

鋼ジョイントで接合されたプレキャスト  
コンクリート部材の強度と変形STRENGTH AND DEFORMATION OF PRECAST CONCRETE  
MEMBERS CONNECTED WITH A STEEL JOINT

太田 俊昭\*・日野 伸一\*\*

By Toshiaki OHTA and Shinichi HINO

締めもしくは溶接により一体化する方法

などがあげられる。このうち、(i)、(ii)の方法は、最も経済的な実用工法といえ、現在、おもに土木分野のPC橋梁などの施工に多数利用されている。ただ、接着剤目地を用いる(ii)の接合法では、部材製作上、高度な寸法精度が要求されるほか、耐久性や疲労強度などに関して未解決な問題がいくぶん残されている。

一方、(iii)のボルト接合については、古くは紀元前2000年頃より木材の接合に使われた scarf joint が、1956年にC.H. Dobbie<sup>9)</sup>らによりコンクリートブロックの接合に適用されたのをはじめ<sup>9)~7)</sup>、現在では建築構造物の基礎と柱、柱とはりなどの接合に多様に活用されている<sup>9)</sup>が、土木構造物に関しては、著者らの知る限り、少数例を除きあまり実施されていないようである。これは、接合部の応力状態や破壊機構の解明、防錆および耐火上の維持管理など構造的技術的問題がまだまだ十分に把握できていないためと考えられる。しかし、この方法の特色である現場作業の迅速、簡便である点は、今後、都市機能の流動的変化、発展に伴う構造物の新規構築や増改築、さらには解体作業の増加および急速化などの省エネルギー時代における社会的要求に即応し得るものであり、また、コンクリート構造と鋼構造を接合一体化できる点は、広い意味での合成構造物(たとえば海洋構造物など)をより大きな自由度をもって新しく創造し得るものであること、などを考え合わせれば、(iii)の方法は、土木分野においても将来有望な接合法の1つになり得ると思われる。

このような観点から、著者らは鋼製ジョイントで接合されたプレキャストコンクリート構造の実用化をめざして、まず、その第一歩として、本論文では一接合法を提示し、その可能性の確認と接合部各要因の定性的把握に力点をおいてこれまで行ってきた一連の実験的理論的研究の成果を取りまとめた。すなわち、中間部で接合されたRCおよびPCばり、もしくは片側に鋼製ばりを用い

## 1. 序

最近、コンクリート建築物やコンクリート橋梁などに活発に利用されるようになってきた建設工法の1つにプレキャストブロック工法<sup>1)2)</sup>がある。あらかじめ工場でプレキャストされたコンクリート部材もしくはブロックを現場で接合一体化するこの工法は、①現場作業の単純化、熟練労働者の省力化、工期の短縮化、②工場での十分な品質管理による所要の強度や精度の高い寸法の製品化、③大量生産によるコストダウン、などの利点を有するため、今後は、上述の構造物に限らず、さらに多様な構造物の建設に幅広く活用されることが予想される。しかしながら、プレキャスト工法の利用の歴史は浅く、とりわけ構造物が大型化すれば、接合部の力学特性、すなわち静的、動的強度や変形の連続性、耐久性などに関する問題がいつそう重要性を増すことは必然であり、このため、接合メカニズムや応力、変形の解明に関する研究の充実および体系化が強く望まれている。

このような情勢にかんがみ、わが国では昭和41年プレストレストコンクリート技術協会のもとに「PCブロック工法研究会」が設置され、おもにエポキシ系接着剤に関する試験研究<sup>3)</sup>が鋭意進められているのをはじめ、コンクリート構造物の設計・施工に携わる多くの研究者や技術者により、接合法に関する各種の研究開発が試みられている。

さて、プレキャスト部材を接合する方法としては、

- (i) ブロックの接合端面より突き出た鉄筋を継ぎ、目地コンクリートを打設して一体化する方法
- (ii) ブロックの接合面に接着剤を塗布し、プレストレスを与えて接合する方法
- (iii) ブロック接合端面を、鋼製金具を用いてボルト

\* 正会員 工博 九州大学助教授 工学部土木工学科

\*\* 正会員 工修 九州大学助手 工学部土木工学科

た場合（以下、これらを連結ばりと呼称する）の曲げ部材としての有用性や問題点を論じるため、曲げ破壊実験を行い、耐力、曲げ破壊性状などについて通常の単体のはり（以下、一体ばりとよぶ）と比較対照するとともに、その解析法、特に接合部の不完全剛結性を考慮した解法にも言及し、さらには、RC連結ばりの曲げ疲労性状についても若干の実験的考察を加えた。

## 2. 接合構造

一般に、金属ジョイントを用いた接合法では、接合面の不整合あるいは横断面での引張応力の伝達の不完全性などにより、接合部の耐力や剛性の低下を余儀なくされる。これを回避するために種々の補強法が考えられているが、図-1は、構造部材として多用される長方形断面のプレキャストブロックを対象にした場合の一接合法を示したものである。すなわち、本接合構造は、部材軸と直角方向に配したボルトを締めつけることにより、水平、鉛直両面の鋼製金具をコンクリートブロックに圧着し、接合面のずれやはた離れなどの変形を拘束することによって、接合部の耐力や剛性の低下を緩和、防止しようとするものである。

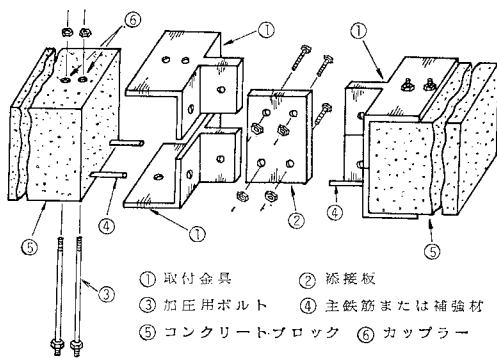


図-1 鋼ジョイント構造の一例

その接合工程を示せば、図-1および図-2のとおりである。まず、コンクリートブロックを打設する際には接合部に補強筋を配し、主鉄筋④をコンクリート接合端部より突出させ、加圧用のボルト挿入穴を確保しておく。所定の養生を経た後、ブロックの接合端部に上下の取付金具①をあて、加圧用ボルト③を締めつけて金具をブロックに圧着させる。ボルトの締めつけに際しては、接合面の不整

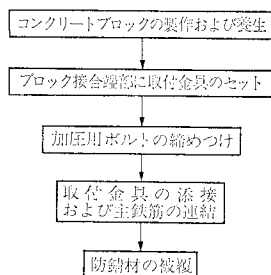


図-2 作業工程のフローチャート

を除去してモルタル、接着剤などを充填、塗布するとともに、密着性をよりよくするため、部材軸方向にプレストレスを加えることが望ましい（このため、本実験では、連結時に加えた部材軸方向のプレストレス量は、平均  $10 \text{ kg/cm}^2$  程度であり、接合面の目地モルタルあるいは接着剤が硬化した後にプレストレスを解除した）。

以上の工程は、工場または所定のヤードで行われ、その後、連結用ブロックは架設現場に運ばれ、両ブロック端部の取付金具を添接するとともにブロックより突き出た主鉄筋を継いで一体化する。本実験では、添接作業を省いた左右一体の取付金具を用いたが、実構造物における添接は鋼構造の設計規準を適用して行えばよい。なお、コンクリートブロックを打設する際、主鉄筋を取付金具に直接定着（溶接またはボルト接合）させたり（この工法の有用性は、すでに確認済みであるが、紙面の都合上別途報告する予定である）、PCポストテンション部材のように取付金具を支圧板として併用する形で取付金具をブロックと一体に製作すれば、目地処理を施すことなく、接合面の密着性が確保でき、さらには現場での補強材の連結を省くことも可能である（したがって、この場合の鋼ジョイント部での引張力の伝達は取付金具のみとなる）。

部材の接合後は、取付金具や主鉄筋を防錆材で被覆して作業を完了する。なお、解体作業は、単に補強材の切断と添接部の取りはずしのみでよい。

## 3. 鉄筋コンクリート連結ばりの静的曲げ性状

本接合構造が、外力として曲げモーメントを受けた場合、引張側接合面におけるずれや開口現象などに起因する接合部の耐力や変形性能（曲げ剛性）の低減を効果的に防止し得るかどうか、そして、接合構造の形態の諸要因（ボルトの締めつけ力、補強鉄筋、接合プレートの長さなど）が、接合部の力学特性、特に曲げ剛性にどのような影響を及ぼすかを検討するため、鉄筋コンクリート部材の中間部を鋼製ジョイントで接合した単純ばりを製作し、一連の静的曲げ破壊実験を実施した<sup>9)</sup>。

### (1) 実験方法

#### a) 連結ばりの種類

接合部の剛性に影響を及ぼすと考えられるおもな要因として、図-3に示すように、①加圧用ボルトの締めつけ力（以下、PS力とよぶ）、②接合面の状態、③加圧用ボルト周辺や接合部引張域における補強鉄筋、および、④取付金具の長さを取り上げ、表-1に示す11種類の連結ばりについて実験を行った。なお、取付金具の断面寸法は、6.の不完全剛結理論による試算に基づき、

表-1 RC連結ばりの種類

連結ばりの種類	① ボルト P S力 (t/本)	② 接合面の状態	③ 接合部の 補強鉄筋	④ 取付金具 の長さ (cm)	⑤ 主鉄筋 (SD30)
RC1	2	未処理	—	9	2-D10
RC2	5	未処理	—	9	2-D10
RC3	1	セメントペースト塗布	—	9	2-D10
RC4	2	セメントペースト塗布	—	9	2-D10
RSC1	1	セメントペースト塗布	—	9	2-D10
RSC2	2	セメントペースト塗布	—	9	2-D10
RSC3	2	セメントペースト塗布	らせん筋	9	{2-D10 2-D13
RSC4	2	セメントペーストおよび 接着剤塗布	らせん筋および 軸方向付加鉄筋	9	{2-D10 2-D13
RSC5	2	セメントペースト塗布	らせん筋および 軸方向付加鉄筋	9	{2-D10 2-D13
RSC6	2	セメントペーストおよび 接着剤塗布	らせん筋	7	2-D13
RSC7	2	セメントペーストおよび 接着剤塗布	らせん筋	13	2-D13

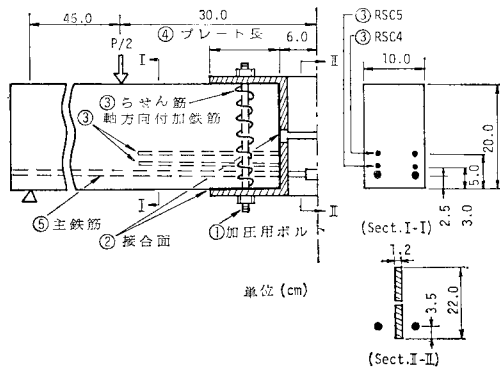


図-3 RC連結ばり供試体

接合部の強度がコンクリート母材の強度を下回らないように十分配慮して決定した。

RC1~RC4は、連結ブロックに両側ともコンクリート部材を使用したが、接合部の剛性に及ぼす各要因の影響を比較対照する目的から、RSC1~RSC7では、連結ブロックの片方をコンクリート部材の約2倍の曲げ剛性を有するI形鋼で代用した(表-1中、RSC1、RSC2の接合部が、それぞれRC3、RC4と同じ要因を有しているのはこのためである)。また、RSC3、RSC4およびRSC5は主鉄筋をD10およびD13の2種類とした。したがって、RC部材とRSC部材の曲げ剛性が異なるために、結果はおのおの別個に接合部要因の影響を比較検討した。さらに、これら試験ばりの載荷実験の結果、最も効果的と考えられる要因を組み合わせた両側コンクリートの連結ばりを作製し、それと同時に打設した一体ばりと破壊耐力や曲げ性状について比較するとともに、これらに対する応力ならびに変形の解析を行い、実験結

果との比較を試みた(すなわち、コンクリート部材は、先に著者らの提案した弾塑性はり理論<sup>10)</sup>を適用し、ジョイント部は、これを弾性はりの一部とみなして解析を行った)。

b) 試験ばりの作製および載荷方法

実験モデルが小さく接合内部が複雑なために骨材が十分ゆきわたらない可能性があったため、ここでは連結ブロックをモルタル配合とし(ただし、後述の4., 5. で対象としたブロックは、コンクリート配合として突き固めを入念に行った)、水セメント比50%, 単位セメント量559 kg/m<sup>3</sup>(早強セメント使用)、単位水量279 kg/m<sup>3</sup>, 単位細骨材量1397 kg/m<sup>3</sup>, 使用鉄筋は異形棒鋼D10(SD24)およびD13(SD30)とした。表-2にそれらの力学的性質を示す。ブロックの作製は、型枠中央にH形鋼を置いて左右を分離し、ブロック端面から主鉄筋が突き出るように配筋し、加圧用ボルトの位置にグリースを塗布した19φの丸鋼をセットしたのちモルタルを打設した。打設後1日で脱型し、19φ丸鋼も抜き取りボルトの挿入穴を確保した。また、脱型したブロックは、約2週間の湿潤養生を施した。

表-2 コンクリートおよび鉄筋の力学的性質

コンクリート (モルタル)	圧縮強度 (kg/cm <sup>2</sup> )	引張強度 (kg/cm <sup>2</sup> )	弾性係数 (kg/cm <sup>2</sup> )
RC1~RC4 RSC1~RSC7	454	23	2.49×10 <sup>6</sup>
比較用の一体 ばり、連結ばり	378	25	2.10×10 <sup>6</sup>
異形鉄筋	降伏点 (kg/cm <sup>2</sup> )	引張強度 (kg/cm <sup>2</sup> )	弾性係数 (kg/cm <sup>2</sup> )
D10	3181	4560	2.01×10 <sup>6</sup>
D13	3640	5810	1.76×10 <sup>6</sup>

ブロックの接合は、載荷2~3日前に行った。まずブロックの接合端面のレイタンス層をはり、大きな凹凸は研削して表面をできるだけならしておく。接合面の不整合を除去し、密着性を高めるため、接合面にセメントペーストを塗布したのち取付金具をあて、油圧ジャッキを用いて部材軸方向に適当量のプレストレスを与えた状態で12φの加圧用ボルト(SR24を加工)を挿入し所要量の締めつけを行った。ボルトのPS力は、ボルトの表面に貼付したワイヤーストレインゲージの測定値より算出した。ボルト締めが終了したのち軸方向のプレストレスを解放し、左右のブロック端面より突き出た主鉄筋をアーク溶接して継ぎ(日鐵溶接工業(株)のSBR法を採用)、一体化を完了した。なお、RSC部材では、コンクリートブロックの主鉄筋と、あらかじめI形鋼側面(web)に取り付けたアングルプレートを通じて定着し

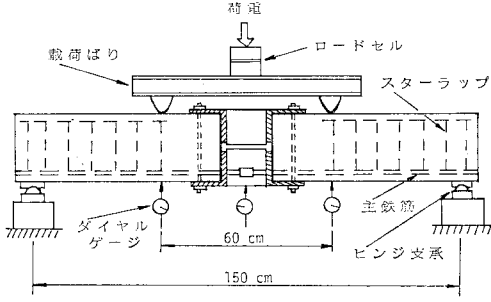


図-4 載荷試験方法

た同種同径の鉄筋を RC 部材と同様に溶接して連結した。また、RSC 4, RSC 6 および RSC 7 は、ブロック接合面のセメントペーストが硬化したのち、さらに鉛直接合面にエポキシ樹脂接着剤 (エポロン 101) を塗布し取付金具と接着した。なお、実験では添接部を省いた左右一体の鋼製金具を使用した。

載荷実験は、図-4 のように Olsen 製 180 t 万能試験機を用いて 2 点集中荷重による漸増載荷とした。荷重ステップは 0.2 t 刻みとし、各荷重段階ごとにはりのたわみ、ひびわれ、コンクリート母材およびジョイント部のひずみを測定した。

(2) 結果および考察

a) 接合部の剛性に影響を及ぼす諸要因

まず、連結ブロックとして両側ともにコンクリートを用いた連結ばり RC 1~RC 4 の実験結果について考察する。はりの破壊状況は、いずれも載荷点位置の引張鉄筋の降伏に伴う圧縮部コンクリートの破壊によるものであり、その荷重も 4.0~4.5 t でほぼ一定であった。

図-5 に はり中央点の荷重-たわみ曲線を示す。接合面が未処理でボルト PS 力が 2 t/本の RC 1 は、荷重 0.8 t 以後、曲げ剛性が低下し、たわみが増加したが、接合面が同様に未処理でも PS 力を 5 t/本に増した RC

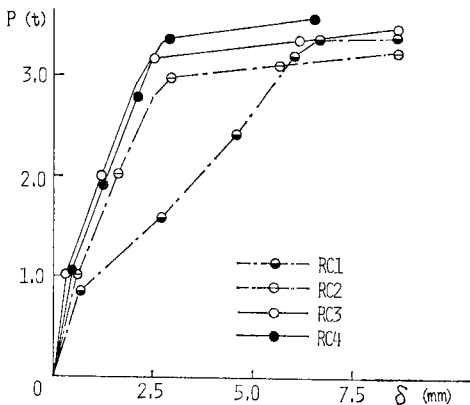


図-5 荷重-たわみ曲線 (RC 1~RC 4)

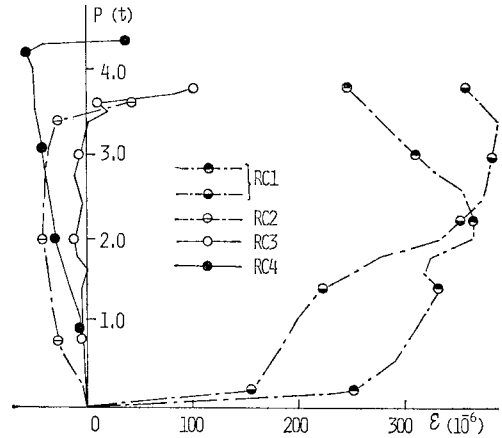


図-6 加圧用ボルトの荷重-ひずみ曲線 (RC 1~RC 4)

2 では、RC 1 のような現象はみられず、引張鉄筋が降伏するまで極端な剛性の低下は認められなかった。また、接合面にセメントペースト塗布の処理を施した RC 3 および RC 4 では、ボルト PS 力が RC 1 と同等であるにもかかわらず、RC 2 よりさらにたわみが小さく抑えられており、この場合には PS 力が 1 t/本と 2 t/本による差異が認められなかった。

また、載荷によるボルトの PS 力の変化を図-6 に示す。RC 2~RC 4 では、載荷によるボルト張力の変化はほとんどみられないが、RC 1 は明らかにその影響を受けボルトの引張力が不規則な伸びで増加しているのがわかる。

以上の結果より、接合面の状態およびボルト PS 力が接合部の剛性に顕著な影響を及ぼすことが判明した。すなわち、接合面の取付金具とコンクリートとの密着性が不足すれば剛性は相当に低下するが、接合面の不整合が存在しても、ボルト PS 力を増し金具とコンクリートとの圧着力を増加すれば、剛性の低下はかなりの程度まで防止できる。また、接合面の不整合をセメントペーストの充填により処理した場合には、比較的小さな PS 力 (1 t/本) でも接合面の密着性が向上して接合部のコンクリートや加圧ボルトの応力伝達を円滑にし、それによって接合部の剛性低下が回避され、連結ばりの一体性が保持できる。

次に、接合部の不完全剛結性や破壊状態をより明確に検討するため、接合ブロックの片側に RC ばりの 2 倍程度の曲げ剛性を有する I 形鋼材を使用した合成ばり RSC 1~RSC 7 の載荷実験の結果、次のことが判明した。すなわち、接着剤を用いないはりでは金具とセメントペーストの接合面で、また接着剤を用いたはりではコンクリート母材とセメントペーストの塗布面で、それぞれ引張域に 1~2 mm の開口を生じて変形の不連続面を形成し、

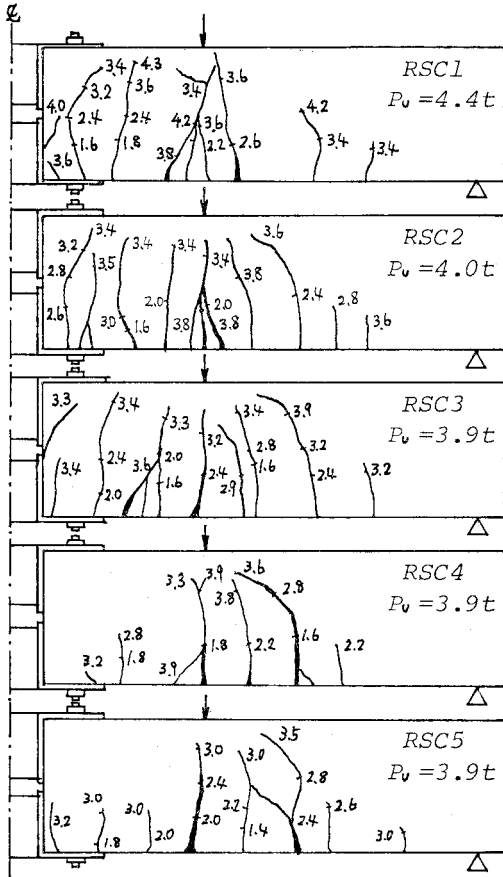


図-7 ひびわれ分布 (RSC1~RSC5, D10)

剛性低下を招来することが認められた。

図-7 は、主鉄筋が D10 の連結ばり RSC1~RSC5 のひびわれ分布を示したものである。図中、はり右上の  $P_v$  は破壊荷重を表している。材料のばらつきや実験誤差を考慮すれば、破壊耐力はほぼ等しいものといえる。このことは、主鉄筋に D13 を用いた RSC3~RSC7 についても同様である。図から明らかなように、RSC1 および RSC2 では、接合内部の加圧ボルト位置に鉛直ひびわれが生じたのに対し、ボルト挿入穴の周辺をらせん筋で補強した RSC3 では、変形がかなり進行したのち接合内部にひびわれが生じたが、ボルト位置でのひびわれは回避できた。さらに、接合部の引張域に軸方向付加鉄筋を配した RSC4 および RSC5 では、接合部付近のひびわれは抑制され、特に接着剤を使用した RSC4 では、ひびわれがほとんどみられなかった。一方、主鉄筋に D13 を用いた RSC3~RSC7 のひびわれ性状についても D10 の場合とほとんど同様の傾向がみられたが、接着剤やコンクリート上下面に接合する取付金具の長さによる差異はほとんど認められなかった。

主鉄筋が D10 のはり RSC1~RSC5 および D13 の

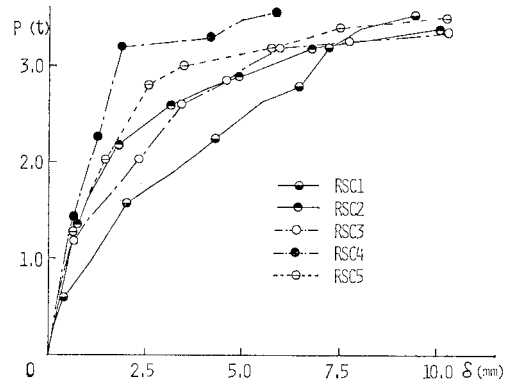


図-8 荷重-たわみ曲線 (RSC1~RSC5, D10)

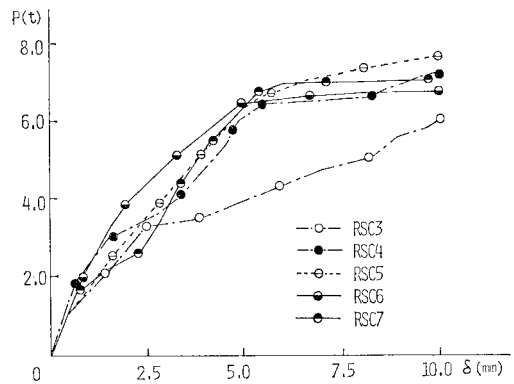


図-9 荷重-たわみ曲線 (RSC3~RSC7, D13)

はり RSC3~RSC7 について、荷重とはり中央点のたわみの関係をそれぞれ図-8 および図-9 に示す。ボルト P S 力の影響を比較した RSC1, RSC2 の変形性状は、先に示した RC3, RC4 に比べて大きな差異が認められた。すなわち、RC3, RC4 (図-5 参照) では、ボルト P S 力の 1, 2t/本の差がほとんど認められなかったのに対し、RSC1, RSC2 では P S 力 1t/本の RSC1 が 2t/本の RSC2 に比べて剛性低下が大きく、今回のように、接合部が大きな曲げ変形を受ける場合(コンクリート部材に対して I 形鋼材が 2 倍の曲げ剛性を有し、コンクリート接合端部に变形ならびにひびわれが集中するため)には、1t/本程度の P S 力では不十分であることを示している。なお、図-5 の RC4 と図-8 の RSC2 とを比較すれば、RSC2 の剛性が高いにもかかわらず非線形領域での変形性状が劣悪なのは上記の理由によるものと考えられる。また、らせん筋はボルト周辺のコンクリート補強のため不可欠であるが、これがはりの剛性に直接的な影響は及ぼさない。しかし、接合部における軸方向付加鉄筋や接着剤は、接合部の非一体性による剛性低下を防止するうえできわめて効果的であり、特に鉄筋比の小さい D10 の場合にその傾向は顕著であった。

また、RSC5の結果から、軸方向付加鉄筋を配して接合部を十分に補強すれば、接合面に接着剤を使用しなくても相当の曲げ剛性を維持することも可能と考えられる。

一方、取付金具の長さについては、プレート長の大きいRSC7の方がプレート長の小さいRSC6よりもたわみが大きく、剛性がより低下していることを示している。これは、接合部が十分に剛結されている場合には、プレート長が大きいほどはり全体としての曲げ剛性が増加し変形が抑えられるが、今回のようにボルトPS力を一様に2t/本とした接合部では、プレート長が大でプレートとコンクリート母材との接触面積が広くなれば、上下面のプレートを紹介してコンクリートに分布伝達される圧着応力が減少するため、両者の相対的ずれに対する抵抗力が弱められ接合部の一体性が低下したものと考えられる。したがって、取付金具の寸法と加圧ボルトが接合部に与える影響は互いに密接な相関性があり、金具の寸法に応じて、プレートに分布する圧着力を考慮したボルトの配置ならびにPS力の決定をする必要がある。

#### b) 一体ばりとの比較

RSC4と同一の接合部要因を有する両側ともにコンクリートの連結ばりと一体ばりの力学性状について比較実験を行った。

主鉄筋がD13の連結ばりおよび一体ばりの破壊状況を写真-1に示す。はりは、いずれも引張鉄筋が降伏したために圧縮部コンクリートが破壊しており、その終局荷重も、主鉄筋がD10の場合にそれぞれ4.1t、3.9t、また、D13の場合に7.85t、7.70tでほぼ同一であった。連結ばりでは、接合面の開口もみられず一体性が十分に確保されており、接合部を除いては一体ばりと同様のひびわれ分散性が認められた。

図-10は、主鉄筋がD13の場合について荷重とはり中央点のたわみの関係を示したもので、連結ばりのたわみが一体ばりのそれよりも全体的に小さく抑えられている。これは、接合部のずれ変形を防いで一体性が保持さ

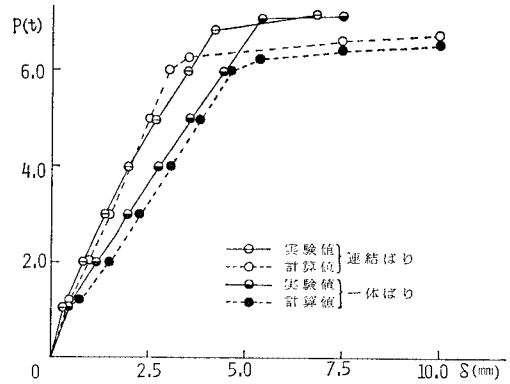


図-10 荷重-たわみ曲線 (D13)

れたために、連結ばりの曲げ剛性が一体ばりに比べて逆に接合部の取付金具のぶんだげ上回った結果と考えられる。また、図から明らかのように、弾塑性はり理論<sup>10)</sup>による計算値は、これら実験値を終局状態まで比較的よく追跡している。なお、計算に際しては接合部の曲げ剛性は取付金具とコンクリート母材との完全剛結性を仮定して、その換算断面の弾性曲げ剛性を用いたが、その計算値と実験値のよい一致が得られたことより、一体性の良好な連結ばりの、接合部の局所的な力学性状を把握する必要性のある場合を除いて、単に全体構造としての強度や変形を追跡するうえでは、本理論が十分に妥当であるといえよう。なお、接合内部のコンクリートは、接合性が良好な場合には上下のプレートと合成して曲げに抵抗するため、その変形は小さく、さらに載荷状態での加圧用ボルトの張力の変化もほとんど認められなかった。

#### 4. プレストレストコンクリート連結ばりの静的曲げ性状

プレキャスト構造物に用いられている接合ブロックは、ほとんどがプレストレストコンクリートであり、前述のようにポストテンション部材では取付金具を支圧板として併用することにより本接合構造をRC部材と同様に取り扱うことができる。そこで、ここではプレテンション部材の接合端部に最大の曲げモーメントを受けるような最も不利な場合を想定して実施したPC連結ばりの載荷実験<sup>11)</sup>について論じることとする。

##### (1) 実験方法

- a) 連結ばりの種類  
本接合構造をプレテンション

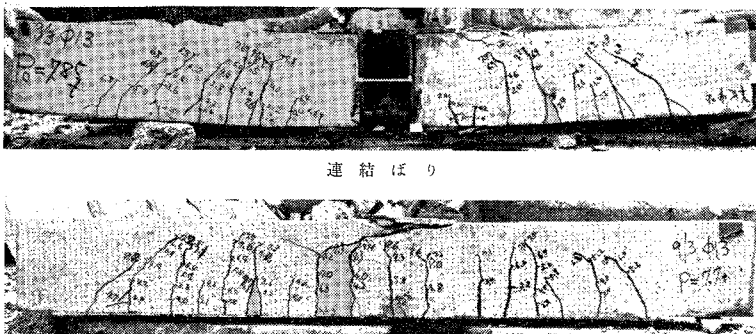


写真-1 RCばりの破壊状況 (D13)

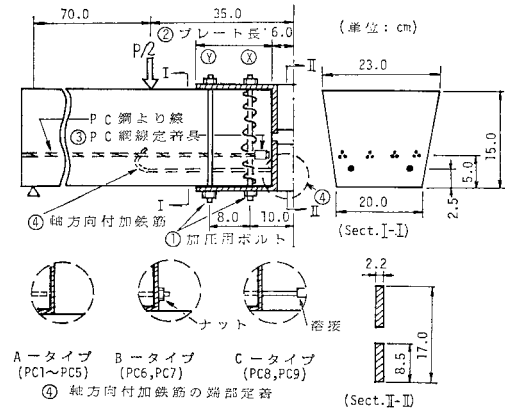


図-11 PC連結ばり供試体

表-3 PC連結ばりの種類

連結ばりの種類	① 加圧用ボルト		② 取付金具の長さ (cm)	③ PC鋼より線定着具	④ 軸方向付加鉄筋の接合端部定着
	PS力 (t)	位置, 本数			
PC1	1~3	⊗-1	9	—	A-タイプ
PC2	1~3	⊗-1	9	有	A-タイプ
PC3	6~8	⊗-3	15	有	A-タイプ
PC4	6~8	⊗-1, ⊗-2	15	—	A-タイプ
PC5	6~8	⊗-1, ⊗-2	15	有	A-タイプ
PC6	6~8	⊗-1, ⊗-2	15	—	B-タイプ
PC7	6~8	⊗-1, ⊗-2	15	有	B-タイプ
PC8	6~8	⊗-1, ⊗-2	15	—	C-タイプ
PC9	6~8	⊗-1, ⊗-2	15	有	C-タイプ

PCばりに適用する場合の第1の問題点は、PC鋼線のすべりによって有効プレストレスが減少する部材端部、すなわち曲げ剛性が最も小さい部分で接合しなければならない点にある。

そこで、接合端部のPC鋼線のすべり、すなわちプレストレス量の損失をいかに最小限に止めるか、また、プレストレス損失に伴う接合部の強度ならびに剛性の低下をいかに補強するか、この2点に主眼をおき、ここでは次に示す4つの要因を取り上げた。すなわち、図-11に示すような、① ボルトのPS力とその締めつけ位置、② 取付金具の長さ、③ コンクリート中でのくさび型PC鋼線定着具の使用、④ 軸方向付加鉄筋の接合端部定着、であり、試験ばりはこれらの要因を組み合わせた表-3に示す9種類の連結ばりである。なお、RC連結ばりに用いたその他の要因については、前述の結果より必要不可欠と考えられる接合面でのセメントペーストの充填やボルト周囲のらせん筋補強はすべてに施し、効果的ではあるが必ずしも不可欠とはいえないがたい接着剤については、今回の実験では使用しなかった。また、表-3中の軸方向付加鉄筋の接合端部での定着法に関して、A-タイプは鉄筋をそのままコンクリート中に埋め込んだもの(PC1~PC5)、B-タイプは接合端部より突き出た

鉄筋を取付金具の鉛直プレートにボルト接合したもの(PC6, PC7)、そして、C-タイプは接合端部より突出した左右の鉄筋を溶接して継いだもの(PC8, PC9)である(図-11参照)。さらに、加圧用ボルトの締めつけ位置および本数については、たとえば⊗-1、⊗-2というのは、図-11の⊗点を1本および⊙点を2本のボルトで締めつけたことを意味する。

b) 試験ばりの作製

連結ばりおよび一体ばりの形状寸法は図-11に示すとおりで、PC鋼材は直径2.9mmの3本よりPC鋼より線4本を使用した。コンクリート打設前に鋼より線を緊張し、加圧用ボルト、らせん筋および軸方向付加鉄筋を所定の位置に配置し、さらに鋼より線の定着具を用いる連結ばりに対しては、接合端部位置の鋼より線にくさび型の定着具とその内側に支圧補強筋をセットした。このため本実験ではPCブロックの鋼線量が通常のPCばりに比べてかなり小さく制限された。試験ばりはすべて同時に打設し、コンクリートの材料および配合は表-4に示すとおりである。打設後14時間の蒸気養生を行ったのは、材令2日でプレストレスを導入した。鋼より線の引張力およびコンクリートのプレストレス量は、それぞれに貼付したワイヤーストレインゲージにより測定し、その結果、鋼より線の有効引張力7250kg、連結ばりコンクリートの平均有効プレストレス21kg/cm<sup>2</sup>を得た。また、連結ばりの接合ならびに載荷試験は材令40日以上で行い、その手順はRCばりの場合と同様である。表-5に使用した鋼材およびコンクリートの力学的性質を示す。

(2) 結果および考察

図-12および図-13は、それぞれPC鋼より線の端

表-4 コンクリートの材料および配合

スランブ (cm)	水セメント比 W/C (%)	細骨材率 S/a (%)	単 位 量 (kg/m <sup>3</sup> )				混和剤
			水 W	セメント C	細骨材 S	粗骨材 G	
3±1	33.3	36.0	150	450	638	1132	3.38

セメント：早強ボルトランドセメント  
 細骨材：筑後川産，比重2.51，粗粒率2.85  
 粗骨材：筑後川産，比重2.60，最大寸法20mm

表-5 コンクリートおよび鋼材の力学的性質

コンクリート	圧縮強度 (kg/cm <sup>2</sup> )	曲げ強度 (kg/cm <sup>2</sup> )	弾性係数 (kg/cm <sup>2</sup> )
プレストレス導入時	545	57	2.75×10 <sup>5</sup>
載荷試験時	735	73	2.94×10 <sup>5</sup>
鋼 材	降伏点 (kg/cm <sup>2</sup> )	引張強度 (kg/cm <sup>2</sup> )	弾性係数 (kg/cm <sup>2</sup> )
PC 鋼より線	18400	20400	2.18×10 <sup>6</sup>
軸方向付加鉄筋	2130	3330	2.26×10 <sup>6</sup>

部に定着具を取り付けた連結ばりとはそうでない連結ばりについて、ブロック端部、1/4点（端部より29cm）、中央点（端部より50cm）位置における鋼より線引張力の時間変化を示したものである。鋼より線のすべりに伴う引張力の減少がない一体ばり中央点（端部より105cm）で、プレストレス導入後、鋼より線引張応力度が初期緊張時の63~70%に減少したことを基準にして、これらの結果を比較検討すれば次のことがいえる。

鋼より線の端部に定着具のない場合（図-13）には、減少後の鋼より線のひずみは、中央点で約4600 $\mu$ （初期緊張時の77%）、1/4点で約2800 $\mu$ （47%）と端部に

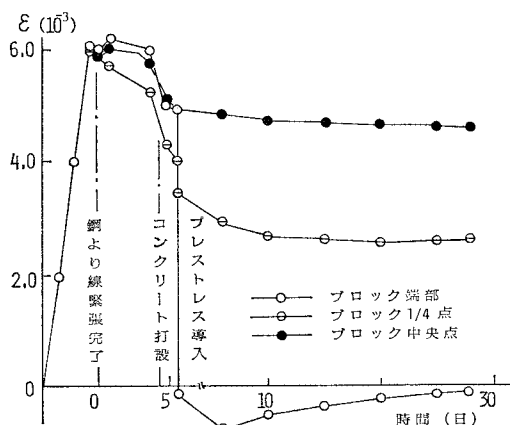


図-12 PC鋼より線の引張ひずみ-時間曲線 (定着具あり)

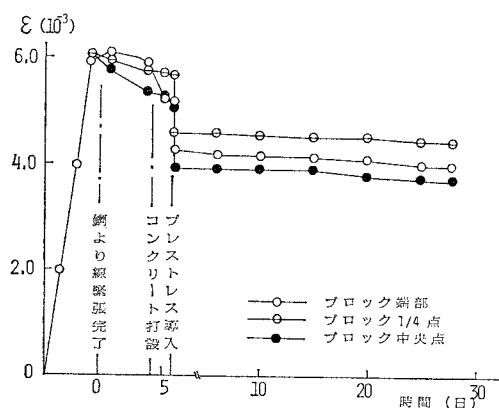


図-13 PC鋼より線の引張ひずみ-時間曲線 (定着具なし)

向かうにつれてほしいに減少し、端部では完全にプレストレスが消失してしまう。しかし、定着具を取り付けた場合（図-12）には、3点ともに減少後も約3700~4400 $\mu$ （62~73%）と、一体ばりの中央点とほとんど同等の引張力を保持している。これより、くさび型定着具の使用は鋼より線の定着をほぼ完全にし、所要の有効プレストレスを保持するうえできわめて効果的であるといえる。

次に、連結ばりおよび一体ばりのひびわれ発生荷重ならびに破壊荷重を表-6に示す。取付金具の長さおよびボルトPS力の小さいPC1、PC2は、一体ばりに比べて耐力がきわめて小さく、それよりも取付金具の長さ、PS力とともに大きくしたPC3は、一体ばりと同等のひびわれ耐力を有するが、破壊荷重では30%ほど不足している。また、ボルトのPS力が同じでも締めつけ位置を⑤点に移したPC5に比べるとやはり強度低下は否めず、ボルトを取付金具の外側で締めつけた方が金具とコンクリートの圧着に有効であることがわかる。PC4~PC9のうち、鋼より線定着具を用いていない連結ばり（PC4、PC6、PC8）は、一体ばりに比べてひびわれ発生荷重で7%、破壊荷重で14~20%低下しているのに対し、定着具を用いた連結ばり（PC5、PC7、PC9）では、逆にそれぞれ7~29%、5~14%増加しており、まさに接合部の強度に対する定着具の有効性を顕著に示すものといえよう。

一方、計算結果を実験結果と比較してみると、連結ばりでは、比較的接合部の一体性が良好であったPC5、PC7およびPC9の実験値に関し、計算値との差異はひびわれ荷重で9~31%、破壊荷重では1~8%であった。また、一体ばりでは、差異はどちらも2%とよい一致がみられた。

破壊形式やひびわれ性状に関しては次のことがいえる。接合部における取付金具とコンクリートの圧着が不十分であったPC1、PC2およびPC3は、接合部がセミヒンジ挙動を呈し、接合内部にひびわれが集中して破壊した。また、圧着性が比較的良好で定着具のある連結ばりPC5、PC7、PC9および一体ばりの破壊は、鋼線量が少なかつたためにいずれも載荷点位置のPC鋼より線の破断によるものであったが、定着具のない連結ばりPC4、PC6およびPC8のそれは、接合側鋼より線のボンド破壊であった。これらの連結ばりはPC1

表-6 PCばりの曲げ試験結果

試験ばり	連 結 ば り									一 体 ば り		
	PC1	PC2	PC3	PC4	PC5	PC6	PC7	PC8	PC9	計算値	実験値	計算値
ひびわれ発生荷重 (t)	0.80	0.80	2.80	2.60	3.60	2.60	3.00	2.60	3.20	2.75	2.80	2.75
破壊荷重 (t)	1.35	1.20	3.23	3.70	5.19	3.84	5.00	3.92	4.82	5.25	4.57	4.50



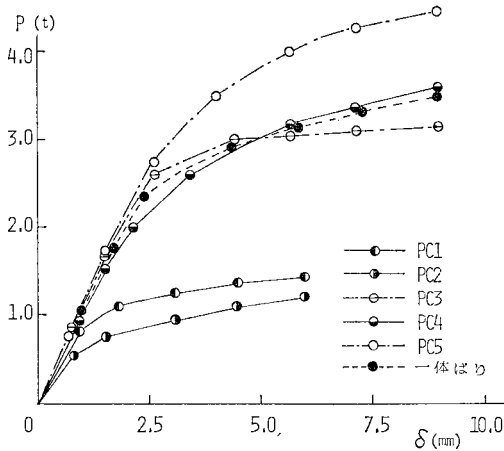


図-14 荷重-たわみ曲線

～PC3のような早期荷重段階での接合部における変形とひびわれの集中化は回避できたが、反面、接合部の剛性がコンクリート母材のそれに比べて大となったために、接合部外縁の取付金具端部から載荷点位置にかけてひびわれが集中し、一体ばりほどのひびわれ分散がみられなかった。

図-14には中央点の荷重-たわみ曲線の一部を示す。PC1、PC2は、接合部の圧着力が不足したため一体ばりに比べて極端な剛性低下が認められる。また、PC3、PC4およびPC5は、一体ばりにかなり近い挙動を示しており、その中でもPC5は接合部の一体性が十分に保持され、一体ばりを上回る変形性能を有している。しかし、PC3は作用モーメントが増大した場合の圧着が不十分なためにひびわれ発生後の剛性低下が著しく、鋼より線定着具のないPC4はひびわれ後の剛性は同等でもひびわれ発生に起因した剛性低下の開始が早いなどの現象が認められる。さらには、図示されていないPC6～PC9の連結ばりについても、PC6およびPC8はPC4と、またPC7およびPC9はPC5と、それぞれ類似した変形挙動を示している。これらのことより、加圧ボルトによる圧着と鋼より線定着具が連結ばりの強度ならびに変形性能にきわめて大きな影響を及ぼすことがわかる。

また、3タイプの軸方向付加鉄筋の端部定着法については、今回の実験に関する限りほとんど差異は認められなかった。結局、RCの場合の考察からも、軸方向付加鉄筋の併用は必要であるが、その端部をわざわざボルト接合または溶接によって定着することは不要であると思われる。

一方、これら試験ばりの荷重-たわみ曲線の実験値(PC5、PC7、PC9および一体ばり)を計算結果と比較すれば図-15のとおりであり、計算値はかなり妥

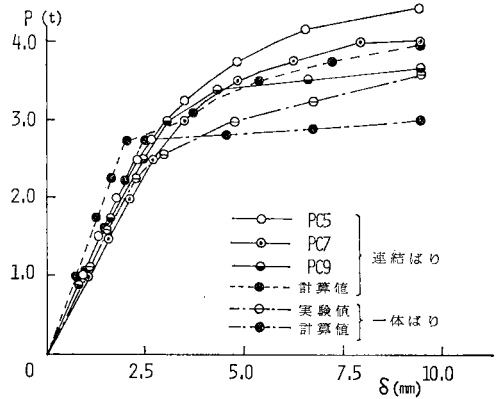


図-15 荷重-たわみ曲線

当な値を示しているといえよう。本計算にあたっては、プレストレスによる応力ならびにひずみを初期値として用い、弾塑性は理論<sup>10)</sup>によって逐次解を追跡した(荷重増分法)。ただし、連結ばりに対しては、接合部を完全剛結とみなしたため、換言すれば接合部の曲げ剛性を過大に評価したため、弾性域での計算値のたわみが実験値のそれをやや下回っている。

### 5. 鉄筋コンクリート連結ばりの曲げ疲労性状

静的曲げ荷重実験によって、鋼ジョイントで連結されたRCばりやPCばりの一体性、耐力、曲げ性状などに関する考察を重ねたが、その実用化にあたっては、さらに繰り返し荷重や地震力などのいわゆる動的荷重に対する耐荷特性を明らかにすることが望ましい。このため、著者らは、その基礎的段階として、RC連結ばりと一体ばりの曲げ疲労実験<sup>12)</sup>を行い、それらの疲労性状について若干の比較対照を試みた。

#### (1) 実験方法

試験ばりは、主鉄筋に異形鉄筋SD24 D10を用いた連結ばり(FC-タイプ)と比較用の一体ばり(FM-タイプ)の2種類、合計10本である。疲労性状に関する両者の相対的な比較という観点から、連結ばりとしては、あえて接合条件が若干劣る軸方向付加鉄筋や接着剤などを使用しないもの(ボルトPS力を2t/本)を用いた。ただし、接合ブロックは両側ともにコンクリートである。表-7および表-8は、それぞれコンクリートの配合および材料の力学的性質を示したものである。

疲労試験に先立ち、連結ばりおよび一体ばりのそれぞれ2本ずつを3等分点載荷による静的曲げ試験し、各平均破壊荷重を静的破壊強度とした。疲労試験は森試験機製作所製曲げ疲労試験機を用いて行い、静的破壊荷重の

表-7 コンクリートの材料および配合

スラップ (cm)	細骨材率 S/a (%)	水セメント比 W/C (%)	単 位 量 (kg/m <sup>3</sup> )			
			水 W	セメント C	細骨材 S	粗骨材 G
6±1	45	50	188	376	783	1086

セメント：早強ポルトランドセメント  
 細骨材：比重 2.58, 粗粒率 2.68  
 粗骨材：比重 2.93, 最大寸法 20 mm

表-8 コンクリートおよび鉄筋の力学的性質

コンクリート	圧縮強度 (kg/cm <sup>2</sup> )	引張強度 (kg/cm <sup>2</sup> )	弾性係数 (kg/cm <sup>2</sup> )
		534	32
鉄 筋	降 伏 点 (kg/cm <sup>2</sup> )	引張強度 (kg/cm <sup>2</sup> )	弾性係数 (kg/cm <sup>2</sup> )
		2840	4030

85, 75, 65% 荷重時のたわみ量に相当する荷重をそれぞれの上限荷重 (85%: FC-1, FM-1, 75%: FC-2, FM-2, 65%: FC-3, FM-3) とし, 下限荷重をすべて 0.5t, 繰り返し速度を 300 r.p.m. とした. 載荷方法は静的曲げ試験の場合と同様で, 試験の途中, 一定の繰り返し数ごとに静的載荷を実施し, はりのたわみ, ひずみおよび最大ひびわれ幅などを測定した. なお, 繰り返し回数 200 万回を経過しても破壊しない場合は, そこで試験を中止した.

(2) 結果および考察

静的破壊強度  $P_s$  は, 連結ばりが 5.0t (4.88t, 5.07t), 一体ばりが 6.0t (5.77t, 6.18t) で, 前述の理由により一体ばりに比べて連結ばりの最終耐力は約 17% 低下した (3. の実験結果によれば, 接合部に軸方向付加鉄筋を配さない連結ばりの静的破壊強度は一体ばりに比べて 10% 前後低下した). また, ひびわれ分布は, 連結ばりでは一体ばりほどの分散性がなく, 接合部のすべて外側に顕著なひびわれ集中がみられた. これは, 接合部の一体性が十分に保持されたことと, 軸方向付加鉄筋を配さなかったために, 接合部の水平プレート端部が曲げ剛性の著しい不連続点となり, 顕著なひびわれ集中, そしてはりの耐力低下を招いたものと思われる.

疲労試験結果を表-9 に示す. 上限荷重比が 65% の場合は両者ともに 200 万回で破壊せず, 75, 85% のはりの破壊はすべて載荷点位置コンクリート中の鉄筋の疲労破断によるものであり, 破壊形式における連結ばりと一体ばりの差異は認められなかった.

図-16 は, 連結ばりおよび一体ばりの  $P_u/P_s-N$  曲線 (ここに,  $P_u$  は各供試体の上限荷重,  $N$  は載荷繰り返し回数である) を示す. これから, 200 万回疲労強度を求めると, 両者ともに静的破壊強度の約 70% となる.

図-17 および 図-18 は, それぞれ繰り返し荷重に対

表-9 RCばりの疲労試験結果

はりの種類	上限荷重 (t)	下限荷重 (t)	破壊回数 (万回)	破壊形式	
連結ばり	FC-1	4.5	0.5	31	鉄筋疲労破断
	FC-2	3.8	0.5	138	鉄筋疲労破断
	FC-3	2.8	0.5	—	破壊せず
一体ばり	FM-1	5.0	0.5	10.2	鉄筋疲労破断
	FM-2	4.1	0.5	50~60	鉄筋疲労破断
	FM-3	3.6	0.5	—	破壊せず

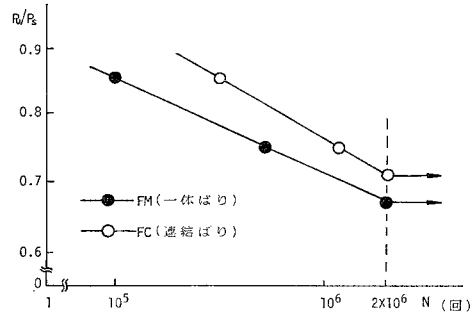


図-16  $P_u/P_s-N$  曲線

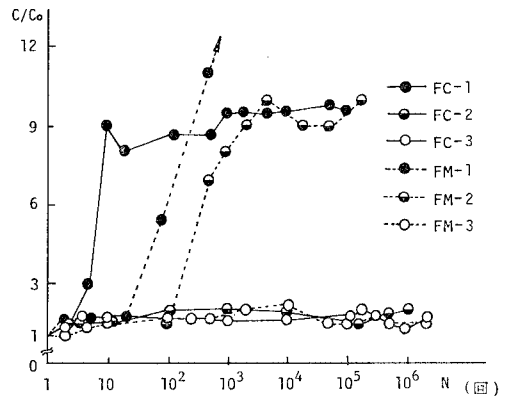


図-17 たわみ比-荷重繰り返し回数曲線

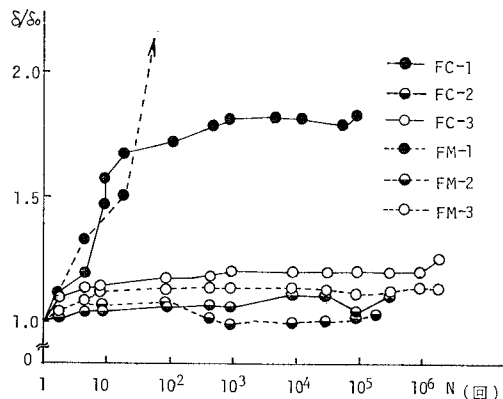


図-18 ひびわれ幅比-荷重繰り返し回数曲線

するはりのたわみ比  $\delta/\delta_0$  (ここに、 $\delta$  は  $N$  回繰り返し後、静的に上限荷重まで载荷したときのはり中央点のたわみ量、 $\delta_0$  は  $N=1$  におけるたわみ量である) ならびに最大ひびわれ幅比  $c/c_0$  (ここに、 $c$  は  $N$  回繰り返し後の上限荷重時の最大ひびわれ幅、 $c_0$  は  $N=1$  における最大ひびわれ幅である) の変化を表したものである。上限荷重比 85% の場合には、初载荷時に引張鉄筋が降伏してしまうために、その後の剛性低下が著しく、したがって、たわみ比、ひびわれ幅比ともに激増するが、荷重比 65% の場合には、200 万回の繰り返し終了時まで初载荷時の変形はほとんど進行していない。また、荷重比 75% では、主鉄筋が降伏したと思われる一体ばり (FM-2) の  $c/c_0$  は増加しているが、降伏荷重に達していない連結ばり (FC-2) は安定した変形状態を示している。そのほか、コンクリートやジョイントのひずみについても、たわみやひびわれ幅と同様の傾向がみられた。また、加圧ボルトの P S力は繰り返し荷重による影響を受けず、破壊時または载荷終了時まで一定であった。

以上、静的载荷状態を基準にした強度、変形などの疲労性状に関して、連結ばりと一体ばりの間にほとんど差異は認められなかった。

### 6. 不完全剛結性を考慮した接合部の解析

連結ばりの解析にあたっては、その接合性が良好な場合、接合部の完全剛結性を仮定し換算断面を用いた弾塑性理論によって、耐荷力や曲げ性状などをかなりの精度で追跡できることを確認した。しかし、接合性が良好でない場合には、取付金具とコンクリート母材の間にはだ離れやすべりなどの、いわゆる不完全剛結現象を呈する。このような連結ばりのより厳密な解析を行うには、接合部の不完全剛結性を考慮した解析法によらなければならない。この分野に関する既往の研究としては、鋼骨組構造を対象に接合部の曲げモーメント-回転角 (不完全剛結特性) が比例するという基本仮定に基づくいくつかの実験的理論的研究<sup>13), 14)</sup>がある。ここでは、山崎・樗木のエネルギー法による解析法<sup>14)</sup>に上述のすべりの効果を導入した拡張理論<sup>15)</sup>を提示し、その計算結果と実験結果を比較することにより、本理論の妥当性について検討を加えた。

#### (1) 解析理論

接合部に曲げモーメント  $M_0$  が働く場合について、次の仮定のもとに論じる (図-19 参照)。

(i) 接合部は、部材軸方向に左右対称であり、鉛直プレートと固定端とする一種の片持ばりとみなす。

(ii) 接合部は、A, B 点で上下の水平プレートと

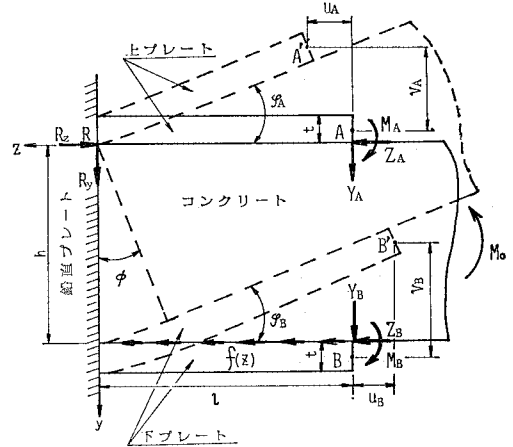


図-19 接合部の変形と作用する力

コンクリートはり加圧ボルトにより完全に剛結されている。

(iii) 接合内部 (A-B より内側) のコンクリートは剛体的に回転し、また、鉛直プレートは剛性が大きくしてそれらの弾性変形を無視する。

(iv) 下水平プレートの接合面での相対的なすべり量は B 点の零から鉛直プレート側固定端にかけて直線的に増加し、それに比例した (したがって、三角形分布の) 摩擦応力  $f(z)$  が発生する。また、鉛直プレート側固定端での全すべり量は  $F/kS$  ( $F = \int_0^l f(z) dz$ : 全摩擦力,  $S$ : 接合面積,  $k = 1.5 \times 10^3 \text{ kg/cm}^2$ : 単位面積当りの平均摩擦応力とすべり量の比を表す定数) で線形表示できるものとする。

図-19 の直交座標系 ( $y, z$ ) のもとで、接合部が曲げモーメント  $M_0$  に対し R 点を中心に  $\phi$  なる回転変位を起こして破線のように変形したとする。この変形状態において、プレートとはりの結合点 A, B ではりからプレートに伝えられる諸力は、 $y, z$  方向変位  $v, u$  および回転変位  $\phi$  に対応する力  $Y, Z$  および曲げモーメント  $M$  である。また、下プレート接合面には分布摩擦力  $f(z)$ 、したがって、その合力  $F$  が働き、さらには回転中心 R 点で鉛直プレートからの反力  $R_y, R_z$  がはりに作用する。したがって、はりに働く  $y, z$  方向の力および  $y-z$  面内の曲げモーメントのつり合い式は、山崎・樗木の示したつり合い式<sup>14)</sup>に  $F$  を加味した次式となる。

$$\left. \begin{aligned} Y_A + Y_B + R_y &= 0 \\ Z_A + Z_B + F - R_z &= 0 \\ M_A + M_B + (Y_A + Y_B)l + (Z_B + F)h &= M_0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (1)$$

また、R 点を中心に上下プレートの図心点 A および B が  $\phi$  だけ回転移動したとき、それぞれの幾何学的変位量は文献 14) に準じて次式のように示される。

$$\left. \begin{aligned} v_A &= -l/2 \cdot (1 - \cos \phi) + l \sin \phi \\ v_B &= (h + t/2) (1 - \cos \phi) + l \sin \phi \\ u_A &= -l(1 - \cos \phi) - t/2 \cdot \sin \phi \\ u_B &= -l(1 - \cos \phi) + (h + t/2) \sin \phi \\ \varphi_A &= \phi \\ \varphi_B &= \phi \end{aligned} \right\} \dots\dots (2)$$

上下の水平プレートは仮定 (i) より一種の片持ばりともみなすことができ、各プレートに蓄えられる全ひずみエネルギーは、軸力、せん断力および曲げモーメントによるひずみエネルギーの総和で示される（せん断力によるひずみエネルギーは微小として無視する）。すなわち、

$$\left. \begin{aligned} &\text{上プレートに対して,} \\ W_u &= \int_0^l \frac{Z_A^2}{2EA} dx + \int_0^l \frac{(M_A + Y_A x)^2}{2EI} dx \\ &\text{下プレートに対して,} \\ W_l &= \int_0^l \frac{(Z_B + Fx^2/l^2)^2}{2EA} dx \\ &\quad + \int_0^l \frac{(M_B + Y_B x - Flx^2/2l^2)^2}{2EI} dx \end{aligned} \right\} \dots\dots (3)$$

ここで、上下のプレートは同じ断面諸元を有するものとし、 $E, A, I$  は、それぞれプレートの弾性係数、断面積および断面2次モーメントであり、 $x$  は結合点 A, B からの  $x$  方向距離を表す。

式 (3) に Castigliano の定理を適用すれば、諸力と変位の関係式が得られ、この弾性変位量と式 (2) の幾何学的変位量を等置することにより、水平プレートの変位に関する条件式が次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} \frac{l^2}{EI} \left( \frac{1}{2} M_A + \frac{l}{3} Y_A \right) &= -\frac{t}{2} (1 - \cos \phi) + l \sin \phi \\ \frac{l}{EA} Z_A &= -l(1 - \cos \phi) - \frac{t}{2} \sin \phi \\ \frac{l}{EI} \left( M_A + \frac{l}{2} Y_A \right) &= \phi \\ \frac{l^2}{EI} \left( \frac{1}{2} M_B + \frac{l}{3} Y_B - \frac{t}{8} F \right) \\ &= \left( h + \frac{t}{2} \right) (1 - \cos \phi) + l \sin \phi \\ \frac{l}{EA} \left( Z_B + \frac{1}{3} F \right) \\ &= -l(1 - \cos \phi) + \left( h + \frac{t}{2} \right) \sin \phi \\ \frac{l}{EI} \left( M_B + \frac{l}{2} Y_B - \frac{t}{6} F \right) &= \phi \end{aligned} \right\} \dots\dots (4)$$

また、仮定 (iv) より全摩擦力  $F$  とすべり量の関係が次式で与えられる。

$$F = kSh \sin \phi \dots\dots (5)$$

式 (1), (4) および式 (5) を連立に解けば、諸力および  $\phi$  の値が求められる。なお、接合部の回転角  $\phi$  は実際

の現象としてきわめて微小であるので、 $1 - \cos \phi \approx 0$ ,  $\sin \phi \approx \phi$  として接合部の曲げ剛性を表すパラメーター、すなわち不完全剛結特性値  $K_s (= M_0/\phi)$  を求めれば次のとおりである。

$$K_s = 8 \alpha l + \left( \frac{2}{3} kS + \beta \right) h^2 + \left( \frac{5}{12} kS + \frac{1}{2} \beta \right) th \dots\dots (6)$$

ここで、 $\alpha = EI/l^3$ ,  $\beta = EA/l$

(2) 結果および考察

図-20 は、それぞれ水平プレートの厚さ  $t$  および長さ  $l$  (ボルト結合点までの長さ) が幅  $b=10$  cm, 高さ  $h=20$  cm の接合部の不完全剛結特性値  $K_s$  に及ぼす影響を、接合面の分布摩擦力を考慮した場合としない場合について示したものである。これより、上下プレートの板厚が大きいほど、また鉛直プレートからボルトの結合点までの長さが短いほど、接合面の不完全剛結特性値が増加する傾向が顕著である。また本解析例では、 $k$  値として鋼板-コンクリート接合部のモルタル目地供試体の push-off 試験<sup>16)</sup>より得られた結果を採用したが、その影響は分布摩擦力を考慮しない場合に比べて 8~20% 程度大きい  $K_s$  値を示した。

また、本理論によれば、下水平プレートの鉛直プレート側固定端に最大の引張応力が発生するが、RC ばりの

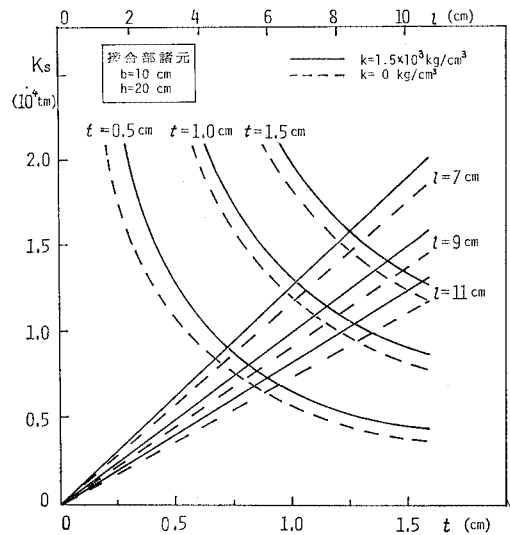


図-20 不完全剛結特性値とプレート寸法の関係

表-10 水平プレートの最大応力 ( $\sigma_{sa} = 1400 \text{ kg/cm}^2$  に対する比)

$t$ (cm)	0.5	1.0	1.5
3.0 (7.0)	1.35	0.70	0.48
5.0 (9.0)	1.33	0.70	0.48
7.0 (11.0)	1.31	0.69	0.48

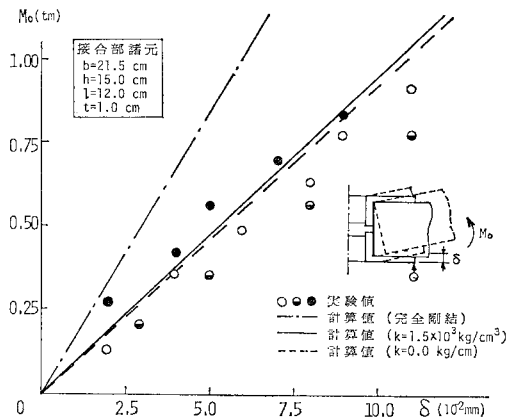


図-21 接合部の曲げモーメント-たわみ曲線

破壊荷重 ( $P_u=6.8t$ ) 時にプレートの寸法が、発生する応力に与える影響を許容応力  $\sigma_{sa}=1400 \text{ kg/cm}^2$  (SS 41) に対する比で表したのが 表-10 である。表中、かっこ内の数値は実験モデルの RC ばり接合部のプレート長さ (図-3 参照) に換算したものである。プレートの長さは全体構造の曲げ剛性には大きく影響するが、プレート応力にはほとんど無関係である。しかし、厚さがプレート応力に及ぼす影響はきわめて大きく、SS 41 を使用した本接合部の場合には、板厚 0.5 cm で許容応力を 30% 以上超過するが、板厚 1.0 cm では許容応力の約 70% で十分安全である。したがって、前述の RC 連結ばりでは取付金具を板厚 1.0 cm に統一し、プレート長さおよび加圧用ボルトの PS 力を変化させて、接合部の力学性状を実験的に検討したわけである。

図-21 は、PC 連結ばり接合部の曲げモーメント  $M_0$  と垂直変位  $\delta$  の関係について、計算値と実験値 (実験の詳細は紙面の都合で割愛するが、図中に示すような接合部を有する連結ばりの曲げ試験により  $\delta$  を測定した) を比較したものである。接合部の不完全剛結性を考慮した場合の垂直変位は、接合部を完全剛結とみなした場合に比べて 80% 程度大きくなった。また、本例では分布摩擦力による影響はあまりみられなかったが、不完全剛結性を考慮した解が完全剛結と仮定した解に比べ実験結果によく合致することが認められた。

以上のように、本理論によれば、許容応力度法に基づく接合金具の諸元の定量的な算定が可能であり、したがって実構造物設計への道が開かれていると考えられる。また、前述の実験モデルの形状寸法もそれに従って決定した。ただ、ボルト PS 力の適切な量的推定法は今回のところ言及していないが、その決定にあたっては、ボルト圧着によって生じる水平摩擦力、およびコンクリート母材の剛体的変形のほかに生じる曲げやせん断変形によって 2 次的に発生する支圧抵抗力、さらにはボルトのせ

ん断抵抗力などを考慮に入れた解析法の確立が必要であり、これについては目下検討中である。

## 7. 結 言

プレキャストコンクリート部材の接合法の 1 つとして鋼ジョイントを用いたボルト接合法を示し、それを RC ばりや PC ばりに適用した場合の耐荷力や曲げ性状、一体性などについて実験的理論的検討を加えた。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) ボルト PS 力および接合面の状態が、接合部の力学的性質、特に曲げ剛性に大きな影響を及ぼす。すなわち、ボルト PS 力が増大するほど接合面の開口やずれ変形が拘束され、接合部の耐力や剛性の低下を減少させることができる。また、接合面の不整合は接合部の剛性を著しく低下させるが、モルタル充填などによって密着性を高めれば、比較的小さいボルト PS 力でも剛性低下を回避することができる。

(2) 接着剤の併用はその効果を上げ得るが、特に、はりが flexible な場合に有効である。

(3) 加圧用ボルト位置ならびに接合端部のコンクリートに生じる局部的なひびわれ集中を防止するため、らせん筋や軸方向付加鉄筋などの補強が必要であり、これは、結果的にはり全体の終局耐力および曲げ剛性を効果的に維持する役を果たす。

(4) プレテンション PC 部材を接合する際、接合端部に PC 鋼線定着具を装備することは、接合端部のプレストレス損失を最小限にとどめ、所要のひびわれ耐力を維持するうえで効果的である。ただし、それにはプレキャスト施工が便利な特殊な PC 鋼線定着具の考案が望まれる。

(5) 連結ばりの曲げ疲労強度と一体ばりのそれとの間には大きな差異は認められず、また、変形性状についても同様であった。

(6) 連結ばりの曲げ挙動を追跡するうえで弾塑性はり理論<sup>10)</sup>は有用であり、接合部の一体性が比較的良好な場合には、接合部を剛結とみなし換算断面を用いることができる。しかし、接合金具の諸元を定量的に算定する場合はもちろんのこと、接合部の不整合が大きい場合あるいは接合部を厳密に解析する場合には、接合部の不完全剛結性を考慮した解析法が有用である。

著者らが用いた接合法によれば、少なくとも一体ばりと同等な曲げ力学的性質を有し、かつ接合、解体が容易な連結ばりの製作が可能であり、また、このことはコンクリートとメタルの合成構造への多様なアプローチの可能性を示唆し得るものといえる。特に、接合部の不完全剛結性を逆に活用することによって、あるいは接合部に

十分なじん性を与えることによって、構造物全体のじん性効率を高め耐震性に優れた構造物を構築することも可能であるといえよう。

しかしながら、本論文では、この種合成構造の可能性と接合部要因の有用性を実験的に確認し、かつ接合部の応力、変形解析法を提示したが、実験モデルに関する定量的な考察にとどまっており、実際の構造物への適用性の評価に関しては、なお十分といえず、この点についてはその他の構造的技術的問題とともに今後の研究課題としたい。

最後に、本研究を行うに際しては、Warwick 大学 R.P. Johnson 教授、吉村虎蔵博士、九州大学 徳光善治教授、九州工業大学 渡辺 明教授および九州大学 松下博通講師に多大なるご支援とご助言を賜り、また、実験には、九州大学土木実験室、橋梁工学研究室ならびに富士ピーエス・コンクリート（株）の方々のご協力をいただいた。加えて、本研究は、昭和 51 年度文部省科学研究費（試験研究）の補助を得た。ここに記して、謝意を表する次第です。

#### 参 考 文 献

- 1) 横道英雄ほか：コンクリートにおけるプレキャスト部材の活用，土木学会誌，Annual '74，pp. 54~62，1974.
- 2) 池田哲夫ほか：プレキャストブロック工法，日刊工業新聞社，pp. 1~7，1969.
- 3) PCブロック工法研究会：PCブロック工法研究会研究報告，プレストレストコンクリート，Vol. 10，No. 1，pp. 50~65，Vol. 10，No. 5，pp. 60~72，1968.
- 4) Dobbie, C.H. and R.H. Wajda: Joints in precast frames, Concrete and Constructional Engineering, pp. 345~350, Apr., 1956.
- 5) Larnach, W.J.: Tests of joints subjected to bending and shearing in precast members, Concrete and Constructional Engineering, pp. 433~439, Dec., 1960.
- 6) Gaston, J.R. and L.B. Kritz: Connections in precast concrete structures-scarf joint, Jour. of PCI, pp. 37~57, June, 1964.
- 7) Bishara, A.G. and M.H. Mahmoud: Continuous prestressed concrete girders with keyed scarf connections, Jour. of ACI, pp. 569~575, Sept., 1972.
- 8) 品川多美二ほか5名：特殊コンクリート構造，建築構造学大系 21，彰国社，pp. 216~255，1972.
- 9) Ohta, T., S. Iwataki and S. Hino: Studies on elastoplastic behaviours of reinforced concrete beams connected with a steel joint, Memoirs of the Faculty of Engineering, Kyushu University, Vol. 36, No. 1, pp. 1~19, Aug., 1976.
- 10) 太田俊昭・中沢隆雄：はり理論による鉄筋およびプレストレストコンクリートばりの弾塑性解析，土木学会論文報告集，第 276 号，pp. 121~134，1978.8.
- 11) Ohta, T. and S. Hino: Bending strength of reinforced and prestressed concrete simple beams connected with a steel joint, Proc. of the 20th Japan Congress on Materials Research, the Society of Materials Science, pp. 179~183, March, 1977.
- 12) 日野伸一・太田俊昭ほか3名：鋼ジョイントで連結されたRC桁の疲労特性，九州大学工学集報，第 50 巻，第 5 号，pp. 561~563，1977.10.
- 13) たとえば，Beaufay, L.A. and A. Moharram: Moment-angle curves for combined web and flange cleat connections, Engineering, Vol. 168, No. 4379, pp. 693~696, Dec., 1949.
- 14) 山崎徳也・樗木 武：曲げモーメントを伝える直交アングル接合部の不完全剛結特性の解法，土木学会論文集，第 130 号，pp. 26~36，1966.6.
- 15) 太田俊昭・日野伸一：接合部の不完全剛結性を考慮したコンクリート連結桁の解析，土木学会第 32 回年次学術講演会講演概要集，第 1 部，pp. 396~397，1977.10.
- 16) 徳澤正和：鋼-コンクリートおよびコンクリート相互接合面におけるせん断摩擦性状について，九州大学工学部土木工学科卒業論文，1980.3.

(1979.6.20・受付)