

孔明き鋼板ジベルを用いた混合桁接合部の静的力学特性に関する実験的検討

Experimental study on the strength of the 'Perfobond Strip' shear connectors
used in the coupler-shell elements of mixed girder-bridge

望月 秀次*, 安藤 博文**, 宮地 真一***, 柳澤 則文***, 高田 嘉秀****

Hidetsugu MOCHIZUKI, Hirohumi ANDO, Shin-ichi MIYACHI,

Norihumi YANAGISAWA and Yoshihide TAKADA

*日本道路公団四国支社建設部構造技術課長 (〒760-0065 香川県高松市朝日町 4-1-3)

**日本道路公団四国支社建設部構造技術課 (〒760-0065 香川県高松市朝日町 4-1-3)

***川田工業株式会社技術開発本部技術研究室 (〒550-0014 大阪市西区北堀江 1-22-19)

****川田工業株式会社橋梁事業部大阪技術部設計二課 (〒550-0014 大阪市西区北堀江 1-22-19)

The mixed girder-bridge is composed of the steel girder and the concrete girder connected by the joint member. This paper reports the structural characteristics of the 'Perfobond Strip' shear connectors (here in after 'PBL') adopted in coupler-shell elements at the joint members of the mixed bridge. The compressive and tensile static loading experiments and the technical studies were performed to investigate the push-out strength and stress distribution characteristics, according to the full-scale models of the typical coupler-shell elements with 'PBL'. As a result, the push-out strength of 'PBL' with outer shell's confinement was certified. And, the effect of reinforcement with perforating steel bars under stress-bound condition was presented. Also, the simplified method was proposed, which estimates the design strength of 'PBL' in the coupler-shell element.

Key Words : mixed girder bridge, shear connector, static loading test, mixed girder bridge

1. まえがき

近年、一連の橋梁の中で鋼とコンクリートを組み合わせることにより、力学特性や経済性の向上を図った混合構造の採用事例が増えつつある。これまでの代表的な混合構造としては、生口橋や多々羅大橋で採用された複合斜張橋や、木曽川橋・揖斐川橋で採用された複合エクストラード橋が挙げられる。ところで、上記のような斜材ケーブルを有する比較的ロングスパンの橋梁形式に限らず、一般の桁橋においても混合構造の有利性を十分に発揮できる場合が多いと考えられる。すなわち、例えば高架橋区間にあって河川や広幅員の道路等を跨ぐような場合、隣接径間より長支間とならざるを得ない中央径間を軽い鋼桁とし、側径間を重いコンクリート桁として両者を組み合わせれば、断面力のバランスが著しく改善される上、経済性の面でも有利となる。

以上のような観点から、日本道路公団四国支社では高松自動車道の高松西 IC～高松東 IC 区間において、河川交差部の連続高架橋に鋼・PRC 混合桁形式を採用しており、現在 2 橋（新川橋・吉田川橋）が建設中である。中でも新川橋については側径間と中央径間の支間長比が約 1:3（中央支間長 $L_c = 118\text{m}$ ）と非常に大きく、混合桁の有利性を

強調できる構造として注目されている。

混合桁の接合部では、鋼桁と PRC 桁間の力の伝達がスムーズに行われるように、構造上配慮することが重要である。そこで、新川橋・吉田川橋の接合部では、断面の周縁とウェブ部分をマルチセル構造とし、鋼殻セル内に充填した中詰めコンクリートと後面プレートを介して力を伝達する方式が採用された。この「中詰めコンクリート後面プレート方式」は、複合斜張橋での実績が多く^{1),2)}、中詰め部と PRC 桁でコンクリートが連続一体化しているので力の伝達性に優れ、接合面でのコンクリートの応力集中が比較的小さい³⁾などの特徴を有するものである。

また、両橋では上記の接合部鋼殻セル内に用いるずれ止め構造として、「孔明き鋼板ジベル（以下に PBL と記す）^{4)~7)}」を新たに導入している。この PBL は、波形鋼板ウェブ PC 箱桁橋⁸⁾や合成桁橋⁹⁾のずれ止め構造として一部採用実績があるものの、混合桁接合部への適用は今回が初めての試みである。そこで、既往の研究事例⁹⁾を参考に、鋼殻セルの拘束効果¹⁰⁾を含んだ PBL 接合部の耐荷性能や PBL 孔貫通鉄筋の補強効果などを具体的に検討し、設計法の妥当性を実橋レベルで確認する目的で、実物大相当の鋼殻セル要素モデルによる静的載荷試験および解析的検討を実施した。その結果、ずれ止め構造として PBL を用いた混合

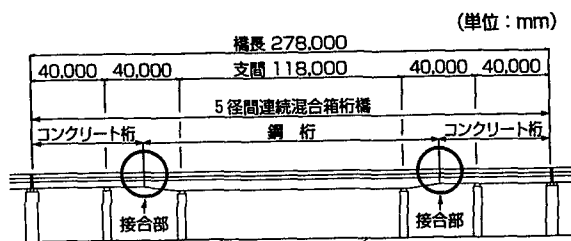


図-1 新川橋概略一般図

桁接合部の静的力学特性および今後の合理的設計法に関連すると思われる技術的知見が得られたことから、ここにその概要を報告する。

2. 実験の概要

(1) 接合部の構造概要と実験の着目点

新川橋は図-1 に示すような 5 径間連続混合橋（鋼床版箱桁+PRC 箱桁）であり、既存の斜ケーブルを有する複合斜張橋などとは異なり、接合部の作用断面力としては曲げモーメントが支配的となる。新川橋接合部の構造概要は図-2 に示すとおりであり、負の曲げモーメント区間に位置することから、上フランジ側のセルでは軸引張作用、下フランジ側のセルでは軸圧縮作用がそれぞれ卓越する。ここに、上フランジ側では常時の作用引張力を上回る圧縮力が PC 鋼材の緊張によって与えられ、接合面全体にわたって常時圧縮プレストレスを確保する構造となっている。

本実験では、図-2 に示した新川橋接合部の下フランジ側（圧縮側）と上フランジ側（引張側）のそれぞれについて鋼殻セル供試体を製作し、主に下記の 1)～3) の 3 点に着目して軸方向力の静的載荷実験を行った。

- 1) 接合部のずれ耐荷性能と最終破壊性状
- 2) 鋼殻セルの拘束効果と孔貫通鉄筋の補強効果
- 3) 鋼殻セルの応力分布性状（FEM 解析との比較）

なお、①既往の疲労実験で繰返し載荷による PBL のずれ耐力の低下が比較的小さいこと¹¹⁾、②類似構造を対象とした輪荷重移動載荷試験で接合部の鋼・PRC 部材に疲労損傷の発生が認められていないこと¹²⁾、および、③実橋接合部では活荷重による変動応力が微小と予測されることなどから、ここで対象とする混合桁橋では PBL 接合部の疲労は特に問題無いものと判断し、本検討では取り扱わないこととした。

(2) 供試体諸元と載荷方法

本実験の対象とした供試体は、新川橋接合部の圧縮側セル（下フランジ部分）をモデル化した TYPE-C、同じく圧縮側で後面支圧板の無い TYPE-P、および、引張側セル（上

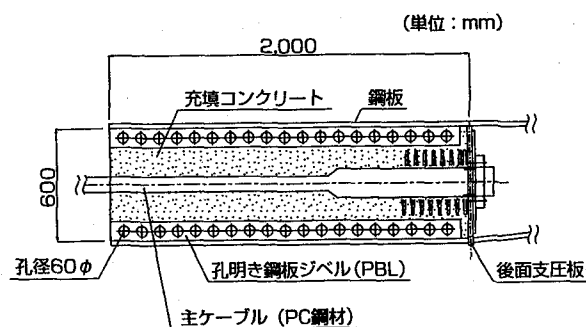
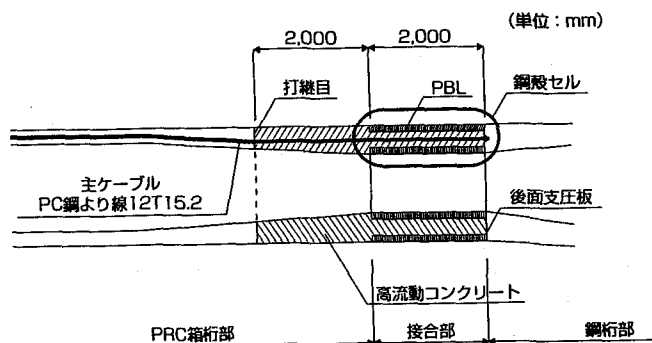
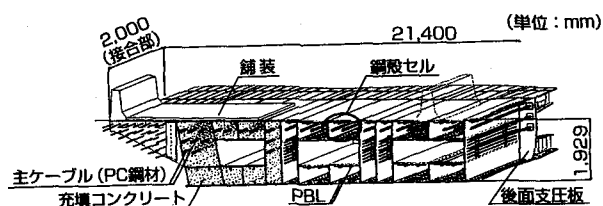


図-2 新川橋接合部の構造概要

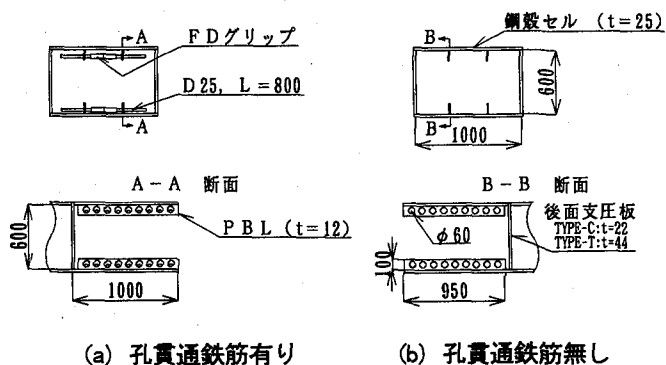


図-3 供試体の断面形状

フランジ部分) に対応する TYPE-T の 3 タイプである。ここに、後面支圧板を設置しない TYPE-P については、PBL 接合部の基本的な力学特性を把握する目的で、押し抜き試験を実施したものである。

TYPE-C, P, T の全タイプの供試体について、図-3 (a), (b) に示すように、PBL 孔貫通鉄筋 (D25, 材質は SD345) が有る場合と無い場合の 2 種類を製作した。供試体鋼殻セルの断面寸法は高さ 0.6 m × 幅 1.0 m × 板厚 25 mm であり、後面支圧板の板厚は TYPE-C で 22 mm, TYPE-T で 44 mm と、

実橋の代表的なセル断面寸法に対応している。ただし、セル長さについては荷重装置の能力から、実機の1/2である1.0 m (PBL 孔列数も約半分) となっている。セル内部に設置したPBL板は上下に各2枚 (計4枚/セル) であり、その板厚は12 mm (材質はSM490) , 円孔の直径は実機と同じく $d = 60\text{ mm}$ で統一している。なお、押し抜き試験用のTYPE-Pについては、PBL端面の支圧がずれ耐力に及ぼす影響を取り除くため、PBLがずれる方向のコバ面に発砲ウレタンを接着した。

各供試体の鋼殻セル内には14本の軸方向鉄筋 (D16, 材質はSD345) および帯鉄筋 (D13) を配置し、実施工に合わせ、自己充填性に富む高流動コンクリート¹³⁾を横姿勢のまま打設した。また、PBL板を除く鋼殻セルの内面には、充填コンクリートとの付着抵抗力を弱めるべく、鉛系錆止め塗料¹⁴⁾とグリースを重ねて塗布することとした。なお、供試体用鋼材と充填コンクリートの材料試験結果は表-1、-2に示すとおりである。

圧縮側のTYPE-CおよびTYPE-Pの荷重荷重方法を図-4に示す。ここに、PBL孔貫通鉄筋が有る試験体 (図中のA部) と無い試験体 (図中のB部) を向き合う形で直列に並び、両側方に添えた剛な平板で連結一体化し、その間に4900 kN 油圧ジャッキを2台を配置している。すなわち、このTYPE-CとTYPE-Pでは、A部とB部の両方の試験体に同時に圧縮力を作用させるように、ジャッキの反力を両側方の平板でとらせる構造となっている。なお、図中の荷重架台には、鋼殻セルとコンクリートの相対ずれが20 mm以上進行しないようなストッパー機能を設けている。こうすることで、片方 (例えば、PBL孔貫通鉄筋の無いB部) に大きなずれ変形が生じて、他方の実験を継続して行うことが可能であり、A部とB部の両方において最大荷重を把握できる。

引張側のTYPE-Tについては図-5に示すように、A部とB部を一体ものとしてPC鋼材で実施設計とほぼ同レベルの圧縮プレストレス (2本で約3400 kN) を導入し、その両脇に設けた反力架台を介して、A部とB部に同時に引張

表-1 鋼材の材料試験結果

	t=25 (SM490A)	t=22 (SM490A)	t=12 (SM490A)
降伏点 (N/mm ²)	330	368	354
引張強さ (N/mm ²)	507	513	538

表-2 コンクリートの材料試験結果

	TYPE-P (材令:13日)	TYPE-C (材令:28日)	TYPE-T (材令:55日)
圧縮強度 (N/mm ²)	31.8	32.5	32.7
ヤング率 (N/mm ²)	21304	21747	21893
ポアソン比	0.18	0.18	0.18

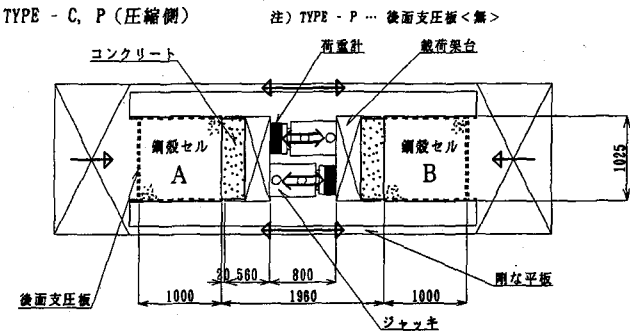


図-4 圧縮荷重の荷重方法 (TYPE - C, - P)

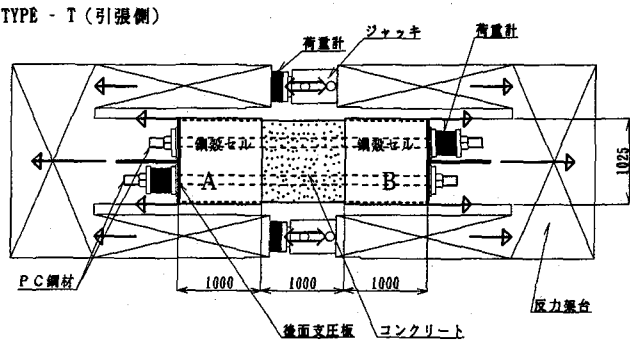


図-5 引張荷重の荷重方法 (TYPE - T)

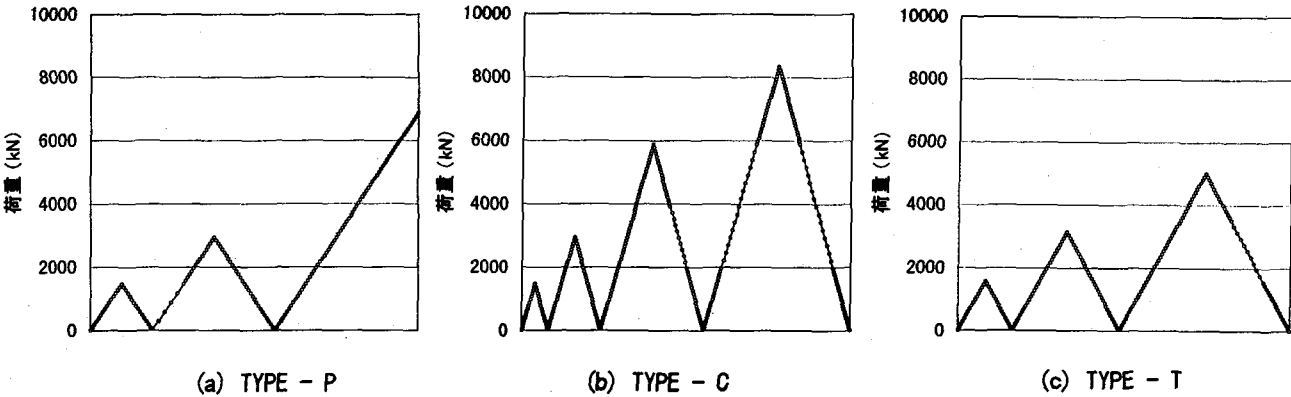


図-6 荷重試験の荷重ステップ

表-3 既往のPBL押し抜き試験結果^{9), 10)}

(PBL板厚12mm, 孔直径60mm, 孔間隔100mm)

	孔貫通補強鉄筋有り	孔貫通補強鉄筋無し
P(ずれ耐力)	1914 kN	1780 kN
Pu (孔1個当たり)	160 kN	148 kN
fc (円柱強度)	0.0371 kN/mm ²	0.0343 kN/mm ²
Pu' (換算値)	137 kN	138 kN

重を境として、相対ずれが大きく進行したことがわかる。なお、上記の最大荷重をPBL孔1個あたりのずれ耐力に換算すれば、A部については $P_u \approx 190$ kN, B部では $P_u \approx 170$ kNと、孔貫通鉄筋の有無によってずれ耐力に1割程度の差が現れている。

ここで、孔貫通鉄筋を有するA部のずれ耐力 ($P_u \approx 190$ kN) に着目すれば、Leonhardt らの提案式⁴⁾で求めた下記の強度推定値と良く対応している。

$$\begin{aligned} P_u &= 1.4 \times d^2 \times \beta_w \\ &= 1.4 \times d^2 \times (f_c \times 1.16) \\ &= 1.4 \times 60^2 \times (0.0318 \times 1.16) = 186 \text{ kN} \end{aligned} \quad (1)$$

上式において、 P_u はPBLのせん断強度 (kN)、 d はPBLの孔直径 (mm) である。 β_w はコンクリートの立方体圧縮強度 (kN/mm²) であり、コンクリート円柱強度の実測値 $f_c = 0.0318$ (kN/mm²) に換算係数 1.16¹⁵⁾ を乗じている。

上記のTYPE-Pの結果を鋼殻セルが無い既往の押し抜き試験結果と比較し、ずれ耐力に及ぼす鋼殻セルの拘束効果について検討した。表-3は、PBLの形状 (孔直径、孔間隔、板厚) が本実験と同一の押し抜き試験結果^{9), 10)}をもとに、PBL孔1個あたりのずれ耐力 P_u を算出し、さらに、TYPE-Pと同じコンクリート強度 ($f_c = 0.0318$ kN/mm²) に対する値を比例換算で求めたものである。ここに、TYPE-Pのずれ耐力 (A部で $P_u \approx 190$ kN, B部で $P_u \approx 170$ kN) は表-3に示す押し抜き強度の換算値 ($P_u' = 137$ kN) を2~3割程度上回っており、その要因として、鋼殻セルの外部拘束によるずれ耐力の増大効果が考えられる。

(2) 鋼殻セルの膨れと内部の破壊性状

TYPE-Pの押し抜き試験において、相対ずれ進行時に鋼殻セルの上下方向の膨れ (PBLを溶接したフランジの板曲げ変形) が確認された。それらの結果を図-8(a), (b)に示す。また、試験終了後、孔貫通鉄筋を有するA部と孔貫通鉄筋が無いB部のそれぞれについて、鋼殻セル内部の破壊状況を調査した結果 (切断面写真) を写真-1, -2に示す。

まず、A部について、図-8(a)の結果を図-7と対比すればわかるように、相対ずれの進行に伴って鋼殻セル上下方向の膨れ量が增大している。また、同じくA部の鋼殻セル内部では、写真-1に示すように、孔貫通鉄筋の機械継手 (直径約40mm) に沿う形で波状の破面が形成されている。

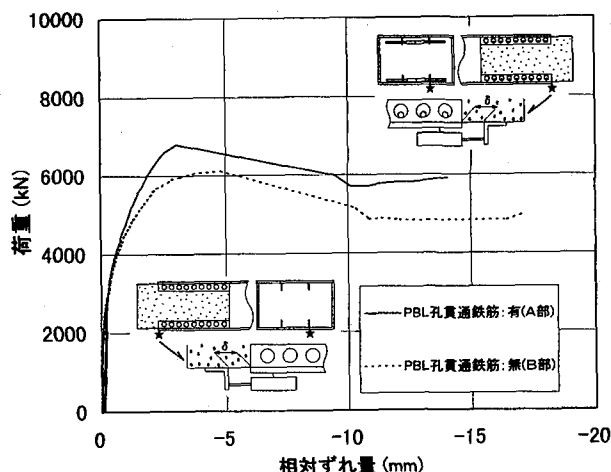


図-7 相対ずれ曲線 (TYPE - P)

力を載荷する方式とした。

実験にあたっては、鋼殻セルと充填コンクリートの付着の影響を極力排除すべく、荷重1000 kN程度の予備載荷 (馴らし載荷) を10回程度繰り返した。その後、荷重増減による相対ずれやひずみの線形性 (ヒステリシスの性状) を併せて確認すべく、各供試体に対して図-6(a), (b), (c)に示すような繰返し載荷を行った。

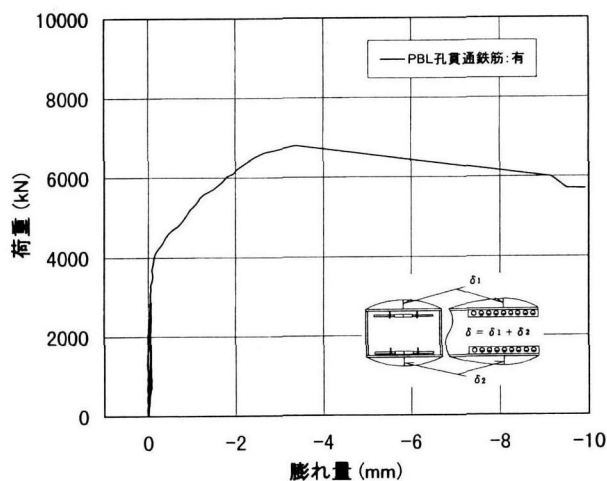
なお、本載荷試験の実施にあたっては、川田工業 (株) 所有の構造物試験設備を使用した。

3. 実験結果と考察

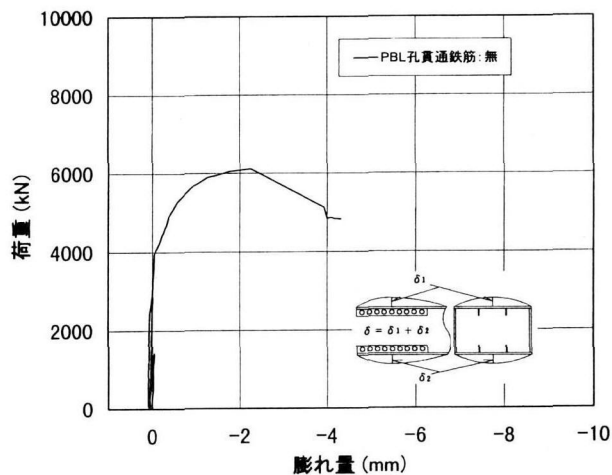
実験順序としては、まず最初に後面支圧板の無いTYPE-Pの押し抜き試験を行い、ずれ強度や破壊性状、および孔貫通鉄筋の補強効果や鋼殻セルの外部拘束の影響などについて調査・検討を行った。次に、実橋と同様に後面支圧板を有するTYPE-C (圧縮側) とTYPE-T (引張側) の載荷試験結果より、PBL接合部の耐荷力特性や応力性状などを確認した。特に、鋼殻セルとPBL板の応力についてはFEM解析結果との比較も併せて行った。上記の検討結果を項目ごとにまとめて以下に説明する。なお、実験は各タイプで2体ずつ行ったが、双方の試験結果の傾向が同様 (再現性が良好) であったことから、以下に各1体の試験結果を示す。

(1) 押し抜き試験によるずれ挙動とずれ耐力

TYPE-Pの押し抜き試験で得られた鋼殻セルと充填コンクリートの相対ずれ曲線を図-7に示す。図-7より、孔貫通鉄筋を有するA部、孔貫通鉄筋が無いB部ともに、3000~4000 kN程度以上の載荷荷重で相対ずれの増加割合が大きくなり、A部で6800 kN, B部で6100 kN程度の最大荷



(a) 孔貫通鉄筋有り (A部)



(b) 孔貫通鉄筋無し (B部)

図-8 鋼殻セルの膨れ変形 (TYPE - P)

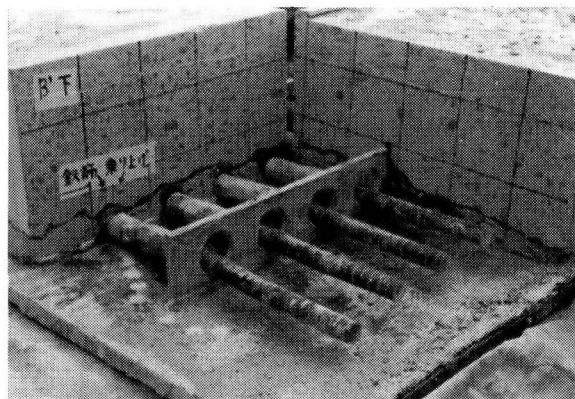


写真-1 鋼殻セル内部の破壊状況
(TYPE - P のA部)

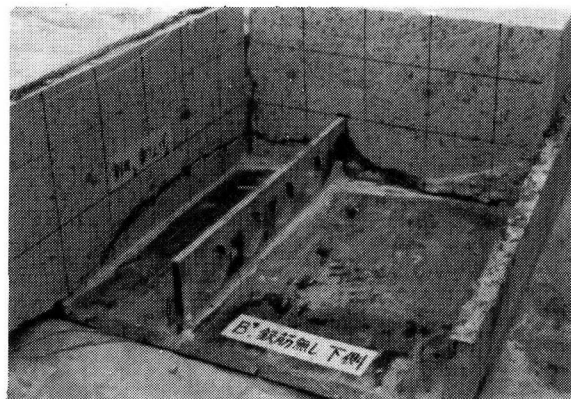


写真-2 鋼殻セル内部の破壊状況
(TYPE - P のB部)

これらの結果から、孔貫通鉄筋を有するA部では、鋼殻セル内部に形成された波状のコンクリート破面が、相対ずれ進行時に鉄筋機械継手に乗り上げた影響で、鋼殻セルの膨れ変形が現れたものと判断できる。

一方、孔貫通鉄筋が無いB部の鋼殻セル内部には、写真-2に示すように、PBL孔を貫通する形でコンクリートのひび割れが発生している。ここに、最大荷重の手前で PBL 孔部のコンクリートに局所的な圧壊が生じ、内部亀裂の進展によって、鋼殻セル内部に図-9 のようなコンクリート破面が形成されたものと推察される。また、相対ずれの進行に伴って、その破面の法線方向にクサビ作用による反発力が生じた結果、図-8(b)に示すような鋼殻セルの膨れ変形が現れたことが考えられる。

(3) 鋼殻セルの拘束効果

ここでは、TYPE-Pの押し抜き試験結果より孔貫通鉄筋

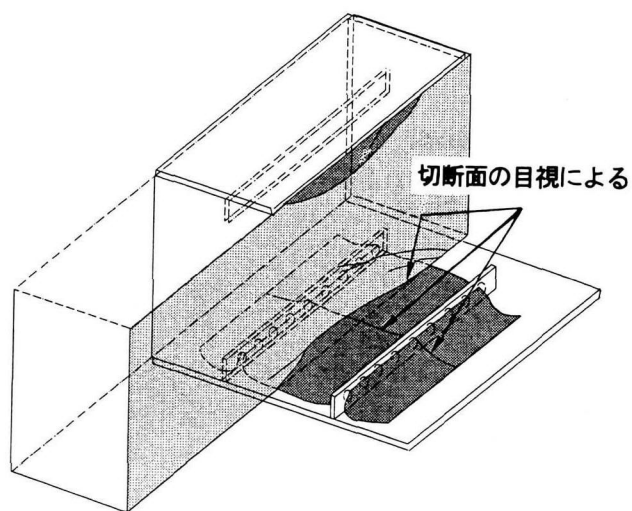


図-9 セル内部コンクリート破面の想像図
(TYPE - P のB部)

が無い場合のずれ強度に注目し、既往の文献を参考に、PBL 接合部の力学特性に及ぼす鋼殻セルの拘束効果(外部拘束の影響)について考察する。

前記の実験結果より、TYPE-P の B 部において、PBL 孔 1 個あたりのずれ耐力として $P_u \approx 170 \text{ kN}$ なる値が得られている。この値は表-3 に示した鋼殻セルが無い場合の既往の押し抜き試験結果 ($P_u' = 137 \text{ kN}$) を大きく上回り、PBL 孔部のコンクリートが孔貫通鉄筋で 3 次元的に拘束された場合について Heywood らが示した、下記の割裂強度評価値⁷⁾と同等レベルまで達している。

$$V = D \times t \times 7.5 f_c \tag{2}$$

$$= 60 \times 12 \times 7.5 \times 0.0318 = 171 \text{ kN}$$

式(2)において、V は PBL 孔部コンクリートの割裂強度 (kN)、D は PBL の直径 (mm)、t は板厚 (mm)、 f_c はコンクリート円柱強度 (kN/mm²) である。

上記のことから、この TYPE-P では鋼殻セルの横拘束によって、PBL 孔部コンクリートの割裂に対する抵抗強度が高まり、その影響でずれ耐力が増大したものと判断できる。また一方で、前述した鋼殻セルの膨れ変形は、充填コンクリート内部のひびわれ発生後の変形やずれ挙動に対しても、鋼殻セルが少なからず抵抗したことを表現している。すなわち、本実験の結果、鋼殻セルの拘束効果として次のような特性が確認されたものと考える。

- ・ PBL 板面と直角方向の横拘束によって、PBL 孔部コンクリートの割裂に対する抵抗強度が高まる。
- ・ 充填コンクリート内部にひびわれが発生した以降の膨れ変形やずれ挙動に抵抗する。

(4) 孔貫通鉄筋の補強効果

ここでは、TYPE-P の押し抜き試験で得られた孔貫通鉄筋と PBL 板のひずみ性状について説明し、前述した相対ずれ挙動や鋼殻セル内部の破壊性状との関連性をもとに、孔貫通鉄筋の補強効果について考察する。

まず、TYPE-P の A 部で孔貫通鉄筋のひずみ測定を行った結果を図-10 に示す。この結果と前出の図-7 との対比から、相対ずれ量が徐々に増大した 3000~4000 kN 程度以上の載荷荷重において、セル入口部の孔貫通鉄筋に大きな曲げが作用したことが読み取れる。

次に、TYPE-P の A 部と B 部について、PBL 板の孔間隔方向のひずみ測定を行った結果を図-11 (a)、(b) に示す。これらの図からわかるように、孔貫通鉄筋を有する A 部では 6000 kN 程度、孔貫通鉄筋の無い B 部では 5000 kN 程度の荷重を境として、PBL 板の孔間ひずみが急増している。ここで現れたひずみ性状の急変は、充填コンクリートと PBL 間の応力伝達の変化を表現するものと言え、前述した鋼殻セル内部の亀裂発生にも関連した現象と推測される。

以上より、セル内部に設けた PBL 孔貫通鉄筋は、充填コ

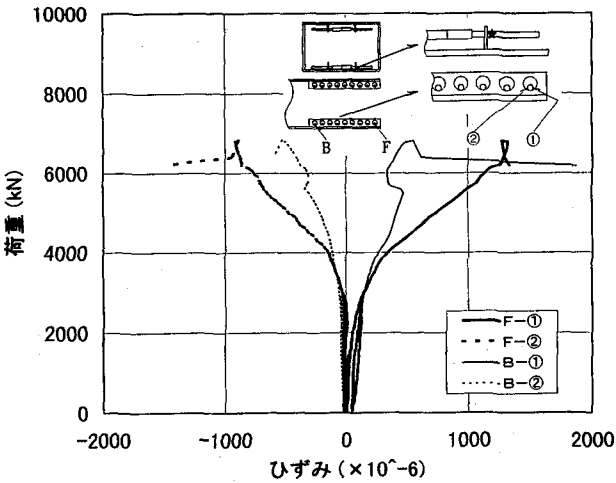
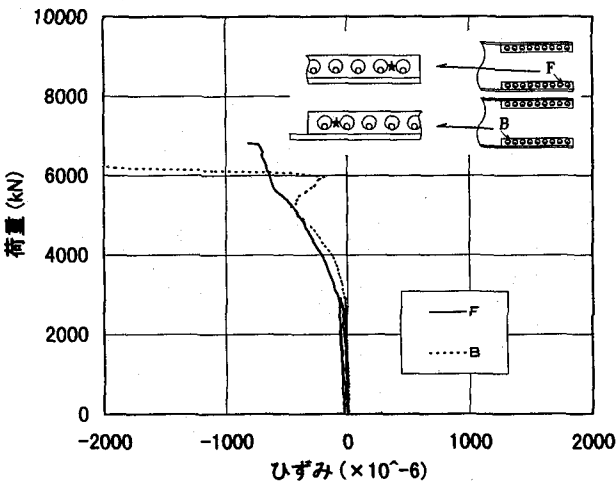
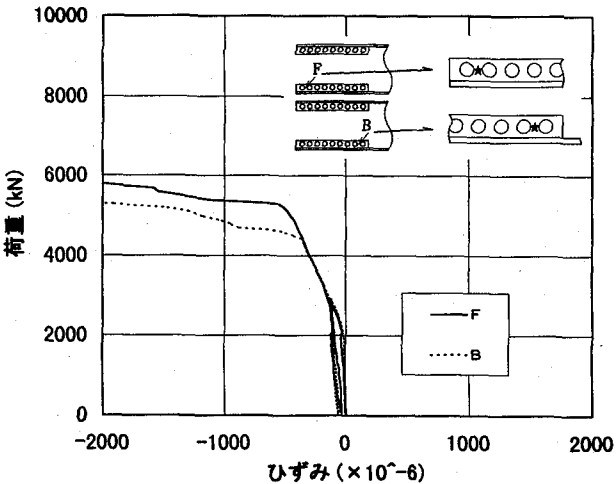


図-10 孔貫通鉄筋のひずみ測定結果 (TYPE - P)



(a) 孔貫通鉄筋有り (A部)



(b) 孔貫通鉄筋無し (B部)

図-11 PBL 板のひずみ測定結果 (TYPE - P)

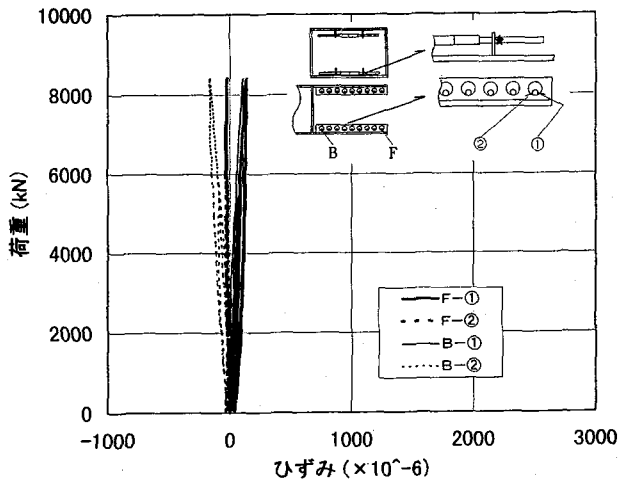


図-12 孔貫通鉄筋のひずみ測定結果 (TYPE - C)

ンクリートとPBLの一体性を高め、両者間の応力伝達を補助・改善する効果を有していると考えられる。なお、本実験では上述した孔貫通鉄筋の補強効果によって、PBL板の孔間部の応力集中が幾分緩和され、その結果、PBLの降伏荷重が1000 kN程度 (PBL孔1個あたり30 kN程度) 増大したものと判断される。

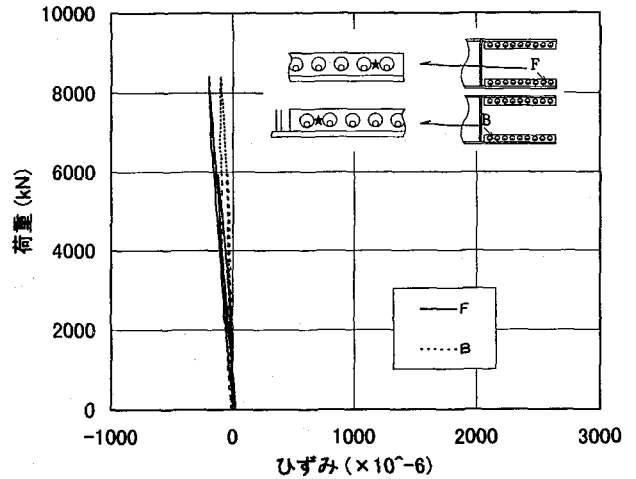
(5) 後面支圧板を有する接合部のずれ耐荷性能

ここでは、実橋 (新川橋) と同じく後面支圧板を有する場合の接合部の耐荷性能について、孔貫通鉄筋とPBL板のひずみ測定結果をもとに考察する。

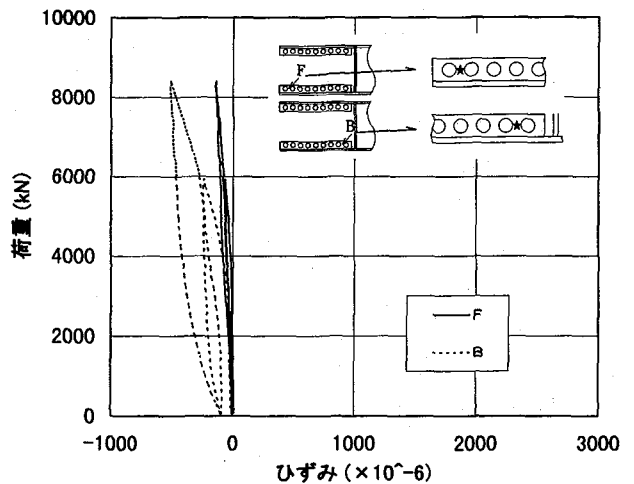
新川橋接合部の圧縮側セルに対応するTYPE-Cについて、孔貫通鉄筋とPBL板のひずみ測定結果を図-12と図-13(a), (b)に示す。図-12の結果から、最大で約8400 kNなる載荷荷重の範囲内で、孔貫通鉄筋の曲げ作用は微小なままであり、鋼殻と充填コンクリートの相対ずれがほとんど生じていないことが読み取れる。なお、図は省略するが、最大荷重を除荷した際の残留相対ずれも0.1~0.2mm程度と微小であった。また、図-13(a), (b)に示すように、孔貫通鉄筋の有無によらず、PBL板のひずみが最大荷重 (約8400 kN) まではほぼ線形的に単調増加しており、PBL板と充填コンクリートの一体性、つまり鋼殻セル内部の健全性が保持されたものと判断できる。なお、最大荷重の約8400 kNは、すれ止めの分担率を35%¹⁾として求めた接合セルに対する下記的设计軸圧縮力 N_p の2.5倍程度に相当する。

$$\begin{aligned} N_p &= 1.4 \times d^2 \times \beta_w \times n \times C1 \times C2 \times C3 \times C4 \\ &= 1.4 \times 60^2 \times (0.0325 \times 1.16) \times 36 \times 0.7 \\ &\quad \times 0.5 \times (1/2.1) \times (1/0.35) \\ &= 3257 \text{ kN} \end{aligned} \quad (3)$$

上式はLeonhardtらの提案式⁴⁾〈本文中の式(1)〉を基本としたものであり、 n はPBL孔の個数である。また、上式中



(a) 孔貫通鉄筋有り (A部)



(b) 孔貫通鉄筋無し (B部)

図-13 PBL板のひずみ測定結果 (TYPE - C)

の係数 $C1 \sim C4$ は各々以下のものを表す。

- $C1$: PBL板の形状や孔配置等を考慮した低減係数 (表-3の Pu' と式(1)の比率をもとに0.7と設定)
- $C2$: PBL各孔に対する反力の分布性状として3角形分布を仮定した場合の低減係数
- $C3$: 安全率 $\gamma^4)$ の逆数
- $C4$: ずれ止めの荷重分担率¹⁾の逆数

ここで対象とした接合部はずれ止めと後面支圧板によって応力伝達する構造であり、設計において上記のずれ止めの荷重分担率が重要となる。そこで、本論文の後章において、FEM解析による検討結果をもとに、分担率の合理的な算定方法 (簡易推定式) を提案している。

TYPE-Tについては、図-14に示すように、PC鋼材の緊張で与えた圧縮プレストレス量 (実橋と同レベルの約

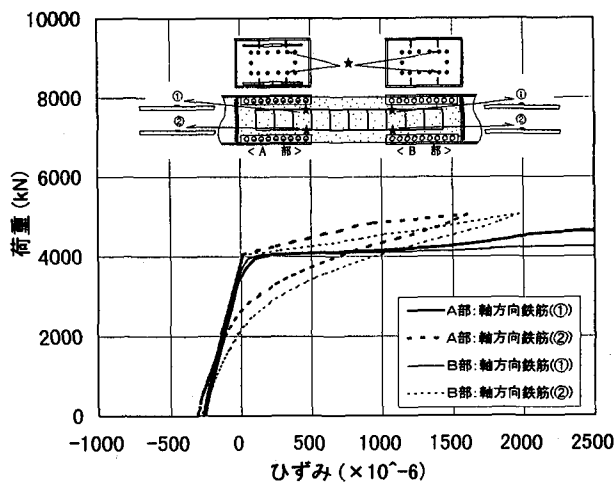


図-14 軸方向鉄筋のひずみ測定結果 (TYPE - T)

3400 kN) を超過した 4000 kN 程度の引張荷重で、充填コンクリート内に配置した軸方向鉄筋の引張ひずみが急増している。ここに、圧縮プレストレスの消失によってコンクリートの連続性が損なわれたものと読み取れる。よって、本検討では、接合部が正常に機能する上記の圧縮プレストレス (約 3400 kN) の範囲内で、PBL の健全性を確認することとした。なお、本モデル実験では、前述のように、PBL の孔数が 9 孔と実橋 (19 孔) の約半分であり、PBL 各孔には実橋想定値の約 2 倍のずれ力が作用する設定となっている。つまり、PBL の健全性についても 2 倍程度の安全係数をもって評価できることとなる。

孔貫通鉄筋と PBL 板のひずみ測定結果を図-15 と図-16(a), (b)に示す。図-15 の結果から、圧縮プレストレスを上回る約 4000 kN の引張荷重において、孔貫通鉄筋の曲げひずみの急激な増大は認められず、鋼殻と充填コンクリートの相対ずれはほとんど発現していないものと判断できる。また、図-16(a), (b)に示すように、PBL 板のひずみは最大で 200 μ 程度と小さく、除荷後の残留ひずみも殆ど生じていないことから、鋼殻セル内部の健全性についても十分に確保されていると思われる。なお、3300 kN 程度の荷重を境としてひずみ曲線の傾きに若干の変化が現れているが、これについては鋼殻セル内面の付着切れの影響と推測される。

すなわち、以上に示した TYPE-C と TYPE-T の結果より、新川橋接合部の圧縮側セルについては供用時を大きく上回る荷重レベルにおいて、また、引張側セルについては導入プレストレスの範囲内の引張荷重に対し、実用上十分なずれ耐荷性能を有していることが確認された。

(6) 鋼殻セルと PBL 板の応力分布性状

本実験の対象とした TYPE-P, -C, -T のそれぞれに対し、

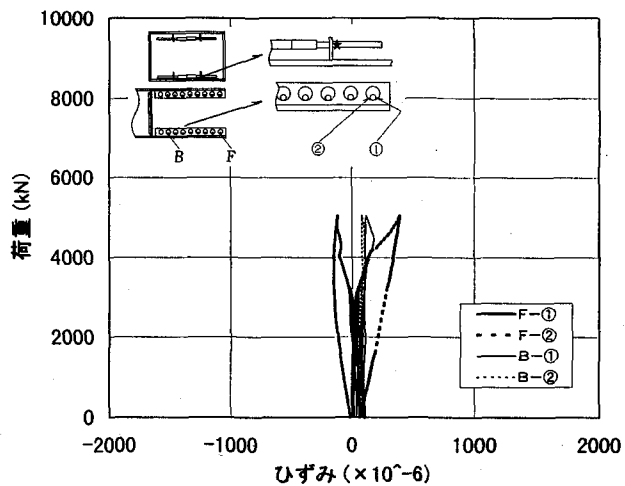
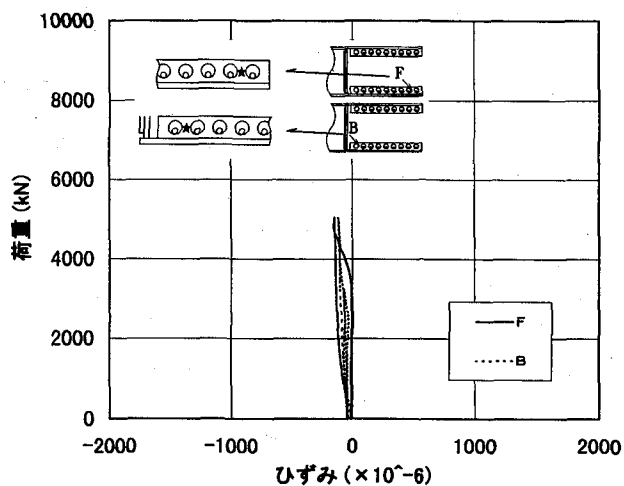
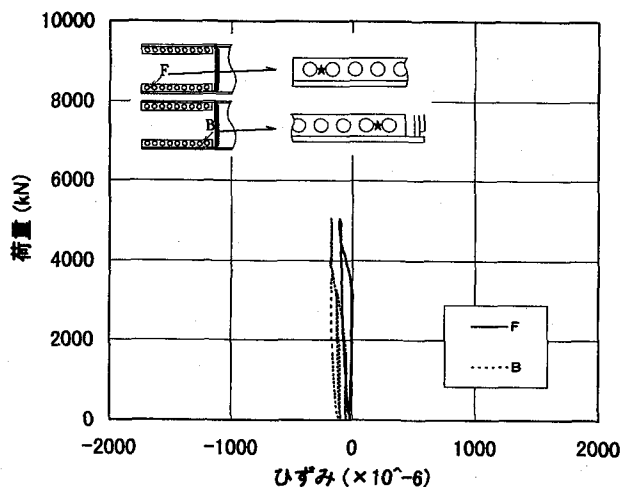


図-15 孔貫通鉄筋のひずみ測定結果 (TYPE - T)



(a) 孔貫通鉄筋有り (A部)



(b) 孔貫通鉄筋無し (B部)

図-16 PBL 板のひずみ測定結果 (TYPE - T)

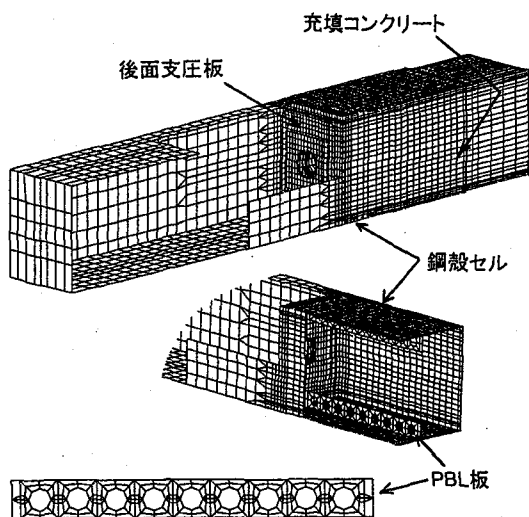


図-17 FEM解析モデル

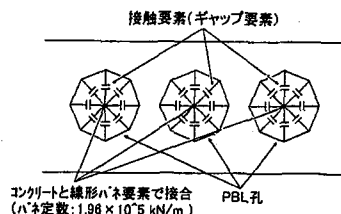


図-18 PBL 板のモデル形状

表-5 FEMの解析条件

		解析モデル		
		TYPE-P	TYPE-C	TYPE-T
物性値	鋼部材	弾性係数 E_s (N/mm ²)		
		205800		
		ポアソン比		
		0.3		
	PC鋼材	弾性係数 E_p (N/mm ²)		
		196000		
		ポアソン比		
		0.3		
	コンクリート	弾性係数 E_c (N/mm ²)		
	(材料試験値)	21304	21747	21893
		ポアソン比		
		0.18	0.18	0.18
PBLのばね剛性(1孔あたり)		196000 kN/m		

表-4 鋼殻セル表面とPBL板の応力分布性状(実験値とFEM解析結果)

試験体		TYPE-P	TYPE-C	TYPE-T
載荷荷重		$P \approx 2500$ kN	$P \approx 5000$ kN	$P \approx 3200$ kN
実験結果	孔貫通鉄筋有り			
	孔貫通鉄筋無し			
FEM解析 (孔貫通鉄筋無視)				

鋼殻セル表面と PBL 板の応力分布性状について検討を行った。代表的な実験結果を FEM 解析と比較して表-4 にまとめる。ここに、TYPE-P では相対ずれの増加割合が大きくなる手前の 2500 kN、TYPE-C では TYPE-P の 2 倍の 5000 kN、TYPE-T では導入圧縮プレストレス量 (3400 kN) をやや下回る 3300 kN 程度の載荷荷重にそれぞれ着目している。

FEM 解析は、表-5 に示す条件のもと、中心軸より片側部分の 1/2 モデルを用い、弾性解析として行った。一例として、TYPE-T の解析モデル形状を図-17 に示す。ここに、鋼殻セルにはシェル要素、充填コンクリートにはソリッド要素を用いている。なお、鋼殻セルと充填コンクリートの付着・摩擦の影響は無視し、その界面にはギャップ要素を設け、正の圧力のみを伝達させるようにした。PBL 板については図-18 のようにモデル化し、8 角形孔の全頂点にギャップ要素を設け、それぞれの孔中心をコンクリートと線形バネ ($1 \text{ 孔あたり } 1.96 \times 10^5 \text{ kN/m}$) で結合した。また、PBL 板の両端部はコンクリートと剛結させ、コンクリートの支圧によるコバ面からの応力伝達を考慮した。ただし、TYPE-P については PBL 板の両端面に発砲ウレタンを接着した実験を行っており、解析モデルも PBL 板のコバ面でのコンクリートの支圧を無視し、上記の 8 角形孔部のみで応力伝達を行うものとした。なお、解析プログラムには ABAQUS を使用した。

表-4 より、次に示すような鋼殻セル表面と PBL 板の応力分布性状、および、上記の FEM 解析で得られた結果の妥当性などが確認された。

- ・鋼殻セル表面の応力分布性状に対し、孔貫通鉄筋はほとんど影響を及ぼしていないことがわかる。また、それらの実験結果は FEM 解析とほぼ一致している。
- ・TYPE-P (押し抜き試験) の実験では、孔貫通鉄筋を有する場合に PBL 板の応力が小さめに現れており、この特性も孔貫通鉄筋の補強効果の一つと認識される。
- ・後面支圧板を有する TYPE-C と TYPE-T の実験では、PBL 板の応力分布性状に対し、孔貫通鉄筋はほとんど影響を及ぼしていないと言える。また、TYPE-C の実験ではセルの入口側、TYPE-T の実験では後面支圧板側にそれぞれ PBL 板の応力が偏る結果となっており、FEM 解析にも同様の傾向が現れている。ここに、PBL 板に対する作用力の分布性状は台形分布に近く、本文中の式(3)で示した実務設計上の三角形分布の仮定は、ずれ強度に対して安全側の評価を与えていると考察される。

以上に述べてきたように、今回実施した実験・解析によって、①PBL を用いた混合桁接合部の静的力学特性 (押し抜き挙動とずれ耐力、孔貫通鉄筋の補強効果、鋼殻セルの外部拘束の影響など) に加え、②実橋 (新川橋) の接合部のずれ耐力性能や応力分布性状、および、③FEM 解析結果の妥当性などが確認できたものと思われる。

4. 接合部の設計法の合理化について

混合桁接合部の設計法の更なる合理化を検討する上で、鋼殻セルの拘束効果と孔貫通鉄筋の必要性についての議論が重要なポイントになると思われる。また、接合部の設計においては、ずれ止めの荷重分担率が必要不可欠であり、その分担率を簡易に求める手法があれば、初期検討や概略設計において有用と思われる。以下に、今回実施した一連の検討結果をもとに、鋼殻セルの拘束効果と PBL の強度評価、および孔貫通鉄筋の必要性について考察する。また、FEM 解析による検討結果をもとに、ずれ止めに孔明き鋼板ジベル (PBL) を用いた場合の分担率の簡易推定式を提案する。

(1) 鋼殻セルの拘束効果と PBL の強度評価について

今回、実橋接合部を想定した TYPE-P の押し抜き試験により、PBL 孔 1 個当りのずれ強度がレオンハルト式で算出した推定値とほぼ一致する特性が確認された。また、その要因として、PBL 孔部コンクリートの割裂に対する鋼殻セルの横拘束が、ずれ強度の増大に少なからず寄与していると判断できた。さらに、表-4 に示した TYPE-C や TYPE-T のひずみ性状から、PBL 板に対する作用力の分布性状は台形分布に近く、実務設計上の三角形分布の仮定が、ずれ強度に対して安全側の評価を与えるものと考察された。

すなわち、今回の実験結果より、新川橋と類似の接合構造 (鋼殻セルの形状寸法や PBL の配置等) を対象とする場合、本文中に前出の式(3)で係数 C_1 を 1.0 と設定した以下の強度評価式によって、実用上十分な PBL のずれ耐力を確保できるものと判断される。

$$N_p = 1.4 \times d^2 \times \beta_w \times n \times 0.5 \times (1/2.1) \times (1/R) \quad (4)$$

上式は Leonhardt らの提案式⁹⁾を基本としたものであり、 d は PBL の孔直径 (mm)、 β_w はコンクリートの立方体圧縮強度 (kN/mm^2)、 n は PBL 孔の個数で、変数 R は設計計算上のずれ止めの荷重分担率である。なお、荷重分担率 R の設定については、後述する簡易推定法が初期の概略設計において有用と思われる。

(2) PBL 孔貫通鉄筋の必要性について

軸圧縮作用を受ける鋼殻セルでは、ずれ変形に対し後面支圧板が強固に抵抗することが考えられ、実際、本文中の図-12 に示したように、孔貫通鉄筋には曲げが殆ど作用していない。よって、圧縮側セルでは孔貫通鉄筋を省略しても、ずれ耐力に大きな影響は生じないと考えられる。一方、引張作用を受ける鋼殻セルでは、コンクリートが引き抜かれる方向のずれ変形に対し、後面支圧板の抵抗をほとんど期待できないことから、ずれ耐力性能をより確実に保持す

るうえで、孔貫通鉄筋の設置が必要と考えられる。

(3) PBL の荷重分担率の簡易推定法

図-2 に示したような、孔明き鋼板ジベル (PBL) を用いた接合部を、図-19 のように簡単なバネモデルで表現し、それらのバネ剛性の比率から、PBL の荷重分担率を推定する手法について検討した。図-19 において、 K_p は PBL、 K_s は鋼殻、 K_c は充填コンクリート、 K_b は後面支圧板のバネ剛性であり、それぞれ次の式で与えるものとする。

$$K_p = k_p \times n \quad (5)$$

$$K_s = E_s \times A_s / (L/2) \quad (6)$$

$$K_c = E_c \times A_c / (L/2) \quad (7)$$

$$K_b = P/w \quad (8)$$

式(5)の k_p は PBL 孔 1 個あたりのバネ定数、 n は鋼殻セル内部の PBL の孔数である。式(6)、(7)では、鋼断面とコンクリート断面のそれぞれに対し、弾性係数を E_s と E_c 、断面積を A_s と A_c で表わす。ここに、 L は鋼殻セルの橋軸方向長さである。式(8)中の w は、荷重 P (等分布換算) に対する周辺 (4 辺) 単純支持板の最大たわみ¹⁰⁾である。なお、圧縮側接合部では、後面支圧板の周縁部でほとんどの荷重伝達がなされると考え、この式(8)で表わす後面支圧板のバネ剛性を無視する設定とした。

図-19 のバネモデルを基本とし、式(5)～式(8)で表わしたバネ剛性を用いることで、PBL の荷重分担率 R が次のように表される。

$$R = K_{ps} / (K_{ps} + K_{cb}) \quad (9)$$

ここに、

$$K_{ps} = K_p \times K_s / (K_p + K_s) \quad (10)$$

$$K_{cb} (\text{引張側}) = K_c \times K_b / (K_c + K_b) \quad (11)$$

$$K_{cb} (\text{圧縮側}) = K_c$$

引張側接合部と圧縮側接合部のそれぞれに対し、式(9)で推定した PBL の荷重分担率を FEM 解析結果と比較した。その結果を表-6 に示す。FEM 解析では図-17 に示したものと同一ようなモデルを用い、鋼セル内面の付着・摩擦の影響は無視した。ただし、この解析では簡単のため、全検討ケースについてコンクリートの弾性係数を $E_c = 2.89 \times 10^7 \text{ kN/m}^2$ 、ポアソン比を $\nu = 0.17$ に統一している。また、PBL 孔部に対する作用力を安全側に評価すべく、PBL 板端コバ面のコンクリートの支圧の影響は無視している。

表-6 で、引張側の結果に着目すれば、推定値が FEM 解析結果と良く一致している。また、圧縮側の推定値は、支圧板の板曲げ剛性を極端に大きくした場合の FEM 解析結果とほぼ対応しており、上述した圧縮側バネ剛性の設定や荷重伝達の考え方に矛盾しない結果となっている。

以上の結果から、ここで提案した推定式は、引張側接合部については実用上十分と思える精度で、また、圧縮側については若干小さめの値として、PBL の荷重分担率を簡易

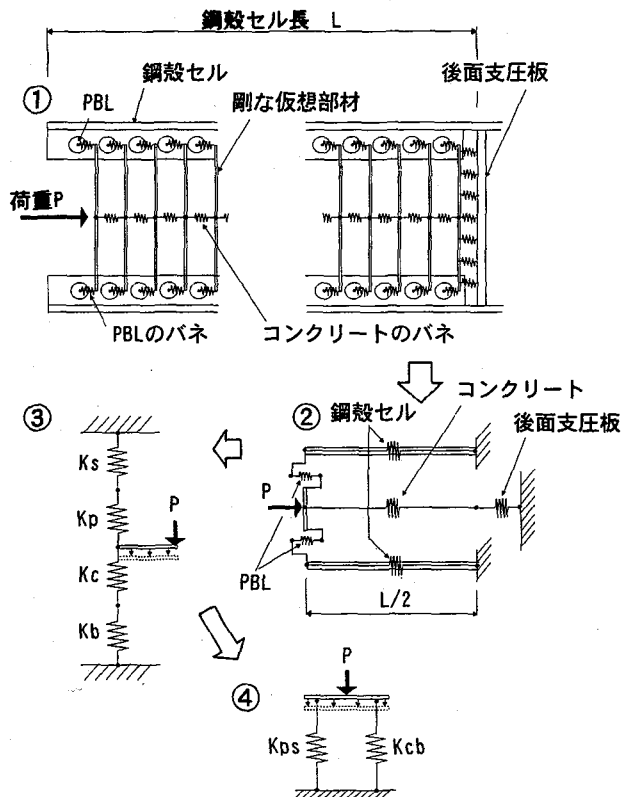


図-19 接合部のバネモデル

表-6 分担率の推定結果 (FEM 解析との比較)

	セル長 (m)	PBL孔数 (個)	後面支圧板 板厚(mm)	PBL荷重分担率(%)	
				FEM解析	推定値
引張側	1.0	9	22	94.7	98.2
			44	81.2	87.4
			66	65.4	68.6
	1.5	14	44	86.3	89.9
			2.0	19	22
	44	88.9			90.6
	66	78.5			76.2
	圧縮側	1.0	9	22	22.2
44				20.3	
100				17.2	
1000				11.8	
10000				11.7	
1.5		14	22	33.7	24.2
			1000	21.7	
2.0		19	22	42.2	31.4
	1000		30.2		

に算定できるものと思われる。なお、圧縮側接合部に対する推定式の精度を高めるには、周縁部に荷重伝達が集中する場合の後面支圧板の剛性を考慮する必要があり、その点については今後の検討課題としたい。

5. まとめ

ずれ止めに孔明き鋼板ジベル (PBL) を用いた混合桁接合部の静的力学特性を把握し、設計法の妥当性を実橋レベルで確認する目的で、実物大相当の鋼殻セル要素モデルによる静的載荷試験および解析的検討を実施した。得られた結果を要約すると以下のとおりである。

(1) 押し抜き試験で得られた TYPE-P (後面支圧板無し) のずれ耐力は、鋼殻セルが無い既往の押し抜き試験結果を 2~3 割程度上回るものであり、鋼殻セルの外部拘束によるずれ耐力の増大効果が考えられる。

また、鋼殻セルの拘束効果によるずれ耐力の増大要因として、次のような特性が確認された。

- ・ PBL 板面と直角方向の横拘束によって、PBL 孔部コンクリートの割裂に対する抵抗強度が高まる。
- ・ 充填コンクリート内部にひびわれが発生した以降の膨れ変形やずれ挙動に抵抗する。

(2) TYPE-P の押し抜き試験結果より、鋼殻セル内に設けた孔貫通鉄筋の効果として次のような特性が認められた。

- ・ 鉄筋の曲げ剛性によって、PBL と充填コンクリートの相対ずれに抵抗する。
- ・ 充填コンクリートと PBL の一体性を高め、両者間の応力伝達を補助・改善する。その結果、PBL 板の孔間部の応力集中が幾分緩和される。

(3) 後面支圧板を有する TYPE-C と TYPE-T の孔貫通鉄筋と PBL 板のひずみ測定結果から、新川橋接合部の圧縮側セルについては供用時を大きく上回る荷重レベルにおいて、また、引張側セルについては導入プレストレスの範囲内の引張荷重に対し、実用上十分なずれ耐荷性能を有していることが確認された。

(4) 後面支圧板が有る接合部では、鋼殻セル表面や PBL 板の応力分布性状に及ぼす孔貫通鉄筋の影響は微小であり、それらの実験結果は FEM 解析とほぼ対応していた。一方、後面支圧板を除去した押し抜き試験のケースでは、孔貫通鉄筋の影響で PBL 板の発生応力が幾分小さく抑えられる特性が認められた。

(5) 接合部の設計ではずれ止めの荷重分担率が必要不可欠であり、その分担率を簡易に求める手法があれば、初期検討や概略設計において有用と思われる。そこで、PBL の荷重分担率の簡易推定法について提案し、その精度を FEM 解析で検証した。その結果、接合部をバネモデルに置換して求めた簡単な計算式により、PBL の荷重分担率を実用上十分な精度で推定できる可能性が示された。

以上に述べたように、ずれ止めに PBL を用いた混合桁接合部に対し、実用上十分なずれ耐荷性能が確認されるとともに、鋼殻セルと孔貫通鉄筋の静的力学特性や荷重分担率の簡易推定手法など、今後の合理的設計法を議論する上で有用と思われる幾つかの技術資料が得られたものと思われる。今後、設計法の更なる合理化や標準化に向けて、さらに具体的な検討を進めていく所存である。

最後に、本検討を行うに当たり貴重な御意見・御指導を頂いた「高松自動車道 鋼・コンクリート混合橋の設計施工に関する詳細検討委員会 (委員長：西村宜男大阪大学教授)」の諸先生方および委員各位、ならびに JV 構成員であ

る日本高压コンクリート(株)など実験に御協力頂いた関係者の方々に対し、深く感謝の意を表わします。

参考文献

- 1) 山岸一彦, 西本 聡, 矢野保広: 生口橋主桁接合部の設計・施工, 本四技報 Vol. 15 No. 58, pp. 14-22, 1991.
- 2) 藤原 亨, 森山 彰, 川西直樹: 多々羅大橋上部工の実施設計, 本四技報 Vol. 22 No. 88, pp. 12-27, 1998.
- 3) 森 邦久, 帆足博明, 木村一也: 生口橋接合部実験報告, 本四技報 Vol. 13 No. 49, pp. 48-52, 1989.
- 4) Fritz Leonhardt, Wolfhart Andra, Hans-Peter und Wolfgang Harre: Neues, vorteilhaftes Verbundmittel für Stahlverbund-Tragwerke mit hoher Dauerfestigkeit, BETON-UND STAHLBETONBAU, pp. 325-331, 1987.
- 5) Hans-Peter ANDRA: Economical Shear Connectors with High Fatigue Strength, IABSE SYMPOSIUM REPORT, pp. 167-172, 1990.
- 6) Dieter KRAUS, Otto WURZER: Bearing Capacity of Concrete Dowels, Composite Construction Conventional and Innovative CONFERENCE REPORT, pp. 133-138, 1997.
- 7) Wayne S. Roberts, Robert J. Heywood: An Innovation To Increase The Competitiveness of Short Span Steel Concrete Composite Bridges, Fourth International Conference on Short and Medium Span Bridges Novel Concepts, pp. 1161-1171, 1994.
- 8) 水口和之, 芦塚憲一郎, 古田公夫, 大浦 隆, 滝 憲司, 加藤卓也: 本谷橋の設計と施工—張出し架設工法による波形鋼板ウェブ PC 箱桁橋—, 橋梁と基礎 98-9, pp. 2-10, 1998.
- 9) 平 陽兵, 古市耕輔, 山村正人, 西海健二: 孔あき鋼板ジベルの耐荷力に関する研究, 土木学会第 53 回年次学術講演会概要集 第 1 部 (A), pp. 648-649, 1998.
- 10) 富永知徳, 西海健二 他: 拘束条件を考慮した孔あき鋼板ジベルのずれ止め特性に関する報告, 土木学会第 53 回年次学術講演会概要集, 第 1 部 (A), pp. 646-647, 1998.
- 11) 平 陽兵, 天野玲子, 大塚一雄: 孔あき鋼板ジベルの疲労特性, 土木学会第 52 回年次学術講演会概要集 第 1 部 (A), pp. 238-239, 1997.
- 12) 明橋克良, 中須 誠, 池田博之, 大野 崇: PC・鋼接合桁床版部の移動輪荷重載荷疲労実験, 土木学会第 54 回年次学術講演会概要集 第 1 部 (A), pp. 372-373, 1999.
- 13) 土木学会: 高流動コンクリート施工指針, 1998.
- 14) 武田芳久, 栗田章光, 渡辺 滉: 各種防錆鋼板とコンクリートの付着強度について, 土木学会第 43 回年次学術講演会概要集, pp. 386-387, 1988.
- 15) 西村 昭, 藤井 学 著: 最新土木材料, 森北出版, 1975.
- 16) 土木学会: 構造力学公式集, p. 345, 1974.

(1999 年 9 月 17 日受付)