

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

Cyclic loading experiment on steel pipe pile connection by sleeve tube type for port pier

池野勝哉[†], 岩波光保*, 川端雄一郎**

Katsuya Ikeno, Mitsuyasu Iwanami, Yuichiro Kawabata

[†]博(工), 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 1535-1)

*博(工), 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)

**博(工), 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)

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.

Key Words: sleeve tube type, precast concrete, pile connection, cyclic loading experiment

キーワード: 鞘管方式, プレキャスト, 杭頭接合, 交番載荷

1. はじめに

近年, 建設業界において現場の担い手不足を背景に, コンクリート構造物の生産性向上に関する取組みが求められている¹⁾. とりわけ, 港湾工事における栈橋施設は, 鋼管杭打設後に潮位・波浪等の外的要因を受けながら海上作業として上部工が構築されるため, 省力化・省人化によるメリットは陸上工事よりも大きい. その一つの方策として, 上部工のプレキャスト化を図り, 打設後の鋼管杭に架設・一体化することで海上作業を最小限に抑える施工方法が期待されている.

一方, 栈橋上部工のプレキャスト化に関しては, 鋼管杭との接合方法が技術的課題として挙げられる. 現行の港湾基準²⁾では, 栈橋上部工と鋼管杭が剛結条件として設計される場合が多く, 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, 鉄道高架橋では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³⁾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^{4), 5)}. し

かし, 栈橋では杭頭処理を海上で行うことになり, 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るため, ソケット方式の適用は難しい. 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, 鞘管内に鋼管杭を所定長さ差し込み, 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, 受架台を介して上部工を架設できるため, 打設高の精度に大きく影響を受けない(写真-1, 写真-2).

本論文では, 上記の鞘管方式に関する接合方法について, 特に接合部の固定度に着目した交番載荷実験を示すとともに, 剛結条件を満足する鞘管方式の耐荷機構について考察する.



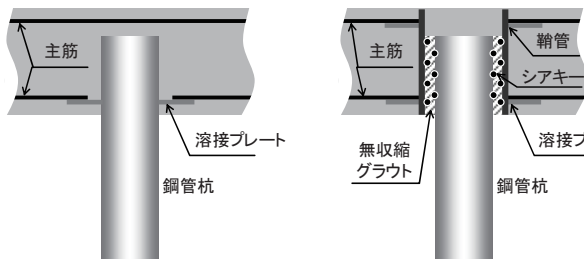
写真-1 栈橋上部工の架設 写真-2 鞘管方式の接合

[†] 連絡著者 / Corresponding author

E-mail: katsuya.ikeno@mail.penta-ocean.co.jp

2. 鞘管方式による杭頭接合方法の概要

本論文で提案する鞘管方式は、栈橋上部工の梁ブロック製作時に予め鋼管杭よりも径の大きな鞘管を埋設し、溶接プレートを介して梁主筋と接続されている。鞘管は鋼管杭の打設精度 $\pm 100\text{mm}$ を考慮して、鋼管杭の直径よりも $200\sim 300\text{mm}$ 程度大きいものを選定し、鋼管杭との間に無収縮グラウトを充填して杭頭部の一体化を図るものである。図-1に(a)従来方式と(b)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、特に梁主筋への力の伝達機構である。前者では主に鋼管杭と接続された下主筋に力が伝達するのに対して、後者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主筋および下主筋に力が伝達する。なお、後者の梁ブロックは、陸上ヤードあるいは工場製作したプレキャスト部材であるため、従来方式に比べて鋼材溶接やコンクリート品質に優れている。



(a) 従来方式【現場打ち】 (b) 鞘管方式【プレキャスト】
図-1 栈橋上部工の杭頭接合

3. 杭頭接合部の交番载荷実験

3.1 実験概要

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。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。各試験体の諸元を表-1、各側面図を図-2 に示す。ここで、本論文では試験体の逆 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。

(1) 実験ケース

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 , 引張鉄筋比 0.7%) が接合された逆 T 形構造である。ここでは、RC 梁に純粋な曲げモーメントが作用するように、実栈橋よりもせん断スパン比を大きく設定した。Case1 は、鋼管杭の溶接プレート (SM400, 板厚 $t=6.0\text{mm}$) に模型上主筋を溶接し、コンクリートを打設した。なお、レベル 1 地震動に関する変動状態で、鋼管杭の降伏および RC 梁の終局耐力が照査されるため、通常、鋼管杭の耐力はこれらより更に大きいものとなる²⁾。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筋および下主筋を溶接してコンクリートを打設し、後から鞘管内に鋼管杭を $1.0D$ ($L=220\text{mm}$) 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 の鋼管杭は RC 梁に対して $1.0D$ ($L=220\text{mm}$) 挿入しているが、これは港湾²⁾において一般的に用いられる挿入長である。

表-1 実験ケース

試験体名	鋼管杭				鞘管		挿入比 L/D	シアキー	せん断 スパン比 l/D	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	7.7	従来方式	現場打ち
Case2	216.3	4.5	1662	220	267.4	6.0	1.0	D6@60	7.7	鞘管方式	PCa(突出無し)
Case3	216.3	4.5	1662	330	267.4	6.0	1.5	D6@60	(7.7)	鞘管方式	PCa(突出有り)

(*) 参考値

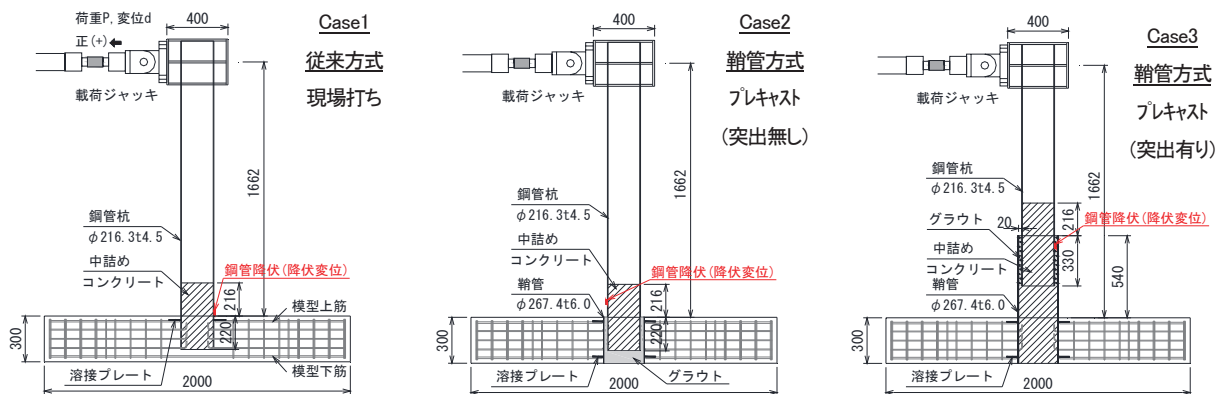


図-2 試験体の側面図 (単位: mm)

Case3 も同様に鞘管方式であるが、模型上面から540mm 突出した鞘管内にソケット方式³⁾を参考に鋼管杭を1.5D (L=330mm) 挿入した。これは、特に既設栈橋の上部工更新を念頭に、既設鋼管杭への架設を想定したケースである。なお、実施工における水中グラウト充填でも付着が確保されるよう、Case2, 3の鋼管杭外側および鞘管内側にはD6の丸鋼を60mm ピッチで溶接した。

(2) 荷重方法

本実験では、杭頭接合部における終局耐力および固定度を比較検討するため、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荷重試験に倣った⁶⁾。荷重方法は、荷重ジャッキ(1000kN)を模型梁上面から高さH=1662mmに設置し、基準降伏変位 δy の整数倍として $\pm 1\delta y$, $\pm 2\delta y$, \dots , $\pm 5\delta y$ をそれぞれ3サイクル繰り返し荷重した。ここで、基準降伏変位 δy は、鋼管杭基部の外縁に貼り付けた任意のひずみゲージが降伏ひずみ($\epsilon_y=2,006\mu$)に達した時の変位として定義した(図-2参照)。実験状況を写真-3に示す。

(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-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、加力前日の試験結果を示している。

計測項目は、鉄筋、鋼管杭・鞘管のひずみ、水平荷重、任意高における水平変位および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、鉛直変位を計測することで杭頭回転角を評価した。

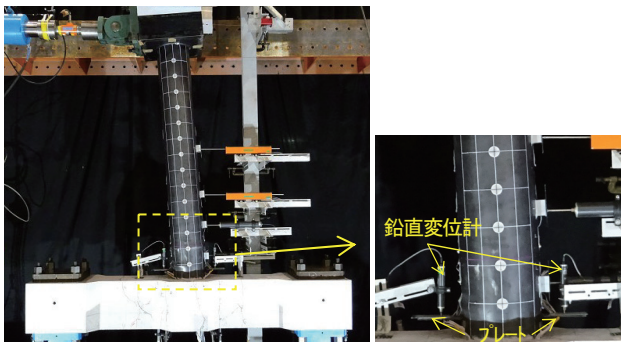


写真-3 交番荷重実験の状況

表-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	ϕ 216.3t4.5 STK400
鞘管	379.2	441.2	189×10^3	ϕ 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 コンクリートおよびグラウトの材料物性

	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

3.2 実験結果および考察

(1) 荷重-変位関係

各ケースの荷重点における荷重P-変位 δ 関係を図-3に示す。なお、図中にはSTK400材の設計引張降伏応力度を $f_{yd}=235\text{N/mm}^2$ とした時の杭基部における設計降伏荷重および全塑性荷重を示し、鉄筋の降伏イベントについて模型上主筋を○、下主筋を△として併記した。

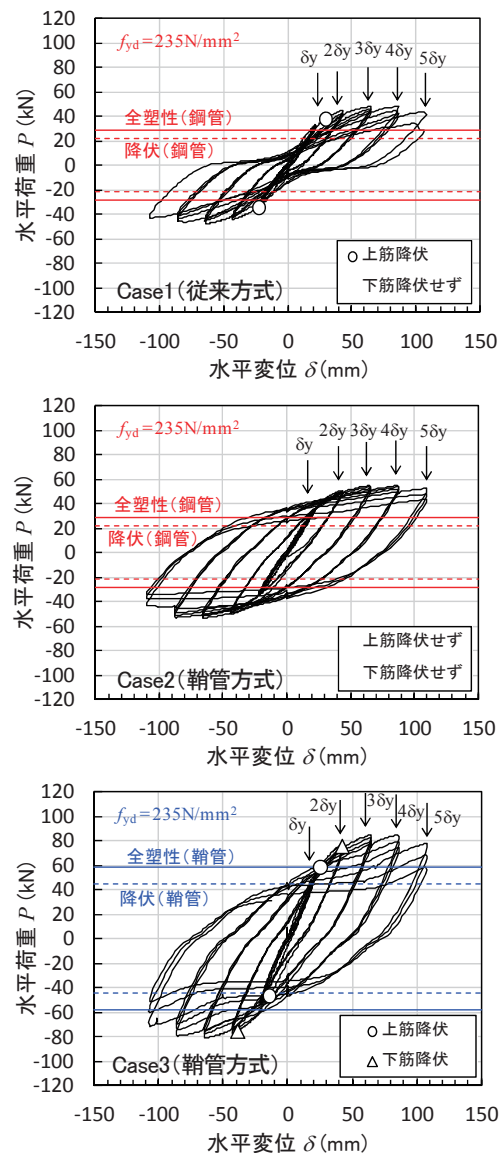


図-3 交番荷重実験における荷重-変位関係

図-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ことが分かる。いずれのケースも設計荷重を満足し、 $3\delta_y \sim 4\delta_y$ 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、(4)で考察する。

表-4 に実験における降伏荷重 P_y および基準降伏変位 δ_y 、降伏荷重後の残留変位 δ_r 、降伏荷重 P_y を基準降伏変位 δ_y で除した見かけの剛性比、最大荷重 P_{max} を示す。

Case3 は杭頭部が突出した鞘管部であるため、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 割強大きいのが、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。

表-4 各ケースの実験結果

試験体名	降伏荷重 P_y (kN)	基準降伏変位 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

この理由として、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。図-4 に $1\delta_y \sim 3\delta_y$ ステップまでの各 3 サイクル目における RC 梁ひび割れスケッチを示す。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、その後、図-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。Case1 では鋼管杭基部の RC 梁にひび割れが生じたことで降伏時の残留変位 δ_r が大きくなり、杭頭の固定度が低下していると考えられる。その結果、鋼管杭の塑性域におけるエネルギー吸収性能が発揮されず、履歴ループ形状にも違いが生じたと推察される。

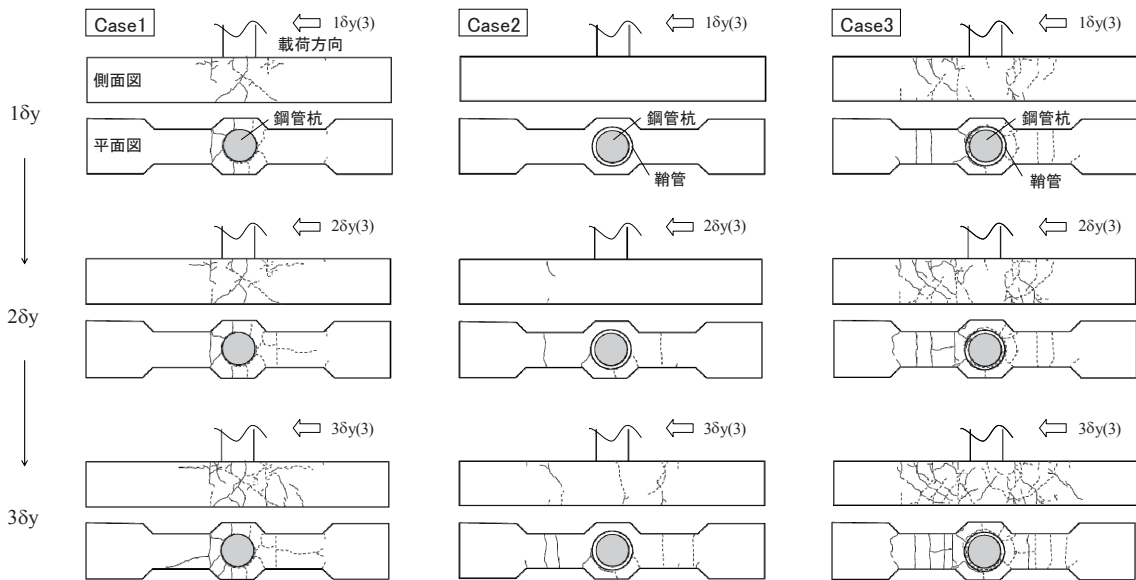


図-4 RC 梁に生じたひび割れスケッチ ($1\delta_y \sim 3\delta_y$)

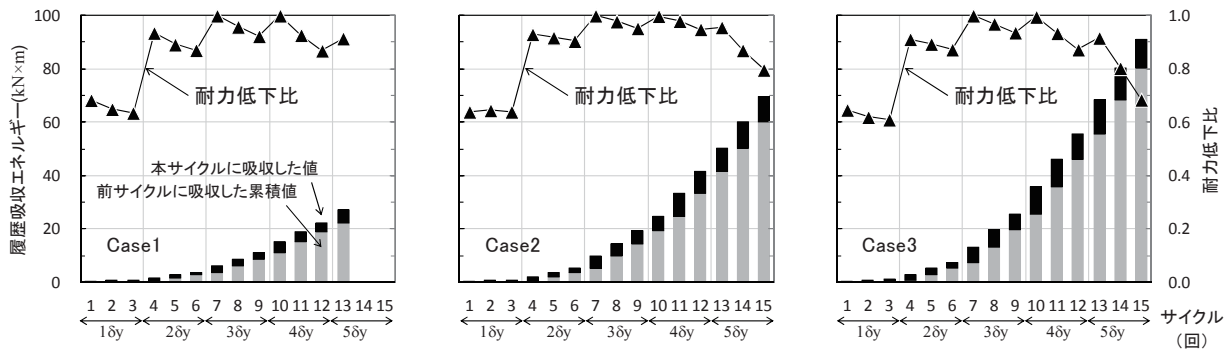


図-5 エネルギー吸収性能と耐力低下比の推移

Case3は、鋼管杭よりも径の大きな鞘管が突出したケースであり、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1.5~1.8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（後に示す写真-4参照）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。このように、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終局耐力を発揮するが、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。

(2) エネルギー吸収性能

ここでは、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-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} で除した耐力低下比の推移を併記した。

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-5より、いずれのケースも3 δy ~4 δy 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。しかし、その間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, 3)では、いずれも設計耐力を有するもののエネルギー吸収性能の異なる接合方法であると言える。

(3) 鉄筋のひずみ分布

各変位ステップにおける主筋に発生するひずみ分布を図-6に示す。Case1は全ステップで模型下主筋が降伏ひずみ未達の弾性範囲であるのに対して、上主筋は2 δy 以降で塑性化している。すなわち、鋼管杭から伝達され

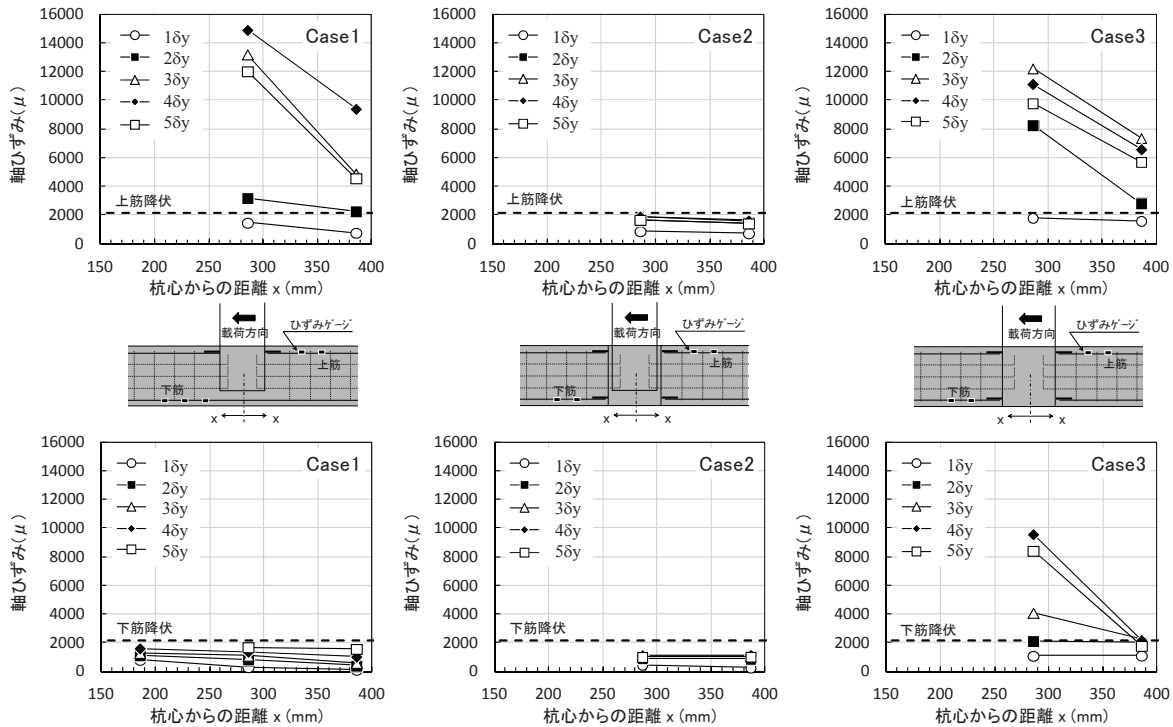


図-6 主筋のひずみ分布

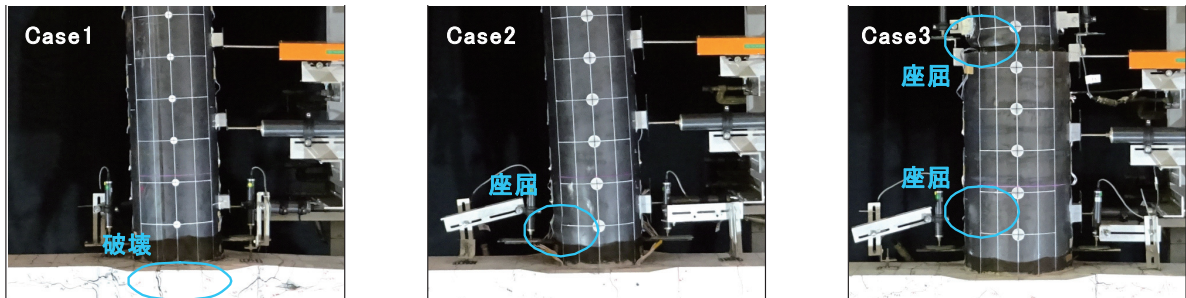


写真-4 終局時 (4 δy) の状況

る曲げモーメントは、溶接プレートを介して上主筋に大きな軸ひずみを発生させている。一方、Case2は模型上主筋および下主筋ともに弾性範囲内の挙動を示し、また、Case3の模型上主筋は $2\delta y$ 以降、下主筋は $3\delta y$ 以降で塑性化しているが、偏った軸ひずみの発生は見られない。なお、図-4で示した鋼管杭基部のひび割れ発生と鉄筋が降伏に至った変位ステップは概ね対応していた。

写真-4には各ケースの終局時(4 δy)の状況を示す。Case1は鋼管杭基部のRC梁のひび割れ破壊、Case2は鋼管杭基部の座屈、Case3は鞘管と鋼管杭の接続部周辺および鞘管基部の座屈で終局状態を迎えている。

(4) 杭頭固定度の評価

ここでは、地中杭接合部の杭固定度を評価した秋山ら⁷⁾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-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(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_0' と杭頭回転角 θ' の積であり、式(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-7(b))の杭頭回転角 θ に杭頭固定度 α を導入して式(3)を定義する。式(3)を杭頭固定度 α について変形して式(1)と式(2)を代入し、式(1)の見かけのアーム長 $(1+\beta h)\alpha/2\beta$ と実験のアーム長 $h\alpha$ が等しいと仮定すると結局、杭頭固定度 α は地中杭接合部として導いた秋山ら⁷⁾と同様の式(4)となる。

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

$$M_0' = K_0'\theta' = Ph \quad (2)$$

$$\theta' = \frac{(1+\beta h)^2}{2EI\beta^2} P(1-\alpha) \quad (3)$$

$$\alpha = \frac{1}{1 + \frac{EI\beta}{(1+\beta h)K_0'}} = \frac{1}{1 + \frac{EI\theta'}{2Ph^2}} \quad (4)$$

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

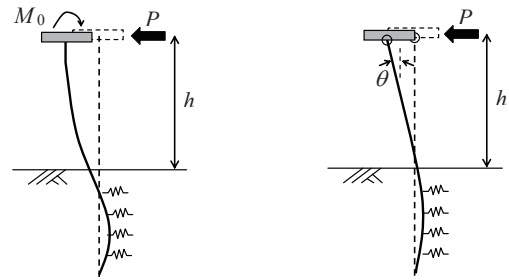
β : 杭の特性値

M_0' : 実験における杭頭曲げモーメント

K_0' : 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-7 突出杭の杭頭条件による違い

式(4)による各ケースの杭頭固定度 α の変化を図-8に示す。ここで、実験の杭頭回転角 θ' は、図-9に示すように鋼管杭基部で計測した鉛直変位 δ から算定した。図-8より、Case1は他のケースと比べて変位ステップの増加に伴い、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、従来方式と比較して、鞘管方式は固定度の高い接合方法であることが分かる。

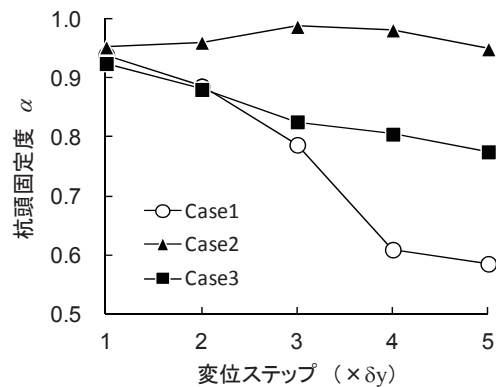


図-8 杭頭固定度の変化

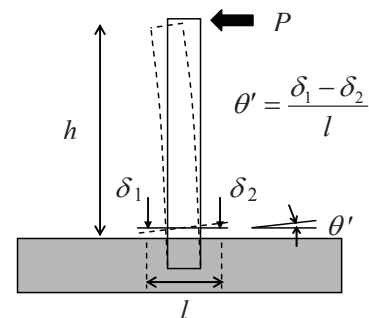


図-9 実験における杭頭回転角 θ' の算定

4. 杭頭接合部のモーメント伝達機構

4.1 接合部の耐荷モデル

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³⁾あるいは複合構造標準示方書⁸⁾において、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。いずれも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、本接合部の耐荷モデルの参考となる。本研究で対象としている栈橋では、通常、杭頭部付近において中詰めコンクリートが打設されており、設計上考慮されていないコンクリート充填鋼管構造である。本接合部は鞘管が上部工コンクリート内に拘束された構造であることから、鞘管に接続した左右の主筋は円滑に力を伝達することが期待される。また、前者の基準³⁾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も想定されている。しかし、本論文で提案する杭頭接合部の溶接プレート(図-1(b))は、RC梁の主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、ダイアフラムとしての機能に期待していない。

以上より、本論文ではダイアフラムを有しないソケット方式^{3), 8)}を参考に、杭頭接合部のモーメント伝達機構について考察した。

(1) 鋼管杭が鞘管に伝達できるモーメント

図-10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)を M について解くことにより、式(6)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。

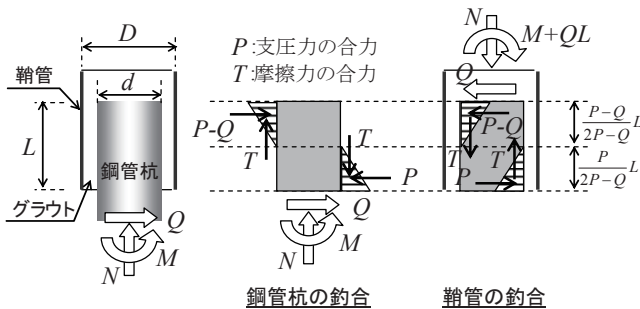


図-10 鋼管杭と鞘管の伝達モデル

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

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 : 鋼管杭の差込み長

$$M_{ud1} = l_a \cdot \left(\frac{-B - \sqrt{B^2 - 4A \cdot C}}{2A} \right) / \gamma_b \quad (6)$$

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

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

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

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⁹⁾

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

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、

$$T = c \frac{\pi}{4} d \cdot L \cdot \frac{P-Q}{2P-Q} + \frac{\pi}{2\sqrt{2}} (P-Q) \tan \phi \quad (7)$$

鋼管杭に作用する支圧力の合力の最大値 P は、

$$P = V_S + V_C \quad (8)$$

V_S : 鋼管杭の負担するせん断力

$$V_S = \frac{f_{yd}}{\sqrt{3}} \frac{\pi(D-t)t}{2} \left(\frac{L}{D'} \right)^\beta \quad (9)$$

V_C : グラウト部が負担するせん断力

$$V_C = \frac{3}{2L} \left\{ \frac{\pi}{4} D_i L_i c \left(\frac{2\sqrt{2}}{\pi} D_i \right) - \frac{\pi}{4} d \frac{L}{2} c \left(\frac{2\sqrt{2}}{\pi} d \right) \right\} \quad (10)$$

ここで、

- 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 : 鞘管内側で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

港湾の施設の技術上の基準・同解説²⁾に従い、鞘管がRC梁に伝達できる設計曲げ耐力 M_{ud2} を式(11)で算定する。式(11)は鉄筋の溶接プレートを無視し、鋼管杭（ここでは鞘管）の梁内埋込み部分で伝達できる杭頭モーメントを導いたものである。

$$M_{ud2} = \frac{f'_{cd} \cdot D \cdot H^2}{6} \gamma_b \quad (11)$$

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)

4.2 鞘管方式の耐荷機構

鞘管方式の接合部における曲げモーメントの伝達機構を図-11に示す。本論文では、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} は、式(12)のようにいずれか小さい方を接合部の耐荷モーメント M'_{ud} とし、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した(式(13))。

$$M'_{ud} = \min(M_{ud1}, M_{ud2}) \quad (12)$$

$$M'_{ud} \geq M_p \quad (13)$$

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

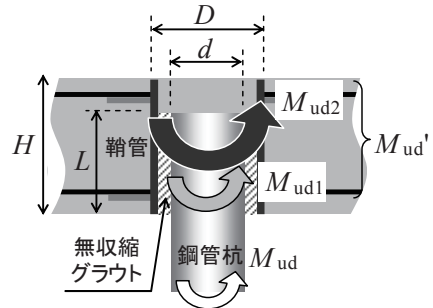


図-11 鞘管方式の曲げモーメント伝達機構

4.3 交番載荷実験における耐荷モーメントの考察

耐荷モーメントの計算値と実験値の比較を表-5に示す。なお、表中の計算値では表-2および表-3の材料試験値を用い、部材係数 γ_b は1.0とした。ここで、先に示した図-3とは全塑性を求める際の引張降伏応力度が異なるので注意されたい。なお、本実験では軸方向力を考慮していないため式(6)中の $N=0$ であり、シアキーを設けているため摩擦角を $\phi=0$ とし、粘着力 c をAPI基準⁹⁾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 ($h=1.662\text{m}$) を乗じた最大モーメント M_{max} と比較した。なお、従来方式である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²⁾による計算値である。

表-5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であることが分かる。

表-5 耐荷モーメントの比較

試験体名	計算値(表-2, 表-3の物性値を使用)					実験値			実験/計算			
	鋼管杭	鞘管	接合部			試験体の耐荷モーメント	アーム長	最大荷重		最大モーメント $P_{max} \times h =$		
	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)						$M_{ud} = \min(M_p, M_{ud}')$	
従来方式	Case1	80.1	—	—	—	62.5式(11)	接合部	80.1	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

従来方式の 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、実験においても確認されており、3.2(4) 杭頭固定度の評価で示した傾向と一致する。

以上のように、鞘管方式で鋼管杭と接合する場合には、本章で示した計算方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 より大きく設計することで、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。ただし、本章の冒頭で述べたように、栈橋杭頭部は設計上考慮されていないが、通常の鋼管杭よりも耐力の大きなコンクリート充填鋼管構造であること、さらに鋼管杭に作用する軸方向力により、その耐力差が大きくなることが考えられる。本論文では、設計的に安全側となるよう $M_{ud}' \geq M_p$ としたが、実際の全塑性モーメント M_p が設計時の M_p より大きい場合にも、従来方式と同じ設計思想となり設計耐力は確保されていることになる。

5. おわりに

本論文では、栈橋上部工のプレキャスト化を念頭に、上部工 RC 梁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、その間をグラウトで充填する「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、逆 T 形として正負の交番載荷実験を行った。さらに、既往の設計法を準用して、鞘管方式の杭頭接合部におけるモーメント伝達機構について示し、本実験ケースの耐荷モーメントを評価した。

本研究で得られた主な知見を以下に示す。

- 1) 交番載荷実験の結果、従来方式 (Case1) および鞘管方式 (Case2, 3) とともに設計耐荷力を満足しているが、エネルギー吸収性能の比較から後者の方が優れた接合方法であると言える。
- 2) 従来方式では模型上主筋のみが溶接プレートを紹介して鋼管杭に接続されているのに対して、鞘管方式では上下の主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 梁が負担することができる。これにより、変位ステップが進むに従い、鋼管杭基部のひび割れ進展に違いがみられ、両者のエネルギー吸収性能の違いとして表れていると考えられる。
- 3) 鋼管杭基部で計測した鉛直変位から杭頭回転角を算定し、杭頭固定度 α を評価した。その結果、従来

方式 (Case1) は変位ステップが進むに従い、杭頭固定度 α が低下傾向を示し、特に最大荷重後の $3\delta_y$ から $5\delta_y$ にかけて $\alpha=0.6$ まで顕著に低下していた。一方、鞘管方式 (Case2, 3) は $5\delta_y$ まで $\alpha=0.8\sim 0.95$ を保持しており、従来方式と比較して固定度の高い接合方法であると言える。

- 4) 既往の設計法を準用して、鞘管方式による杭頭接合部の耐荷モーメントを評価した。その結果、交番載荷実験による最大モーメントと比較して、10~20% 程度安全側の評価であることを示した。
- 5) 耐荷モーメントの考察から、栈橋上部工をプレキャスト化し鞘管方式で鋼管杭と接合する場合には、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と考えられる。

本研究では、概ね 1/6 縮尺の模型による交番載荷実験から鞘管方式の有意性を示した。しかし、鞘管の肉厚変更やシアキーの有無、鋼管杭の挿入長およびグラウトの強度についての十分な検討や、接合部の耐力を小さく設計したケースを実施していないため、更なる妥当性の検証が必要である。特に、鋼管杭および鞘管とグラウト間のせん断に対して必要な付着力が期待できる場合には、本実験で設けたシアキーが不要となる可能性が考えられる。今後は、これらに着目した非線形有限要素解析を実施し、更なる合理的な接合方法について検討する予定である。また、本構造は栈橋を対象とした厳しい腐食環境で供されるため、特に海面に近い上部工下端の鞘管部分に関しては、防食塗装を施す等の対策が望まれる。

謝辞

本研究を進めるにあたり、新笠戸ドック株式会社様および五洋建設株式会社中国支店の関係者にご協力頂きました。ここに記して謝意を表します。

参考文献

- 1) 土木学会：コンクリートライブラリー148・コンクリート構造物における品質を確保した生産性向上に関する提案，2016。
- 2) 日本港湾協会：港湾の施設の技術上の基準・同解説，2007。
- 3) 国土交通省鉄道局監修 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，2016.1
- 4) 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
- 5) 関口修史，大西弘志，日下佳明：ソケット方式による鋼製フーチング-鋼管杭接合部の繰り返し載

- 荷実験，構造工学論文集，Vol.63A，pp.975-985，
2017.3
- 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，2006.8
- 7) 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.1003-1004，1985.10
- 8) 土木学会：複合構造標準示方書，丸善，2014.
- 9) American Petroleum Institute: Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms, APIRP2A, 21th Edition, 2002.
- (2017年9月25日受付)
(2018年2月1日受理)