

鋼・PC混合橋（新川橋）の設計と施工

望月 秀次^{*1}・安藤 博文^{*2}・宮地 真一^{*3}・高田 嘉秀^{*4}

1. はじめに

近年、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複合構造の採用事例が増えつつある。複合構造とは合成構造と混合構造を総称したものとされている。そのうち、合成構造とは部材断面が異種材料の組合せによって構成され、作用断面力に対し一体として挙動する構造で、合成桁や合成柱などが挙げられる。一方、混合構造とは、異種材料からなる部材を組み合わせて全体を構成する構造形式である。ここで対象とする鋼・コンクリート混合橋（以下に混合橋と記す）は、一連の連続高架橋の中に鋼桁とコンクリート桁が混在し、それらが接合部を介して結合・一体化される構造であり、上述した混合構造の範疇に入るものである。

日本道路公団四国支社では、四国横断自動車道高松中央IC～高松東IC区間の国道11号線上に位置する都市内高架橋において、河川交差部の連続高架橋である新川橋（橋長278 m）と吉田川橋（橋長156 m）に上記の混合橋形式を採用している。すなわち、両橋では、河川、交差道路、ボックスカルバートなどを跨ぐ必要がある中央径間部に比較的軽く架設時の施工性がよい鋼桁を、また橋梁全体のバランスをとるため側径間部に重いコンクリート桁（PRC桁）を用いて、隣接するコンクリート橋との景観バランス、経済性および構造特性に優れた5径間および3径間の連続混合橋を構成している。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 $L_c=118$ m）と非常に大きく、混合橋の有利性を強調できる構造となっている。

混合橋の接合部では、鋼桁とコンクリート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とくに重要である。そこで、本橋の設計・施工にあたっては、接合部の耐荷性能や設計法の妥当性などを具体的に検討する目的で、接合部の鋼殻セルを実物大相当でモデル化した静的載荷試験や、接合部全体のFEM解析など、種々の技術検討を実施している。本文は、まず混合橋の特徴について説明し、次に、5径間連続（鋼床版箱桁+PRC箱桁）混合橋である新川橋について、主に接合部に着目した設計概要、FEM解析、静的耐荷力実験、および現場施工の概要等について報告するものである。

2. 混合橋の特徴

2.1 混合橋のメリット

これまでの混合構造の代表例としては、生口橋や多々羅

大橋で採用された複合斜張橋や、木曾川橋・揖斐川橋で採用された複合エクストラード橋などが挙げられる。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予想される。すなわち、たと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た混合橋形式（混合構造を用いた連続桁橋形式）を採用すれば、桁断面力や支点反力のバランスが改善されるなど構造面でのメリットが期待される。

今回、高松自動車道新川橋（鋼・PC複合上部工）工事において、上記の特徴を有する混合橋形式が採用された。混合橋の設計においては、鋼桁とコンクリート桁を連結する接合部の構造とずれ止めの強度評価が重要なポイントとなる。また、接合部の一体性を確保するうえで、その細部構造や施工に対しての配慮が不可欠である。そこで、本文ではとくに接合部の構造やずれ止めの耐力、および施工上の留意事項などに着目し、実験や解析等の技術検討成果を踏まえ、新川橋と類似の接合構造を有する混合橋の設計施工について、実務上参考になるとと思われる技術資料を提示するものである。

2.2 混合橋の区分と力学特性

混合橋の形式は、

- ① 鋼桁を主体とし、連続桁の側径間部に重いコンクリート桁を用いて断面力のバランスを改善するもの
- ② 連続PCラーメン桁を主体とし、径間中央部に軽い鋼桁を用いて、全体死荷重や断面力の軽減を図るもの

の2タイプに大別され、複合エクストラード橋である木曾川橋・揖斐川橋は、後者のタイプ②に相当する。一方、新川橋・吉田川橋は前者のタイプ①に相当するものである。

上記のように、混合橋の形式は、鋼桁を主体とするものとPC桁を主体とするものの2タイプに区分されると思われる。とくに新川橋のような市街地の高架橋を対象とする場合、その形式選定においては、図-1に示すように、上部工死荷重の制約や桁高制限の有無などが重要な判断要素になるとと思われる。

混合橋の接合部では、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。既存の斜ケーブルを有する複合斜張橋やエクストラード橋の桁部では、接合部に対し、主に軸力が作用する。これに対し、連続桁形式の混合橋では、接合部の断面

^{*1} Hidetsugu MOCHIZUKI：日本道路公団 四国支社 建設部 構造技術課長

^{*2} Hirofumi ANDO：日本道路公団 四国支社 建設部 構造技術課

^{*3} Shin-ichi MIYACHI：川田工業(株)・日本高圧コンクリート(株)共同企業体

^{*4} Yoshihide TAKADA：川田工業(株)・日本高圧コンクリート(株)共同企業体

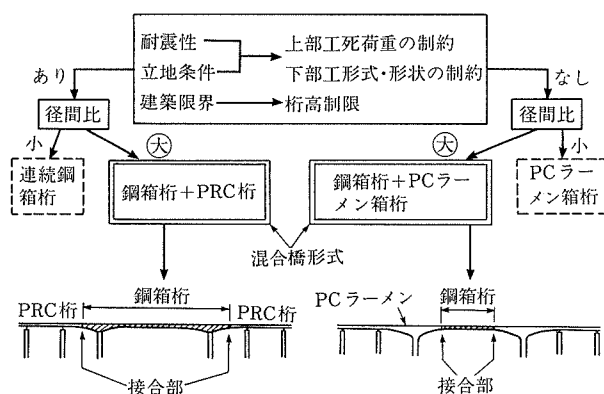


図-1 混合橋の形式選定について

力として曲げモーメントの作用が支配的となる場合が多く、上記の吊り形式橋梁の接合部とは作用断面力の性質が大きく異なると言える。たとえば、接合部に負の曲げモーメントが作用する場合、上フランジ側には軸引張作用、下フランジ側には軸圧縮作用がそれぞれ卓越する。そこで、引張側の鋼殻セル部分に対しては、常に圧縮状態となるようにプレストレスを導入しなければならない。

3. 新川橋の接合構造

3.1 接合方式

新川橋の構造一般図を図-2に、また、橋梁諸元を表-1に示す。新川橋の接合部では、断面の周縁とウェブ部分を図-3に示すような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支圧板を介して断面力を伝達する方式を採用している。前述の吉田川橋も同様の構造である。この「中詰めコンクリート後面支圧板方式」は複合斜張橋での実績も多く^{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。

3.2 ずれ止めの形式

接合部の鋼殻セル内に設置するずれ止めの形式としては、既存の混合桁構造では頭付きスタッドジベルの使用が主流であった。一方、新川橋・吉田川橋では、接合部のずれ止め構造として孔あき鋼板ジベル (Perfobond-Leiste, 以下にPBLと記す)^{4) ~7)}が採用されている。このPBLは、図-4に示すように鋼フランジ面に溶接したリブ状の鋼板に円孔をあけ、コンクリートの充填により、鋼板の円孔の中にコンクリートジベルを形成するタイプのずれ止めであり、波形鋼板ウェブPC箱桁橋⁸⁾や合成桁橋⁵⁾にも採用実績がある。従来の頭付きスタッドが鋼フランジに1個ずつ溶植する必要のあるのに対し、PBLは鋼板に孔をあけるだけであるので製作・施工が容易である。力学的性質として、このPBLは供用荷重レベルではずれの少ない剛な特性を有し⁹⁾、かつ疲労の影響を受けにくく^{10), 11)}、混合桁接合部のずれ止め構造として好適と言える。また、終局時においてもほど良い延性 (ねばり) を有しており、剛なずれ止めと柔なずれ止めの両者のメリットを兼ね備えたものとして注目されている¹²⁾。なお、このPBLについてはずれ抵抗機能の方向性があるが、マルチセル構造とした鋼殻セルの内部に用いることで、その欠点が補われるものと考えられる。

4. 接合部の設計

4.1 接合部の橋軸方向配置

混合橋が採用される橋梁は、その架橋位置の地形・交差物件などにより支間長、支間割、施工条件などが制限される場合が多く、鋼桁とコンクリート桁をどの位置で接合するの

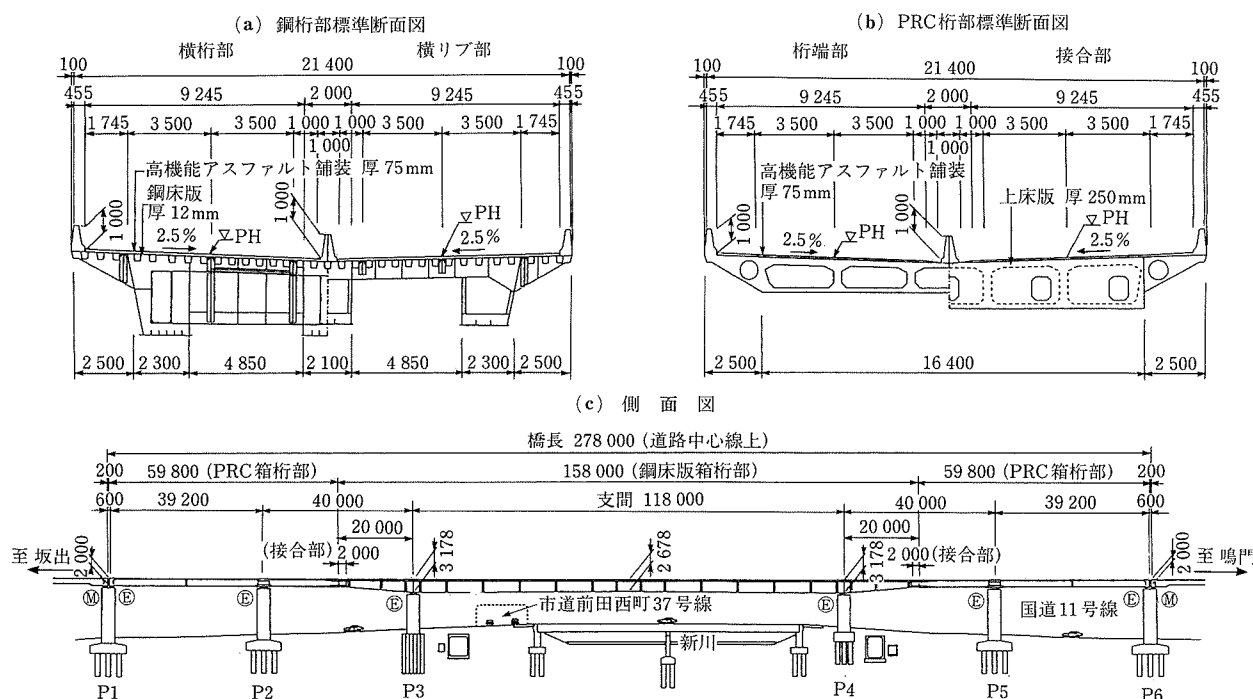


図-2 新川橋の構造一般図

表-1 新川橋の橋梁諸元

道 路 規 格	第1種3級A規格
設 計 速 度	V=80 km/hr
活 荷 重	B活荷重
形 式	鋼床版箱桁+PRC箱桁
橋 長	278.000 m
桁 長	277.600 m
支 間 長	39.2 m+40.0 m+118.0 m+40.0 m+39.2 m
有 効 幅 員	19.760 m
舗 装	高性能アスファルト舗装 75 mm
設 計 震 度	$K_h=0.21$
接 合 方 法	中詰めコンクリート後面支圧板方式 (孔あき鋼板ジベル使用:PBL)
鋼 桁 部	使用鋼材 SM 570, SM 490 Y, SM 400 約 1 600 t
	床 版 鋼床版(現場溶接)
	鉄 筋 SD 345 (壁高欄)
P R C 桁 部	架 設 工 法 トラッククレーンベント工法 ワイヤークランプ吊上げ工法
	コンクリート $\sigma_{ck}=36 \text{ N/mm}^2$
	鉄 筋 SD 345
	PC鋼より線 SWPR 7 B 12 T 15.2
	定 着 工 法 アンダーソン工法
	架 設 工 法 固定支保工場所打ち工法

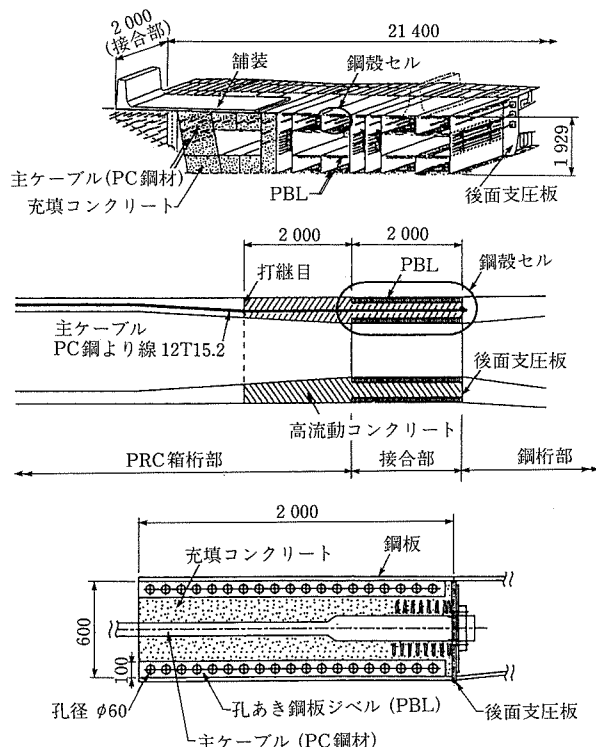


図-3 接合部の構造

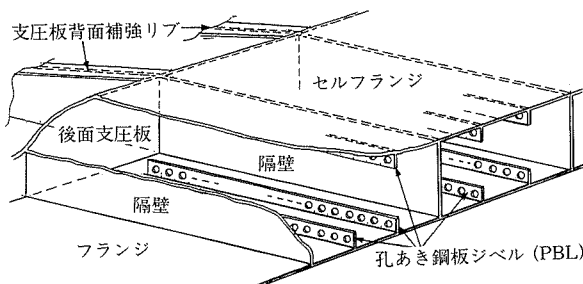


図-4 PBLの形状

は、混合橋を採用するうえでとくに重要な項目である。すなわち、支間長、支間割の制限による負反力の発生や桁断面力のアンバランスの改善、下部工への影響、施工における桁下空間の利用制限などに留意するとともに施工性、維持管理、経済性を考慮して接合部の位置を決定する必要がある。

新川橋・吉田川橋の場合、国道上に平行して建設される都市内高架橋郡の一部であり、それぞれ新川、吉田川を渡河する橋梁である。したがって、桁下には河川、既設橋梁、河川管理用通路ボックス、交差点などがあり、また国道を全面交通止めしない施工方法が必要であった。このような架橋位置の条件より、鋼桁とコンクリート桁の接合位置については、中央径間は交差点や既設橋梁の関係から比較的長期にわたる支保工の設置が困難であること、基礎設置スペースが制限されている橋脚への支点反力を小さくする必要があり、側径間側としている。

4.2 ずれ止めと支圧板の荷重分担率

詳細設計において、作用力に対するずれ止めの荷重分担率は、基本的に鋼殻セル要素モデルのFEM解析で算出すればよいと思われる。なお、鋼殻セル内面と充填コンクリートの付着や摩擦の影響を無視した弾性解析を行えば、ずれ止めの荷重分担率をいく分大きく（安全側）に評価できると考えられる。

ずれ止めの荷重分担率は、鋼殻セルのサイズや板厚、ずれ止めの諸元（PBLの場合1セルあたりの孔の個数）などの設計形状に応じて変化することが考えられる。とくに、引張側鋼殻セルでは後面支圧板の板曲げ剛性が荷重分担率に大きく影響することが、後章に示すFEM解析でも確認されている。なお、新川橋の引張側鋼殻セルでは、後面支圧板の背面に一枚の縦補強リブを設けて剛性を高め、PBLの荷重分担率の低減を図っている。

ところで、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、接合部をばねモデルに置換して求めた下記の式(1)により、PBLの荷重分担率 R を実用上十分な精度で推定できる可能性が示された。

$$R = K_{ps} / (K_{ps} + K_{cb}) \quad \cdots \cdots (1)$$

ここに、

$$K_{ps} = K_p \times K_s / (K_p + K_s) \quad \cdots \cdots (2)$$

$$K_{cb}(\text{引張側}) = K_c \times K_b / (K_c + K_b) \quad \cdots \cdots (3)$$

$$K_{cb}(\text{圧縮側}) = K_c$$

K_p はPBL、 K_s は鋼殻、 K_c は充填コンクリート、 K_b は後面支圧板のばね剛性であり、それぞれ次の式で与えるものとする。

$$K_p = k_p \times n \quad \cdots \cdots (4)$$

$$K_s = E_s \times A_s / (L/2) \quad \cdots \cdots (5)$$

$$K_c = E_c \times A_c / (L/2) \quad \cdots \cdots (6)$$

$$K_b = P/w \quad \cdots \cdots (7)$$

式(4)の k_p はPBL孔1個あたりのばね定数、 n は鋼殻セル内部のPBLの孔数である。式(5)、(6)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 で表す。ここに、 L は鋼殻セルの橋軸方向

長さである。式(7)中の w は、荷重 P (等分布換算)に対する四辺単純支持板、あるいは一辺固定三辺単純支持板(支圧板中央に補強リブを有する場合)の最大たわみであり、それらは構造力学公式集から算定できる。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(7)で表す後面支圧板のばね剛性を無視する設定としている。

引張側接合部と圧縮側接合部のそれぞれに対し、接合部を図-5のばねモデルに置換し、式(1)で推定したPBLの荷重

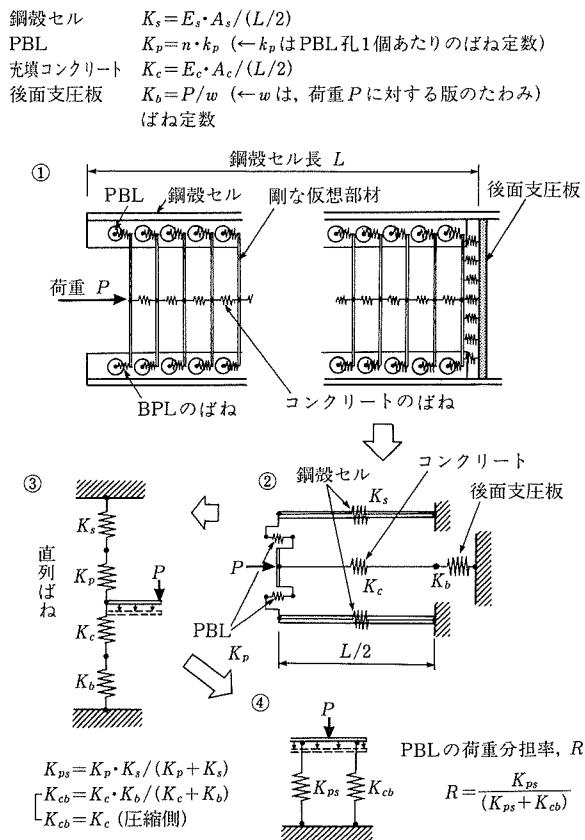


図-5 接合部のばねモデル

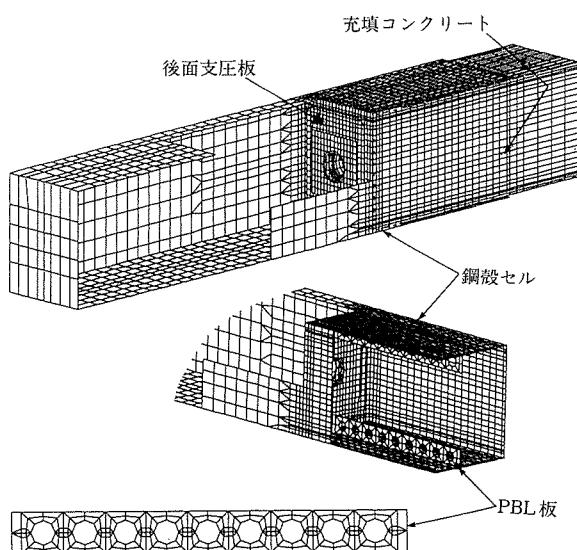


図-6 FEM解析モデル

分担率をFEM解析値(解析モデルは図-6)と比較した。その結果を表-2に示す。ここに、FEM解析は鋼セル内面の付着・摩擦の影響は無視した弾性解析として行い、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 $\nu = 0.17$ に統一した。PBLについては線形ばね要素とし、1孔あたりのばね定数は従来の実験データ等を参考に 196 kN/mm (20 tf/mm)と仮定した。また、鋼部材とコンクリート部材の結合条件は、圧縮力は伝達するが、引張力は伝達しないモデルとした。

表-2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さらに高めるには、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ると考えられる。

4.3 ずれ止めの耐力

新川橋の詳細設計では接合部のずれ耐力(ずれ止め:PBL)の評価にあたり、鋼殻セルの拘束効果をまったく無視した下記の強度式を用いている。

$$N_p = 1.4 \times d^2 \times \beta_w \times n \times C_1 \times C_2 \times C_3 \times C_4 \dots (8)$$

上式は Leonhardt らの提案式⁴⁾を基本としたものであり、 N_p は接合部のずれ耐力(kN/セル)、 d はPBLの孔直径(新川橋では 60 mm)、 β_w はコンクリートの立方体圧縮強度(kN/mm^2)、 n はPBL孔の個数である。また、係数 $C_1 \sim C_4$ は以下のものを表す。

C_1 : PBL板の形状や孔配置等を考慮した低減係数(PBLの孔径と板厚が新川橋と同じで、かつ鋼殻セルのない条件で行われた既往の押抜き実験結果¹³⁾をもとに0.7と設定)

C_2 : PBL各孔に対する作用力の分布性状を三角形分布を仮定した場合の低減係数(=0.50)

表-2 分担率推定計算とFEM解析結果の比較

	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
			44 (リブあり)	55.9	59.8 *
	1.5	14	44	86.3	89.9
	2.0	19	22	97.0	98.7
			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	
			1 000	11.8	
			10 000	11.7	14.4
	1.5	14	22	33.7	
			1 000	21.7	24.2
	2.0	19	22	42.2	
			1 000	30.2	31.4

* 新川橋のリブ補強を考慮: リブ位置を固定端とした場合の値、上記(*印のケース)以外は、リブなしの検討結果を表す。

C_3 : 安全率 γ (新川橋では2.1を採用⁴⁾) の逆数

C_4 : ずれ止めの荷重分担率 (新川橋の詳細設計では圧縮側で0.35, 引張側で0.60と設定) の逆数

6章の実験結果で詳述するが, 新川橋の接合部を模擬した押抜き試験¹⁴⁾の結果, PBL孔1個あたりに換算したPBLのずれ耐力がレオンハルト式で算出した推定値とはほぼ一致する特性が確認されている。また, 本文では詳細は省略するが, 実橋と同じく後面支圧板を有する場合の実験 (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いこと, つまり, 実務設計上の三角形分布の仮定が, ずれ耐力に対して安全側の評価を与えることも確認されている¹⁴⁾。

すなわち, 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, 前記の式(8)で係数 C_1 を1.0と設定した式(9)の耐力評価式によって, 実用上十分なPBLのずれ耐力を確保できるものと判断できると考え, 今後の同形式橋梁でPBLを用いた接合部の設計に対し, 下記のずれ耐力評価式を提案するものである。

$$N_p = 1.4 \times d^2 \times \beta_w \times n \times 1.0 \times 0.5 \times (1/2.1) \times (1/R) \cdots (9)$$

ここに, N_p は鋼殻セル1個あたりのずれ耐力 (kN/セル), 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/mm²), n は鋼殻セル1個あたりのPBL孔の個数で, R はずれ止めの荷重分担率である。

5. 接合部のFEM解析

5.1 解析の目的

接合部の応力伝達やその近傍の鋼桁・PRC桁の応力分布性状を把握し, ずれ止めの荷重分担率やずれ力の分布に対する設計の妥当性を確認する目的で, 以下に示すような立体FEM解析を実施した。

5.2 解析モデル

解析モデルは図-7に示すように, 接合部およびその近傍をPRC桁・鋼桁を含んだ立体モデルとし, その他は棒モデルとした。鋼部材は4節点セル要素, コンクリート部材は8節点ソリッド要素, PC鋼材は棒要素としてモデル化した。

PBLについては線形ばね要素とし, 1孔あたり196 kN/mmとした。また, 鋼部材とコンクリート部材の結合条件は,

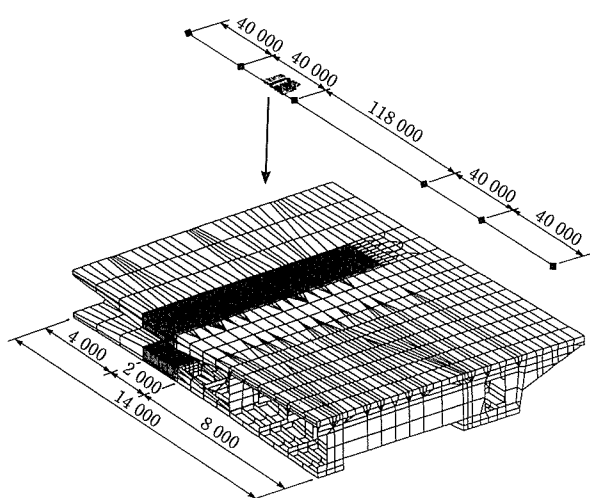


図-7 接合部のFEM解析モデル

圧縮力は伝達するが, 引張力は伝達しないモデルとした。なお, 鋼部材とコンクリート部材の付着力と摩擦力は無視した。解析プログラムはMSC-NASTRANを使用した。

5.3 解析結果

(1) ずれ止め (PBL) の荷重分担率

接合部はずれ止めと後面支圧板によって応力伝達する方式であり, 設計においてそれらの荷重分担率が重要となる。解析結果で得られたずれ止めの荷重分担率は, 圧縮側で30%, 引張側で48%となり, とくに引張側で詳細設計で使用した値と比べて小さくなった。これは, 引張側の後面支圧板の剛性を高めるために設けたダブリング補強および補強リブがずれ止めの荷重分担率の低下に寄与したものと考えられる。

(2) ずれ力の分布

図-8にずれ力の断面内分布, 図-9にずれ力の軸方向分布の解析結果をそれぞれ示す。

ずれ力の断面内分布に着目すれば, 主桁腹板上 (図-8中のW3位置) においてずれ力が大きく現れている。これはPC鋼材の配置により鋼殻セルの内側フランジが設けられておらず, 外側フランジに設置したPBLの荷重分担が増えたためと考えられる。

ずれ力の軸方向分布の解析結果 (図-9) に着目すれば, 引張側である上側鋼殻セルでは後面支圧板側が大きく, 圧縮側である下側鋼殻セルでは接合面側 (セルの入口側) が大きく現れている。なお, 引張側・圧縮側ともに, ずれ力の軸方向分布は三角形分布に近い形状をなしている。

ずれ力は橋軸直角方向および鋼殻セル内の上下で不均等となっているが, ずれ止めの分担率が詳細設計に用いた値より小さいため, ずれ止め1孔あたりのずれ力の解析結果は最大61.4 kNとなった。このずれ力は詳細設計で用いた下記の強度計算値とはほぼ同程度の値であり, 接合部全体のずれ耐力としては十分と判断された。

$$P_a = \alpha \cdot 1.4 d^2 \cdot \beta_w / F \cdots \cdots (10) \\ = 0.7 \times 1.4 \times 60.0^2 \times 0.0353 / 2.1 = 59.3 \text{ kN}$$

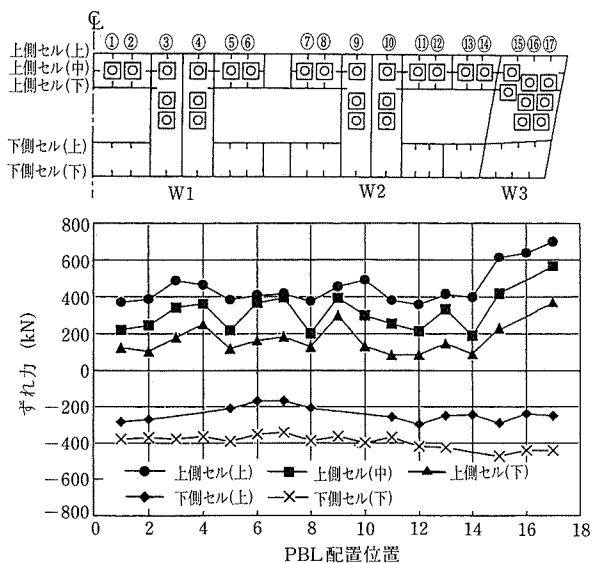


図-8 PBLのずれ力断面内分布

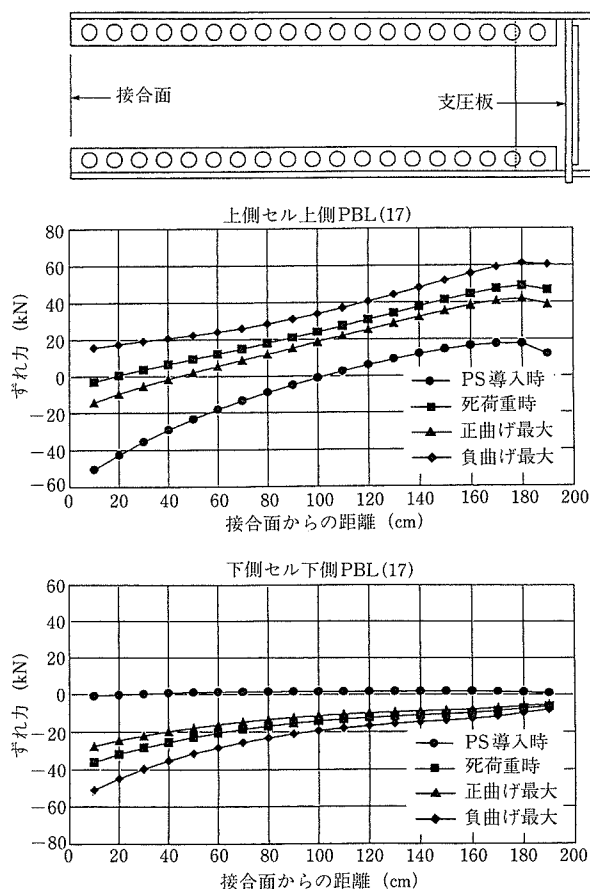


図-9 PBLのずれ力軸方向分布

6. 接合部の静的耐荷力実験¹⁴⁾

6.1 実験の目的

本橋では、前述のように、鋼桁部とPC桁部の接合方式として「中詰めコンクリート後面支圧板方式」が、さらに、接合部鋼殻セル内のずれ止め構造としては「孔あき鋼板ジベル(PBL)」が新たに採用されている。そこで、主に鋼殻セルの拘束効果を含んだPBL接合部の耐荷性能に着目し、設計法の妥当性を確認するため、実物大相当の鋼殻セルモデルによる静的載荷試験を実施した。

6.2 供試体と実験方法

本実験で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)を実物大でモデル化したTYPE-C、同じく圧縮側で後面支圧板のないTYPE-P、および、引張側セル(上フランジ部分)に対応するTYPE-Tの3種類であり、TYPE-C、TYPE-P、TYPE-Tの全タイプの供試体について、図-10に示すようにPBL孔貫通鉄筋がある場合(A部)とない場合(B部)の2種類を製作した。なお、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を極力排除すべく、鉛系錆止め塗料とグリースを重ねて塗布した。実験は、TYPE-C、TYPE-Pについては、A部とB部を反力板で連結し、中央部に設けたジャッキで両側へ同時に圧縮力を作用させた(図-11)。また、TYPE-Tについては、A部とB部のコンクリートを連続一体化して実橋と同等レベルの圧縮プレストレス(約3 400 kN/セル)を導入した後、鋼殻セル両脇に設けた反

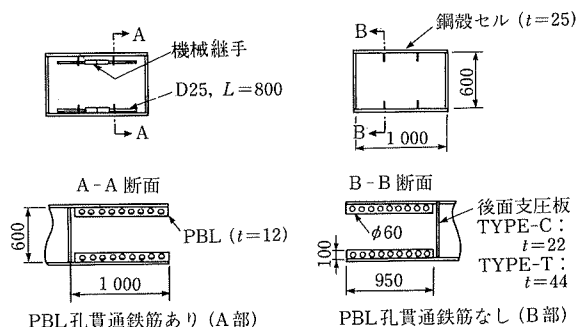


図-10 供試体の断面形状

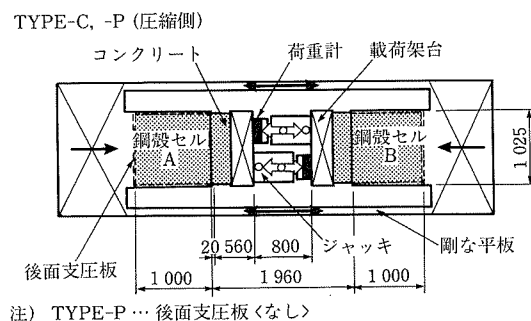


図-11 圧縮荷重の載荷方法

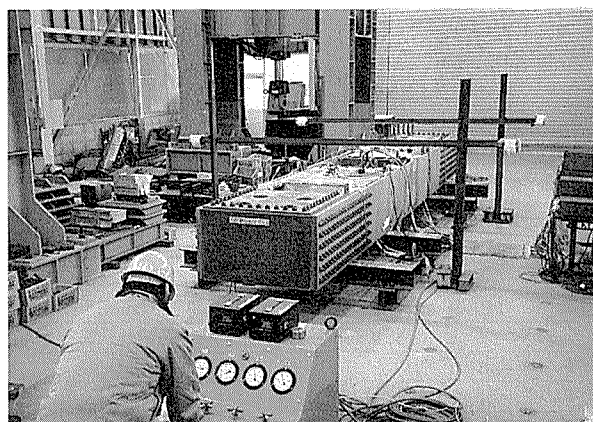


写真-1 接合部モデルの静的載荷実験状況

力架台とジャッキによって、A部とB部の両側へ同時に引張力を作用させる方式とした。試験の状況を写真-1に示す。

6.3 実験結果

(1) 押抜き試験によるずれ耐荷力特性

TYPE-Pの押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-12に示す。図-12から分かるように、PBL孔貫通鉄筋があるA部、孔貫通鉄筋のないB部ともに、3 000 kN～4 000 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6 800 kN、B部で6 100 kN程度の最大荷重を境として、相対ずれが大きく進行する結果となっている。なお、最大荷重をPBL孔1個あたりのずれ耐力に換算するとA部では $P_u \approx 190$ kN、B部では $P_u \approx 170$ kNとなり、耐力に1割程度の差が現れている。以上の実験結果を鋼殻セルがない既往の押抜き試験結果¹³⁾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を行った。その結果、本実験で得られたずれ耐力は、表-3に示す既往の押抜き試験結果(本実験の $f_c = 0.0318$ kN/mm²に比

例換算したずれ耐力： $P_u' = 140 \text{ kN}$)を2割～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。また、孔貫通鉄筋を有するA部のPBL孔1個あたりに換算したずれ耐力($P_u = 6800 \text{ kN} / 36 = 188.9 \text{ kN}$)は、Leonhardtらの提案式⁴⁾で求めた下記の耐力推定値とよく対応している。

$$\begin{aligned}
 P_u &= 1.4 \times d^2 \times \beta_w \cdots \cdots (11) \\
 &= 1.4 \times d^2 \times (f_c \times 1.16) \\
 &= 1.4 \times 60^2 \times (0.0318 \times 1.16) = 186 \text{ kN}
 \end{aligned}$$

上式において、 P_u はPBLのせん断耐力(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、試験体コンクリートの円柱強度の実測値 $f_c = 0.0318$ (kN/mm²)に換算係数1.16¹⁵⁾を乗じている。

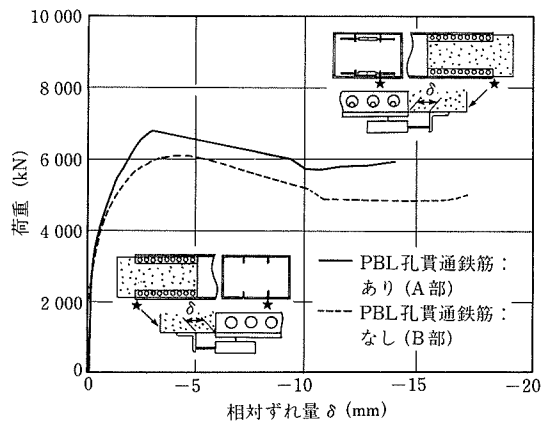
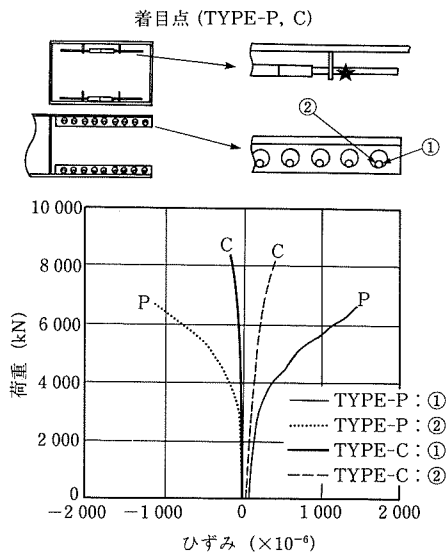


図-12 相対ずれ曲線 (TYPE-P)

表-3 既往のPBL押抜き試験結果¹³⁾
(PBL板厚12mm, 孔直径60mm, 孔間隔100mm)

	孔貫通補強鉄筋あり	孔貫通補強鉄筋なし
P (ずれ耐力)	1 914 kN	1 780 kN
P_u (孔1個あたり)	160 kN	148 kN
f_c (円柱強度)	0.0365 kN/mm ²	0.0343 kN/mm ²
P_u' (換算値)	140 kN	138 kN



(2) 後面支圧板を有する場合の挙動

① 圧縮試験 (TYPE-C)

前述した後面支圧板のないTYPE-Pの押抜き試験では、図-13に示すように、PBL孔貫通鉄筋の曲げひずみが大きく現れている。これに対し、後面支圧板を有するTYPE-Cでは最大荷重の8400kN(設計ずれ耐力の約2.5倍に相当)に至るまで、PBL孔貫通鉄筋のひずみは微小なままであり、鋼殻セル内部において相対ずれがほとんど生じていないことが分かる。なお、このTYPE-Cについては最大荷重(8400kN)より除荷した際の残留相対ずれ量(高感度変位計で計測)も0.1mm～0.2mm程度と微小であった。

② 引張試験 (TYPE-T)

図-13に示すように、PC鋼材で導入した実橋相当の圧縮プレストレス(約3400kN/セル)を上回る約4000kNの引張荷重において、PBL孔貫通鉄筋の曲げひずみの急激な増大は認められておらず、鋼殻セルと充填コンクリートの相対ずれはほとんど生じていないと判断された。

すなわち、以上に得られた実験結果をまとめると次のようなことが言える。

① 押抜き試験で得られたPBL孔1個あたりのずれ耐力は、鋼殻セルがない既往の押抜き試験結果を2割～3割程度上回るもの(レオンハルト式で算出した推定値とほぼ一致)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。

② 後面支圧板を有するTYPE-C、TYPE-TのPBL孔貫通鉄筋のひずみなどの測定結果から、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範囲内の引張荷重に対し、実用上十分なずれ耐力を有していることが確認された。

7. 接合部中詰めコンクリートの施工

本橋の接合部中詰めコンクリート打設の施工条件は、

① 鋼殻セルで囲まれていて直接打設できない

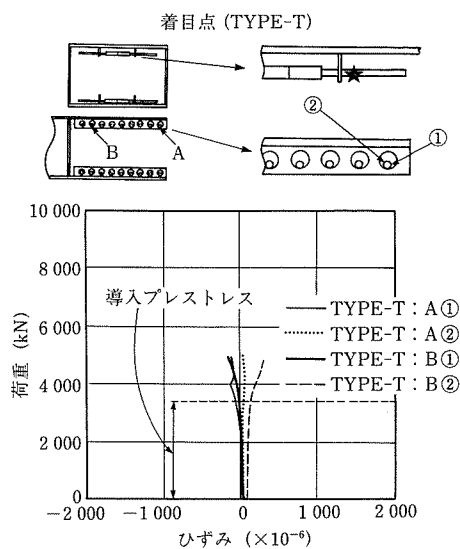


図-13 PBL孔貫通鉄筋のひずみ測定結果

② 標準的な鋼殻セルの寸法が開口部で600 mm×1 000 mm×奥行き2 000 mmの箱形

となっているため、通常の締固めが実質上不可能などの理由により、自己充填性に優れた高流動コンクリートの中詰めコンクリートとして使用した。

高流動コンクリートの採用にあたっては、コンクリートの品質・施工性を確保する配合設計に対する検討、自己充填性の確認（予備試験）などの検討を行った。

7.1 配合設計に対する検討

配合設計は「高流動コンクリート施工指針」（土木学会）に準拠した。高流動コンクリートには粉体系、増粘剤系、併用系高流動コンクリートの3種類がある。それぞれの特徴を挙げると、粉体系は水結合材比を小さくすることが可能であり高強度とすることができる。増粘剤系は、塑性粘度の調整が容易に行え、スランプフロー保持性能を向上させることができる。併用系は粉体系と同じような特徴を有している。

本橋では、高流動コンクリートの設計基準強度を $\sigma_{ck}=36$ N/mm²とし、レディーミクストコンクリート製造工場の設備の関係から、増粘剤を使用することにより材料分離抵抗性を高めるタイプの増粘剤系高流動コンクリートを使用した。また、自己収縮に対処するために膨張材を併用することとした。使用したコンクリートの配合結果を表-4に示す。

7.2 自己充填性の確認

自己充填性の確認は、出荷時と荷下ろし時に、スランプフロー試験、間隙通過試験を行った。また、実施工を行う前に、コンクリートの打設口・空気抜き孔の適切な配置・大きさの確認、鋼殻セル内部のコンクリートの流動性・充填状況の確認等を目的として、実物大の亚克力板模型を作成し、高流動コンクリートの打設施工試験を行った。試験の状況を写真-2に示す。

実橋接合部への高流動コンクリートの打設は、打設速度を維持するためにポンプ車2台にて行った。打設完了後の、鋼殻セル内の高流動コンクリートの充填確認手法としては、赤外線サーモグラフィ法と打音法を併用した。なお、空隙のあると思われる箇所については鋼板に孔をあけ、目視確認を行ったうえでエポキシ樹脂を圧入し、完全な充填性を確保した。

8. おわりに

近年、コスト縮減、構造の合理化などを目的として複合構造が注目され、さまざまな新構造形式が検討され、適用例が増加している。本橋で採用された鋼・PC混合橋形式についても、現状では実績の少ない構造形式であるが、力学特性や経済性などの観点から、今後、採用実績が増加していくものと予想される。本文は、鋼・PC混合橋として建設された新川橋について、鋼桁とコンクリート桁の接合部に着目し、FEM解析や実験などの検討結果や設計・施工の概要について報告したものである。本文に述べた一連の検討結果が、今後の同形式橋梁の計画や建設等で参考となれば幸いである。

最後に、本工事にあたり「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：西村宣男 大阪大学教授）」の関係各位には適切なお指導をいただき、心より感謝の意を表す次第である。

表-4 高流動コンクリートの配合

G_{max}	目標 スランプ フロー	目標 50 cm フロー 時間	W/P	s/a	単位量 (kg/m ³)						
					W	C	s	G	混和剤		
									高性能 AE 減水剤	増粘剤	膨張材
(mm)	(mm)	(秒)	(%)	(%)							
20	630 ±50	3~15	45.2	55.2	178	364	922	768	9.46	2.0	30

G_{max} : 粗骨材最大寸法 (mm) W : 単位水量 (kg/m³)
 W/P : 水粉体比 (%) C : 単位セメント量 (kg/m³)
 s/a : 細骨材率 (%) s : 細骨材量 (kg/m³)
 G : 粗骨材量 (kg/m³)

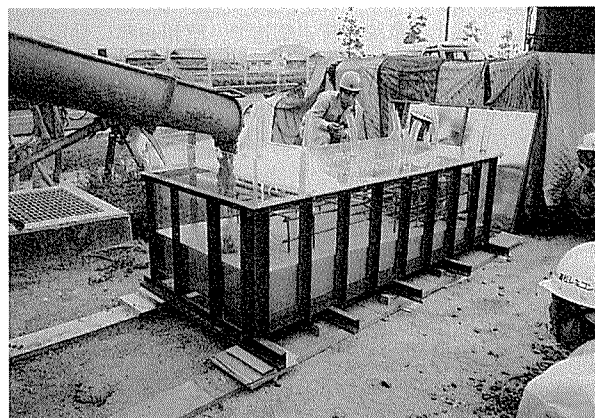


写真-2 高流動コンクリートの打設試験状況

参 考 文 献

- 1) 山岸, 西本, 矢野: 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, 森山, 川西: 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, 帆足, 木村: 生口橋接合部実験報告, 本四技報, Vol.13, No.49, pp.48~52, 1989
- 4) Leonhardt, Wolfhart André, Hans-Peter André, Harre: Neues, vorteilhaftes Verbundmittel für Stahlverbund-Tragwerke mit hoher Dauerfestigkeit, Beton-Und Stahlbetonbau, pp.325~331, 1987
- 5) André: Economical Shear Connectors with High Fatigue Strength, IABSE Symposium Report, pp.167~172, 1990
- 6) Kraus, Wurzer: Bearing Capacity of Concrete Dowels, Composite Construction Conventional and Innovative, Conference Report, pp.133~138, 1997
- 7) Roberts, 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, 芦塚, 古田, 大浦, 滝, 加藤: 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) 保坂, 平城, 小枝, 橘, 渡辺: 鉄道用連続合成桁に用いるずれ止め構造のせん断特性に関する実験的研究, 土木学会構造工学論文集, Vol.44A, pp.1497~1504, 1998
- 10) 平, 雨野, 大塚: 孔空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, pp.238~239, 1997
- 11) 明橋, 中須, 池田, 大野: 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
- 12) 依田, 中洲: 鋼とコンクリートの接合構造の新技術, 土木学会鋼構造委員会第1回鋼構造と橋に関するシンポジウム論文報告集—鋼橋の経済性と長寿命化を目指して—, 土木学会, 1998
- 13) 平, 古市, 山村, 西海: 孔空き鋼板ジベルの耐力力に関する研究, 土木学会第53回年次学術講演会概要集, pp.648~649, 1998
- 14) 望月, 安藤, 宮地, 柳澤, 高田: 孔空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, 土木学会構造工学論文集, Vol.46A, pp.1479~1490, 2000
- 15) 西村, 藤井: 最新土木材料, 森北出版, 1975

【2000年10月11日 受付】