Case に対して 0.75, 1, 1.5, 2, 3, 5 cm の 6 種類の日地厚を選定した。これと同時に、10×10×40 cm の角柱供試体でプレキャスト部に使用したコンクリートならびに目地材単体の圧縮試験を実施した。

(2) 使用材料

A タイプの単純桁と接合角柱供試体のプレキャスト部

には普通ポルトランドセメント、木曽川産粗骨材(最大寸法 10 mm)、揖斐川産細骨材(最大寸法 5 mm)を用いた。また、目地材には普通ポルトランドセメントなら

表-3 示方配合

(1) Aタイプ単純桁と角柱圧縮試験

種別	記号	単位水量 (kg/m ³)	単位セメント量 (kg/m ³)	水セメント比 (%)	単一位細骨材量 (kg/m ³)	単一位粗骨材量 (kg/m ³)
プレキャスト部	C-1	170	600	28.3	530	1080
	C-2*	136	600	22.6	561	1139
目地部	M-1	370	705	52.5	1058	—
	M-2	347	731	47.5	1096	—

* アルキルアリルスルホン酸塩系減水剤使用

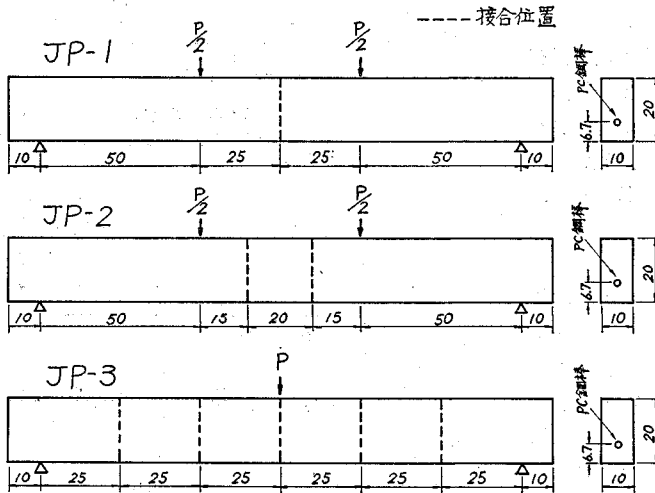
(2) Bタイプ単純桁

種別	記号	単位水量 (kg/m ³)	単位セメント量 (kg/m ³)	水セメント比 (%)	単一位細骨材量 (kg/m ³)	単一位粗骨材量 (kg/m ³)
プレキャスト部	C-3	160	400	40	811	990
目地部	M-3	381	692	55	1038	—
	M-4	335	744	45	1116	—

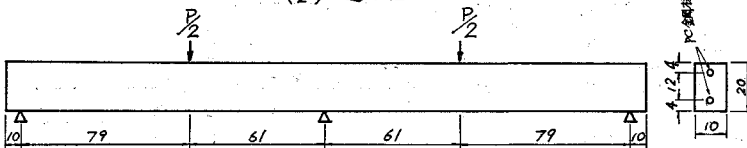
(3) 連続桁

種別	記号	単位水量 (kg/m ³)	単位セメント量 (kg/m ³)	水セメント比 (%)	単一位細骨材量 (kg/m ³)	単一位粗骨材量 (kg/m ³)
プレキャスト部	C-4	168	450	35	718	1062
目地部	M-5	300	750	40	1500	—

(1) 単純桁



(2) 連続桁 (接合位置: 表-2)



(単位: cm)

図-1 桁供試体の断面・寸法

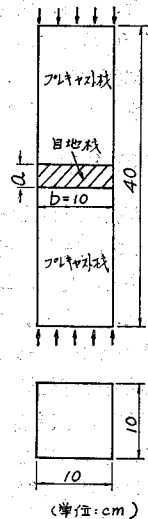


図-2 接合角柱供試体の圧縮試験

びにコンクリートと同一の細骨材を最大寸法 2.5 mm として用いた。一方、P C 鋼棒には高周波熱練社の $\phi 12$ 、第 4 種、異形鋼棒（ウルボン）、スターラップ筋と組立筋には $\phi 6$ の丸鋼を用いた。

B タイプの単純桁は、目地材に早強セメントを用いた他は上記のものと同じ材料で作製した。

一方、連続桁ではプレキャスト部には普通ポルトランドセメント、木曾川産粗骨材（最大寸法 15 mm）、長良川産細骨材（最大寸法 5 mm）を、目地部は早強セメントとプレキャスト部と同じ細骨材（最大寸法 5 mm）を用いた。この場合の P C 鋼棒には単純桁と同一種類の $\phi 10$ 、 $\phi 12$ 、 $\phi 14$ を使い、スターラップ筋と組立筋には $\phi 6$ の丸鋼を使用した。

(3) 供試体の作製方法

- A タイプ桁：プレキャスト部打設 $\xrightarrow{1日}$ 脱型 $\xrightarrow{6週}$
目地充填 $\xrightarrow{3週}$ プレストレス導入 $\xrightarrow{4週}$ 試験
- B タイプ桁：プレキャスト部打設 $\xrightarrow{1日}$ 脱型 $\xrightarrow{6週}$
目地充填 $\xrightarrow{2週}$ プレストレス導入 $\xrightarrow{3週}$ 試験
- 連続桁：プレキャスト部打設 $\xrightarrow{1日}$ 脱型 $\xrightarrow{6週}$
目地充填 $\xrightarrow{3週}$ プレストレス導入 $\xrightarrow{5週}$ 試験
- 接合角柱：プレキャスト部打設 $\xrightarrow{1日}$ 脱型 $\xrightarrow{6週}$
目地充填 $\xrightarrow{7週}$ 試験

ただし、桁供試体は所定のプレストレス導入後ただちに早強セメントペーストでグラウトを行った。

以上の供試体は試験の約 1 週間前まで実験室内で湿布養生を行った。なお、接合面はプレキャスト部の打設時に木製の側板に接してフラットな状態にあり、アセトンで十分に清拭して目地を充填した。桁は取扱い上目地の硬化をまって P C 鋼棒をスパナで軽く仮締めした。

(4) 試験方法

単純桁の荷重試験は図-1(1) のように行った。単純桁の A タイプは最小目盛 1/100 mm のダイヤルゲージでスパン中央と荷重点、B タイプ桁はスパン中央のたわみを測定した。さらに、プレキャスト部にゲージ長 30 mm のストレインゲージを貼布してプレストレス導入時と荷重試験時の部材軸およびそれと直角方向のひずみ ϵ_x 、 ϵ_y を測定し、接合部近傍領域の応力を調べた。また、回転変形を求めるため A タイプ桁では、曲げスパン内の側面で P C 鋼材位置、上縁と下縁より 2 cm の位置に 10 cm 間隔でプラグを貼って最小目盛 1/1 000 mm のホイットモアひずみ計で接合面の開口幅と一体桁のひびわれ幅を測定した。

一方、連続桁は図-1(2) のように 2 スパンの左右対称位置に集中荷重をかけ、ロードセルで各支点の反力を測定し、各荷重階の中間支点と荷重点のモーメントを求

めた。

また、接合角柱供試体の圧縮試験は図-2 に示す方法で実施した。

3. 試験結果の解析と考察

(1) 接合部近傍領域の応力

プレストレス導入時と接合面開口以前の設計荷重域内における接合部近傍（接合面より 2 cm）と少し離れた位置（10 cm：部材全高の 1/2 に相当）のプレキャスト部の部材軸方向応力 σ_x の一例を図-3、4 に示す。

実験値は $\sigma_x = E(\epsilon_x + \nu\epsilon_y)/(1 - \nu^2)$ として求めた。ただし、 E, ν は表-1 に示す圧縮強度のほぼ 1/3 点の応力に対する割線弾性係数とポアソン比を用いた。

一方、計算値は次式から算定したものである。

$$\left. \begin{aligned} \text{プレストレス} : \sigma_x' &= P/A + P \cdot e \cdot y/I \\ \text{荷重による応力} : \sigma_x'' &= M \cdot y/I \end{aligned} \right\} \dots (1)$$

ここに、 P ：プレストレス力、 e ：断面図心からの P C

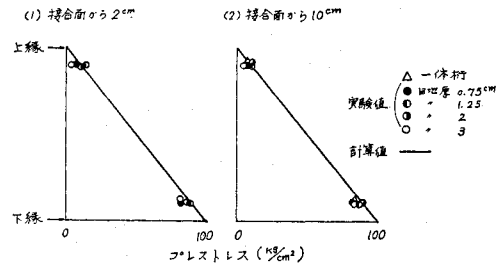


図-3 接合部周辺のプレストレス (B タイプ：II シリーズ、JP-2)

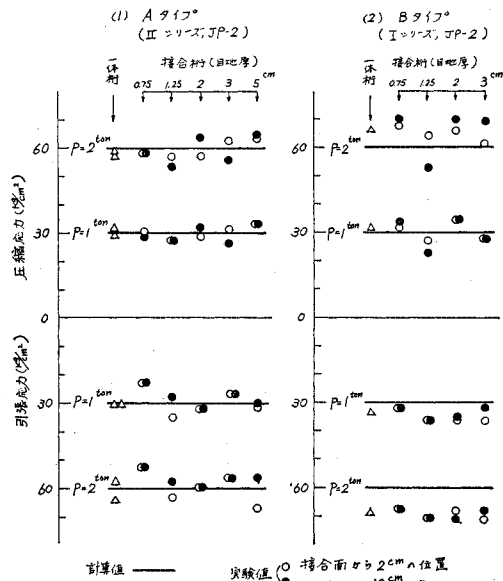


図-4 接合部周辺のプレキャスト部の曲げ応力

鋼材の偏心距離, M :作用曲げモーメント, A :断面積, I :断面2次モーメント, y :図心からの距離

図-3, 4に示す結果から, プレストレスならびに接合面が開く以前の設計荷重域内では, プレキャスト材と目地材で弾性係数, ポアソン比が相違し, 本供試体のように後者が前者よりポアソン比がやや大きく弾性係数が0.6倍程度の時でも(表-1参照), 接合部近傍の応力は目地厚に関係なくその影響を無視し式(1)で算定して十分である。

(2) 接合部の破壊耐力

a) 接合部の圧縮強度

接合角柱の圧縮試験結果を σ_c/σ_{cc} (σ_c :接合部の見掛け圧縮強度を示し, 破壊荷重を断面積で除したもの, σ_{cc} :プレキャスト材に用いたコンクリート単体の圧縮強度を示し $10 \times 10 \times 40$ cm 角柱供試体から求めたもの) と b/a (a :目地厚, b :目地の横寸法, ここでは $b=10$ cm) の関係で整理したものを図-5(1)に示す。なお, $b/a=0$ に対する σ_c/σ_{cc} の値は, $10 \times 10 \times 40$ cm 供試体で求めた目地材単体の圧縮強度 σ_{cm} と σ_{cc} の比, σ_{cm}/σ_{cc} を示す。各 Case の σ_{cm}/σ_{cc} は図-5(1)に示すとおりである。

これらと同時に, $\sigma_{cm}/\sigma_{cc}=0.7$ に対して報告されている Summerville の試験結果³⁾を 図-5(2)に示す。

図-5のように, 実験結果はいずれも目地材の圧縮強度がプレキャスト材より小さくても, 両者を接合体とした時の接合部の見掛け圧縮強度は目地厚が減少して b/a が増大すると, 目地材単体強度より次第に増加し, 目地厚を薄くすることが得策であることを示している。

これは, おのおのを単体としてみると低強度の目地材の方が先に破壊し, 破壊近傍域では縦のひずみとポアソン比が著しく大きくなる。したがって, 強度の異なる両者の接合体を破壊まで圧縮すると目地材の横変形がプレキャスト材に拘束されるため, 目地材は側方より圧縮応力を受けてその見掛けの圧縮強度が増加すると考えられる。

これは圧縮強度に及ぼす加圧板のまさつの影響⁴⁾に似た一現象と考えられる。ここでは, 両者の接合面に $\mu\sigma$ なるせん断応力が作用し, これによって目地材の横変形が拘束されると考えて解析した。この問題は軸対称問題として解くことが好ましいが, 以下では便宜的に二次元問題として取扱い, その応力と作用方向を図-6のように仮定した。なお, 応力は目地の中央に関して左右対称であるから図示のように片側部のみを考え, 中央位置を $x=0$, 側面を $x=b/2$ とする。

まず, 図-6に示す dx 間の微小要素の力のつり合いから,

$$\left. \begin{aligned} a \cdot d\sigma_1 + 2\mu\sigma \cdot dx &= 0, \\ \text{すなわち} \\ d\sigma_1/dx + 2\mu\sigma/a &= 0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(2)$$

一方, 側方圧縮 σ_1 を受ける時の圧縮強度 σ は, 従来の研究結果⁵⁾を準用して近似的に次式で与えられるもの

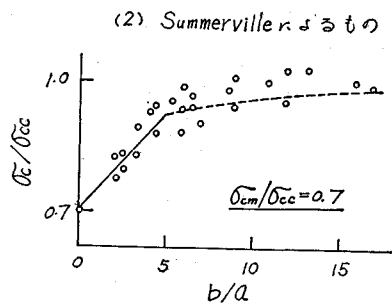
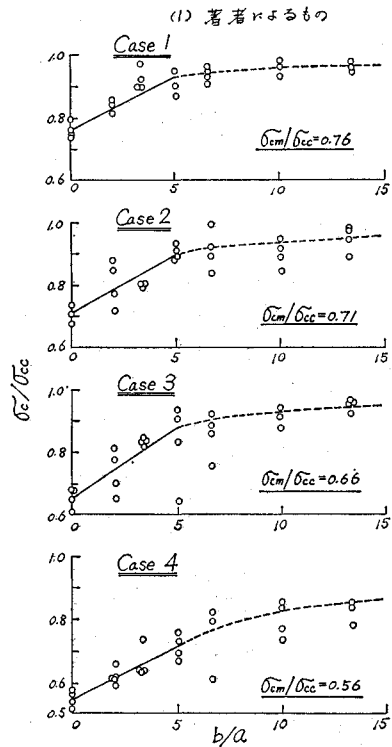


図-5 圧縮試験結果

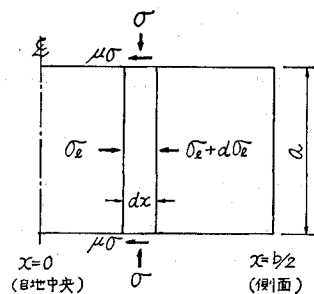


図-6 目地部の応力状態

とする。

$$\sigma = \sigma_{cm} + k\sigma_l \dots\dots\dots(3)$$

k は側方圧縮による強度の増加を表わす係数である。

式(3)の σ_l を式(2)に代入し、 $x=b/2$ で $\sigma_l=0$ すなわち $\sigma=\sigma_{cm}$ なる境界条件のもとで σ を求めると、次式を得る。

$$\sigma = \sigma_{cm} \cdot e^{2\mu k(b/2-x)/a} \dots\dots\dots(4)$$

圧縮試験によって得られる強度は式(4)の平均応力であるから、 σ_c は次のようになる。

$$\begin{aligned} \sigma_c &= \int_0^{b/2} \sigma dx / (b/2) = \sigma_{cm} \cdot \frac{1}{\mu k} \cdot \frac{a}{b} [e^{\mu k(b/a)} - 1] \\ &= \sigma_{cm} \cdot \frac{1}{\mu k} \cdot \frac{a}{b} \left[\mu k \left(\frac{b}{a} \right) + \frac{1}{2} (\mu k)^2 \left(\frac{b}{a} \right)^2 + \dots \right] \end{aligned} \dots\dots\dots(5)$$

$\mu k(b/a)$ が小さい範囲では、式(5)の[]内は近似的には第2項まで採れば十分であるから、この場合の σ_c は、

$$\sigma_c = \sigma_{cm} \left[1 + \frac{1}{2} \mu k \left(\frac{b}{a} \right) \right] \dots\dots\dots(6)$$

あるいは、 σ_{cc} に対する比をとると次式が得られる。

$$\sigma_c / \sigma_{cc} = (\sigma_{cm} / \sigma_{cc}) \left[1 + \frac{1}{2} \mu k \left(\frac{b}{a} \right) \right] \dots\dots\dots(7)$$

式(6),(7)は b/a が小さい範囲では、目地材すなわち接合部の見掛け圧縮強度 σ_c は b/a の増大とともに直線的に増加することを示す。実験結果でも図-5のようにおよそ $b/a \leq 5$ の範囲では σ_c / σ_{cc} と b/a の間にこれとほぼ同様の関係が認められ、解析仮定がある程度当を得たものと考えられる。

いま、図-5の実線のように $b/a \leq 5$ の範囲で最小自乗法による直線の勾配から μk を求め、 $\sigma_{cm} / \sigma_{cc}$ との関係を示したのが図-7である。それによると $\sigma_{cm} / \sigma_{cc}$ が0.5程度以上の時は両者の関係は式(8)で近似できる。なお、式(8)は $\sigma_{cm} / \sigma_{cc} = 1$ の場合は $\mu k = 0$ すなわち $\sigma_c / \sigma_{cc} = \sigma_{cm} / \sigma_{cc} = 1$ を与える。

$$\mu k = c(1 - \sigma_{cm} / \sigma_{cc}) \dots\dots\dots(8)$$

式(7),(8)から $b/a \leq 5$ の場合、 σ_c / σ_{cc} は次式から推定しうる。

$$\sigma_c / \sigma_{cc} = (\sigma_{cm} / \sigma_{cc}) \left[1 + \frac{1}{2} c (b/a) (1 - \sigma_{cm} / \sigma_{cc}) \right] \dots\dots\dots(9)$$

上式の c は、本実験と Summerville の結果(接合面の状態は文献では不明)から、 $c=1/2.75$ 程度と考えられる。

なお、圧縮破壊時の接合面のせん断応力 $\tau = \mu\sigma$ は σ に式(4)を代入すると計算でき、 $b/a \leq 5$ 、 $\sigma_{cm} / \sigma_{cc} \geq 0.5$ の範囲では $b/a=5$ 、 $\sigma_{cm} / \sigma_{cc}=0.5$ の時最大となる。いま、 $c=1/2.75$ 、 k は一般に4程度とみなすと、この最大のせん断応力は $x=0 \sim b/2$ に対して $\tau=0.085 \sigma_{cm} \sim$

$0.045 \sigma_{cm}$ となる。打継面の純せん断強度は粗面では約 $0.12 \sigma_{cm}$ ⁶⁾、本試験体のようにフラットな時はその約1/2であり、接合面に大きな圧縮応力が作用する時は著しく増加する⁷⁾。したがって、フラットでも上記の τ で付着は阻害されないと思われ、 c 値は接合面の粗滑に関係しないであろう。

一方、 $b/a > 5$ では $b/a \leq 5$ の場合に比べると、 b/a の増大に伴う σ_c / σ_{cc} の増加はかなり小さくなり、図-5の点線のように目地厚が0、すなわち $b/a = \infty$ の時に $\sigma_c / \sigma_{cc} = 1$ と考えた次の双曲線式が実験結果をかなり良く表現している。

$$\sigma_c / \sigma_{cc} = (b/a) / [(b/a) + 5(1-\beta) / \beta] \dots\dots\dots(10)$$

ここに、 β は $b/a=5$ のときの σ_c / σ_{cc} の値を表わす。したがって、これは式(9)で $b/a=5$ とおいた次式から推定できる。

$$\beta = (\sigma_{cm} / \sigma_{cc}) [1 + 2.5 c (1 - \sigma_{cm} / \sigma_{cc})] \dots\dots\dots(11)$$

b) 桁の接合部の曲げ破壊耐力

目地材の圧縮強度がプレキャスト材と同程度以上のBタイプの単純桁はPC鋼材が降伏してプレキャスト部が圧潰したのに対し、逆のAタイプでは目地部が圧潰して曲げ破壊を呈した。

図-8は、一体桁の曲げ破壊モーメント実験値 M_{uc} に対する接合桁の曲げ破壊モーメント実験値 M_{uJ} の比を示したものである。それによると、Bタイプでは接合桁の耐力の低下はほとんどなく、破壊耐力に及ばず接合の影響は無視できるであろう。一方、Aタイプでは目地厚の増加に伴って耐力の減少が大きくなり、目地材の圧縮強度にほぼ等しい強度を有する一体桁(図-8(1))には参考のためにAタイプの接合桁のモルタルに近い強度を有するBタイプの一体桁の実験値を目地厚が ∞ の時の M_{uJ} とみなした M_{uJ} / M_{uc} の値を併記した)の耐力に漸近していく様相が認められる。

本試験結果から、目地厚を可能な範囲で薄くしておけば目地材の圧縮強度がプレキャスト材より低下しても破壊耐力の低下が軽減されることが明らかであって、前記の圧縮試験結果と同様なことが示される。

目地厚は部材寸法との相対値としての尺度で評価されると考えられるが、その基準になる寸法について調べた。

図-9は、Aタイプ桁の破壊耐力実験値から求めた接合部の見掛け圧縮強度と前記の圧縮試験結果の関係を示

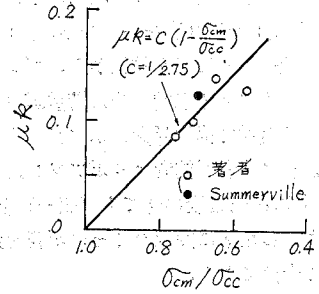


図-7 μk と $\sigma_{cm} / \sigma_{cc}$ の関係

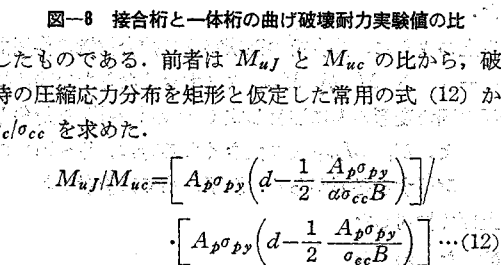
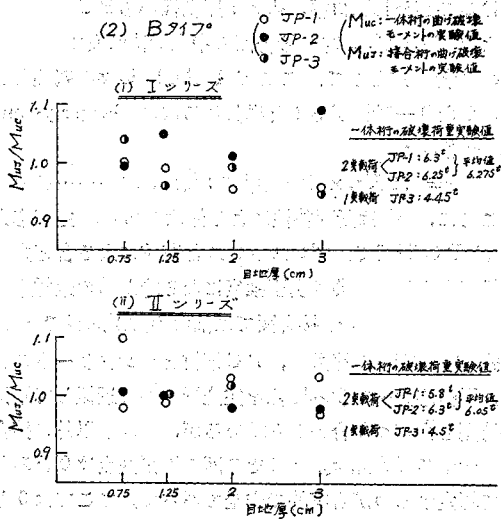
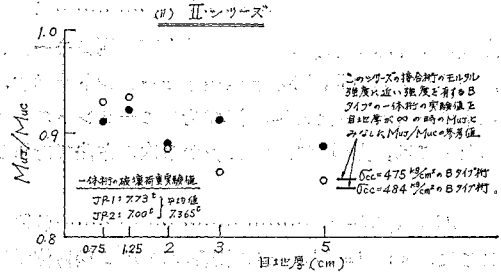
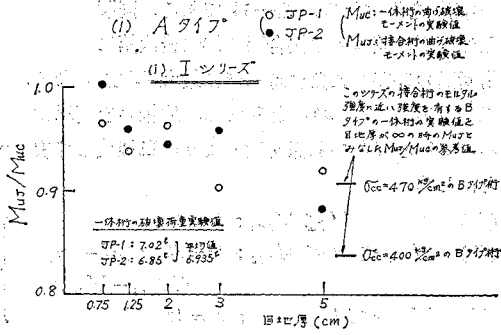


図-8 接合桁と一体桁の曲げ破壊耐力実験値の比

したものである。前者は M_{uJ} と M_{uc} の比から、破壊時の圧縮応力分布を矩形と仮定した常用の式 (12) から σ_c/σ_{cc} を求めた。

$$M_{uJ}/M_{uc} = \left[A_p \sigma_{py} \left(d - \frac{1}{2} \frac{A_p \sigma_{py}}{\alpha \sigma_{cc} B} \right) \right] / \left[A_p \sigma_{py} \left(d - \frac{1}{2} \frac{A_p \sigma_{py}}{\sigma_{cc} B} \right) \right] \dots (12)$$

ここに、 A_p : 鋼材断面積、 σ_{py} : 鋼材降伏点、 d : 圧縮縁から鋼材位置までの距離、 B : 断面の幅、 α : σ_c/σ_{cc} 。一方、図示の実線は圧縮試験結果に基づく式(9)、(10)の目地の横寸法の代わりに桁の破壊時の中立軸高さ $x_u = A_p \sigma_{py} / \alpha \sigma_{cc} B$ を用いて、 σ_c/σ_{cc} を求めたものである。

図-9によると、式(12)中の耐力算定式が近似式で

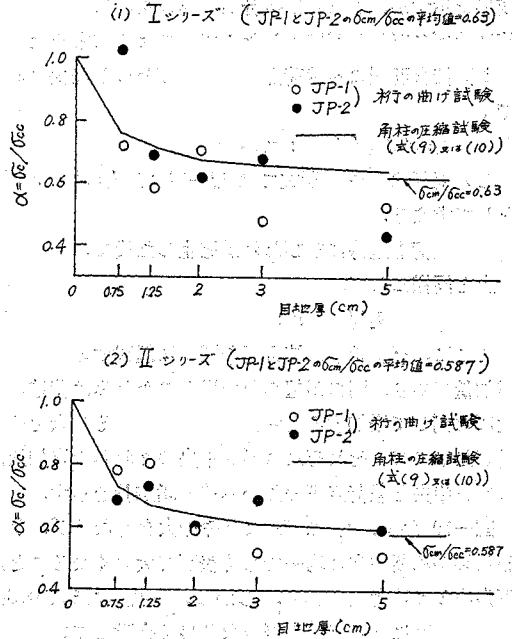


図-9 桁(Aタイプ)の曲げ試験と角柱の圧縮試験結果の関係

あるため桁の耐力比から推定した σ_c/σ_{cc} は圧縮試験結果に基づく σ_c/σ_{cc} と差異があるが、全体的にみると比較的良く合致していると考えられる。このことは、接合部の曲げ破壊耐力に及ぼす目地厚の影響を評価する際の基準の寸法として破壊時の中立軸高を採用するであろうことを示している。

したがって、接合桁と一体桁の曲げ破壊耐力の差異は、たとえば破壊時の圧縮域形状が幅 B の矩形の場合は次式から中立軸高さ x_u を求め、 $\alpha = A_p \sigma_{py} / \sigma_{cc} \cdot x_u \cdot B$ を式(12)に代入することによって推定することができる。

$$A_p \sigma_{py} = \alpha \sigma_{cc} \cdot x_u \cdot B = f(x_u/a, \sigma_{cm}/\sigma_{cc}) \cdot \sigma_{cc} \cdot x_u \cdot B \dots (13)$$

ただし、 $\alpha = \sigma_c/\sigma_{cc}$ は式(9)または(10)で b/a を x_u/a に置き換えればよいので、 x_u/a と σ_{cm}/σ_{cc} の関数となり $\alpha = f(x_u/a, \sigma_{cm}/\sigma_{cc})$ で与えられる。

(3) 接合桁と一体桁の変形挙動

a) 接合面と一体断面の回転変形

図-10は、ひびわれ幅とたわみの測定値から求めた回転変形間の関係を接合桁(Aタイプ、Jp-1形式)について示したものである。図示の回転変形 θ_0 はPC鋼材位置と下縁から2cmの位置での接合面のひびわれ開口幅 ω_1, ω_2 より、 $\theta_0 = (\omega_2 - \omega_1) / Z$ (Z : ω_1 と ω_2 測定位置間の鉛直距離) として求めた。一方、 θ_0 は同一桁のたわみ測定値から図-14のような関係より求めた回転

変形を示すが、これらは接合面の開口後、次に載荷点近傍に曲げひびわれが発生したので次のように求めた。

i) 接合面開口～載荷点近傍にひびわれが発生するまで：

$$\theta_0 = 4 \delta_1 / l \quad l: \text{スパン}$$

この関係は JP-1 形式では 図-14 で $l_1 = l_2 = x = l/2$ として求まる。

ii) 載荷点近傍にひびわれが発生した後では：

上と同様にして、

$$\theta_0 = 4 \delta_2 / l' \quad l': \text{載荷点間の距離}$$

ここに、 δ_1, δ_2 は接合面の開口に起因するたわみの増加量であり、開口が起らない場合のたわみは荷重の増大に比例して増加すると考えて実測値からその量を差し引いたもので、それぞれスパン中央のたわみの増加量、スパン中央と載荷点下のたわみ差の増加量を示す。

図-10 から、 θ_0 は θ よりやや大きくなるが、ひびわれ幅が横断方向に均一でなく表面で大きくなるのが理由の1つに考えられる。しかし、 θ_0/θ はほぼ 0.8~1.0 の範囲にあって両者がかなり良く合致している。したがって、接合桁と一体桁のたわみ、連続桁の曲げモーメント分布の相違は、接合面の開口以後の回転変形と一体桁断面の回転変形の差異に基づいて解析することが可能であろう。

そこで、ひびわれ幅測定値から求めた接合面および一体桁の最大ひびわれ面の回転変形 θ と作用モーメント

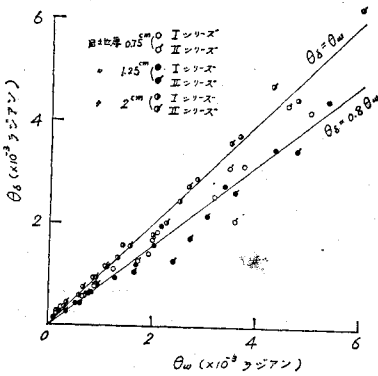


図-10 $\theta_0 \sim \theta$ の関係

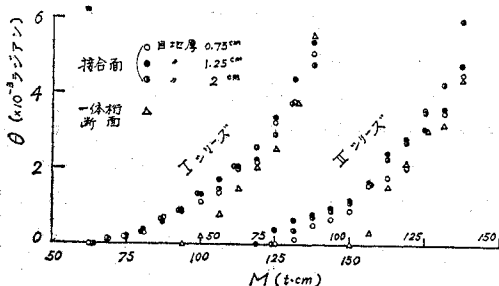


図-11 接合面と一体桁断面の回転変形 (Aタイプ)

M の関係を調べたのが 図-11 である。同図から、両者の回転変形の差 $\Delta\theta$ は接合面の開口後次第に増加し、一体桁断面のひびわれ発生時にほぼ最大 ($\Delta\theta_0$) となる。それ以後は近似的に $\Delta\theta_0$ とみなし、取扱いを簡単化するために $\Delta\theta$ と M の関係を次のように単純化して表わすことにした。

$$\left. \begin{aligned} \text{(i)} \quad & M \leq M_{cr1} : \Delta\theta = 0 \\ \text{(ii)} \quad & M_{cr1} < M \leq M_{cr2} : \Delta\theta = \Delta\theta_0 \times (M - M_{cr1}) / (M_{cr2} - M_{cr1}) \\ \text{(iii)} \quad & M_{cr2} < M : \Delta\theta = \Delta\theta_0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (14)$$

上式の M_{cr1}, M_{cr2} はそれぞれ接合面の開口モーメント、一体桁断面の曲げひびわれ発生モーメントを示す。

以下の b), c) のたわみ、連続桁のモーメントの解析にあたっては、上の $\Delta\theta_0$ は次式¹⁾から次の方法で計算した。

$$\Delta\theta_0 = \omega / (d - x) \dots\dots\dots (15)$$

ここに、 $\omega : M = M_{cr2}$ 時の接合面の PC 鋼材位置におけるひびわれ開口幅、 d, x : 圧縮縁から PC 鋼材位置および $M = M_{cr2}$ 時の接合面の中立軸位置までの距離。 ω の算定式として、ここでは ACI 規準の基礎とされ、かなり一般性があると思われる次の Gergerly-Lutz 式²⁾を用いた。

$$\omega = 1.1 K \sigma_s \times 10^{-6} \text{ (単位: kg, cm)} \dots\dots\dots (16)$$

ここに、 K は断面特性による係数であり、主筋応力 σ_s は PC 断面ではプレストレスと荷重による合応力が下縁で 0 もしくは曲げ引張強度になる時からの鋼材応力の増加量とするが³⁾、接合面では前者の方が適当である。

式 (14), (15) の諸量は、PC 鋼材とコンクリートの圧縮、引張応力～ひずみ関係を完全弾塑性で近似して平面保持則と力のつり合いから求めるが、 M_{cr2} 以外の接合面に関する M_{cr1}, σ_s, x はその面の引張強度は 0 とみなして算定するのが現実的で安全であって、ここでは 0 とした。

以上のように、接合桁の破壊時まで接合位置の作用曲げモーメント M が M_{cr2} より大きくなる時は接合面の回転変形のみ注目し式 (14) の i)~ii) を対象とすればよいが、 M_{cr2} より大きくなる時は、i)~iii) の範囲で解析する必要がある。以下の節では後者の状態を取上げて検討した。

b) たわみ

図-12 は荷重とスパン中央のたわみの関係を示した一例であるが、接合桁と一体桁のたわみの差と荷重の間には回転変形差を与える式 (14) と類似の関係が認められる。

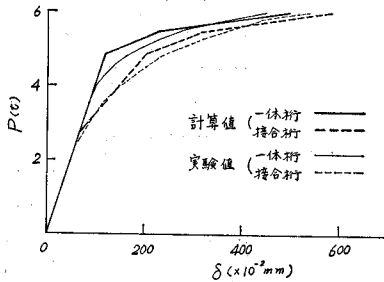
さらに、接合桁と一体桁のたわみ δ_j, δ の相違の程度を明瞭にするため、両者の比 δ_j/δ を示したのが 図-13

である。図示の実験結果（各目地厚の平均値；ただし，Aタイプでは，破壊荷重が一体桁に比較的近い0.75, 1.25, 2 cmの平均値）から，たわみ比は荷重レベルで変化し一体桁の曲げひびわれ発生時付近で最大となること，また開口する接合部の数と位置によって様相が異なることが認められる。たわみに及ぼす目地厚の影響については一定した傾向が認められなかった。

一方，たわみを次の方法で計算し実験結果と比較した。一体桁のたわみ δ は，従来PC断面に対して実用上かなりの精度を有するとされる次の曲げモーメント～曲げ剛性 ($M \sim K$) 関係の提案式¹⁰⁾を用い，弾性荷重法で計算した。

$$\left. \begin{aligned} M < M_{cr2} : K = K_e \\ M_{cr2} \leq M \leq M_u : K = K_e - (K_e - K_u) \cdot \left[\frac{2(M - M_{cr2})}{M_u - M_{cr2}} - \left(\frac{M - M_{cr2}}{M_u - M_{cr2}} \right)^2 \right] \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (17)$$

ここに， M_u ：一体桁断面の曲げ破壊モーメントの計算値， K_e, K_u ：一体桁断面の曲げひびわれ発生前の初期



(Aタイプ：IIシリーズ，JP-2接合桁は) 目地厚0.75, 1.25, 2 cmの平均値

図-12 荷重～たわみ関係

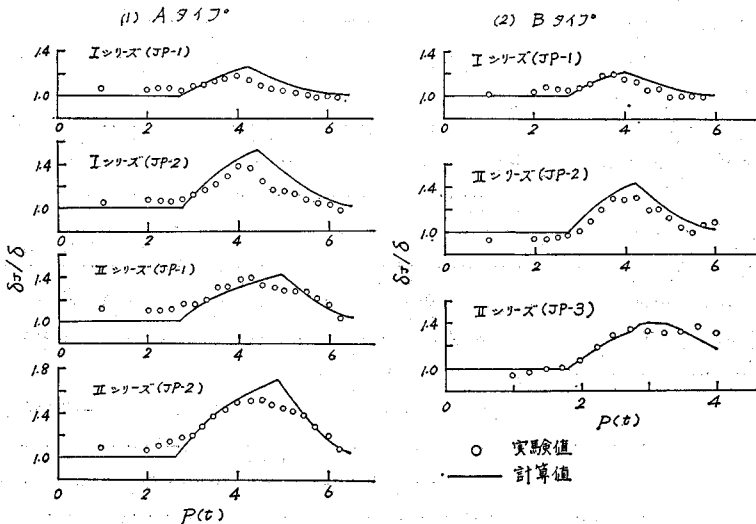


図-13 接合桁と一体桁のたわみ比 δ_j/δ と荷重の関係

曲げ剛性と破壊時の終局曲げ剛性の計算値。

接合桁のたわみ δ_j

は，与えられた荷重時の接合面の曲げモーメントに対して式(14)より対応する位置の一体桁断面に対する付加回転角 $\Delta\theta$ を求め，図-14の関係から接合面の存在に起因するたわみの増加量 $\Delta\delta$ を計算して $\delta_j = \delta + \Delta\delta$ とした。なお，図-1(1)のJP-2, JP-3形式のように2箇所以上の位置で接合した時はおのおのによるたわみの増加量を加えたものを $\Delta\delta$ とする。

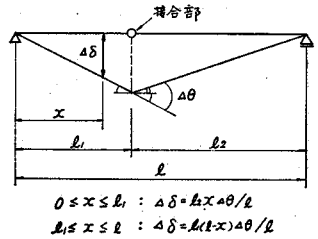


図-14 $\Delta\theta$ と $\Delta\delta$ の関係

図-12, 13に示すように計算値は実験結果と比較的良好合致していると考えられる。したがって，破壊までの各荷重レベルにおける接合桁と一体桁のたわみの相違の程度は，接合部の曲げモーメントが M_{cr2} より大きくなるような場合を含めた式(14)を考慮し，ここで述べた方法を適用することによってある程度定量的に求めることが可能である。

c) 接合連続桁の曲げモーメント再分配
前節のように，接合桁と一体桁の変形挙動の相違は単純桁ではたわみの差異として現われるが，連続桁ではさらに曲げひびわれの発生以後の段階から生ずる曲げモーメントの再分配についても検討する必要がある。

図-15は，連続桁の支点反力の測定値から荷重と載荷点，中間支点モーメントの関係を求め，両桁を比較したものである。

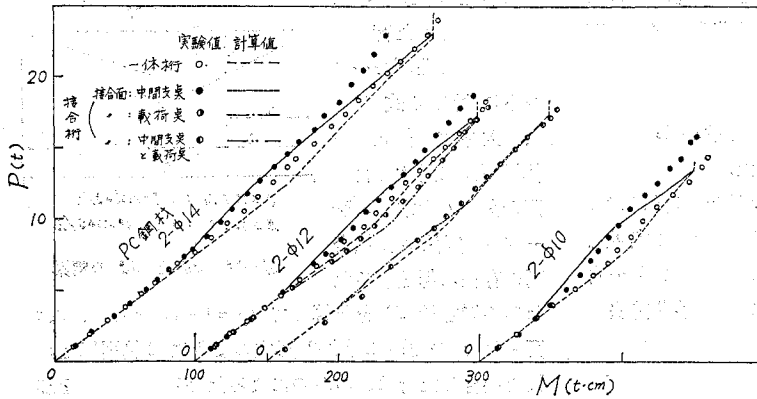
接合面の開口以後の荷重レベルから生ずる接合連続桁の曲げモーメント再分配の挙動を一体桁と比較すると，図-15のように接合位置に応じて異なった様相を呈するものであって，設計上何らかの定量解析が必要である。

そこで，前に述べた接合面と一体桁断面の回転変形の差に着目して，これを次のような方法で解析した。

静定基本系として中間支点を除去した単純桁を選定し，最初に与荷重 P に対して中間支点反力 R を任意に仮定し，これによるスパンの曲げモーメント M の分布を求める。次に，式(17)から各位置の M に対応す

る。次に，式(17)から各位置の M に対応す

(1) 中間支点モーメント



(2) 載荷点モーメント

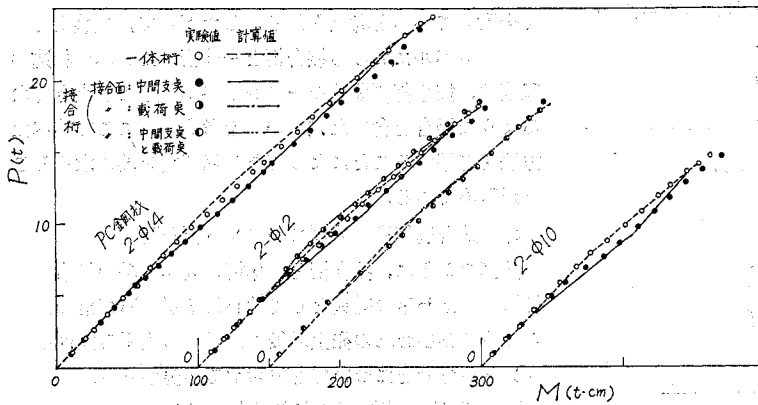


図-15 連続桁の荷重～曲げモーメントの関係

る曲げ剛性 K を求めて M/K を計算し、弾性荷重法により中間支点位置のたわみ δ_s を算定する。一体桁では $\delta_s=0$ を満足する R が所要の中間支点反力を与える。一方、接合桁では接合部の作用曲げモーメントに応じて、対応する位置の一体桁断面とは式 (14) の量だけ回転変形に差 $\Delta\theta$ があるため、中間支点位置に付加たわみ $\Delta\delta_s$ (図-14 と同じ関係から求める) が生ずる。したがって、この場合には $\delta_s + \Delta\delta_s = 0$ を満足する R が所要のものである。

繰り返し計算で正しい R を決定し、両桁の曲げモーメントを求めた計算結果を図-15 中に示す。なお、試験桁は中間支点と載荷点が破壊断面であり、破壊までに両断面は $M > M_{cr}$ となるので、それらの位置で接合された桁は式 (14) の i)~iii) の範囲が解析の対象とされる。

図-15 の計算値と実験値を比較すると、計算値は実用的にはかなり満足しうる精度のものと考えられ、この種の接合連続桁の曲げモーメントは一体桁の計算に上記のように回転変形を考慮に入れた補正を施すことによ

て一層合理的に算定することが可能である。

一方、連続桁の破壊荷重は表-2 に示すとおりである。

表-2 から、中間支点あるいは載荷点に接合部を有する桁は、一体桁ならびに変曲点に接合部を設けた桁に比べると破壊耐力がわずかなではあるが低下する傾向にある。しかし、前者の場合でも極限荷重式による計算値 (表-2 の注2) 参照) を下回るものは認められない。

4. 結 語

本研究で得られた結果を要約すると次のとおりである。

(1) 接合面が開口する以前の設計荷重域内の接合部近傍の応力は、プレキャスト材と目地材の特性が異なり、後者が前者よりポアソン比がやや大きく、弾性係数が 0.6 倍程度の時でも (表-1 参照)、本実験の範囲では目地厚に関係なくその影響を無視して算定しても実用上さしつかえないと考えられた。

(2) 目地材の圧縮強度がプレキャスト材より小さい接合部の見掛けの圧縮強度は目地厚に関係し、その減少とともに目地材単体強度より次第に増加する。この場合の与えられた目地厚に対する強度の大略値は、目地の横寸法と目地厚の比の関数として式 (9), (10) から求められる。

(3) 桁の接合部の曲げ破壊耐力は、目地材の圧縮強度がプレキャスト材と同等以上の場合には一体桁断面にほぼ等しく、接合面の存在は開口荷重の低下をきたすが破壊耐力にはほとんど影響しないと考えてよい。一方、同等以下の場合には上記の圧縮強度と同様に目地厚が関係し、この場合の一体桁に対する耐力比は目地の横寸法として破壊時の中立軸高さを採り、式 (9), (10) を利用し式 (12) から推定できよう。

(4) 接合面では一体桁断面よりひびわれ開口耐力が低下し、式 (14) のように両断面の回転変形に差が生ずる。この回転変形の差に起因する接合桁の付加的たわみを考慮することにより、破壊までの接合桁と一体桁のたわみ比の変化の様相とその概略値を推定することが可能

である。

(5) 接合連続桁では、接合面の開口以後から生ずる曲げモーメントの再分配が接合位置に応じて一体桁と相違する。これは、上記の回転変形差による付加的たわみを考慮に入れた計算法によってかなり定量的に求める。また、接合面が危険断面に存在する連続桁では破壊耐力が一体桁よりやや低下する傾向にあったが、極限荷重式による計算値を下回ることはなかった。

最後に、本研究を実施するにあたって暖かいご援助をいただいた前岐阜大学教授 故大浜文彦先生に深く御礼申し上げます。また、実験の実施とデータの整理に多大の労をいただいた故蛭子五平、坂 秀己君(昭和50年度卒業生)、岡田隆彦、谷口真語君(昭和51年度卒業生)に厚く感謝の意を表する。

なお、本解析にあたり名古屋大学大型計算機センターのFACOM 230-75を利用したことを付記する。

参 考 文 献

1) Park, P. and Paulay, T.: Reinforced Concrete Structures —6.6 Flexural Deformations of Members—, A Wiley-Interscience Publication, John Wiley & Sons.

- 2) 田辺忠顕：コンクリート合成構造におけるプレキャスト部材の利用に関する基礎的研究，土木学会論文報告集 第206号，pp. 111~124, 1972年10月。
- 3) Summerville, G.: Joint for Precast Concrete Components—Current Research on Joints—, Concrete, March 1970.
- 4) たとえば，益田森治・室田忠雄：工業塑性力学，養賢堂，昭和42年版。
- 5) 多数あるが，たとえば Richart, Ben-Zvi, Bellamy などの研究結果を含めて W. Martin: ACI Journal, October 1968 に記載。
- 6) Okada, K., Kobayashi, K.: Some Problems in the Design of Composite Beam, Journal of Japan PCEA, Special Issue for 7th FIP Congress, Vol. 16 Extra Number 1974.5.
- 7) 畑野 正：打ち継ぎコンクリートの剪断強度に就いて，電力技術研究所所報，土木第1巻第6号，昭和24年5月。
- 8) B. Bresler: Reinforced Concrete Engineering, Vol. 1, —4.7 Influence of Bond in Control of Cracking—, A Wiley-Interscience Publication, John Wiley & Sons.
- 9) ACI Committee 224: Control of Cracking in Concrete Structures, ACI Journal, December 1972.
- 10) 坂・岡田・六車：プレストレストコンクリート，朝倉書店。

(1976.7.26・受付)