

鞘管方式を用いた斜杭式栈橋の杭頭接合に関する交番載荷実験および解析的考察

池野 勝哉¹・岩波 光保²・川端 雄一郎³・加藤 絵万⁴

¹正会員 五洋建設株式会社 技術研究所 (〒329-2746 栃木県那須塩原市四区町 1534-1)
E-mail: katsuya.ikeno@mail.penta-ocean.co.jp

²正会員 東京工業大学教授 環境・社会理工学院 (〒152-8552 東京都目黒区大岡山 2-12-1)
E-mail: iwanami@cv.titech.ac.jp

³正会員 海上・港湾・航空技術研究所 港湾空港技術研究所 (〒239-0826 神奈川県横須賀市長瀬 3-1-1)
E-mail: kawabata-y@p.mpat.go.jp

⁴正会員 海上・港湾・航空技術研究所 港湾空港技術研究所 (〒239-0826 神奈川県横須賀市長瀬 3-1-1)
E-mail: katoh-c@p.mpat.go.jp

著者らは、過去に直杭式栈橋のプレキャスト化に適した杭頭接合として鞘管方式を提案している。一方、栈橋には水平剛性を高めた斜杭式も広く適用されているが、鞘管方式を適用する場合には鋼管杭の斜角によって鞘管径が大きくなるため、杭頭接合部の性能低下が懸念される。そこで、本研究では鞘管方式を適用した斜杭試験体を用いて正負交番載荷実験を実施し、従来の現場打ちによるものと比較した。また、斜角をパラメータとした三次元有限要素解析から鞘管内の充填コンクリートにおける損傷を評価し、斜角による影響を考察した。その結果、鞘管方式は斜角 10 度程度に適用できることを実験的に確認し、解析から鞘管内の充填コンクリートの損傷を軽減することで、更に大きな斜角に適用できる可能性を示した。

Key Words : sleeve tube type, raking pile, pile head connection, cyclic loading test, finite element method

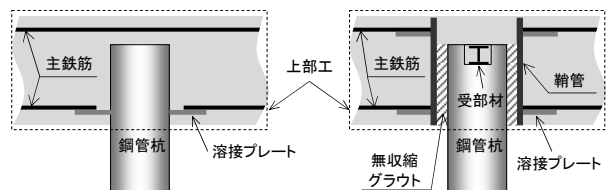
1. はじめに

近年、港湾工事の生産性を高めるため、現場打ちコンクリートのプレキャスト化が進んでいる。とりわけ栈橋上部工は、鋼管杭打設後に潮位・波浪等の外的影響を受けながら海上作業として構築されるため、プレキャスト化によるメリットは極めて大きいものと考えられる。栈橋上部工のプレキャスト化には、鋼管杭と上部工との接合方法が技術的課題として挙げられる。これは、現行の港湾基準¹⁾において、栈橋上部工と鋼管杭が剛結条件として設計されているためであり、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、剛結条件を満足する接合方法が求められている。

著者らは、過去に直杭式の栈橋上部工に適した杭頭接合として「鞘管方式」を提案しており、現場打ち以上の曲げ耐力と優れたエネルギー吸収性能および杭頭固定度を有することを明らかにしている²⁾⁴⁾。「鞘管方式」とは、あらかじめ鋼管杭よりも直径の大きな鞘管をプレキャスト上部工に埋設し、鞘管内に鋼管杭を杭径程度挿入

するとともに、その間隙に無収縮系のモルタルを充填して一体化を図る方法である(図-1)。一方、栈橋には水平剛性を高めた斜杭式も広く適用されているが、「鞘管方式」によるプレキャスト化を適用する場合には、鋼管杭の斜角によって幾何学的に鞘管径が大きくなるため、杭頭接合部の性能低下が懸念される。

そこで、本研究では現場打ちによる斜杭(以下、従来方式)を比較対象に、鞘管方式を適用した試験体の正負交番載荷実験を実施し、各方式における杭頭部の固定度に関する比較を行った。また、鋼管杭の斜角をパラメータとした三次元有限要素解析から鞘管内の充填コンクリートにおける損傷を評価し、斜角による影響を考察した。



(a) 従来方式(現場打ち) (b) 鞘管方式(プレキャスト)

図-1 直杭式栈橋の杭頭接合

2. 鞘管方式による斜杭の杭頭接合

鞘管方式を適用した斜杭式ドルフィンのイメージを図-2に示す。鋼管杭の斜角を考慮した鞘管をプレキャスト上部工に埋設し、鋼管杭を鞘管内に杭径程度挿入した後、鋼管杭と鞘管との間に現場打ちコンクリート（以下、充填コンクリート）を打設する。鞘管内部にはあらかじめH鋼等の受部材が渡されており、鋼管杭打設後の杭頭処理により設けられた切欠き部に嵌合するため、上部工の自重による鋼管杭の内側変形を防止する効果が期待できる。本方式は、外力モーメントに対して鋼管杭から偶力として支圧力が鞘管に作用し、鞘管に接続された上下の主鉄筋に力が伝達する。本方式は、直杭式栈橋のプレキャスト施工で実績⁹⁾があり、構造性能およびプレファブ性に優れた杭頭接合方法である。

3. 斜杭の交番载荷実験

(1) 実験概要

実験は、上部工（厚さ 340 mm×幅 600 mm×長さ 1700 mm）と2本組の斜杭（STK400, $\phi 165.2 \times t 4.5$, 斜角 10度）およびスタブで構成された試験体を用い、スタブを反力床に固定した状態で、上部工を水平载荷ジャッキ（1,000 kN）により加力した。港湾施設で用いられている鋼管杭の斜角は一般に 10~25 度であるが、本実験では試験体規模に関する制約から斜角を 10 度とした。载荷実験の概要を図-3に示す。上部工の両端面には剛性の高い鋼板と PC 鋼棒で連結した载荷治具を配置し、载荷ジャッキに接続された図中左側の载荷治具を正負に加力することで交番载荷実験を実施した。

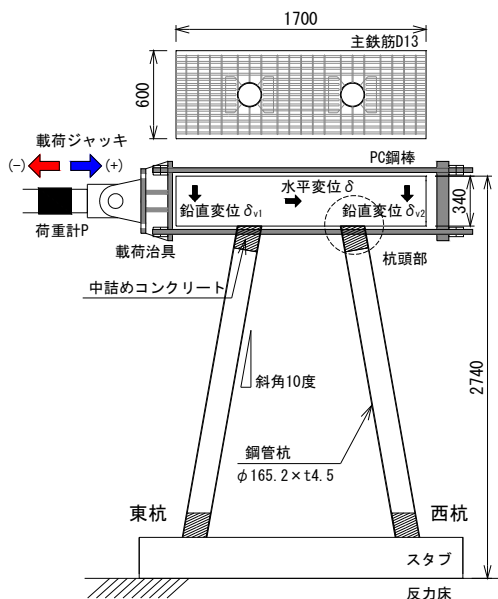


図-3 交番载荷実験の概要

a) 実験ケース

実験ケースを図-4に示す。実験に用いた試験体は、現場打ちによる従来方式、プレキャストによる鞘管方式の2ケースである。従来方式は、杭頭部の溶接プレート（SS400, $t 4.0$ ）に下側の主鉄筋 D13 をフレア溶接し、上部工および杭頭部の中詰め呼び強度 30 のコンクリー

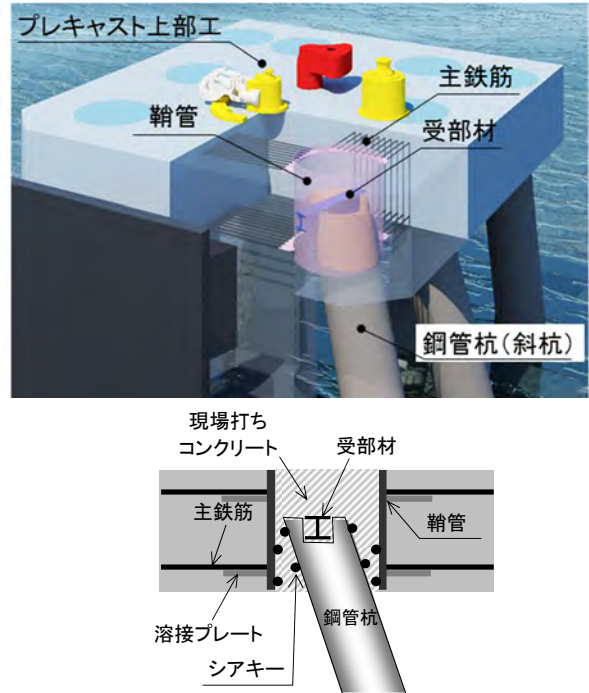
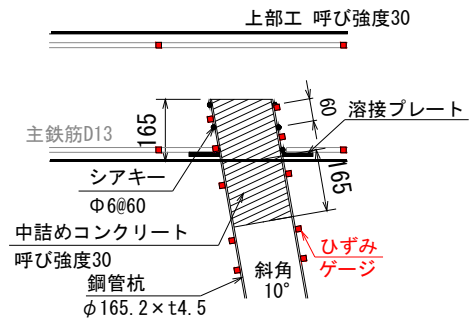
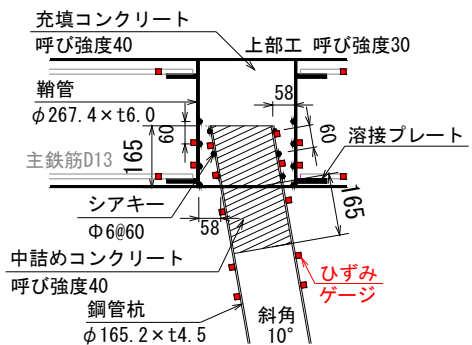


図-2 鞘管方式を適用した斜杭式ドルフィン（イメージ）



(a) 従来方式（現場打ち）



(b) 鞘管方式（プレキャスト）

図-4 実験ケースの杭頭部

トを打設した。鞘管方式は、鞘管 (STK400, $\phi 267.4 \times t 6.0$) の上下に溶接したプレートにそれぞれ主鉄筋D13をフレア溶接するとともに、呼び強度 30 のプレキャスト上部工を製作した。その後、鞘管内に鋼管杭を 1.0D (D : 杭径) 挿入し、その間隙および杭頭部の中詰めに呼び強度 40 のコンクリートを打設することで一体化を図った。ここで、上部工に対する鋼管杭の挿入長は、杭頭曲げモーメントおよび軸力に対して照査した上で、港湾施設で実務的に採用されている杭径程度 (1.0D) に倣った。なお、各ケースの杭頭部にはシアキーとして丸鋼 $\phi 6$ を 60mmピッチで溶接した。

b) 荷重条件および計測項目

荷重条件は、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荷重⁹⁾に準じ、杭頭部の任意のひずみゲージが降伏値 ($\epsilon_y=1718 \mu$) に達した時の上部工中心の水平変位を基準変位 δ_y とし、 $\pm 0.5 \delta_y$, $\pm 1 \delta_y$, $\pm 2 \delta_y$, $\pm 3 \delta_y$ をそれぞれ3サイクル繰り返した。ここで、 $\pm 0.5 \delta_y$ は試験体が弾性挙動を示すと考えられる変位ステップであり、基準変位 δ_y ではなく降伏ひずみ ϵ_y から定義している。本実験では、港湾施設の L2 耐震設計が一般に塑性率 3 程度⁷⁾であることを踏まえ、構造系全体の最大耐力や限界状態までの交番荷重ではなく $3 \delta_y$ までの交番荷重とし、その後、概ね毎秒 0.1mm で一方方向の単調荷重を行った。

計測項目は、荷重荷重 P や上部工の鉛直変位 δ_v , 水平変位 δ , 鋼管杭および主鉄筋の軸ひずみ ϵ , 上部工のひび割れ性状である。また、上部工下端から 65mm 下方の鋼管杭に厚み 6mm のフラットバー (80 mm \times 40 mm) を取付け、鉛直変位 δ_r を計測することで杭頭部の相対回転角 θ_r を評価した (図-5)。

c) 使用材料

実験で使用した鋼材の機械的性質を表-1、コンクリートの材料特性を表-2 に示す。なお、鋼材の引張試験およびコンクリートの圧縮・割裂引張試験は JIS 規格に準じて行い、コンクリートの強度は加力前日の試験結果を示している。

(2) 実験結果および考察

a) 荷重-変位関係

荷重荷重 P および上部工中心の水平変位 δ の関係を図-6、鞘管方式の実験状況を写真-1 に示す。図-6 の破線は、各変位ステップの 3 サイクル直後における水平剛性 (P/δ) であり、無次元変位 (δ/δ_y) との関係を図-7 に示した。図-6 より、両方式とも西鋼管杭の内側 (PW41, 写真-1 参照) が最初に降伏し、紡錘型の履歴ループを描いており、図-7 に示した水平剛性の低下傾向も類似している。また、鞘管方式では、 $2 \delta_y$ および $3 \delta_y$ における荷重 0 付近において、若干、変位が進行する兆候が見られ

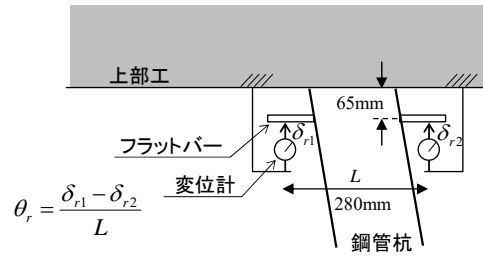


図-5 杭頭部の相対回転角の計測

表-1 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)	降伏ひずみ ϵ_y (μ)
鋼管杭	384.1	447.3	223×10^3	1718
鞘管	377.1	430.6	211×10^3	1792
溶接プレート	300.4	494.5	210×10^3	1431
主鉄筋	375.9	553.7	181×10^3	2082
せん断補強筋	449.2	607.6	194×10^3	2314

表-2 コンクリートの材料特性

	圧縮強度 σ_c (N/mm ²)	割裂強度 σ_t (N/mm ²)	弾性係数 E (N/mm ²)	備考
上部工	32.6	2.8	28.8×10^3	従来方式
コンクリート	33.2	2.8	28.7×10^3	鞘管方式
充填・中詰め コンクリート	48.6	3.6	32.8×10^3	鞘管方式

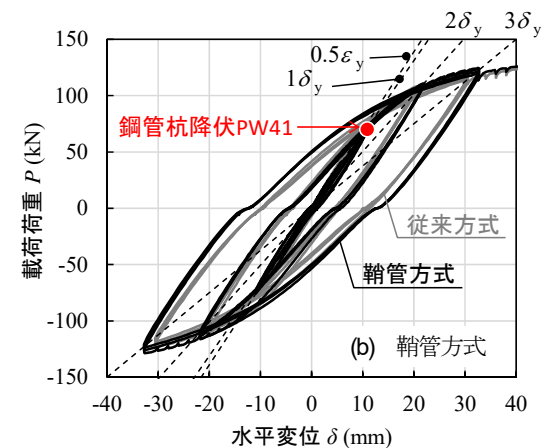
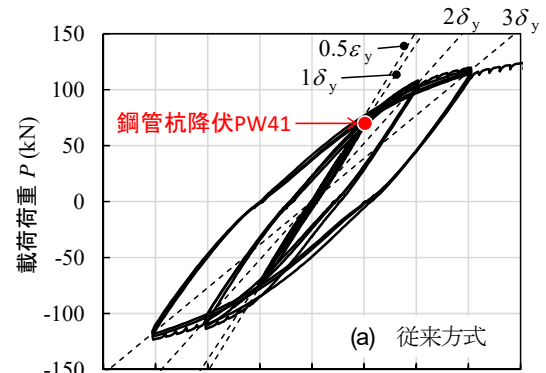


図-6 荷重-変位関係

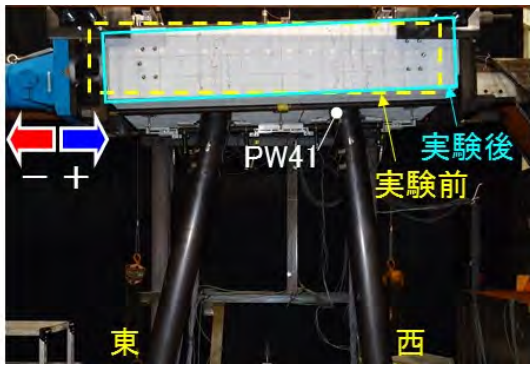


写真1 実験状況 (鞘管方式)

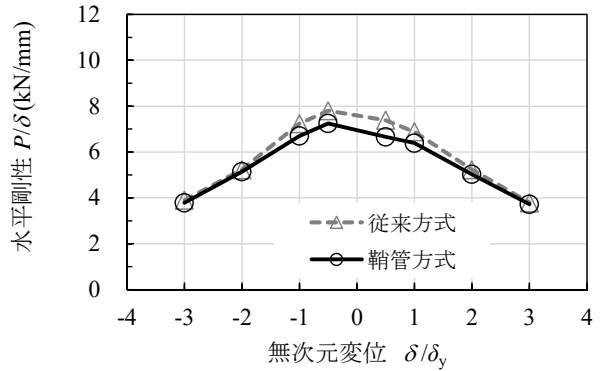


図7 水平剛性の変化

る (以下、スリップ現象) が、交番载荷によって杭頭部シアキーの接触-剥離が交互に生じて充填コンクリートが損傷し、シアキーのせん断強度が低下したためだと考えられる。また、鞘管方式の履歴ループは従来方式と比べて若干大きいように見受けられるが、次項に示すひび割れ性状は従来方式と比べて軽微であるため、上部工や充填コンクリートの損傷が主要因ではないと考えられる。

b) ひび割れおよび損傷状況

+2 δ_y および+3 δ_y の3サイクル直後における上部工のひび割れ性状を図8に示す。なお、ひび割れの色別は载荷方向による区別を表しており、数字はクラックゲージで計測したひび割れ幅 (単位: mm) の最大値を示している。ひび割れ性状を見ると、従来方式では上部工底面に杭頭部を中心とした放射状のひび割れが多数進展しているのに対し、鞘管方式では载荷方向に直交したひび割れが数本程度発生することとなり、ひび割れ幅の最大値も従来方式に比べて比較的小さいことが分かる。これは直杭式でも確認されているが²⁾、鞘管方式では上部工内の鞘管と鋼管杭が二重管構造となり主鉄筋への伝達応力が緩和されるためである。なお、本論文で対象としている斜杭式は、直杭式と比較して鞘管と鋼管杭のクリアランスが大きいいため、充填コンクリートの損傷を抑えることが肝要である。

実験では両方式とも3 δ_y 付近で鋼管杭頭部に座屈の兆候が見られ、変位ステップの進行とともに進展していく様子が観察された。写真2は、それぞれ実験終了時 ($\delta=120\text{mm}$) の座屈状況を示しているが、従来方式では相対回転角を計測するためのフラットバーよりも下方、鞘管方式では上方で局部座屈している。ただし、両者の座屈位置の違いは、残留応力や初期不整の影響を受けるため、必ずしも再現性はないものと考えられる。

c) 杭頭回転角の評価

杭頭部は剛結条件に近似するほど、相対回転角 θ_r が小さくなる。そこで、杭頭部の鉛直変位から評価した相対回転角 θ_r を反時計回りを正として図9に示す。なお、実験計測の都合上、上部工下端から65mm下方での相対回

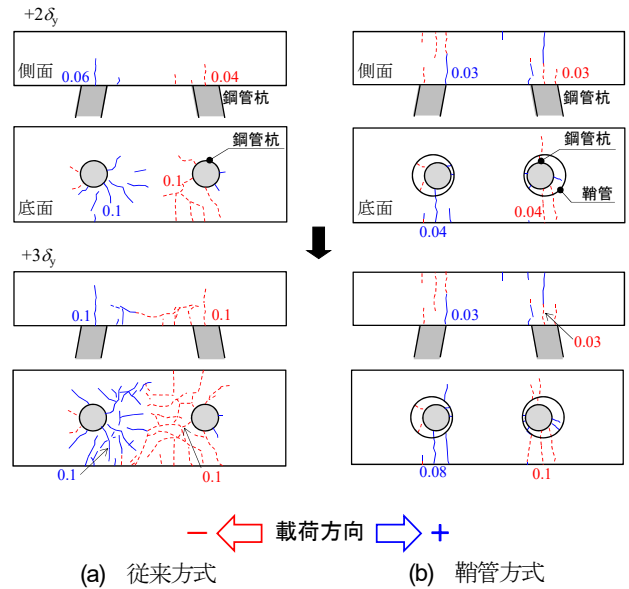


図8 上部工のひび割れ性状

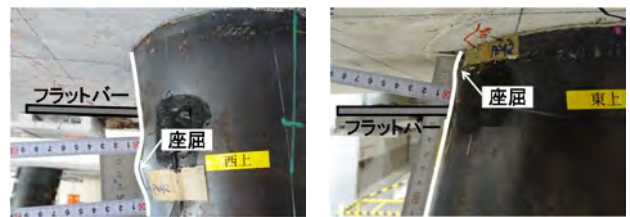


写真2 杭頭部の座屈状況 (実験終了時 $\delta=120\text{mm}$)

転角 θ_r をプロットしたものであり、剛結条件であっても $\theta_r=0$ とはならないことに注意されたい。図9より、両方式ともに相対回転角 θ_r は変位ステップの進行に伴い、斜杭に関する既往研究⁸⁾と同様に反時計回り (写真1参照) のロッキング傾向を示している。従来方式では東杭で $\delta/\delta_y=3$ 、西杭で $\delta/\delta_y=-3$ において相対回転角 θ_r が低下しているが、これは先述したように3 δ_y 付近において、フラットバーよりも下方に座屈の兆候が見られたためだと考えられる。このように、両方式の相対回転角 θ_r は、 $\delta/\delta_y=\pm 3$ の一部を除いて同様の傾向を示していた。

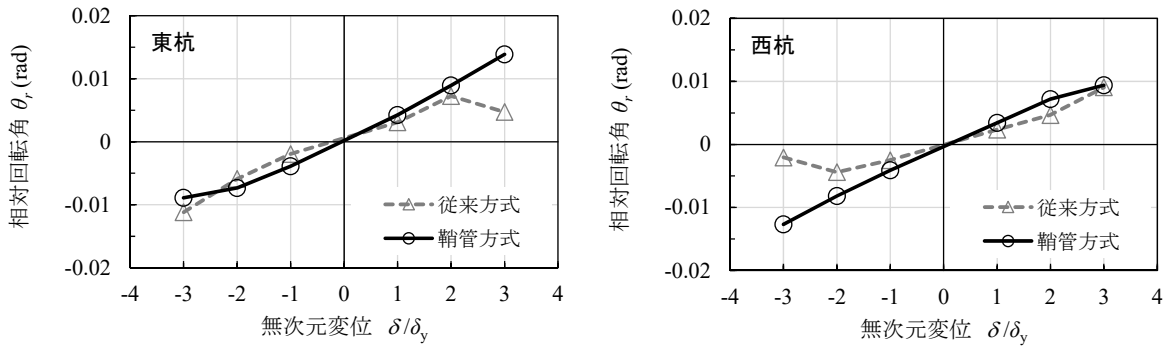


図-9 杭頭部の相対回転角

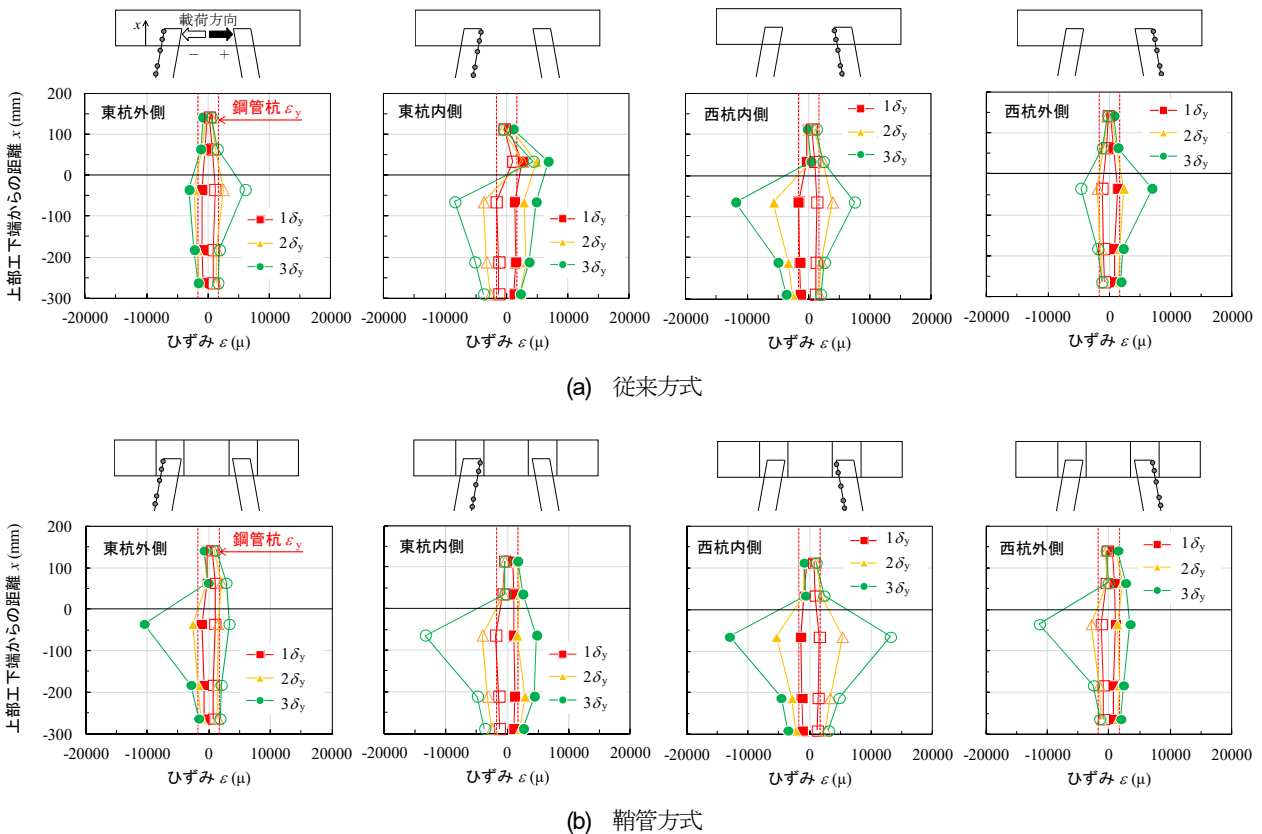


図-10 鋼管杭の杭頭ひずみ分布

d) 鋼管杭の杭頭ひずみ分布

各ステップの3サイクル直後における杭頭ひずみ分布(引張が正)を図-10に示す。縦軸は上部工下端からの距離 x (鉛直上向きが正), 図中の中塗りが荷重方向+, 白抜きが荷重方向-におけるひずみを表している。両方式とも変位ステップが進むに従い, 杭頭ひずみが増加し, $3\delta_y$ の変位ステップで上部工下端よりやや下方でひずみが局所的に発達している。これは, 両方式の鋼管杭が上部工で拘束され, 良好に杭頭部が固定されていることを示唆するものである。

(3) 実験のまとめ

従来方式および鞘管方式で杭頭接合された斜角10度の試験体を用いて, 正負の交番荷重実験を実施した。その結果, 荷重-変位関係, 水平剛性, 杭頭回転角および杭頭ひずみ分布が類似していることから, 両方式の杭頭部は同程度の固定度を有していると考えられる。ただし, 図-6の(b)で見られたように鞘管方式は変位ステップの進行に伴うスリップ現象が一部確認されており, シアキーの接触-剥離に伴う充填コンクリートの損傷が懸念される。この現象は鋼管杭の斜角の影響を大きく受けると考えられるため, 次章で解析的に斜角の影響を考察する。

4. 有限要素解析による鋼管杭の斜角の影響評価

(1) 解析概要

鞘管方式における鋼管杭の斜角による影響を評価するため、汎用解析プログラム DIANA (ver10.2)⁹⁾による幾何学および材料非線形性を考慮した三次元の非線形有限要素解析を実施した。

a) 鞘管方式の解析モデル

解析モデルを図-11、杭頭接合部の詳細図を図-12に示す。解析は荷重軸方向を対称面とする 1/2 対称モデルであり、上部工・充填および中詰コンクリートを 8 節点六面体のソリッド要素、鋼管杭および鞘管を 4 節点四角形の曲面シェル要素とした。上部工の鉄筋は島ら¹⁰⁾の付着-すべりを考慮した埋込鉄筋要素とし、主鉄筋は溶接プレートの節点、せん断補強筋は鞘管の節点とタイイングした(図-12(a))。鋼管杭外面および鞘管内面にはシアキーとして線インターフェース要素(INT 1)を離散的に設け、圧縮方向に抵抗し、引張方向に抵抗しない剛性とし、せん断方向は式(1)より算定¹¹⁾したせん断強度 $\tau_{f0} = 11.6\text{N/mm}^2$ を上限とするバイリニア型の構成則とした。

$$\tau_{f0} = 1.15 + 1.72(f'_c/0.8) \cdot h/s \quad (1)$$

ここで、 f'_c : 充填コンクリートの圧縮強度=48.6N/mm²
 h : 丸鋼径=6mm
 s : シアキーピッチ=60mm

前章の実験より、杭頭部のシアキーは交番荷重によって接触-剥離が交互に生じ、せん断強度が低下するものと考えられる。そこで、本研究では線インターフェース要素において、試行的に実験挙動を再現する再接触時のせん断強度を設定し、再接触時のせん断強度 τ_f を初期 τ_{f0} の半分とした。なお、本来、溶接プレート/鞘管と上部工コンクリートの間および鋼管杭内側と中詰コンクリートの間には付着力が存在するが、適切な付着力の評価が困難なことから、本解析では安全側の評価となるように、

圧縮方向に抵抗し引張時およびせん断時に抵抗しない面インターフェース(INT 2)とした(図-12(b))。

b) 荷重条件および拘束条件

実験の荷重条件をモデル化するため、上部工コンクリートの端面節点を 2 重節点とし、荷重軸上に配置した材軸剛梁要素の端点に集約する形で端部剛梁要素を取り付けた。そして、端面剛梁要素の節点と上部工コンクリート節点の間には、圧縮時に剛、引張時に抵抗しないインターフェース要素を設け、材軸剛梁要素に実験と同じ条件で強制変位を与えた(図-12(c))。実験では鋼管杭下端がスタブに根入れされていることからスタブをモデル化せず、図-11に示すように各軸の並進方向および X 軸、

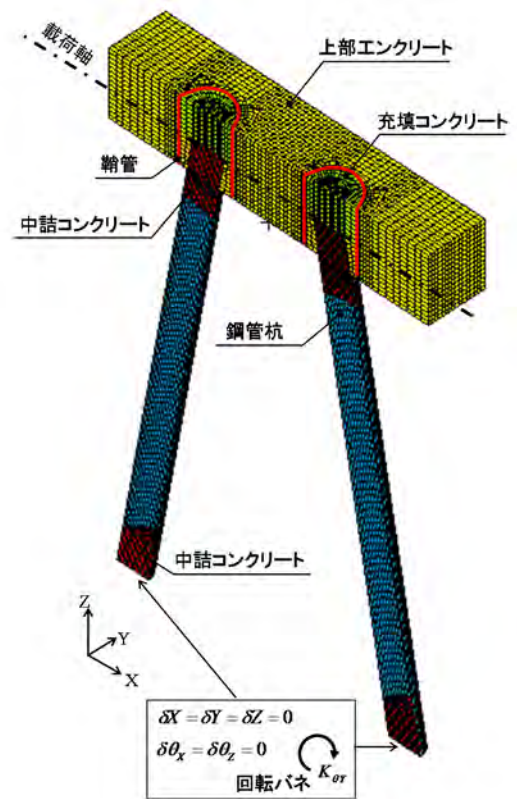
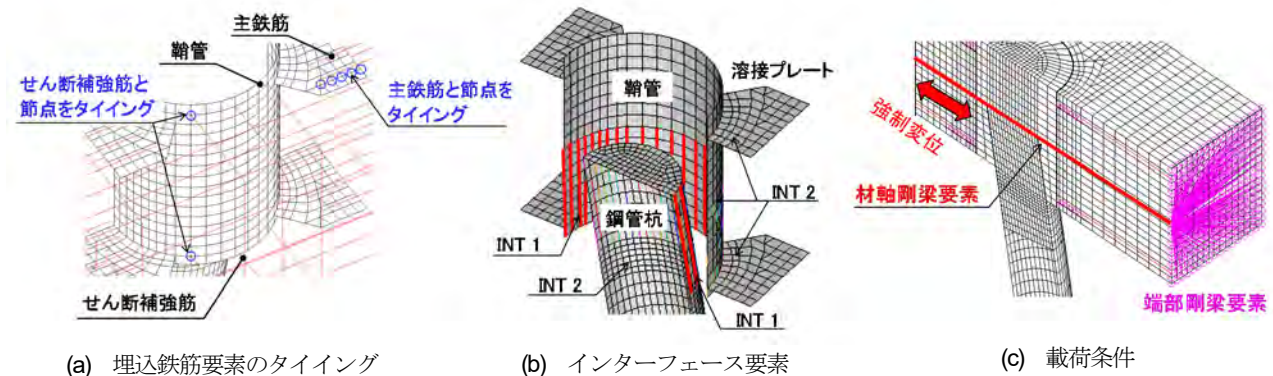


図-11 解析モデル(鞘管方式)



(a) 埋込鉄筋要素のタイイング

(b) インターフェース要素

(c) 荷重条件

図-12 杭頭接合部のモデル詳細図

Z軸回りの回転自由度を拘束した。ただし、スタブへの根入れではY軸回りの回転を完全に拘束できないことを考慮して、別途、回転バネをY軸回りに設定した。回転バネ $K_{\theta Y}$ は、弾性体ソリッド要素によるスタブモデルを別途作成し、鋼管杭下端の相対回転角 θ_Y が実験値と整合するように外力モーメント M_Y を求めて設定した。

c) 材料構成則および解析物性値

コンクリートには分散ひび割れモデル¹²⁾(全ひずみ固定ひび割れモデル)を採用し、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¹³⁾、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¹⁴⁾を用いた。ここで、圧縮破壊エネルギー G_c は Nakamura and Higai¹⁵⁾より算出し、引張破壊エネルギー G_t をコンクリート標準示方書¹⁶⁾に従い算出した。鋼材および埋込鉄筋要素には Von Mises の降伏基準を採用し、引張試験より得られた応力ひずみ関係からバイリニア型の2次勾配をそれぞれ初期勾配 E の $E/1000$ および $E/100$ とした。解析で用いた構成則の概要を図-13 に示すとともに、材料試験から設定した解析物性値の一覧を表-3 に示す。

(2) 解析モデルの妥当性検討

a) 荷重-変位関係と上部工の回転

解析で得られた荷重-変位関係を図-14 に示す。ここで、実験の荷重条件は $\pm 0.5 \varepsilon_y, \pm 1 \delta_y, \pm 2 \delta_y, \pm 3 \delta_y$ ($\varepsilon_y = 1718 \mu, \delta_y = 10.9 \text{mm}$) のそれぞれ3サイクル繰り返して実施しているが、各サイクルで挙動に変化が見られなかったことから、本解析では1サイクルの繰り返し荷重とした。

図-14 より、荷重-変位関係は実験挙動を概ね再現しているものの、解析の降伏変位 ($\delta_y = 15.0 \text{mm}$) は実験 ($\delta_y = 10.9 \text{mm}$) よりも大きく、降伏イベントを含めた完全な再現には至っていないと言える。また、解析の履歴ループは実験よりもやや小さく、次項で考察する杭頭部の一部においてひずみ挙動が小さいことから、実験での損傷を過小評価している可能性が考えられる。一方、図-15 は上部工回転角 θ を比較したものであるが、解析結果は実験で見られた上部工の回転挙動と良い整合が確認できるため、巨視的には実験挙動を再現し得るものと判断される。

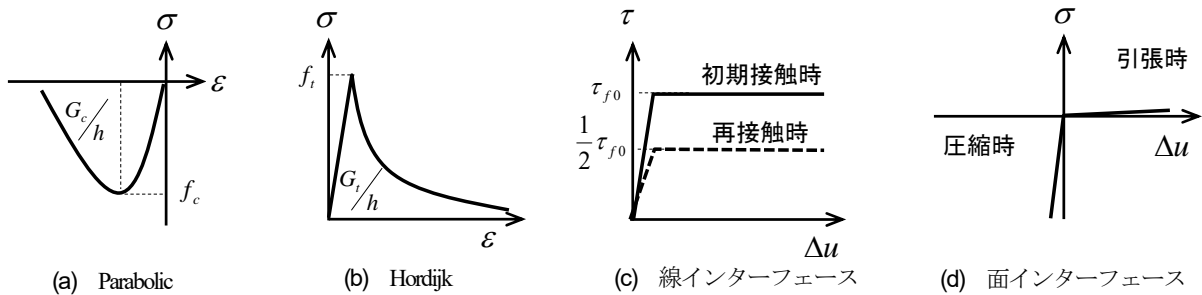


図-13 構成則の概要

表-3 解析物性値の一覧

(a) コンクリート

コンクリート	弾性係数 E (N/mm^2)	ポアソン比 ν	圧縮強度 f'_c (N/mm^2)	圧縮破壊 エネルギー G_c (N/mm)	引張強度 f_t (N/mm^2)	引張破壊 エネルギー G_t (N/mm)	最大骨材寸法 d_{max} (mm)
上部工コンクリート	28.7×10^3	0.2	33.2	50.5	2.8	0.076	13
充填コンクリート 中詰コンクリート	32.8×10^3	0.2	48.6	61.1	3.6	0.086	13

(b) 鋼材

鋼材	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)	径 ϕ (mm)	二次勾配
鋼管杭	223×10^3	0.3	384.1	4.5	-	$E/1000$
鞘管	211×10^3	0.3	377.1	6.0	-	$E/1000$
溶接プレート	210×10^3	0.3	300.4	11.0	-	$E/1000$
主鉄筋	181×10^3	0.3	375.9	-	13	$E/100$
せん断補強筋	194×10^3	0.3	449.2	-	10	$E/100$

(c) 線インターフェース

線インターフェース	圧縮剛性 ($\text{N/mm}^2/\text{mm}$)	引張剛性 ($\text{N/mm}^2/\text{mm}$)	初期せん断強度 τ_{f0} (N/mm^2)	再接触せん断強度 τ_f (N/mm^2)
INT 1	1.0×10^4	(極小値)	11.6	5.8

(d) 面インターフェース

面インターフェース	圧縮剛性 ($\text{N/mm}^2/\text{mm}$)	引張剛性 ($\text{N/mm}^2/\text{mm}$)	せん断剛性 ($\text{N/mm}^2/\text{mm}$)
INT 2	1.0×10^4	(極小値)	(極小値)

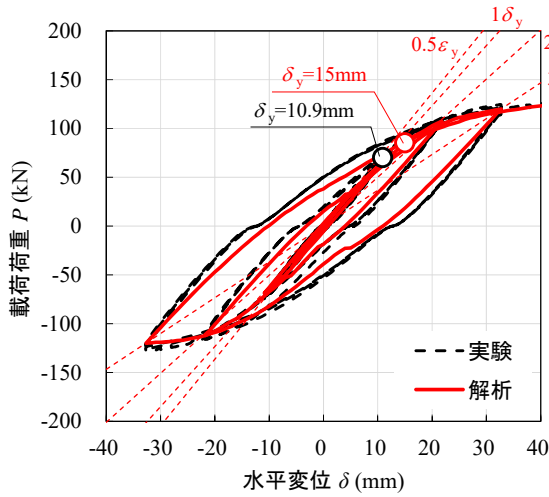


図-14 荷重-変位関係の比較

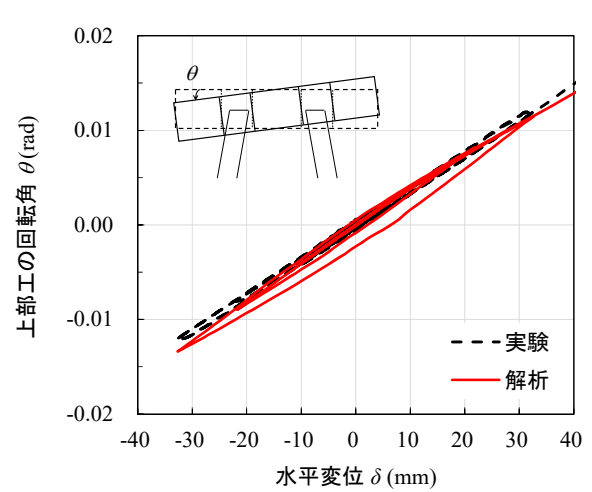


図-15 上部工回転角の比較

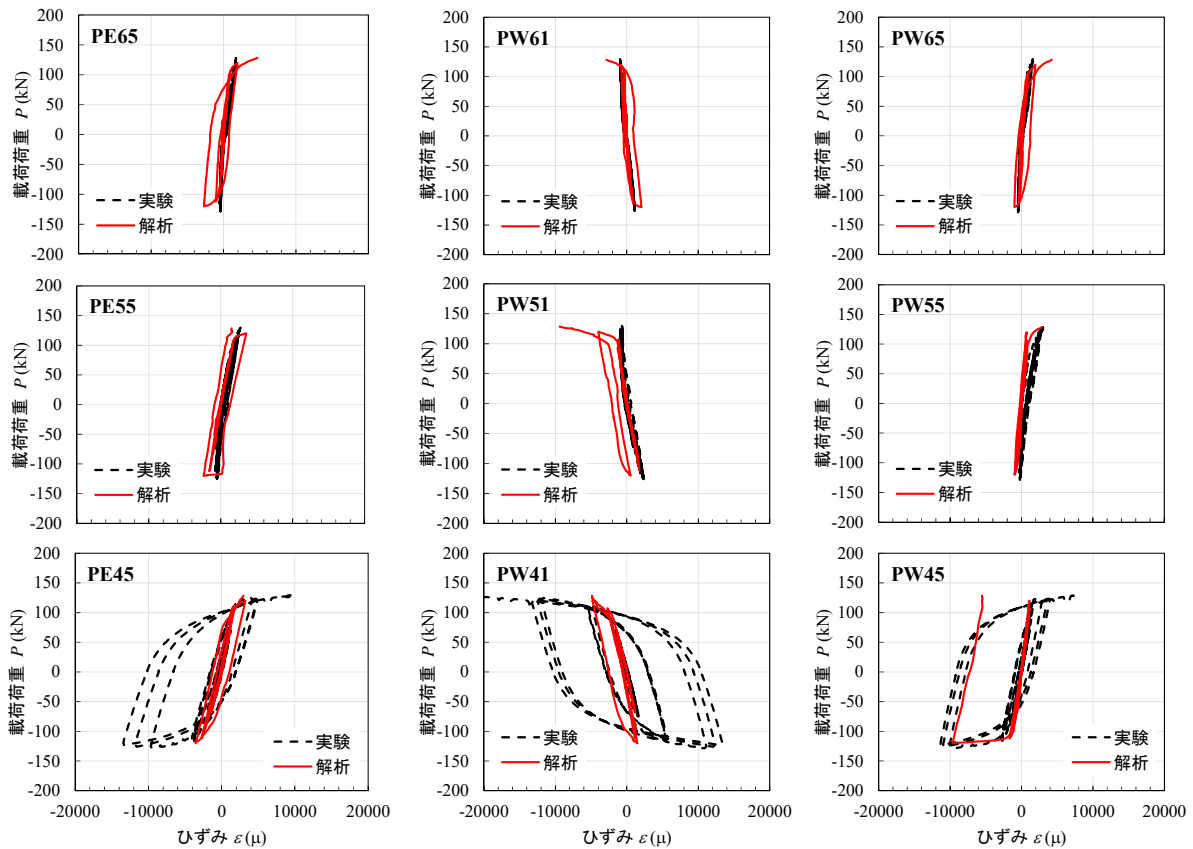
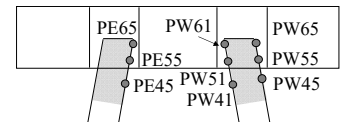


図-16 杭頭部のひずみ挙動の比較



b) 杭頭部のひずみ挙動

次に、鋼管杭の杭頭部におけるひずみ挙動を図-16に示す。解析では、鞘管内に挿入した鋼管杭 (PE65, PE55, PW61, PW51, PW65, PW55) のひずみが小さく、上部工下端の杭頭部 (PE45, PW41, PW45) に比較的大きなひずみが生じており、実験の傾向を捉えている。一方で、杭頭部のPW45を除いた履歴ループが実験よりも小さいが、杭頭部のシアキーとして離散的に配置した線

インターフェース要素が、メッシュサイズの影響を受けてせん断方向に滑りやすくなり、解析で与えた基準変位 (=実験の降伏変位 $\delta_y=10.9\text{mm}$) が解析モデルの降伏変位 ($\delta_y=15.0\text{mm}$) より小さくなったことが要因として考えられる。このように、鞘管方式を適用した斜杭式試験体の解析モデルは、実験の完全な再現に至っていないものの、定性的に実験挙動を捉えていることから、本解析モデルを用いて斜角の影響を考察する。

(3) 鞘管方式の斜角による影響

a) 検討一ス

鋼管杭の斜角による影響を考察するため、前述の解析モデルを用いて斜角 10 度および斜角 15 度による検討を行った。図-17 に検討ケースを示す。なお、斜角および鞘管径以外の解析条件は全て共通である。荷重条件は、各検討ケースのプッシュオーバー解析から基準変位 δ_y を求め、前項と同様に各変位ステップで 1 サイクルの繰り返し荷重を実施した。

b) 斜角による耐力の影響

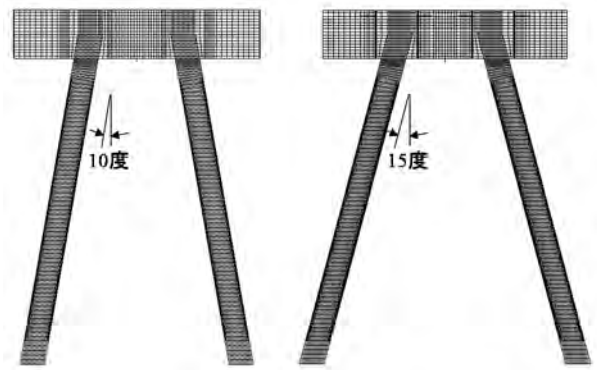
荷重-無次元変位の関係を図-18 に示す。プッシュオーバー解析の結果から斜角 10 度は $\delta_y=15.0\text{mm}$ 、斜角 15 度は $\delta_y=10.9\text{mm}$ で横軸を無次元化している。斜角 15 度の初期水平剛性 (P/δ) は斜角 10 度の約 1.6 倍となり、斜角が大きくなることで水平剛性が向上した。

図-18 より、 $\delta/\delta_y=3$ までの変位ステップで斜角 15 度の最大荷重は 154.4kN、斜角 10 度は 126.7kN であり、最大荷重が約 1.2 倍に向上していることが確認できる。一般に、斜杭式では斜角が大きくなると水平剛性および耐力が向上するため、本結果は妥当なものと考えられる。一方、斜角 15 度では、 $\delta/\delta_y=2.4$ 付近で一部荷重低下が見られ、鞘管内の充填コンクリートが損傷したことによるものと考えられる。

c) 繊維補強コンクリートの適用

鞘管内の充填コンクリートにおける脆性的な損傷は、急激な荷重低下をもたらす可能性があるため、これを回避することが望ましい。そこで、高い靱性を有する繊維補強コンクリートの適用を検討した。

本検討では、超高強度繊維補強コンクリートの設計・施工指針(案)¹⁷⁾に記載されている標準配合粉体と 2 vol.% の鋼繊維(引張強度 2700N/mm²、繊維径 0.2mm、繊維長 15mm)を想定したモデルを適用した。同指針には圧縮応力-ひずみ曲線として図-19 の(a)、引張応力-ひずみ曲線として図-19 の(b)が示されており、引張応力-ひずみ曲線の等価検長 L_{eq} は、引張軟化曲線を直接組み込んで求めた曲げ耐力と、応力-ひずみ曲線より求めた曲げ耐力が等しくなるように定めることが推奨されている¹⁷⁾。等価検長 L_{eq} について、例えば田中ら¹⁸⁾は、同 2 vol.% を用いた矩形断面の桁に対して算定式を提案しているが、本検討では鞘管と鋼管杭の間のみ繊維補強コンクリートを適用するため、適切な等価検長の設定は困難と考え、充填コンクリートの要素寸法(12~25mm)を参考に等価検長 $L_{eq}=20\text{mm}$ とした。本検討で想定する繊維補強コンクリートの物性値を表-4 に示す。なお、杭頭部に設けたシアキーのせん断強度は充填コンクリートの圧縮強度によって変化するが、繊維補強コンクリートを用いた式(1)の適用性が不明確なことから、本検討ではシアキーのせん断強度が変化しないものと仮定した。



(a) 斜角 10 度 (b) 斜角 15 度

図-17 検討ケース

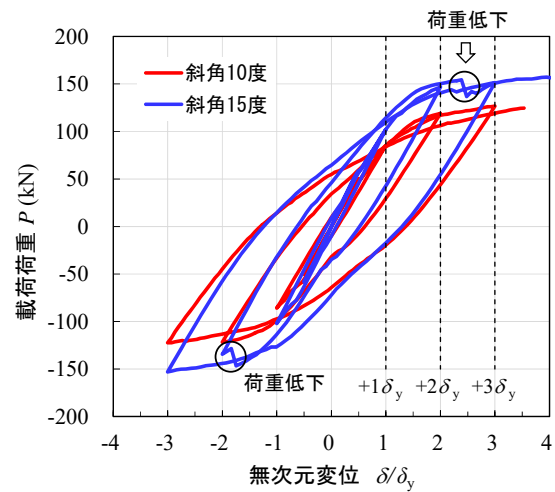


図-18 斜角による荷重-変位関係

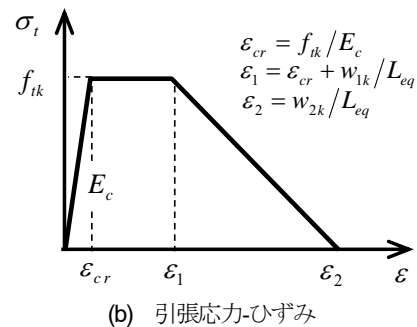
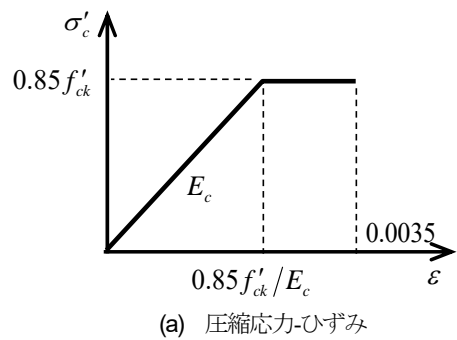


図-19 応力-ひずみ関係

d) 充填コンクリートの損傷評価

有限要素解析における損傷指標の一つである「偏差ひずみの第2不変量」は、コンクリートの曲げひび割れの開口や、斜めひび割れの発生といった引張損傷を評価する指標（一般に限界値 1000 μ ）であり、通常、要素分割の依存性を低減するため平均化される¹⁹⁾。本検討では着目する充填コンクリートの最小要素寸法が 12mm であることを考慮し、平均化半径を 10mm とした。

解析で得られた西側杭充填コンクリートの偏差ひずみの第2不変量コンターを図-20 に示す。図中より、各ケースともに変位ステップの進行に伴い、鋼管杭の杭頭部周辺から損傷が拡大している様子が伺える。斜角 15 度に着目すると、 $+2\delta_y \sim +3\delta_y$ にかけて 1000 μ 以上（赤色のコンター）の損傷領域が杭頭上端から下方に進展し、上部工下端まで連なる様相が確認できる。一方、斜角 10 度も損傷領域が下方に進展するが、完全には連なっていない。図-18 で見られた斜角 15 度の荷重低下は、 $2\delta_y \sim 3\delta_y$ で生じており、図-20 における 1000 μ 以上の損傷領域が完全に連なる $2\delta_y \sim 3\delta_y$ と対応していることから、連続した充填コンクリートの損傷によるものと考えられる。

斜角 15 度(Fiber)では鋼管杭の上端および下端の一部に損傷が確認できるが、斜角 15 度と比べて明らかに軽微な損傷に抑えられている。図-21 に荷重-無次元変位関係を示すが、斜角 15 度(Fiber)は荷重低下が見られず、 $\delta/\delta_y=3$ 時点における最大荷重は、斜角 15 度の約 1.3 倍に向上した。

以上の解析的検討より、鞘管方式を斜杭に適用する場合、鞘管内の充填コンクリートの引張およびせん断ひび割れによる損傷を軽微に抑えることで、斜角の拡大に対応できる可能性が示唆された。

表4 繊維補強コンクリートの想定物性値

圧縮強度 f'_{ck} (N/mm ²)	引張強度 f_{tk} (N/mm ²)	弾性係数 E (N/mm ²)	等価検長 L_{eq} (mm)
180	8.8	50×10^3	20
開口変位*1 w_{1k} (mm)		開口変位*2 w_{2k} (mm)	
0.5		4.3	

*1 ひび割れ発生後、一定応力を保持できる開口変位

*2 ひび割れ発生後、応力がゼロとなる開口変位

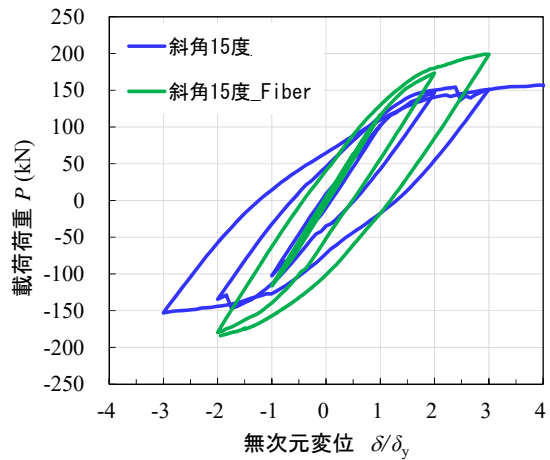


図-21 斜角 15 度の荷重-変位関係

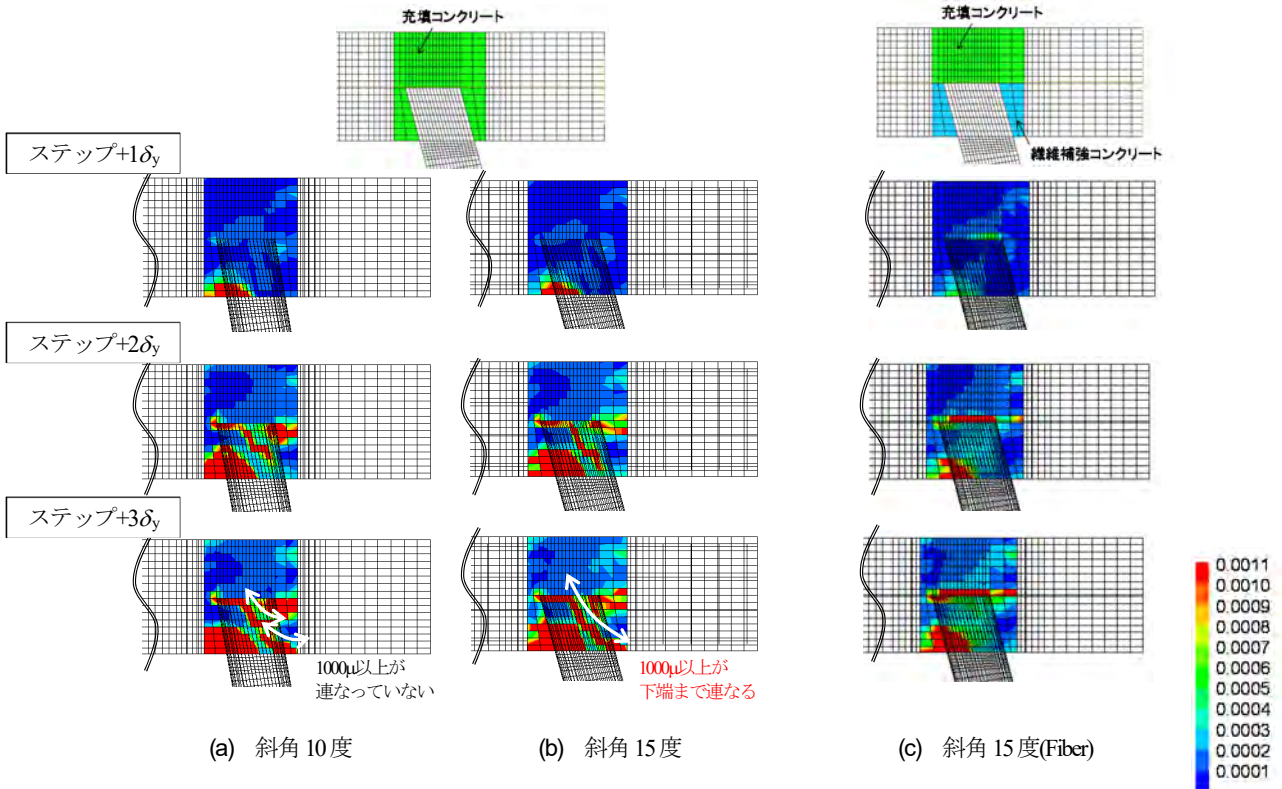


図-20 西側杭充填コンクリートの偏差ひずみの第2不変量

5. おわりに

本研究では、鞘管方式による斜杭の杭頭接合について、試験体を用いた交番載荷実験から固定度に関する比較を行った。また、鞘管方式の斜角による影響を考察するため、三次元有限要素解析を実施し、鞘管内の充填コンクリートにおける損傷を評価した。

以下に本研究で得られた知見を示す。

- 1) 斜角 10 度の試験体を用い、正負の交番載荷実験を実施した。その結果、従来方式と鞘管方式は荷重変位関係や水平剛性、杭頭部の相対回転角およびひずみ挙動が類似しており、杭頭部の固定度は概ね同程度であると考えられた。
- 2) 直杭式と同様に斜杭に適用した鞘管方式は、載荷方向に直交する数本のひび割れに留め、且つ、最大ひび割れ幅も小さい傾向が確認された。
- 3) 鞘管方式では荷重 0 付近で若干、変位が進行するスリップ現象が確認された。これは、交番載荷によって杭頭部のシアキーの接触・剥離が交互に生じて充填コンクリートが損傷し、シアキーのせん断強度が低下したためだと推察された。
- 4) 斜角 10 度および 15 度の解析結果から、斜角 15 度は水平剛性および耐荷力が向上する一方で、 $+2\delta_y$ から $+3\delta_y$ にかけて一部、荷重が低下する現象が確認された。鞘管内の充填コンクリートにおける損傷指標（偏差ひずみの第2不変量）を比較すると、斜角 15 度では、変位ステップの進行に伴い、充填コンクリートの損傷領域（ 1000μ 以上）が下方に進展し、上部工下端まで連なることで荷重低下が生じていた。
- 5) 鞘管と鋼管杭の間に高靱性な繊維補強コンクリートを適用した場合、損傷程度が軽減され、荷重低下もなく耐力向上が確認された。このことから、鞘管方式を斜杭に適用する場合、充填コンクリートの損傷を軽微に抑えることで、斜角の拡大に適用できる可能性が示唆された。

本実験では、鞘管方式は斜角 10 度程度で適用できることを確認し、さらに斜角が大きくなる場合には、充填コンクリートの損傷を抑えることが肝要であり、その一例として繊維補強コンクリートの適用が有効であることを解析的に示した。ただし、狭隘な充填部位への繊維補強コンクリートの施工性については十分な検討が必要であり、今後の課題としたい。

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) 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.
- 3) 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.
- 4) 川端雄一郎，池野勝哉，加藤絵万，岩波光保：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，港湾空港技術研究所資料，No.1359, 2019.
- 5) 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委員会，pp.79-85, 2018.
- 6) 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.
- 7) 大矢陽介，塩崎禎郎，小濱英司，川端雄一郎：耐震性能照査における鋼管部材のモデル化法の提案，港湾空港技術研究所報告，Vol.56，No.2, 2017.
- 8) 清田三四郎，米澤豊司，青木一二三，神田政幸，西岡英俊，出羽利行：斜杭基礎の水平抵抗特性と鉄道構造物への適用性の検討，地盤工学ジャーナル，Vol.5，No.2，pp.293-307, 2010.
- 9) DIANA-10.2 User's Manual, DIANA FEA BV.
- 10) 島弘，周礼良，岡村甫：マッシュ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.
- 11) 土木学会：複合構造標準示方書[設計編]，pp. 476-480, 丸善，2014.
- 12) 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.
- 13) Feenstra, P. H. : Computational Aspects of Biaxial Stress in Plain and reinforced Concrete, PhD-thesis, Delft University of Technology, 1993.
- 14) Hordijk, D. A. : Local Approach to Fatigue of Concrete, PhD-thesis, Delft University of Technology, 1991.
- 15) 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.
- 16) 土木学会：2017 年制定 コンクリート標準示方書[設計編]，pp. 41-42, 丸善，2018.
- 17) 土木学会：超高強度繊維補強コンクリートの設計・施工指針（案），コンクリートライブラリー，No.113, 2004.
- 18) 田中良弘，福浦尚之，鶴沢哲史，坂本淳，前堀伸平，片桐誠：超高強度繊維補強コンクリートの引張特性と引張軟化曲線のモデル化，土木学会論文集，No.788/V-67，pp.159-173, 2005.
- 19) 土木学会：2017 年制定 コンクリート標準示方書[設計編]，pp. 507-513, 丸善，2018.

(2019.11.4 受付, 2020.1.22 修正, 2020.2.16 受理)

CYCLIC LOADING TEST AND ANALYTICAL STUDY ON PILE HEAD CONNECTION OF RAKING PILE FOR PORT PIER USING SLEEVE TUBE TYPE

Katsuya IKENO, Mitsuyasu IWANAMI, Yuichiro KAWABATA and Ema KATO

The authors have already proposed “Sleeve tube type” as a pile head connection which is suitable for precast superstructure of vertical pile pier. However, for the case of raking pile pier, which is also widely used as port pier for its high lateral rigidity, “Sleeve tube type” is difficult to be applied for concern of lower rigid connection due to larger sleeve tube diameter. In this paper, cyclic loading tests are carried out to compare the rigid connection of both conventional type and sleeve tube type. In addition, the effect of the raking angles is also discussed by conducting a three-dimensional finite element analysis on cyclic loading test of sleeve tube type. As a result, it was suggested that the sleeve tube type can be applied at raking angles of 10 degrees or less, and the damage of filled concrete in the sleeve tube may lead to a reduction of strength when the raking angle becomes larger.