

## 節杭を用いたプレボーリング工法の根固め部における 節杭とソイルセメントの付着性能に関する検討

今 広人<sup>1</sup>, 吉田 映<sup>2</sup>, 木村 亮<sup>3</sup>

- 1 ジャパンパイル・技術企画室（京都大学大学院・工学研究科 社会基盤工学専攻 博士後期課程）
- 2 ジャパンパイル・技術企画室
- 3 京都大学大学院・工学研究科 社会基盤工学専攻

### 概 要

節杭を用いたプレボーリング工法は、現地の土砂をセメントミルクで混合攪拌して造成するソイルセメントと、その中に建て込んだ節杭（既製コンクリート杭）で構成される。本杭の地盤から決まる鉛直支持力については多くの載荷試験結果に基づく支持力推定式が提案されている。地盤から決まる鉛直支持力を発現させるためには、節杭とソイルセメントが一体となって挙動し、節杭およびソイルセメントに作用する荷重を地盤に確実に伝達しなければならない。そこで、本研究では根固め部に着目した節杭とソイルセメントの押抜き試験を行い、一体性を確保するために必要な性能（付着性能）の検討を実施した。その結果、側圧が作用する節杭は作用しないストレート杭に比べて押抜き荷重が4倍程度となり、節部がソイルセメントとの付着性能を増大させる効果があることが分かった。また、節杭の付着性能を節部支圧強度で評価すると、実杭で想定される側圧の範囲で、ソイルセメント一軸圧縮強さの2倍程度になることが分かった。

キーワード：節杭，ソイルセメント，根固め部，押抜き試験，付着性能

### 1. はじめに

プレボーリング工法は、埋込み杭工法の一つで、あらかじめ現地盤を掘削して地盤を緩め、セメントミルクを注入し、掘削孔内の土砂と混合攪拌したソイルセメントに、既製杭を建て込む工法である。節杭は、杭周に一定の間隔で突起（節部）を付けた杭であり、大半が既製コンクリート杭である。図1のように、軸部直径300～1000mmの杭に節部高さ70～100mmの節部を1mごとに設けるものが多い。現在では大半が遠心力成形のPHC杭になっている。

節杭を用いたプレボーリング工法の概要図を図2に示す。本杭は、杭先端の根固め部と称する部分と、杭頭から根固め部上端までの杭周部と称する部分で構成される。根固め部には高強度のソイルセメントを、杭周部には低強度のソイルセメントを造成する。本杭の地盤から決まる鉛直支持力については多くの載荷試験結果に基づく支持力推定式が提案されている<sup>1)</sup>。地盤から決まる鉛直支持力を発現させるためには、節杭とソイルセメントが一体となって挙動すること、もしくは節杭およびソイルセメントに作用する荷重を地盤に確実に伝達しなければならない。また本杭は、支持杭として適用することが多く、杭先端の根固め部の品質（出来形や強度）は鉛直支持力発現に大きく影響する要因である。

節杭を用いたプレボーリング工法に関する模型土槽実験で、根固め部径や根固め部長さなどの形状を変化させて、根固め部の破壊状況や節杭とソイルセメントが一体となって挙動したかを確認した事例がある<sup>2)3)</sup>。また、筆者らは実杭で載荷試験により本杭の地盤から決まる極限支持力に至るまでの荷重履歴を受けた根固め部を掘出して調査を行い、節杭とソイルセメントが一体となって挙動したことを報告した<sup>4)</sup>。しかしながら根固め部の節杭とソイルセメントの付着性能を定量的に評価するまでには至っていない。本杭と同様に根固め部を高強度ソイルセメントで造成する杭である突起付き鋼管とソイルセメントの付着性能を確認する目的で模型実験を実施し、定量的に評価した事例は幾つかある<sup>5)6)7)</sup>。突起付き鋼管と節杭では突起（節部）高さや突起の形状などが大きく異なるために、突起付き鋼管での付着性能の定量的な評価を節杭に適用することはできない。

本杭における鉛直支持力を確実に期待するためには、根固め部での節杭とソイルセメントの付着性能を把握することが重要である。そこで、本研究では根固め部に着目した節杭とソイルセメントの押抜き試験を行い、節部がソイルセメントとの付着に与える効果を確認し、様々な条件（節部高さや側圧など）での節杭とソイルセメントの付着性能の把握を行うこととした。

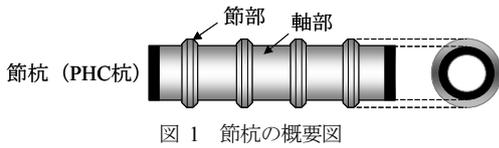


図 1 節杭の概要図

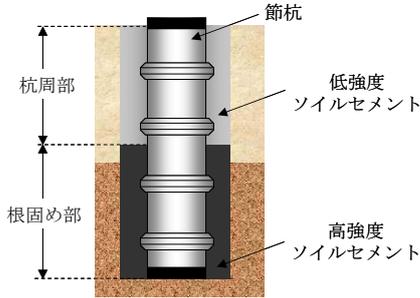


図 2 節杭を用いたプレボーリング工法の概要図

- $\sigma_r$  : 拘束管に作用する半径方向応力(N/mm<sup>2</sup>)
- $\sigma_d$  : 拘束管の円周方向応力(N/mm<sup>2</sup>)
- $t_s$  : 拘束管の板厚(mm)
- $d$  : 拘束管の直径(mm)

実地盤の根固め部は初期状態（載荷前）において常に側圧が作用しており、載荷時に根固め部は三軸応力状態である。一方、本試験装置の根固め部は載荷前に側圧がほとんど生じない機構であるので、載荷開始時に根固め部は一軸応力状態である。拘束状態の違いによるソイルセメントの三軸圧縮試験を行った結果<sup>8)</sup>によると、拘束状態の最大軸圧縮応力度は無拘束状態に比べて、20～50%程度増加すると報告されている。このことから本試験は側圧が作用する状態になるまでは一軸応力状態で実杭よりソイルセメント強度を20～30%程度小さく評価することになるが、側圧が作用する状態では実杭に近い三軸応力状態のソイルセメント強度となると考えている。

## 2. 試験概要

本試験は、節杭とその外周部に薄肉鋼管（以後；拘束管）を設置して打設したソイルセメントで構成する試験体を用い、拘束管によってソイルセメントを拘束させることで側圧を与えながら、節杭頭部に荷重を載荷して押抜くことを行った。

### 2.1 試験装置

試験装置の概要図一例を図3に示す。装置は5000kNまで載荷できる圧縮試験機を用いた。圧縮試験機の台座の上に、中心部に円形の穴をあけた受圧板（縦500mm、横500mm、高さ30mm）を重ね、その上に試験体を設置する構造とした。これにより、杭と台座の間で隙間ができ、最大で軸部径の10%程度の20mmまで節杭のみを鉛直方向に変位させることができる。受圧板の穴の直径は杭と受圧板が干渉しないように杭軸部径より5mm大きくなるようにした。また、拘束管で鉛直荷重を負担しないように、拘束管と受圧板に10mmの離隔を設けた。

図4に試験体に側圧を負荷する仕組みを示す。節杭載荷時にソイルセメントはポアソン比などによる効果で側方に膨張する。そのときソイルセメント外周部を拘束管で拘束すると、拘束管もソイルセメントと同様に膨張し、拘束管の円周方向に応力が発生する（図4(a)）。薄肉円管断面の等方膨張を仮定すると、拘束管に作用する半径方向の応力（内圧）を式(1)で求めることができる。拘束管と接触する面のソイルセメント外周部には、拘束管に作用する半径方向の応力の反力として半径方向に圧縮応力が生じる（図4(b)）。本試験ではこの圧縮応力がソイルセメントに作用する側圧となる。

$$\sigma_c = -\sigma_r = -\sigma_d \cdot \frac{2t_s}{d} \quad (1)$$

ここで、

$\sigma_c$  : ソイルセメントに作用する圧縮応力(N/mm<sup>2</sup>)

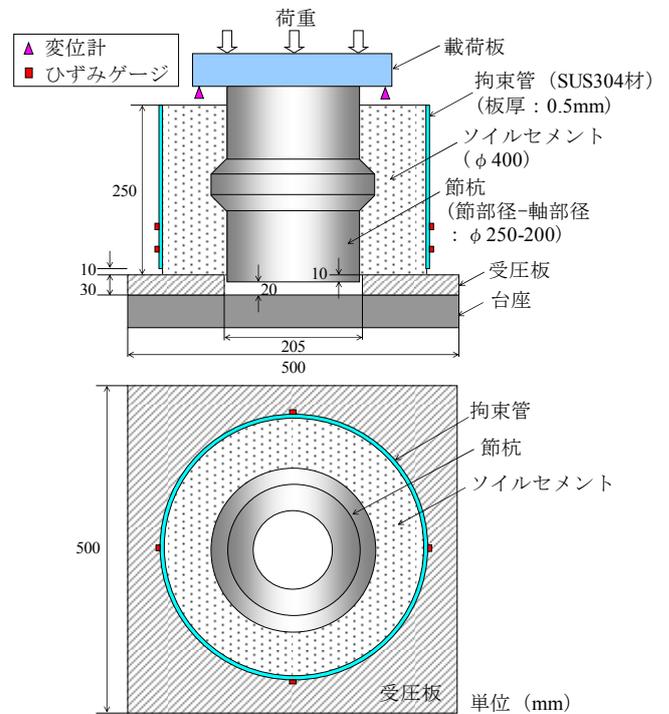


図 3 試験装置の概要図一例

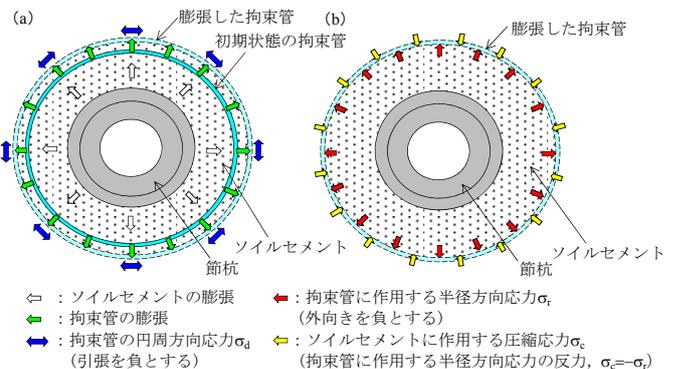


図 4 試験体に側圧を負荷する仕組み

## 2.2 試験体

### 2.2.1 模型杭

模型杭は、早強ポルトランドセメントを用いて遠心力成形によって作製したコンクリート杭である。コンクリート杭は、JIS A 1108（コンクリートの圧縮試験方法）に準じて圧縮試験を3本行い、材齢7日強度が平均で100N/mm<sup>2</sup>程度であった。また模型杭にはPC鋼材は配置されていない。模型杭の寸法と形状を表1に、模型杭の杭詳細図を図5に示す。模型杭は上下対称で、節部高さを15mm、25mm、50mmの3種類の節杭を作製した。また、節部高さ0mmのストレート杭も作製した。節部高さ25mmの節杭(N25)は、現在製造されている小径節杭(節部径500mm-軸部径400mm)の1/2の模型で、大径節杭(節部径1000mm-軸部径800mm)の1/4の模型となる。実杭の縮尺とはならないが、節部高さの影響を把握するために、節部高さ15mmの節杭(N20)と節部高さ50mmの節杭(N30)も用いた。

表1 模型杭の寸法と形状

模型杭記号	節部径 D <sub>n</sub> (mm)	軸部径 D (mm)	節部高さ t (mm)	杭長 H (mm)	節尻長 H <sub>c</sub> (mm)	節肩長 H <sub>p</sub> (mm)
N20	200	170	15	300	130	142.5
N25	250	200	25	300	110	137.5
N30	300	200	50	300	75	125
S	—	200	0	300	—	—

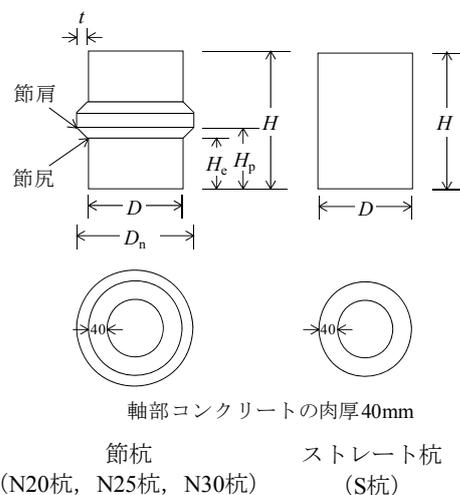


図5 模型杭の杭詳細図

### 2.2.2 ソイルセメント

模型杭の外周部に打設するソイルセメントに用いた材料は、セメントが早強ポルトランドセメント（JIS R 5210、比重 3.14）、骨材が砕砂、水が水道水である。砕砂の物理的性質を表2に、砕砂の粒度試験結果を図6に示す。

ソイルセメントは、根固め部の高強度ソイルセメントを対象として、一軸圧縮強さを10、20、30N/mm<sup>2</sup>と設定した。根固め部に高強度ソイルセメントを造成する杭の地盤から決まる支持力評価式から、根固め部上端を支持力評価位置とした時の極限先端支持力 P<sub>p</sub> の設計上の最大値を求め、根固め部断面積 A<sub>c</sub> で除した杭先端抵抗力度 q<sub>d</sub> (q<sub>d</sub> =

P<sub>p</sub>/A<sub>c</sub>) の最大値は概ね 10000~13000kN/m<sup>2</sup> (10~13N/mm<sup>2</sup>) 程度である<sup>9)10)</sup>。なお、支持力評価位置を根固め部上端としているため、この杭先端抵抗力は根固め部の周面抵抗力を含めた値となる。また、節杭を用いたプレボーリング工法で施工し、地盤の極限支持力まで載荷した後の杭を掘り出して、根固め部のソイルセメント一軸圧縮強さを調査した結果では、平均で 10.9~13.2 N/mm<sup>2</sup> であり、節杭とソイルセメントが一体となって挙動した報告がされている<sup>4)</sup>。プレボーリング工法における根固め部に注入するセメントミルクの一軸圧縮強さは、20N/mm<sup>2</sup> 以上としている例がある<sup>11)</sup>。これらのことから設定した一軸圧縮強さは妥当な値であると判断する。

ソイルセメントの配合表を表3に示す。なお、ソイルセメント作製前には砕砂の含水比が 8~10% となるように散水して調整した骨材を使用し、その時の砕砂の湿潤密度は 1.77g/cm<sup>3</sup> であった。ソイルセメントの作製方法は、安定処理土の締固めをしない供試体作製方法（地盤工学会基準 JGS0821-2000）<sup>12)</sup> に準じて行った。電動ミキサーを用いて、まずセメントと水を十分練り混ぜて、セメントミルクを作製した後に、含水比調整した砕砂を投入して 10 分程度撹拌した。

表2 砕砂の物理的性質

土粒子密度(g/cm <sup>3</sup> )		2.62
粒度	細礫分 (2~4.75mm) (%)	9.0
	砂分 (0.075~2mm) (%)	89.4
	シルト分 (0.075mm 以下) (%)	1.6
	D <sub>50</sub> (mm)	0.98
均等係数		6.83

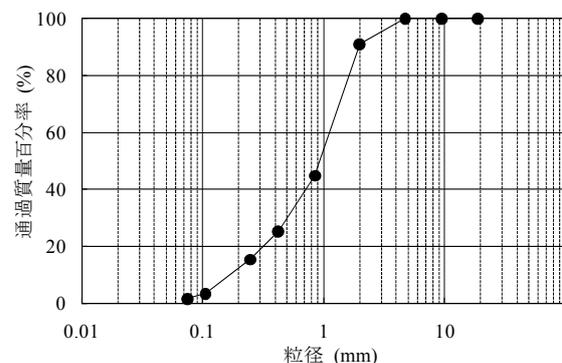


図6 砕砂の粒度試験結果

表3 ソイルセメントの配合表

配合No. (一軸圧縮強さ)	砕砂 S (kg/m <sup>3</sup> )	セメント C (kg/m <sup>3</sup> )	水 W (kg/m <sup>3</sup> )	水セメント比 W/C(%)	セメント砂比 C/S(%)
設定 10 (10N/mm <sup>2</sup> )	1770	300	225	75	16.9
設定 20 (20N/mm <sup>2</sup> )	1770	450	270	60	25.4
設定 30 (30N/mm <sup>2</sup> )	1770	600	360	60	33.8

※水セメント比 W/C は砕砂の含水量を考慮していない

### 2.2.3 拘束管

拘束管は、実地盤での根固め部のソイルセメントへの側圧（以後、側圧）を再現するためのものである。側圧は、地盤条件や杭長（上載圧）や土圧のかかり方（土圧係数）により異なる。そこで、土圧係数を静止土圧係数（ $K_0=0.5$ ）として、杭長が 20~80m 程度とすると、想定される側圧は全応力で 200~800kN/m<sup>2</sup> となるので、0, 400, 700, 1100 kN/m<sup>2</sup> 程度で側圧を変化させることとした。施工時における杭周囲の地盤の緩みに関して土圧計測した事例<sup>13)</sup>によると、プレボーリング工法で施工した根固め部の有効水平土圧の変化量が 0~40kN/m<sup>2</sup> 程度になり、杭周囲の地盤が緩んだと報告されている。施工時による地盤の緩みの影響は想定される全応力での作用する側圧が 200~800 kN/m<sup>2</sup> であるのに対し有効水平土圧の変化量が最大で 40kN/m<sup>2</sup> であるので、地盤条件や杭長による影響に比べると小さい値である。このため、施工時による地盤の緩みの影響は本実験では考慮しないものとする。当初、材質 SS400 の鋼板を溶接して拘束管に用いることを検討したが、加工可能な最小板厚 1.2mm の拘束管では側圧が 2000kN/m<sup>2</sup> 程度と設定値より大きくなった。そこで、拘束管の板厚  $t_s$  を 0.3mm 程度まで薄く加工できるステンレス鋼板（JIS G 4305, SUS304）を溶接して拘束管（高さ  $H=240$ mm）に用いることとし、最大荷重時の側圧 0 が拘束管なしに、側圧 400kN/m<sup>2</sup> が  $t_s=0.3$ mm に、側圧 700kN/m<sup>2</sup> が  $t_s=0.5$ mm に、側圧 1100kN/m<sup>2</sup> が  $t_s=0.8$ mm に対応するように板厚を選定した。ステンレス鋼板の機械的性質を表 4 に示す。

表 4 ステンレス鋼板（SUS304）の機械的性質

0.2%耐力(N/mm <sup>2</sup> )	205 以上
引張強さ(N/mm <sup>2</sup> )	520 以上
伸び(%)	40 以上

押抜き試験時の側圧を求めるために、拘束管に作用する円周方向応力 $\sigma_d$ の把握が必要となる。そこで、ステンレス鋼板の応力ひずみ関係を求めるために、試験に用いる拘束管の円周方向からステンレス鋼板の試験片（5号試験片）を切り出し、JIS Z 2241（金属材料引張試験方法）に準じて引張試験を 8 本（拘束管板厚  $t_s=0.3$ mm : 2 本,  $t_s=0.5$ mm : 3 本,  $t_s=0.8$ mm : 3 本）行った。ひずみの測定は試験片の中央部の表裏にひずみゲージを貼り付けて、実施した。写真 1 に引張試験実施状況を、表 5 にステンレス鋼板の引張試験結果を示す。0.1%（1000 $\mu$  時）耐力は平均 176N/mm<sup>2</sup>、0.2%（2000 $\mu$  時）耐力は平均 239N/mm<sup>2</sup>、1.0%（10000 $\mu$  時）耐力は平均 292N/mm<sup>2</sup>、引張強さは平均 722N/mm<sup>2</sup>であった。

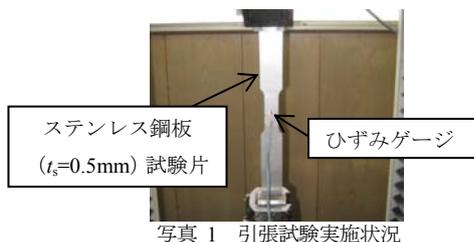


表 5 ステンレス鋼板の引張試験結果

引張試験 No.	0.1%耐力 (N/mm <sup>2</sup> )	0.2%耐力 (N/mm <sup>2</sup> )	1.0%耐力 (N/mm <sup>2</sup> )	引張強さ (N/mm <sup>2</sup> )	最大伸び (%)
0.3mm①	163	240	298	621	36.5
0.3mm②	173	208	249	612	39.4
0.5mm①	173	233	278	756	-
0.5mm②	200	247	282	766	78.9
0.5mm③	169	223	267	752	71.0
0.8mm①	182	256	313	741	-
0.8mm②	177	265	332	771	71.9
0.8mm③	174	245	319	756	74.2
平均	176	239	292	722	-

図 7 にひずみ 10000 $\mu$  以下でのステンレス鋼板の応力ひずみ関係を示す。試験片によって応力ひずみ関係にばらつきがあるため、平均的な値を採用して応力ひずみ関係の近似曲線を求めることとした。近似曲線は式（2）に示す双曲線モデルとした。押抜き試験では最大荷重時の円周方向のひずみが 1000~10000 $\mu$  程度の値であることから、試験平均から算出した 2000 $\mu$  時耐力の 239N/mm<sup>2</sup> と 10000 $\mu$  時耐力の 292N/mm<sup>2</sup> を用いて、式（2）の  $a=0.53$ ,  $b=587$  を求めた。

$$\sigma_d = a \cdot \left\{ \frac{1}{1 + \frac{\varepsilon}{b}} \right\} \cdot \varepsilon \quad (2)$$

ここで、

$\sigma_d$  : 拘束管の円周方向応力(N/mm<sup>2</sup>)

$\varepsilon$  : 拘束管の円周方向ひずみ( $\mu$ )

a, b : 係数

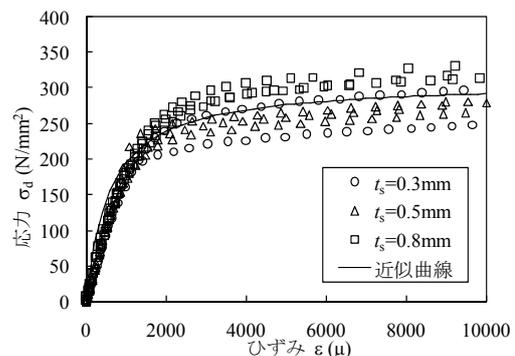


図 7 ステンレス鋼板の応力ひずみ関係

表 6 に試験値と計算値の応力比較結果を示す。比較データとして、引張強さが最小値の試験（試験 No.0.3mm②）と最大値の試験（試験 No.0.8mm②）を示した。計算値の誤差は、試験値と計算値の差を計算値で除して求めた値である。ひずみ 0~1000 $\mu$  の範囲では、計算値は最小試験値、最大試験値よりも大きな値となり、誤差は-9.2~-11.2%である。また、1000~10000 $\mu$  の範囲では、計算値がほぼ平均の値となり、最大試験値と最小試験値に対する計算値の誤差は 13.6~-16.3%である。したがって、1000~10000 $\mu$  の

ひずみの範囲では試験値は計算値の 0.84~1.13 倍になる。本試験では、拘束管の円周方向応力 $\sigma_d$ はこの近似曲線と押抜き試験時に測定した拘束管の円周方向ひずみ $\epsilon$ で算出するものとした。よって、この応力ひずみ関係から算出したソイルセメントに作用する圧縮応力 $\sigma_c$ の推定誤差は±15%程度である。

表 6 試験値と計算値の応力比較結果

ひずみ ( $\mu$ )	応力(N/mm <sup>2</sup> )			計算値の誤差(%)	
	0.3mm②	0.8mm②	計算値	0.3mm②	0.8mm②
1000	173	177	195	-11.2	-9.2
2000	208	265	239	-12.9	10.8
3000	219	294	259	-15.4	13.5
4000	227	306	270	-15.9	13.3
5000	232	312	277	-16.2	12.6
6000	236	317	282	-16.3	12.4
7000	239	323	285	-16.1	13.3
8000	243	326	288	-15.6	13.1
9000	247	329	290	-14.8	13.4
10000	249	332	292	-14.7	13.6

### 2.3 試験体作製方法

試験体作製手順を図 8 に示す。試験体を試験装置の受圧板に設けた孔に接触しないように設置する必要があるため、試験体設置時に節杭下端と受圧板の孔との離隔を杭中空部から触手確認することとした。このために節杭下端はソイルセメント底面より 10mm 突出させることとし、孔をあけた厚さ 10mm のベニヤ板を敷設してソイルセメントの打設を行った。また、拘束管の先端位置とソイルセメント底面の間に 10mm の離隔を設けるために拘束管仮支柱を設置した。拘束管はソイルセメント打設時の型枠としても兼用するので、ソイルセメント打設の影響で拘束管が変形しないように、3~4 回に分けて均等にソイルセメントを投入し、空隙ができないように鉄筋棒などで締めを行った。本試験では、拘束管の直径(内径)が根固め部径となる。作成した試験体は 14 日間気中養生した後に試験を行う。写真 2, 3 に試験体作製状況を示す。ソイルセメント打設時には、ソイルセメントの一軸圧縮強さの確認を行うために、試験体と同一条件で養生した供試体と恒温養生(20℃)で養生した供試体を 3 本採取した。

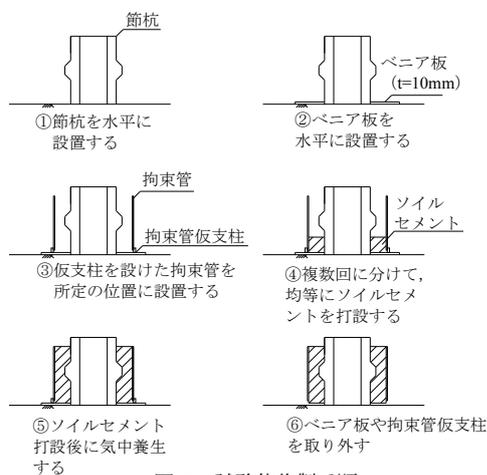


図 8 試験体作製手順

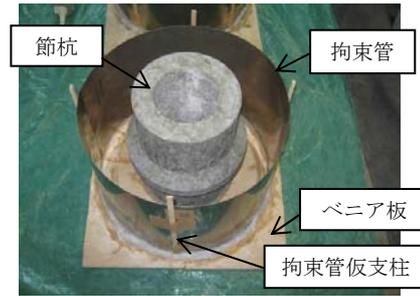


写真 2 試験体作製状況 (ソイルセメント打設前)

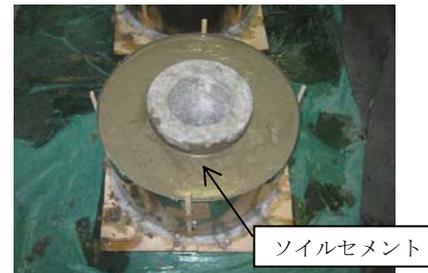


写真 3 試験体作製状況 (ソイルセメント打設後)

### 2.4 試験ケース

本試験は目的別に A, B シリーズに分けて行った。A シリーズでは節部がソイルセメントとの付着に与える効果を確認することを目的として、節杭とストレート杭および側圧の有無による比較をする押抜き試験(試験 No.: A)を行った。B シリーズでは節杭とソイルセメントの付着性能を把握することを目的として、各種条件(節部高さ、ソイルセメント一軸圧縮強さ、根固め部径、側圧)を変化させた押抜き試験(試験 No.: B)を行った。

表 7 に A シリーズでの試験体の仕様を、図 9 に A シリーズでの試験体寸法一覧を示す。試験体は、拘束管がある節杭(A-1, A-2)、拘束管がない節杭(A-3)、拘束管があるストレート杭(A-4, A-5)に大別される。表 8 に B シリーズでの試験体の仕様を示す。B シリーズは拘束管の板厚 $t_s$ とソイルセメント一軸圧縮強さ $q_u$ を一定として、節杭の種類(節部高さ)や根固め部径を変化させた試験(図 10)と、節杭の種類(節部高さ)と根固め部径を一定として、拘束管の板厚 $t_s$ とソイルセメント一軸圧縮強さ $q_u$ を変化させた試験(表 9)の 2 種類に大別される。図 10 に示す拘束管の板厚 $t_s$ は 0.5mm で、ソイルセメント一軸圧縮強さ $q_u$ は 20N/mm<sup>2</sup>である。表 9 に示す根固め部径 $D_e$ は 400mm で、節杭は N25 である。

表 7 A シリーズでの試験体の仕様

試験 No.	節部径 $D_n$ (mm)	軸部径 $D$ (mm)	根固め部径 $D_e$ (mm)	拘束管板厚 $t_s$ (mm)	ソイルセメント設定強さ $q_u$ (N/mm <sup>2</sup> )
A-1	250	200	300	0.5	20
A-2	250	200	350	0.5	20
A-3	250	200	400	0 (無)	20
A-4	-	200	300	0.5	20
A-5	-	200	350	0.5	20

	根固め部径 $D_e$ (mm)		
	300	350	400
模型杭記号 N25			
節部径 $D_n=250$ (mm)			
軸部径 $D=200$ (mm)			
$D_e/D_n$	1.20	1.40	1.60
$D_e/D$	1.50	1.75	2.00
試験No.	A-1	A-2	A-3
模型杭記号 S			
軸部径 $D=200$ (mm)			
$D_e/D_n$	-	-	
$D_e/D$	1.50	1.75	
試験No.	A-4	A-5	

図9 Aシリーズでの試験体寸法一覧

表8 Bシリーズでの試験体の仕様

試験No.	節部径 $D_n$ (mm)	軸部径 $D$ (mm)	根固め部径 $D_e$ (mm)	拘束管板厚 $t_s$ (mm)	ソイルセメント一軸圧縮強さ $q_u$ (N/mm <sup>2</sup> )
B-1	300	200	350	0.5	20
B-2			400		20
B-3	250	200	300	0.5	20
B-4			350		20
B-5			400	0.3	10
B-6					20
B-7					30
B-8					10
B-9			0.5	20	
B-10				30	
B-11				10	
B-12			0.8	20	
B-13	30				
B-14	450	0.5	20		
B-15	200	170	250	0.5	20
B-16			300		20
B-17			350		20
B-18			400		20
B-19			450		20

	根固め部径 $D_e$ (mm)				
	250	300	350	400	450
模型杭記号 N30					
節部径 $D_n$ (mm)	300				
$D_e/D_n$			1.16	1.33	
試験No.			B-1	B-2	
模型杭記号 N25					
節部径 $D_n$ (mm)	250				
$D_e/D_n$		1.20	1.40	1.60	1.80
試験No.		B-3	B-4	B-5~B-13	B-14
模型杭記号 N20					
節部径 $D_n$ (mm)	200				
$D_e/D_n$	1.25	1.50	1.75	2.00	2.25
試験No.	B-15	B-16	B-17	B-18	B-19

図10 Bシリーズでの試験体寸法一覧

表9 ソイルセメント一軸圧縮強さと側圧比較一覧 (B-5~B-13)

ソイルセメント一軸圧縮強さ $q_u$ (N/mm <sup>2</sup> )	拘束管板厚 $t_s$ (mm)		
	0.3	0.5	0.8
10	B-5	B-8	B-11
20	B-6	B-9	B-12
30	B-7	B-10	B-13

### 2.5 載荷方法と計測項目

本試験の載荷方法は連続して荷重を上昇させる1サイクル方式であり、最大荷重後は最大荷重の80%程度に荷重低下するまで変位をさせて試験を終了した。試験時の計測項目は、図3に示すように杭の押抜き荷重と押抜き変位量及び拘束管の円周方向のひずみ量として、測定を荷重20kN間隔で行った。

拘束管のひずみの測定位置の決定と鉛直方向の側圧分布形状を確認する目的で、試験No.B-12の拘束管の鉛直方向に複数ひずみゲージを貼り付け、押抜き試験を実施した。計測した対角2点のひずみの平均値から式(1)、(2)より算出した側圧分布形状を図11に示す。計測高さは節杭下端からの高さである。最大荷重764kN時の側圧は節尻から下にある87mmの計測位置で最大値の1113kN/m<sup>2</sup>となり、節尻から下で計測した4点(20, 50, 87, 100mm)の側圧はほぼ同様の値となった。また節部より上の200mmの計測位置での側圧は節部の影響が少ないことで側圧が730kN/m<sup>2</sup>程度と小さくなった。よって、本試験における拘束管のひずみ測定位置は、側圧が卓越する節尻から下である節杭下端から50mm位置及び87mm位置の2断面とした。

拘束管が均等に膨張することを確認するために、同一試験体のB-12で87mmの計測位置にて円周方向で90度ごとに4点のひずみの測定を行った。図12に円周方向での側圧分布形状を示す。 $P=203$ kN(最大荷重の27%)作用時では、A、C点の側圧が530kN/m<sup>2</sup>でB、D点の側圧250kN/m<sup>2</sup>に対して2倍程度大きくなったが、 $P=303$ kN(最大荷重の40%)では、4点(A、B、C、D)の側圧の差が小さくなり、 $P=404$ kN(最大荷重の53%)~最大荷重764kNでは4点(A、B、C、D)の側圧がほぼ均等に作用していた。これより、最大荷重の50%以上では円周方向で拘束管はほぼ等方に膨張していると判断できる。

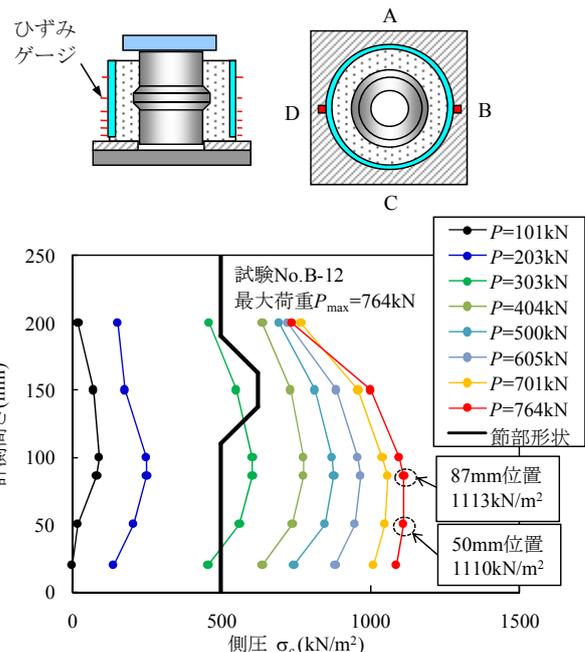


図11 鉛直方向での側圧分布形状

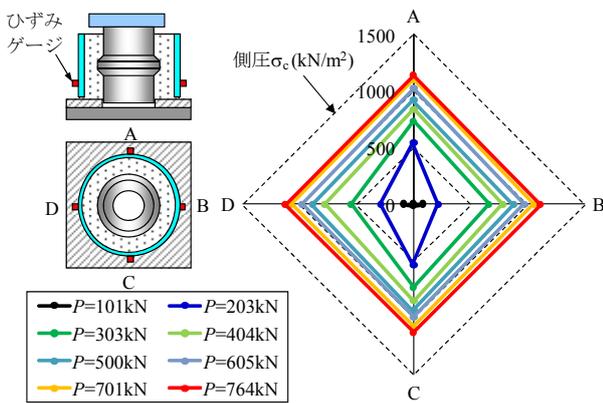


図 12 円周方向での側圧分布形状

### 3. 試験結果と考察

本試験結果において、恒温 (20°C) 養生した場合のソイルセメント一軸圧縮強さ  $q_u$  は試験体と同一条件で養生した場合の  $q_u$  の ±8% 程度に収まり、バラつきが小さかったので、恒温養生した供試体の一軸圧縮強さを示すこととする。側圧は、節杭下端から 50mm 位置と 87mm 位置で大きな差がないことから、節杭下端から 50mm 位置の 2 点のひずみの平均値で算出することとした。

#### 3.1 節杭とストレート杭での比較

A シリーズ (節杭とストレート杭および側圧の有無による比較) の試験結果を表 10 に、代表的な荷重～変位関係を図 13 に示す。同一根固め部径  $D_e$  にて比較すると、 $D_e=300\text{mm}$  では節杭 (A-1) の最大荷重  $P_{\max}$  はストレート杭 (A-4) に比べて 3.9 倍と大きくなり、 $D_e=350\text{mm}$  では節杭 (A-2) の最大荷重  $P_{\max}$  はストレート杭 (A-5) に比べて 3.6 倍と大きくなる。節杭 (A-1, A-2) は  $P_{\max}$  時に側圧  $\sigma_c$  が  $800\sim 900\text{kN/m}^2$  作用するが、ストレート杭 (A-4～A-5) ではほぼ 0 に近い値であった。

$P_{\max}$  時のソイルセメントの側方変位量を拘束管の円周方向ひずみ  $\varepsilon$  を用いて計算すると、節杭下端から 50mm 位置では A-1 は 0.56mm, A-2 は 1.02mm になり、根固め部径の 0.2～0.3% 程度であった。ソイルセメントの一軸圧縮試験から求めた破壊時の軸ひずみが 0.8～1% 程度であり、ポアソン比を 0.3 とする<sup>14)</sup>と、側方ひずみは 0.24～0.3% となる。押抜き試験は節部直下から荷重伝達されることやソイルセメントのかぶり厚の違いで、局所的なひずみの影響も含まれるが、各々の側方ひずみはほぼ同じオーダーである。実杭の根固め部径は 500～1500mm の範囲が多く、 $P_{\max}$  時の側方ひずみが本実験と同程度とすると、1.0～4.5mm 程度に側方変位することになる。実杭では荷重初期より側圧が作用するために、実杭の  $P_{\max}$  は本実験より大きくなる可能性がある。しかしこの程度の変位量であれば、本実験と実杭の  $P_{\max}$  は大きく変わらないものとする。節杭 (A-1) での試験後の試験体を写真 4 に示す。A-1 での最大変位量は 9.22mm ( $P_{\max}$  時の約 2.6 倍) であるが、節尻

から下の位置 (試験前の杭下端から 100mm の計測位置) で拘束管の周長を測定すると、A-1 では試験前の 944mm から試験後には 968mm に膨張し、A-2 では試験前の 1102mm から試験後には 1122mm に膨張した。直径に換算すると、A-1 で根固め部径が 300mm から 308mm 程度に、A-2 で 350mm から 357mm 程度に大きくなっており、根固め部径の 2.0～2.7% 程度であった。本実験では、 $P_{\max}$  時以降はほぼ一定の側圧しか与えていないが、実地盤では根固め部のソイルセメントの側方変位量が大きくなると、受動土圧状態となり、大きな側圧が作用する可能性がある。実杭の  $P_{\max}$  以後の挙動は本実験とは異なり、 $P_{\max}$  以後も荷重を保持し続ける可能性がある。一方でストレート杭 (A-4, A-5) は、試験前後で拘束管に周長の変化はない。節杭 (A-1) で拘束管を取り除いて観察したソイルセメントの破壊状況を写真 5 に示す。節尻もしくは節尻から節肩の中間より受圧板に向かって 60 度程度の円錐状にソイルセメントの破壊面が確認された。節尻直下には粉々に破碎して圧縮されたソイルセメントが付着していることも確認された。一方、ストレート杭 (A-4, A-5) では、目立ったソイルセメントの破壊はなく、軸部外周面とソイルセメントの間ですべりが生じていることが確認され、この面で付着が切れたと判断される。

表 10 A シリーズの試験結果

試験 No.	最大荷重 $P_{\max}$ (kN)	$P_{\max}$ 時 変位量 $S$ (mm)	$P_{\max}$ 時 側圧 $\sigma_c$ ( $\text{kN/m}^2$ )	ソイルセメント 一軸圧縮強さ $q_u$ ( $\text{N/mm}^2$ )	模型 杭 記号
A-1	553	3.44	895	22.6	N25
A-2	683	4.22	808	22.3	N25
A-3	245	5.27	0	20.2	N25
A-4	142	0.71	4	15.6	S
A-5	190	0.68	18	21.2	S

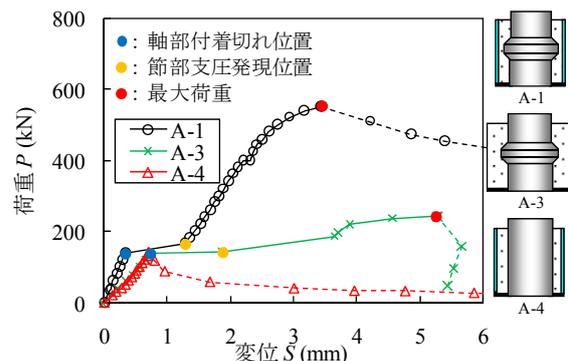


図 13 代表的な荷重変位関係 (A-1, A-3, A-4)

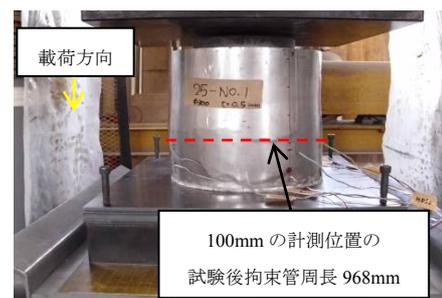


写真 4 試験後の試験体状況 (A-1)

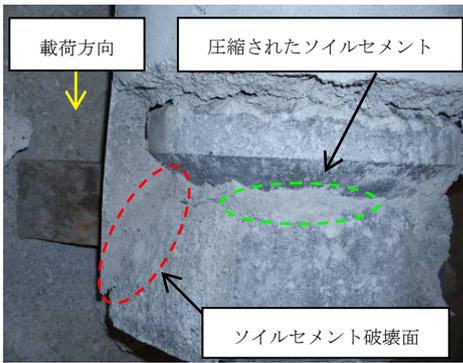


写真5 ソイルセメント破壊状況 (A-1)

図13に示すようにストレート杭 (A-4) は、拘束管があっても最大荷重後に急激に荷重が低下する。ソイルセメントと軸部の付着 (以後、軸部付着) が一旦切れると、荷重を保持できずに変位だけが進行するものと考えられる。拘束管がある節杭 (A-1) は、荷重初期で1mm程度変位量が急増し、この時点で軸部付着が切れたと考えられる。しかし、節部が受けるソイルセメントの支圧抵抗 (以後、節部支圧) によって、再び荷重を保持して最大荷重  $P_{max}$  に至る。また  $P_{max}$  以後は急激な荷重の低下はみられない。拘束管がない節杭 (A-3) は、拘束管がある節杭 (A-1) に比べて軸部付着切れから節部支圧が発現するまでの変位量は1mm程度でほぼ同じ値であるが、 $P_{max}$  は半分以下に小さくなる。節杭で荷重初期に急激な変位量の増加が見られるのは、図8に示す試験体製造方法の影響、すなわち節杭を設置した後にソイルセメントを打設することによる影響であり、節部直下とソイルセメントのなじみによる影響と考えている。プレボーリング工法の標準的な施工手順<sup>4)</sup>では、先にソイルセメントを築造して節杭を設置するためにこの現象はないと思われる。

図14に拘束管がある節杭 (A-2) での荷重～変位、側圧～変位関係を示す。荷重開始から軸部付着切れまでの側圧は最大で14kN/m<sup>2</sup>であり、0ではないものかなり小さい値である。軸部付着切れから節部支圧発現まで (変位量0.62mmの増加) の間に側圧は190kN/m<sup>2</sup>まで大きくなる。荷重が増加するにつれて節部支圧の効果により、側圧も大きくなる。 $P_{max}$  時に側圧は808kN/m<sup>2</sup>となり、以後頭打ちとなっている。

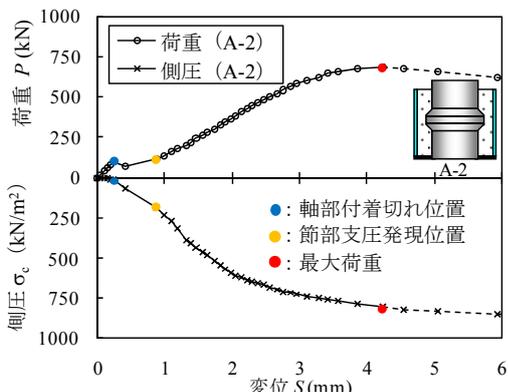


図14 荷重～変位、側圧～変位関係 (A-2)

節杭とストレート杭での軸部付着切れの挙動や節部支圧の挙動を把握するために、軸部付着区間 (荷重開始から軸部付着切れまで) と節部支圧区間 (節部支圧発現から最大荷重まで) に区分して最大荷重や初期剛性を比較することとした。図15に示すように軸部付着区間の初期剛性  $E_s$  は荷重変位関係より荷重開始から軸部付着切れ位置までの区間の勾配とし、節部支圧区間の初期剛性  $E_n$  は節部支圧発現位置を始点として計測点がほぼ直線状となる区間までの勾配とした。表11に初期剛性の比較結果を示す。軸部付着区間の最大荷重  $P_{max1}$  を同一根固め部径にて比較すると節杭 (A-1, A-2) がストレート杭 (A-4, A-5) に比べて同程度もしくは小さくなる。これは節杭の節部の傾斜部 (節肩から節尻の部分) を除いた軸部表面積 (0.122m<sup>2</sup>) がストレート杭の軸部表面積 (0.157m<sup>2</sup>) より小さいことによる影響であると考えられる。また軸部付着区間の初期剛性  $E_s$  は拘束管がある節杭 (A-1, A-2) で396~412kN/mmとなり、拘束管がない節杭 (A-3) の2.2倍に、ストレート杭 (A-4, A-5) の1.5~2.2倍となる。拘束管がある節杭 (A-1, A-2) で軸部付着区間の初期剛性  $E_s$  が大きくなったのは、かなり小さい値であるが側圧が作用した影響と思われる。節部支圧区間の初期剛性  $E_n$  は拘束管がある節杭 (A-1, A-2) で218~260kN/mmとなり、拘束管がない節杭 (A-3) と比較して10倍程度大きくなる。これは拘束管 (側圧) によってソイルセメントの変形や破壊を抑制した影響であると考えている。拘束管がある条件 (側圧が作用する条件) では、拘束管がある節杭は節部支圧の効果によってストレート杭、拘束管がない節杭に比べて押抜き最大荷重及び初期剛性  $E_s$ ,  $E_n$  を大きく増加させる効果があることがわかった。

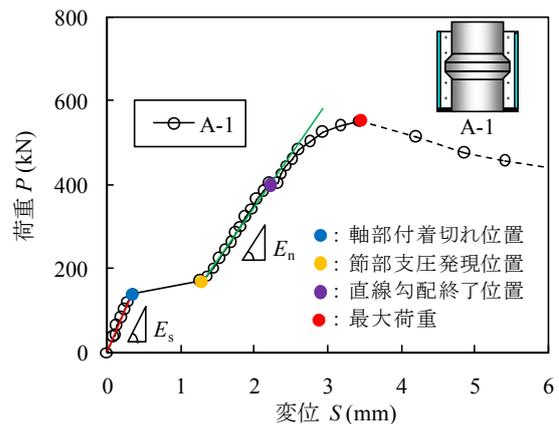


図15 初期剛性の算出方法 (A-1の例)

表11 初期剛性の比較結果

試験 No.	軸部付着区間		節部支圧区間	
	最大荷重 $P_{max1}$ (kN)	初期剛性 $E_s$ (kN/mm)	最大荷重 $P_{max}$ (kN)	初期剛性 $E_n$ (kN/mm)
A-1	140	412	553	260
A-2	101	396	683	218
A-3	140	180	245	24
A-4	142	180	-	-
A-5	190	273	-	-

### 3.2 各種条件での節杭の付着性能の比較

B シリーズ (節部高さ, ソイルセメント一軸圧縮強さ, 側圧, 根固め部径と節杭の付着性能の関係把握) の試験結果を表 12 に示す。なお, B-3 は A-1 と, B-4 は A-2 と同じ試験である。B-8 (B-8②) と B-14 (B-14②) では実験の再現性を確認するために同一条件の実験を実施した。 $P_{max}$  で比較すると両者の差は7~10%程度であることから $q_u$ のバラつきも考慮すると十分に再現性があると考えている。 $P_{max}$  時の補正変位量  $S$  とは, 軸部付着切れから節部支圧発現までの間に増加した変位量を補正した値であり, 図 16 に示す方法で補正をした。節部支圧区間の勾配  $E_n$  を軸部付着切れ位置の荷重まで外挿して, その時の変位量  $a$  を求める。軸部付着切れまでの変位量を  $b$  として, 変位量  $a$  から  $b$  を引いた値を補正することとする。 $P_{max}$  時の補正変位量  $S$  は根固め部径  $D_e$  に対して平均 1.0%程度で, 節部径  $D_n$  に対して平均 1.5%程度になる。これは地盤工学会基準<sup>15)</sup>にて第2限界抵抗力を杭先端変位が杭先端径の10%以下の範囲の最大値として判断されているのに比べて, 十分に小さい値である。

表 12 B シリーズでの試験結果

試験 No.	最大荷重 $P_{max}$ (kN)	$P_{max}$ 時補正変位量 $S$ (mm)	$P_{max}$ 時側圧 $\sigma_c$ (kN/m <sup>2</sup> )	ソイルセメント一軸圧縮強さ $q_u$ (N/mm <sup>2</sup> )	模型杭記号
B-1	1236	2.35	797	19.0	N30
B-2	1651	3.78	715	18.5	N30
B-3	553	2.57	895	22.6	N25
B-4	683	3.64	808	22.3	N25
B-5	505	3.32	413	12.5	N25
B-6	567	3.32	417	22.8	N25
B-7	608	3.42	430	25.0	N25
B-8	580	3.90	680	13.2	N25
B-9	741	3.57	698	22.7	N25
B-10	777	3.10	710	31.1	N25
B-11	714	4.00	1101	15.1	N25
B-12	764	3.72	1100	22.0	N25
B-13	817	6.03	1162	31.0	N25
B-14	621	2.98	601	20.0	N25
B-15	261	3.14	1073	19.2	N20
B-16	376	5.09	922	20.0	N20
B-17	416	7.02	808	19.3	N20
B-18	520	3.78	655	20.3	N20
B-19	497	3.54	587	22.8	N20
B-8②	526	3.97	667	11.3	N25
B-14②	581	3.78	601	21.6	N25

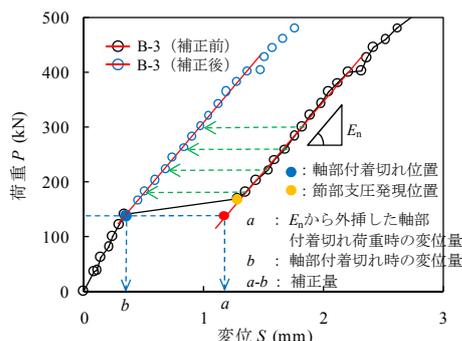


図 16 荷重変位関係の補正方法

### 3.2.1 節部高さ と 付着性能の関係

節部高さの違いによる代表的な荷重変位関係を図 17 に示す。同一の根固め部径, ソイルセメント一軸圧縮強さ, 側圧において, 節部高さが大きくなる (B-2>B-9>B-18) につれて, 最大荷重  $P_{max}$  が大きくなる。 $P_{max}$  では, B-18 に対して B-9 は 1.43 倍に, B-2 は 3.18 倍となる。表 13, 図 18 に示すように節部高さの違いによる  $P_{max}$  の増加比率は, 節部高さ (N30 : 50mm, N25 : 25mm, N20 : 15mm) の増加比率よりも大きくなり, 節部投影面積  $A_n$  (節部径の閉塞断面積を軸部径の閉塞断面積で引いた値, N30 : 39270mm<sup>2</sup>, N25 : 17671mm<sup>2</sup>, N20 : 8718mm<sup>2</sup>) の増加比率よりも小さくなる。 $P_{max}$  の増加比率は節部高さや節部投影面積の増加比率との相関性が高い。

押抜き最大荷重  $P_{max}$  を節部投影面積  $A_n$  で割った値を節部支圧強度  $\sigma_n$  と定義する。節部支圧強度と節部投影面積の関係を図 19 に示す。同一の側圧, 根固め部径において,  $\sigma_n$  は  $A_n$  に比例して小さく,  $A_n$  が大きくなると  $\sigma_n$  は収束する傾向にある。 $q_u$  が 20N/mm<sup>2</sup> に対して,  $A_n$  が 17671~39270mm<sup>2</sup> の範囲では  $\sigma_n$  はおおむね 30~40N/mm<sup>2</sup> になる。実杭では模型杭に比べて  $A_n$  が大きい (N30 杭の 3~10 倍) ので, 同一  $q_u$  に対し,  $\sigma_n$  は一定の値になると考えられる。

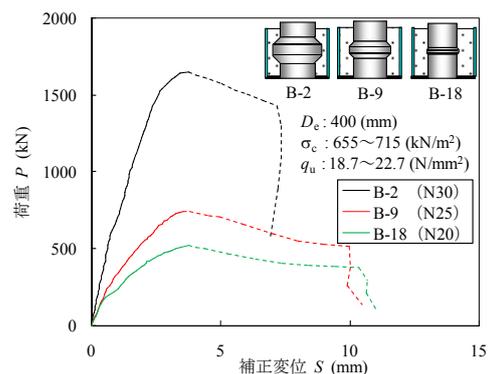


図 17 節部高さの違いによる荷重変位関係 (B-2, B-9, B-18)

表 13  $P_{max}$  と節部高さ, 節部投影面積の増加比率 (N20に対する)

模型杭記号	根固め部径 $D_e$ (mm)				節部高さ $l$ の増加比率	節部投影面積 $A_n$ の増加比率
	300	350	400	450		
N30	-	2.97	3.18	-	2.50	4.50
N25	1.47	1.64	1.43	1.25	1.25	2.00
N20	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00

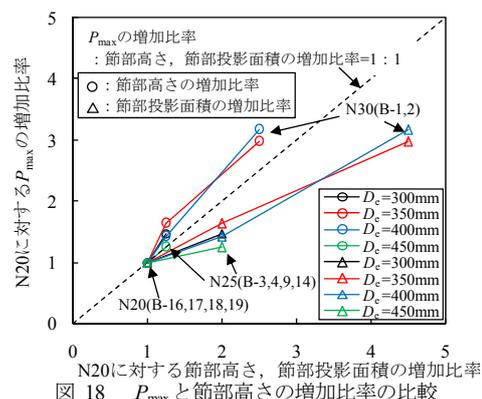


図 18  $P_{max}$  と節部高さの増加比率の比較

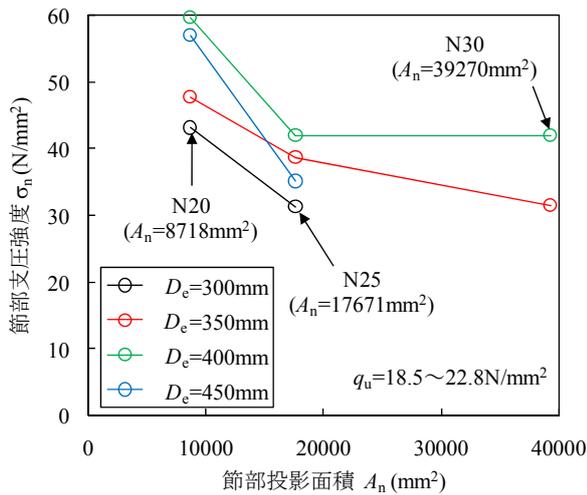


図 19 節部支圧強度 $\sigma_n$ と節部投影面積 $A_n$ の関係

### 3.2.2 ソイルセメント一軸圧縮強さと附着性能の関係

ソイルセメント一軸圧縮強さ  $q_u$  の違いによる代表的な荷重変位関係を図 20 に示す。同一の節部高さ、根固め部径、側圧において、 $q_u$  が大きくなる (B-10>B-9>B-8) につれて、最大荷重  $P_{max}$  が大きくなる。 $P_{max}$  では、B-8 に対して B-9 は 1.28 倍に、B-10 は 1.34 倍となる。表 14、図 21 に示すように  $q_u$  の違いによる  $P_{max}$  の増加比率は節部高さや節部投影面積の違いによる  $P_{max}$  の増加比率に比べると微増である。また  $q_u$  の増加比率に対する  $P_{max}$  の増加比率は小さく、 $q_u$  が大きくなると  $P_{max}$  が収束する傾向にある。なお、 $q_u$  の増加比率の算出時には、実測のソイルセメント一軸圧縮強さを用いている。

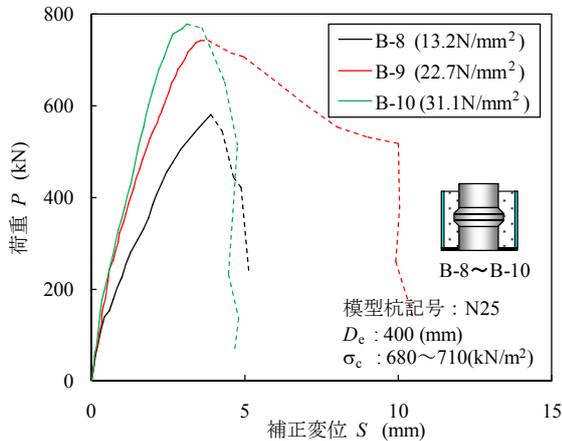


図 20  $q_u$  の違いによる荷重変位関係 (B-8, B-9, B-10)

表 14  $P_{max}$  と  $q_u$  の増加比率 (設定10N/mm<sup>2</sup>に対する)

$q_u$ 増加比率	側圧 $\sigma_c$ : 400(kN/m <sup>2</sup> )		側圧 $\sigma_c$ : 700(kN/m <sup>2</sup> )		側圧 $\sigma_c$ : 1100(kN/m <sup>2</sup> )	
	$P_{max}$ 増加比率	$q_u$ 増加比率	$P_{max}$ 増加比率	$q_u$ 増加比率	$P_{max}$ 増加比率	$q_u$ 増加比率
1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
1.82	1.12	1.72	1.28	1.46	1.07	1.07
2.00	1.20	2.36	1.34	2.00	1.14	1.14

節部支圧強度とソイルセメント一軸圧縮強さの関係を

図 22 に示す。同一の節部高さ、根固め部径において、 $\sigma_n$  は  $q_u$  及び側圧 $\sigma_c$  に比例して大きくなる。 $q_u$  が 10~30 N/mm<sup>2</sup> に対して $\sigma_c$  が 400~1100kN/m<sup>2</sup> の範囲では $\sigma_n$  はおおむね 30~50N/mm<sup>2</sup> になる。また節部支圧強度とソイルセメント一軸圧縮強さの比 $\sigma_n/q_u$ の比較を表 15 に示す。節部支圧強度とソイルセメント一軸圧縮強さの比 $\sigma_n/q_u$ は 1.38~2.68 の範囲となり、平均 1.88 であった。 $\sigma_n/q_u$  と $\sigma_c$  の関係を図 23 に、 $\sigma_n/q_u$  と  $q_u$  の関係を図 24 に示す。 $\sigma_n/q_u$  は  $\sigma_c$  に比例して大きくなり、ソイルセメント一軸圧縮強さ  $q_u$  に比例して小さくなる。節部支圧強度 $\sigma_n$ とソイルセメント一軸圧縮強さ  $q_u$  は相関性が高い。実杭においても模型杭と同様の傾向になると考えられるが、ある程度  $q_u$  が高くなる (30N/mm<sup>2</sup> 以上) と同一の  $A_n$  の場合では $\sigma_n$  は頭打ちの傾向にあると考える。

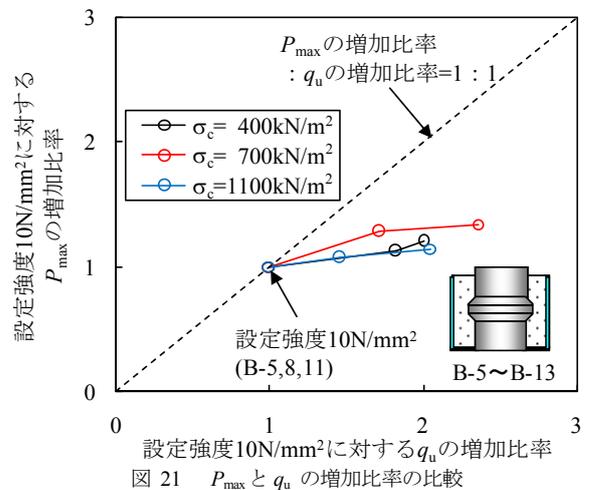


図 21  $P_{max}$  と  $q_u$  の増加比率の比較

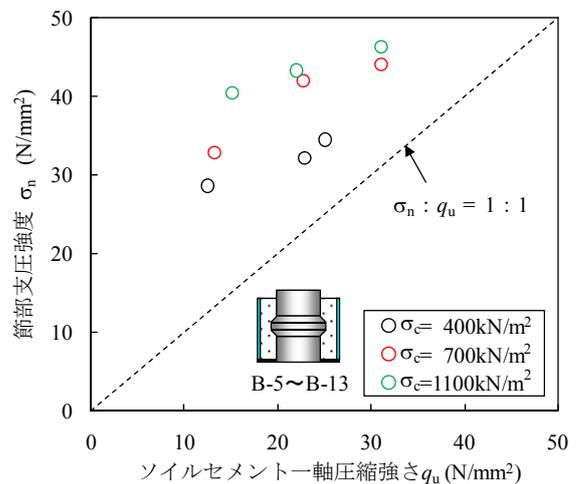


図 22 節部支圧強度とソイルセメント一軸圧縮強さの関係

表 15  $\sigma_n/q_u$  の比較

設定 ソイルセメント 一軸圧縮強さ $q_u$ (N/mm <sup>2</sup> )	側圧 $\sigma_c$		
	400(kN/m <sup>2</sup> )	700(kN/m <sup>2</sup> )	1100(kN/m <sup>2</sup> )
10	2.29	2.49	2.68
20	1.41	1.85	1.97
30	1.38	1.41	1.49

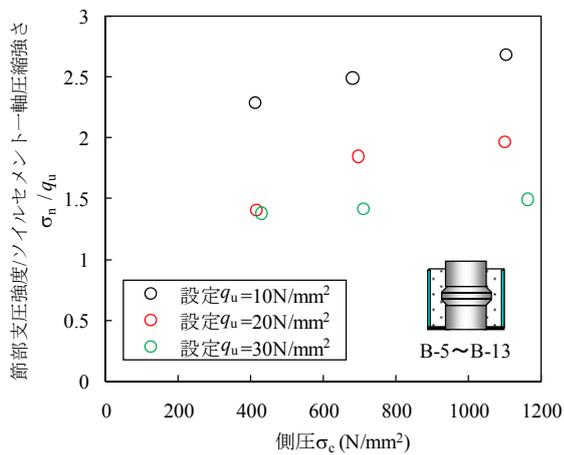


図 23  $\sigma_n/q_u$  と  $\sigma_c$  の関係

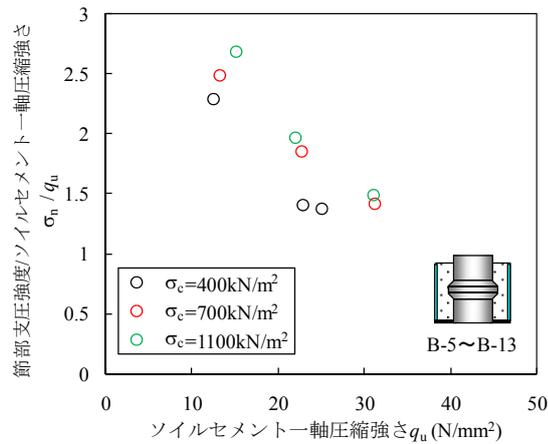


図 24  $\sigma_n/q_u$  と  $q_u$  の関係

### 3.2.3 側圧と附着性能の関係

側圧 $\sigma_c$ の違いによる代表的な荷重変位関係を図 25 に示す。同一の節部高さ、根固め部径、ソイルセメント軸圧縮強さの条件において、 $\sigma_c$ が大きくなる (B-12>B-9>B-6) につれて、最大荷重  $P_{max}$  が大きくなる。 $P_{max}$  では、B-6 に対して B-9 は 1.30 倍に、B-12 は 1.35 倍となる。表 16、図 26 に示すように側圧 $\sigma_c$ の違いによる  $P_{max}$  の増加比率は節部高さや節部投影面積の違いによる  $P_{max}$  の増加比率に比べると微増である。 $\sigma_c$  の増加比率に対する  $P_{max}$  の増加比率は小さく、 $\sigma_c$  が大きくなると収束する傾向にある。なお、 $\sigma_c$  の増加比率の算出時には、実測の側圧を用いている。

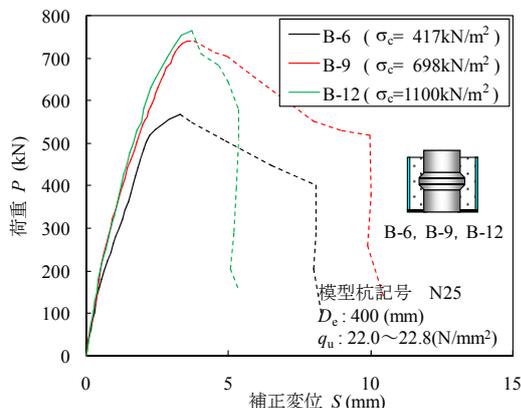


図 25  $\sigma_c$ の違いによる荷重変位関係 (B-6, B-9, B-12)

表 16  $P_{max}$  と  $\sigma_c$  の増加比率 (400kN/m<sup>2</sup>に対する)

$q_u: 10(\text{N}/\text{mm}^2)$		$q_u: 20(\text{N}/\text{mm}^2)$		$q_u: 30(\text{N}/\text{mm}^2)$	
$\sigma_c$ 増加比率	$P_{max}$ 増加比率	$\sigma_c$ 増加比率	$P_{max}$ 増加比率	$\sigma_c$ 増加比率	$P_{max}$ 増加比率
1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
1.64	1.15	1.67	1.30	1.65	1.28
2.67	1.41	2.63	1.35	2.70	1.34

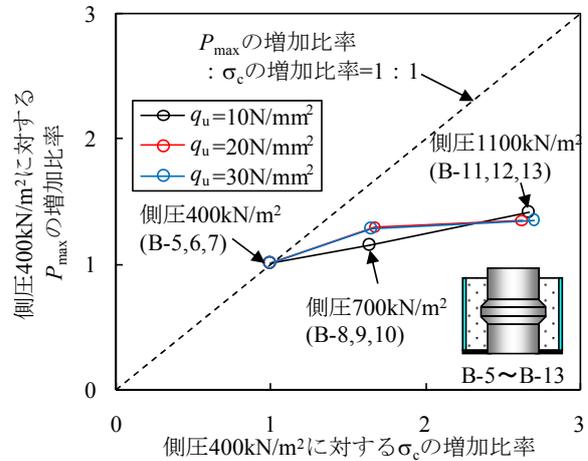


図 26  $P_{max}$  と  $\sigma_c$  の増加比率の比較

図 27 に節部支圧強度 $\sigma_n$ と側圧 $\sigma_c$ の関係を示す。同一の節部高さ、根固め部径において、 $\sigma_c$ が 400~1100kN/m<sup>2</sup> に対して  $q_u$ が 10~30 N/mm<sup>2</sup>の範囲では $\sigma_n$ は $\sigma_c$ に対して比例して増加するが、700 kN/m<sup>2</sup>以上では $\sigma_n$ は  $q_u$ が 20N/mm<sup>2</sup> 及び 30N/mm<sup>2</sup> の場合ではその増加が小さく収束する傾向である。側圧 0 のデータがある  $q_u=20\text{N}/\text{mm}^2$  の場合には、側圧 0 の試験として実施した A-3 は $\sigma_n$  が 13.9N/mm<sup>2</sup> で、 $\sigma_c$  が 0~700 kN/m<sup>2</sup> の範囲でも $\sigma_n$ は $\sigma_c$ にほぼ比例して増加している。このことから実杭では杭長に比例して $\sigma_n$ は増加するが、長尺になると $\sigma_n$ は一定の値となると考えられる。

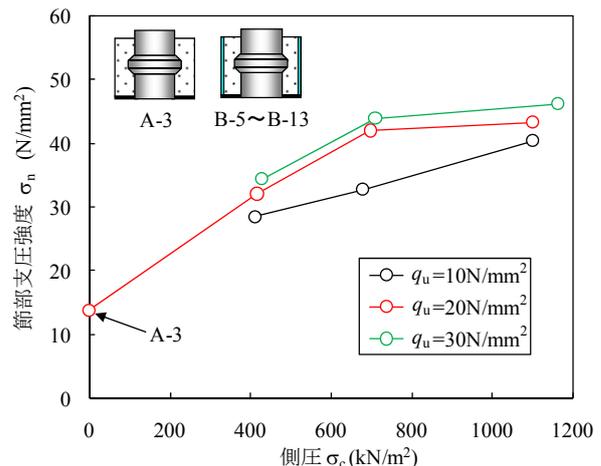


図 27 節部支圧強度と側圧の関係

### 3.2.4 根固め部径と附着性能の関係

本試験での側圧は式 (1) に示すように拘束管の直径に反比例し、拘束管の板厚に比例する。すなわち同一の拘束管の板厚の場合でも、拘束管の直径が大きくなると側圧は減少し、拘束管の直径が小さくなると側圧は大きくなる。

そのために、同一側圧条件で根固め部径の違いによる比較を実施することができないが、本研究では根固め部径と節杭の付着性能には以下に示す関係があった。

根固め部径  $D_e$  の違いによる代表的な荷重変位関係を図 28 に示す。同一の節部高さ、ソイルセメント一軸圧縮強さにおいて、 $D_e=300\sim 400\text{mm}$  の範囲では  $D_e$  が大きくなる (B-9>B-4>B-3) につれて、最大荷重  $P_{\max}$  が大きくなるが、 $D_e=450\text{mm}$  (B-14) では最大荷重  $P_{\max}$  が小さくなる。 $P_{\max}$  では、B-3 に対して B-4 は 1.23 倍に、B-9 は 1.34 倍に、B-14 は 1.12 倍となる。表 17、図 29 に示すように根固め部径  $D_e$  の違いによる  $P_{\max}$  の増加比率は  $D_e=300\sim 400\text{mm}$  の範囲では根固め部径の増加比率との相関性が高い。一方、 $D_e=450\text{mm}$  では  $P_{\max}$  の増加比率が低下したことで、根固め部径の増加比率との相関性が低くなる傾向である。この傾向は側圧の低下の影響が根固め部径による影響かを明確に判断できないため、今後の検討課題となる。

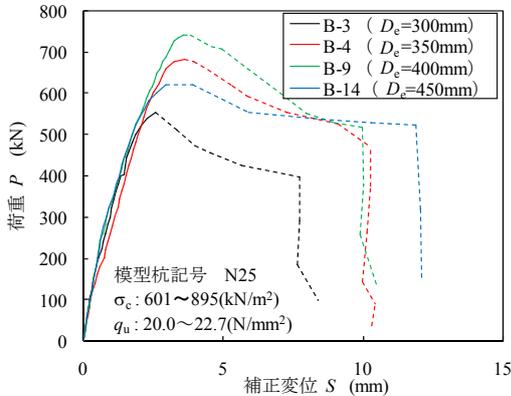


図 28  $D_e$  の違いによる荷重変位関係 (B-3, B-4, B-9, B-14)

表 17  $P_{\max}$  と  $D_e$  の増加比率 (最小径の  $D_e$  に対する)

N30		N25		N20	
$D_e$ 増加比率	$P_{\max}$ 増加比率	$D_e$ 増加比率	$P_{\max}$ 増加比率	$D_e$ 増加比率	$P_{\max}$ 増加比率
1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
1.14	1.34	1.16	1.23	1.20	1.44
-	-	1.33	1.34	1.40	1.59
-	-	1.50	1.12	1.60	1.99
-	-	-	-	1.80	1.90

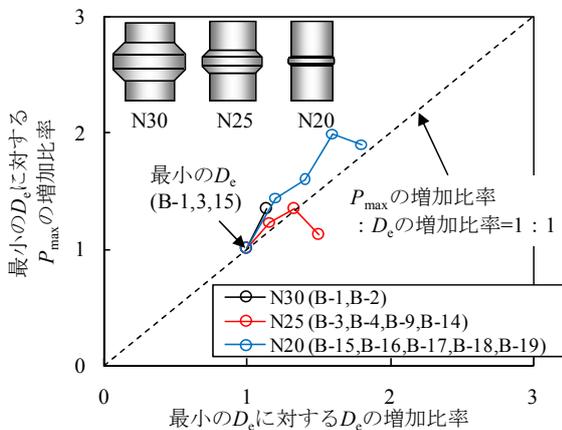


図 29  $P_{\max}$  と  $D_e$  の増加比率の比較

節部支圧強度  $\sigma_n$  を側圧  $\sigma_c$  で正規化して求めた値と根固め部径  $D_e$  との関係を図 30 示す。 $\sigma_n/\sigma_c$  は  $D_e$  に対して比例して増加するが、 $450\text{mm}$  では  $\sigma_n/\sigma_c$  の増加が小さく収束する傾向である。

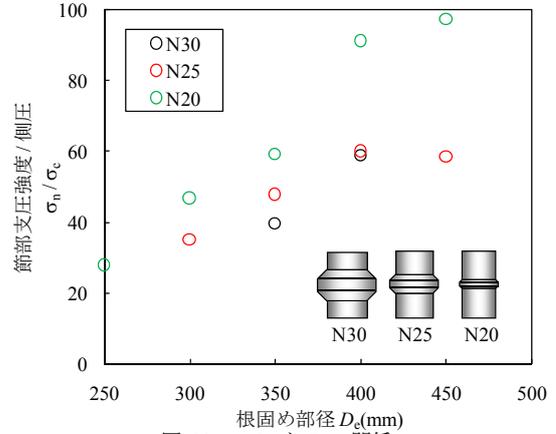


図 30  $\sigma_n/\sigma_c$  と  $D_e$  の関係

#### 4. 本押抜き試験結果と既往の試験結果との比較

本押抜き試験は、実地盤における側圧をソイルセメント外周部の拘束管によって気中で再現している。そこで本試験が地盤中での側圧状態を再現できていることを確認するために、既往の模型土槽実験結果<sup>2)</sup>及び実杭での先端載荷試験結果<sup>4)</sup>と比較する。

既往の模型土槽実験は、土槽の上部から  $300\text{kN/m}^2$  の上載圧を負荷した状態で節杭 (節部径  $D_n: 144.3\text{mm}$ , 軸部径  $D: 114.3\text{mm}$ ) の鉛直載荷試験を実施し、根固め部沈下停止荷重 (節杭と根固め部が分離した荷重) を求めている。根固め部沈下停止荷重は本研究での押抜き最大荷重  $P_{\max}$  に相当すると考えられる。この模型土槽試験では根固め部内に節部が 2 節あり、節部支圧強度を求める際に節部投影面積  $A_n$  を上節と下節の分担を考慮して算出する必要がある。鋼管杭の中詰めコンクリートとずれ止めリングに関する押抜き試験結果<sup>16)</sup>では、載荷装置の能力限界で最大荷重は確認していないが、相対変位の急増時の荷重がずれ止めリングを 2 段設置したものは 1 段設置したものと比べて 1.5~1.6 倍の値を示すと報告されている。そこで、根固め部内の 2 節での分担割合を考慮して 1 節の節部投影面積  $A_n$  ( $6093\text{mm}^2$ ) を 1.5 倍することとし、節部支圧強度を求めた。表 18 に既往の模型土槽試験結果を示す。

実杭での先端載荷試験では、節杭を用いたプレボーリング工法で施工し、根固め部上端に設けたジャッキにて載荷試験を実施した後、杭を掘出し根固め部の調査を実施している。節部が負担する荷重を、実測最大荷重から杭先端の軸部閉塞面積が負担する荷重 (杭先端最大抵抗力  $q_d \times$  杭先端の軸部閉塞面積  $A_p$  と仮定して計算) を引いて求めると、本研究での押抜き最大荷重  $P_{\max}$  に相当すると考えられる。 $A_n$  (根固め部内に節部が 2 節あるので、1 節の節部投影面積を 1.5 倍とする) で除して節部支圧強度を求めた。

表 19 に実杭の先端載荷試験結果を示す。

表 18 既往の模型土槽試験結果

既往 模型 試験 No.	根固め部 径/節部径 $D_g/D_n$	根固め部 沈下停止 荷重 (kN)	ソイルセメ ント一軸圧 縮強さ $q_u$ (N/mm <sup>2</sup> )	節部支圧 強度 $\sigma_n$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_n/q_u$
1	1.25	240	17.0	26.2	1.54
2	1.32	270	11.8	29.5	2.50
3	1.52	210	17.6	22.9	1.31
4	1.52	210	18.5	22.9	1.24
5	1.52	270	18.2	29.5	1.62
6	1.52	270	20.8	29.5	1.42
7	1.61	300	11.8	32.8	2.78
8	1.61	360	22.5	39.3	1.75
9	2.01	360	13.9	39.3	2.83
10	2.01	440	11.8	48.1	4.08

表 19 実杭の先端載荷試験結果

既往 実杭 試験 No.	節部径 $D_n$ (mm)	軸部径 $D$ (mm)	実測 最大 荷重 (kN)	ソイルセメ ント一軸圧 縮強さ $q_u$ (N/mm <sup>2</sup> )	節部支圧 強度 $\sigma_n$ (N/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_n/q_u$
1	500	400	5210	13.2	32.1	2.43
2	440	300	3290	11.2	21.5	1.91

図 31 に各試験別の節部支圧強度とソイルセメント一軸圧縮強さの関係を示す。押抜き試験として、B シリーズでの試験 (B-1~B-19) 結果を全てグラフにプロットしている。それぞれ試験条件が異なる試験結果 (押抜き試験, 模型土槽試験, 実杭先端載荷試験) から求めた節部支圧強度とソイルセメント一軸圧縮強さの比  $\sigma_n/q_u$  を比較すると、押抜き試験が  $\sigma_n/q_u$  は 1.38~2.94 (平均 1.97) で、模型土槽試験が 1.24~4.08 (平均 2.11) で、実杭先端載荷試験が 1.91~2.43 (平均 2.17) となり、ほぼ同じ値となった。

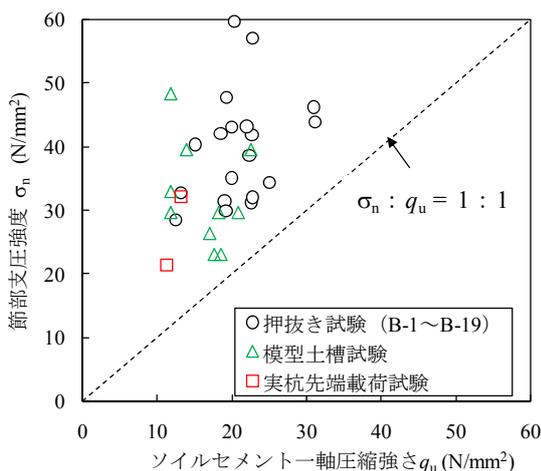


図 31 各試験の節部支圧強度とソイルセメント一軸圧縮強さ関係

図 32 に各試験別の節部支圧強度と側圧の関係を示す。模型土槽試験の側圧は、土圧係数を静止土圧係数 ( $K_0=0.5$ ) として 150 kN/m<sup>2</sup> と仮定し、実杭先端載荷試験の側圧は、土圧係数を静止土圧係数 ( $K_0=0.5$ ) とし、杭長 13m, 土の湿潤単位重量 20kN/m<sup>3</sup> で 130 kN/m<sup>2</sup> と仮定した。本押抜き

試験では側圧を変化させた試験 (B-5~13) は  $D_g/D_n$  が 1.6 のみである。よって模型土槽試験は根固め部径と節部径の比  $D_g/D_n$  が 1.52~1.61 の試験データ (既往模型試験 No.3~8) をグラフにプロットし、実杭先端載荷試験は  $D_g/D_n$  が 1.38~1.40 であるが、同グラフにプロットしている。押抜き試験の節部支圧強度と側圧の比例関係を補間するように、模型土槽試験及び実杭先端載荷試験の値がプロットされた。よって、本押抜き試験は地盤中での側圧状態を再現した押抜き試験結果として評価できるものであることを確認した。

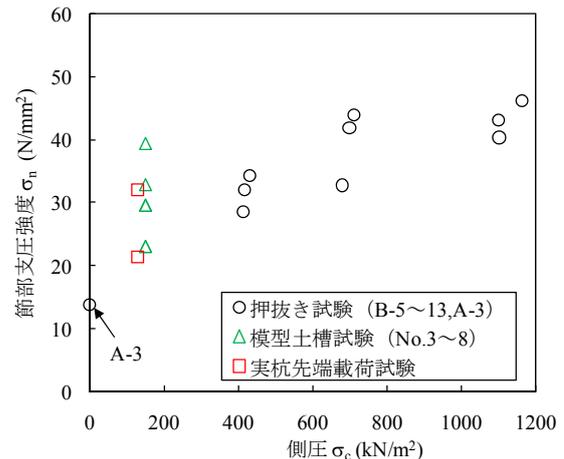


図 32 各試験別の節部支圧強度と側圧の関係

## 5. まとめ

本研究では、節杭を用いたプレボーリング工法の根固め部に着目し、節杭とソイルセメントの押抜き試験を行った。節部がソイルセメントとの付着に与える効果を確認し、各種条件 (節部高さ, ソイルセメント一軸圧縮強さ, 根固め部径, 側圧) での節杭とソイルセメントの付着性能の把握を行った。

以下に、本研究により得られた知見をまとめる。

- ① 節杭は側圧が作用する条件では側圧が作用しないストレート杭に比べて押抜き最大荷重が 4 倍程度大きくなる。これは、節部支圧 (節部が受けるソイルセメントの支圧抵抗) による効果と側圧による影響であることを確認した。また、側圧がある場合の節杭は側圧がない場合の節杭と比較して押抜き最大荷重が 2 倍程度、節部支圧区間の初期剛性が 10 倍程度大きくなる。
- ② 押抜き最大荷重の増加比率と節部高さや節部投影面積の増加比率は相関性が高い。
- ③ 同一の節部高さ, 根固め部径においては、節部支圧強度 (押抜き最大荷重を節部投影面積で割った値) とソイルセメント一軸圧縮強さとの相関性が高く、節部支圧強度とソイルセメント一軸圧縮強さの比は 2 倍程度である。
- ④ 同一の節部高さ, 根固め部径においては、節部支圧

強度は側圧に対して比例して増加するが、ソイルセメント一軸圧縮強さが 20N/mm<sup>2</sup> 及び 30N/mm<sup>2</sup> の場合では側圧が 700 kN/m<sup>2</sup> 以上では節部支圧強度はその増加が小さく収束する傾向である。

- ⑤ 本試験が地盤中での側圧状態を再現できていることを確認するために、既往の試験（模型土槽試験、実杭先端載荷試験）と比較した。本試験は、地盤中での側圧状態を再現した押抜き試験結果として評価できるものであることを確認した。

今後、節杭とソイルセメントの付着性能を把握した結果を用いて、本杭の支持力性能や支持力品質の向上につなげていきたい。また、節部高さやソイルセメント一軸圧縮強さを用いて、節部の支圧抵抗を評価することで本杭の支持力に関する設計検討が容易になるものと考えている。

#### 参 考 文 献

- 1) 小椋仁志, 小松吾郎, 真鍋雅夫, 大島章, 千種信之, 細田豊, 須見光二, 三村哲弘: 既製杭のプレボーリング拡大根固め工法の拡大掘削径と鉛直支持力, GBRC, Vol.32, No.1, pp.10-21, 日本建築総合試験所, 2007.
- 2) 木谷好伸, 加藤洋一, 桑原文夫: 埋込み杭の拡大根固め球根の鉛直支持性能に関する模型実験 (その2 節部を有する杭体の場合), 日本建築学会構造系論文集, Vol.73, No.624, pp.267-273, 2008.
- 3) 永井雅, 石川一真, 伊藤淳志, 小椋仁志: 節杭を用いたプレボーリング拡大根固め工法の根固め部に関する模型実験(その4: 荷重-沈下量関係と根固め部の破壊形状), 日本建築学会大会学術講演梗概集 B-1, pp.423-424, 2009.
- 4) 今広人, 吉田映, 樺澤和宏, 小松吾郎, 桑原文夫, 木村亮: 先端載荷試験後に掘り出した節杭を用いたプレボーリング工法の根固め部の調査, 地盤工学ジャーナル, Vol.5, No.4, pp.615-623, 2010.
- 5) (財)土木研究センター: 鋼管杭先端拡大根固め工法「Super KING 工法」, 建設技術審査証明報告書, pp.85-93, 2007.
- 6) (財)国土技術研究センター: HYSC 工法(鋼管ソイルセメント杭工法), 建設技術審査証明事業(一般土木工法)報告書, pp.101-108, 2007.
- 7) (財)国土技術研究センター: ガンテツパイル(鋼管ソイルセメント杭工法), 建設技術審査証明事業(一般土木工法)報告書, pp. III9-III21, 2006.
- 8) 今井政人, 岡二三生, 中島伸一郎, 張鋒: 薄肉鋼管-ソイルセメント複合構造体の圧縮変形特性とそのモデル化, 土木学会論文集, No.792, pp.103-118, 2005.
- 9) 桑原文夫: 建築分野における高支持力杭の現状と課題, 基礎工, Vol.36, No.12, pp.2-6, 2008.
- 10) 横幕清, 白戸真大, 中谷昌一: 杭の鉛直支持力推定式の作成方法の標準化とそれに基づく推定式の見直し, 土木技術資料, Vol.51, No.5, 2009.
- 11) (社)日本道路協会: 杭基礎施工便覧 平成18年度改訂版, pp.196-197, 2007.
- 12) (社)地盤工学会: 土質試験の方法と解説—第一回改訂版—, pp.308-316, 2000.
- 13) 桑原文夫, 岡扶樹, 大槻貢, 日比野信一, 吉田茂: 埋め込み杭施工時における杭周囲の地盤内の土圧計測, 日本建築学会技術報告集, 第10号, pp.53-56, 2000.
- 14) CDM 研究会: セメント系深層混合処理工法 CDM 設計と施工マニュアル(設計・施工編), pp.86, 1998.
- 15) (社)地盤工学会: 地盤工学会基準 杭の鉛直載荷試験・同解説

—第一回改訂版—, 2002.

- 16) 岡原美知夫, 福井次郎, 中谷昌一, 田口敬二, 藤村知広: 杭頭部とフーチングの結合部の設計法に関する検討, 土木研究所資料, 第3077号, pp.123-133, 1992.

(2011.9.13 受付)

---

---

## A study on adhesion of nodular pile and soil cement by pre-bored piling method

Hirohito KON<sup>1</sup>, Ei YOSHIDA<sup>2</sup> and Makoto KIMURA<sup>3</sup>

- 1 Engineering Division, Japan Pile Corporation  
(Department of Civil and Earth Resources Engineering, Kyoto University)
- 2 Engineering Division, Japan Pile Corporation
- 3 Department of Civil and Earth Resources Engineering, Kyoto University

### Abstract

Pre-bored piling method using nodular pile (precast concrete pile) consists of pitching the nodular pile into soil cement formed by mixing and agitating cement slurry and soil. Formulae for estimating vertical bearing capacity determined from the ground around the pile have been proposed based on the results of many loading tests. For vertical bearing capacity to develop, the soil cement has to transmit the load acting on the nodular pile to the ground. In this study, load test of nodular pile and soil cement in base bulb was carried out to clarify the adhesion effect. From the examinational results, the peak load of nodular pile was 4 times larger than the peak load of straight pile; it was found out that adhesion of nodular pile and soil cement is large effect. It was found out that the bearing pressure of nodular was 2 times larger than the unconfined compression strength of soil cement.

Key words: nodular pile, soil cement, base bulb, load test, adhesion