

港湾空港技術研究所 資料

TECHNICAL NOTE
OF
THE PORT AND AIRPORT RESEARCH INSTITUTE

No.1359 August 2019

栈橋上部工のプレキャスト化における杭頭接合方法の提案

川端 雄一郎
池野 勝哉
加藤 絵万
岩波 光保

国立研究開発法人 海上・港湾・航空技術研究所

National Institute of Maritime,
Port and Aviation Technology, Japan

目 次

要 旨	3
1. まえがき	4
2. 杭頭接合方法の提案	4
2.1 栈橋上部工のプレキャスト形式	4
2.2 構造的課題の抽出	5
2.3 鞘管方式による杭頭接合方法	5
3. 杭頭固定度に着目した交番載荷実験	6
3.1 交番載荷実験の概要	6
3.2 実験ケースと試験体の諸元	6
3.3 使用材料および計測項目	7
3.4 荷重-変位関係	8
3.5 ひび割れ性状	10
3.6 エネルギー吸収性能	10
3.7 鉄筋のひずみ分布	11
3.8 杭頭固定度の評価	12
4. 鞘管方式の耐荷機構に関するFEM解析	13
4.1 解析概要	13
4.2 検討ケース	14
4.3 検討結果	15
4.4 鞘管方式の耐荷機構に関する考察	18
5. 杭頭接合部の設計法	20
5.1 接合部の耐荷モデル	20
5.2 鞘管方式の耐荷モーメント	21
5.3 設計法の妥当性	22
6. 栈橋上部工のプレキャスト化における留意点	22
6.1 プレキャスト工法の留意点	22
6.2 鞘管方式を用いる際の留意点	25
6.3 施工フロー	26
7. まとめ	27
8. おわりに	27
参考文献	27

Proposal of Pile Connection Method with Precast Superstructure for Port Pier

Yuichiro KAWABATA*
Katsuya IKENO**
Ema KATO***
Mitsuyasu IWANAMI****

Synopsis

Recently, construction method for precast superstructures of port piers is required to minimize offshore operation after pipe driving. However, technical issues exist to connect precast concrete with steel pipe piles at the rigidity condition which is based on port design criteria. In this paper, “sleeve tube type” method is proposed to solve the connection problem of precast concrete and steel pipe piles without reducing workability. Mechanism focusing on the connection fixation of precast concrete and steel pipe piles is discussed through the cyclic loading experiment. Next, conducted a three-dimensional nonlinear finite element analysis on cyclic loading experiment of “sleeve tube type”, examined the effect of shear key, the insert length of steel pipe pile into sleeve tube, and discussed the stress transmission mechanism of the connection. Furthermore, a practical design method for the “sleeve tube type” was proposed. Finally, points to be noted both the method for precast superstructures and applying the “sleeve tube type” are shown.

Key Words: Precast concrete, pile connection, sleeve tube type, cyclic loading experiment, finite element analysis, performance evaluation

* Researcher, Structural Mechanics Group
** Senior Manager, Penta-Ocean Construction Institute of Technology
*** Head, Structural Mechanics Group
**** Professor, Department of Civil and Environmental Engineering school of Environment and Society
3-1-1 Nagase, Yokosuka, 239-0826 Japan
Phone : +81-46-844-5059 Fax : +81-46-844-0255 e-mail:kawabata-y@p.mpat.go.jp

栈橋上部工のプレキャスト化における杭頭接合方法の提案

川端 雄一郎*・池野 勝哉**・加藤 絵万***・岩波 光保****

要 旨

近年, 建設現場の生産性を向上するため, プレキャスト工法が有効な手段として期待されている。港湾の栈橋上部工は, 潮位や波浪等の海象条件の影響を受けながら, 足場・型枠支保・鉄筋組立・コンクリート打設といった一連の作業を繰り返し構築される。このため, 上部工をプレキャスト化することで, 海上作業の大幅な省力化が図れ, 品質向上や安全性確保の他, 工期短縮など多くのメリットが期待できる。一方, 栈橋上部工のプレキャスト化においては, 鋼管杭との杭頭接合方法が構造的課題として挙げられる。現行の港湾基準では, 栈橋上部工と鋼管杭が剛結条件として設計されるため, プレキャスト化においても架設時の施工性を損なわずに, 剛結条件を満足し得る接合方法が望ましい。そこで, 著者らはプレキャスト化する上部工に鋼管杭よりも径の大きな鞘管を埋設し, 鞘管内に所定の長さの鋼管杭を差し込み, その間隙を無収縮系のモルタル等で充填し一体化する「鞘管方式」を提案し, 特に杭頭接合部の固定度に着目した交番載荷実験を実施した。

実験の結果, 提案する鞘管方式は現場打ちの従来方式と比較して, 杭頭固定度およびエネルギー吸収性能の観点で優れていることが明らかとなった。鞘管方式の耐荷機構を考察するために実施した FEM 解析では, 鞘管の上下溶接プレートに溶接された主鉄筋に均等に力が伝達されるため, RC 梁杭頭部の損傷が小さく, 杭頭の固定度が低下しにくい構造であることが分かった。更に, 鞘管方式の実用的な設計法を提案し, 交番載荷実験の最大モーメントと比較することで 10~20%程度安全側に評価されることを示した。最後に, プレキャスト工法を計画する上での留意点や鞘管方式を採用する上での留意点および施工フローについて述べた。

キーワード：プレキャスト, 杭頭接合, 鞘管方式, 交番載荷実験, FEM 解析, 耐荷機構

* 構造研究領域 構造研究グループ 主任研究官

** 五洋建設株式会社 技術研究所 担当部長

*** 構造研究領域 構造研究グループ グループ長

**** 東京工業大学大学院 環境・社会理工学院 土木・環境工学系 教授

〒239-0826 横須賀市長瀬3-1-1 国立研究開発法人海上・港湾・航空技術研究所 港湾空港技術研究所

電話：046-844-5059 Fax：046-844-0255 e-mail: kawabata-y@p.mpat.go.jp

1. まえがき

近年、建設現場の生産性を向上するため、プレキャスト工法が有効な手段として期待されている。港湾の栈橋上部工は、潮位や波浪等の海象条件の影響を受けながら、足場・型枠支保・鉄筋組立・コンクリート打設といった一連の作業を繰り返し構築される。このため、上部工をプレキャスト化することで、海上作業の大幅な省力化が図れ、品質向上や安全性確保の他、工期短縮など多くのメリットが期待できる。

一方、栈橋上部工のプレキャスト化においては、鋼管杭との杭頭接合方法が構造的課題として挙げられる。現行の港湾基準¹⁾では、栈橋上部工と鋼管杭が剛結条件として設計されるため、プレキャスト化においても架設時の施工性を損なわずに、剛結条件を満足し得る接合方法が望ましい。例えば、径の大きな鋼管基礎杭に小径の鋼材を所定長さ差し込み、その間隙をコンクリートまたはモルタルで充填し一体化する接合方法がある。このような接合方法はソケット方式²⁾と呼ばれ、建込み時の施工誤差を鋼管杭と差し込み部材との隙間で吸収できるため、施工性に優れた構造と言える。しかし、港湾の栈橋では杭頭処理を海上作業で行うため、杭頭処理精度によってプレキャスト上部工の架設高が直接的に影響を受け易い。

そこで、ソケット方式とは逆にプレキャスト化する上部工に鋼管杭よりも径の大きな鞘管を埋設し、鞘管内に所定の長さの鋼管杭を差し込み、その間隙をモルタル等で充填し一体化する「鞘管方式」を提案する。この方式

では、打設後の鋼管杭を所定の高さレベルで部分的に切り欠き、ライナープレート等で高さレベルを微調整しながら、受部材を介して上部工を架設できるため、打設高の精度に大きな影響を受けないと考えられる(図-1.1)。

本研究では、杭頭接合方法について鞘管方式の概要を示すとともに、特に接合部の固定度に着目した交番载荷実験を実施した。次に、三次元の非線形FEM解析から鞘管方式の耐荷機構を考察した上で実用的な設計手法を提案する。最後に、提案手法を用いたプレキャスト工法の留意点および施工フローを述べる。

2. 杭頭接合方法の提案

2.1 栈橋上部工のプレキャスト形式

国内で実施されている一般的なRC上部工のプレキャスト形式を図-2.1に示す³⁾。

(1) 梁ブロック形式

架設時のクレーン能力を考慮し、梁形式の上部工を複数のブロックに分割したものである。鋼管杭打設後にクレーンにより梁ブロックを架設したのち、梁ブロックと杭頭部を固定する。この形式では梁ブロック同士の部材接合が必要となり、隣接する梁ブロックから突出する鉄筋に継手を施し、現場打ちコンクリートで一体化を図る。1ブロック当たり100~150t程度の重量になることから、海上からの架設には作業半径によるが概ね300~400t吊級の起重機船が必要となる。梁ブロック間の現場打ち幅は、重ね継手の場合1.5~2.0m程度となり、連結箇所の数だけ

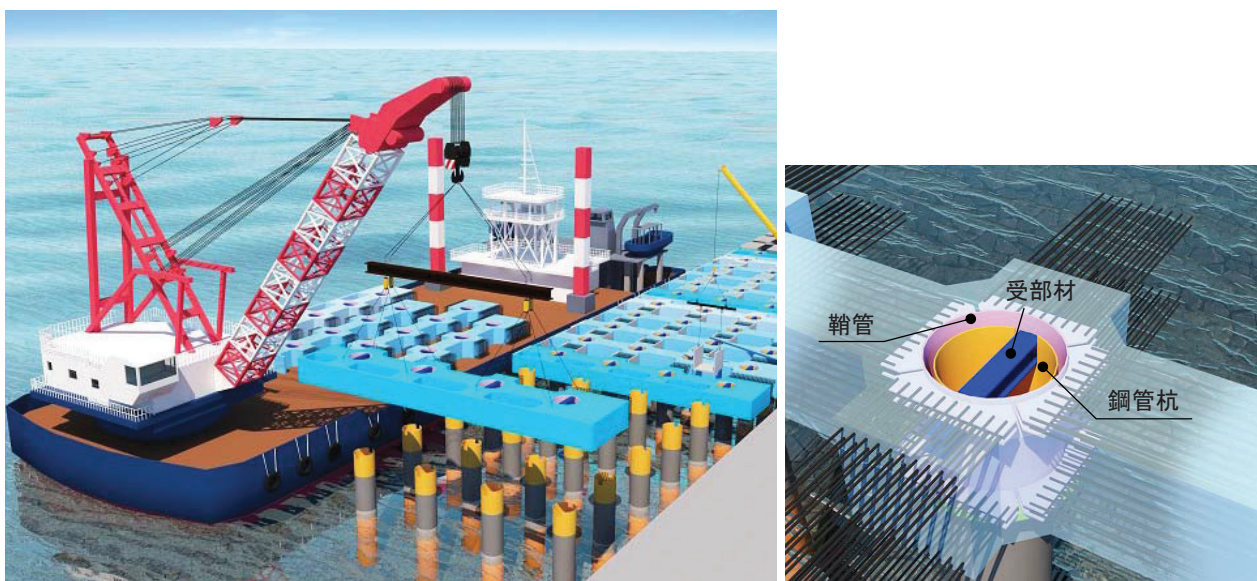


図-1.1 鞘管方式によるプレキャスト工法のイメージ

型枠支保工の設置・撤去が必要となる。

(2) 一方向スラブ形式

上部工は受梁と一方向スラブで構成され、主として設計断面方向（栈橋の短手方向）に受梁が配置される。受梁を複数の鋼管杭に架設し、受梁と杭頭部を固定する。次に、一つの受梁上に2つのスラブをそれぞれ架設し、現場打ちコンクリートで一体化する。なお、一方向スラブの剛性を考慮した栈橋設計を行うため、通常のスラブ（厚さ350mm程度）よりも厚いスラブ（800～1000mm）となる場合が多い。受梁は100～200t程度、スラブは300～400t程度の重量となるため、700t吊級の起重機船が必要となる。本形式は梁ブロック形式とは異なり、受梁がスラブ架設時の足場および現場打ちコンクリート打設時の底型枠代わりになるため、端部以外は特別な型枠支保工の設置・撤去を必要としないのが特徴である。

(3) 二方向スラブ形式

上部工を二方向スラブとして分割し、大型の海上クレーン船で一括架設する形式である。本形式のスラブ厚も一方向スラブ形式と同様に、スラブ剛性を考慮した栈橋設計を行うため、800～1000mm程度のスラブ厚となる。スラブ同士の連結は杭頭部ではなく杭間部となる場合が多く、連結箇所の数だけ型枠支保工の設置・撤去が必要となる。

2.2 構造的課題の抽出

前節で示したプレキャスト形式で共通する構造的課題は①杭頭接合、②部材接合の2点に集約される。冒頭に述べたように、現行の港湾基準¹⁾では栈橋上部工と鋼管杭が剛結条件として設計されるため、プレキャスト上部工と鋼管杭との①杭頭接合は設計思想を踏襲する上で最も重要な構造的課題である。また、②部材接合は、海上での

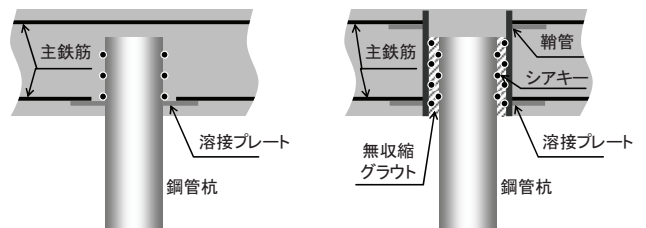
プレキャスト工法による部材架設時の鉄筋干渉の回避や、接合時の現場打ち幅の縮小が省力化を図る上で重要である。

本研究では、上記の構造的課題のうち①杭頭接合に着目し、プレキャスト工法の施工性を損なわずに剛結条件を満足する鞘管方式を提案する。

2.3 鞘管方式による杭頭接合方法

鞘管方式は、栈橋上部工のプレキャスト部材製作時に予め鋼管杭よりも径の大きな鞘管を埋設し、鞘管内に鋼管杭を所定長さ（杭径程度）差し込み、その間隙を無収縮系のモルタルで充填し一体化するものである（図-1.1）。鞘管は鋼管杭の水平方向の打設精度 $\pm 100\text{mm}$ を考慮して、鋼管杭の直径よりも200～300mm程度大きいものを選定し、溶接プレートを介して上部工の上下の主鉄筋と接続されている。なお、無収縮グラウトは適切な品質のものを選定する必要がある。

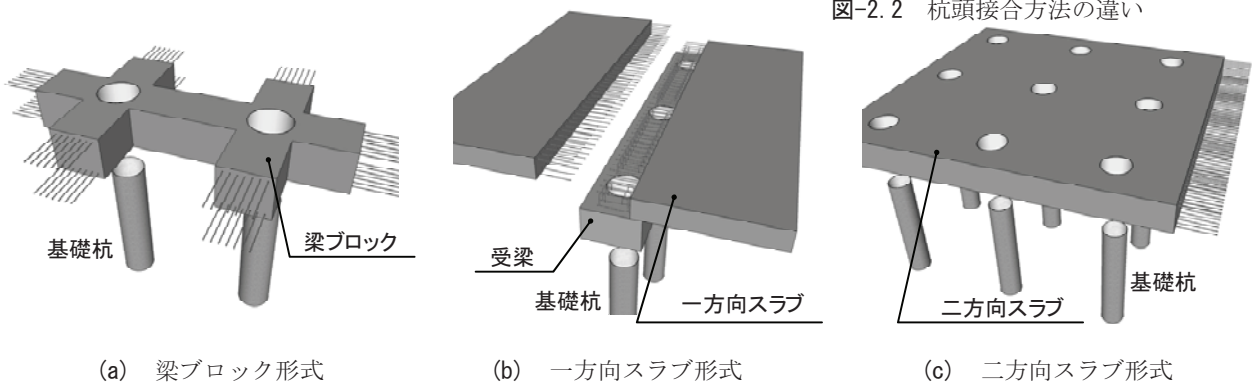
図-2.2 に(a)現場打ちコンクリートでの従来方式と(b)プレキャストを用いた鞘管方式による杭頭接合について模式図を示す。なお、シアキーは設計上必要な付着力を確保するために設けられる。両者の構造上の相違点は、特に主鉄筋への力の伝達機構である。(a)従来方式では主に鋼管杭と接続された下側の主鉄筋に力が伝達するのに対して、(b)鞘管方式では鋼管杭から偶力として支圧力が鞘管に作用し、鞘管と接続された上下の主鉄筋に力が伝達する。



(a) 従来方式

(b) 鞘管方式

図-2.2 杭頭接合方法の違い



(a) 梁ブロック形式

(b) 一方向スラブ形式

(c) 二方向スラブ形式

図-2.1 栈橋上部工のプレキャスト形式

3. 杭頭固定度に着目した交番载荷実験

本章では、鞘管方式による杭頭接合部の構造性能を確認するため、実栈橋の鋼管杭 ($d=1.4\text{m}$) を含むRC梁 ($B=1.4\text{m}$, $H=1.8\text{m}$) の1スパン ($a=5.0\text{m}$) を概ね縮尺比1/6としてモデル化し、天地を反転した逆T形試験体の正負水平交番载荷を行った⁴⁾。試験体の支点条件は、RC梁の両端において支点の回転を拘束しないピン支持とした。なお、本資料では試験体の逆T形を正置として、模型上あるいは模型下として呼称する。

3.1 交番载荷実験の概要

試験体は、鋼管杭 (外径 $d=216.3\text{mm}$, 肉厚 $t=4.5\text{mm}$, STK400) と、RC梁 (断面幅 230mm , 高さ 300mm , 長さ 2000mm , 主鉄筋 $D10$, 引張鉄筋比 0.7%) が接合された逆T形構造である。交番载荷実験の概要図を図-3.1に示す。

実験は、杭頭接合部における終局耐力および固定度を検討するため、通常、構造部材の変形性能やエネルギー吸収能力を評価するために実施される正負交番载荷試験に倣った⁵⁾。载荷方法は、载荷ジャッキ (1000kN) を模型梁上面から高さ 1662mm に設置し、基準変位 δ_y の整数倍として $\pm 1\delta_y$, $\pm 2\delta_y$, $\pm 3\delta_y$, $\pm 4\delta_y$, $\pm 5\delta_y$ をそれぞれ3サイクル繰り返し载荷した。ここで、基準変位 δ_y は、鋼管杭基部の外縁に貼り付けたひずみゲージが降伏ひずみ ($\epsilon_y=2,006\mu$) に達した時の载荷ジャッキの変位として定義した。

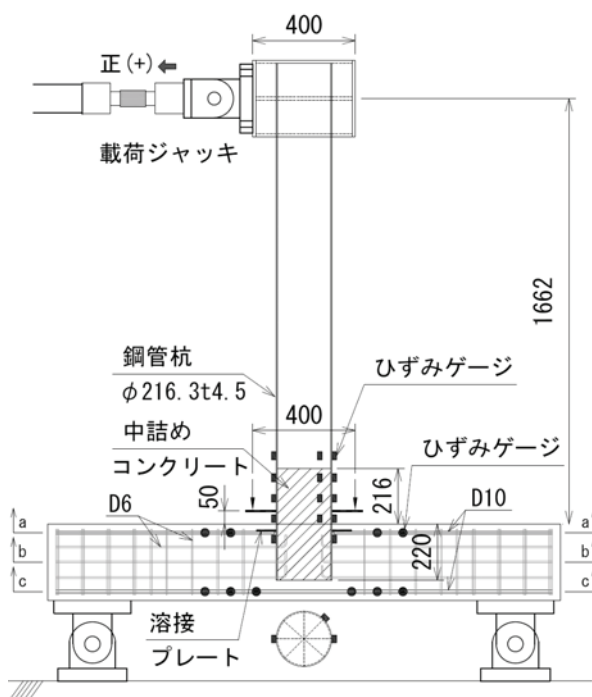


図-3.1 交番载荷実験の概要図_Case1 (単位: mm)

3.2 実験ケースと試験体の諸元

実験で使用した試験体は計3体で、従来方式が1体 (Case1), 鞘管方式が2体 (Case2, Case3) である。実験ケースと試験体の諸元を表-3.1, 各側面図を図-3.2に示す。

従来の現場打ち上部工に相当するCase1は、鋼管杭の溶接プレート (SM400, 板厚 $t=6.0\text{mm}$) に模型上主鉄筋を溶接し、コンクリートを打設した。なお、通常、栈橋杭頭部の鋼管内に打設される中詰めコンクリート (模型上端から 216mm) も考慮した。プレキャスト上部工に相当するCase2は鞘管 (外径 $D=267.4\text{mm}$, 肉厚 $t=6.0\text{mm}$, 長さ 300mm , STK400) の溶接プレートに模型上主鉄筋および下主鉄筋を溶接してコンクリートを打設した後、鞘管内に鋼管杭を $1.0d$ 挿入して、無収縮グラウトの充填により一体化を行った。Case1, 2の鋼管杭 (外径 $d=216.3\text{mm}$) はRC梁に対して $1.0d$ ($L=220\text{mm}$) 挿入しているが、これは実務において一般に適用されている挿入長である。Case3は、模型上面から 540mm 突出した鞘管内 (外径 $D=267.4\text{mm}$, 肉厚 $t=6.0\text{mm}$, STK400) に鋼管杭を $1.5d$ ($L=330\text{mm}$) 挿入した。これは、特に既設栈橋の上部工更新を念頭に、既設鋼管杭の再利用を想定したケースとして位置付けられる。なお、実施工で想定される水中グラウト充填でも鋼管杭の付着が確保される様、Case2, 3の鋼管杭外側および鞘管内側にはシアキーとして直径 6mm の丸鋼を 60mm ピッチで溶接した。

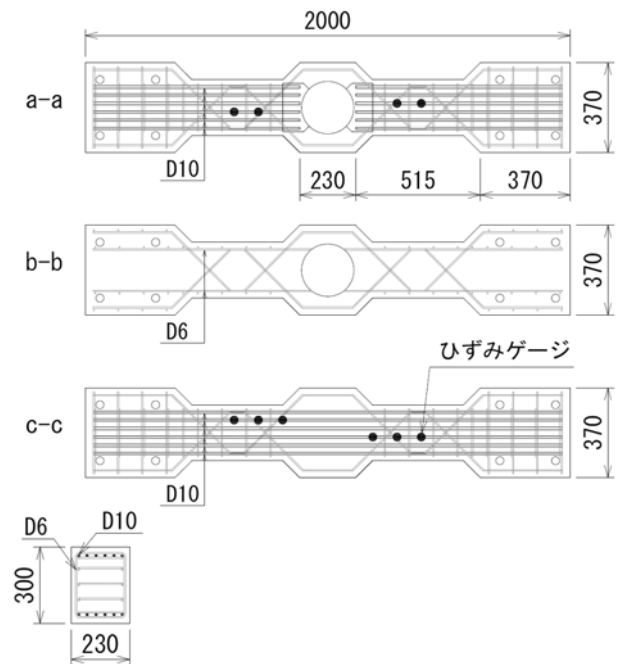


表-3.1 実験ケースと試験体の諸元

試験体名	鋼管杭				鞘管		挿入比 L/d	シアキー	杭頭接合	摘要
	外径 d (mm)	厚さ t (mm)	突出長 l (mm)	挿入長 L (mm)	外径 D (mm)	厚さ t (mm)				
Case1	216.3	4.5	1662	—	—	—	—	無し	従来方式	現場打ち
Case2	216.3	4.5	1662	220	267.4	6.0	1.0	D6@60	鞘管方式	PCa(突出無し)
Case3	216.3	4.5	1662	330	267.4	6.0	1.5	D6@60	鞘管方式	PCa(突出有り)

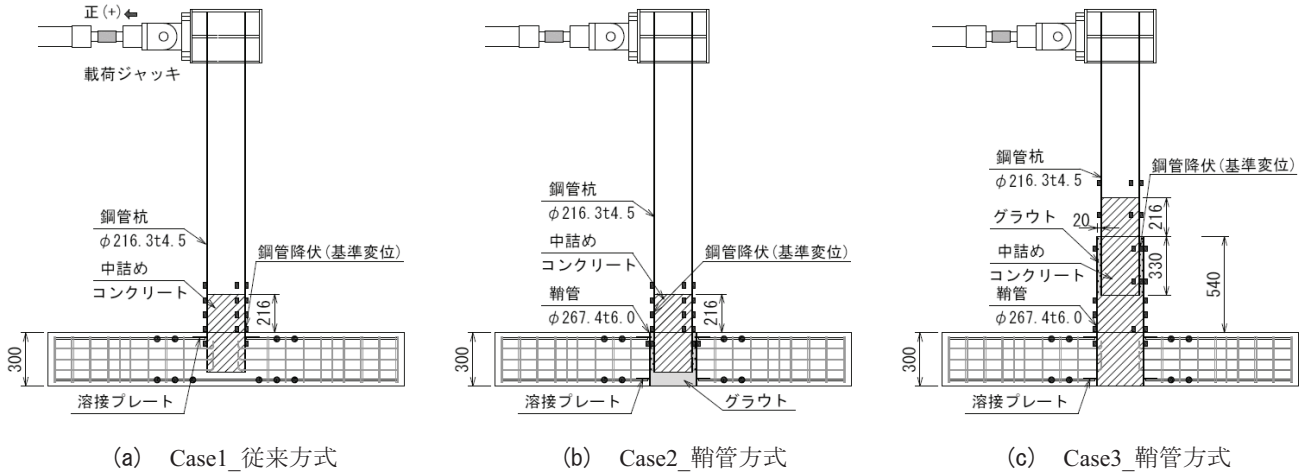


図-3.2 試験体の側面図 (単位: mm)

3.3 使用材料および計測項目

実験で使用した鋼材の機械的性質を表-3.2, コンクリートおよび無収縮グラウトの材料特性を表-3.3に示す. なお, 鋼材の引張試験およびコンクリート等の圧縮試験はJIS規格に準じて行い, コンクリートおよび無収縮グラウトの圧縮強度は, 加力前日の結果を示している.

計測項目は, 図-3.1で示した様に鉄筋, 鋼管杭・鞘管のひずみ, 荷重ジャッキの水平荷重および水平変位, 任意高における鋼管杭の水平変位, RC梁のひび割れ性状である. また, 杭頭接合部における固定度を評価するため, 鋼管杭の模型梁上面より50mmの高さにプレートを取付け, 3.8で後述するように鉛直変位を計測することで杭頭回転角を評価した (写真-3.1).

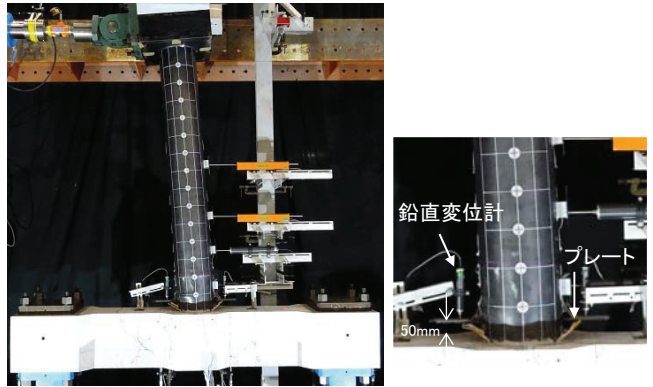


写真-3.1 杭頭回転角の計測方法

表-3.2 鋼材の機械的性質

	降伏点 f_y (N/mm ²)	引張強度 f_t (N/mm ²)	弾性係数 E (N/mm ²)	備考
鋼管杭	396.7	480.5	206×10^3	$\phi 216.3t4.5$ STK400
鞘管	379.2	441.2	189×10^3	$\phi 267.4t6.0$ STK400
主鉄筋	393.8	559.3	183×10^3	D10 SD345
帯筋	402.6	561.9	180×10^3	D6 SD345

表-3.3 コンクリートと無収縮グラウトの材料特性

	圧縮強度 σ_c (N/mm ²)	弾性係数 E (N/mm ²)	養生期間	備考
コンクリート	35.8	32.5×10^3	31日	Case1
	37.1	32.5×10^3	38日	Case2
	37.3	31.4×10^3	45日	Case3
無収縮グラウト	80.4	28.0×10^3	34日	Case2
	81.5	27.9×10^3	41日	Case3

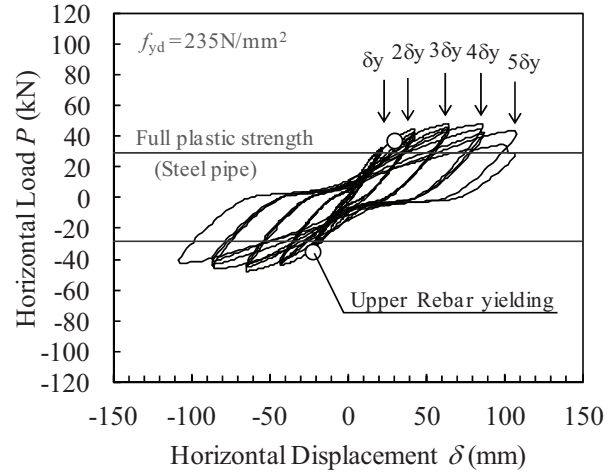
3.4 荷重－変位関係

各ケースの載荷点における荷重 P －変位 δ 関係を図-3.3 に示す. なお, 図中には $STK400$ 材の設計引張降伏応力度を $f_{yd} = 235\text{N/mm}^2$ とした時の鋼管杭基部における設計耐力 (鋼管杭の全塑性荷重) を示し, 鉄筋の降伏イベントについて模型上主鉄筋を \circ , 下主鉄筋を \triangle として併記した. 図-3.3 より, 従来方式の Case1 は明確な逆 S 字形状を示すのに対し, 鞘管方式の Case2 は紡錘形の履歴ループを呈している. また, 同じく鞘管方式の Case3 は変位ステップ後半において紡錘形から逆 S 字形へと変化している. いずれのケースも設計耐力を満足し, $3\delta_y \sim 4\delta_y$ の変位ステップで最大荷重を迎えたあと, $5\delta_y$ にかけて徐々に剛性が低下する傾向を示した. このような履歴ループ形状の違いは, 変位ステップが進むに従い杭頭接合部の固定条件が変化している事に起因すると考えられる.

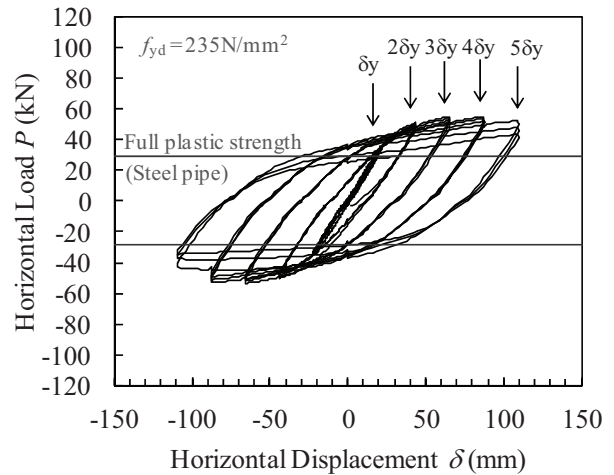
表-3.4 に実験における降伏荷重 P_y および基準変位 δ_y , 降伏荷重後の残留変位 δ_r , 降伏荷重 P_y を基準変位 δ_y で除した見かけの剛性比, 最大荷重 P_{max} を示す. Case3 は杭頭部の鞘管が突出しているため, 最大荷重および剛性比についても他ケースより大きい. Case1 および Case2 を比較すると, Case2 の最大荷重が 1 割強大きい, 見かけの剛性比は同程度である. しかし, 残留変位 δ_r に着目すると, Case1 は 3.3mm , Case2 は 0.8mm と約 4 倍の違いがみられた. この理由として, 後述する鋼管杭の降伏時における RC 梁のひび割れ性状の違いが考えられる. Case3 は, 鋼管杭よりも径の大きな鞘管が突出しているため, 他のケースと横並びで比較することは適切でないが, 他ケースと比べて $1.5 \sim 1.8$ 倍の最大荷重を示している. また, 鞘管と鋼管杭の接続部周辺から鋼管杭が先に降伏し, 次いで鞘管基部が降伏していた. 既設鋼管杭の再利用を想定した鞘管方式の Case3 は, 鋼管杭よりも径の大きな鞘管によって高い耐力を発揮するが, 鋼管杭との接続部周辺に応力が集中することに注意が必要である. 載荷実験の状況を写真-3.2, 鋼管杭のひずみ挙動を付録 A に示す.

表-3.4 実験結果の一覧

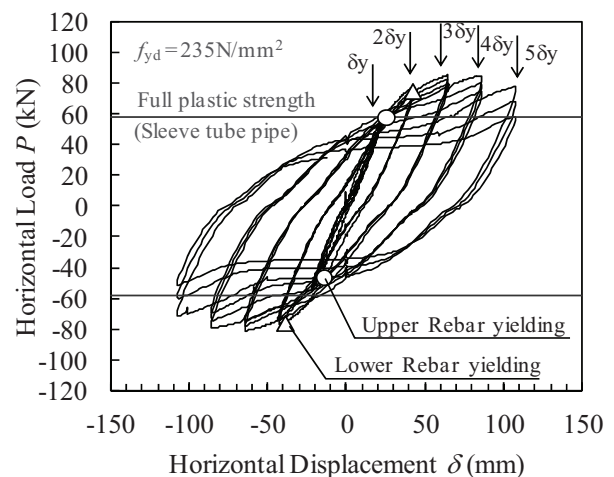
試験体名	降伏荷重 P_y (kN)	基準変位 δ_y (mm)	残留変位 δ_r (mm)	剛性比 P_y / δ_y (kN/mm)	最大荷重 P_{max} (kN)
Case1	32.8	21.5	3.3	1.5	48.0
Case2	34.9	21.9	0.8	1.6	54.7
Case3	53.1	21.5	1.4	2.5	85.0



(a) Case1_従来方式 (現場打ち)

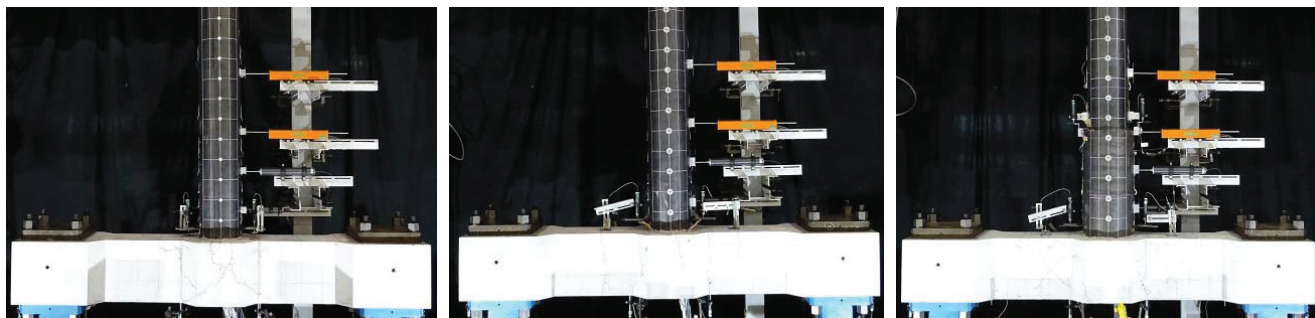


(b) Case2_鞘管方式 (PCa 突出無し)



(c) Case3_鞘管方式 (PCa 突出有り)

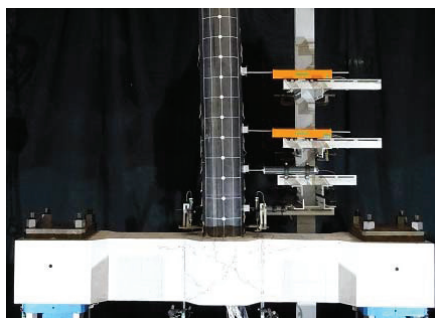
図-3.3 荷重－変位関係 (縦軸：水平荷重, 横軸：水平変位, 横線：全塑性時の設計耐力)



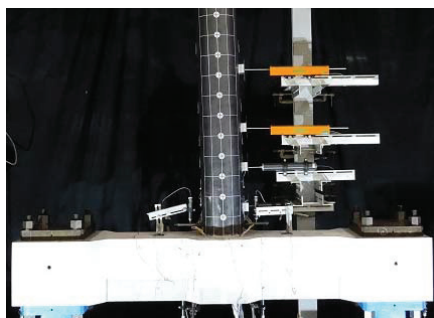
Case1_1 δ_y (3)

Case2_1 δ_y (3)

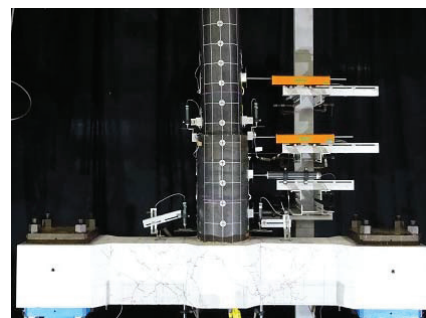
Case3_1 δ_y (3)



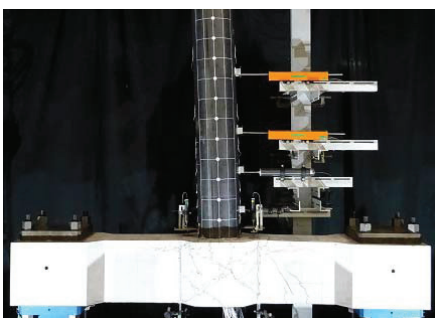
Case1_2 δ_y (3)



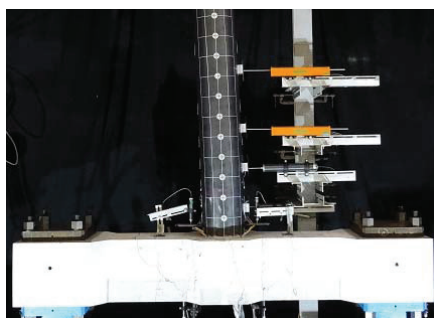
Case2_2 δ_y (3)



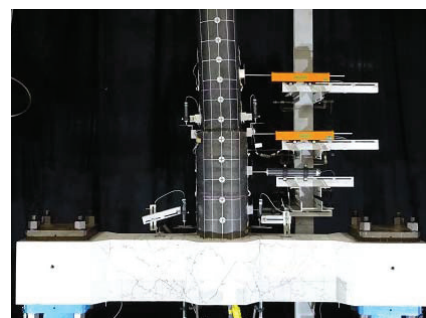
Case3_2 δ_y (3)



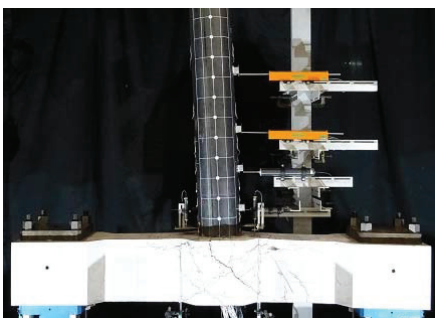
Case1_3 δ_y (3)



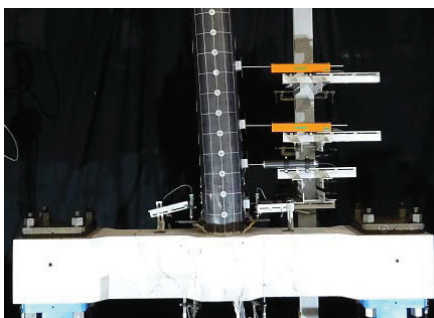
Case2_3 δ_y (3)



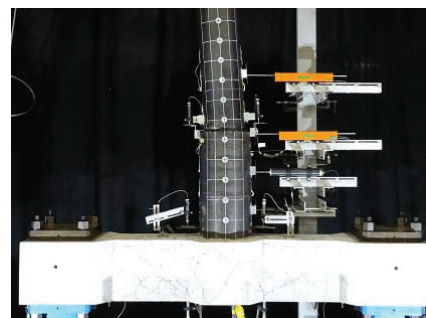
Case3_3 δ_y (3)



Case1_4 δ_y (3)



Case2_4 δ_y (3)



Case3_4 δ_y (3)

(a) Case1_従来方式 (現場打ち)

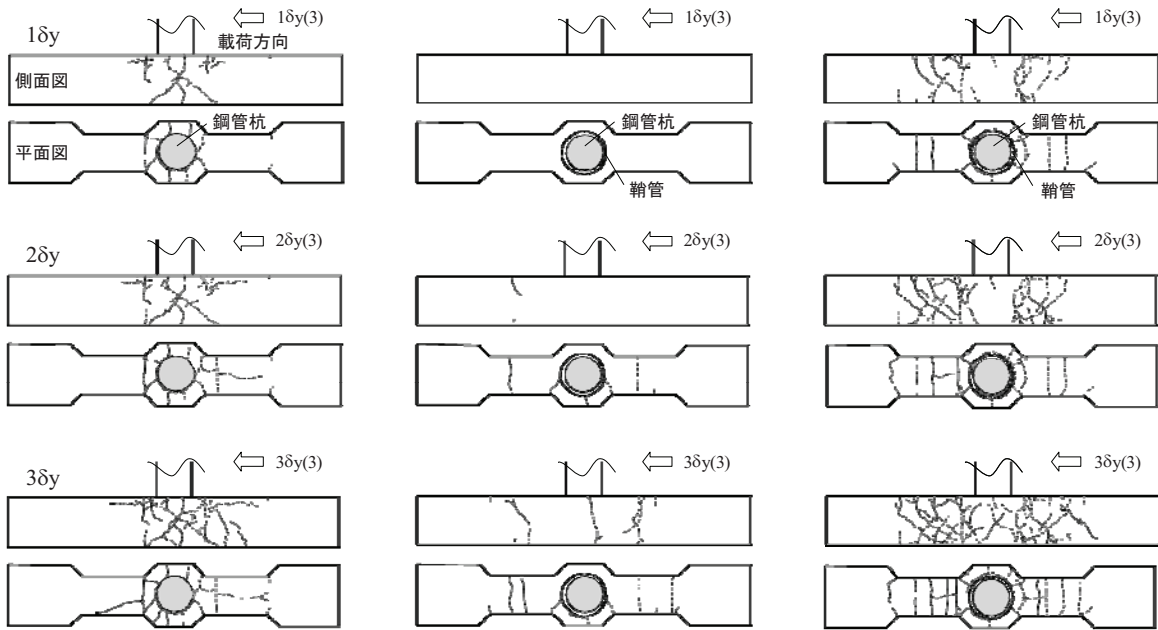
(b) Case2_鞘管方式 (PCa 突出無し)

(c) Case3_鞘管方式 (PCa 突出有り)

写真-3.2 荷重実験の状況

3.5 ひび割れ性状

図-3.4に $1\delta_y \sim 3\delta_y$ ステップまでの3サイクル目におけるRC梁のひび割れスケッチ(ひび割れ幅0.05mm以上)を示す。Case1およびCase3は、Case2に比べて初期の変位ステップでひび割れが杭基部付近に発生し、図-3.4の平面図において放射状に進展していることが分かる。表-3.4の結果と合せて見ると、Case1では鋼管杭基部のRC梁にひび割れが生じたことで、杭頭の固定度が低下し、降伏時の残留変位 δ_r が大きくなったものと考えられる。

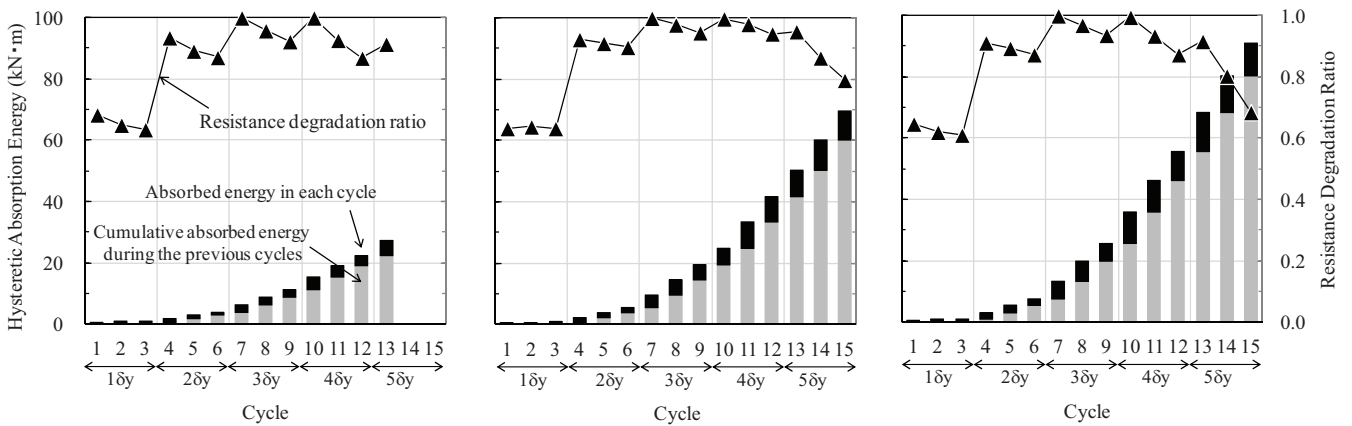


(a) Case1_従来方式(現場打ち) (b) Case2_鞘管方式(PCa突出無し) (c) Case3_鞘管方式(PCa突出有り)

図-3.4 RC梁のひび割れ状況 ($1\delta_y \sim 3\delta_y$)

3.6 エネルギー吸収性能

荷重 P -変位 δ 関係から履歴吸収エネルギーを荷重サイクル毎に求め、そのサイクルで吸収したエネルギーとその前までに吸収したエネルギーの累積値を区別して図-3.5に示す。図中には各サイクルにおける水平荷重 P を最大荷重 P_{max} で除した耐力比を併記した。なお、Case1は交番荷重によるRC梁部材の損傷が大きかったため、13サイクルまでで荷重実験を終了している。図-3.5より、いずれのケースも $3\delta_y \sim 4\delta_y$ で最大荷重を迎え、その後も比較的高い耐力比を保持している。同変位ステッ



(a) Case1_従来方式(現場打ち) (b) Case2_鞘管方式(PCa突出無し) (c) Case3_鞘管方式(PCa突出有り)

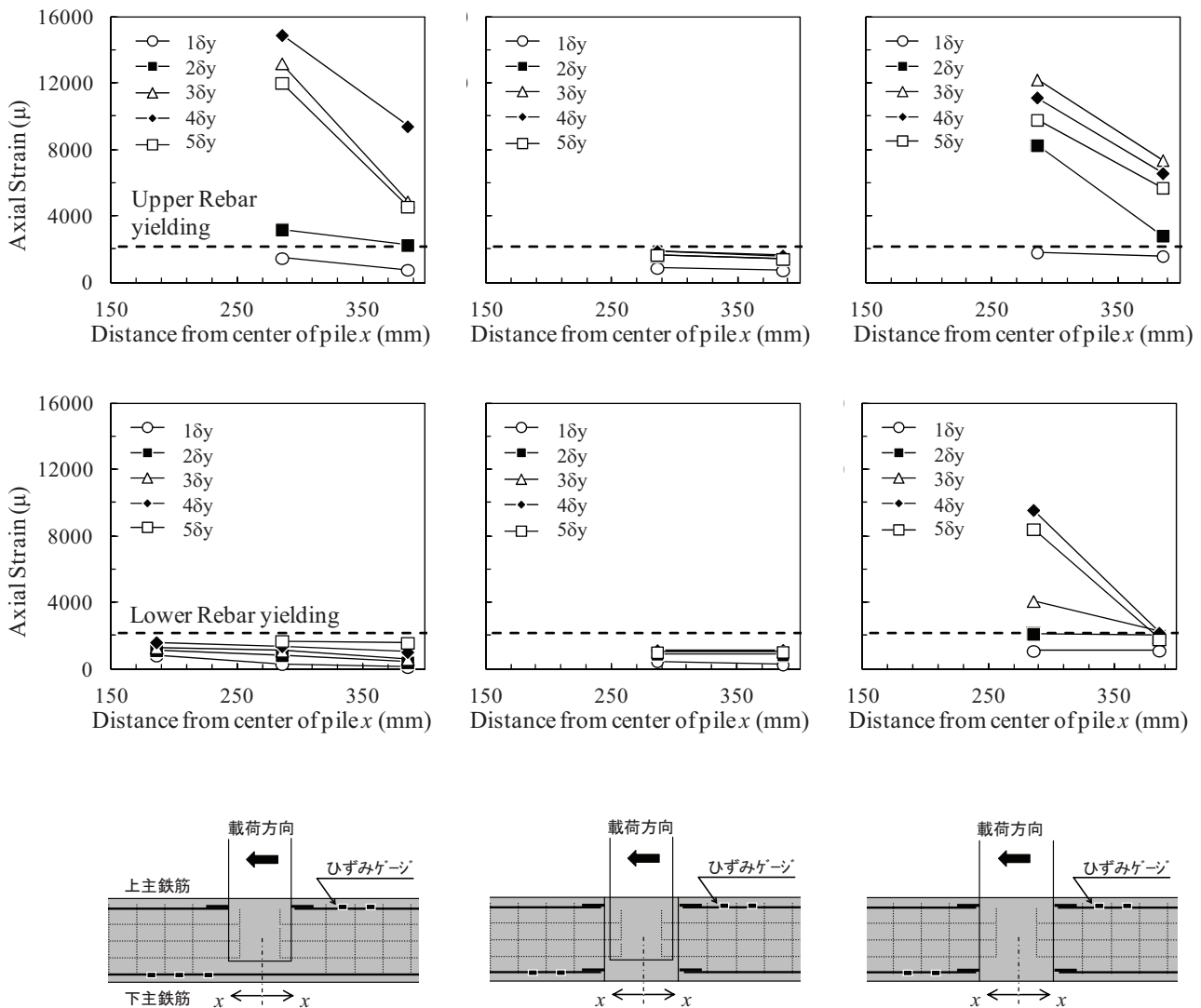
図-3.5 エネルギー吸収性能と耐力比の推移(縦軸:履歴吸収エネルギー, 横軸:サイクル, 折線:耐力比)

プによる3回の繰り返し载荷により，耐力比は低下傾向にあるが，Case2の鞘管方式ではその程度が他ケースに比べて緩やかであることが認められる。

最大荷重 ($3\delta_y \sim 4\delta_y$) 以降の履歴吸収エネルギーに着目すると，Case1はCase2と比較して履歴吸収エネルギーが小さく，13サイクル目の累積値でCase2の54%，Case3の40%であった。このように，従来方式 (Case1) と鞘管方式 (Case2, Case3) では，エネルギー吸収性能の異なる接合方法であることが示唆される。

3.7 鉄筋のひずみ分布

鉄筋のひずみ分布を図-3.6に示す。Case1は模型下の主鉄筋が $\epsilon_y=2,150\mu$ 以下の弾性ひずみであるのに対して，模型上の主鉄筋は $2\delta_y$ 以降で塑性化していることが分かる。すなわち，鋼管杭から伝達される曲げモーメントは，溶接プレートを介して模型上の主鉄筋に大きなひずみを生じさせている。一方，Case2は模型上下の主鉄筋ともに弾性ひずみであり，Case3の模型上の主鉄筋は $2\delta_y$ 以降，模型下の主鉄筋は $3\delta_y$ 以降で塑性化しているが，上下の主鉄筋間で偏ったひずみの発生は認められない。鞘管方式 (Case2, Case3) では，上下の主鉄筋に比較的均等にひずみが生じ，特にCase2では終始，弾性ひずみを維持している。鉄筋のひずみ挙動を付録Bに示す。



(a) Case1_従来方式 (現場打ち) (b) Case2_鞘管方式 (PCa 突出無し) (c) Case3_鞘管方式 (PCa 突出有り)

図-3.6 各3サイクル目の鉄筋のひずみ分布 $\epsilon_y=2,150\mu$

(縦軸：軸ひずみ，横軸：杭芯からの距離，上段図：上主鉄筋，下段図：下主鉄筋)

3.8 杭頭固定度の評価

ここでは、地中杭接合部の固定度を評価した秋山ら⁶⁾に倣い、本実験の突出杭接合部の固定度を評価する。

突出杭の杭頭が回転しない場合（図-3.7(a)）の杭頭曲げモーメント M_0 に杭頭固定度 α を導入し、実験における杭頭曲げモーメント M_0' を式(3.1)で定義する。また、実験の杭頭曲げモーメント M_0' は、回転バネ K_θ' と杭頭回転角 θ' の積であり、式(3.2)で表すことができる。同様に、突出杭の杭頭が回転する場合（図-3.7(b)）の杭頭回転角 θ に杭頭固定度 α を導入して式(3.3)を定義する。式(3.3)を杭頭固定度 α について変形して、式(3.1)の見かけのアーム長 $(1+\beta h)\alpha/2\beta$ と実験のアーム長 $h\alpha$ が等しいと仮定すれば、杭頭固定度 α は地中杭接合部として導いた秋山ら⁶⁾と同様の式(3.4)が導かれる。

式(3.4)による各ケースの杭頭固定度 α の変化を図-3.8に示す。ここで、実験の杭頭回転角 θ' は、図-3.9に示す様に鋼管杭基部で計測した鉛直変位 δ から算定した。図-3.8より、Case1は変位ステップの進行に伴い、杭頭固定度 α は $3\delta_y$ から $5\delta_y$ にかけて顕著に低下している。一方、Case2およびCase3は $5\delta_y$ まで $0.8\sim 0.95$ の杭頭固定度 α を保持しており、従来方式（Case1）と比較して、鞘管方式（Case2, Case3）は固定度の高い接合方法であると言える。

$$M_0' = M_0 \alpha = \frac{1+\beta h}{2\beta} P \alpha \quad (3.1)$$

$$M_0' = K_\theta' \theta' = Ph \quad (3.2)$$

$$\theta' = \frac{(1+\beta h)^2}{2EI\beta^2} P(1-\alpha) \quad (3.3)$$

$$\alpha = \frac{1}{1 + \frac{EI\beta}{(1+\beta h)K_\theta'}} = \frac{1}{1 + \frac{EI\theta'}{2Ph^2}} \quad (3.4)$$

ここで、

M_0 : 突出杭の杭頭が回転しない場合の
曲げモーメント $= (1+\beta h) P / 2\beta$

α : 杭頭固定度 ($0 \leq \alpha \leq 1.0$)

P : 水平荷重

h : アーム長

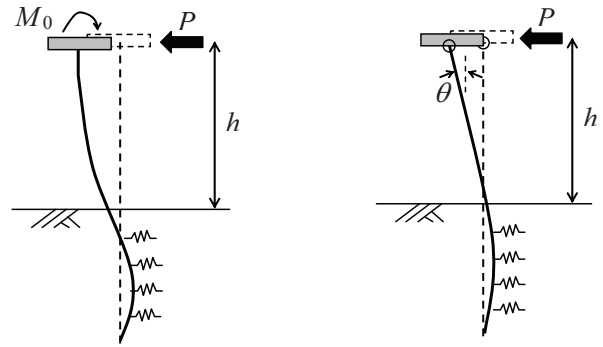
β : 杭の特性値

M_0' : 実験における杭頭曲げモーメント

K_θ' : 実験における杭頭回転ばね

θ' : 実験における杭頭回転角

EI : 杭体の曲げ剛性



(a) 杭頭が回転しない場合 (b) 杭頭が回転する場合

図-3.7 突出杭の杭頭条件による違い

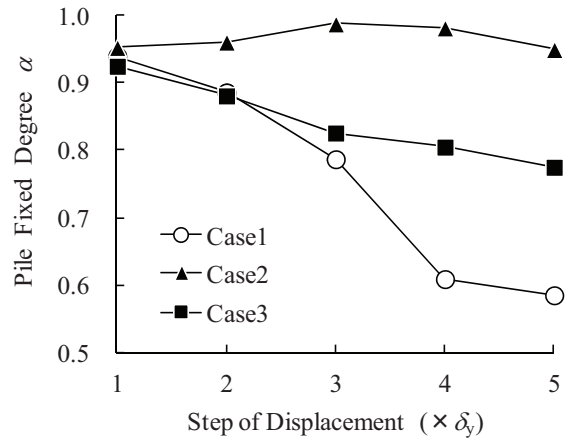


図-3.8 杭頭固定度の変化
(縦軸：杭頭固定度，横軸：変位ステップ)

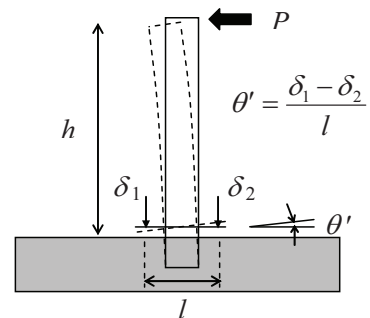


図-3.9 実験における杭頭回転角 θ' の算定

4. 鞘管方式の耐荷機構に関するFEM解析

本章では、三次元の非線形FEM解析により鞘管方式のシアキーの有無および鞘管内への鋼管杭挿入長の影響、そして杭頭接合部の耐荷機構について考察する⁷⁾。

4.1 解析概要

実験で用いた従来方式 (Case1) および鞘管方式 (Case2) の逆T形模型を対象に、幾何学的および材料非線形性を考慮したFEM解析を実施した。解析には汎用FEM解析プログラムDIANA (Ver10.1)⁸⁾を用いた。本解析では、接合部の基本的な構造性能を検討するため、実験で実施した交番載荷ではなく単調載荷による解析を行った。

(1) 解析モデル

鞘管方式の解析モデルを図-4.1、杭頭接合部の詳細を図-4.2に示す。解析は載荷方向に対称軸を持つ1/2対称モデルとし、RC梁、中詰めコンクリートおよび充填グラウトをソリッド要素、溶接プレート、鋼管および鞘管をシェル要素とした。RC梁内の鉄筋は島らの付着—すべり⁹⁾を考慮した埋込鉄筋要素とし、溶接プレートと剛結した (図-4.3)。また、RC梁—鞘管、中詰めコンクリート—鋼管、充填グラウト—鋼管/鞘管の間にはせん断方向に抵抗しない面インターフェース要素を配置し、鋼管外側と鞘管内側に設けたずれ止めのシアキーには、別途、線インターフェース要素を分散的に配置した。

(2) 荷重条件および拘束条件

載荷位置となる逆T形模型の鋼管天端には、鋼管天端に剛梁要素を放射状に設け、その中心節点に単調載荷による強制変位を与えた。また、実験ではRC梁の両端支承をピン条件として実施しているため、RC梁の両端支承部に剛梁要素を設け、下端に $dX, Y, Z=0$ を与えた (図-4.1参照)。

(3) 構成則および材料物性値

図-4.4に解析で用いた構成則を示す。コンクリートのひび割れには分散ひび割れモデル¹⁰⁾を用い、圧縮特性には圧縮破壊エネルギー G_c を考慮したParabolicモデル¹¹⁾、引張特性には引張破壊エネルギー G_t を考慮したHordijkモデル¹²⁾を用いた。ここで、圧縮破壊エネルギー G_c はNakamura et al.¹³⁾の提案式により算出し、引張破壊エネルギー G_t はコンクリート標準示方書¹⁴⁾に従い算出した。鋼材は降伏条件にVon Mises基準を用い、2次勾配を $E/100$ としたバイリニアモデルとした。シアキーの線インターフェース要素には、付着強度 τ_f を最大値とするバイリニア型の付着—すべりモデルを適用した。表-4.1に解析物性値の一覧を示す。なお、溶接プレートは、材料引張試験を実施していないため、ここでは鞘管と同じ物性値としている。

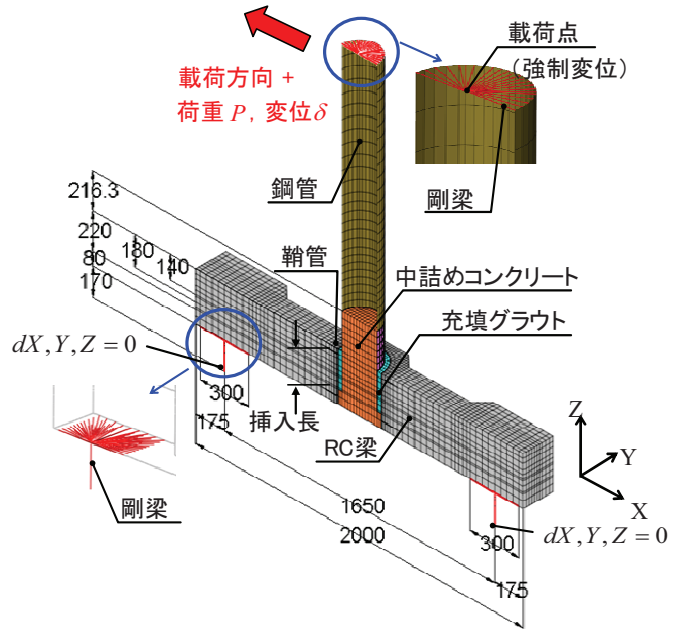


図-4.1 鞘管方式 (Case2) の解析モデル

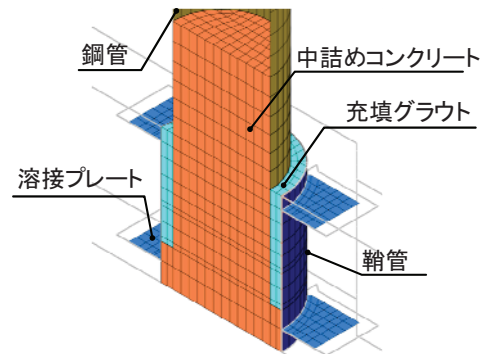


図-4.2 杭頭接合部の詳細

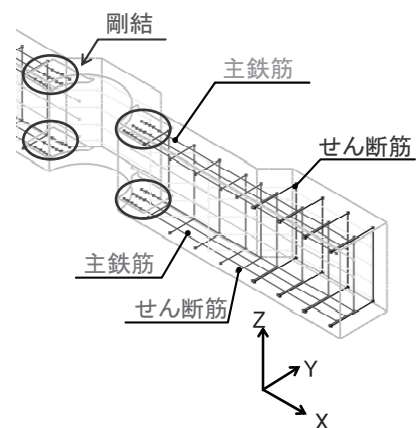


図-4.3 RC梁の埋込鉄筋要素

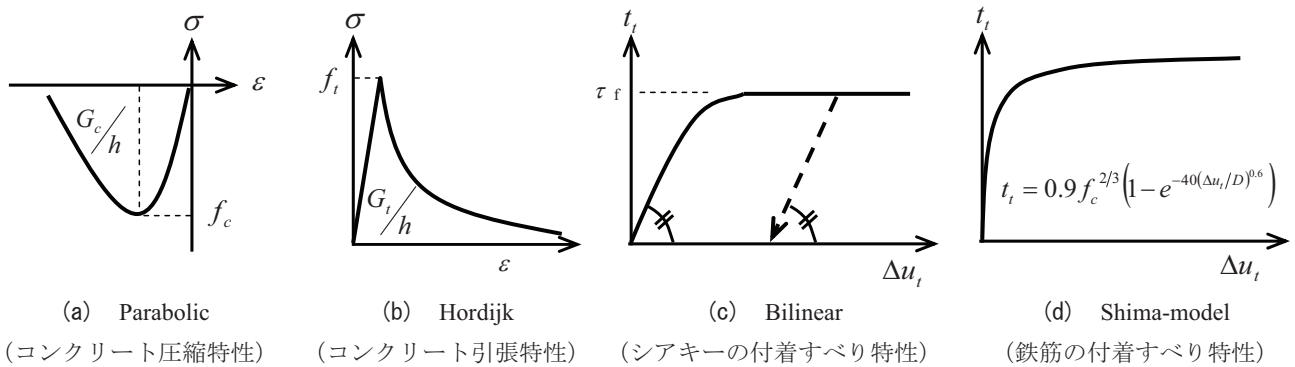


図-4.4 解析に用いた構成則

表-4.1 解析物性値の一覧

(a) コンクリートおよび充填グラウト

	弾性係数 E (N/mm ²)	ポアソン比 ν	圧縮強度 f_c (N/mm ²)	引張強度 f_t (N/mm ²)	圧縮破壊エネルギー G_c (N/mm)	引張破壊エネルギー G_t (N/mm)	最大骨材寸法 d_{max} (mm)
コンクリート	3.25×10^4	0.2	37.1	2.6	53.4	0.091	20
充填グラウト	2.80×10^4	0.2	80.4	4.3	78.6	0.059	2.5

(b) 鋼管および鞘管 (STK400), 溶接プレート (SS400)

	弾性係数 E (N/mm ²)	ポアソン比 ν	降伏強度 f_y (N/mm ²)	板厚 t (mm)
鋼管	2.06×10^5	0.3	396.7	4.5
鞘管	1.89×10^5	0.3	379.2	6.0
溶接PL	1.89×10^5	0.3	379.2	6.0

(c) 鉄筋 (SD345)

	弾性係数 E (N/mm ²)	降伏強度 f_y (N/mm ²)	断面積 A (mm ²)
主鉄筋 (D10)	1.83×10^5	393.8	71.3
せん断筋 (D6)	1.80×10^5	402.6	31.7

4.2 検討ケース

鞘管方式 (Case2) の検討ケースを表-4.2に示す. 付着強度 τ_f は複合構造標準示方書²⁾に準じ, シアキー有りのケースは式(4.1), シアキー無しのケースは式(4.2)で算出した. また, 鞘管内への鋼管杭の挿入長を $1.0d$, $0.6d$ と変化させた. ここで, d は鋼管径であり, シアキー有りの挿入長 $1.0d$ が実験の鞘管方式 (Case2) に相当する.

$$\tau_f = 1.15 + 1.72(f'_{cd}/0.8) \cdot h/s \quad (4.1)$$

ここで,

- h : ずれ止め (シアキー) の高さ=6mm
- s : ずれ止め (シアキー) の間隔=60mm
- ただし, $h/s \leq 0.1$
- f'_{cd} : グラウトの設計圧縮強度=80.4N/mm²

表-4.2 検討ケース

シアキー	挿入長	構成式	物性値	実験ケース
有り	$1.0d$	付着-すべり	$\tau_f = 18.4\text{N/mm}^2$	Case2
	$0.6d$			-
無し	$1.0d$	クーロン摩擦	$\phi = 20^\circ$ $c = 0.7\text{N/mm}^2$	-
	$0.6d$			-

d : 鋼管径

$$\tau_f = c + \sigma_n \tan \phi \quad (4.2)$$

ここで,

- c : 粘着力=0.7N/mm²
- σ_n : 界面に作用する直応力
- ϕ : 内部摩擦角=20°

4.3 検討結果

(1) 実験の再現解析

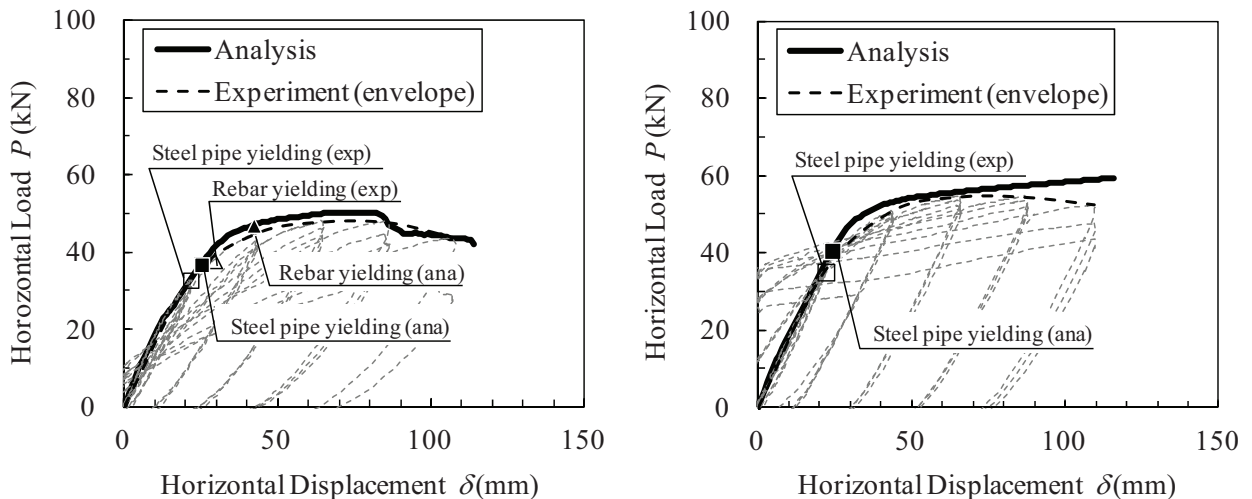
実験 (Case1, Case2) の再現解析結果として、荷重 P －変位 δ 関係を図-4.5に示す。

従来方式 (Case1) では、変位後半にRC梁杭頭部の損傷が進行し、荷重低下する様子まで再現できており良好な一致が確認できる。一方、鋼管および主鉄筋の降伏イベントは、鋼管では両者が概ね対応しているものの、主鉄筋の降伏は解析が実験よりもやや遅れる結果となった。鞘管方式 (Case2) では、RC梁杭頭部の損傷が軽微であり、鋼管基部の座屈 (写真-3.2(b)参照) により荷重低下する様子が実験で観察されている。解析では鋼管の降伏イベントや主鉄筋が降伏しない点で良い整合が見られたが、変位90mm以降の座屈による荷重低下を再現するには至っていない。鞘管方式 (Case2) の杭頭部における鋼管杭／鞘管および主鉄筋の軸ひずみの比較を図-4.6および図-4.7に示す。解析結果は、実験のひずみ挙動に概ね良く包絡している。

単調荷重による実験の再現解析では、実験の荷重 P －変位 δ 、鋼管杭／鞘管および主鉄筋のひずみ挙動に対応しており、実験挙動を捉えた解析モデルであると考えられる。次項では、この解析モデルを用いた鞘管方式のシアキーおよび挿入長に関する検討ケース (表-4.2) について述べる。

(2) 鞘管方式のシアキーおよび挿入長に関する検討
シアキーおよび挿入長を変化させた解析結果を図-4.8に示す。図-4.8(a)より、挿入長1.0dの場合には、シアキー無しで若干、初期剛性が低下する傾向を示した。一方、図-4.8(b)の挿入長0.6dの場合では、シアキー無しで初期剛性が低下するとともに、変位80mm以降で杭頭部の引抜けによる顕著な荷重低下が確認された。なお、シアキー有りの場合には、挿入長1.0dと挿入長0.6dで荷重 P －変位 δ はほぼ一致しており、挿入長による違いは確認されていない。このことは、杭頭部におけるシアキーの効果を示唆するものであり、シアキーを取り付けることで杭頭部の杭頭固定度は向上するものと考えられる。

本検討では、鞘管方式において挿入長1.0dの場合にシアキー無しでも良好な耐力を示しており、所定の挿入長が確保されれば、必ずしもシアキーは必要ではないと考えられる。しかし、解析では地震時を模擬した交番荷重ではなく、単調荷重による一方方向の外力として検討していることから、現時点では安全側の評価となるように杭頭部のシアキー有りとし、シアキーの有無に関わらず、挿入長1.0dで十分な耐力が確認されたことから、挿入長1.0dを提案する。



(a) 従来方式 (Case1)

(b) 鞘管方式 (Case2)

図-4.5 荷重－変位の比較

(縦軸：水平荷重，横軸：水平変位，実線：解析，破線：実験)

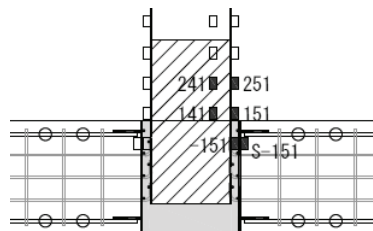
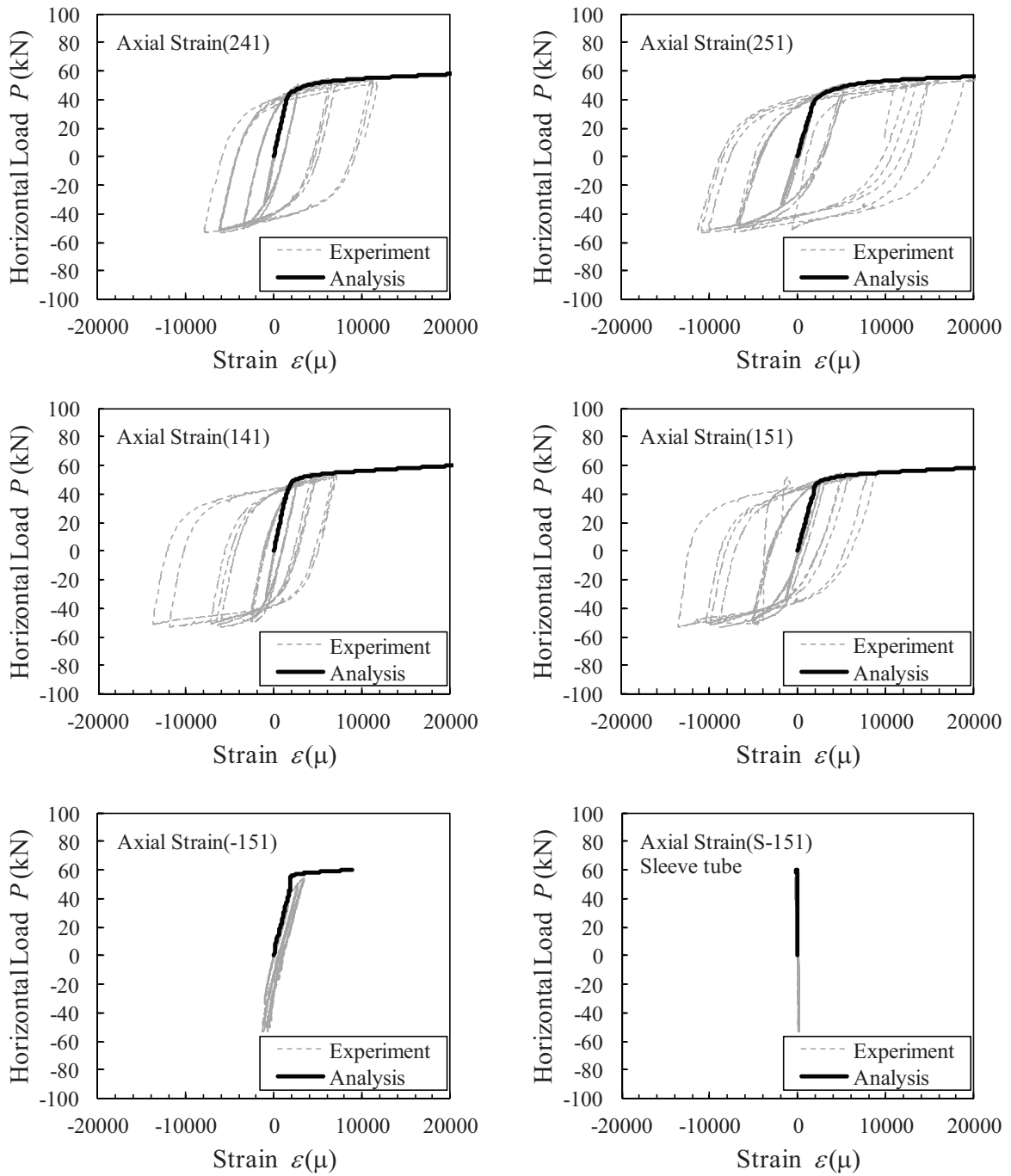


図-4.6 靴管方式 (Case2) の鋼管杭／靴管の軸ひずみ比較
 (縦軸：水平荷重，横軸：ひずみ，破線：実験，実線：解析)

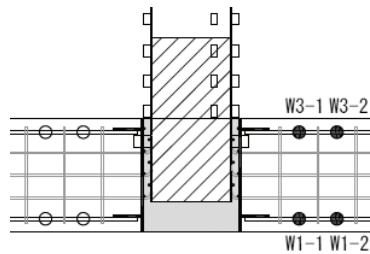
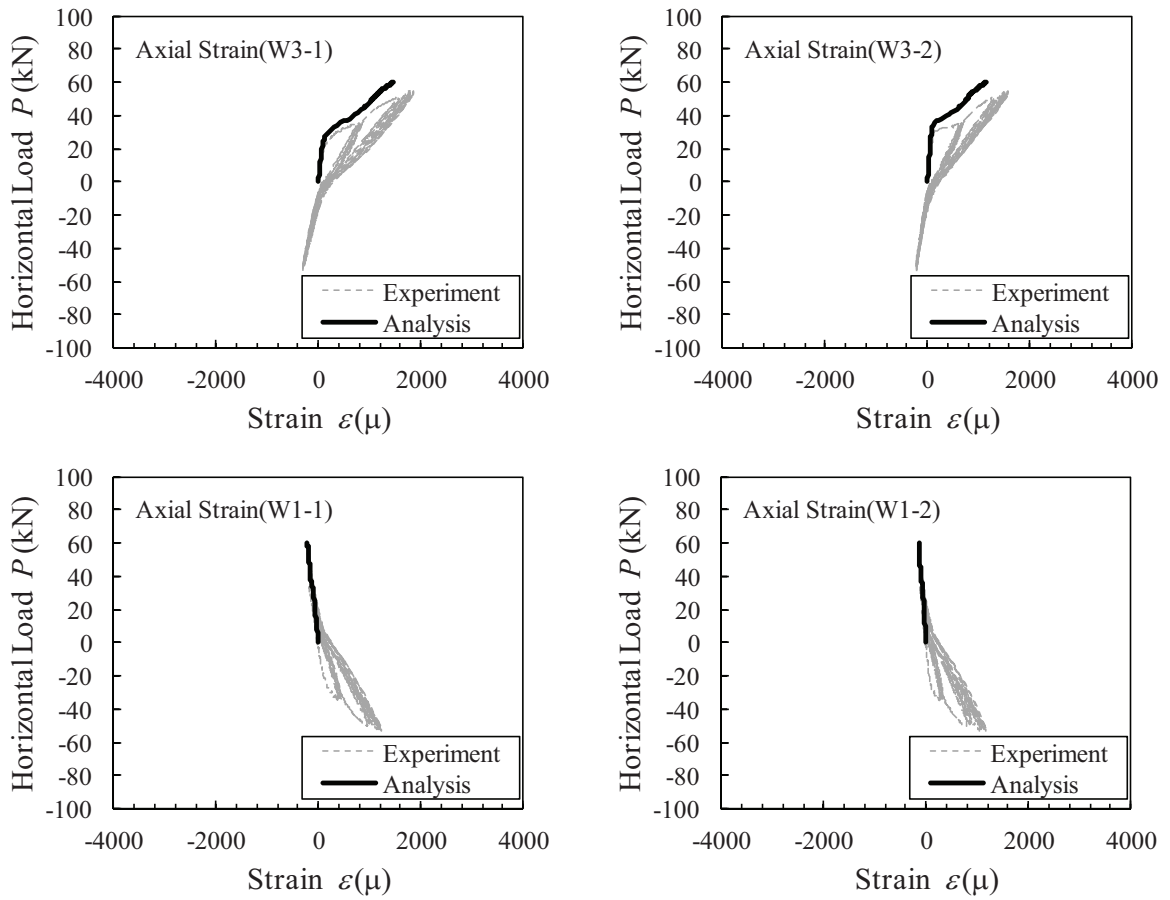
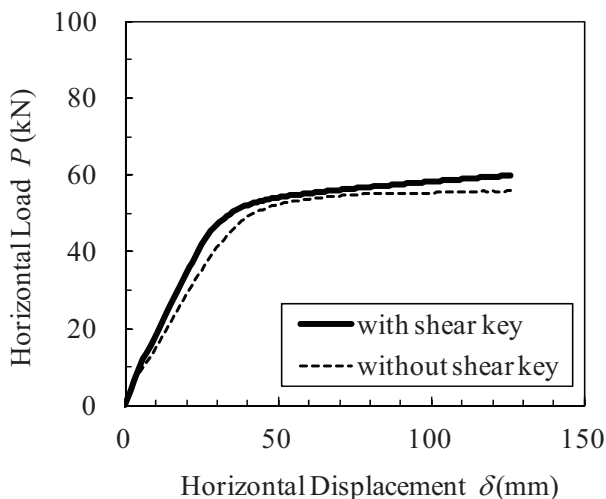
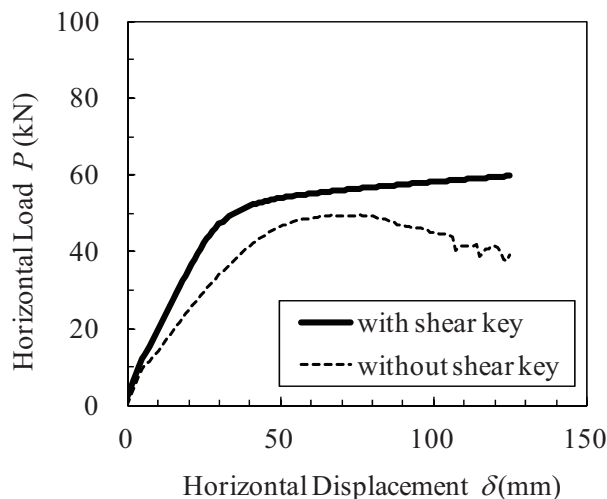


図-4.7 靴管方式 (Case2) の主鉄筋の軸ひずみ比較
 (縦軸：水平荷重，横軸：ひずみ，実線：解析，破線：実験)



(a) 挿入長 $1.0d$



(b) 挿入長 $0.6d$

図-4.8 シアキーおよび挿入長を変化させた解析結果
(縦軸：水平荷重，横軸：水平変位，実線：解析，破線：実験)

4.4 鞘管方式の耐荷機構に関する考察

杭頭接合部の耐荷機構について考察するため，図-4.9の折点前後における変位ステップ ($\delta=24\text{mm}$, 72mm)の鋼管杭，溶接プレート，主鉄筋，鞘管，中詰めコンクリートの応力・ひずみコンターを図-4.10に示す．ここで，鋼材のうち主鉄筋以外はMises応力，中詰めコンクリートは最大主ひずみ，赤色コンターが各材料試験による降伏値以上を表している．

図中より，荷重 P —変位 δ の折点以前である $\delta=24\text{mm}$ では，両ケースのコンターに定性的な違いは見受けられない．一方，荷重 P —変位 δ の折点以降である $\delta=72\text{mm}$ では，鞘管方式 (Case2) の鋼管杭においてRC梁外の部位に降伏値以上の応力が集中しているが，従来方式 (Case1) ではRC梁内に挿入した鋼管杭の部位にも広い範囲で降伏値以上の応力が発生している．主鉄筋に着目すると，従来方式 (Case1) では溶接プレートと模型上の主鉄筋が降伏しているが，模型下の主鉄筋は降伏しておらず上下の主鉄筋で挙動が異なることが分かる．一方，鞘管方式 (Case2) では上下の主鉄筋ともに弾性レベルであり，コンターから確認すると同程度の引張応力が生じている．このことから，従来方式 (Case1) では模型上の主鉄筋に力が集中し，主鉄筋の塑性化およびRC梁杭頭部の損傷に伴い杭頭の固定度が低下するのに対して，鞘管方式 (Case2) では上下に配置された溶接プレートを介して，それぞれプレートに溶接された主鉄筋に比較的均等に力が伝達される

度が低下しにくい構造であると考えられる．上述の主鉄筋への力の伝達は，交番載荷実験においても同様の傾向が確認されている．なお，鞘管方式 (Case2) の杭頭部を拘束する鞘管は主鉄筋と同様に弾性レベルであり，更なる合理化が図れる可能性を示唆している．

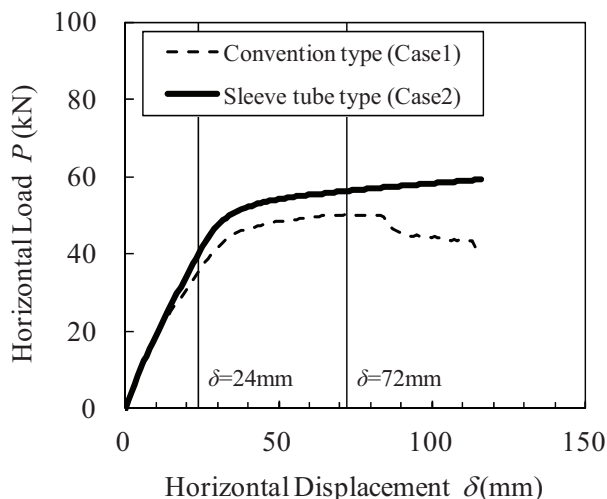
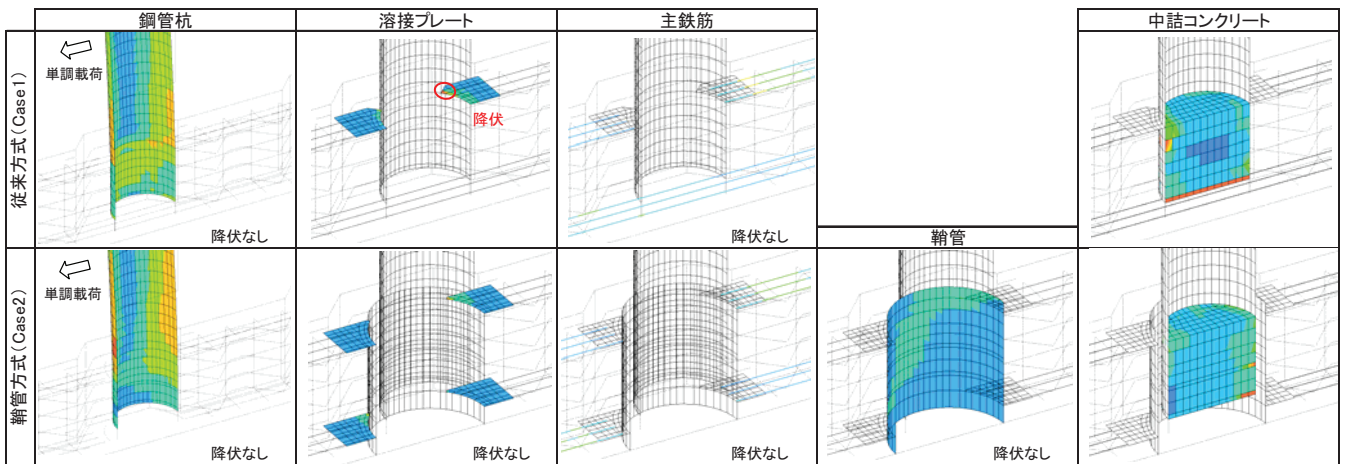
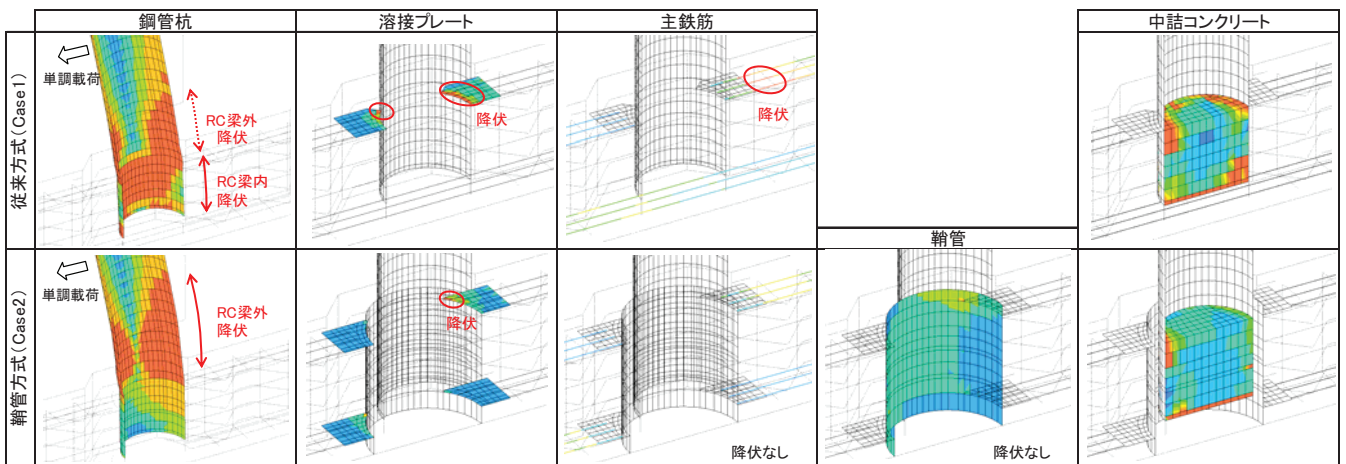


図-4.9 解析結果の荷重—変位関係
(縦軸：水平荷重，横軸：水平変位，
破線：従来方式，実線：鞘管方式)



(a) $\delta=24\text{mm}$



(b) $\delta=72\text{mm}$

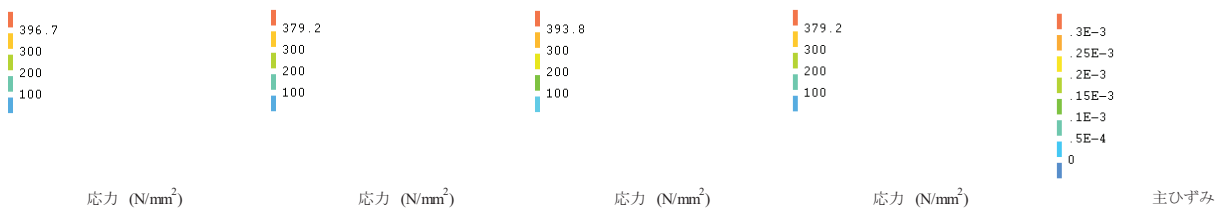


図-4.10 応力・ひずみのコンター

5. 杭頭接合部の設計法

複合構造標準示方書²⁾では、コンクリートを充填した鋼管部材のソケット方式による接合部の照査方法が示されている。ソケット方式では、コンクリート充填鋼管の軸力の影響を考慮し、外周のソケット充填コンクリートとの間の支圧抵抗力および摩擦抵抗力からモーメントの釣合い式を導いており、本研究で提案する杭頭接合部（鞘管方式）の耐荷モデルの参考となる。一方、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¹⁵⁾には、外ダイアフラム付きソケット方式として、梁接合用の外ダイアフラムの引張降伏や外ダイアフラム間におけるコンクリート充填鋼管部材のせん断降伏による終局状態が想定されている。しかし、栈橋の溶接プレートは、RC梁の主鉄筋と鋼管杭との力の伝達を円滑にするために設けられたものであり、外ダイアフラムとしての機能に期待していない。

以上のことから、本研究ではダイアフラムを有しないソケット方式²⁾を参考に、杭頭接合部（鞘管方式）の設計法を提案する。

5.1 接合部の耐荷モデル

(1) 鋼管杭が鞘管に伝達できるモーメント

図-5.1に鋼管杭－鞘管の伝達モデルを示す。図中のモーメント釣合い式(5.1)を M について解くことにより、式(5.2)に示す鋼管杭が鞘管に伝達できる設計曲げ耐力 M_{ud1} を算定する。

$$M - \left(T + \frac{N}{4} \right) \left(\frac{2\sqrt{2}}{\pi} \right) d = -\frac{LP^2}{3(2P-Q)} + (P-Q) \frac{L(5P-2Q)}{3(2P-Q)} \quad (5.1)$$

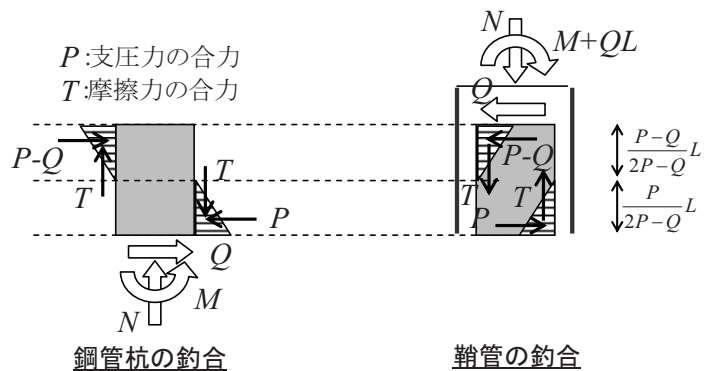
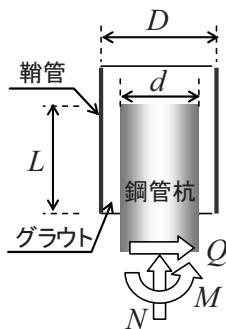


図-5.1 鋼管杭と鞘管の伝達モデル

ここで、

M : 鋼管杭が鞘管に伝達できる曲げモーメント

N : 鋼管杭に作用する軸方向力

Q : 鋼管杭に作用するせん断力 $=M/l_a$

l_a は鋼管杭のせん断スパン

T : 鋼管杭に作用する摩擦力の合力の最大値

P : 鋼管杭に作用する支圧力の合力の最大値

d : 鋼管杭の外径

L : 鋼管杭の挿入長

$$M_{ud1} = l_a \cdot \left(\frac{-B - \sqrt{B^2 - 4A \cdot C}}{2A} \right) / \gamma_b \quad (5.2)$$

$$A = 2\pi(6l_a + 6 \tan \phi \cdot d + 4L)$$

$$B = -2\pi(3\sqrt{2} \cdot c \cdot d^2 \cdot L + 12l_a P + 18 \tan \phi \cdot d \cdot P + 14L \cdot P) - 6\sqrt{2}N \cdot d$$

$$C = 2\pi P(3\sqrt{2} \cdot c \cdot d^2 \cdot L + 12 \tan \phi \cdot d \cdot P + 8L \cdot P) + 12\sqrt{2}N \cdot d \cdot P$$

ここで、

M_{ud1} : 鋼管杭が鞘管に伝達できる設計曲げ耐力

l_a : 鋼管杭のせん断スパン

γ_b : 部材係数 (1.15)

c : 粘着力

ただし、ずれ止め（シアキー）の場合

$$c = 1.15 + 1.72(f'_{cd}/0.8) \cdot h/s$$

ϕ : 摩擦角

h : ずれ止め（シアキー）の高さ

s : ずれ止め（シアキー）の間隔

ただし、 $h/s \leq 0.1$

f'_{cd} : グラウトの設計圧縮強度

鋼管杭に作用する摩擦力の合力の最大値 T は,

$$T = c \frac{\pi}{4} d \cdot L \cdot \frac{P-Q}{2P-Q} + \frac{\pi}{2\sqrt{2}} (P-Q) \tan \phi \quad (5.3)$$

鋼管杭に作用する支圧力の合力の最大値 P は,

$$P = V_s + V_c \quad (5.4)$$

$$V_s = \frac{f_{yd}}{\sqrt{3}} \frac{\pi(D-t)t}{2} \left(\frac{L}{D'} \right)^\beta \quad (5.5)$$

$$V_c = \frac{3}{2L} \left\{ \frac{\pi}{4} D_i L_t c \left(\frac{2\sqrt{2}}{\pi} D_i \right) - \frac{\pi}{4} d \frac{L}{2} c \left(\frac{2\sqrt{2}}{\pi} d \right) \right\} \quad (5.6)$$

ここで,

- V_s : 鋼管杭の負担するせん断力
- V_c : グラウト部が負担するせん断力
- D : 鞘管の外径
- D' : 鞘管に作用するせん断力を受け持つ
側面パネルの幅 $D/\sqrt{2}$
- β : 補正係数 (0.6)
- D_i : 鞘管の内径
- t : 鞘管の肉厚
- L_t : 鞘管内側に付着力に寄与する長さ
 $L_t = L - (D_i - d)/2$
- f_{yd} : 鞘管の設計引張降伏強度

(2) 鞘管がRC梁に伝達できるモーメント

港湾基準¹⁾に従い, 鞘管がRC梁に伝達できる設計曲げ耐力 M_{ud2} を式(5.7)で算定する. 式(5.7)は鉄筋の溶接プレートを無視し, 鞘管の梁内埋込み長で伝達できる杭頭モーメントを示したものである.

$$M_{ud2} = \frac{f'_{cd} \cdot D \cdot H^2}{6} \gamma_b \quad (5.7)$$

ここで,

- M_{ud2} : 鞘管がRC梁に伝達できる設計曲げ耐力
- D : 鞘管の外径
- H : 鞘管の埋込み長
- f'_{cd} : コンクリートの設計圧縮強度
- γ_b : 部材係数 (1.3)

5.2 鞘管方式の耐荷モーメント

鞘管方式における曲げモーメントの伝達機構を図-5.2に示す. 本研究では, 鋼管杭が鞘管に伝達できるモーメント M_{ud1} と鞘管がRC梁に伝達できるモーメント M_{ud2} の, いずれか小さい方を接合部の耐荷モーメント M_{ud}' とし(式(5.8)), 設計的に安全側となるよう鋼管杭の全塑性モーメント M_p より大きく設定するものとする(式(5.9)).

$$M'_{ud} = \text{Min}(M_{ud1}, M_{ud2}) \quad (5.8)$$

$$M'_{ud} \geq M_p \quad (5.9)$$

ここで,

- M_{ud}' : 接合部の耐荷モーメント
- M_{ud1} : 鋼管杭が鞘管に伝達できる曲げモーメント
- M_{ud2} : 鞘管がRC梁に伝達できる曲げモーメント
- M_p : 鋼管杭の全塑性モーメント

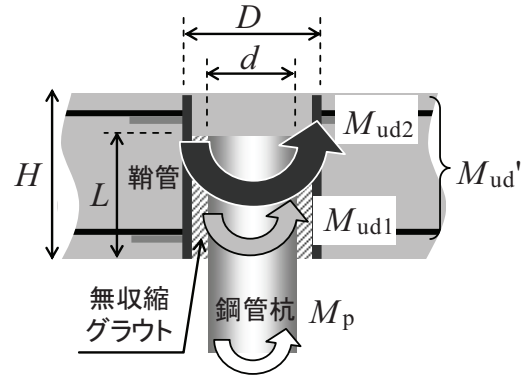


図-5.2 鞘管方式の曲げモーメント伝達機構

5.3 設計法の妥当性

本章で提案した耐荷モーメントの計算値と実験値の比較を表-5.1に示す。なお、表中の計算値では表-3.2および表-3.3の材料試験値（降伏点 f_y 、圧縮強度 σ_c ）を用い、部材係数 γ_b は1.0とした。

本実験では軸方向力を考慮していないため式(5.1)の $N=0$ であり、シアキーを設けているため複合構造標準示方書²⁾に準じ、摩擦角を $\phi=0$ 、粘着力 c をAPI基準¹⁶⁾、すなわち式(4.1)で評価した。前述したように鋼管杭が鞘管に伝達できるモーメント M_{ud1} と鞘管がRC梁に伝達できるモーメント M_{ud2} を比較し、小さい方が接合部の耐荷モーメント M_{ud}' である。そして、鋼管杭（Case3は鋼管杭と鞘管）の全塑性モーメント M_p と接合部の耐荷モーメント M_{ud}' の小さい方を試験体の耐荷モーメント M_{ud} とし、実験で計測された最大荷重 P_{max} にアーム長（ $h=1.662m$ ）を乗じた最大モーメント M_{max} と比較した。ここで、従来方式（Case1）の接合部の耐荷モーメント M_{ud}' は、鋼管杭がRC梁に伝達できるモーメントであり現行の港湾基準¹⁾による計算値である。

表-5.1より、計算値の耐荷モーメント M_{ud} と実験値の最大モーメント M_{max} は概ね整合し、全ケースにおいて $M_{max}/M_{ud}=1.14\sim 1.28$ であることから、本計算は安全側の評価となることが分かる。従来方式（Case1）は、接合部の耐荷モーメント M_{ud}' が鋼管杭の全塑性モーメント M_p より小さいため、接合部の耐荷性能で試験体の耐荷モーメントが決定されている。一方、鞘管方式（Case2, Case3）のCase2およびCase3は、接合部の耐荷モーメント M_{ud}' が鋼管杭の全塑性モーメント M_p より大きいため、試験体の耐荷モーメントは鋼管杭の耐荷性能で決定されている。このことは、交番載荷実験において、従来方式（Case1）が鋼管杭基部のRC梁でひび割れが進展し杭頭固定度が低下した事、鞘管方式（Case2, Case3）が高い杭頭固定度を維持し、鋼管杭の座屈で終局を迎えた事実と整合している。

以上のように、鞘管方式で鋼管杭とプレキャスト上部工を接合する場合には、本章で示した設計法により接合

部の耐荷モーメント M_{ud}' を鋼管杭の全塑性モーメント M_p より大きく（ $M_{ud}' \geq M_p$ ）することで、従来方式と同等以上の構造性能を確保することが可能と考えられる。

6. 栈橋上部工のプレキャスト化における留意点

6.1 プレキャスト工法の留意点

(1) 製作ヤードの選定と運搬ルート

プレキャスト部材を現地製作する場合、海上運搬可能なエリアに十分な広さを持つ製作ヤードが必要である。また、プレキャスト部材を起重機船によって積み込みが可能かどうか、起重機船の能力に応じた製作ヤードでの部材配置を計画し、加えて製作ヤード（既設岸壁）の安定性を検討する必要がある。なお、プレキャスト部材を工場製作することも考えられるが、海上輸送によるコスト・調達面の問題や、陸上輸送の部材重量制限により部材数が増加する傾向にある。

(2) 起重機船の選定とプレキャスト形式

図-6.1に起重機船の作業半径と吊り能力（定格総重量）の関係を示す。起重機船によるプレキャスト部材の架設には、栈橋の片側あるいは両側からのアプローチによって、プレキャスト部材の重量が制限される。例えば、片側からのアプローチを想定した横栈橋（例：幅 $B=33m$ ）では、安全上、栈橋本体との離隔（約 $5m$ ）を考慮すると、550t吊級旋回式起重機船では重量50tクラスのプレキャスト部材（図-6.2(a)）、700t吊級固定式起重機船を用いる場合には重量150tクラスのプレキャスト部材が架設可能となる（図-6.2(b)）。

一方、縦栈橋のように両側からのアプローチが可能な場合には、550t吊級旋回式起重機船でも重量150tクラスのプレキャスト部材が架設可能である（図-6.2(c)）。このように、プレキャスト部材の重量や現地の施工条件に応じて、起重機船の選定を行う必要がある。

表-5.1 耐荷モーメントの計算値と実験値の比較

試験体名		計算値						実験値				実験/計算 M_{max}/M_{ud}
		鋼管杭		鞘管		接合部		試験体の耐荷モーメント $M_{ud}=\min(M_p, M_{ud}')$	アーム長 h (m)	最大荷重 P_{max} (kN)	最大モーメント $P_{max} \times h =$ M_{max} (kNm)	
		全塑性モーメント M_p (kNm)	全塑性モーメント M_p (kNm)	鋼管杭⇒鞘管 伝達モーメント M_{ud1} (kNm)	鞘管⇒RC梁 伝達モーメント M_{ud2} (kNm)	接合部の耐荷モーメント M_{ud}' (kNm)						
従来方式	Case1	80.1	—	—	—	62.5	接合部	62.5	1.662	48.0	79.8	1.28
鞘管方式	Case2	80.1	—	227.9	148.8	148.8	鋼管杭	80.1	1.662	54.7	90.9	1.14
	Case3	80.1	155.5	337.3	149.6	149.6	鋼管杭	80.1	1.122	85.0	95.4	1.19

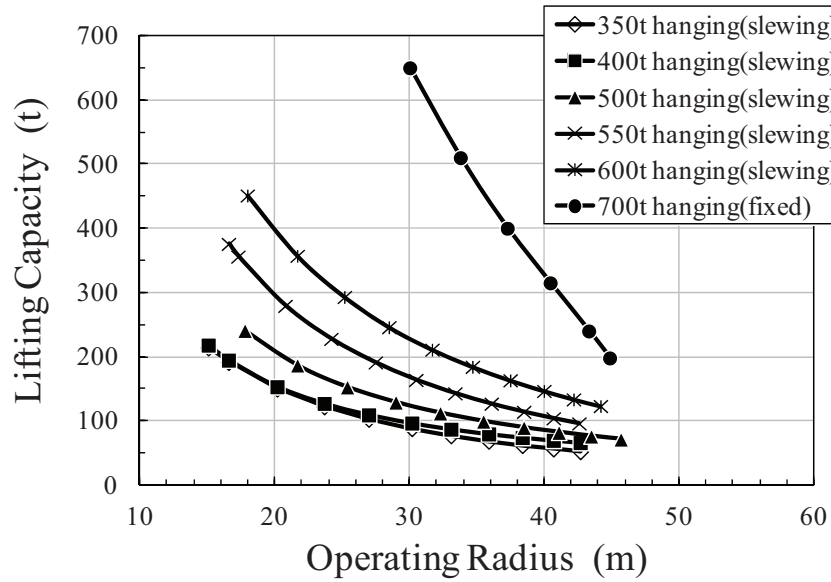
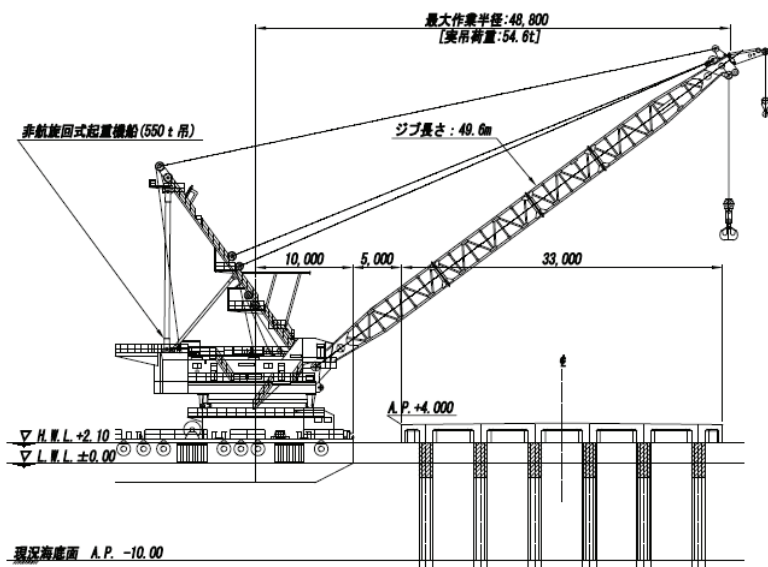
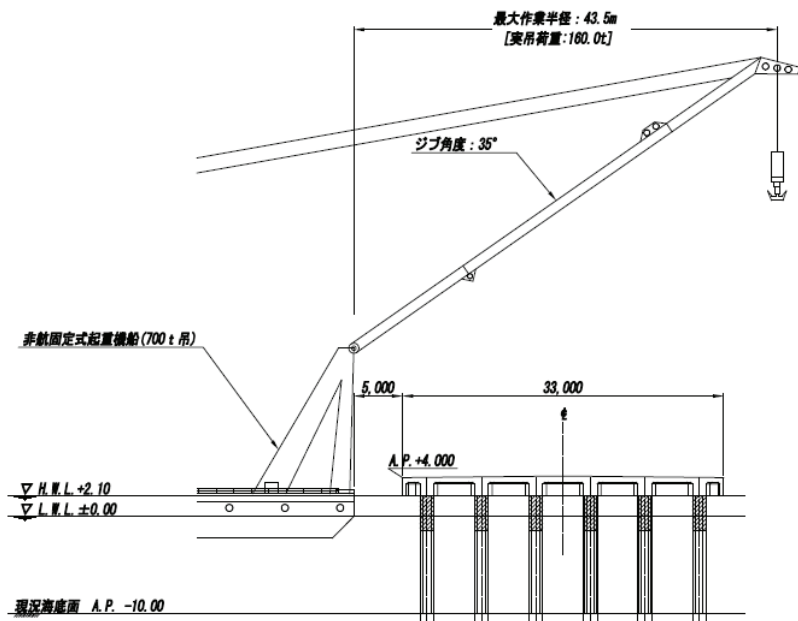


図-6.1 作業半径と吊り能力（定格総重量）

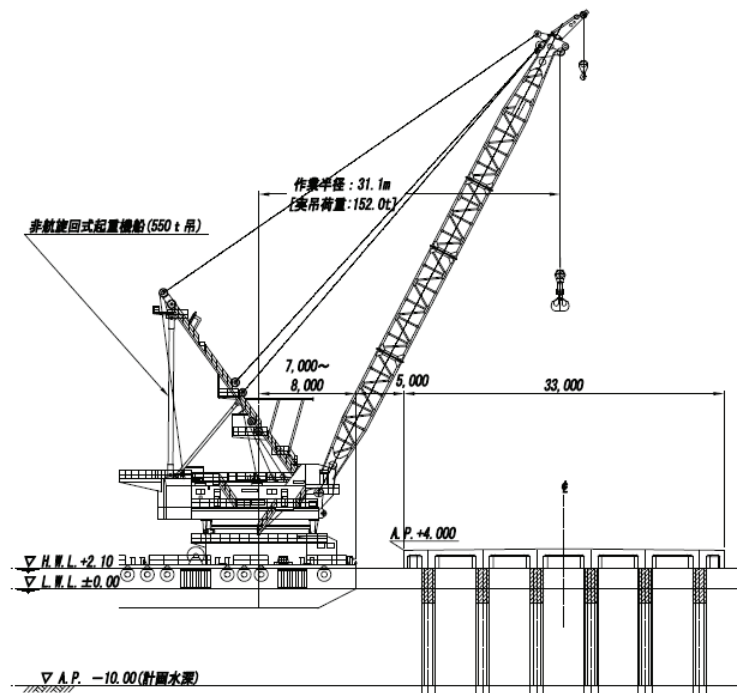


(a) 550t 吊級旋回式起重機船（片側）

図-6.2 片側・両側アプローチの違い



(b) 700t 吊級固定式起重機船 (片側)



(c) 550t 吊級旋回式起重機船 (両側)

図-6.2 片側・両側アプローチの違い (続き)

6.2 鞘管方式を用いる際の留意点

(1) 鞘管径の設定と腐食対策

鞘管径は鋼管杭の水平方向の打設精度 $\pm 100\text{mm}$ を考慮し、鋼管杭径 $+200\sim 300\text{mm}$ 程度の鞘管を選定する。鞘管方式では、別途下端部の腐食対策を講じる必要がある。

図-6.3にはその一例を示すが、腐食を考慮した鞘管のかぶりを設定し、鞘管の下端をプレキャスト上部工の下端よりかぶり分上方に離隔を設ける方法がある。

(2) プレキャスト部材の架設精度

プレキャスト部材の架設精度は、先行工種である鋼管杭の打設出来形に影響を受ける。水平精度は、鋼管杭の水平方向の打設精度 $\pm 100\text{mm}$ に対して、鋼管杭径 $+200\sim 300\text{mm}$ 程度の鞘管で吸収することができる。鉛直精度は、打設後の杭頭処理において、設計レベルよりもやや低めの高さで杭天端あるいは一部分をガス切断し、ライナープレート等で鉛直レベルを微調整する。プレキャスト部材側には図-6.3に示すような仮受材を設け、杭頭部にプレキャスト部材を架設する(写真-6.1)。

一方、既設鋼管杭を再利用する更新工事の場合、供用中の永続作用や波浪および地震等の変動作用によって、鋼管杭は設計位置よりも大きく変位している可能性がある。このような場合には、既設上部工を撤去した後、再利用する鋼管杭の平面位置あるいは傾斜を3次元で計測するのが望ましい。例えば、近年では3Dレーザースキャナを利用した点群データにより、3次元測量が可能となっている。図-6.4はその一例を示すが、既設鋼管杭の点群データを取得した後、プレキャスト部材の製作前にパソコン上で事前に鞘管やスペーサーとの干渉を確認することができる。

(3) プレキャスト部材の架設方法

鋼管杭と鞘管とのクリアランスは平均 $100\sim 150\text{mm}$ であり、吊荷の傾斜は架設時の施工性を著しく低下させるため、安定した吊上げ姿勢を保持するための施工計画が重要である。また、起重機船の動揺により、鋼管杭とプレキャスト部材の接触が懸念されるため、鞘管内へ鋼管杭が円滑に挿入される様、鋼製ガイドを鋼管杭頭部に設置する方法がある。

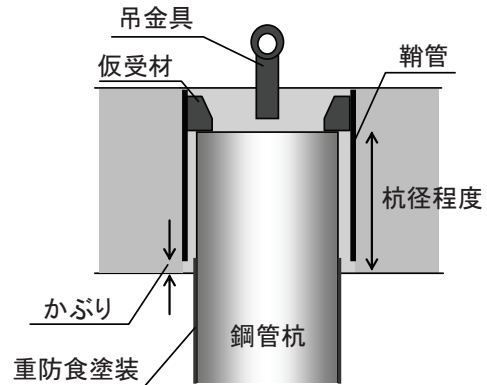


図-6.3 鞘管の腐食対策



写真-6.1 架設後の杭頭部

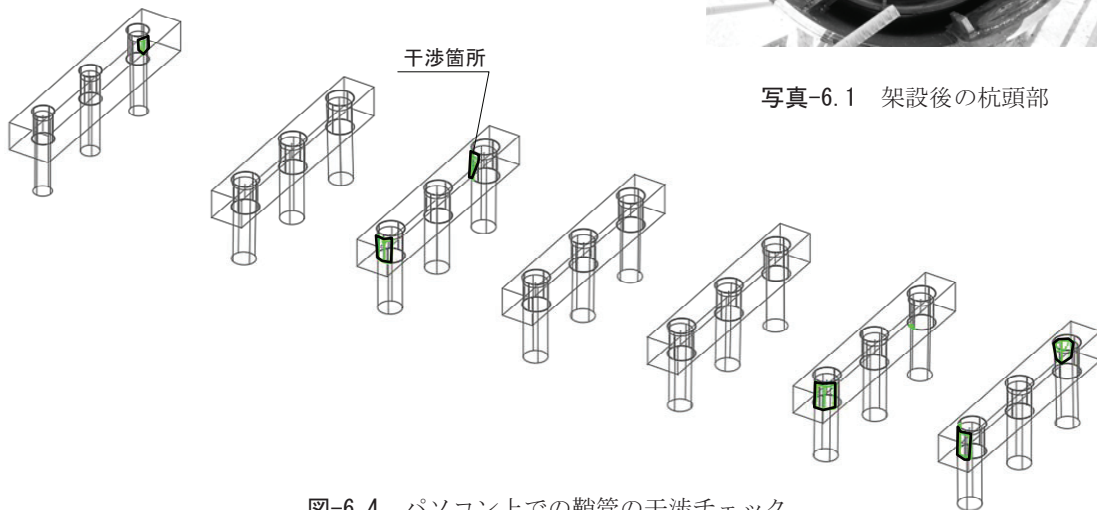


図-6.4 パソコン上での鞘管の干渉チェック

6.3 施工フロー

新設の栈橋工事を想定した施工フローについて述べる。従来の(a)現場打ち上部工（従来方式）、(b)プレキャスト上部工（鞘管方式）による施工フローを対比して図-6.5に示す。

現場打ち上部工（従来方式）では、鋼管杭の打設後、吊支保工、足場工、底型枠、鉄筋組立、型枠設置、コンクリート打設、養生、脱枠といった一連のサイクルを海上作業として行われる。この場合、潮位や波浪等の海象条件の影響を受けるため、稼働率の低下や安全性および品質の低下が懸念される。一方、プレキャスト上部工（鞘管方式）では、鋼管杭の打設と平行してプレキャスト上

部工の製作作業を陸上で行うことができるため、工期短縮と上部工の品質を確保することが可能である。また、海象条件の影響を受ける工種はプレキャスト上部工の架設時に限られるため、稼働率や安全性および品質低下に関する懸念は大幅に軽減される。なお、施工フローの灰色でハッチングした箇所はプレキャスト工法において新たに追加される工種である。

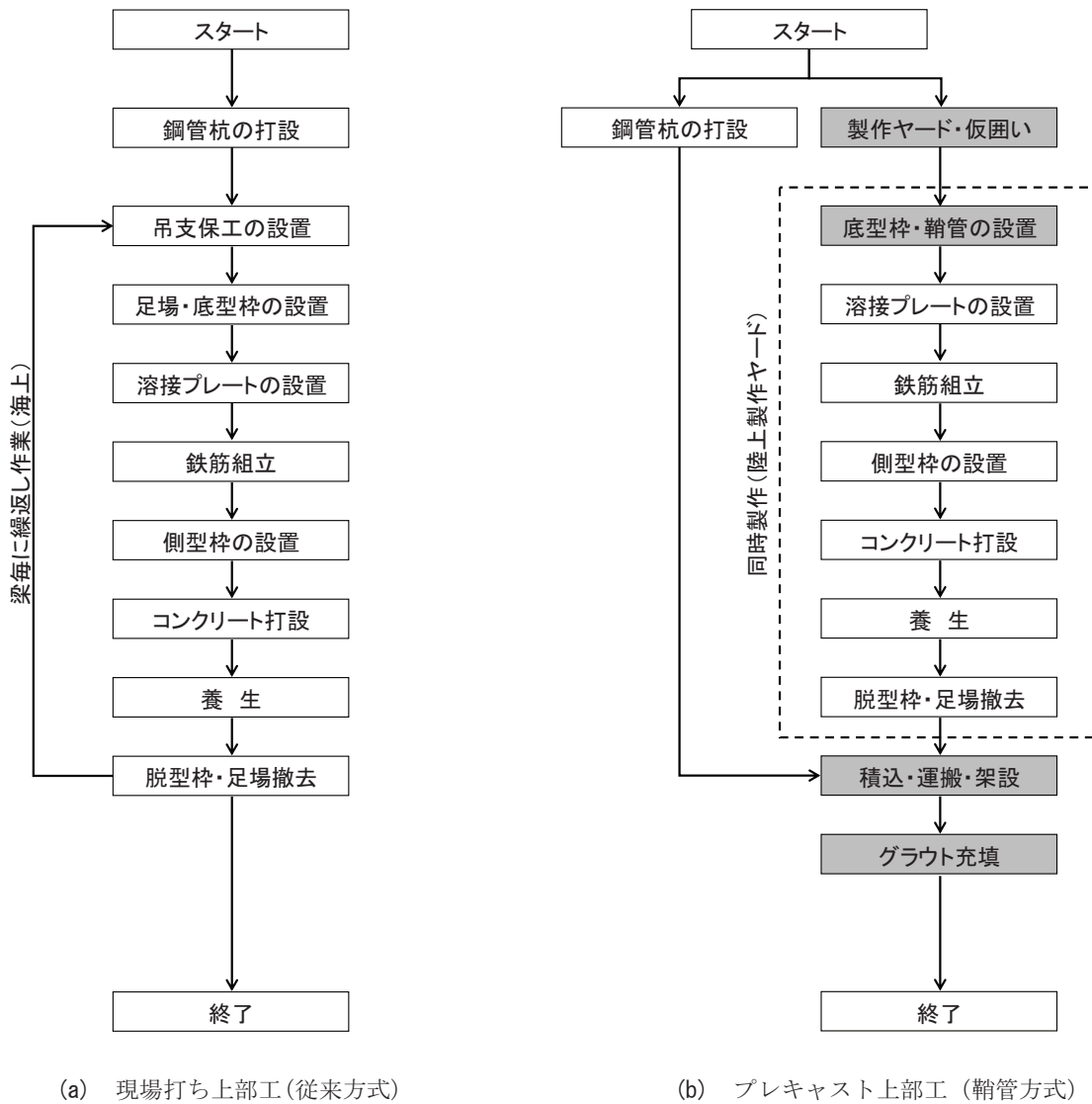


図-6.5 施工フロー

7. まとめ

本研究では、栈橋上部工のプレキャスト化を念頭に、上部工に鋼管杭よりも径の大きな鞘管を埋設し、鞘管内に鋼管杭を所定長さ差し込み、その間を無収縮系のモルタルで充填する「鞘管方式」を提案した。鞘管方式の接合部における構造性能について確認するため、実栈橋の部位を概ね1/6縮尺としてモデル化した交番載荷実験を行った。さらに、三次元の非線形FEM解析を実施し、鞘管方式の耐荷機構を考察した上で、実用的な設計法を提案し、本実験の耐荷モーメントを評価した。最後に、一般的なプレキャスト工法に加えて、鞘管方式を用いた場合の施工上の留意点について述べ、施工フローについて示した。以下に、本研究のまとめを示す。

- (1) 交番載荷実験より、プレキャスト上部工の鞘管方式 (Case2, Case3) は設計耐荷力を満足し、杭頭固定度およびエネルギー吸収性能の優れた杭頭接合方法であることを確認した。
- (2) 従来方式 (Case1) は模型上の主鉄筋が溶接プレートを介して鋼管杭に接続されているのに対して、鞘管方式 (Case2, Case3) では上下の主鉄筋が鞘管に接続されているため、鋼管杭からの偶力を効率よくRC梁に伝達していた。
- (3) FEM解析より、接合部の耐荷力は鞘管内への鋼管杭挿入長やシアキーの有無による影響を受けていることが分かった。挿入長 $1.0d$ の場合には、シアキー有無による影響は軽微であるが、挿入長が $0.6d$ の場合にはシアキーが無いと顕著に耐荷力が低下していた。このことから、鞘管方式ではシアキー有り、鋼管杭の挿入長 $1.0d$ を提案した。
- (4) 従来方式では主鉄筋や溶接プレートに局所的な応力集中が生じ、RC梁杭頭部の損傷により杭頭部の固定度が低下するのに対して、鞘管方式では上下の主鉄筋に均等に力が伝達されるためRC梁杭頭部の損傷が少なく、杭頭部の固定度が低下しにくい構造を有していた。
- (5) 本研究で提案する鞘管方式の設計法は、交番載荷実験に対する杭頭接合部の耐荷モーメントを10~20%程度安全側に評価していた。
- (6) 鞘管方式を用いる場合には、設計時に接合部の耐荷モーメントを鋼管杭の全塑性モーメントより大きくすることで、従来方式と同等以上の剛結条件を満足することが可能である。
- (7) 栈橋のプレキャスト工法では、プレキャスト部材の

重量やプレキャスト形式、現地の施工条件に応じて製作ヤードや起重機船の選定を行う必要がある。また、鞘管方式を用いる場合、鞘管の腐食対策や施工時の架設精度あるいは架設方法について十分な検討が必要である。プレキャスト工法は、従来の現場打ち上部工と比較して、海上工事における稼働率の改善や安全性および品質低下の懸念を大幅に軽減できると考えられる。

8. おわりに

本研究では、栈橋上部工のプレキャスト化を念頭に、構造的課題として考えられる杭頭接合方法について実用的な方式を提案し、その構造性能について明らかにした。しかし、プレキャスト工法の普及には、冒頭で述べたように、杭頭接合方法だけではなく、より効率的な部材接合や更なるコストダウンを意識した技術開発も必要である。また、将来的には現場における上部工の製作過程も省略し、工場製作したプレキャスト部材の現地搬送・組立を行う方法も考えられる。この場合には、部材を規格化し、工場での型枠を転用することで製作費を安価にする取組みが必要である。最後に、本資料を通じて栈橋のプレキャスト工法が普及し、港湾工事の生産性向上の一助になれば幸いである。

なお、本研究は東京工業大学、五洋建設、港湾空港技術研究所の共同研究の一環として実施したものである。

(2019年4月24日受付)

参考文献

- 1) 国土交通省港湾局監修：港湾の施設の技術上の基準・同解説（中巻），日本港湾協会，pp.1217-1218，2018.
- 2) 土木学会：複合構造標準示方書 [設計編]，丸善，pp.476-480，2014.
- 3) 池野勝哉，伊野同，岩波光保，川端雄一郎，加藤絵万：プレキャスト化による栈橋施工の生産性向上，土木学会建設技術研究発表会，pp.79-85，2018.
- 4) 池野勝哉，岩波光保，川端雄一郎：鞘管方式による栈橋鋼管杭の杭頭接合部に関する交番載荷実験，構造工学論文集，Vol.64A，pp.724-733，2018.
- 5) 土木研究所 耐震研究グループ耐震チーム：橋の耐震性能の評価に活用する実験に関するガイドライン(案) 橋脚の正負交番載荷実験方法及び振動台実験方法，土木研究所資料，第4023号，2006.

- 6) 秋山宏, 棚橋秀光, 加藤征宏, 桐原英秋, 牧野俊雄, 多賀謙蔵: 水平力を受ける鋼管くい基礎接合部に関する実験 (その5 接合部の固定度), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1003-1004, 1985.
- 7) 池野勝哉, 岩波光保, 川端雄一郎: 非線形有限要素解析による鞘管方式の栈橋杭頭接合部に関する構造性能評価, 土木学会論文集B3 (海洋開発), Vol.74, No.2, pp.I_234-I_239, 2018.
- 8) DIANA-10.1 User's Manual, DIANA FEA BV.
- 9) 島弘, 周礼良, 岡村甫: マッサージなコンクリートに埋め込まれた異形鉄筋の付着応力-すべり-ひずみ関係, 土木学会論文集, No.378/V-6, pp.165-174, 1987.
- 10) Selby, R. G. and Vecchio, F. J. : Three-dimensional Constitutive Relations for Reinforced Concrete, Tech. Rep. 93-02, Univ. Toronto, dept. Civil Eng., Toronto, Canada, 1993.
- 11) Feenstra, P. H. : Computational Aspects of Biaxial Stress in Plain and reinforced Concrete. *PhD-thesis*, Delft University of Technology, 1993.
- 12) Hordijk, D. A. : Local Approach to Fatigue of Concrete. *PhD-thesis*, Delft University of Technology, 1991.
- 13) Nakamura, H. and Higai, T. : Compressive Fracture Energy and Fracture Zone Length of Concrete, *Modeling of Inelastic Behavior of RC Structures under Seismic Loads, ASCE*, pp.471-487, 2001.
- 14) 土木学会: 2017年制定 コンクリート標準示方書 [設計編], 丸善, pp.41-42, 2018.
- 15) 国土交通省鉄道局監修: 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, pp.369-376, 2016.
- 16) American Petroleum Institute : Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms, API RP2A, 21th Edition, 2002.

港湾空港技術研究所資料 No.1359

2019. 8

編集兼発行人 国立研究開発法人海上・港湾・航空技術研究所

発行所 港湾空港技術研究所
横須賀市長瀬3丁目1番1号
TEL. 046(844)5040 URL. <http://www.pari.go.jp/>

印刷所 株式会社シーケン

Copyright © (2019) by MPAT

All rights reserved. No part of this book must be reproduced by any means without the written permission of the President of MPAT

この資料は、海上・港湾・航空技術研究所理事長の承認を得て刊行したものである。したがって、本報告書の全部または一部の転載、複写は海上・港湾・航空技術研究所理事長の文書による承認を得ずしてこれを行ってはならない。



古紙配合率70%再生紙を使用しています