

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 絵万³

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)

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損傷を評価し、斜角による影響を考察した。本研究の条件下では、鞘管方式は斜角 10 度以下に適用することができると考えられ、さらに斜角が大きくなる場合には、鞘管内の充填コンクリートの損傷が荷重低下をもたらす可能性が示唆された。

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検討されている。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上部工が構築されるため、プレキャスト化によるメリットは極めて大きい。栈橋上部工のプレキャスト化を検討するにあたり、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望ましい。

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、優れたエネルギー吸収性能と杭頭固定度を有することを示している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。

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、本研究では従来の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接合性能に関する比較を行った。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損傷を評価し、斜角による影響を考察した。

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概要を図-1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隙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、鞘管と接続した上下の主

鉄筋に力が伝達する。この方式は、直杭式栈橋のプレキャスト施工で実績⁹⁾があり、施工手間が少なく施工性に優れた杭頭接合方法である。

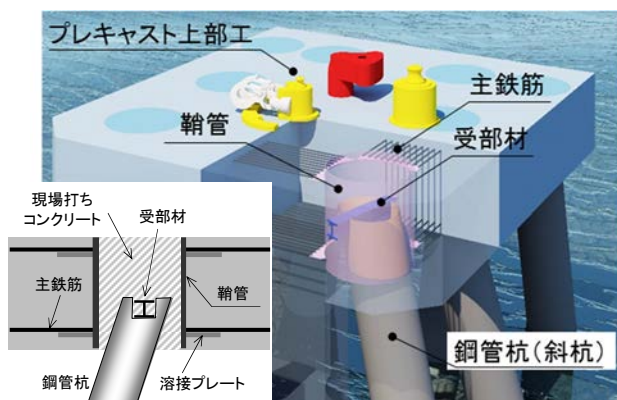


図-1 鞘管方式を適用した斜杭式ドルフィン

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、本実験では実験装置の制約から斜角を 10 度とした。実験の概要を図-2 に示す。上部工の両端面には剛性の高い鋼板を 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。

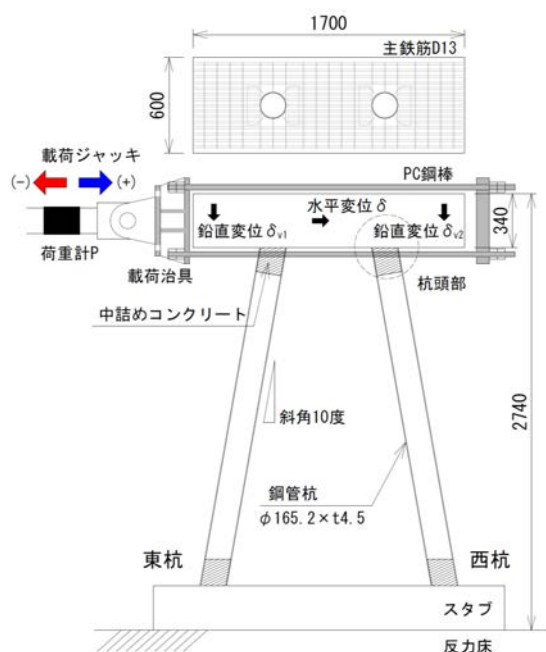


図-2 交番载荷実験の概要

a) 実験ケース

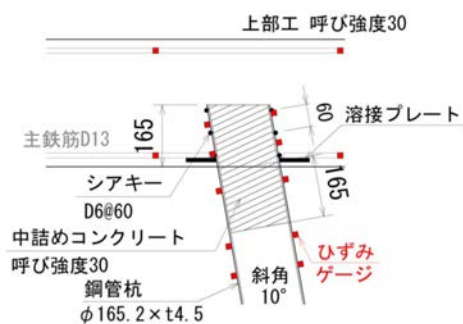
実験ケースを図-3 に示す。実験に用いた試験体は、現場打ちによる従来方式、プレキャストによる鞘管方式の 2 ケースである。従来方式は、杭頭部の溶接プレート（SS400, $t 4.0$ ）に下側の主鉄筋 D13 をフレア溶接し、上部工および杭頭部の中詰めと呼び強度 30 のコンクリートを打設した。鞘管方式は、鞘管（STK400, $\phi 267.4 \times t 6.0$ ）の上下に溶接したプレートにそれぞれ主鉄筋 D13 をフレア溶接するとともに、呼び強度 30 のプレキャスト上部工を製作した。その後、鞘管内に鋼管杭を 1.0D（D：杭径）挿入し、その間隙および杭頭部の中詰めと呼び強度 40 のコンクリートを打設することで一体化を図った。なお、各ケースの杭頭部にはシアキーとして丸鋼 $\phi 6$ を 60 mm ピッチで溶接した。

b) 载荷条件

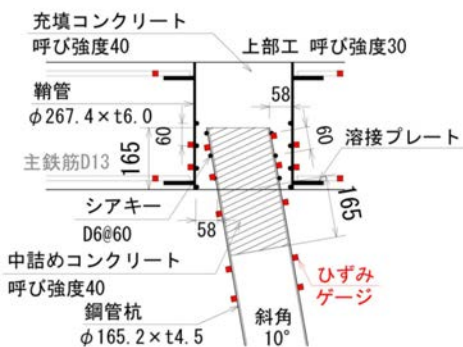
载荷条件は、杭頭部の任意のひずみゲージが降伏値（ $\epsilon_y = 1718 \mu$ ）に達した時の上部工中心の水平変位を基準変位 δ_y とし、 $\pm 0.5 \delta_y$, $\pm 1 \delta_y$, $\pm 2 \delta_y$, $\pm 3 \delta_y$ をそれぞれ 3 サイクル繰り返した。ここで、 $\pm 0.5 \delta_y$ は試験体が弾性挙動を示すと考えられる変位ステップであり、基準変位 δ_y ではなく降伏ひずみ ϵ_y から定義している。実験では上記の交番载荷を実施した後、概ね毎秒 0.1 mm で一方向の単調载荷を行った。

c) 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-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



(a) 従来方式（現場打ち）



(b) 鞘管方式（プレキャスト）

図-3 実験ケースの杭頭部

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。計測項目は、載荷荷重 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 65 mm 下方の鋼管杭に厚み 6mm のフラットバー（80 mm×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-4）。

(2) 実験結果および考察

a) 荷重-変位関係

載荷荷重 P および上部工中心の水平変位 δ の関係を図-5、鞘管方式の実験状況を写真-1 に示す。図中の破線は、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-6 に示した。図-5 より、両方式とも西鋼管杭の内側（PW41）が最初に降伏し、紡錘型の履歴曲線を描いており、図-6 に示した水平剛性の低下傾向も類似している。ただし、鞘管方式は、 $2\delta_y$ 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確認された（以下、スリップ現象）。これは、交番載荷によってシアキーの接触・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。鞘管方式では従来方式と異なり、鋼管杭に主鉄筋が接続さ

れていないため、鞘管内に介在する充填コンクリートの損傷は荷重-変位関係に影響を与えるものと推察される。

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)	備考
鋼管杭	384.1	447.3	223×10^3	1718	STK400
鞘管	377.1	430.6	211×10^3	1792	
溶接プレート	300.4	494.5	210×10^3	1431	SS400
主鉄筋	375.9	553.7	181×10^3	2082	SD345
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)	養生期間	備考
上部工コンクリート	32.6	2.8	28.8×10^3	24日	従来方式
	33.2	2.8	28.7×10^3	49日	鞘管方式
充填コンクリート	48.6	3.6	32.8×10^3	38日	鞘管方式

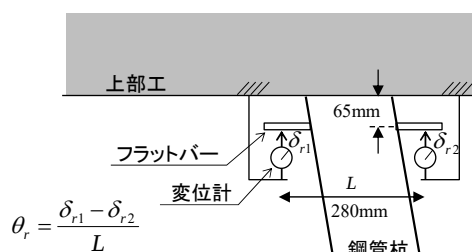
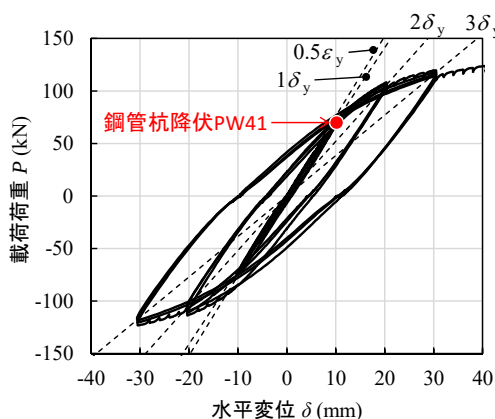
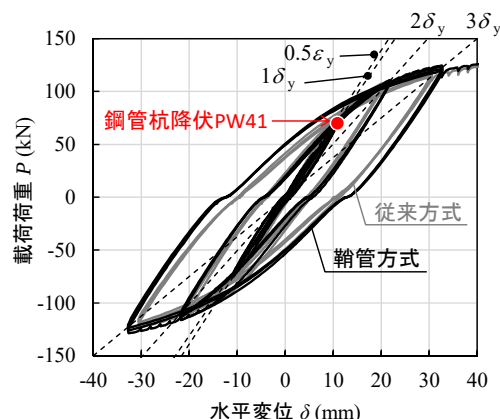


図-4 杭頭部の相対回転角の計測



(a) 従来方式



(b) 鞘管方式

図-5 荷重-変位関係

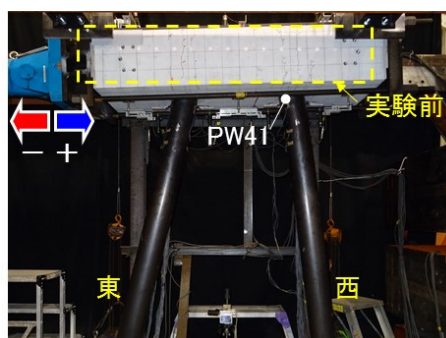


写真-1 実験状況（鞘管方式）

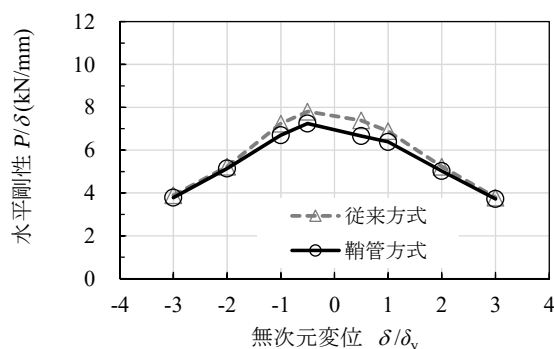


図-6 水平剛性の変化

b) ひび割れ性状

$+1\delta_y \sim +3\delta_y$ の3サイクル直後における上部工のひび割れ性状を図-7に示す。なお、ひび割れの色別は荷重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、鞘管方式では荷重方向に直交したひび割れが数本程度発生するにとどまり、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。このように、鞘管方式では上部工内の鞘管が鋼管杭を拘束し、主鉄筋に伝達される力を緩和するため、ひび割れによる損傷が軽微に抑えられる²⁾。

c) 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-8に示す。なお、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とが分かる。これは、両方式の鋼管杭が上部工で拘束され、杭頭部が固定されていることを示唆している。

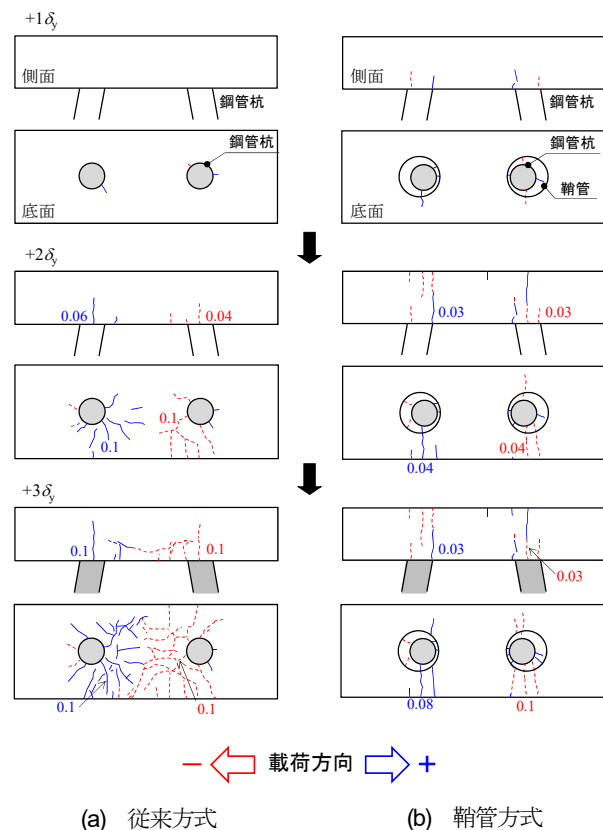


図-7 上部工のひび割れ性状

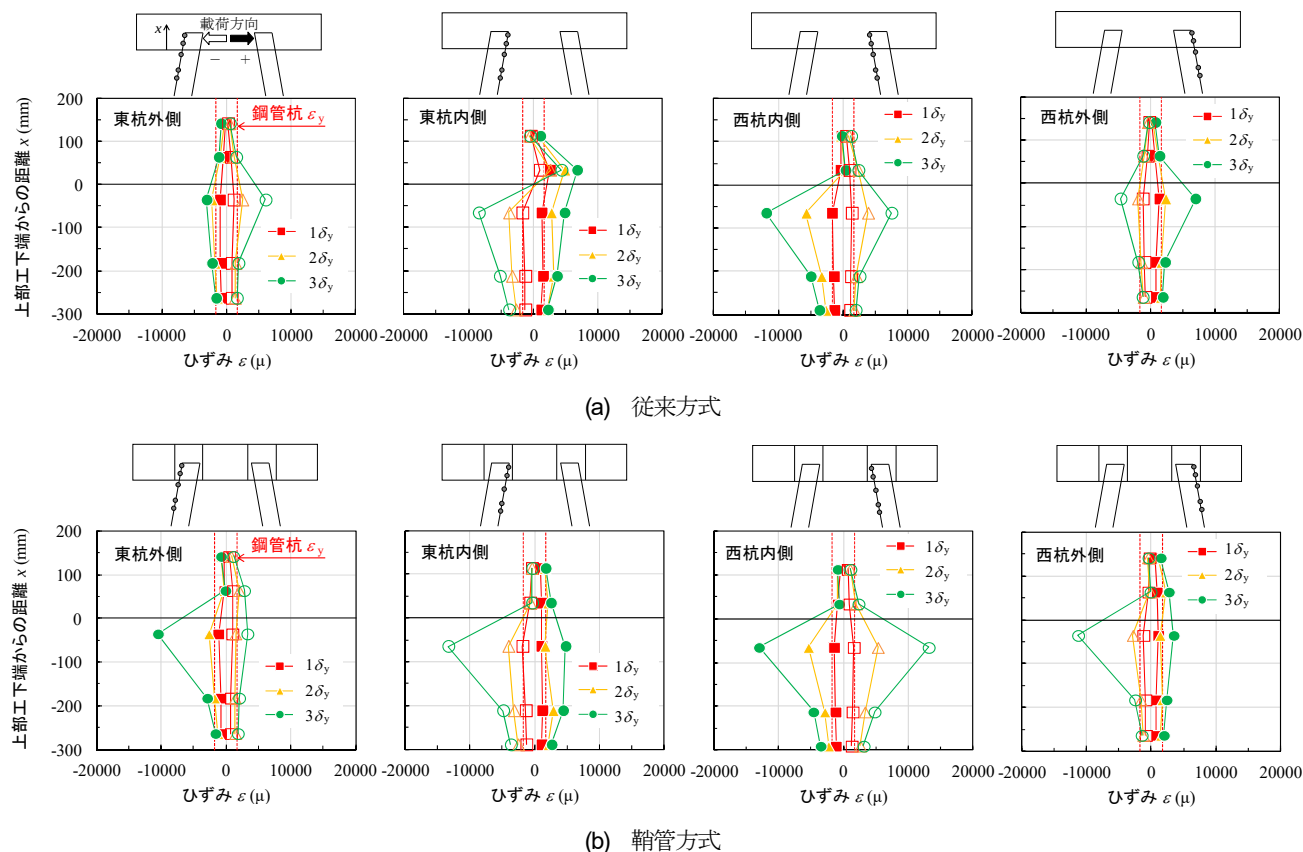


図-8 鋼管杭杭頭部のひずみ分布

d) 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 が小さくなると考えられる。そこで、杭頭部の鉛直変位から評価した相対回転角 θ_r を時計回りを正として図-9に示す。なお、実験の都合上、上部工下端から65mm下方での相対回転角 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が必要である。

図中より、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増加する傾向を示している。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 は低下しているが、これは同変位ステップにおいて、相対回転角 θ_r の計測位置より下方に座屈が生じたためである。このように、両方式は $\delta/\delta_y=\pm 3$ の一部を除いて、同様の相対回転角 θ_r を示した。

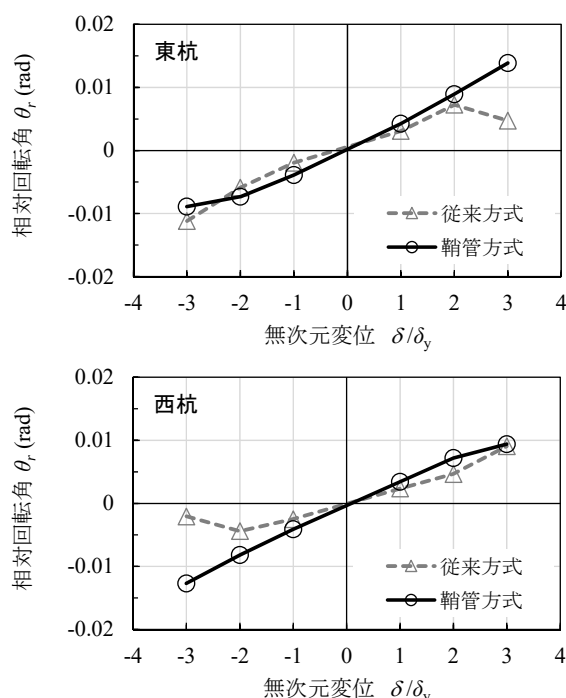


図-9 杭頭部の相対回転角

(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、正負の交番載荷実験を実施した。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接合性能を有していると考えられる。ただし、鞘管方式では変位ステップの進行に伴うスリップ現象が確認されており、この現象は斜角の影響を大きく受けるものと推察される。次章では、斜角の影響を考察するために実施した解析的検討について述べる。

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

鋼管杭の斜角による鞘管方式への影響を評価するため、汎用解析プログラム DIANA (ver10.2) ⁹⁾による幾何学的小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する。

a) 解析モデル

解析モデルを図-10、杭頭接合部の詳細を図-11に示す。解析は載荷軸方向を対称面とする1/2対称モデルであり、上部工コンクリート、充填コンクリート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。上部工コンクリートの鉄筋は島ら⁷⁾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-11(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(INT1)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⁸⁾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 $=48.6\text{N/mm}^2$

h : 丸鋼径 $=6\text{mm}$

s : シアキーピッチ $=60\text{mm}$

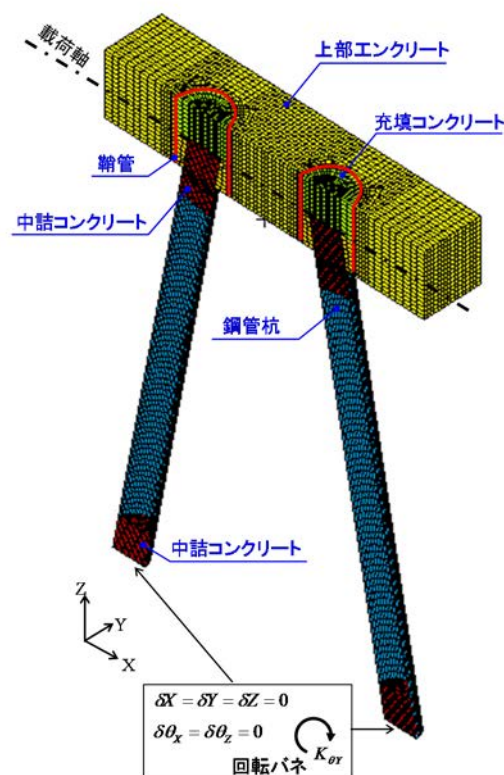


図-10 解析モデル (鞘管方式)

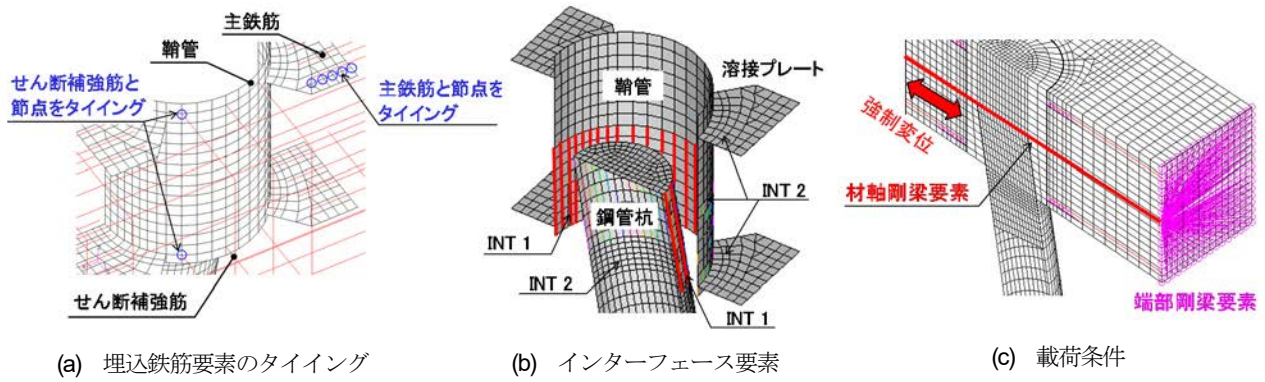


図-11 杭頭接合部のモデル詳細図

前述の実験結果より、杭頭部のシアキーは交番载荷によって接触-剥離が交互に生じ、せん断強度が低下すると考えられる。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決定し、再接触時のせん断強度 τ_r を初期 τ_{f0} の半分とした。なお、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、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）を設けた（図-11(b)）。

b) 载荷条件および拘束条件

実験の载荷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、载荷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-11(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-10に示すように各軸の並進方向およびX軸、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⁹⁾（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¹⁰⁾、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¹¹⁾を用いた。ここで、圧縮破壊エネルギー G_c は中村ら¹²⁾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¹³⁾に従い算出した。埋込鉄筋要素および鋼材にはVon Misesの降伏基準を採用し、バイリニア型の2次勾配をそれぞれ初期勾配 E の $E/100$ および $E/1000$ とした。

解析で用いた構成則の概要を図-12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-13に示す。なお、実験の载荷条件は $\pm 0.5 \varepsilon_y$ 、 $\pm 1 \delta_y$ 、 $\pm 2 \delta_y$ 、 $\pm 3 \delta_y$ （ $\varepsilon_y = 1718 \mu$ 、 $\delta_y = 10.9 \text{ mm}$ ）のそれぞれ3サイクル繰り返して実施しているが、解析では計算時間を短縮するため各変位ステップで1サイクルの繰り返し载荷とした。

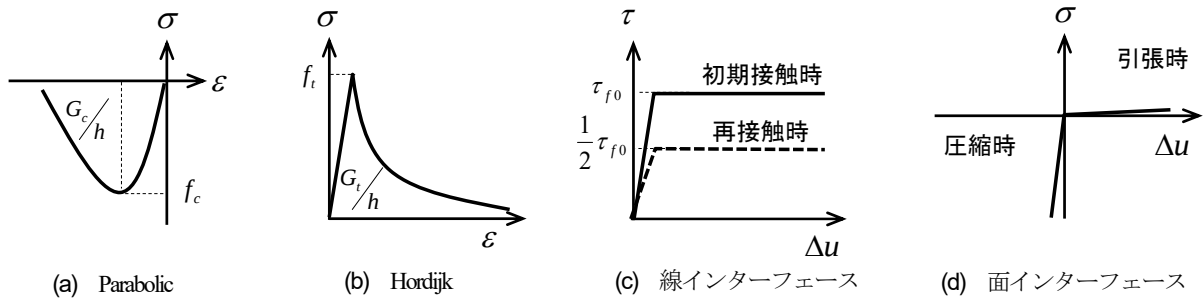


図-12 構成則の概要

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	-	$E/100$
鞘管	211×10^3	0.3	377.1	6.0	-	$E/100$
溶接プレート	210×10^3	0.3	300.4	11.0	-	$E/100$
主鉄筋	181×10^3	0.3	375.9	-	13	$E/1000$
せん断補強筋	194×10^3	0.3	449.2	-	10	$E/1000$

(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)

図中より、荷重-変位関係は実験挙動を比較的良く表現できているが、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。これは、鋼管杭外面および鞘管内面に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 (INT 1) において、メッシュサイズの影響を受けて局所的なせん断力が作用し、滑りやすくなることが一要因として考えられる。なお、線インターフェース要素に接触・剥離によるせん断強度の低下を考慮することによって、実験で観察されたスリップ現象の一部 (解析は $2\delta_y$ および $3\delta_y$ の荷重-20kN 付近) を表現している。実験では、上部工の鉛直変位 δ_v を計測しているため上部工回転角 θ を評価することができる。時計回りを正とした解析の上部工回転角 θ を図-14 に示すが、実験と良く整合している。

妥当であると判断した。

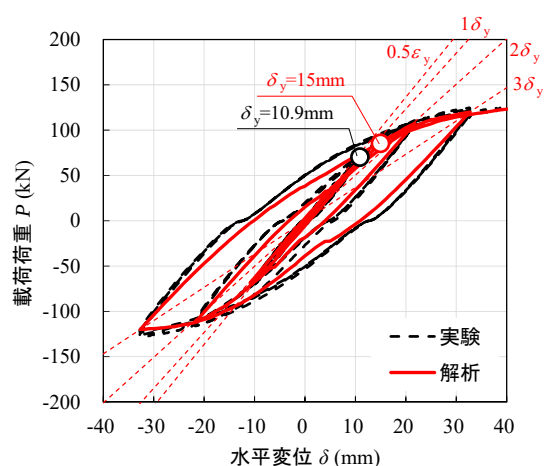


図-13 荷重-変位関係の比較

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-15 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、これは、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 ($\delta_y=15.0\text{mm}$) より小さいことや、1 サイクルの繰り返し載荷としていることが要因として考えられる。

以上より、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、巨視的には概ね挙動を表現できていることから、モデル化は

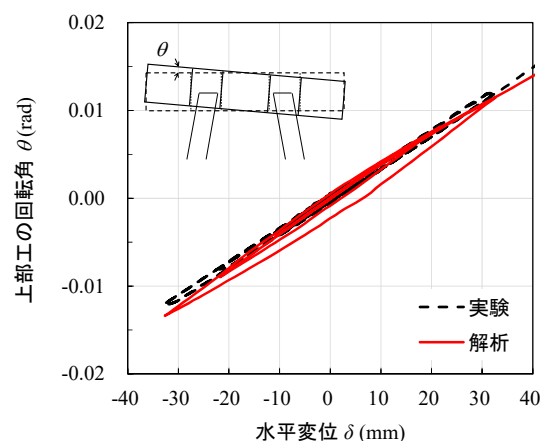


図-14 上部工回転角の比較

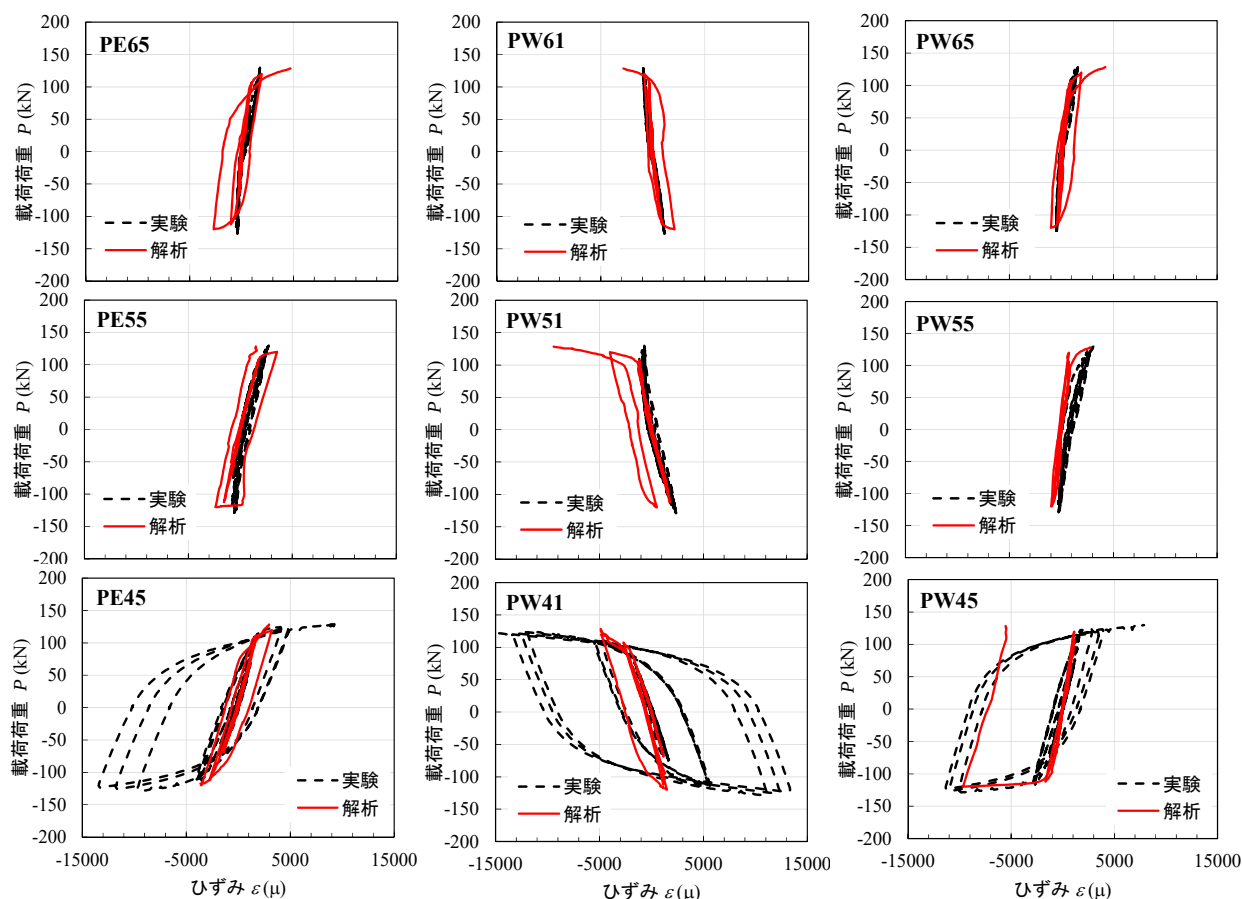


図-15 杭頭部のひずみ挙動の比較

(3) 斜角の影響評価

a) 検討ケース

鋼管杭の斜角による影響を評価するため、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-16 に検討した解析モデルを示す。なお、斜角および靱管径以外の拘束条件や解析物性値等は全て共通である。荷重条件は、各解析モデルで事前にプッシュオーバー解析を実施して降伏した基準変位 δ_y を求め、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-変位関係の変位を無次元変位 (δ/δ_y) として図-17 に示す。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おり、斜角 15 度の初期水平剛性 (P/δ) は斜角 10 度の約 1.6 倍である。図中より、 $\delta/\delta_y=3$ 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、耐力が約 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、上記結果は妥当なものと考えられる。ただし、斜角 15 度では、 $\delta/\delta_y=2.4$ 付近での急激な荷重低下が確認されており、この原因について考察する必要がある。

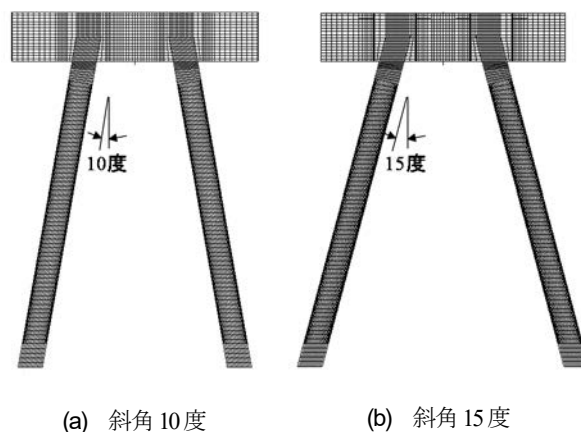


図-16 解析モデルの形状

本解析では鋼管杭の杭頭部に座屈が生じていないことから、斜角 15 度の荷重低下は、靱管内の充填コンクリートが著しく損傷したことによるものと推察される。そこで、有限要素解析における充填コンクリートの損傷指標として、引張およびせん断によるひび割れの損傷を表した「偏差ひずみの第 2 不変量」について比較する。

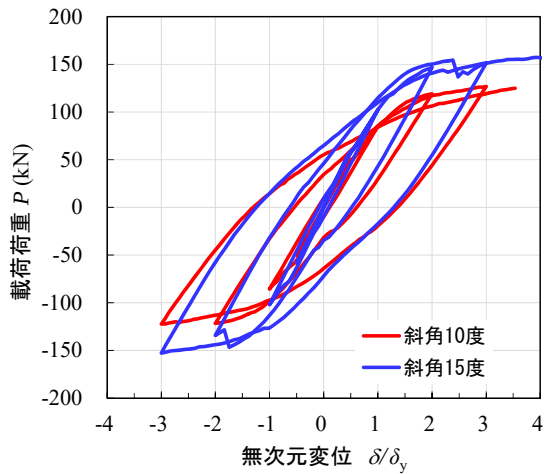


図-17 斜角による荷重-変位関係

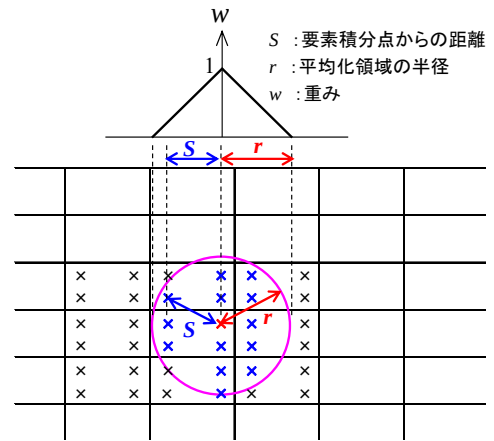
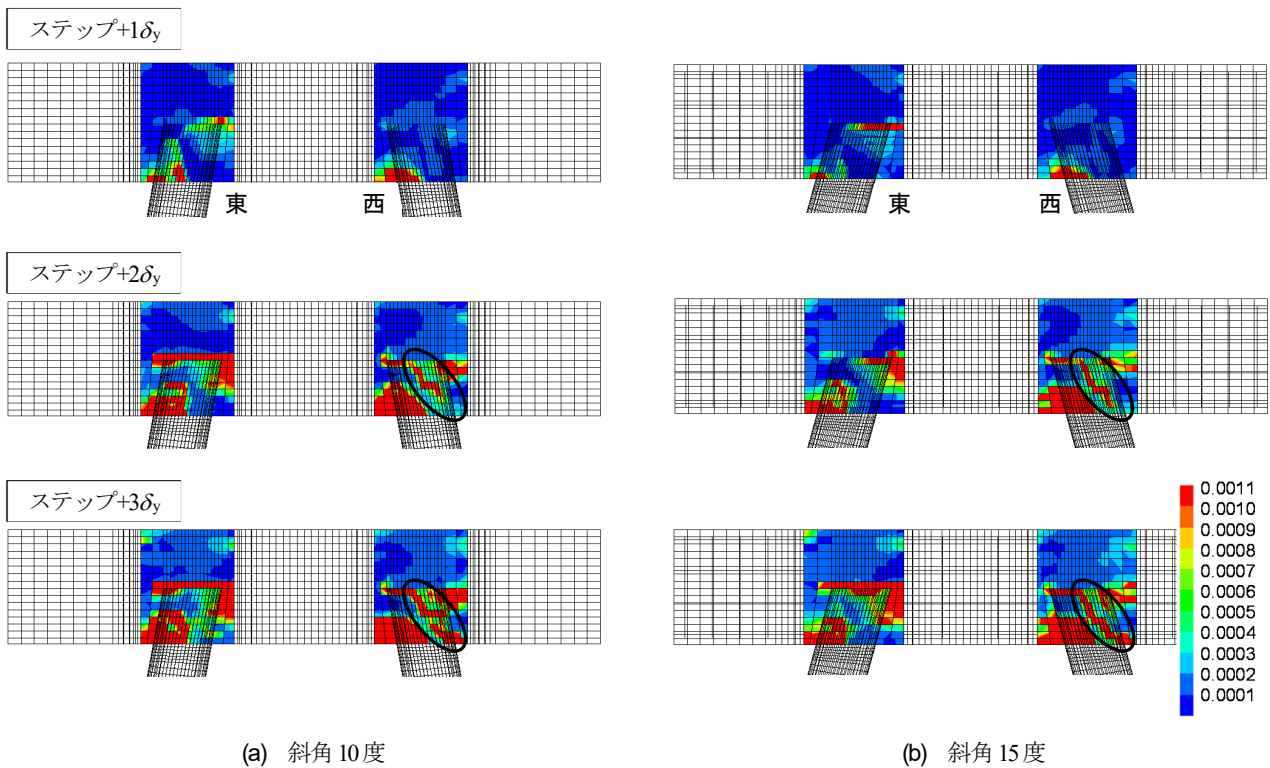


図-18 損傷指標の平均化概念図



(a) 斜角 10 度

(b) 斜角 15 度

図-19 充填コンクリートの偏差ひずみの第2不変量

c) 充填コンクリートの損傷評価

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（通常は限界値 1000μ ）であり、要素分割の依存性を低減するため平均化される¹⁴⁾。図-18 にその概念図を示すが、コンクリート要素の各ガウス積分点で算出された損傷指標は、半径 r に含まれるガウス点で重み付き平均される。本解析では着目する充填コンクリートの要素寸法が 12mm であることを考慮し、平均化半径を $r=10\text{mm}$ とした。

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-19 に示す。図中より、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程度が拡大している様子が伺える。斜角 15 度の西側の充填コンクリートに着目すると、ステップ+ $2\delta_y$ から+ $3\delta_y$ にかけて限界値 1000μ 以上の損傷領域が杭頭部から下方に進展し、上部工下端まで連なる様子が確認できる（図中の黒丸）。なお、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-17 の荷重-変位関係で見られた斜角 15 度の荷重低下は、+ $2\delta_y$ から+ $3\delta_y$ にかけて生じており、充填コンクリートの連続した損傷領域（限界値 1000μ 以上）が荷重低下を引き起こしている。

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接合性能に関する考察を行った。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) 従来方式と鞘管方式で杭頭接合された斜角 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、両方式は荷重-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に大きな違いはなく、杭頭部の接合性能は概ね同程度であると考えられた。
- 2) 従来方式の上部工は、杭頭部を中心とした放射状のひび割れが多数発生するのに対し、鞘管方式では載荷方向に直交する数本のひび割れに抑えられ、且つ、最大ひび割れ幅も小さいことが分かった。
- 3) 鞘管方式では荷重0付近で若干、変位が進行する現象が見られた。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ことに起因すると考えられる。また、この現象は斜角の影響を大きく受けるものと考えられる。
- 4) 鞘管方式の斜角による影響を考察するため、有限要素解析による検討を行った。斜角 10 度における交番載荷実験の再現解析を行い、荷重-変位や上部工の回転、鋼管杭のひずみ挙動から、解析モデルの妥当性を確認した。
- 5) 斜角 10 度および 15 度とした解析を実施し、荷重-変位関係を比較した。その結果、斜角 15 度は 10 度と比べて水平剛性が大きくなる一方で、 $+2\delta_y$ から $+3\delta_y$ にかけて荷重低下する現象が確認された。
- 6) 鞘管内の充填コンクリートにおける損傷（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。

本研究の条件下では、鞘管方式は斜角 10 度以下で適用できると考えられ、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が荷重低下を引き起こす可能性が示唆された。これは、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防ぐことで改善できると考えられる。今後は、充填コンクリ

ートに鋼繊維¹⁵⁾や PVA 短繊維¹⁶⁾を混入した繊維補強コンクリート¹⁷⁾の適用を検討する予定である。

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

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.1_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) DIANA-10.2 User's Manual，DIANA FEA BV。
- 7) 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。
- 8) 土木学会：複合構造標準示方書[設計編]，丸善，pp.476-480，2014。
- 9) 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。
- 10) Feenstra, P. H. : Computational Aspects of Biaxial Stress in Plain and reinforced Concrete. *PhD-thesis*, Delft University of Technology, 1993。
- 11) Hordijk, D. A. : Local Approach to Fatigue of Concrete. *PhD-thesis*, Delft University of Technology, 1991。
- 12) Nakamura, H., 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。
- 13) 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。
- 14) 同上：pp.507-513。
- 15) 土木学会：鋼繊維補強コンクリート柱部材の設計指針（案），コンクリートライブラリー97，1999。
- 16) 横田弘，伊藤始，岩波光保，加藤絵万：短繊維混入によるコンクリート構造物の力学性能改善効果の定量評価，港湾空港技術研究所資料，No.1071，2004。
- 17) 土木学会：繊維補強コンクリートの構造利用研究小委員会成果報告書，コンクリート技術シリーズ 106，2015。

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.