

杭頭リングソケット構法の適用範囲拡大

—SC 杭への適用を中心とした性能証明実験—

田村 淳一 (設計本部) 石井 大吾 (技術研究所) 大泉 千明 (設計本部) 辰己 佳裕 (設計本部)

Development of Ring-Socket Connection Method

—Experimental study on application of steel-concrete pile to the connection —

Jun'ichi Tamura, Daigo Ishii, Chiaki Ohizumi, Yoshihiro Tatsumi

杭頭リングソケット構法は、杭頭接合部を対象とした無溶接接合構法であり、接合用の外鋼管（リングソケット）に杭頭および柱脚を内挿し、その隙間にコンクリートを充填して接合する。本構法によれば、杭の施工誤差の吸収、現場溶接作業の縮減が可能となり、生産性が向上する。本構法では杭種別が鋼管杭に限定されていたが、2016年4月に建築技術性能証明を改定し、SC杭も適用可能となった。SC杭を採用することで鋼管杭よりも杭径を小さくし、かつ中杭・下杭に各種既製杭を接続し適用することが可能となるため、杭全体の合理化を図ることができる。本報では、建築技術性能証明改定のために実施したSC杭を用いた性能証明実験と、その結果の評価について述べる。

The Ring-Socket Connection is the non-welding pile-column connection. Based on the additional experiment on steel-concrete pile (SC pile) connections, the Ring Socket Connection method has been officially certified to adopt SC piles as one of the extending applications. This application drastically contributes to a rational pile design. By adopting SC pile, the Ring Socket connection can reduce the diameter of the pile through its all length, and connect such as PHC piles as the middle or lower part of the pile. This paper describes the experimental studies on SC pile connection to the Ring Socket, and then discusses the structural mechanism in the connection.

1. はじめに

「杭頭リングソケット構法」は、鋼管杭と鉄骨柱脚の接合部に外鋼管（リングソケット）を配置し、コンクリートを充填して一体化する構法である。今回、本構法の適用範囲を拡大し、使用杭種にSC杭を追加することを目的として追加実験を実施した。これまで鋼管杭のみであった使用杭種に高耐力なSC杭を追加することにより、杭径の縮小が可能となり、また中杭・下杭にPHC杭等の既製杭を適用でき、杭全体の合理化を図ることができる（図-1）。

本報では、追加実験として行ったSC杭を用いた軸力伝達確認試験と、リングソケット接合部にSC杭を挿入した曲げせん断伝達確認試験について報告する。また既往文献資料の少ないSC杭の力学的挙動について検討すると共に、リングソケット内部での応力伝達機構の更なる検証と評価を行う。

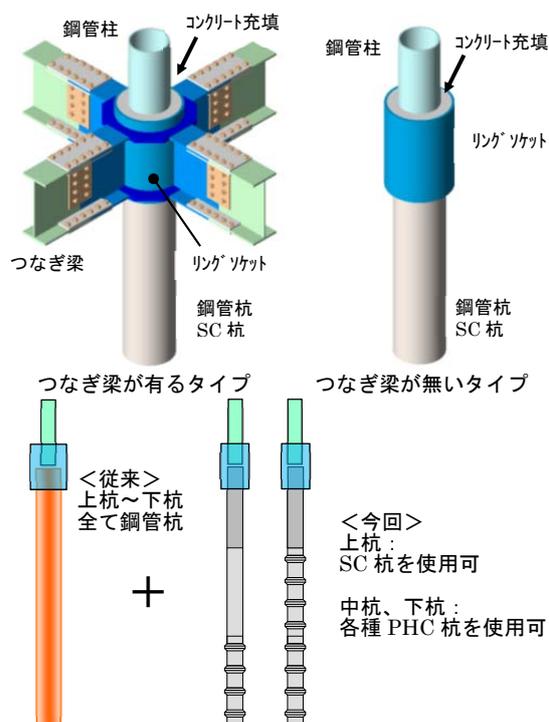


図-1 杭頭リングソケット構法と適用範囲の拡大

2. 杭頭リングソケット構法の概要と応力伝達機構

図-2に本構法の接合部概要を示す。杭頭部にリングソケットを配置し、柱を挿入した後、リングソケット内部にコンクリートを充填して一体化する。接合部内には応力を確実に伝達するため、支圧材と称するずれ止めを配置する。図-3(a)(b)に本構法による接合部の応力伝達機構を示す。図-3(a)に示すように、軸力は①リングソケット内充填コンクリートに発生する圧縮ストラット、②柱から杭への直接伝達、の2通りで伝達されるものとしてモデル化する。圧縮軸力は①、②の両方を、引張軸力については①のみを考慮する。図-3(b)に曲げとせん断の伝達機構を示す。柱に作用した曲げモーメントとせん断力に対して、テコ反力による水平力と、柱のベースプレートとリングパネルの上端部に取り付けられた支圧材の間に生じる圧縮ストラットによる鉛直力で抵抗するものとしてモデル化する。以上の応力伝達機構に基づき、本構法の接合部の耐力評価式①を構築している。

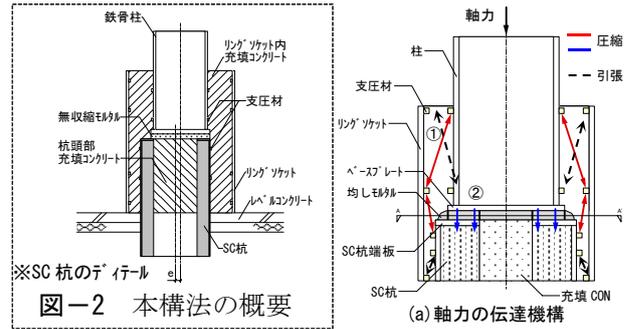


図-2 本構法の概要

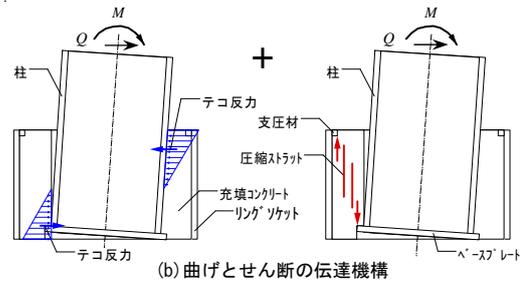


図-3 接合部内の応力伝達機構モデル

3. 構造実験

3.1 軸力伝達確認試験

本実験の目的は、SC杭外面とリングソケット内部に取り付けた支圧材間に発生する圧縮ストラットによる軸力伝達機構の確認と、耐力評価式のSC杭に対する適用性の確認である。

3.1.1 試験体

試験体ではSC杭に配置した支圧材による圧縮ストラットの効果を検討するため、接合部の二重鋼管部分をモデル化した。試験体の一覧を表-1に、寸法・形状を図-4にそれぞれ示す。試験体は1/2スケールを想定した2体である。実験パラメータはSC杭に配置した支圧材の本数(SC-1:1本、SC-2:2本)とした。リングソケット側の支圧材を3本とすることで、杭側の支圧材近傍のコンクリートの支圧破壊がリングソケット側に先行して生じるように計画した。SC杭は鋼管 ϕ -318.5x6.9(STK490)、内部コンクリート肉厚70mm($F_c=105\text{N/mm}^2$)を使用し、リングソケット(外鋼管)には ϕ -457.2x12(STK490)を使用した。また支圧材にはFB-6x6(SS400)を使用し、SC杭の外側およびリングソケットの内側の所定の位置に、両側隅肉溶接して取り付けた。SC杭の埋込長さは1.0D(SC杭外径、318.5mm)とし、リングソケットとSC杭の間に呼び強度24N/mm²の普通コンクリート(24-18-13-N)を充填した。

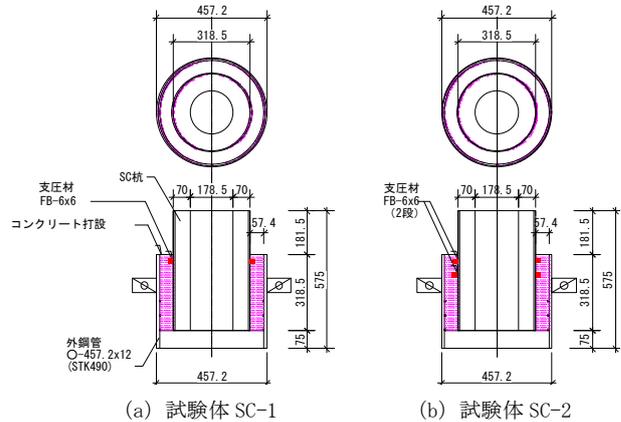


図-4 試験体の形状・寸法

表-1 実験パラメータと試験体

No.	SC杭		リングソケット(外鋼管)	
	断面	支圧材本数	断面	支圧材本数
SC-1	S: ϕ -318.5x6.9(STK490)	1	ϕ -457.2x12 (STK490)	3
SC-2	C: 肉厚70mm($F_c=105$)	2		

表-2 使用材料の機械的性質

(上段: 鋼材、下段: コンクリート)

部位	板厚	鋼種	降伏点 [N/mm ²]	引張強さ [N/mm ²]	伸び [%]
SC杭鋼管	6.9	STK490	450	514	26.8
リングソケット	12		460	550	34.9

部位	呼び強度 [N/mm ²]	材齢 [日]	圧縮強度 [N/mm ²]
SC杭内部	105	4	112.4
接合部内	24	16	27.7

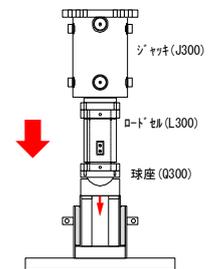


図-5 加力方法

使用鋼材の機械的性質と、SC杭および接合部コンクリートの圧縮強度を表-2に示す。

3.1.2 加力方法

加力方法を図-5に示す。加力は静的単調載荷とした。試験体は下端を拘束せずに設置し、SC杭の上端部に球座を介して油圧ジャッキで加力した。

3.1.3 実験結果

図-6に荷重と加力点変位の関係を、表-3に各試験体の弾性限界耐力を示す。ここで弾性限界耐力は、接線剛性が初期剛性の1/3に低下した荷重点(1/3スロープファクター法)とした。試験体SC-1では2mm程度、試験体SC-2では3mm程度の加力点変位まで弾性挙動を示した後、剛性低下が顕著となった。両試験体ともに荷重上昇を伴いながら変位が進行し、加力限界である3MNに到達したため、加力を終了した。写真-1(a)(b)に、加力終了後の試験体の状況を示す。SC杭近傍の接合部内コンクリートが圧壊し、SC杭が接合部内充填コンクリート中へ沈み込む様子が観察された。SC杭近傍以外の接合部内充填コンクリートにひび割れは観察されず、またSC杭およびリングソケットは健全であった。写真-1(b)の通り、SC杭と接合部内充填コンクリート間にずれが発生しており、リングソケットと接合部内充填コンクリートの間にずれは発生していないことを確認した。

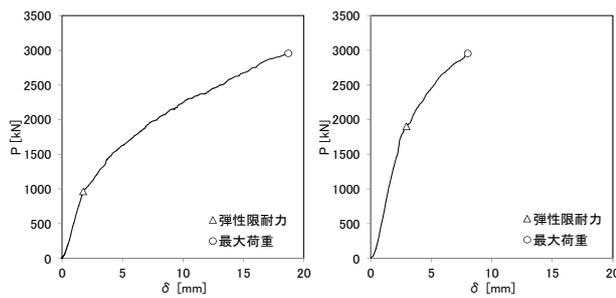
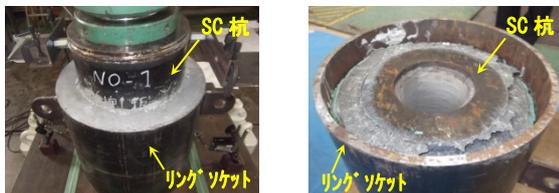


図-6 荷重と加力点変位の関係

表-3 弾性限界耐力の実験値と計算値の対応

試験体	実験結果	計算値	比較
	弾性限界耐力	弾性限界耐力	実験結果/推定値
No.	ePa [kN]	calPa [kN]	ePa /calPa
SC-1	963	579	1.66
SC-2	1903	1158	1.64



(a)試験体上面 (b)試験体下面

写真-1 試験体の破壊状況 (SC-1)

3.1.4 実験結果の評価

実験で得られた試験体の弾性限界耐力を評価する。本構法では接合部内での過大な変形は許容せず、実験で確認された弾性限界耐力を基に設計上の最大耐力を設定している。適用範囲拡大前(第I期)の実験時は「各種合成構造設計指針・同解説」¹¹⁾の評価方法を準用し、「 $\sqrt{\text{有効支承面積}/\text{支圧材}}$

の総面積」から算定するコンクリートの支圧強度上昇率を用いて評価した(第I期評価式¹⁾)。本報では、既往の文献²⁾に示された支圧強度上昇率の評価式(1)~(3)を適用し、評価精度の向上を図った(第II期評価式)。

$$P_a = \min({}_l F'_C \cdot A_{R,o} F'_C \cdot oA_R) \quad (1)$$

$$oF'_C = F_C \cdot \left[1 + 11.2 \cdot \left(\frac{oD}{ot} \right)^{-0.40} \right] \quad (2)$$

$${}_l F'_C = F_C \cdot \left[1 + 11.2 \cdot \left(\frac{lD}{lt} \right)^{-0.40} \right] \quad (3)$$

ただし ${}_l F'_C \cdot oF'_C \leq 10F_C$ 角型鋼管の場合 ${}_l F'_C \cdot oF'_C \leq 2F_C$

[記号]

P_a : 試験体の弾性限界耐力(N)

${}_l F'_C$: SC杭側支圧材近傍のコンクリートの支圧耐力(N/mm²)

$A_{R,o}$: SC杭側支圧材の総面積(mm²)

oF'_C : リングソケット側支圧材近傍のコンクリートの支圧耐力(N/mm²)

oA_R : リングソケット側支圧材の総面積(mm²)

F_C : 接合部内充填コンクリートの圧縮強度(N/mm²)

lD : SC杭の鋼管の外径(mm)、 lt : SC杭の鋼管の板厚(mm)

oD : リングソケットの外径(mm)、 ot : リングソケットの板厚(mm)

表-3の「比較」欄

に今回の実験結果と第II期評価式による計算値の対応を示す。図-7に本構法の既往実験¹⁾と本実験、ならびに既往の文献^{5)~9)}

における、弾性限界耐力の実験値と評価式による計算値の対応を示す。図-7(b)において弾性限界耐力の実験値 ePa と計算値 calPa の比 ePa/calPa は、

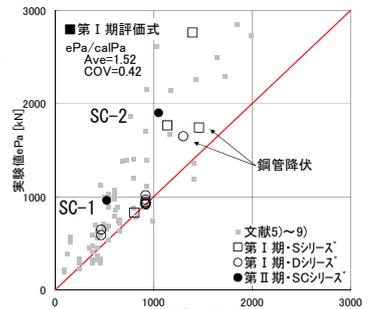
図中の全データに対して平均で 1.11、変動係数(COV)は 0.24 と

精度よく評価できており、第II期評価式の妥当

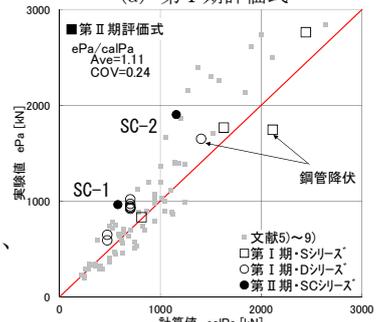
性と第I期評価式からの精度向上を確認できた。

なお図-7(b)において、弾性限界耐力の実験値が計算値を過大評価しているデータは、文献¹⁾における試験体のうち、鋼管の降伏が確認されてい

るものであり、式(1)~(3)の適用範囲外である。



(a) 第I期評価式



(b) 第II期評価式: 式(1)~(3)

図-7 弾性限界耐力の実験値と計算値の対応

3.2 曲げせん断伝達確認試験

本節ではSC杭を本構法に適用した場合の、曲げとせん断の伝達性能を確認するために実施した接合部実験について述べる。

3.2.1 試験体

試験体の一覧を表-4に、試験体形状および寸法を図-8にそれぞれ示す。試験体は杭頭接合部を1/2スケールでモデル化した全4体である。実験パラメータは、杭の埋込み長さ(0.75D、1.25D、D:杭径)、軸力(圧縮 $0.4N_{0_SC}$ 、引張 $0.4N_0$ 、 N_{0_SC} :SC杭の軸降伏耐力、 N_0 :杭鋼管の軸降伏耐力)および杭種(SC杭、鋼管杭)である。各試験体とも、リングソケットには共通にO-457.2x12(STK490)を使用した。リングソケット内下端部には、柱をモデル化した円形鋼管O-318.5x6.9(STK490)を配置し、内部に無収縮モルタルを打設した。無収縮モルタル硬化後、所定の位置に杭を設置し、接合部内に呼び強度 24N/mm^2 の普通コンクリート(24-18-13-N)を充填した。また、支圧材にはFB-6x6(SS400)を使用し、SC杭の外面およびリングソケットの内面の所定の位置に両側隅肉溶接して取り付けた。使用鋼材の機械的性質、使用コンクリートの圧縮強度は、表-2と共通である。

3.2.2 加力方法

加力装置を図-9に示す。試験体の下端部を完全固定し、試験体上端部に鉛直ジャッキを設置して所

定の軸力を導入し、水平ジャッキにより正負交番の漸増繰返し加力を行った。試験体の変形角 θ は、加力点変位を試験体下部の固定位置から加力点までの高さ($H=1600\text{mm}$)で除した回転角とした。加力プログラムは $\theta = \pm 1/800$ の加力により弾性挙動を確認した後、 $\pm 1/400$ 、 $\pm 1/200$ 、 $\pm 1/100$ 、 $\pm 1/50$ で各2回ずつ繰返した後 $\theta = 1/25$ まで一方向に加力して終了した。

表-4 試験体一覧

No.	杭種	杭	リングソケット	軸力比	軸力 [kN]	埋込み長さ
1	SC杭	S: O-318.5x6.9 (STK490) CON: 70mm (Fc=105)	O-457.2x12 (STK490) 充填CON (Fc=24)	0.4 N_{0_SC} ^{#1} 圧縮	1990	0.75D ^{#3}
2					-878	
3				0.4 N_0 ^{#2} 引張	-1296	1.25D ^{#3}
4	鋼管杭	O-318.5x10.3 (STK490)				

*1 N_{0_SC} : SC杭の軸降伏耐力。*2 N_0 : 杭鋼管の軸降伏耐力。*3 D: 杭径 318.5mm

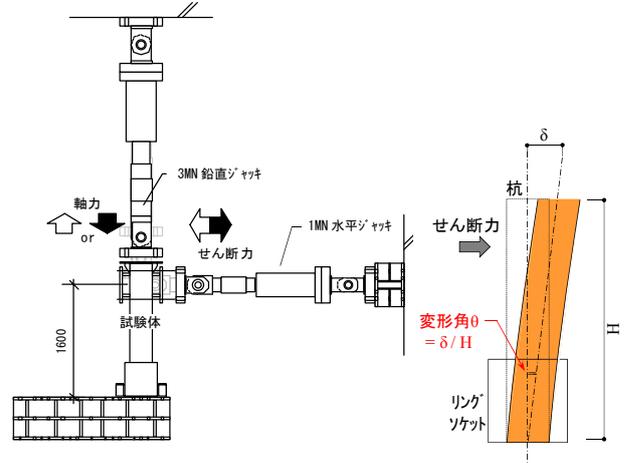


図-9 加力装置

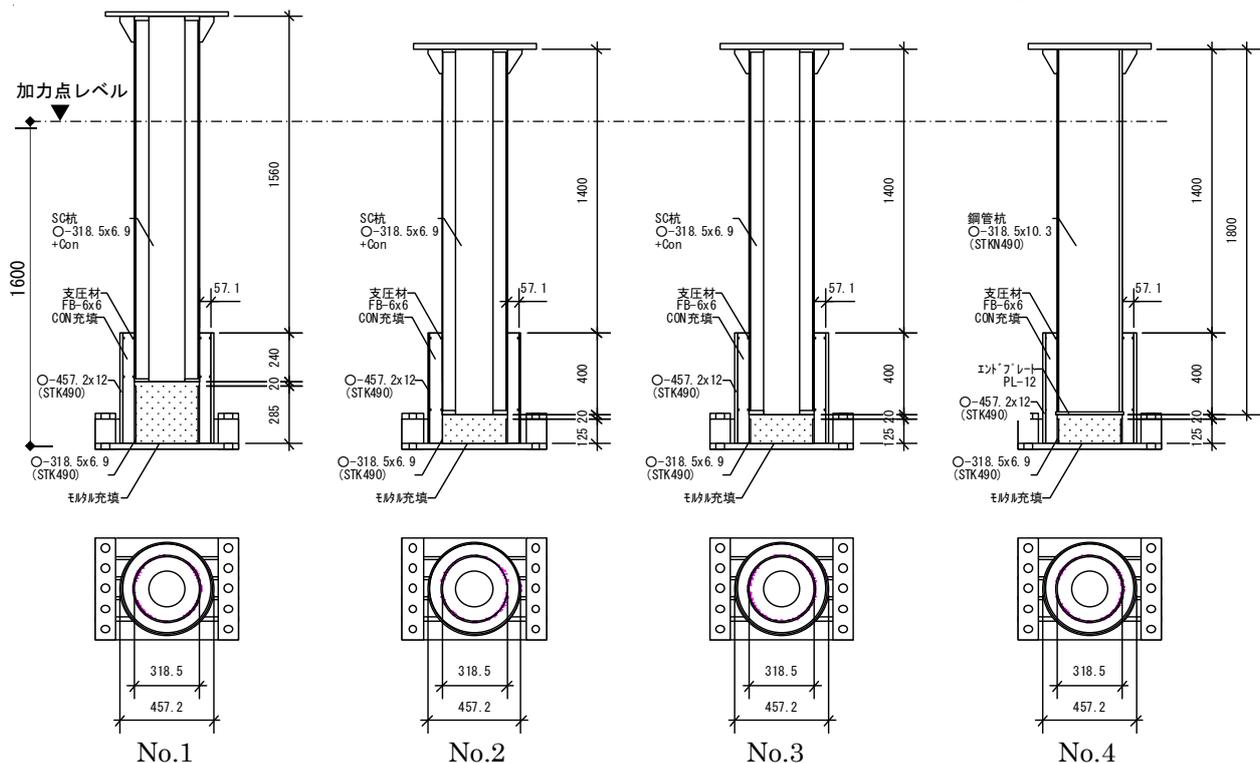


図-8 試験体の寸法・形状(曲げせん断伝達確認試験)

3.2.3 実験結果

図-10に杭のせん断力 Q と変形角 θ の関係を示す。図中では軸力による $P-\Delta$ 効果の補正は行っていない。各試験体共、 $\theta = \pm 1/200$ まではコンクリートに損傷がなく、健全であった。写真-2(a)～(d)に $\theta = 1/200$ 荷重時、写真-2(e)～(g)に $\theta = +1/25$ 荷重時の各試験体の状況を示す。以下、各試験体の破壊性状を示す。

試験体 No.1 は $\theta = 1/50$ の正加力1回目に最大耐力に達し、杭と接する表面コンクリートの圧壊が進行した。 $\theta = 1/25$ 荷重の途中で、水平荷重が低下したため加力を終了した。試験体 No.2 は $\theta = 1/50$ 荷重の負加力1回目に最大耐力に達し、 $\theta = 1/25$ 荷重の途中で水平荷重が低下したため加力を終了した。加力後の接合部コンクリートには若干のひび割れが見られたが、No.1 試験体で見られた顕著な圧壊は観察されなかった。また SC 杭の圧縮側において鋼管の局部座屈に伴う残留変形が観察された。試験体 No.3 は $\theta = 1/100$ 荷重時に接合部表面のコンクリートにひび割れが観察され、抜け出しを生じた。その後 $\theta = 1/25$ まで荷重低下は生じず、水平荷重の伝達能力は保持していた。試験体 No.4 は $\theta = 1/200$ において表面コンクリートの剥離が生じたが、顕著なひび割れは観察されず、問題はないと思われる。 $\theta = 1/100$ 荷重時に抜け出しを生じた。以後 $\theta = 1/25$ まで荷重低下は生じず、水平荷重の伝達能力は保持していた。

図-10には、設計上想定される杭の変形角として、 $\pm 1/200$ rad の範囲を併せて示す。この範囲においては、いずれの試験体も安定した履歴特性を示している。設計上想定される杭の変形角の検討については、<付録>で述べる。

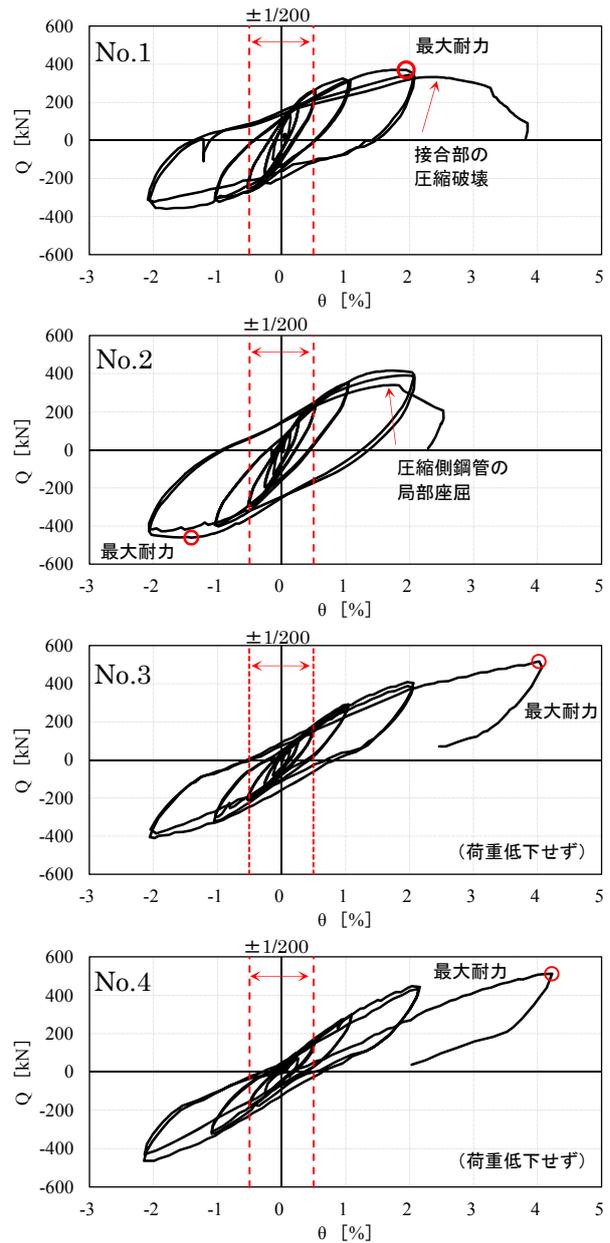


図-10 せん断力 Q と変形角 θ の関係

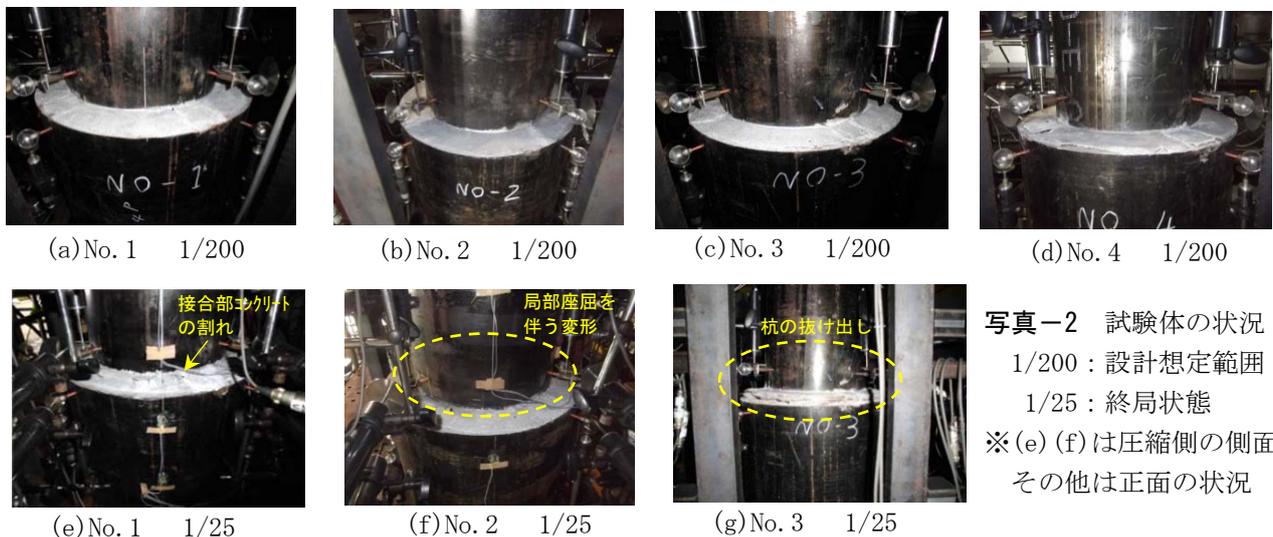


写真-2 試験体の状況
1/200：設計想定範囲
1/25：終局状態
※(e)(f)は圧縮側の側面
その他は正面の状況

4. SC 杭の力学的挙動の検討

4.1 鋼管部分の軸力分担比率

図-11に各杭の鋼管部分およびリングソケット鋼管に貼付した歪ゲージ位置を示す。表-5、図-12に各杭の鋼管部分の軸力導入時の軸方向歪分布（接合部外、図中の下段の値）を示す。表-5には同一平面内の3点（端部N、中央C、端部S）の軸方向歪 ϵ の平均値に鋼材のヤング率 E_s 、各杭の鋼管部断面積 A_s を乗じて求めた杭鋼管部の負担軸力を示す。ここで使用した断面諸元と、杭全体における鋼管部分の軸剛性比、せん断剛性比を表-6に示す。表-5に示した通り、No.4は鋼管杭のため鋼管部分の軸力負担率は1.00であるが、算定結果は1.05、1.12であり測定値は概ね良好である。圧縮軸力を与えた試験体No.1,2の鋼管部分の軸力負担率は0.29~0.33で、鋼管部分の軸剛性比に概ね対応した結果である。引張軸力を与えた試験体No.3では、鋼管部分の軸力負担率は0.45、0.48に留まり、コンクリート部分が引張軸力を負担していると考えられる。通常SC杭のコンクリート部分は引張力を負担しない仮定で設計されるため、設計は安全側であることがわかる。なお、コンクリートの負担軸力をコンクリートの断面積 A_c で除して求めた引張応力度は約 9.4N/mm^2 で、試験体No.3のコンクリート引張耐力($F_c/10$)の 10.5N/mm^2 以下である。

4.2 鋼管部分のせん断力分担比率

図-13(a)~(c)に、各変形角の加力せん断力と、各杭の鋼管部分に貼付した3軸歪ゲージ値（図-11中I6、I7）から換算して求めたせん断力の対応を示す。3軸ゲージの歪値を最大せん断応力度に換算し、その水平方向成分にせん断断面積を乗じてせん断力を計算した。図-13(c)より試験体No.4（鋼管杭）では加力せん断力と、歪ゲージ値から換算して得られたせん断力は概ね対応していることが確認できる。表-6よりSC杭試験体の鋼管部分の杭全体に対するせん断剛性の比率 α は33%である。図-13(b)(c)中には、各変形角時の加力せん断力にこの比率 $\alpha=0.33$ を乗じた荷重レベル $\alpha \cdot P$ を点線で示す。歪ゲージ値から換算して得られたせん断力は、概ねこの点線の荷重レベルに近い。SC杭において、鋼管部分とコンクリート部分は、それぞれのせん断剛性に応じたせん断力を負担しているものと考えられる。通常SC杭のコンクリート部分はせん断力を負担しない仮定で設計するため、安全側の評価となっている。

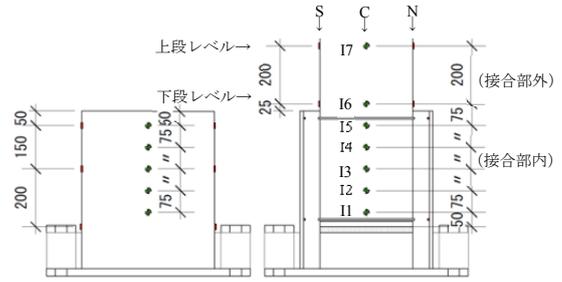


図-11 歪ゲージ位置

表-5 軸方向歪測定値と鋼管部の換算軸力

試験体	導入軸力 kN	各ゲージ位置の歪計測値			鋼管部負担軸力	
		N	C	S	kN	比率
No.1	-1988	-443	-431	-578	-647	0.33
		-423	-394	-525	-598	0.30
No.2	-1993	-392	-404	-581	-613	0.31
		-388	-381	-550	-587	0.29
No.3	877	383	272	223	391	0.45
		237	377	321	417	0.48
No.4	1297	888	582	644	1449	1.12
		767	613	604	1360	1.05

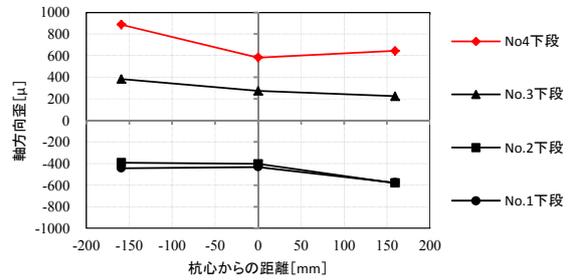


図-12 軸方向歪分布

表-6 杭鋼管部分の剛性比

試験体	ヤング係数		ポアソン比		せん断弾性係数		断面積		鋼管部剛性比	
	E_s	E_c	ν_s	ν_c	G_s	G_c	A_s	A_c	軸	せん断
No.1~3	197800	48000	0.3	0.2	76077	20000	6755	51613	0.35	0.33
No.4	206200	48000	0.3	0.2	79308	20000	9973	-	-	-

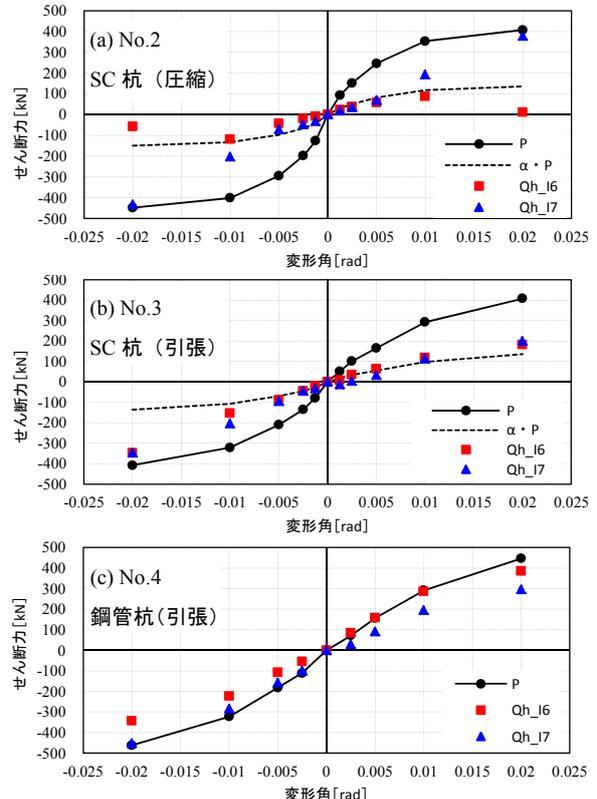


図-13 各杭鋼管部分の負担せん断力の推定

5. 接合部の構造性能評価

5.1 リングソケットのせん断力伝達機構の検討

本節では接合部実験で得られた計測データを用いて、リングソケット接合部におけるせん断力の伝達機構について検討する。検討は降伏耐力以下での弾性範囲について行う。図-14に想定した応力伝達機構を示す。柱または杭のせん断力がリングソケットに伝達する機構として、一様勾配で三角形分布となる支圧力を想定した。各支圧力の合力はテコ反力として、柱または杭の曲げモーメント cM 、 pM に抵抗する。本構法では図-3に示したように、接合部の曲げ耐力をテコ反力と圧縮ストラットの和として評価しているが、圧縮ストラットの伝達分は、安全側の検討とするため無視した。図-15に接合部内のせん断力分布の想定を示す。柱および杭に発生したテコ反力 $N_1 \sim N_4$ は、接合部内充填コンクリートを介してリングソケットに伝達される。接合部内の任意の高さにおいて柱または杭のせん断力とリングソケットのせん断力の和が、接合部外の柱または杭のせん断力 cQ 、 pQ と釣り合う。接合部内充填コンクリートはせん断力を負担しないものとしてモデル化した。図-14の支圧力分布における単位長さ当たりの水平力の最大値を cq 、 pq (N/mm) とすれば、テコ反力は次式で表される。またテコ反力 N_1 、 N_2 と柱せん断力 cQ および杭せん断力 pQ の間には、式(7)および式(8)の釣合い式が成立する。

$$N_1 = \frac{1}{2} c q_c x_c l_1 \quad (4)$$

$$N_2 = \frac{1}{2} c q_c \frac{(1-cx)^2}{cx} l_1 \quad (5)$$

$$cQ = N_1 - N_2 = \frac{1}{2} c q_c \frac{2cx-1}{cx} l_1 \quad (6)$$

$$rQ_{max1} = N_1 = \frac{cx^2}{2cx-1} cQ \quad (7)$$

$$cQ_{max} = N_2 = \frac{(1-cx)^2}{2cx-1} cQ \quad (8)$$

式(4)~(8)において係数 $c x$ の値は、テコ反力に伴って生じる鉛直方向の摩擦力の考慮の有無により、次式(9)(10)のように表される。

①テコ反力に伴う摩擦力を考慮しない場合

$$c x = \frac{2c l_1 + 3c l_2}{3c l_1 + 6c l_2} \quad (9)$$

②テコ反力に伴う摩擦力を考慮する場合(文献⁴⁾)

$$c x = \frac{2c l_1 + 3c l_2}{3c l_1 + 6c l_2} + \frac{\mu_c D}{4c l_1 + 8c l_2} \quad (10)$$

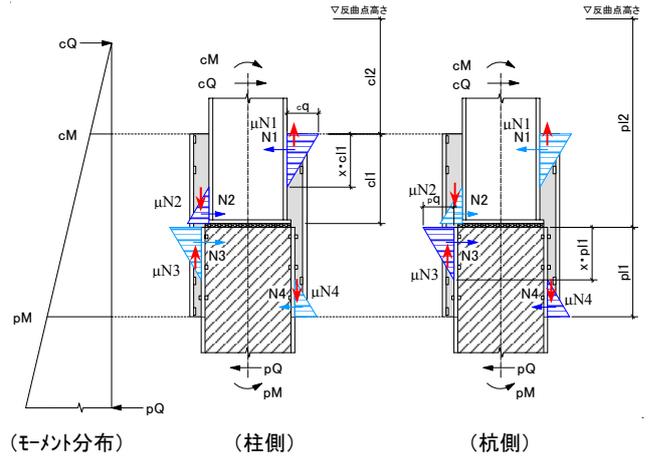


図-14 想定する接合部の応力伝達機構

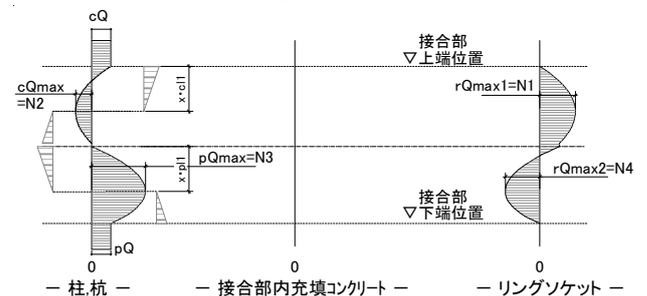


図-15 想定する接合部のせん断力分布

式(4)~(10)では柱側のせん断力についてのみ示したが、式中の添字 c を p に、 N_1 を N_3 、 N_2 を N_4 にそれぞれ読み替えることで、杭側のせん断力についても同様の関係が成り立つ。

[記号]

- rQ_{max1} : 柱側のリングソケット最大せん断力(N)
- rQ_{max2} : 杭側のリングソケット最大せん断力 (N)
- cQ : 柱せん断力(N)
- pQ : 杭せん断力(N)
- cQ_{max} : 接合部内の最大柱せん断力(N)
- pQ_{max} : 接合部内の最大杭せん断力(N)
- $c x$, $p x$: テコ反力分布の反曲点高さを表す係数
- l_1 , l_2 : 柱または杭の埋込み長さ(mm)
- $c l_2$, $p l_2$: モーメント反曲点から接合部までの長さ(mm)
- $c D$, $p D$: 柱または杭の外径(mm)
- μ : 杭または柱鋼管と接合部内コンクリートの摩擦係数

図-16(a)(c)に試験体 No.2、No.3 の SC 杭鋼管部分の高さ方向のせん断力分布について、式(4)~(10)を用いて計算した値と、実験値の対応を示す。接合部外での SC 杭鋼管部分の負担せん断力 (cQ に相当) は、4.2 節の考察に基づき杭のせん断力に SC 杭全体に対する鋼管部分のせん断剛性比 $\alpha = 0.33$ を乗じた値とした。

同様に図-16 (b) (d)に試験体 No.2、No.3 のリングソケット鋼管部分の高さ方向のせん断力分布について、実験値と計算値の対応を示す。図-16 (a)～(d)中の SC 杭の変形角は+1/200(1 サイクル目)とした。計算値の算出において、評価方法①はテコ反力に伴う摩擦力を考慮しない場合、評価方法②はテコ反力に伴う摩擦力を考慮する場合である。なお評価方法②の摩擦係数 μ には鋼構造接合部設計指針¹²⁾等に準じて $\mu=0.4$ を採用した。

変形角+1/200における試験体 No.2、No.3 のせん断力(載荷水平力)はそれぞれ245kN、165kNであり、載荷軸力(No.2: 圧縮、No.3: 引張)により差が生じている。

まず試験体 No.3 では、(c)SC 杭鋼管部分、(d)リングソケット鋼管部分ともに実験値は計算値と良好に対応している。一部ばらつきも見られるが、評価方法②が①よりも精度よく実験値を評価している。

試験体 No.2 においても評価方法②が①よりも実験値との対応は良いが、試験体 No.3 ほどの精度は得られていない。計算値が実験値を大きく上回り、特にリングソケット鋼管ではかなり安全側の評価となっている。要因としては載荷した圧縮軸力に伴う杭底での摩擦によるせん断力の伝達が考えられる。

図-17 (a) (b)に SC 杭鋼管部分(試験体 No.2、3)、図-17 (c) (d)にリングソケット鋼管部分(試験体 No.2、3)の各変形角における最大せん断力の推定値と実験値の対応を示す。推定値は評価方法②により算出した。推定値は実験値と概ね対応しており、想定した接合部の応力伝達機構ならびに式(4)～(10)により、実験値を概ね評価できることを確認した。

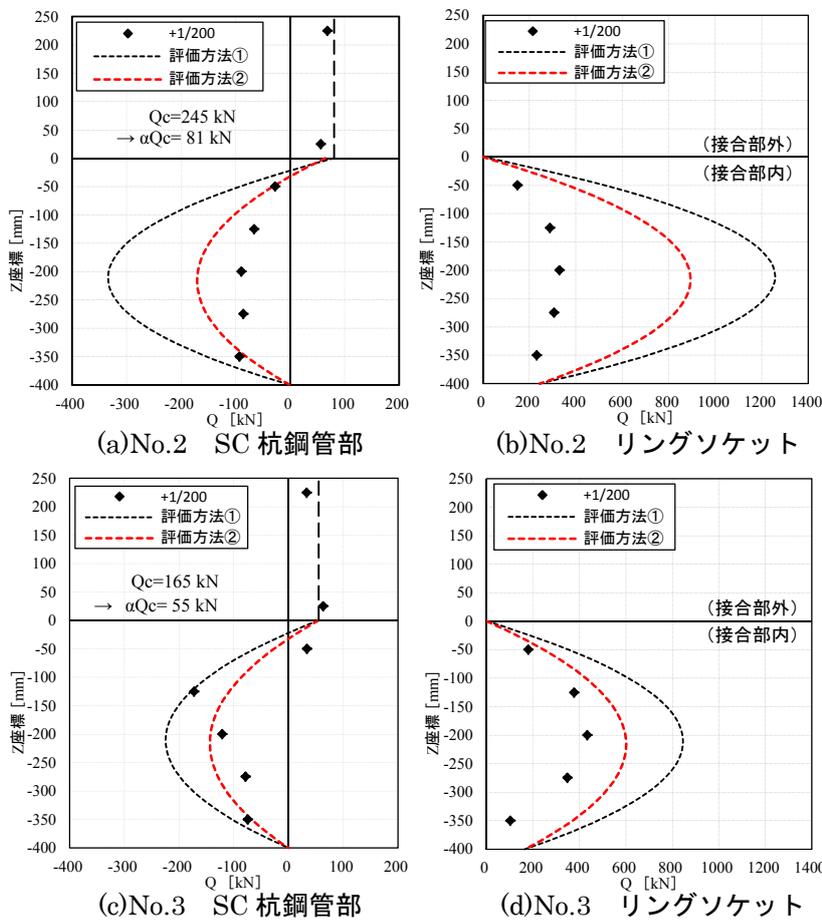


図-16 接合部内の想定せん断力分布モデルと実験値の対応

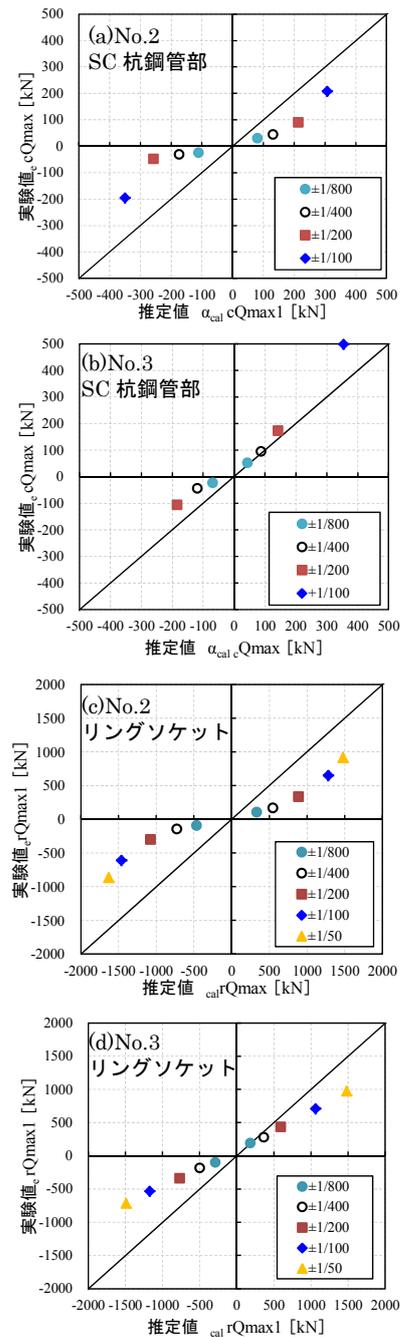


図-17 接合部内最大せん断力の推定値と実験値の対応

5.2 接合部耐力の推定値と実験値の比較

表-7 に各試験体の降伏耐力・最大耐力の実験値 $eQ_y \cdot eQ_u$ と、本構法の評価式¹³⁾による耐力計算値との比較を示す。ここで降伏耐力 eQ_y は $Q-\theta$ 関係 (図-10) の接線剛性が初期剛性の 1/3 に低下した荷重点 (1/3 スロープファクター法) とした。杭・接合部ともに計算値の算出においては表-2 に示す SC 杭鋼管の降伏点と、SC 杭内部コンクリートの圧縮強度を用いた。計算値は実験値に対して安全側の評価となっている。試験体 No.3 の安全率が大きい理由の一因としては SC 杭コンクリート部分の引張軸力負担が考えられる。また最大耐力の決定部位 (杭または接合部) についても、本評価式は実験結果を良く表している。

表-7 試験体耐力の計算値と実験値の対応

降伏耐力	実験値		計算値		実験/計算
	eQ_y kN	接合部 jQ_y kN	杭 pQ_y kN	caQ_y = $\min(jQ_y, pQ_y)$ kN	
No.1	211	102	312	102	2.06
No.2	312	229	312	229	1.36
No.3	347	229	163	163	2.13
No.4	440	232	224	224	1.96

最大耐力	実験値		計算値		実験/計算
	eQ_u kN	接合部 jQ_u kN	杭 pQ_u kN	caQ_u = $\min(jQ_u, pQ_u)$ kN	
No.1	370	293	462	293	1.26
No.2	461	710	462	462	1.00
No.3	516	710	278	278	1.86
No.4	511	713	373	373	1.37

5.3 回転剛性の検討

図-18 に試験体 No.1~3 について、実験結果から得られたスケルトン曲線と、回転剛性の計算値の比較を示す。回転剛性の計算値は本構法の既往評価法¹⁾により、リングソケット上端から 1.0D=杭径分下を杭の固定点と見なして算定した。試験体 No.3 は No.1、No.2 と比較して剛性がやや低く、載荷軸力による差が見られるが、今回の実験で確認した軸力に対して $\pm 1/200\text{rad}$ の範囲では、計算値と実験値は概ね対応しており、軸力なしの場合と同様に評価が可能である。

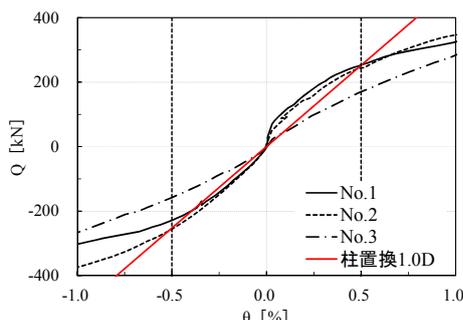


図-18 回転剛性の検討

6. まとめ

構造実験を実施し、杭頭リングソケット構法が SC 杭にも適用可能であることを確認した。得られた知見を以下に示す。

- SC 杭を適用した接合部の降伏・終局耐力および回転剛性は、本実験の範囲であれば本構法の評価式により、安全側に評価できる。
- テコ反力によるせん断力伝達を想定した力学モデルによって、リングソケット接合部に生じるせん断力を安全側に評価できることを確認した。テコ反力に伴う摩擦を考慮することで、評価精度を更に向上させることができる。
- SC 杭のコンクリート部分は、鋼管部分との剛性比に応じた軸力、せん断力を負担していることを示した。通常コンクリート部分のせん断耐力は設計上考慮しないため、SC 杭は安全側の設計となる。

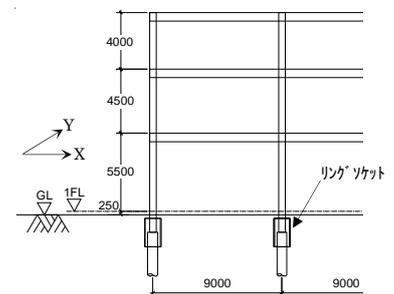
<付録>

実建物モデルにおける杭頭接合部回転角の検討

ここでは実建物を想定した試設計を行い、杭頭接合部回転角について検討する。

付1. 検討概要

検討に用いた建物モデルの概要を付図-1、付表-1 に示す。想定地盤は某土地のボーリング調査結果に基づき設定した。N 値の分布を付図-2 に示す。解析モデルはつなぎ梁がなく、上部構造と杭を一体としたフレーム解析モデルであり、付表-2 に示す水平地盤バネを考慮する。水平地盤バネ剛性 K は、基準水平地盤反力係数： $kh_0=80E_0B^{3/4}$ に基づき算定し、杭頭部の幅 (B) はリングソケット外径を用いた。



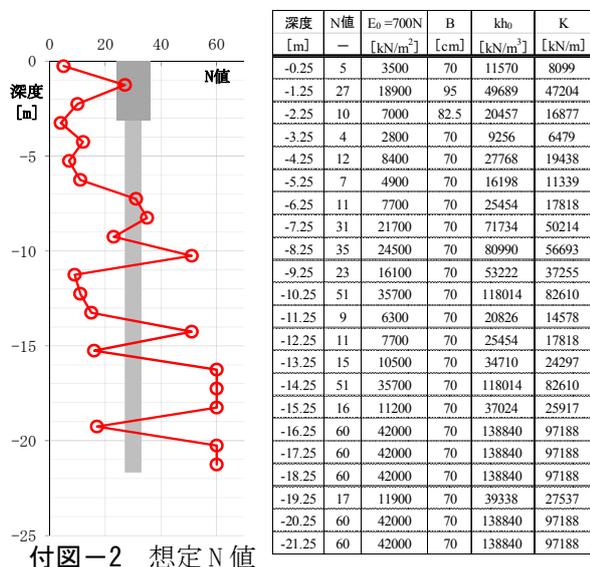
付図-1 建物モデル

付表-1 建物モデル概要

用途	1・2階 物販 3・R階 駐車場
構造概要	鉄骨造ラーメン構造 (XY共通) 36m×36m (9m×4スパン 2方向)
上部構造	柱 450×450×22 (BCR295) A=360cm ² 2F梁 H-800×300 (SS400) 1階床 土間コンクリート床 2~R階床 合成デッキスラブ
基礎構造	上杭 SC杭 (t=9, STK400) 700φ, A=195cm ² 下杭 PHC杭 (A種) 700φ (杭天端GL-1.25m, 杭先端GL-21.25m)

XY 両方向共に鉄骨造ルート 3 により設計し、上部構造の設計クライテリアとして 1 次設計時の層間変形角を 1/150 以内、保有水平耐力時の層間変形角を 1/100 とした。

付表-2 水平地盤バネの設定



付図-2 想定 N 値

付 2. 検討結果

付表-3 に上部構造の算定結果を示す。1 次設計時の層間変形角および保有水平耐力の検定において、設計クライテリアを満足することを確認した。

付表-4 に杭の応力と変形を示す。杭頭変位は 1 次設計時で 4.7[mm]、保有水平耐力時で 8.4[mm]であった。杭頭接合部の回転角は、杭頭レベルと杭頭-1.6m レベル間における回転角として算出し、1 次設計時で 1/545[rad]、保有水平耐力時で 1/326[rad]となった。

付表-3 上部構造の算定結果

	1 次設計時 層間変形角[rad]		保有水平耐力時 Qu/Qu [*]	
	X	Y	X	Y
3F	1/405	1/394	1.17	1.40
2F	1/305	1/302	1.40	1.40
1F	1/171	1/171	1.36	1.38
検定	<1/150 :OK		>1.000 :OK	

* Qu : 保有水平耐力、Qun : 必要保有水平耐力

付表-4 杭の応力と変形

	1 次設計時	保有水平耐力時
最大杭頭曲げ応力 [kNm]	593	1044
地盤面水平変位 [mm]	9.6	16.9
杭頭変位 [mm]	4.7	8.4
杭頭接合部回転角 [rad]	1/545	1/326

以上の検討より、保有水平耐力時を十分に上回る回転角として、±1/200rad を設計上の杭頭接合部の回転角と設定し、接合部実験結果の評価を行うこととした。

<参考文献>

- 石井大吾ほか：杭頭リングソケット構法の開発，清水建設研究報告，第 84 号，pp.9-20,2006.10
- 石井大吾，田中剛：鋼管内充填コンクリートの支圧耐力評価 鋼構造充填接合構法による接合部の力学的挙動に関する研究(その 1)，日本建築学会構造系論文集，第 73 巻，第 630 号，pp.1385-1391,2008.08
- 石井大吾，田中剛：充填接合構法による鋼構造柱梁接合部の耐力評価 鋼構造充填接合構法による接合部の力学的挙動に関する研究(その 2)，日本建築学会構造系論文集，第 74 巻，第 642 号，pp.1513-1521,2009.8
- 石井大吾ほか：壁柱 SRC-梁 S ハイブリッド外殻構造の開発<その 1~10>，日本建築学会大会学術講演梗概集 pp.1481~1492,2013.08， pp.1271~1278,2014.09
- 多賀野公甫，脇田孝彦，栄藤修，原田宏一，益尾潔，平井義行：裏あてリングを用いたコンクリート充填遠心力鋳鋼管柱の押抜きせん断実験 -その 1,その 2-，日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1,pp.819~822,1995.08
- 宮尾俊明，中村信行，石村博，杉山武彦：裏あてリング付コンクリート充填鋼管柱の押し抜き試験 -その 1,その 2-，日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1,pp.969~972,1996.09
- 宮尾俊明，中村信行，杉山武彦：裏あてリング付コンクリート充填鋼管柱の付着耐力評価，日本建築学会技術報告集 第 4 号，pp.51~，1997.03
- 高木潤一，中村信行，廣田実，宮尾俊明，猪砂利次，杉山武彦：内面に溶接ビードを設けたコンクリート充填鋼管柱の付着性状に関する実験的研究，日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1,pp.889~890,1997.09
- 高野公寿ほか：鋼管杭の杭頭結合構造に関する研究(その 2) コンクリート支圧耐力評価試験，日本建築学会学術講演梗概集，2006.09
- 小椋仁志ほか：単純梁方式による SC 杭の M-φ 関係の評価(その 1~3) 日本建築学会学術講演梗概集，2015.09
- 日本建築学会：各種合成構造設計指針・同解説，2010.
- 日本建築学会：鋼構造接合部設計指針，2006.
- 辰己佳裕ほか：杭頭リングソケット構法の開発(その 4~5)，日本建築学会大会学術講演梗概集，構造Ⅲ，pp.1191~1194,2016.08