

急速施工への適用を目指した鋼製橋脚と杭基礎との接合構造に関する実験的研究

Experimental Study on Mechanical Characteristics of the Connection between Steel Pier and Foundation for the Rapid Construction Method

高嶋 豊*, 増子康之**, 春日井俊博***, 佐々木保隆***, 鹿浦純一**

Yutaka Takashima, Yasuyuki Mashiko, Toshihiro Kasugai, Yasutaka Sasaki and Junichi Shikaura

* 工修, (株)横河ブリッジ, 技術本部 技術研究所 (〒273-0026 千葉県船橋市山野町 27)

** (株)白石, 技術本部 土木技術部 (〒101-8588 東京都千代田区神田岩本町 1-14)

*** 工博, (株)横河ブリッジ, 技術本部 技術研究所 (〒273-0026 千葉県船橋市山野町 27)

YS-QuickBridge is a construction method of overpasses in the urban area, that enables short term completion without any large scale traffic obstruction. In this study, the model experiments were conducted in order to confirm that the pier-to-foundation connection in YS-QuickBridge could be applied in practice. The elastic loading test, that used the scale down models, was carried out in order to investigate the mechanism of the elastic stress distribution in the region of connection. Furthermore, the static cyclic loading test was conducted to evaluate the ultimate strength and the failure mode.

Key Words: connection part, rapid construction, socket joint, ultimate strength

キーワード: 接合部, 急速施工, ソケット式接合, 終局耐力

1. はじめに

都市内における交差点や踏切では慢性的な交通渋滞が発生しており, 経済活動や周辺環境に悪影響をおよぼしている. 交通渋滞を解消する一方策として, 交差点を平面交差から立体交差に改良整備する工事がある. 従来工法での立体交差化工事では1~2年の長期間にわたる交通規制が必要で, 工事にともなう新たな渋滞の発生や周辺住民への負荷が大きな課題である. これらを解決するために, 著者らは立体交差化工事の急速施工法(YSクイックブリッジ工法)を開発し, 実用化に向け研究開発を進めている^{1)~4)}. 本工法では, 上部工の一括移動架設工法と下部工のPCウェル工法とを組み合わせることにより, 現場工程を3ヶ月以内とする急速施工が可能となる.

橋脚と基礎工との接合部は, 一般的にはフーチングを構築しアンカーフレームを介して連結する構造が採られるが, ここでは橋脚と杭基礎とを直接連結する「ソケット式接合」を提案する. 橋脚基部をこの構造にすることで, 作業占有帯の縮小と工期短縮, 工費縮減が図られる. ソケット式接合は, 鋼製橋脚を杭基礎の中に差し込んでコンクリートを充填し結合するもので, 鉄道関連の構造物では標準的な接合法の一つとして, 近年, 採用実績が増えている⁵⁾. しかし, 道路橋では設計基準の整備がなされておらず, 採用されていないのが現状である.

本研究は, YSクイックブリッジ工法の実用化に向け,

構造上の要となる鋼製橋脚とP R Cウェルとの接合部について, 模型供試体を用いた載荷実験によりその力学的特性を把握し, 接合部の安全性を検証するものである. まず, 鉄道構造物の設計基準に準拠した基本タイプについて, 接合部の安全性および設計基準の妥当性を検証した. さらに, 本研究で提案する差込み長を短縮したリブ付タイプについて, 設計法の確立に向け耐力評価方法の提案を行った.

2. 試設計例

工法の概要を図-1に, 試設計を行った橋梁(以下, モデル橋梁と呼ぶ)の上部工一般図を図-2に示す.

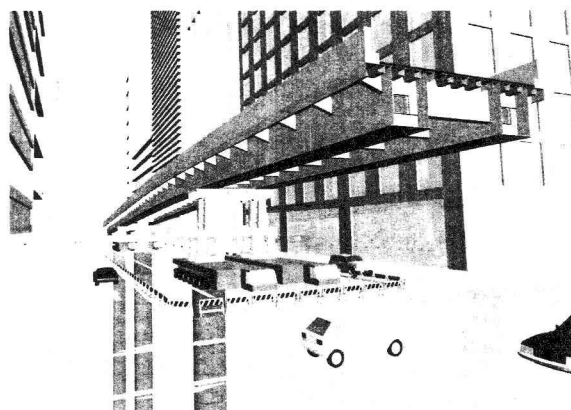


図-1 YSクイックブリッジ工法の施工概要

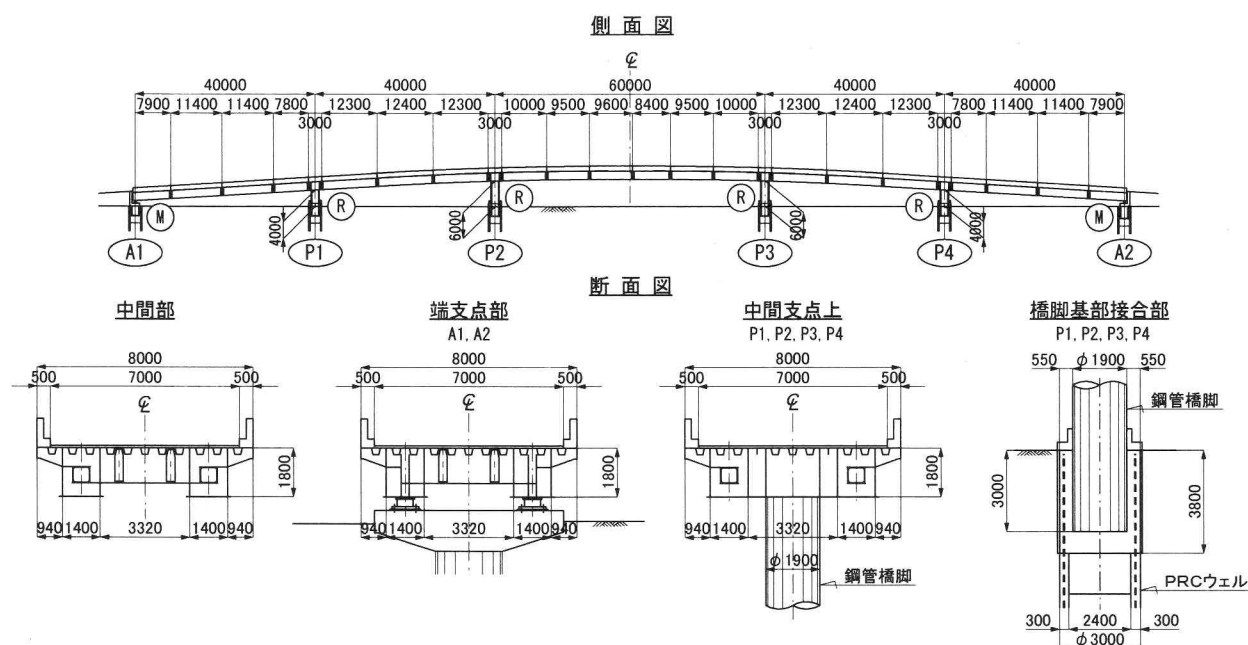


図-2 モデル橋梁の上部工一般図 (単位: mm)

モデル橋梁は、鋼床版箱桁と鋼製橋脚とを中間支点位置で一体化させた5径間連続のラーメン構造であり、交差点を横断する中央径間の支間長を60mとした。基礎工には、井筒基礎の一種であるPCウェル工法のうち、高強度鉄筋を用いて地震時の変形性能を向上させたPRC構造（以下、PRCウェルと呼ぶ）を採用している。図-3にソケット式接合の概要を示す。試設計の結果、モデル橋梁のソケット式接合は、使用材料のサイズに問題なく橋脚基部接合部の断面構成が行え、この規模の道路橋へ適用可能であることがわかった。

3. 橋脚基部接合部の構造

3.1 接合部の構造概要

ソケット式接合は、コンクリート充填鋼管橋脚（以下、鋼管橋脚と呼ぶ）を一廻り太径の鋼管（以下、ソケット鋼管と呼ぶ）へ所定の長さだけ差し込み、その隙間にコンクリートを充填し一体化する構造である。差込み部の隙間に充填されるコンクリートを、ここでは環状コンクリートと呼ぶ。この接合法を立体交差化の急速施工法に採用することで、以下の利点がある。

- 1) フーチングの構築を必要とせず、掘削作業や仮土留めの施工が不要となり、施工時占有スペースの縮小と工期の短縮、および工費の縮減が図られる。
- 2) 差込み部のPRCウェル主鉄筋と鋼管橋脚とのクリアランスにより、施工誤差の吸収が容易となり、一括移動架設をスムーズに行うことができる。

このソケット式接合は、野澤らによって数多くの実験研究が系統的に行われ、耐荷機構の解明および設計法の提案がなされている^{6,7)}。これらの研究成果に基づき、鉄道構造物等設計標準・同解説⁸⁾（以下、鉄標と呼ぶ）に設計法が規定されている。

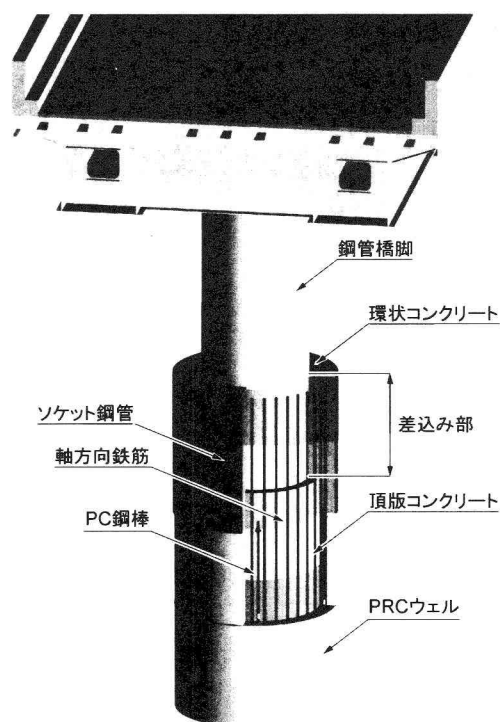


図-3 ソケット式接合の概要

本研究では表-1に示す3タイプの接合形式について検討する。TYPE-1は鉄標の設計基準に準拠した構造であり、鋼管橋脚のソケット式接合部への差込み長を鋼管橋脚外径の1.5倍とした。TYPE-2およびTYPE-3は、差込み長が鋼管橋脚外径の1.0倍でTYPE-1に比べ短くしたものである。また、TYPE-3は鋼材とコンクリートとの接合面にずれ止めを設け、ずれ耐力の増加による耐力の向上を期待した構造である。

表－１ 接合部の載荷実験ケース

供試体タイプ	TYPE-1 (基本タイプ)	TYPE-2 (差込み長短縮タイプ)	TYPE-3 (リブ付タイプ)
接合部の 構造概要図			
特 徴	- 鉄標の設計基準に準じてソケット式接合部を設計 差込み長 $L=1.5 \times d$ - 鋼とコンクリートとの接合面にずれ止めを設けない。	- 施工性を勘案し、差込み長を短縮 差込み長 $L=1.0 \times d$ - 鋼とコンクリートとの接合面にずれ止めを設けない。	- 施工性を勘案し、差込み長を短縮 差込み長 $L=1.0 \times d$ - 鋼とコンクリートとのずれ止めとして孔あき鋼板リブを設置し、ずれ耐力の増加にともなう耐力の向上を期待する。

3. 2 既往の研究による接合部の終局耐力評価方法

鋼製橋脚と基礎工との接合部は、鋼製橋脚に対して同等以上の水平耐力を有することが求められる。鉄標ではソケット式接合の耐荷機構として、鋼管橋脚とソケット鋼管との間に発生する支圧力の偶力と、鋼管とコンクリート間に発生する摩擦力の偶力により、鋼管橋脚に作用する曲げモーメントに抵抗するものと仮定している。接合部の耐荷モデルを図－４に示す。図に示される釣り合い条件を曲げモーメントについて解くことで、接合部の曲げ耐力 M_u を次式で与えている。

$$M_u = T \cdot \left(\frac{2\sqrt{2}}{\pi} \right) \cdot d - \frac{L \cdot P^2}{3(2P - Q)} + (P - Q) \cdot \frac{L(5P - 2Q)}{3(2P - Q)} \quad (1)$$

ここに、

- M_u : ソケット式接合部の曲げ耐力
- T : 鋼管橋脚に作用する摩擦力の合力の最大値
- P : 鋼管橋脚に作用する支圧力の合力の最大値
- Q : 曲げ耐力時の作用せん断力
- d : 鋼管橋脚の外径
- L : 差込み長

詳しい計算方法は文献6),8)に詳述されているので参照されたい。

4. 接合部の縮小模型実験

4. 1 実験目的

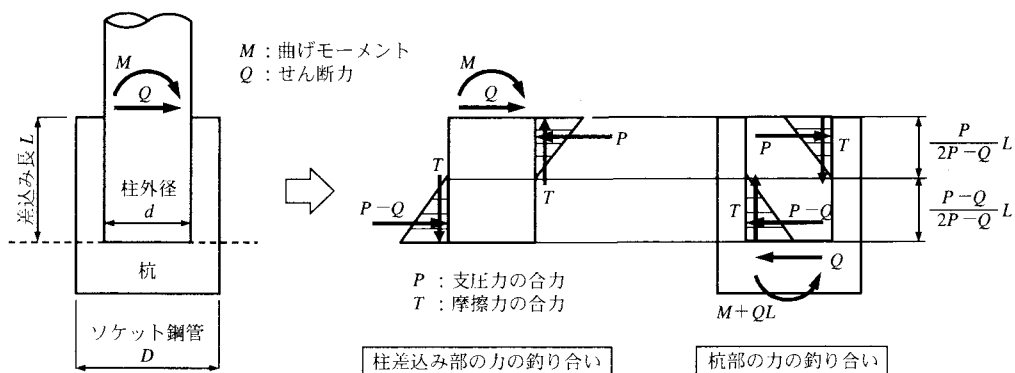
接合部の実験の項目および目的を以下に列記する。

- 弾性載荷実験：弾性範囲内の接合部の力学特性を明らかにする。
- 交番繰返し載荷実験：強地震動を想定した正負交番水平力の繰返し載荷により、地震時の接合部の変形・破壊挙動を確認し、構造の安全性を検証する。また、3タイプ(表－１)の実験結果の比較により、構造の違いによる応力伝達機構、耐荷機構の違いを分析し、実構造への適用性を検討する。

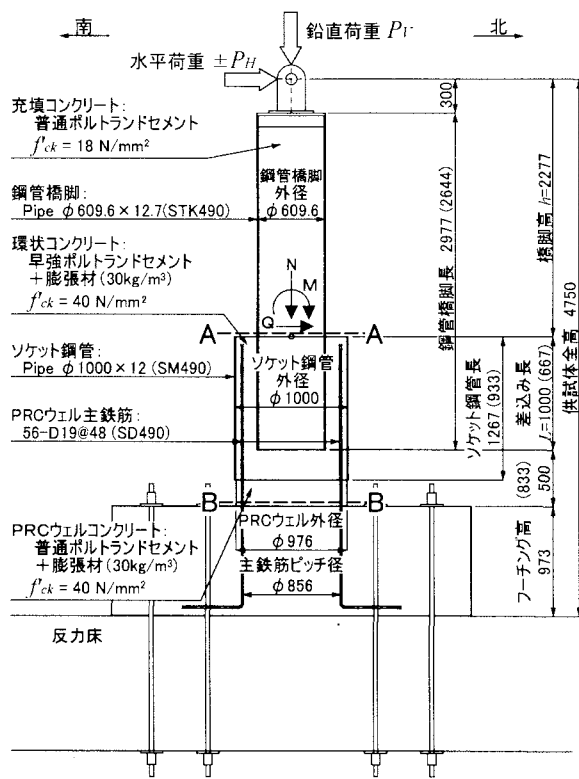
4. 2 実験概要

(1) 実験供試体

実験供試体は、前述のモデル橋梁の鋼管橋脚と杭基礎およびその接合部を部分的に取り出したものである。試験装置の能力から縮尺 1/3 の縮小模型とし、モデル橋梁の試設計結果に基づき、比較を行う 3 タイプの供試体を設計した。供試体の基本寸法を図－５に、各供試体の接合部詳細を図－６示す。供試体は、鋼管橋脚、ソケット式接合部および P R C ウェルの一部分をモデル化し、P R C ウェルの下部に供試体を反力床に固定するためのフーチングを設けた。環状コンクリートは急速施工に対応するため早強ポルトランドセメントを用いた。また、鋼材の拘束による収縮ひび割れの発生が懸念されるため、混和材料として膨張材を使用した。鋼材とコンクリート



図－４ ソケット式接合の耐荷モデル⁶⁾



注) 括弧内の寸法はTYPE-2,3を示す。
括弧なしはTYPE-1を示す。

図－5 接合部1/3縮小模型実験供試体 (単位: mm)

との接合面にずれ止めを設けた TYPE-3 は、差込み部の鋼管橋脚外面には孔あき鋼板リブ (Perfobond Leisten: 以下、PBLと呼ぶ) によるずれ止めを、ソケット鋼管の内面には丸鋼 ($\phi 9\text{mm}$) を多段に溶接したずれ止めをそれぞれ設けた。PRCウェルは、縮小模型であることから施工性を考慮し、PC緊張を行わない現場打ちのRC

表－2 各断面の終局耐力の設計計算値

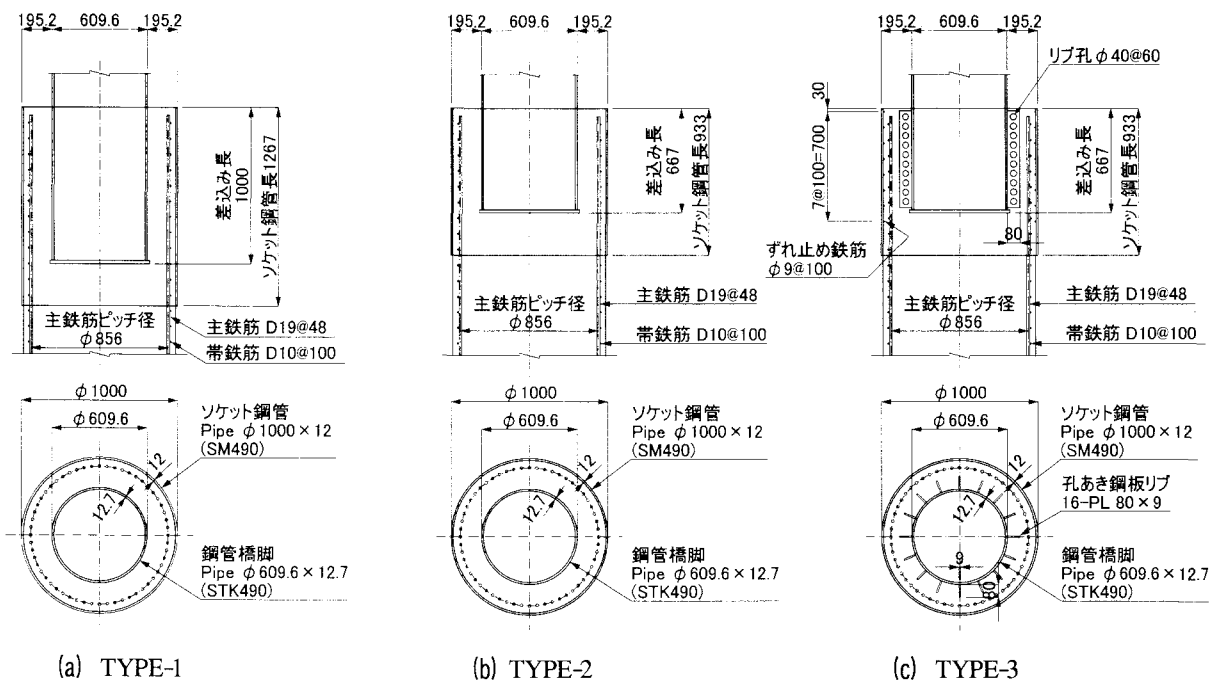
断面	供試体タイプ	断面照査位置から 水平荷重載荷位置 までの距離 (mm)	終局曲げ モーメント ($\text{kN}\cdot\text{m}$)	終局時 水平耐力 (kN)
鋼管橋脚 (図－5のA-A断面) ※1	TYPE-1,2,3共通	2,277	1,677	736
ソケット式接合部 ※2	TYPE-1	2,277	2,467	1,083
	TYPE-2	2,277	1,556	683
	TYPE-3	2,277	2,484	1,091
PRCウェル (図－5のB-B断面) ※1	TYPE-1,2,3共通	3,777	2,945	780

注記) ※1 道路橋示方書・同解説V耐震設計編⁹⁾に準じて終局耐力を計算。
※2 鉄標のソケット式接合耐力評価方法に準じて終局耐力を計算。

断面としてモデル化を行い設計した。供試体各断面の終局耐力の設計計算値を表－2に示す。ここで、TYPE-3 (リブ付タイプ) のソケット式接合の終局耐力は、鉄標の耐力評価式を拡張解釈し、鋼材とコンクリートとの付着強度の項に既往の実験¹⁰⁾で示されたPBLの耐力評価式を適用して算出した。

(2) 荷重要領

実験供試体を反力床に固定し、荷重フレームに取り付けた油圧ジャッキにより供試体天端に上部工の死荷重に相当する鉛直荷重を常時荷重した。この状態で、反力壁に取り付けた静的荷重試験装置により地震荷重を想定した水平荷重を荷重した。鉛直荷重用の油圧ジャッキと荷重フレームとの間には、水平荷重による水平変位に追従できるようにスライド装置を設置した。交番繰返し荷重時の水平荷重は、鋼管橋脚の差込み仕口部 (図－5のA-A断面) の初期降伏時の水平変位 δ_y を基準とした変位制御で、 $\pm 1 \delta_y$ 、 $\pm 2 \delta_y$ 、 $\pm 3 \delta_y$...という順に1サ



図－6 実験供試体のソケット式接合部詳細図 (単位: mm)

イクルずつの漸次単調増加とした。水平荷重の載荷は試験装置のストロークが限界となるまで行った。載荷実験の状況を写真-1に示す。

4.3 弾性載荷実験結果

鉛直荷重 ($P_V = 382 \text{ kN}$) を常時載荷した状態で、水平荷重 ($P_H = 90, 180, 270 \text{ kN}$) の載荷を行った。ここで、鉛直荷重 P_V は橋脚上部に作用する上部工死荷重に相当する設計軸力とし、水平荷重 P_H は鋼部材が許容応力度以下となる水平力とした。ただし、水平荷重 $P_H = 270 \text{ kN}$ のケースは、鋼管橋脚差込み仕口部の応力度の計算値が許容応力度を約5%超過するケースである。

鉛直荷重 $P_V = 382 \text{ kN}$ 、水平荷重 $P_H = 270 \text{ kN}$ のケースの鋼管橋脚の主応力分布を図-7に、ソケット鋼管の主応力分布を図-8に示す。TYPE-1 および TYPE-2 では、鋼管橋脚が鉛直方向に圧縮を受ける側（北面）で、ソケット鋼管上部の周方向の引張ひずみが卓越している（図-8 (a), (b) の“a”部）。このことから、曲げ載荷により差込み部の環状コンクリートに作用する支圧力に対して、ソケット鋼管が周方向に拘束材として機能し、接合部の耐力向上に寄与していることがわかる。また、鋼管橋脚

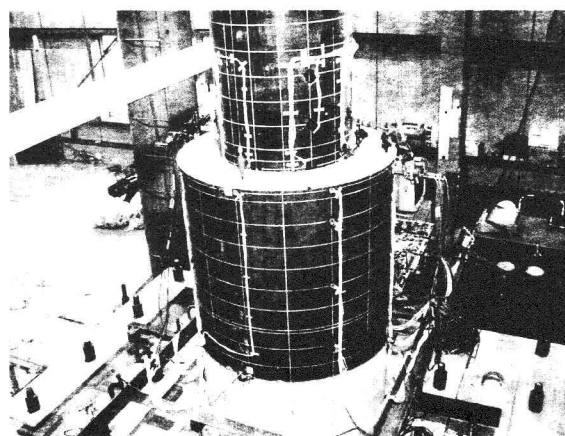


写真-1 載荷実験状況

およびソケット鋼管の主応力の大きさと方向は TYPE-1 と TYPE-2 ではおおむね等しい。これに対し TYPE-3 は、ソケット鋼管の主応力分布性状が他のタイプと異なる。ソケット鋼管上部に周方向応力はほとんど生じず、鋼管橋脚が引張を受ける側（南面）の鋼管橋脚下端より下側（図-8 (c) の“b”部）で引張応力が卓越している。

ソケット鋼管の周方向ひずみの分布性状を図-9に示

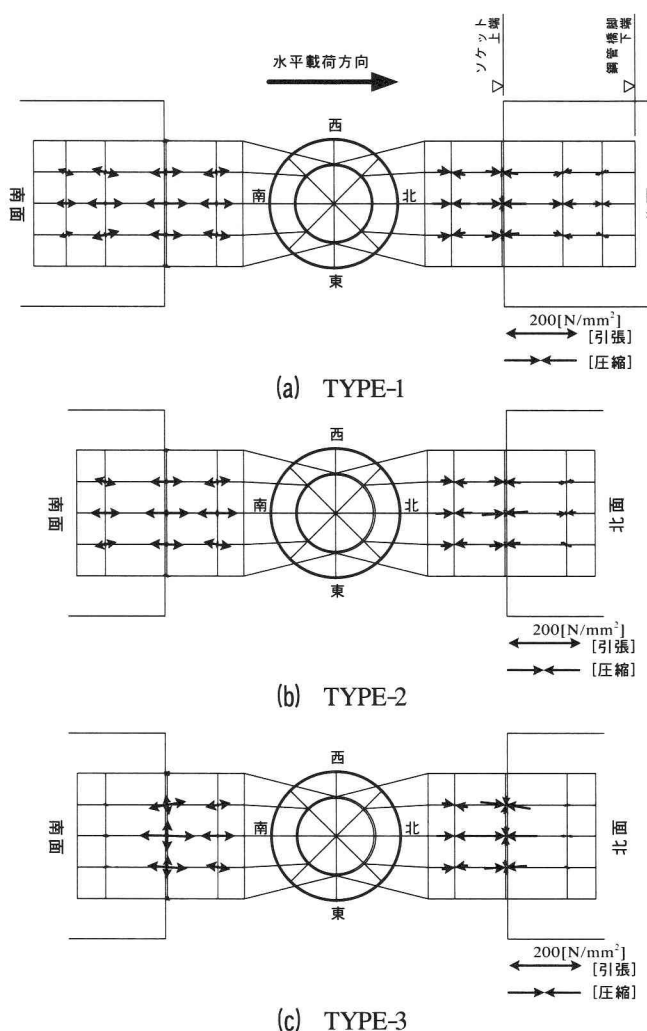


図-7 鋼管橋脚の主応力分布
(荷重ケース: $P_V = 382 \text{ kN}$, $P_H = 270 \text{ kN}$)

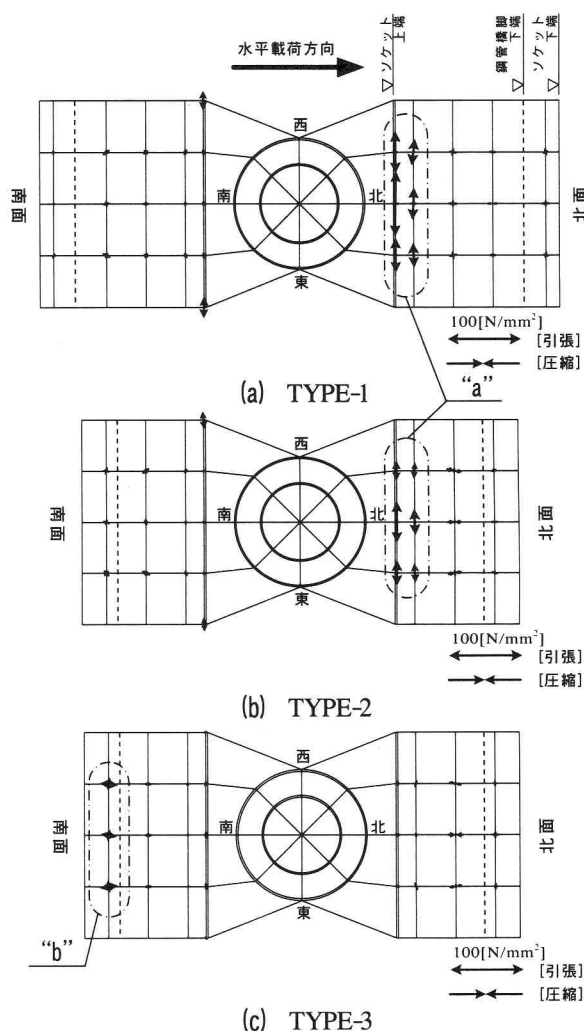


図-8 ソケット鋼管の主応力分布
(荷重ケース: $P_V = 382 \text{ kN}$, $P_H = 270 \text{ kN}$)

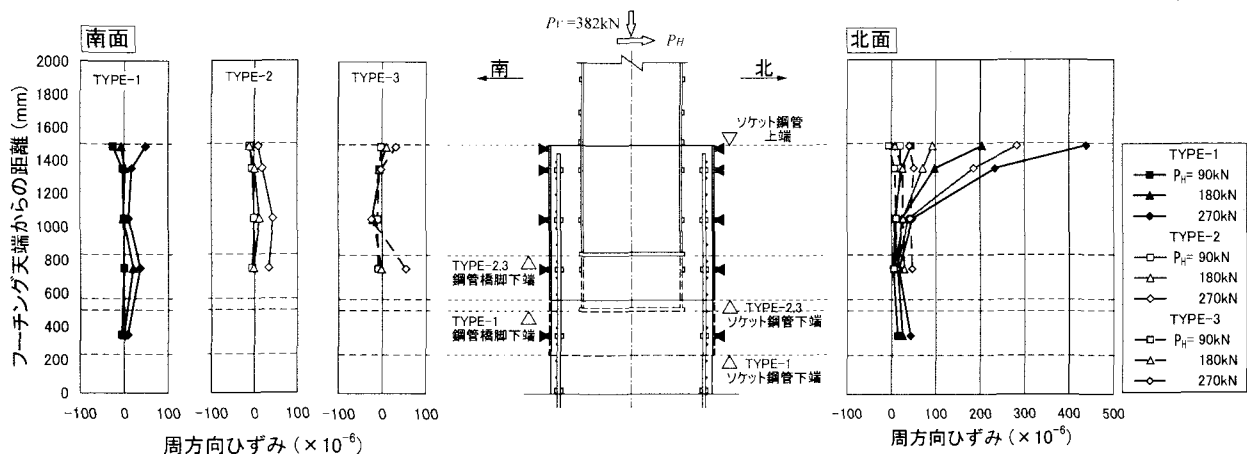


図-9 ソケット鋼管の周方向ひずみ

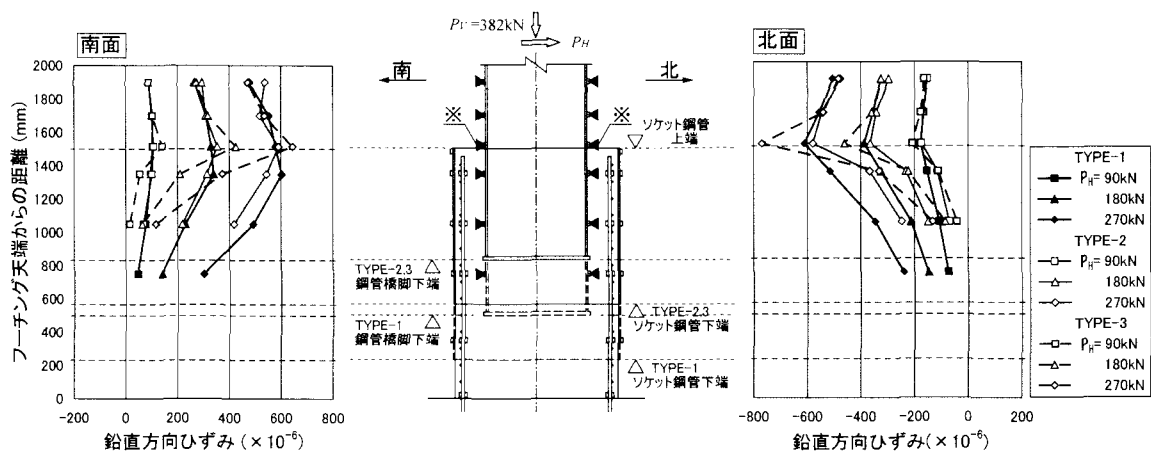


図-10 鋼管橋脚の鉛直方向ひずみ

す。TYPE-1, TYPE-2 は水平荷重の増加にともない北面のソケット鋼管上端付近のひずみが卓越するのに対し、TYPE-3 では北面上端の周方向ひずみは小さい。また、TYPE-3 は $P_H = 270\text{kN}$ 荷重時に南面の鋼管橋脚下端より下側のひずみが他に比べ大きくなっている。これらは図-8にも見られた傾向である。

鋼管橋脚の鉛直方向ひずみの分布性状を図-10に示す。TYPE-3 は差込み仕口部(図中※印)のひずみが他のタイプに比べ大きく、差込み部のひずみが小さい。TYPE-3 では、ずれ止め(PBL)による鋼とコンクリートとの合成作用により、差込み部では鋼部材の分担が低減され、仕口部では断面の急変による応力集中が生じたものと考ええる。

弾性荷重実験では、3タイプとも環状コンクリート面にひび割れの発生は目視観察で認められなかった。

以上の弾性荷重実験結果を下記にまとめる。

- (1) ずれ止めがなく差込み長が $1.5d$, $1.0d$ と異なる TYPE-1 と TYPE-2 は、弾性荷重実験ではほぼ同等の応力分布性状を示した。弾性範囲内において両タイプは同様の耐荷メカニズムであると考え。
- (2) 差込み長が $1.0d$ でずれ止め(PBL)を設けた TYPE-3 は、ソケット鋼管の応力分布性状が他のタイプの供試体と異なる。

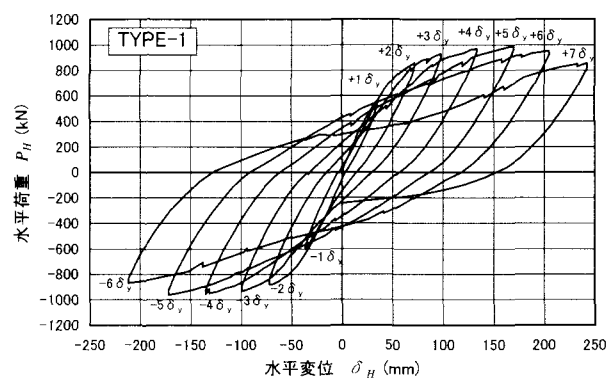


図-11 水平荷重-水平変位の履歴曲線 (TYPE-1)

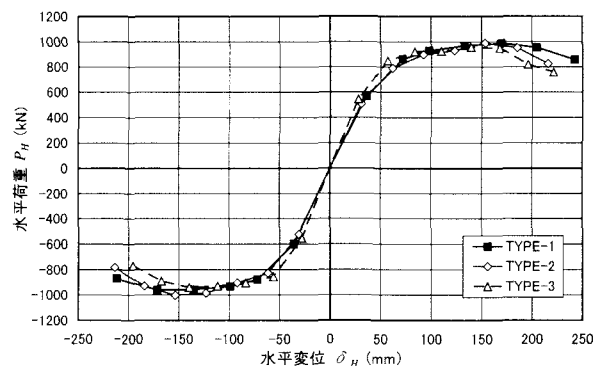


図-12 水平荷重-水平変位の包絡線

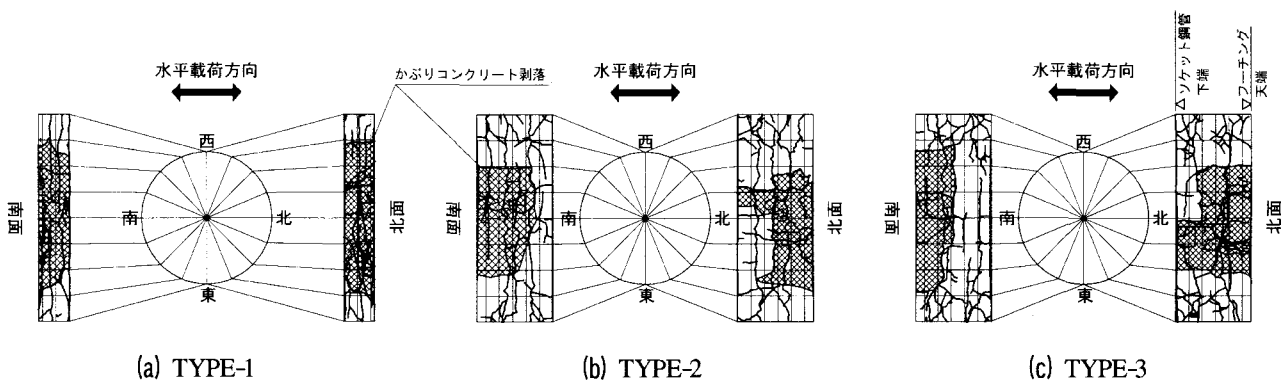


図-13 PRCウェルのひび割れ状況 ($7\delta_y$ 時)

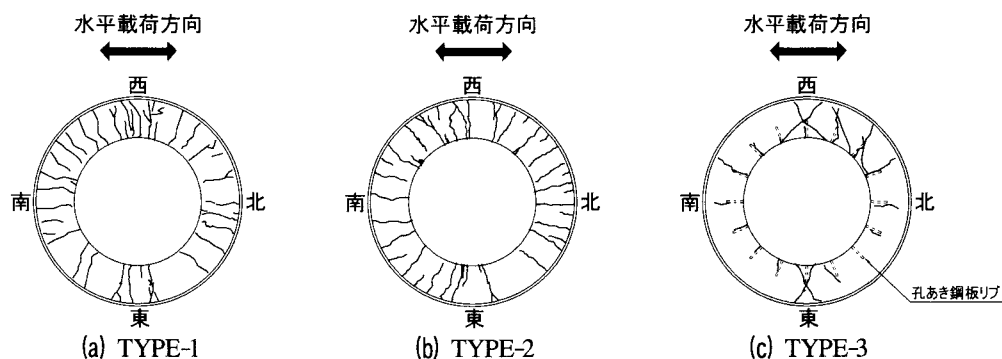


図-14 環状コンクリート上面のひび割れ状況 ($7\delta_y$ 時)

4.4 交番繰返し载荷実験結果

交番繰返し载荷における水平荷重と载荷点水平変位の履歴曲線を図-11に示す。履歴曲線は3タイプでほぼ類似の結果となったため、代表してTYPE-1の結果を示す。履歴曲線は3タイプともに $6\delta_y$ 時まで安定した紡錘型を示し、 $7\delta_y$ 時に逆S字形のスリップモードに移行し耐力が低下した。水平荷重-水平変位の包絡線を図-12に示す。包絡線は、耐力低下時にわずかに差が見られるもの、最大耐力までは3タイプでおおむね一致した。 $7\delta_y$ 载荷終了時のPRCウェルのひび割れ状況を図-13に、環状コンクリート上面のひび割れ状況を図-14に示す。3タイプともに、最終的に基部のPRCウェルの塑性ヒンジ化により耐力が低下したと考えられる。鋼材の初期降伏は、設計で想定したとおり鋼管橋脚の差込み基部(図-5のA-A断面)で最初に発生したが、降伏($1\delta_y$)以降は鋼管橋脚に急激なひずみ・変形の増加は見られず、最終的に設計の仮定(表-2)と異なり、PRCウェルで耐力が決定した。これは、鋼管と充填コンクリートとの相乗拘束効果(コンファインド効果)により、鋼管橋脚の耐力が設計値を大きく上回ったためと考える。最大耐力は3タイプとも $5\delta_y$ 時で、TYPE-1,2,3でそれぞれ、987kN、991kN、956kNとほぼ同程度であった。これらは、鋼管橋脚およびPRCウェルの設計耐力を上回り、ソケット接合部の設計耐力(表-2)のそれぞれ91%、145%、88%であった。3タイプともPRCウェルの耐力が供試体の復元力特性への大きな支配要因となり、結果的にほぼ同等の履歴曲線、最大耐力を示した

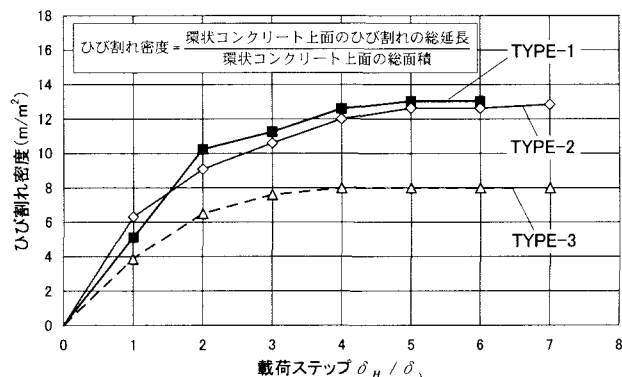


図-15 環状コンクリート上面のひび割れ密度

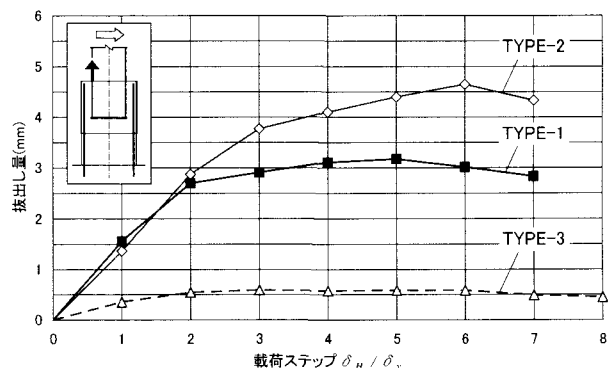


図-16 鋼管橋脚の拔出量

ものとする。

環状コンクリートのひび割れ発生状況は、図-14に示すようにTYPE-1,2とTYPE-3とで傾向が異なった。

TYPE-1,2 では法線方向のひび割れが全周にわたって発生したのに対し、TYPE-3 では法線方向のひび割れに加え、載荷方向の左右（西側および東側）に斜め方向にX状のひび割れが生じた。載荷ステップごとの環状コンクリートのひび割れ密度を図-15に示す。TYPE-3のひび割れ密度は他のタイプに比べ小さく、 $6\delta_y$ 時のひび割れ密度は、差込み長が等しくずれ止めのないTYPE-2に比べ約2/3であった。

載荷ステップごとの鋼管橋脚の拔出量（鋼管橋脚と環状コンクリートとの相対変位）を図-16に示す。 $2\delta_y$ 以降は、差込み長の短いTYPE-2の拔出量がTYPE-1に比べ大きくなり、最大値は $6\delta_y$ 時でTYPE-1の1.5倍となった。差込み長の短縮により、拔出しに対する摩擦力による抵抗が減少したことが示唆される。一方、ずれ止めを設けたTYPE-3の拔出量は他に比べ小さく、最大値はTYPE-2の約1/8、TYPE-1の約1/5であった。

図-17にソケット鋼管上縁の周方向ひずみの履歴を示す。TYPE-2の周方向ひずみは $2\delta_y$ 以降TYPE-1に比べ大きくなり、最大値は $6\delta_y$ 時でTYPE-1の1.8倍となった。差込み長の短縮により水平方向の支圧力が増大することが示唆される。また、ずれ止めを設けたTYPE-3は発生するひずみ値が他に比べ小さく、最大値はTYPE-2の約1/9であった。

TYPE-2の鋼管橋脚拔出量およびソケット鋼管周方向ひずみがTYPE-1に比べ大きくなるのは、 $2\delta_y$ 載荷途中であり、 $3\delta_y$ 以降はソケット鋼管の周方向ひずみが降伏ひずみを超えて急増している。したがって、 $2\delta_y$ 載荷途中にソケット鋼管の拘束材としての機能が低下したといえる。このとき（グラフの勾配の変化点：図-17の※印）の水平荷重は651kNであり、この値はTYPE-2のソケット式接合の設計耐力683kN（表-2）に近い。

図-18に各載荷ステップの最大荷重時におけるソケット鋼管上縁の周方向ひずみ分布を示す。周方向ひずみの分布性状はTYPE-1,2とTYPE-3とで傾向が異なる。TYPE-1,2では、 $1\sim 2\delta_y$ 時は水平載荷方向の前方（図中右側）の周方向ひずみが大きく、後方（図中左側）には周方向ひずみがほとんど生じていない。 $3\delta_y$ 以降の後方の周方向ひずみは、逆側載荷により生じた残留ひずみであり、 $3\delta_y$ 以降も $1\sim 2\delta_y$ と同様、後方に周方向ひずみはほとんど生じていない。これに対しTYPE-3では、全方向にほぼ均等に周方向ひずみが発生している。

以上より、TYPE-1,2とTYPE-3とではソケット式接合部の耐荷メカニズムが異なることが示された。各計測結果より推測される接合部の変形および耐荷メカニズムの概念を図-19に示す。ずれ止めのないTYPE-1,2では鋼材とコンクリート間に付着切れが生じ、鋼管橋脚の拔出量が大きくなる。また、鋼管橋脚から環状コンクリートを介してソケット鋼管に作用する支圧力は、直径の異なる円柱の面接触の様相を呈し、円周方向に余弦（cosine）分布している^{11),12)}ものと考えられる。このため、ソケット鋼管の周方向ひずみは載荷方向の前方が大きくなり、一様な分布とはならない。これに対しTYPE-3では、ずれ止めにより鋼管橋脚と環状コンクリートが合成され一体化することにより、鋼管橋脚の拔出量が小さ

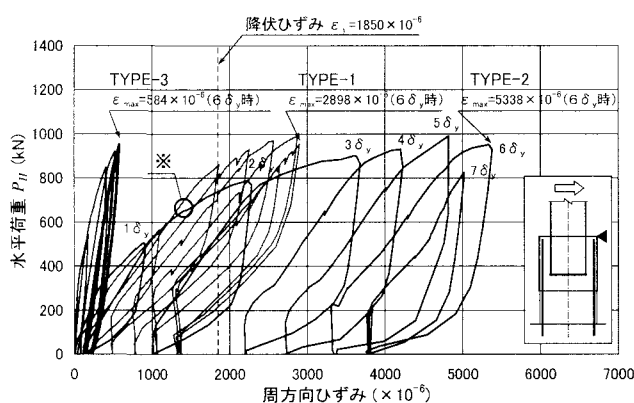


図-17 ソケット鋼管上縁の周方向ひずみ履歴

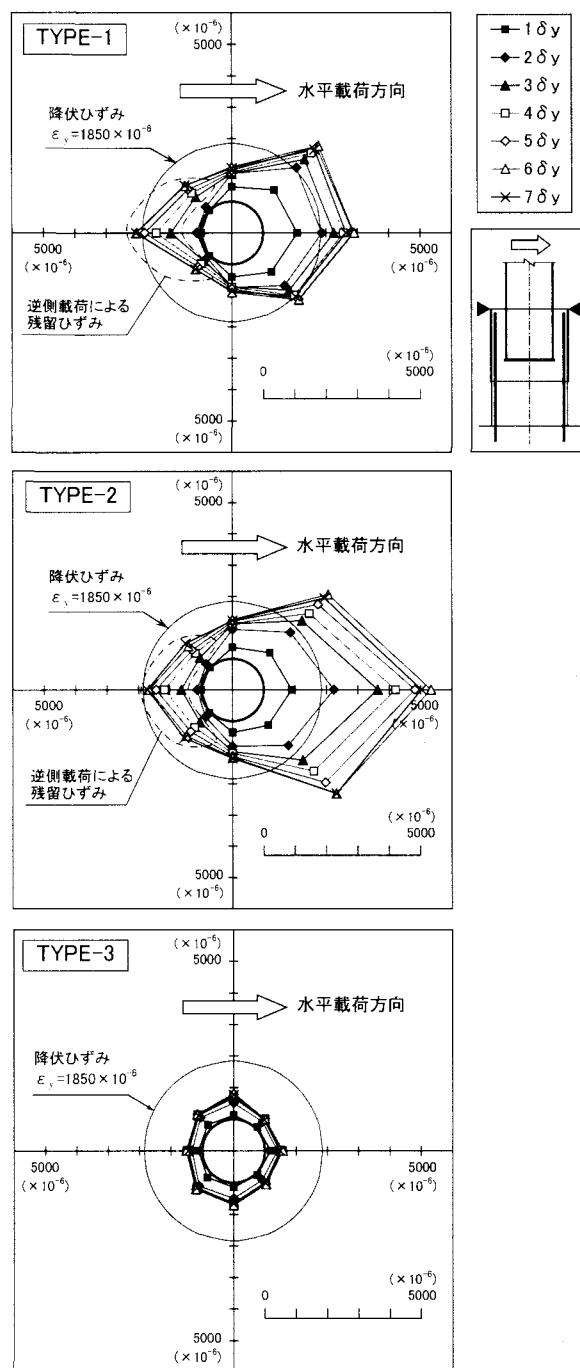


図-18 ソケット鋼管上縁の周方向ひずみ分布

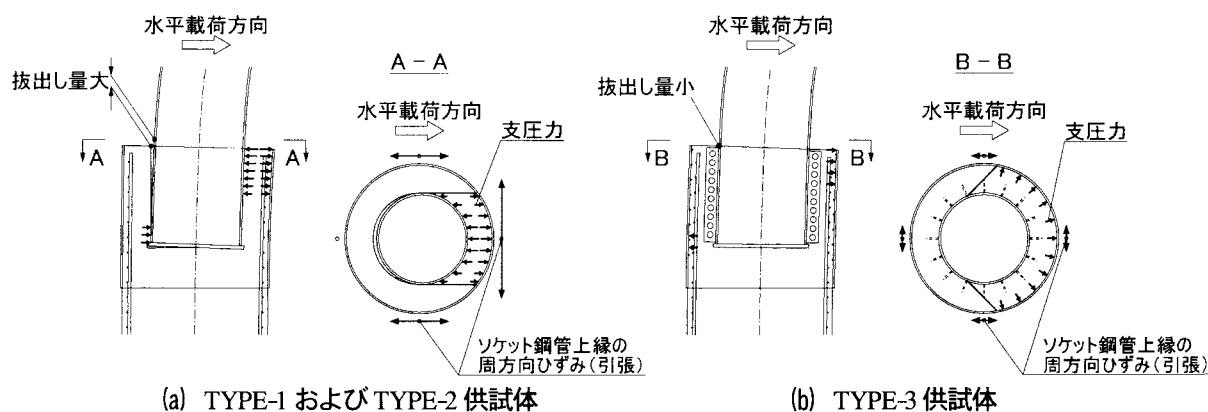


図-1 9 接合部の変形および耐荷メカニズムの概念

い。また、支圧力は鋼管橋脚と一体化した環状コンクリートから、ソケット鋼管に広範囲に分布してほぼ均等に作用することから、ソケット鋼管の周方向ひずみの分布がほぼ一様となったと考える。また、TYPE-3 はソケット鋼管に発生するひずみが他に比べ小さい。他のタイプのソケット鋼管は $2\delta_y$ 以降に降伏ひずみを超過したが、TYPE-3 は実験終了時まで弾性範囲内であった。TYPE-3 は合成作用により鋼材とコンクリートが有効に機能し、接合部の耐力にはまだ余裕があるものと判断できる。

以上、交番繰返し載荷実験で示された特徴的な挙動を述べた。これらをまとめると下記のとおりである。

- (1) 3タイプともにP R Cウェルの塑性化により破壊に至ったため、履歴曲線および最大耐力には差が認められなかった。ただし、差込み長の違いおよびずれ止めの有無によって、ソケット式接合部の破壊形態に差が見られた。
- (2) 差込み長の短い TYPE-2 ($L=1.0d$) は、TYPE-1 ($L=1.5d$) に比べ鋼管橋脚の拔出し量が大きくなり、ソケット鋼管の周方向ひずみも大きくなった。
- (3) P B Lのずれ止めを設けた TYPE-3 は、環状コンクリートのひび割れ密度、鋼管橋脚の拔出し量、およびソケット鋼管に発生するひずみが他のタイプに比べて小さい。
- (4) ずれ止めのない TYPE-1,2 とずれ止めを設けた TYPE-3 とでは、ソケット式接合部の耐荷メカニズムが異なる。実験結果より推測される耐荷メカニズムの概念を模式的に示した (図-1 9)。

5. 接合部の終局耐力評価方法の提案

野澤らによって提案されたソケット式接合の終局耐力評価方法は、多くの載荷実験により、高い精度を有することが確認されている^{6,7)}。しかし、この評価方法は、以下の理由から、本実験で得られた耐荷メカニズムの特徴を反映した式への変形が困難であった。

- (1) 接合部に働く摩擦力として、水平力により支圧が減ずる側の摩擦力を偶力として用いている。安全側の仮定である反面、実現現象を厳密に捉えていない。

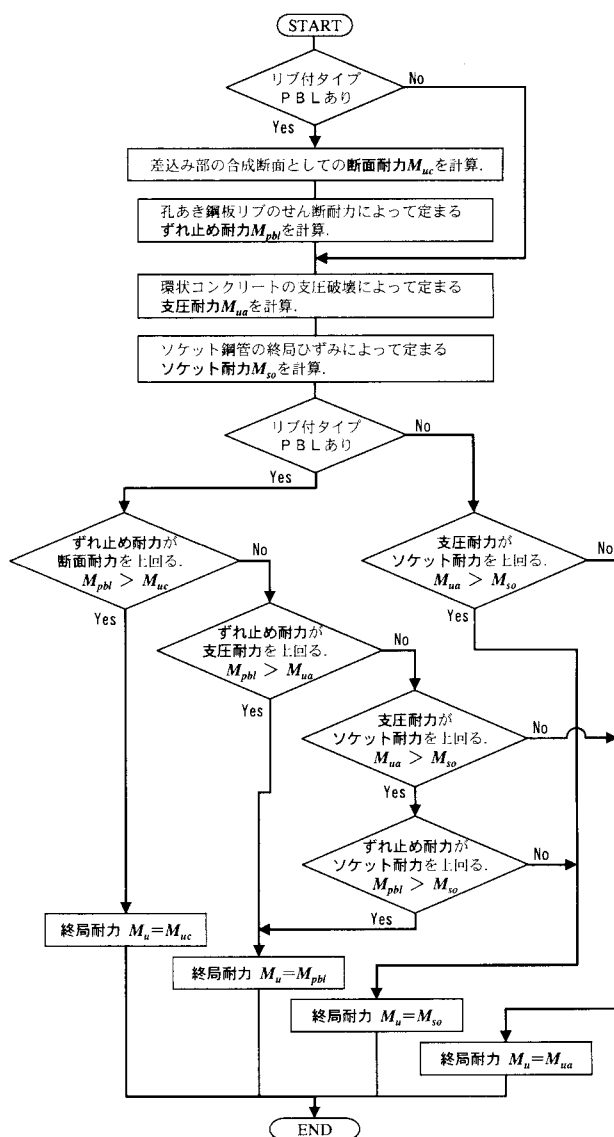


図-2 0 終局耐力算定のフローチャート

- (2) 接合部の支圧に対する耐力を、ソケット鋼管のせん断耐力と環状コンクリートのせん断耐力との和として定めている。実験で示された支圧力の周方向分布性状の特徴を反映した式への変形が困難である。
- (3) 終局耐力に影響をおよぼす環状コンクリートの強度

特性として、付着強度のみが用いられている。

そこで、以下に新たな終局耐力評価方法の定式化を試みる。

5.1 終局耐力の算定手順

提案する終局耐力評価方法の耐力算定のフローチャートを図-20に示す。本手法では、まず、差込み部の合成断面としての断面耐力 (M_{uc})、PBLのせん断耐力によって定まるずれ止め耐力 (M_{pbl}) (リブ付タイプのみ)、環状コンクリートの支圧破壊によって定まる支圧耐力 (M_{ua})、ソケット鋼管の終局ひずみによって定まるソケット耐力 (M_{so}) をそれぞれ計算する。次に、それぞれの耐力の大小関係により終局耐力を判定する。ずれ止め耐力が断面耐力を上回る場合は、終局時まで接合部の鋼管橋脚と環状コンクリートとの間にずれは生じず合成断面として機能すると考え、断面耐力を接合部の終局耐力とする。ずれ止め耐力が断面耐力を下回る場合は、ずれ止め耐力を超過した後環状コンクリートの支圧抵抗に移行すると考え、ずれ止め耐力、支圧耐力、ソケット耐力それぞれの大小関係より終局耐力を判定する。これらにより接合部の終局時の破壊箇所を判定することができる。この方法で求めた接合部の終局耐力が、既往の設計基準⁹⁾に準じて求めた鋼管橋脚およびP R Cウェルの耐力を上回るようにすることで、接合部の耐震設計の要求性能を満足させる。

5.2 ずれ止め耐力の算定方法

本間ら¹³⁾は、PBLによるずれ止めを設けた鋼桁とR C部材との接合部について耐力評価を行っている。ここではこれを参考に、ずれ止め耐力の定式化を行う。図-21に示すような、円柱断面に m 個の孔を有するPBLを n 本配置した差込み部のずれ止め耐力 (M_{pbl}) を、次のように仮定する。

$$M_{pbl} = \sum_{i=1}^n m \cdot P_{upbl} \cdot h_r \cdot \cos \theta_i \quad (2)$$

ここに、

- P_{upbl} : PBLの孔1個のせん断耐力
- h_r : 鋼管橋脚の断面中心から孔までの距離
- θ_r : PBLの取付き角度 (図-21)

明橋ら¹⁰⁾は、孔内に横方向拘束鉄筋がなくPBLを取り巻くコンクリートが鋼材により拘束された部位について、PBLのせん断耐力 (P_{upbl}) を定式化している。本研究の提案構造に用いられるPBLは、横方向拘束鉄筋を設けず、ソケット鋼管で周辺が拘束されていることから、PBLのせん断耐力の評価には明橋らの提案式が適用できるものとする。

5.3 支圧耐力の算定方法

鋼管橋脚と環状コンクリートとの境界に生じる支圧力の分布性状を、実験結果に基づき図-22のように仮定

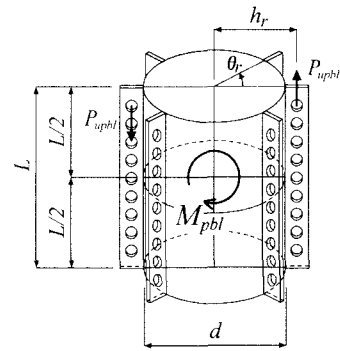


図-21 孔あき鋼板リブの耐荷モデル

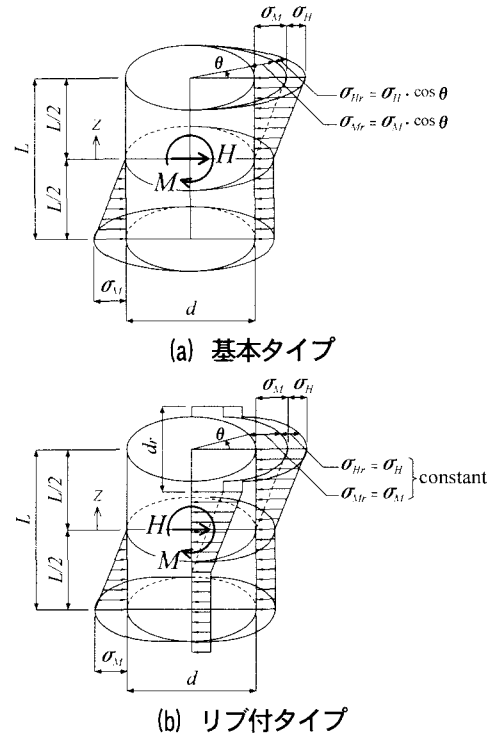


図-22 差込み部の支圧力分布の仮定

する。

ずれ止めを設けない従来形式 (基本タイプ) では、支圧力が円周方向に余弦 (cosine) 分布すると仮定する (図-22 (a))。図に示される釣り合い条件より、支圧力による水平力 H および曲げモーメント M_b は、それぞれ以下の式で表される。

$$\begin{aligned} H &= \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} \sigma_H \cdot \cos^2 \theta \cdot \frac{d}{2} \cdot d\theta \cdot dz \\ &= \frac{\pi}{4} \cdot \sigma_H \cdot d \cdot L \end{aligned} \quad (3)$$

$$\begin{aligned} M_b &= 2 \int_0^{\frac{L}{2}} \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} \sigma_M \cdot \cos^2 \theta \cdot \frac{d}{2} \cdot \frac{2}{L} \cdot z^2 \cdot d\theta \cdot dz \\ &= \frac{\pi}{24} \cdot \sigma_M \cdot d \cdot L^2 \end{aligned} \quad (4)$$

ここに、

- σ_H : H による最大水平方向支圧応力
- σ_M : M による最大水平方向支圧応力

また、支圧力によって生じる摩擦力による曲げモーメント M_f は、

$$M_f = 2 \int_0^L \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} \mu \cdot \sigma_M \cdot \cos^2 \theta \cdot \left(\frac{d}{2}\right)^2 \cdot \frac{2}{L} \cdot z \cdot d\theta \cdot dz$$

$$= \frac{\pi}{16} \cdot \mu \cdot \sigma_M \cdot d^2 \cdot L \quad (5)$$

ここに、

μ : 鋼管橋脚と環状コンクリート間の摩擦係数

支圧力および摩擦力による曲げモーメント M は、

$$M = M_b + M_f \quad (6)$$

水平方向の最大支圧応力 σ_{ch} は、

$$\sigma_{ch} = \sigma_H + \sigma_M \quad (7)$$

差込み部に作用する水平力 H と曲げモーメント M の関係は、

$$H = M / (h + L/2) \quad (8)$$

ここに、

h : 接合部上縁から水平荷重載荷位置までの距離

以上の式を M について整理することで、支圧力および摩擦力による接合部の曲げモーメントとして次式が得られる。

$$M = \frac{\pi \cdot \sigma_{ch} \cdot d \cdot L}{4 \cdot \left(\frac{1}{L/6 + \mu \cdot d/4} + \frac{1}{h + L/2} \right)} \quad (9)$$

PBLによるずれ止めを設けたリブ付タイプでは、支圧力がリブを含む鋼管橋脚の投影面に一定値で分布すると仮定する(図-22(b))。図に示される釣り合い条件より、上述の基本タイプと同様の定式化を行うことで、支圧力および摩擦力による接合部の曲げモーメントとして次式が得られる。

$$M = \frac{\sigma_{ch} \cdot L}{\left\{ \frac{1}{L \cdot d_r/6 + \mu \cdot d^2/4} + \frac{1}{d_r(h + L/2)} \right\}} \quad (10)$$

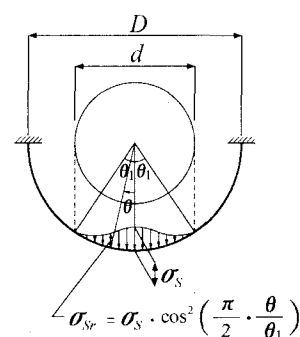
ここに、

d_r : リブを含む鋼管橋脚の投影面の幅(図-22(b))

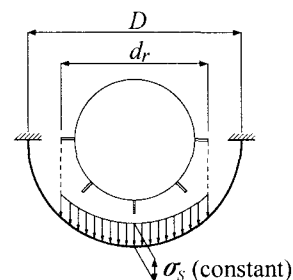
式(9)および式(10)の最大支圧応力 σ_{ch} の項に、環状コンクリートの支圧破壊によって定まる支圧強度の特性値を代入することで、接合部の支圧耐力(M_{ul})を計算できる。実験では TYPE-1,3 供試体の接合部の耐力および破壊性状が把握できていないため、上式で用いる変数 μ 、 σ_{ch} の評価方法は現状では明らかでない。これらの評価方法および式(9)(10)の妥当性の検証は今後の課題である。

5.4 ソケット耐力の算定方法

ソケット鋼管は周方向に拘束材として機能して接合部



(a) 基本タイプ



(b) リブ付タイプ

図-23 ソケット鋼管の耐荷モデルの仮定

の耐力向上に貢献することから、ソケット鋼管の耐荷モデルを図-23に示すように仮定する。ソケット鋼管の半分を円弧アーチとしてモデル化し、前述の環状コンクリートに作用する支圧力分布に対応する支圧力がソケット鋼管に作用するものと仮定する。このモデルより、ソケット鋼管が終局ひずみに達する支圧力 σ_s を求め、これを前出の式(9)、式(10)の σ_{ch} の項に代入することで、ソケット耐力(M_{so})を計算できる。

5.5 今後の課題

提案する耐力評価方法は、差込み部の支圧力および摩擦力によって作用する断面力に抵抗するという基本コンセプトは3.2節に示した既往の終局耐力評価方法と同じである。しかし、以下の点が既往の評価方法と異なる。

- (1) 分岐判定により終局耐力を決定することから、終局時の破壊箇所を特定することができる。
- (2) 支圧力の分布性状を三次元的に表現しており、より実際に近いものと考えられる。
- (3) 基本タイプとリブ付タイプの耐荷特性の違いを、ずれ止め耐力および支圧力分布性状の違いとして表現することで、リブ付タイプの評価ができる。

今回の実験では、構造全体を設計断面に忠実にモデル化し、構造全体の安全性、最終破壊形態に着目したため、TYPE-1,3 供試体では接合部以外が破壊し、ソケット式接合部の終局耐力は把握できていない。提案する終局耐力評価方法の妥当性の検証および耐力評価式の精度の向上のために、ソケット式接合の終局耐力、破壊形態に着目した載荷実験および解析検討を継続していく予定である。

6. まとめ

本研究では、鋼管橋脚とP R Cウェルとの合理的な接合法「ソケット式接合」の立体交差化工事への適用に向け、模型供試体を用いた載荷実験によりその力学的特性を把握し、さらに接合部の安全性を検証した。得られた成果を以下にまとめる。

- (1) TYPE-1 および TYPE-2 はソケット鋼管が主に周方向に拘束材として機能する。一方、ずれ止めを設けた TYPE-3 は、鋼材と環状コンクリートとの合成作用により、接合部の耐荷メカニズムが他のタイプと異なる。
- (2) 交番繰返し載荷実験では、TYPE-1 および TYPE-3 は $6\delta_y$ 時まで安定した紡錘型の履歴曲線を示し、十分なじん性を有しており、接合部の構造の安全性が確認された。これより、実構造への適用に問題がないことがわかった。P R Cウェルの塑性化のために決定された最大耐力は、接合部の設計耐力の約 90% であった。
- (3) 差込み長 $1.0d$ でずれ止めを設けない TYPE-2 は、接合部の損傷度合が他に比べ最も大きくなった。また、 $2\delta_y$ 載荷途中の設計耐力付近でソケット鋼管の拘束機能が低下したことから、接合部が破壊に至ったものと判断される。したがって、実構造への適用には問題がある。
- (4) 鉄標の設計基準に準拠した TYPE-1 (基本タイプ) は設計耐力の 90% までの載荷で接合部に変状がないこと、また、差込み長を短縮した TYPE-2 は設計耐力付近で接合部の耐荷機能が低下したことから、基本タイプについては、鉄標の設計基準を準用して実用上問題ないとする。
- (5) 差込み長 $1.0d$ でずれ止めを設けた TYPE-3 は、接合部の損傷度合が TYPE-1 に比べ小さく、TYPE-1 と同等以上の荷重伝達能力、耐荷力を有することが確認された。
- (6) 実験結果より推測される耐荷メカニズムの概念を模式的に示し、この概念に基づく接合部の終局耐力評価方法を提案し、その概要を示した。

P B Lによるずれ止めを設けた TYPE-3 (リブ付タイプ) は、既往のソケット式接合では実績がなく、今回新たに提案する形式である。本形式では、P B Lの設置により、差込み長を $1.5d$ から $1.0d$ に短縮したことによる耐荷力の低下を補填して余りある改善効果が示された。差込み長の短縮が可能となれば、橋梁の規模によっては差込み時の盛り換え作業が省略され、施工時間の短縮による交通規制の縮小が可能となる。また、架設機材のグレードダウンによる工費の縮減が図られ、そのメリットは大きい。

リブ付タイプの実用化のためには、以下に示す検討課題がある。

- (1) ソケット式接合部の破壊を先行させる載荷実験により、リブ付タイプの最大耐力、破壊性状を把握する。

- (2) P B Lのせん断耐力の評価に既往の実験¹⁰⁾で示された耐力評価式を適用しているが、その妥当性を検証し、必要に応じて見直しを行う。

- (3) 以上の一連の検討により、提案する終局耐力評価方法の妥当性を検証する。

これらの課題を解決するために、今後さらなる検討を続ける予定である。

参考文献

- 1) 尾下里治, 亀尾啓男: Y S クイックブリッジ工法の特徴と課題, 建設機械, Vol.39, No.7, pp.5-9, 2003.7
- 2) 古田富保, 増子康之, 高嶋豊: Y S クイックブリッジ工法の開発, 土木技術, Vol.59, No.4, pp.93-97, 2004.4
- 3) 高嶋豊, 増子康之: 都市内立体交差化工事の急速施工を目指したY S クイックブリッジ工法における橋脚基部接合部の力学性状に関する実験的研究, 土木学会土木建設技術シンポジウム 2004 論文集, pp.201-206, 2004.7
- 4) 増子康之, 高嶋豊, 佐々木保隆, 鹿浦純一: 立体交差化急速施工法Y S クイックブリッジ工法の橋脚基部接合部の性能確認実験, 土木学会第59回年次学術講演概要集, 1-694, pp.1385-1386, 2004.9
- 5) たとえば, 小林寿子, 野澤伸一郎, 東樹幸亮, 小熊淳: CFT 柱を用いた既設鉄道近接駅部高架橋の施工～つくばエクスプレス北千住駅～, コンクリート工学, Vol.41, No.6, pp.49-54, 2003.6
- 6) 野澤伸一郎, 木下雅敬, 築嶋大輔, 石橋忠良: コンクリート充填鋼管ソケット接合部の耐力評価, 土木学会論文集, No.606/V-41, pp.31-42, 1998.11
- 7) 野澤伸一郎, 木下雅敬, 築嶋大輔, 石橋忠良: ずれ止めを用いたコンクリート充填鋼管ソケット接合部の耐力評価, 土木学会論文集, No.634/V-45, pp.71-89, 1999.11
- 8) 運輸省鉄道局監修・鉄道総合技術研究所編: 鉄道構造物等設計標準・同解説―鋼とコンクリートの複合構造物, 丸善株式会社, 2002.12
- 9) (社)日本道路協会: 道路橋示方書・同解説V耐震設計編, 丸善株式会社, 2002.3
- 10) 明橋克良, 永田淳, 木水隆夫, 西川孝一: コンクリートの打設方向を考慮した孔あき鋼板のせん断強度特性に関する実験的研究, 鋼構造論文集, Vol.8, No.31, pp.81-87, 2001.9
- 11) 吉町太郎一: 鋼橋の理論と計算, 吉町博士著書刊行委員会, pp.227-232, 1952.2
- 12) 近田康夫, 小堀為雄: 杭頭結合部の安全性評価方法に関する一考察, 土木学会論文集, No.410/I-12, pp.277-286, 1989.10
- 13) 本間宏二, 平田尚: 孔あき鋼板ジベルを用いた鋼桁-R C橋台接合構造の実験的研究, 鋼構造論文集, Vol.8, No.30, pp.23-30, 2001.6

(2004年9月17日受付)