

論文 / 著書情報
Article / Book Information

題目(和文)	連続らせん形状の羽根を有する回転杭の周面抵抗力に関する研究
Title(English)	
著者(和文)	和田昌敏
Author(English)	Masatoshi Wada
出典(和文)	学位:博士(工学), 学位授与機関:東京工業大学, 報告番号:甲第10487号, 授与年月日:2017年3月26日, 学位の種別:課程博士, 審査員:時松 孝次,竹内 徹,坂田 弘安,横山 裕,田村 修次,高橋 章浩
Citation(English)	Degree:Doctor (Engineering), Conferring organization: Tokyo Institute of Technology, Report number:甲第10487号, Conferred date:2017/3/26, Degree Type:Course doctor, Examiner:,,,,,
学位種別(和文)	博士論文
Type(English)	Doctoral Thesis

連続らせん形状の羽根を有する回転杭の
周面抵抗力に関する研究

平成 29 年 2 月

理工学研究科 建築学専攻

和田 昌敏

目次

第1章 序論	1
1.1 研究の背景	1
1.2 既往の研究	3
1.3 研究の目的及び概要	5
第1章の参考文献	8
第2章 模型実験によるスパイラル杭の支持力メカニズムに関する検討	10
2.1 はじめに	10
2.2 模型スパイラル杭の施工・載荷実験の内容	11
2.2.1 実験装置	11
2.2.2 模型地盤	14
2.2.3 試験ケース	18
2.2.4 実験手順	19
2.3 模型スパイラル杭の施工・載荷実験の結果	20
2.3.1 回転貫入施工	20
2.3.2 載荷実験	27
2.4 模型スパイラル杭の支持力メカニズム	35
2.4.1 支持力メカニズムの仮定	35
2.4.2 羽根径を直径とする円筒面での周面摩擦力度	35
2.4.3 スパイラル羽根の支圧力度	37
2.5 可視化実験による支持力メカニズムの確認	38
2.5.1 可視化実験の目的	38
2.5.2 実験装置	38
2.5.3 実験手順	39
2.5.4 実験結果	41
2.6 回転貫入トルクと周面摩擦力の関係	42
2.6.1 回転貫入トルクの予測式と材軸直交方向の有効応力 σ_h の関係	43
2.6.2 回転貫入トルクの算定値と実測値の比較	45
2.6.3 周面摩擦力測定区間のトルクと周面摩擦力の関係	49
2.7 まとめ	51
第2章の参考文献	52

第3章 実大実験によるスパイラル杭の支持力メカニズムに関する検討	53
3.1 はじめに	53
3.2 実大スパイラル杭の施工・载荷実験の内容	54
3.2.1 敷地概要	54
3.2.2 実験に用いたスパイラル杭	59
3.3 実大スパイラル杭の施工・载荷実験の結果	61
3.3.1 スパイラル杭の回転貫入施工	61
3.3.2 载荷実験	64
3.4 実大スパイラル杭の支持力メカニズム	73
3.4.1 支持力メカニズムの仮定	73
3.4.2 スパイラル羽根の支圧力度	73
3.4.3 羽根径を直径とする円筒面での周面摩擦力度	74
3.5 回転貫入トルクと周面摩擦力の関係	76
3.5.1 回転貫入トルクと土の粘着力 c ・材軸直交方向の有効応力 σ'_h の関係	76
3.5.2 回転貫入トルクの予測式と実測値の比較	78
3.5.3 周面摩擦力の回転貫入トルクからの予測値と実測値の関係	82
3.5.4 周面摩擦力の推測に用いる土圧係数	87
3.6 まとめ	88
第3章の参考文献	89
第4章 模型実験による正負交番鉛直荷重下のスパイラル杭の支持力に関する検討	91
4.1 はじめに	91
4.2 模型スパイラル杭・直杭の载荷実験の内容	92
4.2.1 実験装置	92
4.2.2 試験ケースおよび試験方法	95
4.3 模型スパイラル杭・直杭の载荷実験の結果	97
4.3.1 スパイラル杭・直杭の単調载荷試験	97
4.3.2 スパイラル杭・直杭の一方向繰返し载荷試験	100
4.3.3 スパイラル杭・直杭の正負交番载荷試験	104
4.4 まとめ	110
第4章の参考文献	111

第5章 実大実験による正負交番鉛直荷重下のスパイラル杭の支持力に関する検討	112
5.1 はじめに	112
5.2 実大スパイラル杭の載荷実験の内容	113
5.2.1 地盤概要および試験杭	113
5.2.2 試験ケースおよび実験方法	117
5.3 実大スパイラル杭の載荷実験の結果	120
5.3.1 実大スパイラル杭の単調載荷試験	120
5.3.2 実大スパイラル杭の正負交番載荷試験	125
5.4 まとめ	129
第5章の参考文献	130
第6章 スパイラル杭の設計支持力式の提案	131
6.1 はじめに	131
6.2 載荷実験データ	132
6.2.1 敷地地盤と試験杭	132
6.2.2 載荷実験データ	132
6.3 スパイラル杭の周面摩擦力度	134
6.3.1 スパイラル杭の支持力メカニズム	134
6.3.2 砂質地盤の摩擦力度（摩擦支持力係数 β の評価）	134
6.3.3 砂質地盤の摩擦力度（土圧係数 K_s の評価）	136
6.3.4 粘性土地盤の摩擦力度（摩擦支持力係数 γ の評価）	138
6.4 繰返し荷重下におけるスパイラル杭の周面摩擦力度	140
6.4.1 繰返し荷重下の周面摩擦力の低下率	140
6.4.2 繰返し荷重下の砂質地盤の摩擦力度（摩擦支持力係数 β の評価）	141
6.4.3 繰返し荷重下の砂質地盤の摩擦力度（土圧係数 K_s の評価）	141
6.4.4 繰返し荷重下の粘性土地盤の摩擦力度（摩擦支持力係数 γ の評価）	142
6.5 まとめ	143
第6章の参考文献	144
第7章 結論	145

付録A 第6章の載荷実験の詳細	148
A.1 はじめに	148
A.2 各敷地における試験内容	149
A.2.1 茨城県堺町における試験内容	149
A.2.2 茨城県古河市における試験内容	155
A.2.3 愛知県東海市における試験内容	156
A.2.4 福岡県粕屋郡粕屋町における試験内容	160
A.2.5 沖縄県国後郡今帰仁村における試験内容	164
発表論文一覧	168
謝辞	

第1章 序論

1.1 研究の背景

日本の主要都市は河川下流の軟弱な沖積層から成る平野部に位置していることが多い。よって、このような都市部に建設される建築物やインフラ設備には、多くの場合、杭基礎構造が採用されている。一般的に、基礎杭は杭体を工場で製作する「既製杭」と現場で造成する「場所打ちコンクリート杭」に大別され、さらに「既製杭」は、Figure 1.1 に示すように、杭体を使用する材料により「鋼杭」と「既製コンクリート杭」に分類される。ここで、「鋼杭」は施工法により、さらに打ち込み工法、埋め込み工法および圧入工法に分類することができる。

打ち込み工法は、杭頭部を叩いて杭を地中に貫入させるため、施工に伴う騒音・振動が大きく、現在、建築分野では殆ど採用されていない。また、埋め込み工法は、杭施工時に地盤を削孔し建設残土が発生するため、残土の運搬や処理がしにくい現場では、採用されないことが多い。そこで、このような問題が解決できる新たな鋼杭の施工法として、圧入工法の一つである回転貫入工法が 1990 年代に開発された。

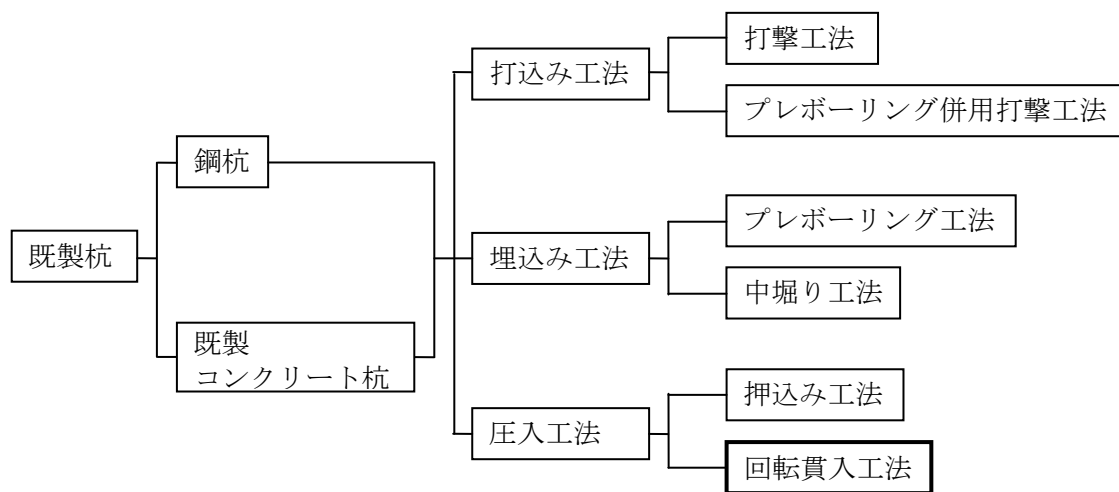


Figure 1.1 既製杭の種類^{1.1)}

回転貫入工法とは、鋼管の先端または周面に螺旋状の羽根を取り付けた鋼杭に回転力を与え木ネジのようにそのまま地中に貫入させる工法である。低騒音・低振動、無排土での施工が可能であることから「環境にやさしい工法」として、現在では広く建築・土木分野の技術者に認知されるようになった。

これら回転貫入杭（以下「回転杭」）は、Figure 1.2 のように分類することができる。杭先端に 1 枚の螺旋状の羽根を取り付けた回転杭（以下「先端支持型回転杭」）は、杭先端を

強固な支持層まで到達させることにより、大きな押込み・引抜き支持力が期待できる。よって、大型の重量構造物にも適用できる回転杭として、これまで多くのプロジェクトで採用されている。一方、最近では都心の狭小地に建つ小型・軽量の建築需要も増え、大きな支持力が必要とならないケースも目立ってきている。その中でも、支持層が深く建物重量が小さい場合には、これまでの先端支持型回転杭では杭長が長くなりすぎ、不経済な設計になってしまうこともあった。そこで、このような場合に、より短い杭で必要な支持力が確保できるように、杭周面にも大きな支持力が期待できる回転杭（以下「摩擦支持型回転杭」）の開発が行われることとなった。摩擦支持型回転杭としては、杭周面にらせん状の羽根を一枚ずつ離散的に取り付け多段羽根の回転杭と連続らせん形状の羽根を取り付けた回転杭（以下「スパイラル杭」）の2種類が想起されるが、より安定した周面支持力性能が期待できそうな、後者のスパイラル杭について検討を進めることとした。

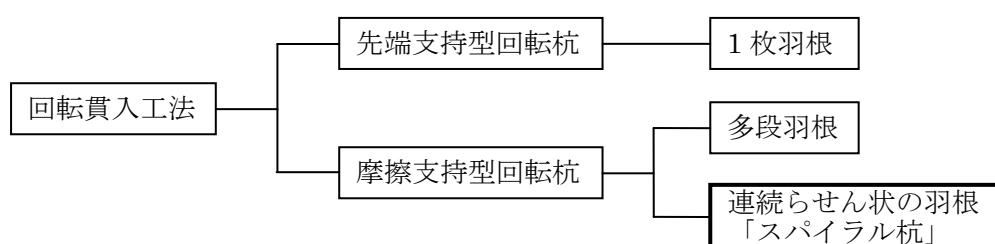


Figure 1.2 回転貫入工法の種類

このスパイラル杭は、主に軽量構造物へ適用されることを想定しているが、杭周面に大きな押込み支持力と共に引抜き支持力も期待できるため、特に、地震時や風荷重時の変動軸力が大きくなるスレンダーな建築物や風力発電施設などの塔状比の大きな構造物で、採用が増えるものと期待される。このような構造物では、地震や風荷重によって大きな転倒モーメントが発生し、基礎杭には大きな押込み力と引抜き力が交互に作用することとなる。そこで、スパイラル杭の研究を進める際に、単調荷重時のスパイラル杭の支持力メカニズムおよび支持力性能を把握することに加え、このような繰返し荷重が作用した場合の支持力性能についても把握することが重要であると考えた。そこで、まず回転杭の静的荷重下・繰返し荷重下の支持力を扱った既往の研究について、調査を行った。

1.2 既往の研究

単調载荷時の回転杭の支持力を扱った既往の研究を以下に整理する。

先端支持型回転杭の既往の研究としては、回転杭をアンカーとして利用することを意識した研究から始まっている^{1.2)・1.5)}。例えば、GHALYら^{1.5)}は、回転杭の貫入のメカニズムを施工時に杭に働く力の釣り合いから説明し、施工トルクと引抜き支持力の関係を明らかにしている。その後、押込み支持力に着目した研究も始められ、佐伯・大木^{1.6)}は、施工時の杭先端部に働く力の釣り合いから、施工トルクと押込み支持力の関係を明らかにしている。大杉・土屋ら^{1.7)1.8)}は、加圧砂地盤タンクと模型杭を用いて、回転杭の貫入のメカニズムや押込み方向の支持力特性を分析し、回転杭施工時の杭先端の貫入抵抗値は圧入杭の10～20%とかなり小さくなることや施工後の杭先端部には施工時の圧縮力が残留していることを明らかにしている。国府田・佐藤ら^{1.9)}も、砂地盤タンクと模型杭を用いた回転杭の施工・押込み载荷実験を実施し、回転杭施工時の羽根下近傍地盤は、拘束圧、剛性および強度が低下するため、回転杭は圧入杭で必要となる押込み力よりも小さな羽根の推進力で施工できることや、極限時の先端面支持力は羽根の押さえ効果によって増大し、圧入杭の先端面支持力よりも大きくなること等を明らかにしている。いずれの論文でも、杭貫入時には杭先端の羽根が杭体トルクを推進力に変え杭全体を牽引するように地中に貫入していくことや、押込み・引抜き方向の先端支持力と回転貫入トルクには密接な関係があることを示唆している。

一方、摩擦支持型回転杭のうち、多段羽根の回転杭を扱った既往の研究として、RAOら^{1.10)1.11)}は粘土地盤タンクと1～4枚羽根の模型回転杭（羽根径比（=羽根径 D_w / 杭径 D_p ）=2.25～3.0）を用いた押込み・引抜き载荷実験を実施し、羽根間距離が羽根径の1.0～1.5倍（羽根間距離が羽根の出寸法の約3.5～5.5倍）の場合には、羽根径を直径とする円筒面に滑りが発生していること、羽根間距離が大きくなると、杭周面のせん断面積が小さくなり周面摩擦力が低下していくことを明らかにしている。また、LIVNEHとEL NAGGAR^{1.12)}は、羽根間距離が羽根径の3倍（羽根間距離が羽根の出寸法の約7.5倍）であり、羽根径が徐々に大きくなる3枚羽根の実大回転杭に対する押込み・引抜き载荷実験をさまざまな地盤で実施し、3枚の羽根の外径を連ねるような破壊面を考えると、実験結果の支持力を精度よく説明できることを示している。同時に、施工トルクと押込み・引抜き支持力は比例の関係にあり、同じ施工トルクであればシルト質地盤の方が砂地盤よりも支持力が大きくなることを示している。また、TSUHAとAOKI^{1.13)}は、1～3枚羽根の回転杭の施工トルクと引抜き支持力の関係式を導き、室内模型実験や遠心载荷実験（羽根間距離=羽根径の3倍=羽根の出寸法の8.6倍）、実大杭実験の結果と比較し、杭径が多くなるほど、砂地盤の内部

摩擦角が大きくなるほど、支持力を施工トルクで除した係数 K_T は小さくなることを明らかにしている。このように、多段羽根の回転杭を扱った既往の研究は散見されるものの、スパイラル杭を扱った研究で目立ったものは見受けられない。

次に、繰返し荷重下の回転杭の支持力を扱った既往の研究について、以下に整理する。

先端支持型回転杭の支持力性能に関する既往の研究としては、小松ら^{1.14)1.15)}が実大杭を用いた鉛直交番載荷試験を実施し、杭頭変位が大きくなると特に引抜き側の周面摩擦力が殆ど無くなるものの、杭先端羽根部によるアンカリング効果は持続することを示している。時松ら^{1.16)・1.18)}は、遠心載荷装置を用いて縮小模型杭の載荷実験を行い、正負交番載荷時には杭先端の押し込み支持力が増大していくのに対し先端羽根部の引抜き抵抗力は低下していくこと、周面摩擦力は単調載荷時に比べ押し込みで5割・引抜きで2割まで低下することを明らかにしている。また、和田ら^{1.19)}は、砂地盤タンクと模型杭を用いた鉛直交番載荷試験を実施し、引抜き抵抗力は常時荷重に相当する初期荷重が小さいほど大きくなるが、先端抵抗力・周面摩擦力とも単調載荷時に比べると概ね半分程度にまで低下することを指摘している。

一方で、摩擦支持型回転杭の支持力性能に関する既往の研究としては、多段羽根の回転杭に関する研究が数件^{1.20)1.21)}行われている程度である。例えば、EL NAGGER と ABDELGHANY^{1.21)}は3枚羽根の実大回転杭を用いた鉛直載荷試験を実施し、羽根径の10%変位に相当する支持力の1/4～1/2の荷重振幅で15回の繰返し荷重を作用させた後の押し込み支持力は、繰返し荷重を作用させなかった試験体の支持力に比べ10%程度しか低下しないことを明らかにしている。このように、多段羽根の回転杭に関する研究は数件あるものの、スパイラル杭に関する研究で、これまでに目立ったものは見受けられない。

1.3 研究の目的及び概要

以上の背景と既往の研究成果を踏まえて、本研究では杭周面に連続らせん形状の羽根を有する摩擦支持型回転杭（「スパイラル杭」）の砂地盤における押込み・引抜き支持力性能を明らかにすることを目的として、以下の項目について検討する。まず、スパイラル杭の施工性・支持力性能から羽根形状を設定した上で、支持力メカニズムについて検討を行う。同時に、信頼性の高い杭基礎工法の提案を目指し、既往の回転杭の研究でも指摘されているような施工トルクと支持力の関係式を、施工時に杭体に働く力の釣り合い式から導き、模型実験・実大杭実験を通じて検証する。さらに、繰返し荷重が作用する構造物への適用も視野にいれ、模型実験・実大杭実験を通じて、繰返し荷重下のスパイラル杭の支持力性能についても検討を行う。また、模型実験や実大杭実験で得られた支持力メカニズムに従い、実大杭の載荷試験結果を統計的に整理し、実用的なスパイラル杭の支持力推定式も提案する。

本論は、Figure 1.3 に示すように、全7章で構成される。

第1章では、序論として研究の背景・既往の研究・研究の目的及び概要について述べる。

第2章では、スパイラル杭の基本的な支持力性能を把握するために、加圧砂地盤タンクと模型杭を用いて回転貫入施工・載荷実験を実施し、スパイラル杭の支持力機構、及び回転貫入トルクと周面摩擦支持力の関係を明らかにする。まず、外径・高さとも1,200mmの加圧砂地盤タンクの中に、杭径48.7mmのスパイラル杭を回転貫入し、押込み載荷試験を実施している。スパイラルの羽根径・羽根ピッチを変動パラメータとした計5種類の試験体を用意し、羽根形状と周面摩擦力度の関係を明らかにする。同時に、砂地盤タンクのコーン貫入抵抗値から推定した羽根の支圧耐力や羽根外径を直径とする円筒面の砂のせん断耐力と最大周面摩擦力との比較から、スパイラル杭の支持力メカニズムを推定する。加えて、色砂を層状に配した砂地盤を別途作成し、この地盤で押込み載荷時の地盤の破壊状況を観察することにより、視覚的にも支持力メカニズムの検証を行う。更に、施工時に杭体に働く力の釣り合いから回転貫入トルクを定式化し、この回転貫入トルクと支持力の関係を整理することで、スパイラル杭の周面支持力の推定式を提案する。

3章では、2章の模型実験で得られた知見を検証するために、実大スパイラル杭の回転貫入施工・載荷実験を実施し、再度、支持力機構、回転貫入トルクと周面支持力との関係を

整理している。具体的には、杭径 $\phi 400\text{mm}$ ・羽根径 $\phi 500$ 又は $\phi 600\text{mm}$ の実大スパイラル杭を用いて施工・載荷実験を実施し、敷地地盤のコーン貫入抵抗値や地盤のせん断耐力との比較を行うことで、実大杭の支持力メカニズムを検討している。加えて、2章で検討を行った砂地盤における回転貫入トルクと周面支持力との関係式を粘性土地盤にも拡張し、粘性土地盤における周面支持力の推定式を提案する。

4章では、1章で得られたスパイラル杭の支持力性能・支持力機構を踏まえた上で、繰返し荷重下のスパイラル杭の支持力性能を評価する。

まず、加圧砂地盤タンクとスパイラル杭・直杭の模型杭を用いて単調載荷試験を実施し、両杭の支持力性能の違いを把握する。次に、両杭の一方向繰返し押込み・引抜き試験、正負交番載荷試験を実施し、単調載荷時の荷重－変位関係と比較することで、繰返し荷重が支持力に与える影響を把握する。

5章では、3章で得られた実大スパイラル杭の支持力メカニズムを踏まえた上で、4章の模型実験で得られた知見を検証するために、繰返し荷重下の実大スパイラルの支持力性能を評価する。具体的には、まず杭径 $\phi 165\text{mm}$ ・羽根径 265mm の実大スパイラル杭に対し、単調載荷試験を実施している。この試験結果と4章の模型杭の単調載荷試験結果を比較し、模型実験の妥当性を検証している。続いて、実大スパイラル杭の正負交番載荷試験を実施し、単調載荷時の荷重－変位関係との比較を行うことで、繰返し荷重が実大スパイラル杭の支持力に与える影響を把握する。

6章では、2～5章で得られたスパイラル杭の支持力メカニズム・支持力性能を踏まえた上で、合計5箇所を実施した実大スパイラル杭の載荷試験結果を基に、統計的な観点からスパイラル杭の支持力を検討する。具体的には、2～3章で得られたスパイラル杭の支持力メカニズムを踏まえた上で、合計5敷地で実施した8試験体の載荷試験結果を統計的に整理し、単調載荷時のスパイラル杭の周面支持力を評価する。また、4～5章で得られた繰返し荷重下の支持力性能に関する知見を踏まえ、繰返し荷重下のスパイラル杭の周面支持力についても検討する。

7章は結論であり、本論で得られた成果と今後の課題をまとめる。

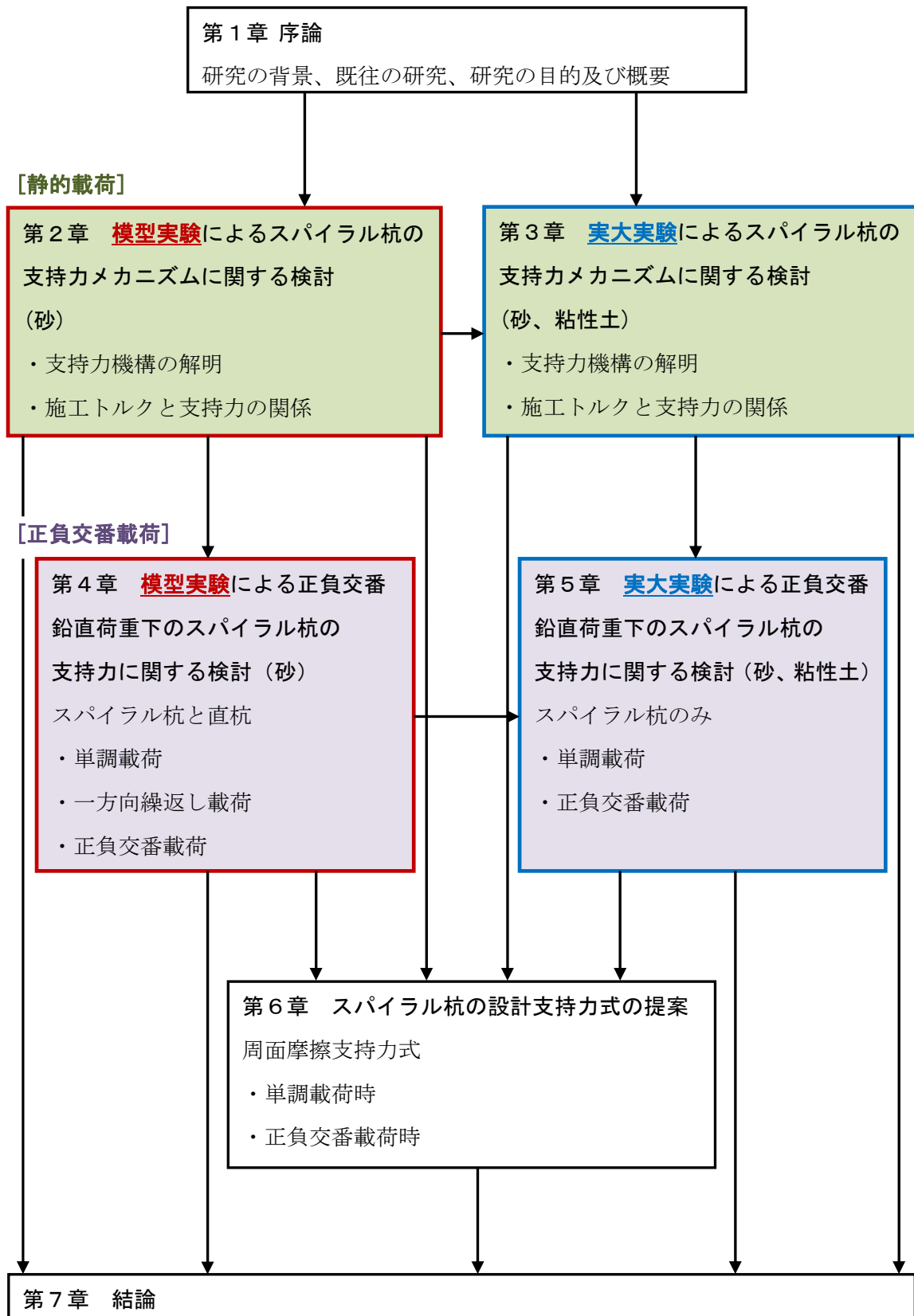


Figure 1.3 論文の構成

第1章の参考文献

- 1.1) 建築基礎構造設計指針：日本建築学会，2001
- 1.2) H. S. Radhakrishna, “Helix anchor tests in sand-essa T.S.,” Ontario Hydro Research Division, Research Report No.76-130-K, Ontario, Canada, 1976
- 1.3) M. P. Mitsch and S. P. Clemence, “The uplift capacity of helix anchors in sand”, Uplift Behavior of Anchor Foundation in soil, ASCE, Michigan, USA, pp26-47, 1985
- 1.4) Ashraf M. Ghaly, “Screw piles, its uses to resist uplift pressures in seepage conditions”, M.Sc. Thesis, Faculty of Engineering, Alexandria University, Alexandria, Egipt, 1986
- 1.5) Ashraf Ghaly, Adel Hanna and Mikhail Hanna, “Installation torque of screw anchors in dry sand”, Soils and Foundations, Vol.31, No.2, 77-92, 1991
- 1.6) 佐伯英一郎，大木仁：回転圧入鋼管杭に関する研究，構造工学論文集，Vol.45B, pp.453-462, 1999.3.
- 1.7) 大杉富美一，土屋勉，島田正夫，吉田勝之：大型加圧土層を利用した回転貫入模型杭の貫入実験，日本建築学会構造系論文集，第591号，pp.69-75，2005.5.
- 1.8) 土屋勉，大杉富美一，中沢楓太，島田正夫：回転貫入杭の貫入・支持力特性に関する模型実験，日本建築学会構造系論文集，第620号，pp.75-80，2007.10.
- 1.9) 国府田誠，佐藤秀人，刑部徹，国司基，永田誠，平田尚，田村昌仁：螺旋羽を持つ回転貫入杭の貫入および支持力に関する基礎的研究，日本建築学会構造系論文集，第601号，pp.91-98，2006.3.
- 1.10) S. N. Rao, Y. V. S. N. Prasad and M. D. Shetty, “The behavior of model screw piles in cohesive soils”, Soils and Foundations, Vol,31, No.2, 35-50, 1991
- 1.11) Y. N. S. N. Prasad, S. Narasimha Rao, “Pullout behavior of model pile and helical pile anchors subjected to lateral cyclic loading, Canadian Geotechnical Journal, 31(1), 110-119, 1994
- 1.12) B. Livneh and M. H. El Nagger, “Axial testing and numerical modeling of square shaft helical piles under compressive and tensile loading”, Canadian Geotechnical Journal, 45(8), 1142-1155, 2008
- 1.13) C. H. C. Tsuha and N. Aoki, “Relationship between installation torque and uplift capacity of deep helical piles in sand”, Canadian Geotechnical Journal, 47(6), 635-647, 2010

- 1.14) 小松章, 青木一二三, 棚村史朗, 西岡英俊: 回転圧入鋼管杭の鉛直交番載荷試験 (その1), 第38回地盤工学研究発表会講演集, pp.1487-1488, 2003.7.
- 1.15) 平嶋裕, 青木一二三, 棚村史朗, 西岡英俊: 回転圧入鋼管杭の鉛直交番載荷試験 (その2), 第38回地盤工学研究発表会講演集, pp.1489-1490, 2003.7.
- 1.16) 時松孝次, 稲村溪, 鈴木比呂子, 和田昌敏, 眞野英之: 正負交番鉛直荷重が直杭および羽根付杭の鉛直支持力・引抜き抵抗力に与える影響, 日本建築学会構造系論文集, 第681号, pp.1683-1689, 2012.11.
- 1.17) H. Suzuki, K. Inamura, K. Tokimatsu, M. Wada, and H. Mano, "Estimation of bearing capacity and pull-out resistance of a pile with or without a ring plate in alternately cyclic loading based on centrifugal model tests, Proc. 10th International Conference on Urban Earthquake Engineering, CUEE, Tokyo Institute of technology, Paper No. 10, 379-384, 2013
- 1.18) 卜部光平, 時松孝次, 鈴木比呂子, 浅香美治: 鉛直交番荷重を受ける羽根付杭の杭径および羽根径が鉛直支持力・引抜き抵抗力に与える影響, 日本建築学会構造系論文集, 第713号, pp.1113-1122, 2015.7.
- 1.19) 和田昇三, 平石雅一, 梅田雅芳: 回転貫入杭の鉛直交番載荷に対する引抜き抵抗に関する実験的研究—初期荷重の影響について—, 日本建築学会構造系論文集, 第710号, pp.619-626, 2015.4.
- 1.20) S. P. Clemence, "Dynamic uplift capacity of helical anchors in sand", National Conference Publication- Institution of Engineers in proceedings of Fourth Australia-New Zealand Conference on Geomechanics: Geomechanics- Interaction, n84/2, pp88-03, 1984
- 1.21) M. Hesham EL NAGGAR and Yasser ABDELGHANY, "Helical screw piles (HSP) capacity for axial cyclic loadings in cohesive soils", Proc. of 4th Internatinal Conference on Earthquake Geotechnical Engineering, Paper No.1567, 2007

第2章 模型実験によるスパイラル杭の支持力メカニズムに関する検討

2.1 はじめに

回転貫入杭（以下「回転杭」）は、杭先端に1枚のらせん状の羽根を取り付けた回転杭（以下「先端支持型回転杭」）と、杭周面にも大きな支持力が期待できる回転杭（以下「摩擦支持型回転杭」）に分類することができ、さらに摩擦支持型回転杭は、多段羽根の回転杭とスパイラル杭に分けることができる。第1章で述べたように、摩擦支持型回転杭の内、多段羽根の回転杭に関しては、羽根径に対する羽根間隔の比と支持力メカニズムの関係に着目した既往の研究^{2.1) - 2.3)}が散見されるものの、スパイラル杭に関しては、これまで目立った研究は見受けられない。そこで、本章では、スパイラル杭の基本的な支持力性能を把握するために、加圧砂地盤タンクと模型杭を用いた施工・鉛直載荷実験を実施し、砂地盤におけるスパイラル杭の支持力メカニズム、及び回転貫入トルクと周面摩擦支持力の関係を明らかにする。

2.2 模型スパイラル杭の施工・載荷実験の内容

2.2.1 実験装置

Figure 2.1、Photo 2.1 に実験装置の全様を示す。実験装置は、砂地盤タンク (Figure 2.2)、回転貫入・載荷試験機、模型杭 (Figure 2.3)、計測・表示装置から構成されている^{2.4)}。

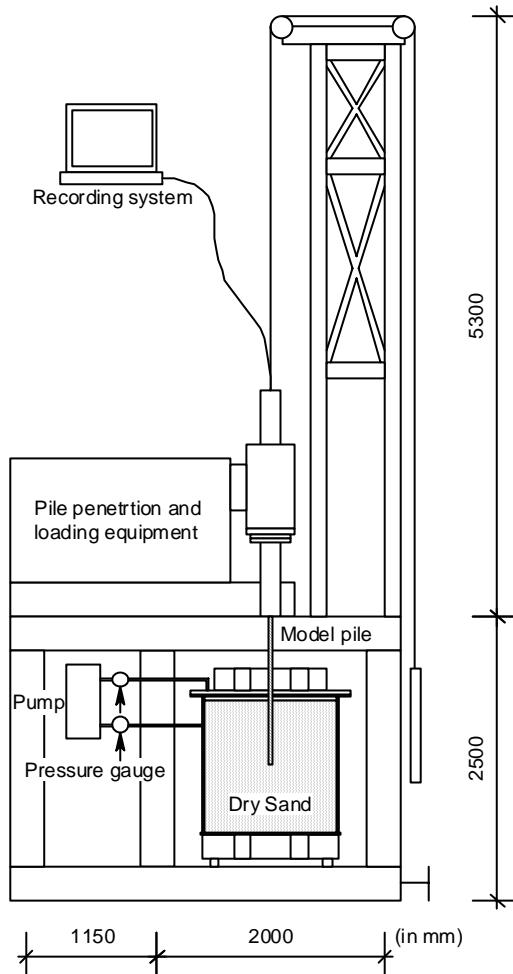


Figure 2.1 Experimental system



Photo 2.1 Experimental system

Figure 2.2、Table 2.1 に砂地盤タンクの概要を示す。砂地盤タンクは、外径・深さとも 1,200mm の円筒形である。タンクの上面と側面にはそれぞれ独立に圧力をコントロールできるエアバックが内蔵されており、0~500kPa まで調整することが可能である。また、側面のエアバック内側には砂地盤との間の摩擦力を低減しかつ意図した圧力が掛けられるように、厚さ 3mm のテフロンシートを周方向に 4 分割し一重で 1 周分配置している。

Table 2.2 に杭の回転貫入・載荷試験機の仕様を示す。杭の回転貫入・載荷試験機の回転トルクは 6,500Nm までの出力があり、回転数は無負荷の状態では 19rpm の速さまで調整することが可能である。載荷は機械の油圧を制御することによって行い、押し込み力・引抜き力とも 39kN まで加力することが可能である。

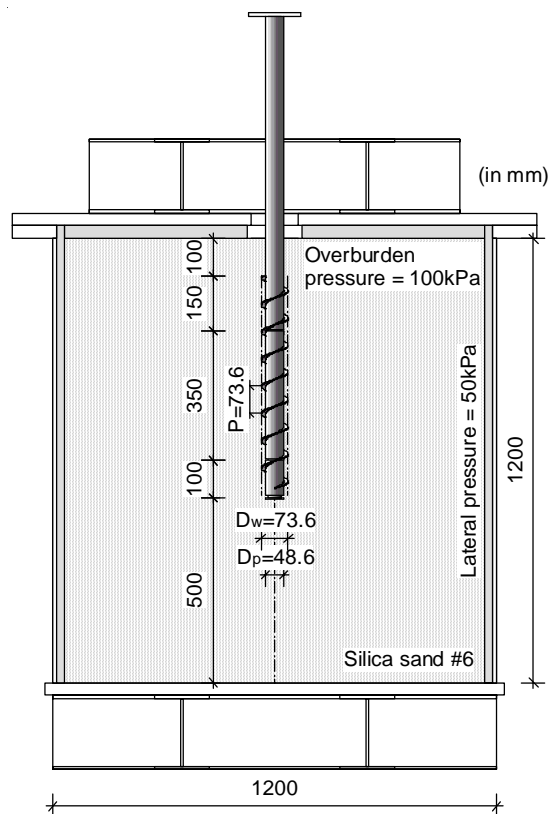


Figure 2.2 Calibration chamber

Table 2.1 Calibration chamber

Size	Height × Diameter = 1,200mm × 1,200mm
Over burden pressure σ_v	0~500 kPa
Lateral pressure σ_h	0~500 kPa
Dry sand	Silica #6

Table 2.2 Pile penetration and loading equipment

Torque	0 ~ 6,500 Nm
Rotating speed	0 ~ 19 rpm
Push-in force	0 ~ 39 kN
Pull-out force	0 ~ 39 kN

Figure 2.3 に示す模型杭は、先端面と先端羽根部（先端 1 周分の羽根）で構成される「先端部」と「中央摩擦部」のそれぞれの部分で発生するトルク・軸力を分離して計測できるような二重管構造のものを採用している。模型杭の軸径は $D_p = \phi 48.6\text{mm}$ 、板厚は $t = 2.4\text{mm}$ であり、軸部・スパイラル羽根部とも 400N 級の鋼材（降伏点 $\sigma_y = 235\text{MPa}$ 、ヤング係数 $E = 2.05 \times 10^5\text{MPa}$ ）を使って製作している。また、トルク・軸力を計測するためのひずみゲージは内管に添付し、全ての試験を同一のゲージで計測している。なお、一断面あたりのゲージ数は、トルク計測用は 2 枚、軸力計測用は 4 枚としている。

Photo 2.2 に示す計測・表示装置には、杭先端深度とトルクや一回転あたりの貫入量の関係をリアルタイムで計測・表示できるものを用いている。

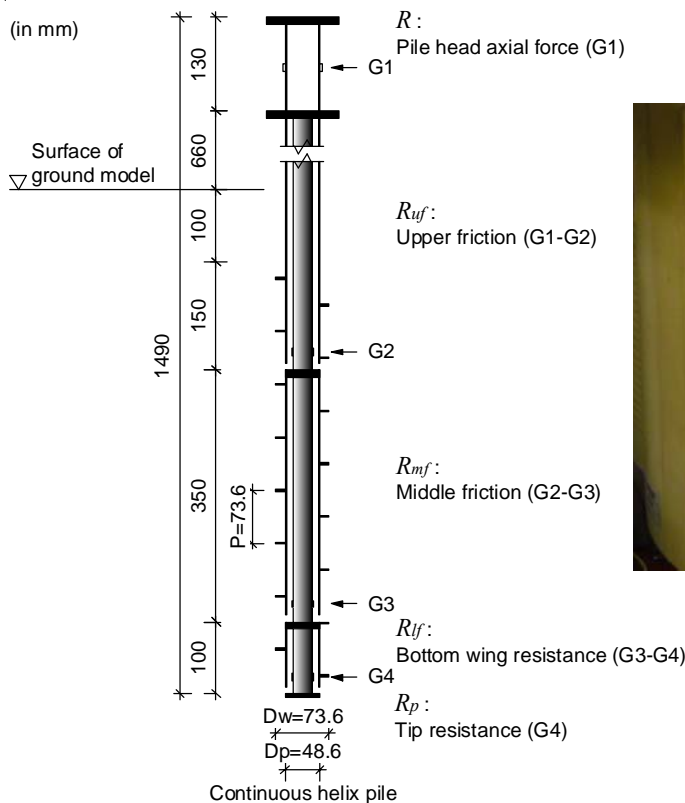


Photo 2.2 Recording system

Figure 2.3 Pile model

2.2.2 模型地盤

実験に使用した砂は珪砂 6 号であり、Table 2.3 に模型地盤の諸元を示す。Photo 2.3 に砂を充填する前のタンク内のようなすを示す。側面のエアバックの内側に、砂地盤との摩擦力を低減するためのテフロンシートが配置されていることが分かる。また、Figure 2.4、Photo 2.4～2.8 に、バイブレータの設置及び締め固め状況を示す。この締め固め作業により、再現性のある砂地盤を効率的に作成している。また、Photo 2.9～2.13 に、砂地盤タンク上面に設置されるエアバックと、施工前の模型杭のようすを示す。このような砂地盤の作成方法を採用することにより、1 日に 3 回の試験実行を可能にしている。なお、タンク中央部の杭と接触する砂は、杭の回転貫入及び载荷によって粒子が破碎するため、繰り返し使用することはせず、試験を実施する毎にバキュームによって吸出し破棄している。

Table 2.3 Specifications of silica sand #6

Soil particle density ρ_s	2.639g/cm ³
Maximum dry density ρ_{max}	1.729g/cm ³
Minimum dry density ρ_{min}	1.387g/cm ³
Mean grain size D_{50}	0.301mm
Uniformity coefficient U_c	1.863
Internal friction angle ϕ	38.7
Relative density D_r	About 75%

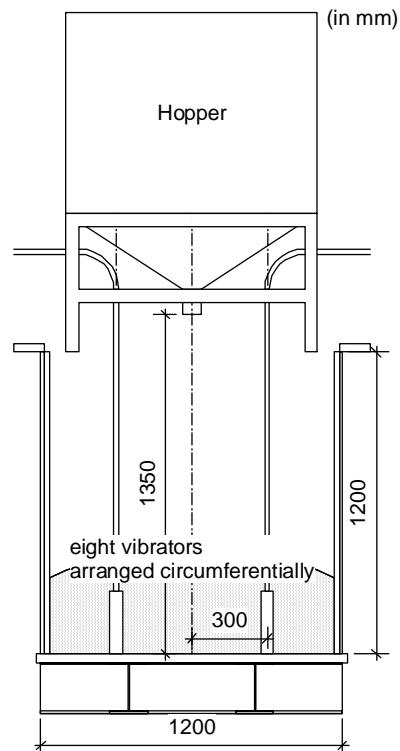


Figure 2.4 How to make sand deposit



Photo 2.3 Inside the tank



Photo 2.4 Hopper & vibrator



Photo 2.5 Setting vibrator in the tank



Photo 2.6 Sand pluviated into the tank



Photo 2.7 Vibration to the sand deposit



Photo 2.8 After vibration



Photo 2.9 Flattening of sand ground surface



Photo 2.10 Adjustment of surface level



Photo 2.11 Installation of the air bag

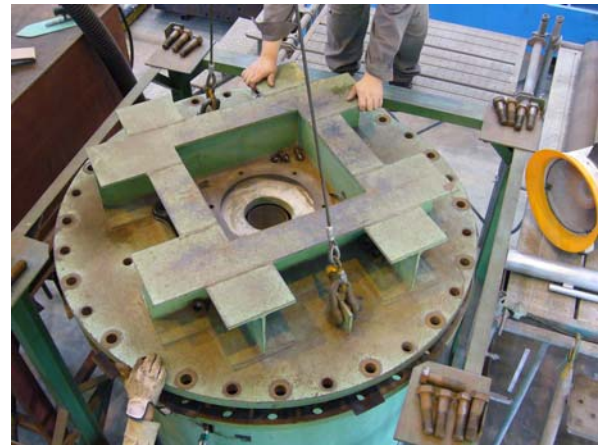


Photo 2.12 Covered with a lid



Photo 2.13 Setting completed

上記の方法で作成した砂地盤を評価するために、軸径 $\phi 35.7\text{mm}$ のロッドを用いたコーン貫入試験を実施した。貫入抵抗の測定位置は施工位置と同じタンク中央部である。Photo 2.14 に先端部形状を、Photo 2.15 にコーン貫入試験の実施状況を示す。また、Figure 2.5 にタンク内の砂地盤のコーン貫入抵抗値 q_c を示す。図より砂地盤は模型杭の中央摩擦力測定区間から杭先端深度に相当する 250~700mm の深さでほぼ均一に作成できていることがわかる。

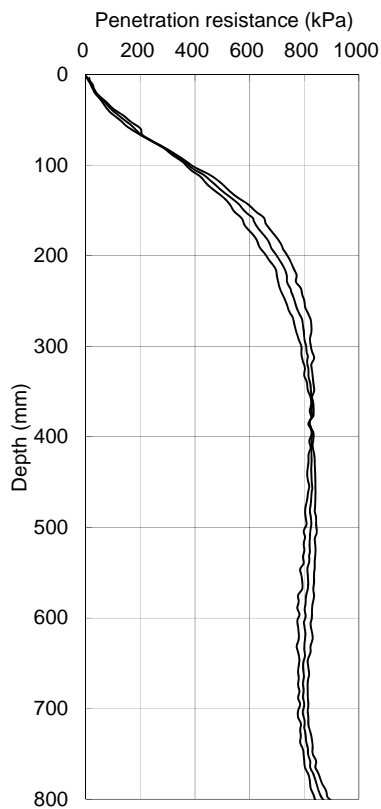


Figure 2.5 Cone penetration test



Photo 2.14 Tip cone



Photo 2.15 Cone penetration test

2.2.3 試験ケース

スパイラル杭の羽根形状と支持力機構の関係を把握するために、軸径は $D_p=48.6\text{mm}$ で統一した上でスパイラル羽根の径 D_w ・ピッチ P を変動パラメータとした押込み実験を実施した。スパイラル羽根の形状は、製造に適した範囲を事前に調査し設定した。Table 2.4 に試験体の一覧を、Photo 2.16~2.18 に試験体の写真を示す。

Table 2.4 Test case

Test Case	$D_p(\text{mm})$	$D_w(\text{mm})$	D_w/D_p	P/D_w
14 D_w 08P	48.6	68.6	1.41	0.8
14 D_w 10P	48.6	68.6	1.41	1.0
14 D_w 12P	48.6	68.6	1.41	1.2
15 D_w 10P	48.6	73.6	1.51	1.0
17 D_w 10P	48.6	84.6	1.74	1.0



Photo 2.16 14 D_w 10P (1)



Photo 2.17 14 D_w 10P (2)



Photo 2.18 14 D_w 08P & 17 D_w 10P

2.2.4 実験手順

Table 2.4 の試験体に対し、以下の手順で回転貫入・鉛直載荷実験を実施する。

- (1) 2.2.2 項に示した手順で砂をタンクに充填後、上載圧・側圧を作用させる。本実験では、地下水位の高い深度 3m (杭長 6m の中央深度) 程度の浅い地盤の有効上載圧を想定し、上載圧=20kPa、側圧=10kPa に設定する。
- (2) 一回転あたりの貫入量を羽根ピッチに合わせるために、Photo 2.19 に示すような鉄板で重量を調節し、杭頭に 1.5kN の一定荷重をかけながら深さ 700mm まで杭を回転貫入施工する。
- (3) Figure 2.6 に示すように、杭施工後に杭頭荷重 1.5kN を取り除き、貫入時の残留応力の変動が収まるのを待つために約 15 分間待機する。
- (4) 続いて一様漸増 (約 700N/分) の押し込み荷重を杭頭に作用させ、支持力確認を行う。
上記の手順で同じ試験を 3 回繰り返して実施し、基本的にその平均値を用いて支持力評価を行う。



Photo 2.19 Adjustment of applied load acting on pile head

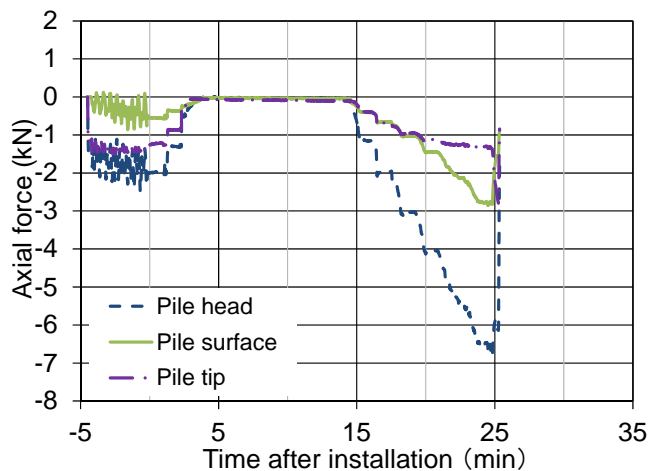


Figure 2.6 Axial force vs time after installation (14D_w10P (2nd))

2.3 模型スパイラル杭の施工・載荷実験の結果

2.3.1 回転貫入施工

Figure 2.7、2.12、2.17、2.22、2.27 に各試験体の回転貫入施工時の一回転あたりの貫入量を、Figure 2.8-2.11、2.13-2.16、2.18-2.21、2.23-2.26、2-28-2.31 に各部に発生する回転貫入施工時のトルクを示す。各トルク図に示す「杭頭トルク」は G1、「上部トルク」は G1-G2、「中央トルク」は G2-G3、「先端トルク」は G3 から算出される (Figure 2.3 参照)。

これらの図から、砂地盤タンクのコーン貫入抵抗値がほぼ一定となる深さ 250mm 程度から、概ね羽根ピッチ通りに施工できていることが確認できる。羽根ピッチ通りに施工できている場合には、各部のトルク値に再現性があることが分かる。また、これらトルク値は、砂地盤への貫入量が増えると共に漸増するが、深さ 700mm の打ち止め時には、ほぼ一定値に収束していることが分かる。一方、14D_w08P の 2 回目、14D_w12P の 3 回目のケースでは、羽根ピッチ通りに施工できていない。この 2 ケースについては、羽根ピッチ通りに施工できているケースに比べると、回転貫入トルク値やトルク値の変動幅も大きくなっており、安定した施工が出来ていないことが確認できる。

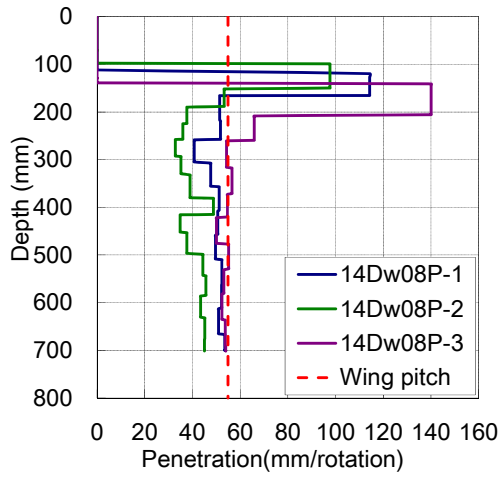


Figure 2.7 Penetration (14D_w08P)

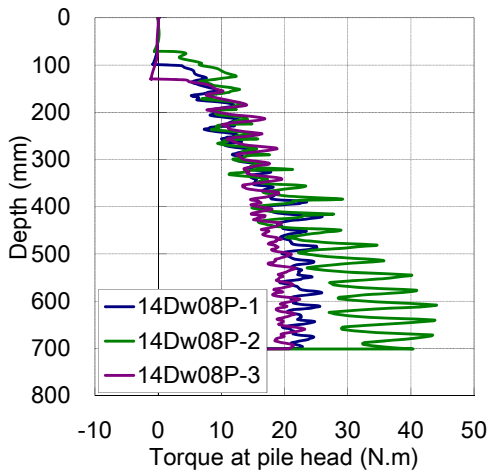


Figure 2.8 Torque at pile head (14D_w08P)

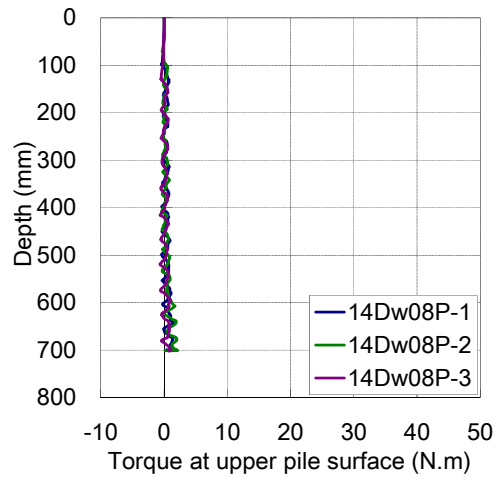


Figure 2.9 Torque at upper pile surface (14D_w08P)

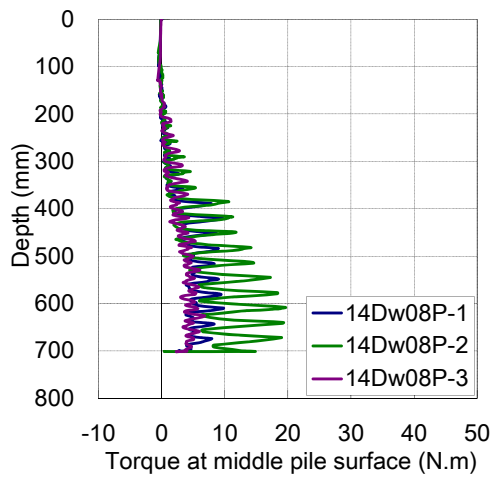


Figure 2.10 Torque at middle pile surface (14D_w08P)

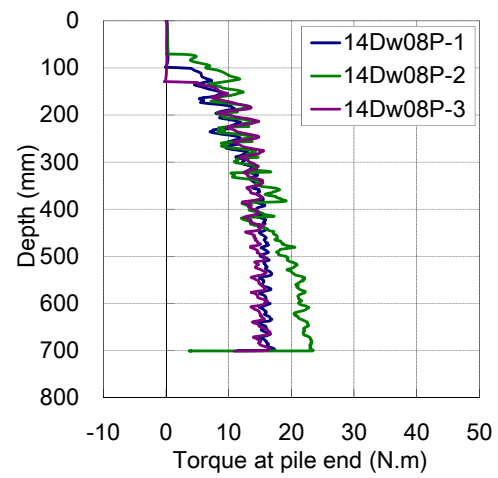


Figure 2.11 Torque at pile end (14D_w08P)

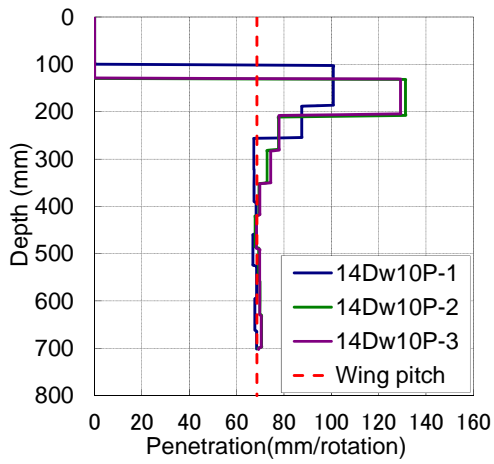


Figure 2.12 Penetration ($14D_w10P$)

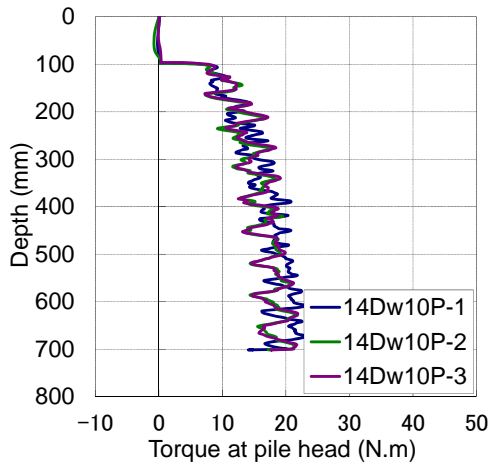


Figure 2.13 Torque at pile head ($14D_w10P$)

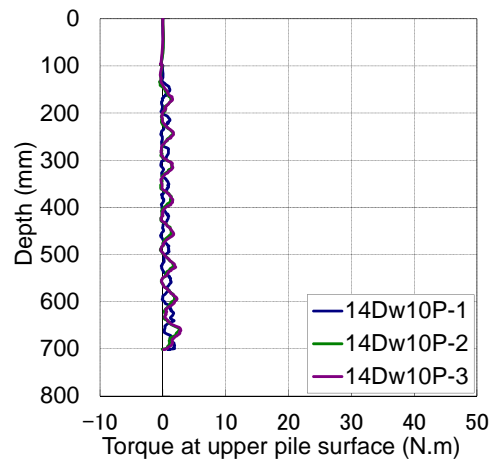


Figure 2.14 Torque at upper pile surface ($14D_w10P$)

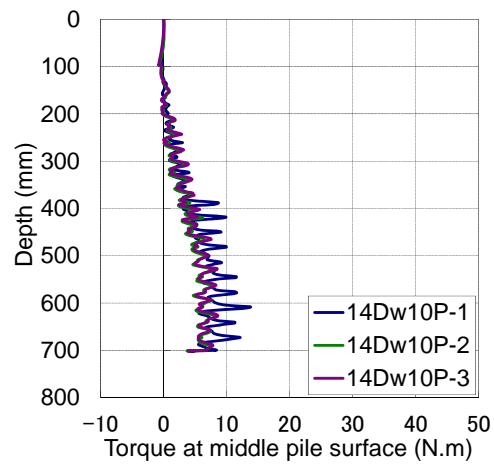


Figure 2.15 Torque at middle pile surface ($14D_w10P$)

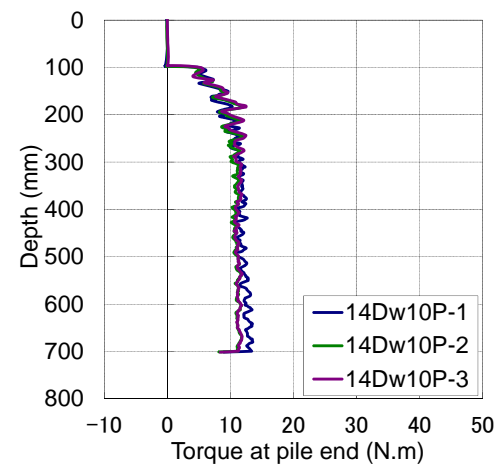


Figure 2.16 Torque at pile end ($14D_w10P$)

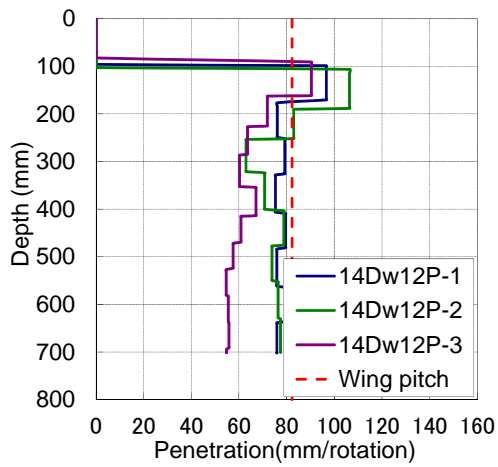


Figure 2.17 Penetration ($14D_w12P$)

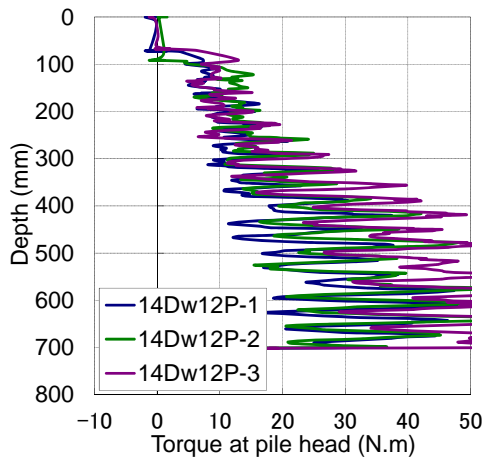


Figure 2.18 Torque at pile head ($14D_w12P$)

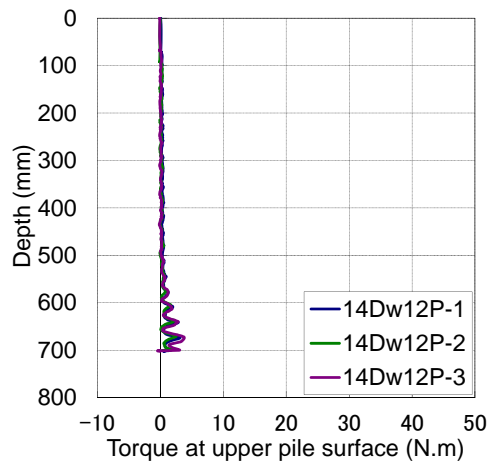


Figure 2.19 Torque at upper pile surface ($14D_w12P$)

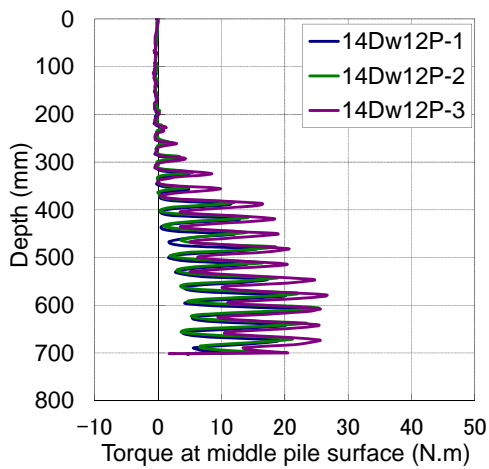


Figure 2.20 Torque at middle pile surface ($14D_w12P$)

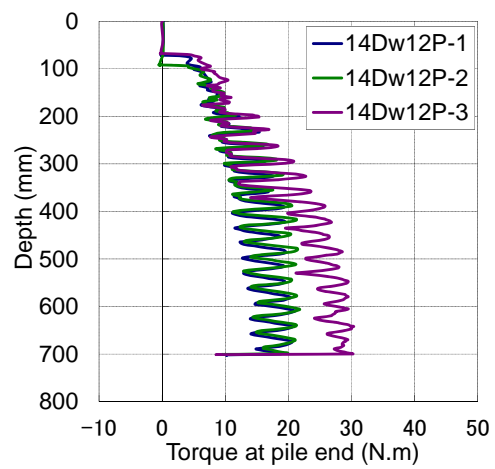


Figure 2.21 Torque at pile end ($14D_w12P$)

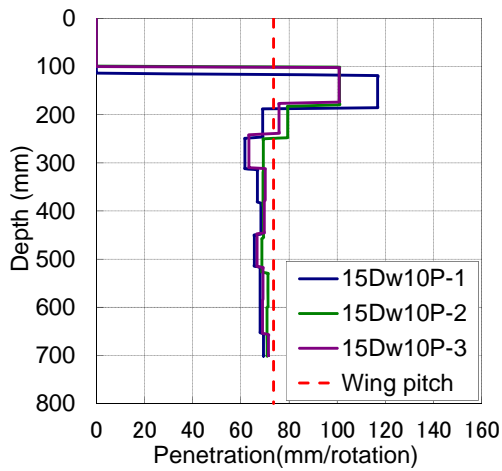


Figure 2.22 Penetration (15D_w10P)

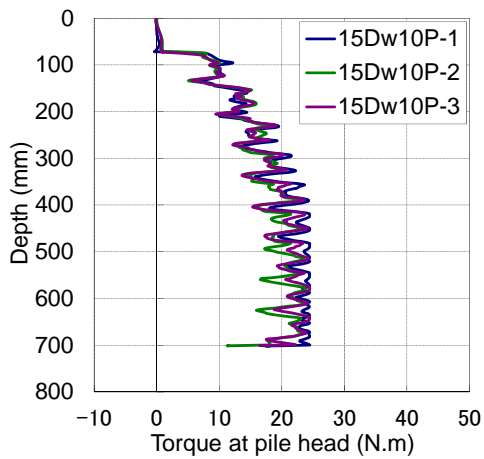


Figure 2.23 Torque at pile head (15D_w10P)

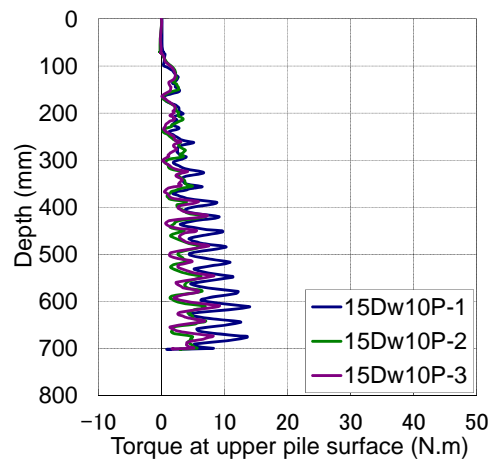


Figure 2.24 Torque at upper pile surface (15D_w10P)

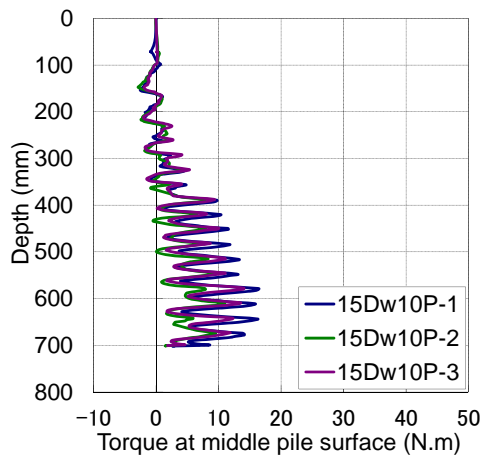


Figure 2.25 Torque at middle pile surface (15D_w10P)

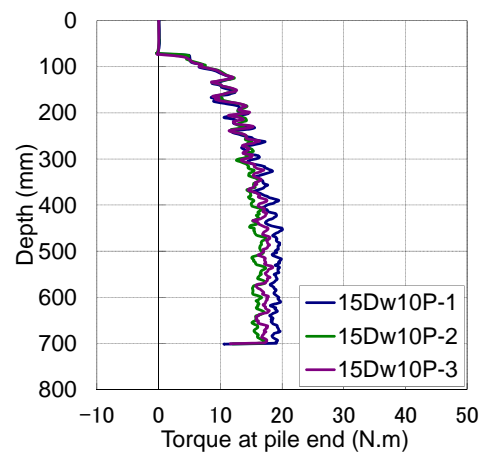


Figure 2.26 Torque at pile end (15D_w10P)

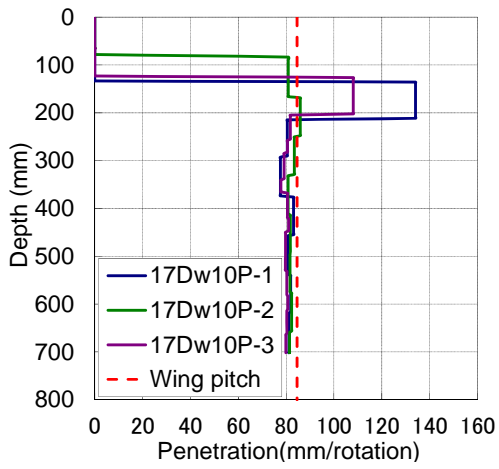


Figure 2.27 Penetration ($17D_w10P$)

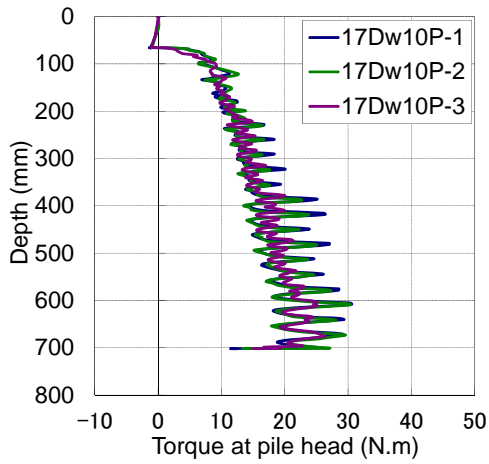


Figure 2.28 Torque at pile head ($17D_w10P$)

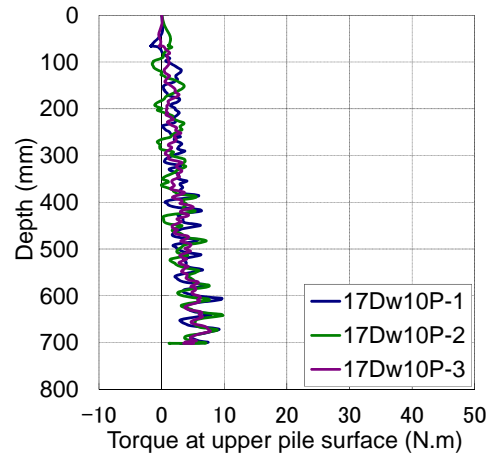


Figure 2.29 Torque at upper pile surface ($17D_w10P$)

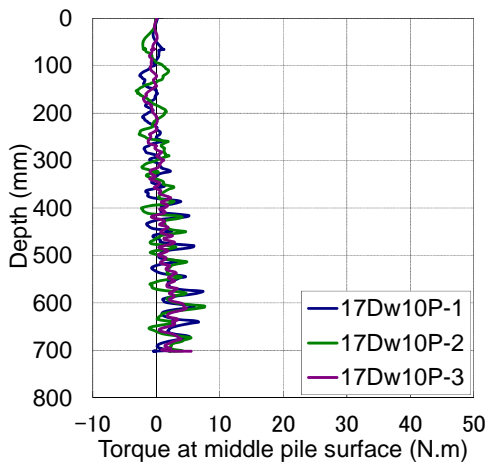


Figure 2.30 Torque at middle pile surface ($17D_w10P$)

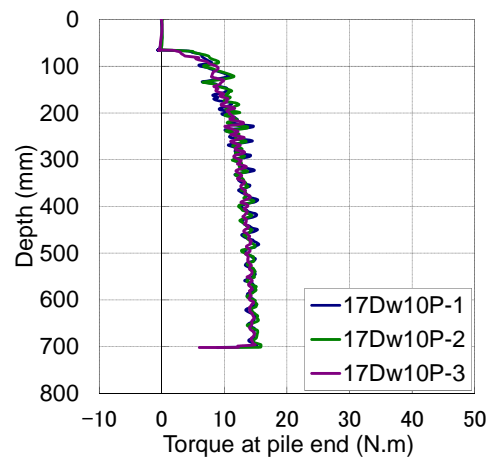


Figure 2.31 Torque at pile end ($17D_w10P$)

Figure 2.32、2.33 に各試験体の打ち止め時の杭頭トルク、中央トルク、先端トルクの比較を示す。各トルク値は試験データのバラツキを考慮し、深さ 600~700mm の平均値を採用している。Figure 2.32 から、羽根径比が大きくなると中央トルクは小さくなる傾向が見受けられるが杭頭トルクには一定した傾向がなく、トルクと羽根径比の明確な関係は掴みにくい。一方、Figure 2.33 からは、羽根ピッチ比が大きくなると中央トルク・杭頭トルクとも大きくなる傾向が窺える。

Table 2.5 に深さ 250mm 以深の一回転あたりの貫入量の平均値を「貫入ピッチ δ 」と定義し、各試験体の貫入率= δ/P を整理した。表より各試験体の施工は 250mm 以深で、ほぼ羽根ピッチ通りに施工できていることが確認できる。なお、14D_w08P と 14D_w12P については、通常の試験ケースより地盤が固くなり特異となってしまった貫入率 (Table 2.5 に () で示した値) を除外して、平均値の算出を行っている。

施工時の杭先端面の軸力はコーン貫入抵抗値 812kPa を杭径 ϕ 48.6mm の見つけ面積に換算した抵抗値 1.5kN とほぼ同じである。この荷重を杭頭に作用させて回転貫入させていることから、ごく僅かな推進力でも杭が貫入していくことが分かる。

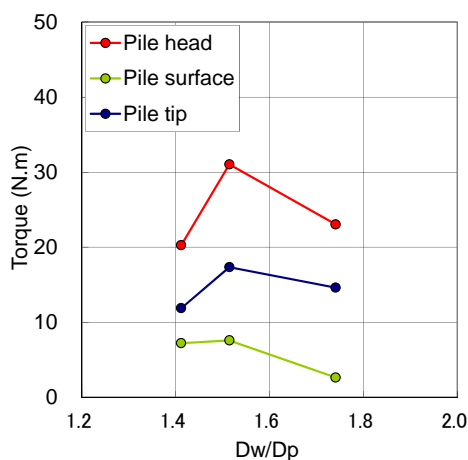


Figure 2.32 Torque vs D_w/D_p

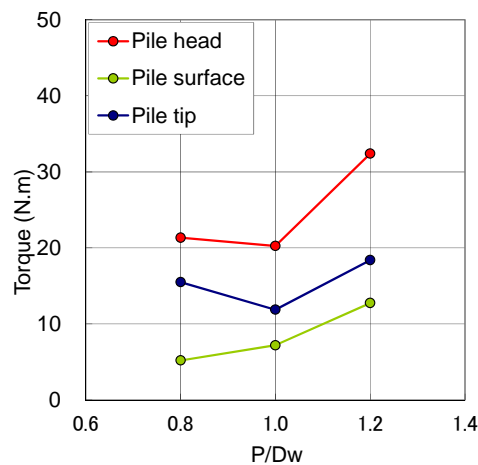


Figure 2.33 Torque vs P/D_w

Table 2.5 Penetration rate (δ/P)

Test Case	Penetration rate (δ/P)			
	1st	2nd	3rd	Average
14D _w 08P	0.91	(0.72)	0.99	0.95
14D _w 10P	0.99	1.03	1.03	1.03
14D _w 12P	0.94	0.89	(0.72)	0.92
15D _w 10P	0.91	0.95	0.93	0.93
17D _w 10P	0.96	0.97	0.95	0.96

* () : Data not used for calculation of the average value

2.3.2 載荷実験

Figure 2.34～2.63に載荷実験の結果を示す。ここで、各試験体の「杭頭荷重」はG1、「上部摩擦力」はG1-G2、「中央摩擦部」はG2-G3、「先端支持力」はG3、「先端羽根部の支持力」はG3-G4、「先端面支持力」はG4から算出される。各試験体とも、中央摩擦力は杭頭変位が羽根径の10%($0.1D_w$)に至った時点で概ね最大値を示し、その後、変形が進むにつれて低下していく。一方、先端面支持力は変形が進むにつれて漸増する傾向を示している。その結果、杭頭荷重は $0.1D_w$ より変形が進んでもほぼ同じ値を示し続けていることが分かる。ここで、Table 2.6～2.10に杭頭変位が羽根径の10%、100%に達した時の各部の荷重負担割合を、各試験体について示す。さらに、Table 2.11に各試験体の周面摩擦部の最大支持力を示す。なお、試験体14D_w08Pと14D_w12Pについては、特異(Table 2.11に()で示した値)と思われる試験データを除外し、平均値を算出している。Table 2.11より各試験ケースで得られたデータの平均値からの差(偏差)を計算してみると、最大でも13%(15D_w10Pの2回目： $(3.23-2.86)/2.86=0.13$)であり、精度よく実験が行われていることが分かる。

また、Table 2.5、2.11の14D_w08Pの試験ケースに着目すると、ほぼ羽根ピッチ通りの貫入(貫入率=0.99)ができた3回目と比べ、貫入率=0.72だった2回目の杭周面支持力は43%になっていることが分かる。同様に、14D_w12Pの試験ケースに関しても、羽根ピッチ通りの貫入が出来なかった3回目の支持力は、2回目と比べ54%になっていることが分かる。このことから、杭施工時の貫入率が小さくなると、杭周面摩擦力が大幅に低下することが分かる。このように、スパイラル杭の貫入率は、支持力性能を担保する上で重要な指標となるため、実杭においても貫入率に着目し、施工を行うことが大切である。

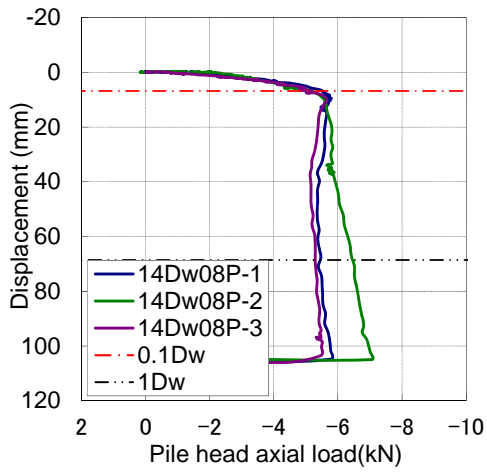


Figure 2.34 Pile head axial force (14D_w08P)

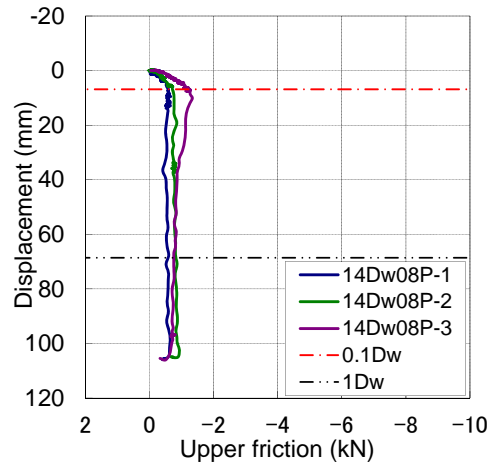


Figure 2.35 Upper friction (14D_w08P)

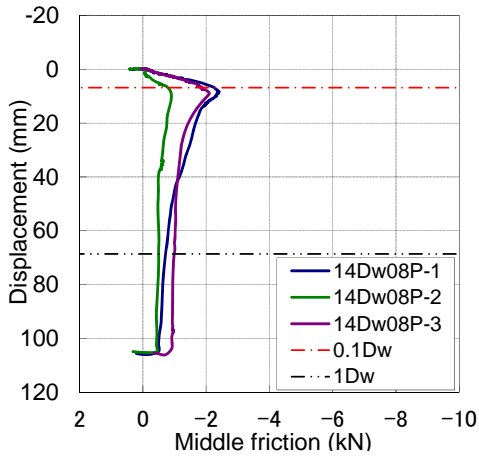


Figure 2.36 Middle friction (14D_w08P)

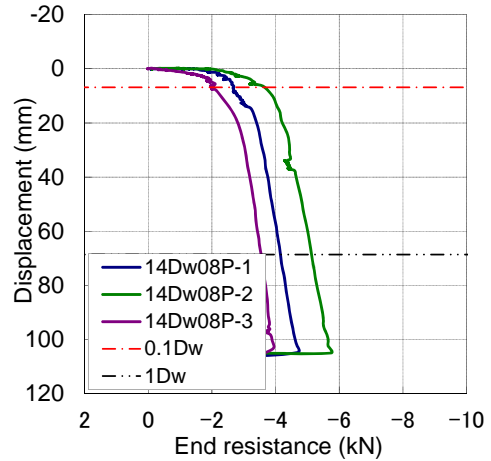


Figure 2.37 End resistance (14D_w08P)

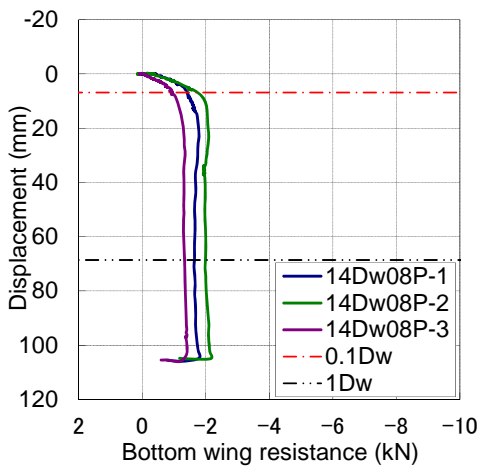


Figure 2.38 Bottom wing resistance (14D_w08P)

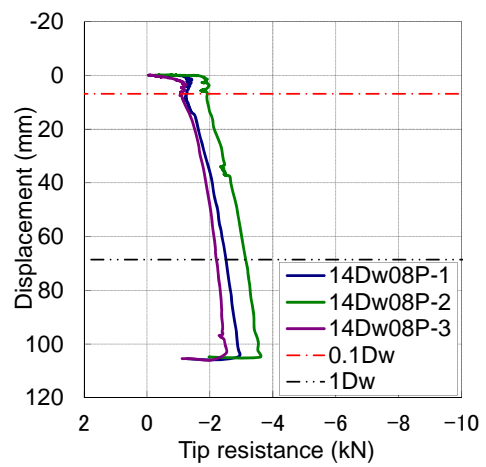


Figure 2.39 Tip resistance (14D_w08P)

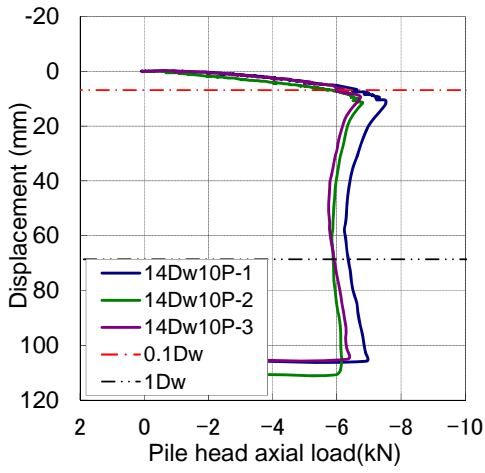


Figure 2.40 Pile head axial force (14D_w10P)

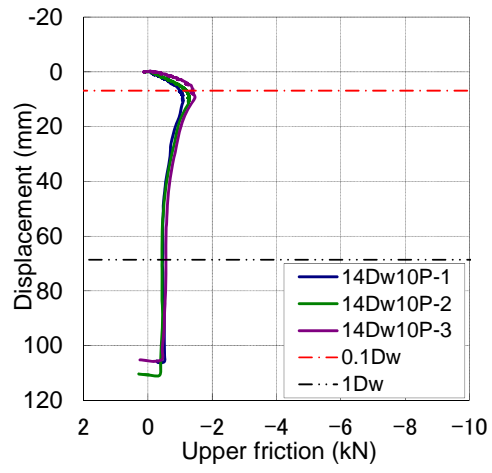


Figure 2.41 Upper friction (14D_w10P)

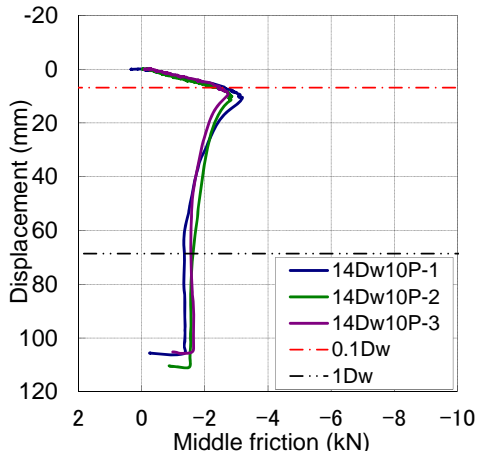


Figure 2.42 Middle friction (14D_w10P)

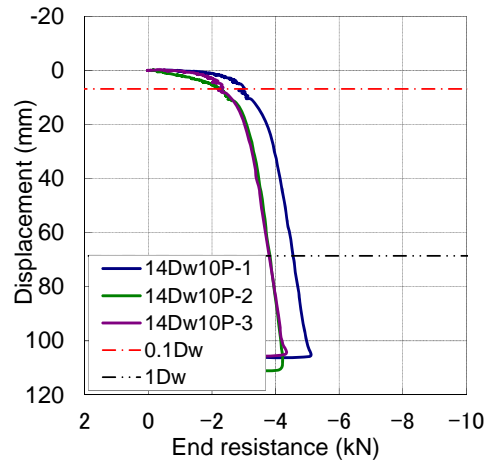


Figure 2.43 End resistance (14D_w10P)

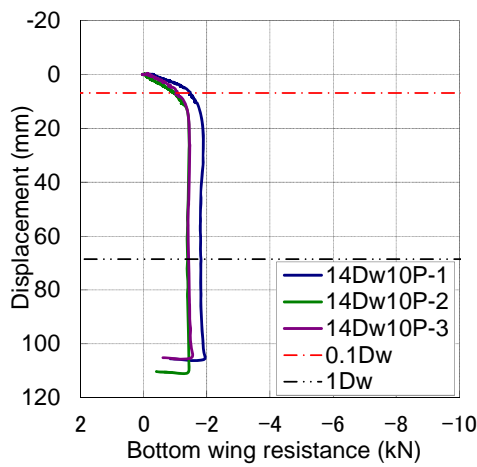


Figure 2.44 Bottom wing resistance (14D_w10P)

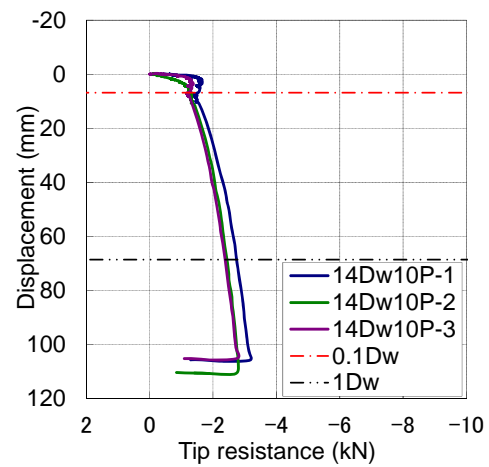


Figure 2.45 Tip resistance (14D_w10P)

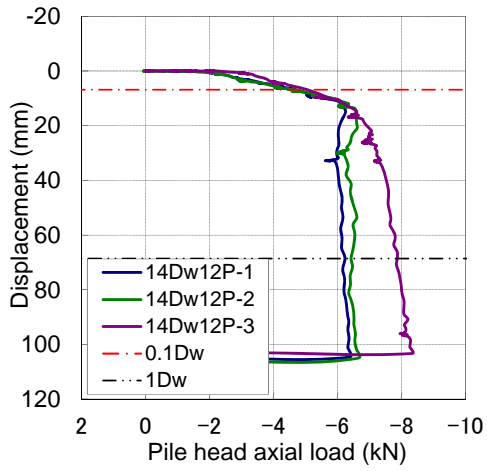


Figure 2.46 Pile head axial force (14D_w12P)

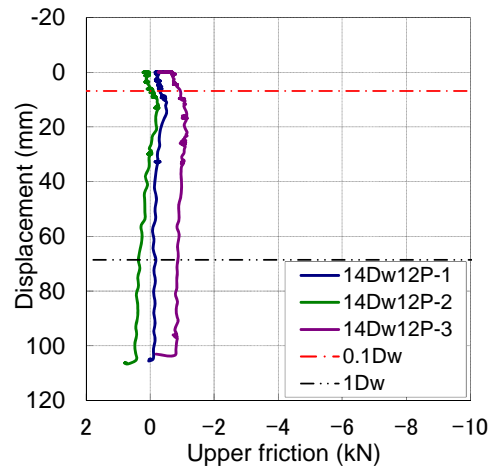


Figure 2.47 Upper friction (14D_w12P)

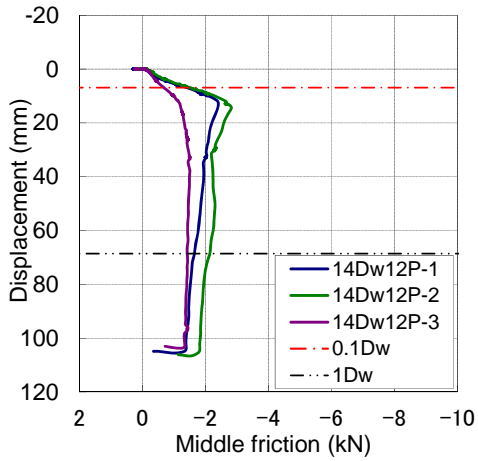


Figure 2.48 Middle friction (14D_w12P)

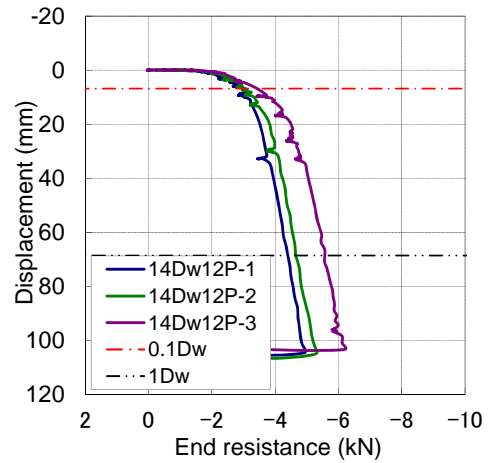


Figure 2.49 End resistance (14D_w12P)

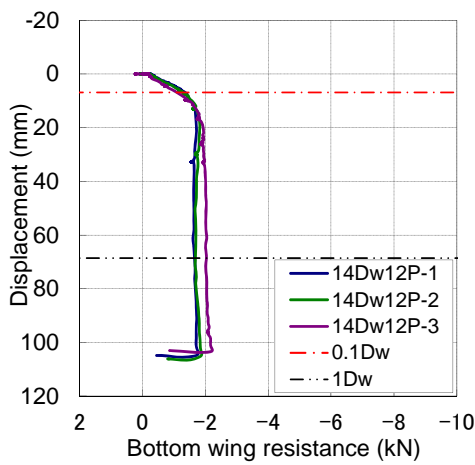


Figure 2.50 Bottom wing resistance (14D_w12P)

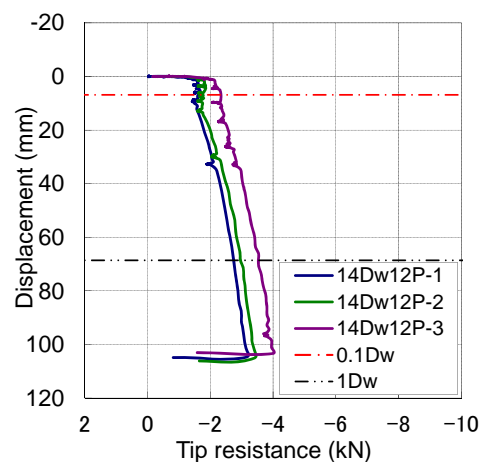


Figure 2.51 Tip resistance (14D_w12P)

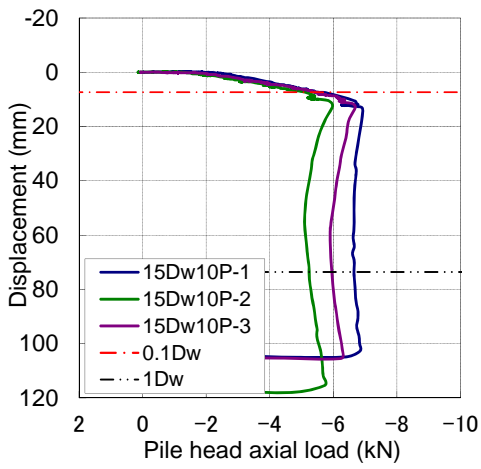


Figure 2.52 Pile head axial force ($15D_w10P$)

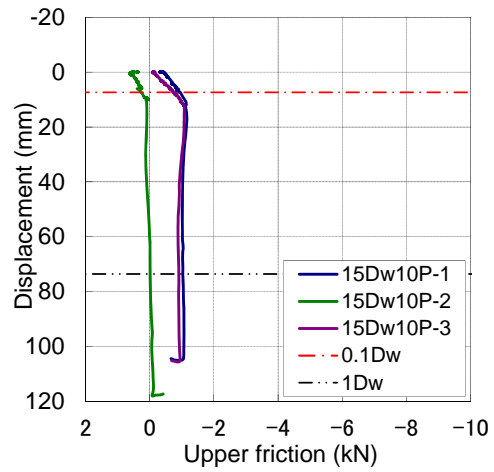


Figure 2.53 Upper friction ($15D_w10P$)

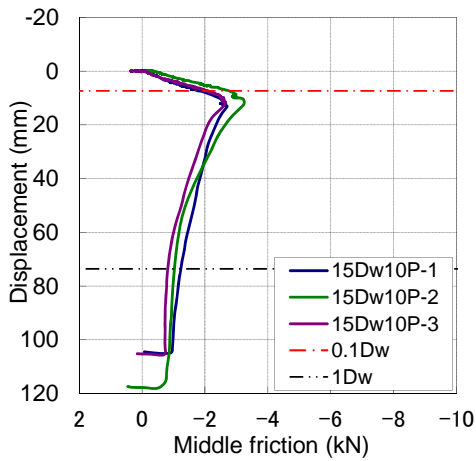


Figure 2.54 Middle friction ($15D_w10P$)

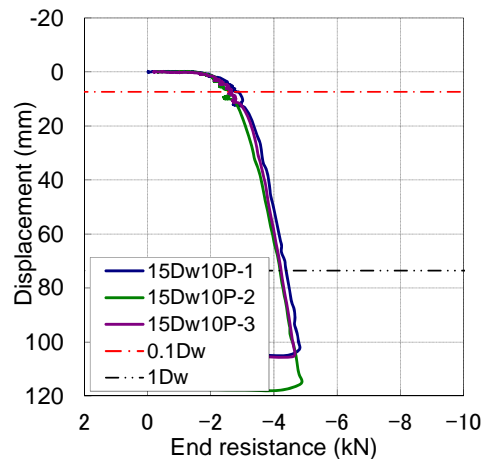


Figure 2.55 End resistance ($15D_w10P$)

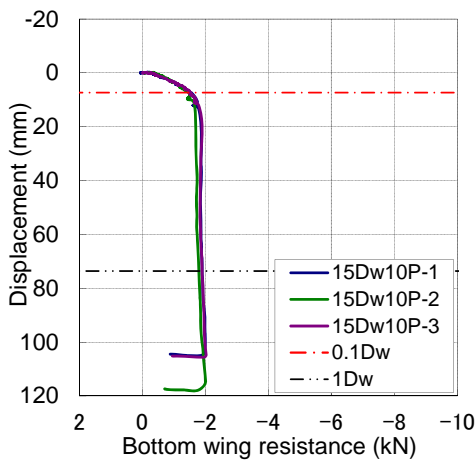


Figure 2.56 Bottom wing resistance ($15D_w10P$)

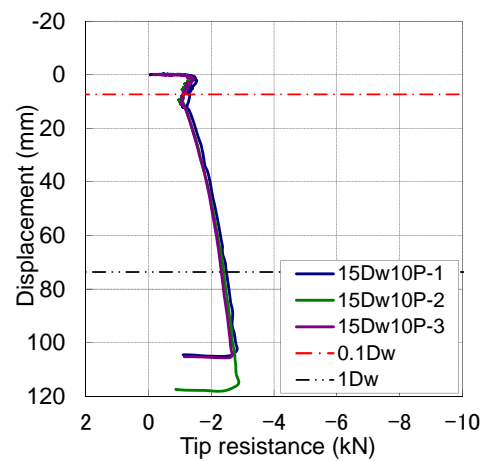


Figure 2.57 Tip resistance ($15D_w10P$)

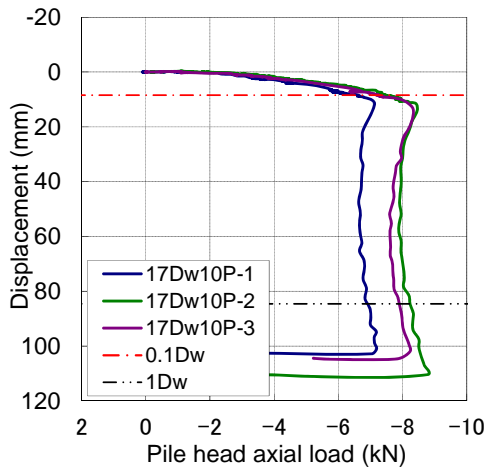


Figure 2.58 Pile head axial force ($17D_w10P$)

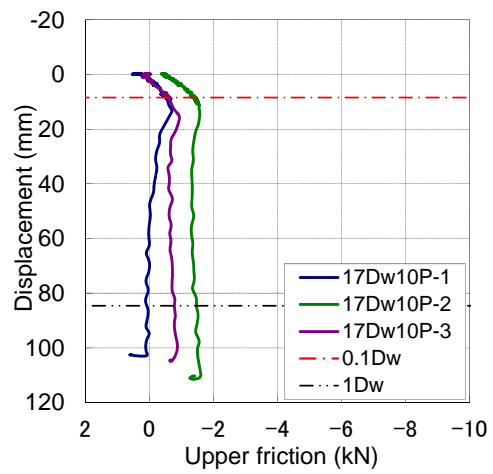


Figure 2.59 Upper friction ($17D_w10P$)

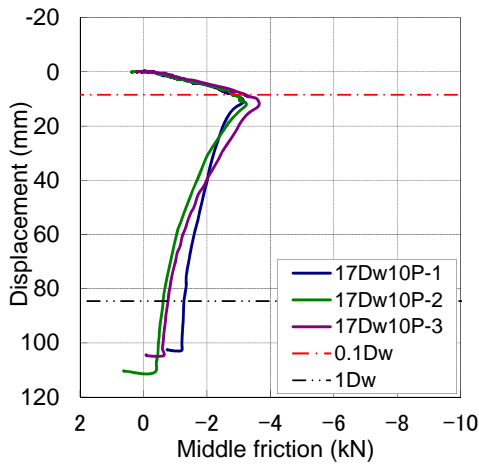


Figure 2.60 Middle friction ($17D_w10P$)

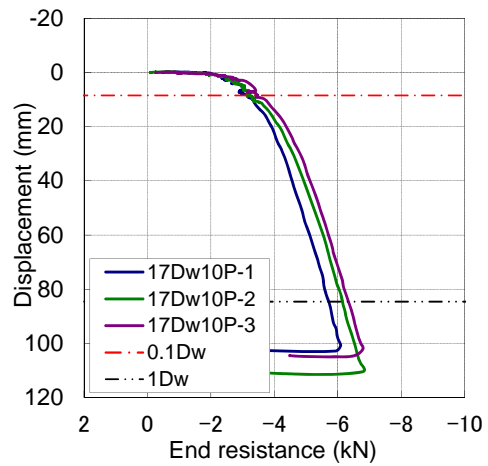


Figure 2.61 End resistance ($17D_w10P$)

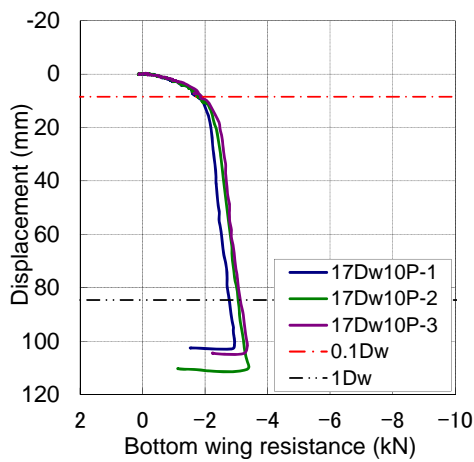


Figure 2.62 Bottom wing resistance ($17D_w10P$)

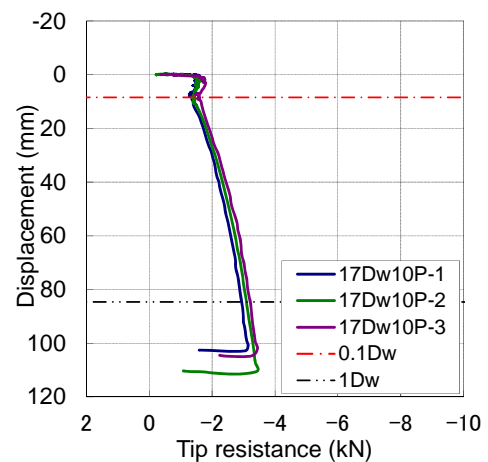


Figure 2.63 Tip resistance ($17D_w10P$)

Table 2.6 Axial load & resistance of each part (14Dw08P)

Part	Axial load & resistance : kN			
	at 0.1D _w	Ratio	at 1.0D _w	Ratio
Pile head axial load	5.30	100%	5.38	100%
Upper friction	0.88	17%	0.68	13%
Middle friction	2.06	39%	0.87	16%
End resistance	2.36	44%	3.84	71%
due to Bottom wing	1.18	22%	1.50	28%
due to Pile tip	1.18	22%	2.34	43%

* Average value without 2nd data

Table 2.7 Axial load & resistance of each part (14Dw10P)

Part	Axial load & resistance : kN			
	at 0.1D _w	Ratio	at 1.0D _w	Ratio
Pile head axial load	6.16	100%	6.04	100%
Upper friction	1.19	20%	0.49	8%
Middle friction	2.47	40%	1.51	25%
End resistance	2.49	40%	4.04	67%
due to Bottom wing	1.15	19%	1.54	25%
due to Pile tip	1.34	22%	2.50	41%

Table 2.8 Axial load & resistance of each part (14Dw12P)

Part	Axial load & resistance : kN			
	at 0.1D _w	Ratio	at 1.0D _w	Ratio
Pile head axial load	4.61	100%	6.34	100%
Upper friction	0.20	4%	-0.10	-2%
Middle friction	1.41	31%	1.90	30%
End resistance	3.01	65%	4.53	72%
due to Bottom wing	1.30	28%	1.68	27%
due to Pile tip	1.71	37%	2.85	45%

* Average value without 3rd data

Table 2.9 Axial load & resistance of each part (15w10P)

Part	Axial load & resistance : kN			
	at 0.1D _w	Ratio	at 1.0D _w	Ratio
Pile head axial load	5.31	100%	5.95	100%
Upper friction	0.47	9%	0.65	11%
Middle friction	2.18	41%	1.04	18%
End resistance	2.66	50%	4.26	71%
due to Bottom wing	1.48	28%	1.87	31%
due to Pile tip	1.18	22%	2.39	40%

Table 2.10 Axial load & resistance of each part (17D_w10P)

Part	Axial load & resistance : kN			
	at 0.1D _w	Ratio	at 1.0D _w	Ratio
Pile head axial load	7.04	100%	7.63	100%
Upper friction	0.84	12%	0.71	9%
Middle friction	2.95	42%	0.91	12%
End resistance	3.24	46%	6.00	79%
due to Bottom wing	1.79	25%	2.96	39%
due to Pile tip	1.45	21%	3.04	40%

Table 2.11 Maximum resistance of middle friction part

Test Case	Maximum friction : kN			
	1 st	2 nd	3 rd	Average
14D _w 08P	2.41	(0.90)	2.10	2.26
14D _w 10P	3.19	2.86	2.73	2.93
14D _w 12P	2.40	2.83	(1.52)	2.62
15D _w 10P	2.70	3.23	2.66	2.86
17D _w 10P	3.13	3.24	3.63	3.33

* () : Data not used for calculation of the average value

2.4 模型スパイラル杭の支持力メカニズム

2.4.1 支持力メカニズムの仮定

多段羽根の回転杭に関する既往の研究^{2.1)・2.3)}から、スパイラル杭の周面摩擦力は、羽根径（あるいは羽根幅）と羽根ピッチの比によって、a)羽根径を直径とする円筒面でのせん断強度 b)羽根の支圧強度のどちらか小さい方で決まるものと考えられる。そこで、本論ではスパイラル杭の周面摩擦支持力のメカニズムを明らかにするために、上記 a)b)の視点から実験結果の分析を行うこととする。

2.4.2 羽根径を直径とする円筒面での周面摩擦力度

周面摩擦力度の大きさを評価するために、杭体の材軸直行方向の有効応力 σ_h に応じた砂のせん断強度 τ を次式で与える。

$$\tau = \sigma_h \tan \phi \quad (2.1)$$

$$\sigma_h = K(\sigma_v + \gamma z) \quad (2.2)$$

ここで、 K は土圧係数、 ϕ は内部摩擦角($\phi=38.7^\circ$)、 σ_v は砂地盤の上載圧($\sigma_v=20\text{kPa}$)、 γ は砂の単位体積重量($\gamma=16.3\text{kN/m}^3$)、 z は周面摩擦力測定区間の平均深さ($z=425\text{mm}$)である。 K を静止土圧係数($K=0.50$)と設定した場合、(2.2)式中の $K\sigma_v$ はエアバックで砂地盤に作用させた側圧と同じ 10kPa となる。

Table 2.12 に羽根径を直径とした円筒面の周面摩擦力度を、Figure 2.64、2.65 に砂のせん断強度との比較を示す。図から各試験体とも概ね $0.1D_w$ 変形時に周面摩擦力度にちかいつ値を示し、その後変形が進むにつれて周面摩擦力度が低下していくことが分かる。また、各試験体の周面摩擦力の最大値は、 K を静止土圧係数($K=0.50$)と設定した時の砂のせん断強度 10.8kPa に対し、 $2.8\sim 3.6$ 倍になっている。杭の回転貫入施工によって杭周辺地盤が試験体の体積分だけ締固められていることを考えれば、 $K=0.50$ の時の砂のせん断強度以上の支持力が得られていることも納得できる。杭の周面摩擦力度は、砂のせん断強度と同等レベルであることから、羽根径を直径とする円筒面に滑り破壊が発生している可能性が高いと考えられる。

Table 2.12 Maximum middle friction

Test Case	Maximum middle friction : kPa			
	1 st	2 nd	3 rd	Average
14D _w 08P	32.0	(11.9)	27.8	29.9
14D _w 10P	42.3	37.9	36.2	38.8
14D _w 12P	31.8	37.5	(20.2)	34.7
15D _w 10P	33.4	39.9	32.9	35.4
17D _w 10P	33.7	34.8	39.0	35.9

* () : Data not used for calculation of the average value

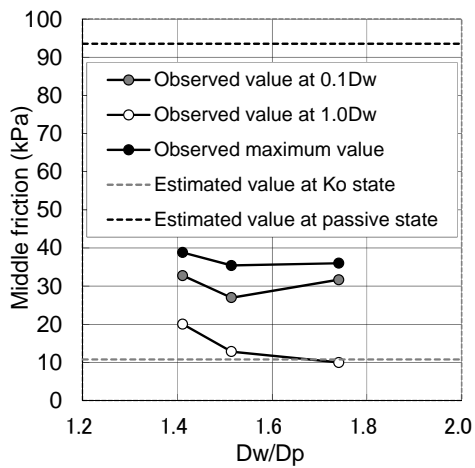


Figure 2.64 Middle friction vs D_w/D_p

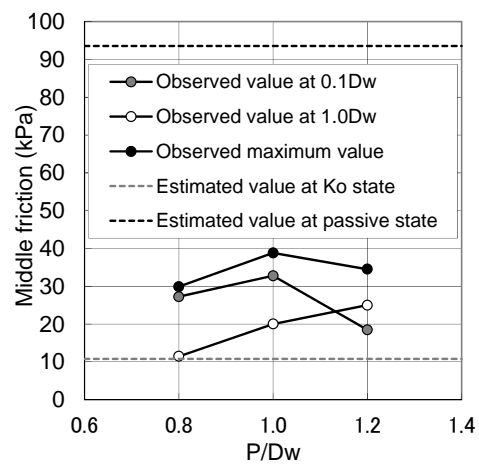


Figure 2.65 Middle friction vs P/D_w

2.4.3 スパイラル羽根の支圧力度

スパイラル羽根の支圧力度 σ_p は、周面摩擦力を当該区間の羽根の見付け面積で除して次式で与えられ得るものと仮定する。

$$\sigma_p = N_f / (n_w A_{w0}) \quad (2.3)$$

ここで、 N_f は中央摩擦力測定区間で支持する軸力、 n_w は中央摩擦力測定区間の羽根の巻き数、 A_{w0} は羽根 1 周分の見付け面積である。

Table 2.13 に各試験体の羽根の支圧力度を、Figure 2.66、2.67 にコーン貫入抵抗値との比較を示す。図から各試験体とも概ね $0.1D_w$ 変形時に支圧力度が最大値に近い値を示し、その後変形が進むにつれて支圧力度が低下していくことが分かる。また、周面摩擦力が最大値に至った時の羽根の支圧力度 σ_p はコーン貫入抵抗値 $q_c=812\text{kPa}$ の $0.24\sim 0.41$ 倍であり支圧強度に対し十分な余裕があることが分かる。よって、試験を実施した羽根径・羽根ピッチの範囲では、羽根の支圧強度では杭の周面摩擦力が決まっていないと考えられる。

Table 2.13 Pressure under continuous helical wing

Test Case	Pressure under continuous helical wing : kPa			
	1 st	2 nd	3 rd	Average
14D _w 08P	205	(77)	179	192
14D _w 10P	340	304	291	312
14D _w 12P	307	362	(194)	334
15D _w 10P	237	283	233	251
17D _w 10P	201	208	233	214

* () : Data not used for calculation of the average value

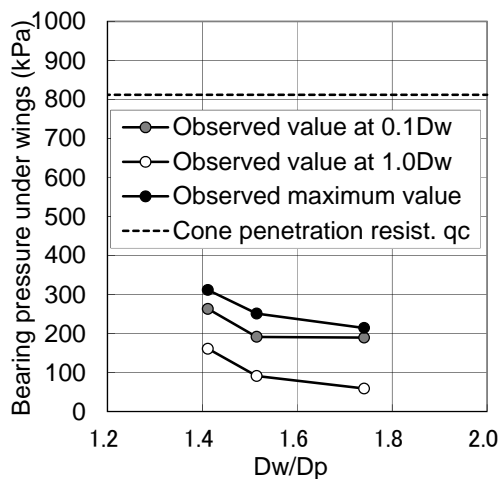


Figure 2.66 Pressure under continuous helical wing vs D_w/D_p

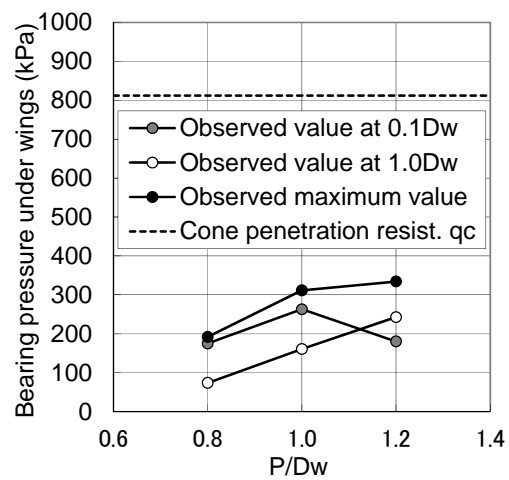


Figure 2.67 Pressure under continuous helical wing vs P/D_w

2.5 可視化実験による支持力メカニズムの確認

2.5.1 可視化実験の目的

2.4.2、2.4.3 項からスパイラル杭の支持力は、羽根径を直径とする円筒面の砂のせん断強度によって規定できると考えられる。この見解を別の視点から検証するために、層状に色砂を配した砂地盤を別途作成し、押し込み力作用時の地盤の破壊状況を視覚的に観察した。

2.5.2 実験装置

実験装置は 2.2.1 項と同じものを用い、砂地盤タンクと試験杭のみ可視化実験用のものに変更した。砂地盤タンクは、Figure 2.68、Photo 2.20 に示すように内径・深さとも 1,000mm の円筒形であり、砂を層状に充填し易いように円形リングを鉛直方向に積み重ねて作られている。また、杭の施工あるいは載荷後に土槽中央部の杭を観察できるように、円形リングは容易に半割にできる構造になっている。砂地盤の作成にあたっては落下高さを一定とする空中落下法を採用し、ホッパーを用いて砂を充填した。作成した地盤の相対密度 D_r は、概ね $D_r=75\%$ であった。

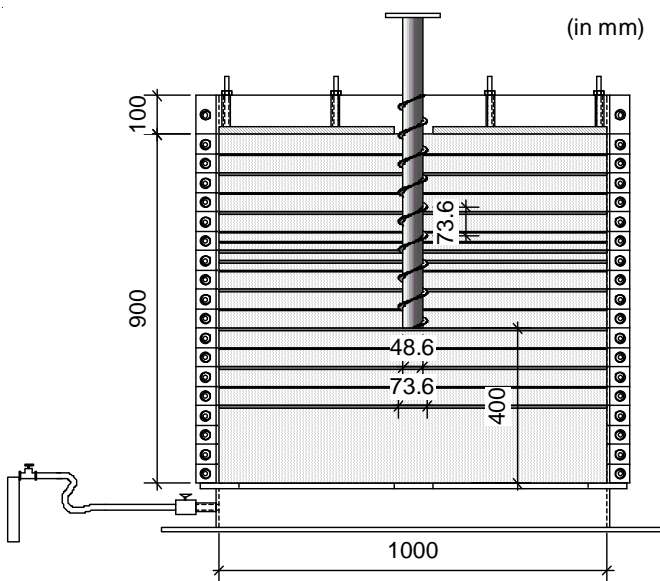


Figure 2.68 Sand tank for visual check

Photo 2.20 Sand tank for visual check

Table 2.14 Sand tank

Size	Height × Diameter = 1,000mm × 1,000mm
Height of each ring	50mm or 25mm
Over burden pressure σ_v	0~100 kPa
Dry sand	Silica #6 (same as in Table 2.3)
Relative density D_r	About 75%

この実験ではトルクや支持力の計測を行わないため、模型杭は Figure 2.69、Photo 2.21 に示すような実杭と同じ一重管構造の開端杭を採用した。杭径・羽根形状は 15D_w10P と同じ軸径 D_p=φ 48.6mm(t2.4)、羽根径 D_w=φ 73.6mm(t2.3)、羽根ピッチ P=73.6mm であり、軸部・スパイラル羽根部とも 400N 級の鋼材（降伏点 $\sigma_y=235\text{MPa}$ 、ヤング係数 $E=2.05 \times 10^5\text{MPa}$ ）を使って製作した。

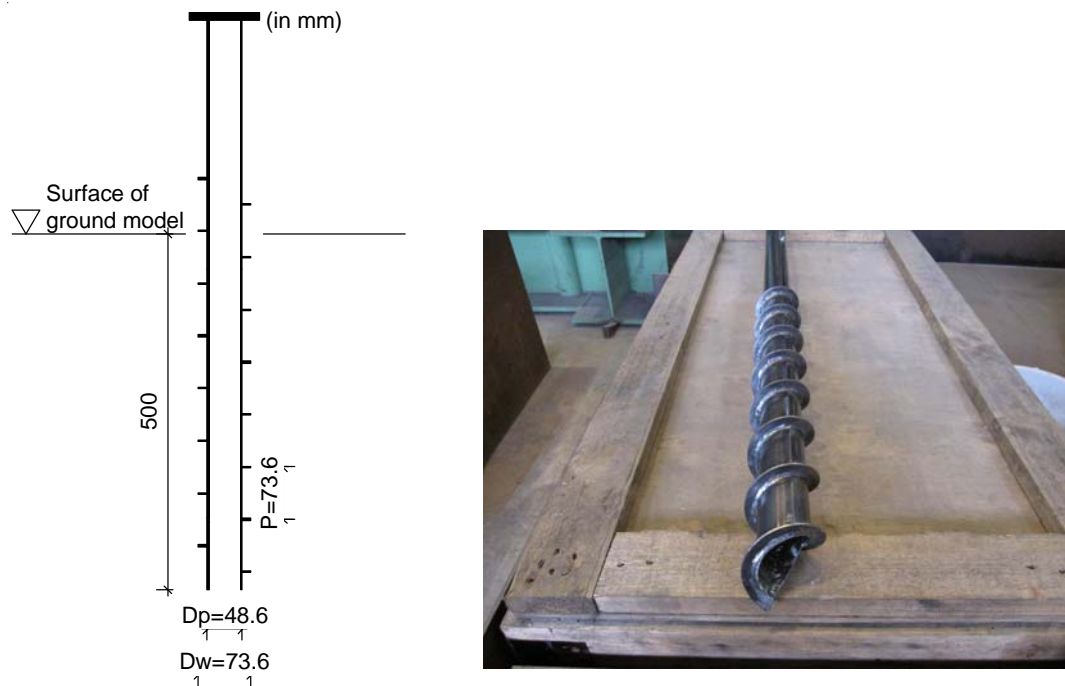


Figure 2.69 Pile model for visual check Photo 2.21 Pile model for visual check

2.5.3 実験手順

以下の手順で可視化実験を実施する。

- (1) タンクに砂を 50mm 或いは 25mm ピッチで層状に高さ 900mm まで充填する。その後、地表面に鉄板を介して荷重をかけ、上載圧 20kPa を作用させる。(Photo 2.22、2.23)
- (2) ほぼ羽根ピッチ通りに杭を貫入させるために、杭頭に 1.5kN の一定荷重を作用させながら杭を施工し、深さ 500mm で打ち止める。(Photo 2.24)
- (3) 杭頭荷重 1.5kN を取り除いた後、砂地盤タンク下部から給水・排水を行い、砂地盤が自立するように水分を含ませる。
- (4) 続いて上載圧 20kPa を取り除き地盤を半割にした後、載荷前の地盤の様子を確認する。そのまま、杭頭から押込み力を加え、杭周辺地盤の動きを観察する。(Photo 2.25 – 2.27)



Photo 2.22 Pluviating sand into the tank



Photo 2.23 Loading overburden pressure



Photo 2.24 Pile installation



Photo 2.25 Cutting sand ground



Photo 2.26 Section of sand tank



Photo 2.27 Loading on pile head

2.5.4 実験結果

Figure 2.70 に可視化実験用の模型杭を実験土槽に施工した時の一回転あたりの貫入量を示す。深さ 200mm 以深では、ほぼ羽根ピッチ通りに貫入できていることが分かる。また、写真 2.1 に杭施工後に砂地盤に水分を含ませ、土槽を半割にした時の様子を示す。羽根が通過する部分の砂の動きを観察してみると、杭先端部が地盤に貫入していく時は下方に押し込まれているが、羽根が通過した後は羽根によって上方に持ち上げられていることが分かる。このことから、羽根が羽根上の地盤を反力として、推進力を得ていることが分かる。

土槽を半割にした状態のまま、引き続き杭頭に押し込み力を作用させ杭周辺地盤の変化の様子を写真撮影し Photo 2.29 に示す。視覚的にも羽根径を直径とする円筒面で滑りせん断破壊が発生していることが確認できる。以上の検討より、スパイラル杭の支持力は羽根径を直径とする円筒面の砂のせん断強度で決まっていると判断される。

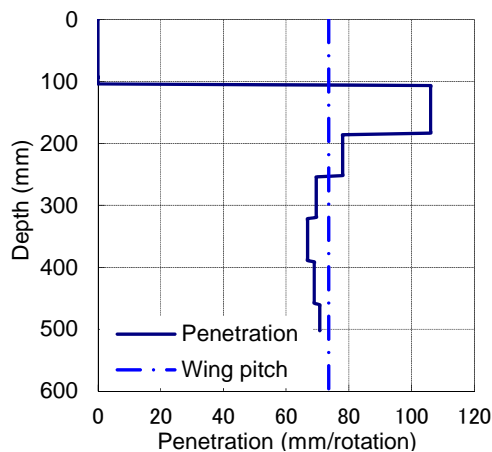


Figure 2.70 Penetration ($15D_w10P$)



Photo 2.28 After installation



Photo 2.29 After loading

2.6 回転貫入トルクと周面摩擦力の関係

次に、回転貫入トルクからスパイラル杭の支持力を推定することを考える。1枚羽根の先端支持型回転杭や多段羽根の回転杭に関しては、貫入トルクと杭の支持力の関係を扱った既往の研究^{2.5)・2.8)}が数例あるものの、スパイラル杭について目立ったものは見受けられない。そこで、本節では1枚羽根の回転杭に関する過去の研究成果^{2.6)}を参考に、スパイラル杭の施工トルクと周面摩擦力の関係について考察する。具体的には、スパイラル杭の回転貫入トルク・周面支持力ともに、材軸直交方向の有効応力 σ_h に応じて変化するものと仮定し、施工トルクより周面摩擦支持力を推定する可能性について検討する。

2.6.1 回転貫入トルクと材軸直交方向の有効応力 σ_h の関係

Figure 2.71 に示す羽根の作用円（回転方向の合力が作用する円）上の Ψ 軸を直線状に展開し、羽根ピッチ通りに回転貫入施工ができている時の杭頭、杭周面、スパイラル羽根、先端面に作用する力の状態を Figure 2.72 のように仮定する。

羽根の作用円上の Ψ 軸方向を X 方向、杭の材軸方向を Y 方向として、各方向の力の釣り合いを考えると次式となる。

$$H_t - Q_{wh} = F_p + P_w \sin \theta + F_w \cos \theta + F_s \cos \theta \quad (2.4)$$

$$R_p - L_t + Q_{wv} + F_s \sin \theta = P_w \cos \theta - F_w \sin \theta \quad (2.5)$$

ここに、

$$H_t = T_t / (D'_w / 2) \quad (2.6)$$

$$F_p = \alpha_p (D'_p / D'_w) R_p \quad (2.7)$$

$$F_w = \alpha_w P_w \quad (2.8)$$

$$F_s = \alpha_s \sigma_h (D_p / D'_w) A_s \quad (2.9)$$

$$D'_p = 2/3 \cdot D_p \quad (2.10)$$

$$D'_w = \frac{2(D_w^3 - D_p^3)}{3(D_w^2 - D_p^2)} \quad (2.11)$$

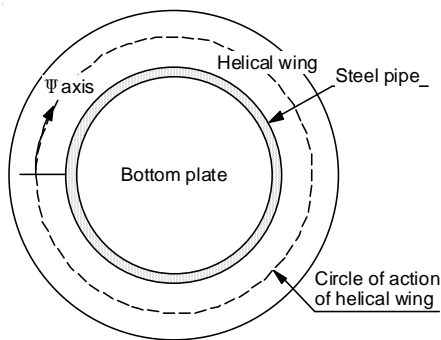


Figure 2.71 View from pile end

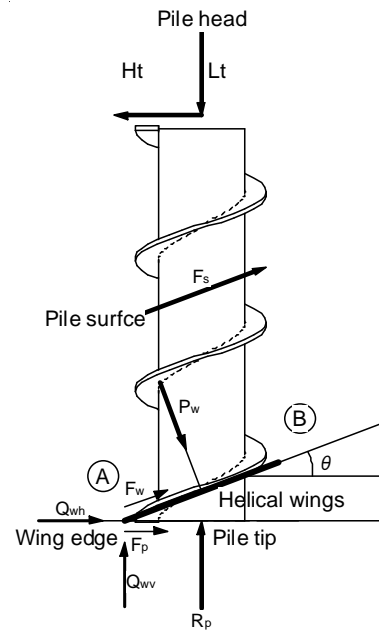


Figure 2.72 Force acting on pile

ここで、 H_t は杭頭トルク T_t を羽根の作用円上の水平力に置き換えた値、 Q_{wh} は水平方向の刃先抵抗、 F_p は先端面に作用する摩擦力、 P_w はクサビ反力、 F_w は羽根上面に作用する摩擦力、 F_s は軸部表面に作用する摩擦力、 R_p は先端面の貫入抵抗、 L_t は杭頭に作用する上載荷重、 Q_{wv} は鉛直方向の刃先抵抗、 θ は作用円上の羽根の角度を表す。また $\alpha_p \cdot \alpha_w \cdot \alpha_s$ は先端面・羽根・杭軸部表面それぞれの摩擦係数、 σ_h は杭軸部に作用する水平方向の圧力、 D'_p は先端面の作用円の直径、 D_p は軸径、 D'_w は羽根の作用円(回転方向の合力が作用する円)の直径、 D_w は羽根径、 A_s は砂と接する軸部表面積を表す。

(2.4)(2.5)式より P_w を消去し、 H_t について整理すると次式を得る。

$$H_t = Q_{wh} + F_p + (R_p - L_t + Q_{wv}) \frac{(\sin \theta + \alpha_w \cos \theta)}{(\cos \theta - \alpha_w \sin \theta)} + \frac{F_s}{(\cos \theta - \alpha_w \sin \theta)} \quad (2.12)$$

杭頭トルクは、(2.12)式の H_t を用いて次式となる。

$$T_t = H_t \cdot \frac{D'_w}{2} \quad (2.13)$$

(2.12)式の第1・2項は杭先端部の水平方向の貫入抵抗力を表現したものであり、第3項は推進力による水平力を、第4項は杭軸表面の周面摩擦による水平力を表している。第3項による回転貫入トルクは、貫入抵抗に対し必要となる推進力の分だけ上昇することになり、羽根面積の大きさや地盤の水平方向の有効応力 σ_h に依存していないことが分かる。一方、第4項による回転貫入トルクは、軸表面積の大きさや水平方向の有効応力 σ_h に応じて変化することが分かる。すなわち、水平方向の有効応力 σ_h に依存して変化するトルクは、全トルクのうち、第4項による回転貫入トルクだけであることが分かる。

2.6.2 回転貫入トルクの推定値と実測値の比較

(2.12)式において、回転貫入トルクに与える影響が少ないと思われる水平・垂直方向の刃先抵抗を次式のように0と仮定する。

$$Q_{wh} = Q_{wv} = 0 \quad (2.14)$$

(2.14)式を(2.12)式に代入すると、次式を得る。

$$H_t = F_p + (R_p - L_t) \frac{(\sin \theta + \alpha_w \cos \theta)}{(\cos \theta - \alpha_w \sin \theta)} + \frac{F_s}{(\cos \theta - \alpha_w \sin \theta)} \quad (2.15)$$

更に、以下の条件を仮定する。

- (1) 貫入抵抗値 R_p は、別途実施したコーン貫入抵抗値 $q_c(z)$ (Figure 2.5) に模型杭の先端面の見付け面積 A_p を乗じて与えられる。

$$R_p = q_c(z) \cdot A_p \quad (2.16)$$

- (2) 砂地盤タンクの入り口付近では砂地盤を一様に加圧すること出来ていないため、貫入抵抗値 R_p が小さくなり $(R_p - L_b)$ の値がマイナスになるが、これを $(R_p - L_b) = 0$ とする。

- (3) 杭軸部に作用する水平方向の圧力 σ_h は、(2.2)式 ($K=0.5$) で表現できるものとする。但し、杭の侵入口付近では加圧が十分に出来ていないため、別途実施しているコーン貫入抵抗値 $q_c(z)$ (Figure 2.5) に比例して砂地盤の上載圧 σ_v を低減する。

$$\sigma_v = 20kPa \times q_c(z) / q_c(400) \quad (2.17)$$

ここに $q_c(z)$ は深さ z でのコーン貫入抵抗値、 $q_c(400)$ は深さ 400mm でのコーン貫入抵抗値である。

- (4) 各部の摩擦係数は、次式で与えられる。

$$\alpha_p = \alpha_w = 0.4 \quad \alpha_s = 0.3 \quad (2.18)$$

Figure 2.73~2.82 に各試験体の「杭頭トルク」「中央摩擦力測定区間に発生するトルク」の推定値と実測値の比較を示す。「杭頭トルク」は(2.13)(2.15)式より、「中央摩擦力測定区間に発生するトルク」は、(2.13)(2.15)式第3項より「摩擦力測定区間」のトルクを算出し推定した。各試験体の「杭頭トルク」の図から、貫入抵抗値 R_p とほぼ等しい上載荷重 1.5kN を杭頭に作用させているため(2.12)式第2項の推進力に因るトルクは、ほぼゼロになっていることが分かる。一方、(2.12)式第1項の杭先端面によるトルクはコーン貫入抵抗値と同様の傾向を示し深さ 250mm 以深ではほぼ一定値となり、(2.12)式第2項の杭軸表面の周面摩擦力によるトルクは施工深さとともに漸増している。これら第1項から第3項の合計として求められる杭頭トルクは、実測値の杭頭トルクを概ね推定できていることが分かる。また、

各試験体の「中央摩擦力測定区間に発生するトルク」の図より、周面摩擦力のうち中央摩擦力測定区間の回転貫入トルクは、実測値を精度よく推定できていることが分かる。以上から、上記回転貫入トルクの推定式は、実現象を適切に表現できているものと考ええる。

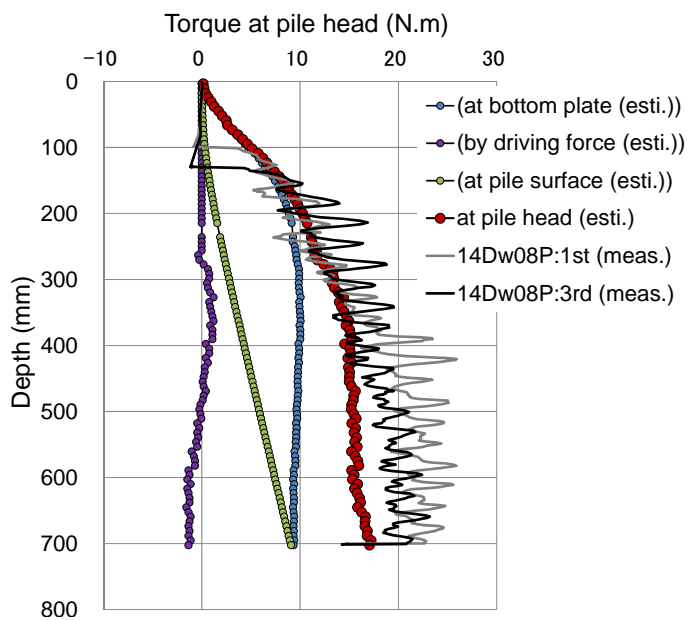


Figure 2.73 Torque at pile head of 14D_w08P

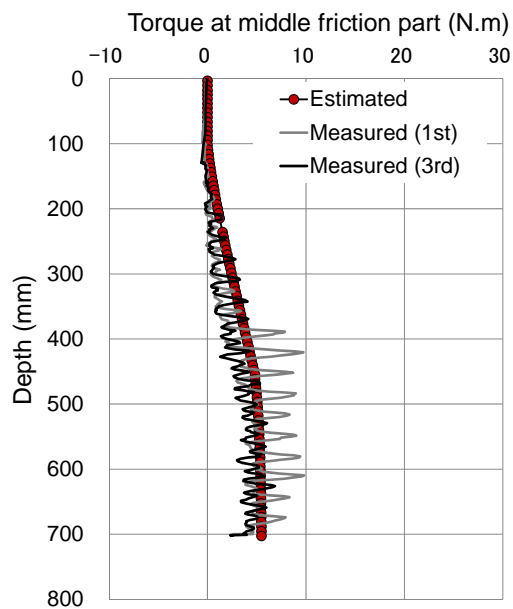


Figure 2.74 Torque at middle friction part of 14D_w08P

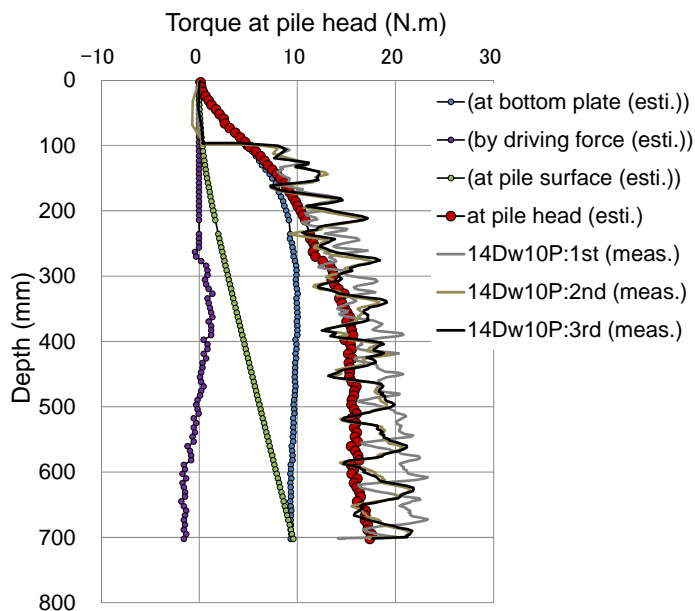


Figure 2.75 Torque at pile head of 14D_w10P

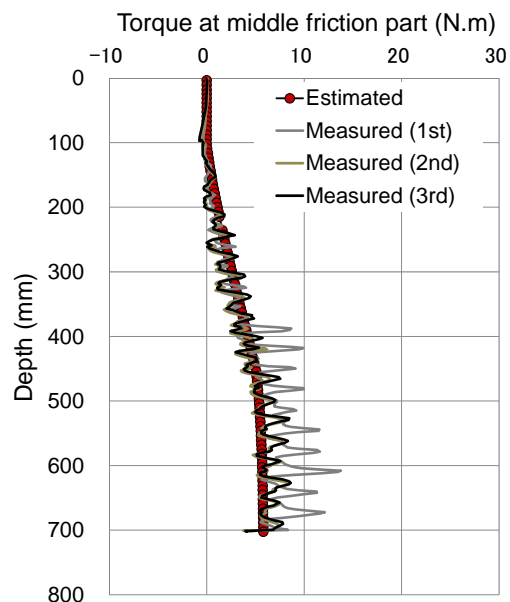


Figure 2.76 Torque at middle friction part of 14D_w10P

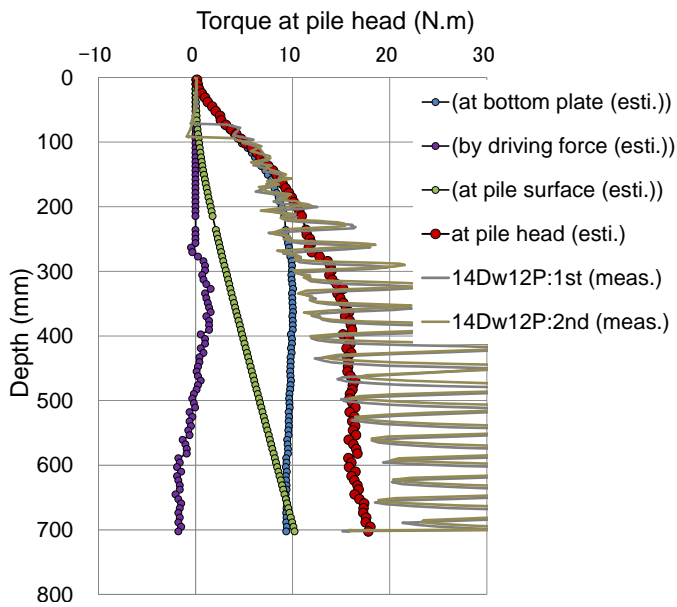


Figure 2.77 Torque at pile head of 14D_w12P

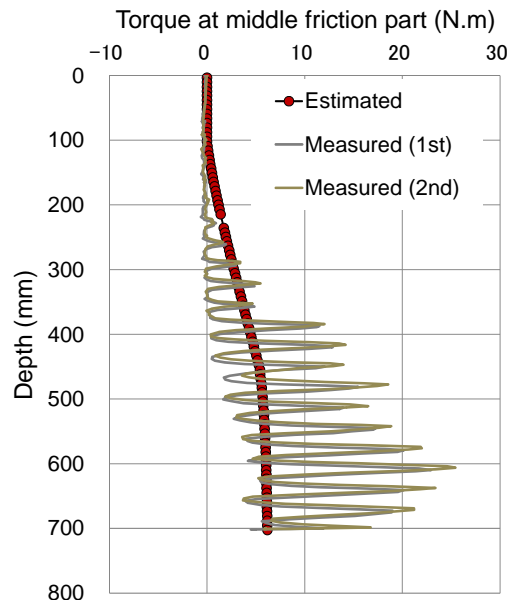


Figure 2.78 Torque at middle friction part of 14D_w12P

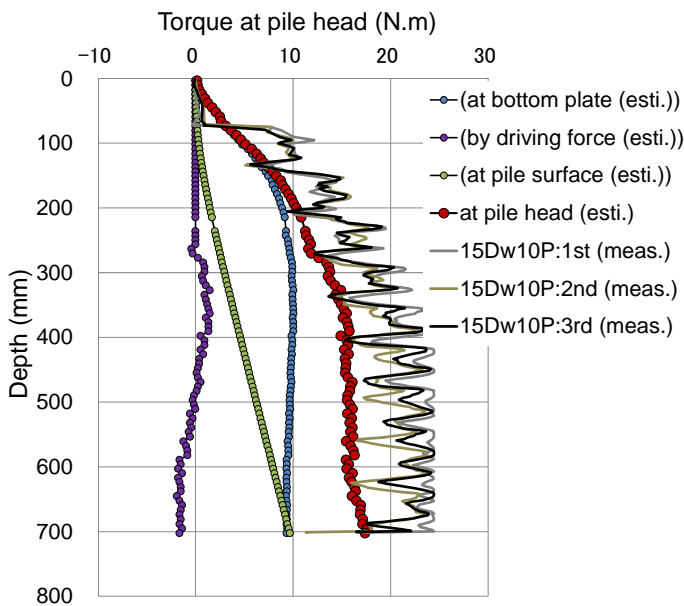


Figure 2.79 Torque at pile head of 15D_w10P

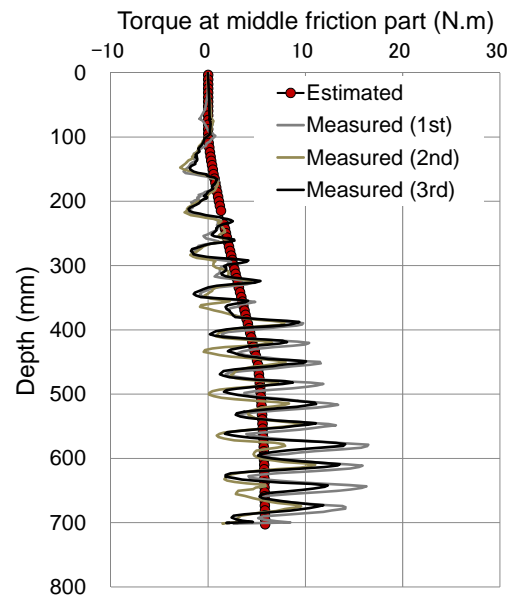


Figure 2.80 Torque at middle friction part of 15D_w10P

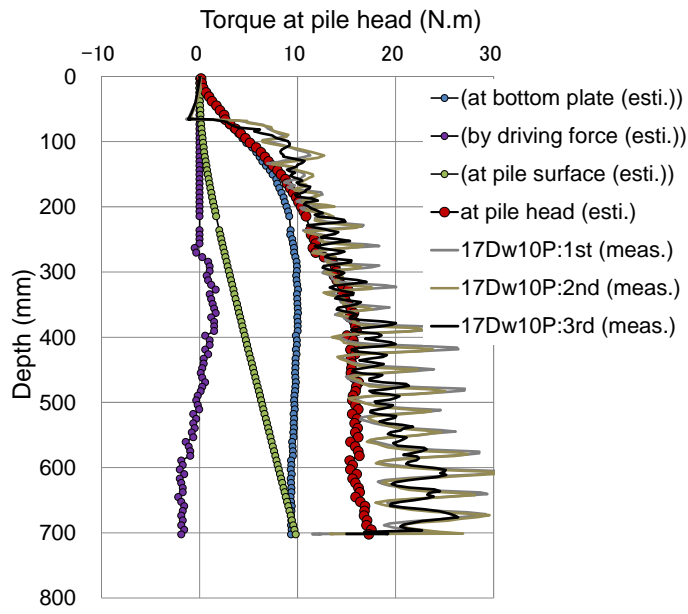


Figure 2.81 Torque at pile head of 17D_w10P

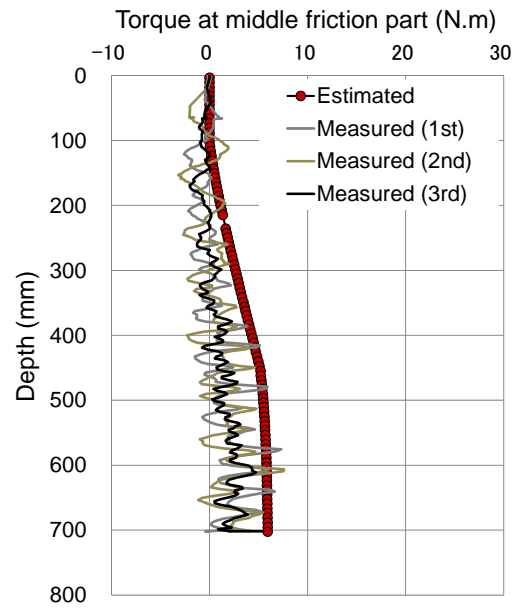


Figure 2.82 Torque at middle friction part of 17D_w10P

2.6.3 周面摩擦力測定区間のトルクと周面摩擦力の関係

Table 2.15 に、Figure 2.74、2.76、2.78、2.80、2.82 より求めた、各試験体の中央摩擦力測定区間の深さ 600~700mm の実測平均トルクを示す。

また、(2.9)(2.12)(2.13)式からこの周面摩擦力測定区間の軸部摩擦により発生すると推定されるトルクは、次式で与えられる。

$$T_s = \frac{D_p}{2} \cdot \frac{\alpha_s \sigma_h A_s}{(\cos \theta - \alpha_w \sin \theta)} \quad (2.19)$$

よって、Table 2.15 に示す各試験体の施工トルクの平均値と(2.19)式から求めた中央摩擦力測定区間に作用している平均の水平応力の予測値 $\sigma_{h(e)}$ を求めることができ、さらに次式から砂のせん断強度の推定値 $\tau_{(e)}$ を求めることができる。Table 2.16 に各試験体の水平応力の予測値 $\sigma_{h(e)}$ と砂のせん断強度の予測値 $\tau_{(e)}$ を示す。

$$\tau_{(e)} = \sigma_{h(e)} \cdot \tan \phi = \left\{ T_s \cdot \frac{2}{D_p} \cdot \frac{(\cos \theta - \alpha_w \sin \theta)}{\alpha_s A_s} \right\} \cdot \tan \phi \quad (2.20)$$

Table 2.15 Installation torque (average value from 600mm to 700mm)

Test Case	Installation torque : Nm			
	1st	2nd	3rd	Average
14D _w 08P	5.8	(12.7)	4.6	5.2
14D _w 10P	8.5	6.5	6.6	7.2
14D _w 12P	12.1	13.4	(19.8)	12.8
15D _w 10P	10.0	5.3	7.4	7.6
17D _w 10P	2.9	2.5	2.5	2.6

* () : Data not used for calculation of the average value

Table 2.16 Estimated horizontal pressure & shear strength of sand

Test Case	$\sigma_{h(e)}$ (kPa)	$\tau_{(e)}$ (kPa)
14D _w 08P	11.3	9.0
14D _w 10P	14.8	11.8
14D _w 12P	24.6	19.7
15D _w 10P	15.4	12.4
17D _w 10P	5.3	4.2

一方で、中央摩擦力測定区間の砂のせん断強度の実測値は Table 2.12 に示す通りである。Table 2.12、2.16 より砂のせん断強度の予測値と実測値を抜出し、全ての試験体について比較したものを Table 2.17 に示す。表より、羽根径が 1.7 倍径の試験体を除き、回転貫入トルクから推定される砂のせん断強度の 3 倍程度（17D_w10P 試験体を除く平均値=2.8）の周面支持力度が期待できることが分かる。

$$\tau \cong 3.0\tau_{(e)} \quad (2.21)$$

以上より、先端面の貫入抵抗が予測でき、実験土槽の砂の物理的性質、力学的性質及び施工条件が分かっているならば、回転貫入トルクから周面摩擦力測定区間のトルクを (2.12)(2.13) で求めることにより、スパイラル杭の周面摩擦力を推定できることが分かる。

2.4.2 項、本項から、回転貫入トルクに関しては土圧係数を $K = 0.5$ と設定し、周面摩擦力に関しては土圧係数を概ね $K \cong 0.5 \times 3.0 = 1.5$ と設定すれば、それぞれを精度よく推定できることが示唆される。このように、回転貫入トルクの推定に用いる土圧係数が周面摩擦力の推定に用いる土圧係数より小さくなる理由は、回転貫入時に杭に働く動摩擦は静摩擦より小さいことに加え、スパイラル杭の周面摩擦力は回転貫入施工による地盤の締固め効果により、回転貫入前の地盤の状態から想定される支持力よりも大きくなっていることに因るものと推察される。

Table 2.17 Estimated & measured maximum friction of spiral pile

Test Case	Estimated $\tau_{(e)}$ (kPa)	Measured τ (kPa)	$\tau/\tau_{(e)}$
14D _w 08P	9.0	29.9	3.3
14D _w 10P	11.8	38.8	3.3
14D _w 12P	19.7	34.7	1.8
15D _w 10P	12.4	35.4	2.9
17D _w 10P	4.2	35.9	8.5

2.7 まとめ

羽根径が軸径に対して 1.4～1.7 倍、羽根ピッチが羽根径の 0.8～1.2 倍の羽根形状を有する先端閉塞型のスパイラル模型杭と加圧砂地盤タンクを用いた施工・载荷実験、及び開端のスパイラル模型杭と砂地盤タンクを用いた可視化実験から、スパイラル杭の鉛直支持力と回転貫入のメカニズムについて、以下の知見を得た。

- 1) 鉛直支持力メカニズムを可視化実験から確認したところ、羽根径を直径とする円筒面に滑り線が生じていた。したがって、今回実験を実施したスパイラル杭は、羽根径を直径とする円筒面で支持力を規定できる。
- 2) 鉛直支持力に寄与する最大周面摩擦力を羽根の支圧力に換算すると、コーン貫入抵抗値の 0.24～0.41 倍となり、支圧強度には十分な余裕がある。
- 3) 一方で、最大周面摩擦力を、スパイラル羽根径を直径とした円筒面での周面摩擦力度に換算してみると、土圧係数 $K=0.5$ として算出した地盤のせん断強度の 2.8～3.6 倍になっている。すなわち、スパイラル杭の周面摩擦力を精度よく推定するためには、土圧係数を静止土圧係数より大きめの値とする必要がある。
- 4) 羽根径を直径とする円筒面の最大周面摩擦力度は、①羽根径を変化させてもほぼ同じ大きくなり、②羽根ピッチ比=1.0 で最も大きくなる。しかし、回転貫入ピッチが羽根ピッチより小さくなると、この最大周面摩擦力度は大きく低下する。
- 5) 施工時に杭体に働く力の釣り合いから、スパイラル杭の回転貫入トルクの推定式を導いた。この推定式に土圧係数 $K=0.5$ を適用すると、回転貫入トルクは精度良く推定できる。
- 6) スパイラル杭の鉛直支持力と回転貫入時に発現する摩擦力の違いは、スパイラル杭の周面摩擦力は、回転貫入施工による地盤の締固め効果により大きくなりやすい状況であることに加え、回転貫入トルクは静摩擦より小さな動摩擦によって規定されることに因るものと推察される。
- 7) 先端面の貫入抵抗 R_p が予測でき、砂地盤の物理的性質や力学的性質、杭施工時の上乗荷重が明確になっていれば、杭の貫入トルクから杭の支持力を推定できる可能性がある。

第2章の参考文献

- 2.1) S. N. Rao, Y. V. S. N. Prasad and M. D. Shetty, "The behavior of model screw piles in cohesive soils", *Soils and Foundations*, Vol.31, No.2, 35-50, 1991
- 2.2) Y. N. S. N. Prasad and S. Narasimha Rao, "Pullout behavior of model pile and helical pile anchors subjected to lateral cyclic loading, *Canadian Geotechnical Journal*, 31(1), 110-119, 1994
- 2.3) B. Livneh and M. H. El Nagger, "Axial testing and numerical modeling of square shaft helical piles under compressive and tensile loading", *Canadian Geotechnical Journal*, 45(8), 1142-1155, 2008
- 2.4) 佐伯英一郎, 永田誠, 平田尚, 和田昌敏: 回転圧入鋼管杭模型試験機の製作, 第36回地盤工学研究発表会講演集, pp.1623-1624, 2001.7.
- 2.5) Ashraf Ghaly, Adel Hanna and Mikhail Hanna, "Installation torque of screw anchors in dry sand", *Soils and Foundations*, Vol.31, No.2, 77-92, 1991
- 2.6) 佐伯英一郎, 大木仁: 回転圧入鋼管杭に関する研究, 構造工学論文集, Vol.45B, pp.453-462, 1999.3.
- 2.7) B. Livneh and M. H. El Nagger, "Axial testing and numerical modeling of square shaft helical piles under compressive and tensile loading", *Canadian Geotechnical Journal*, 45(8), 1142-1155, 2008
- 2.8) C. H. C. Tsuha and N. Aoki, "Relationship between installation torque and uplift capacity of deep helical piles in sand", *Canadian Geotechnical Journal*, 47(6), 635-647, 2010

第3章 実大実験によるスパイラル杭の支持力メカニズムに関する検討

3.1 はじめに

第2章では加圧砂地盤タンクと模型杭を用いて、砂地盤におけるスパイラル杭の支持力機構に関する検討を行った。その結果、羽根径が軸径に対して1.4~1.7倍、羽根ピッチが羽根径の0.8~1.2倍のスパイラル杭は、羽根径を直径とする円筒面のすべりせん断破壊により最大周面摩擦支持力を評価できることが分かった。また、このスパイラル杭の最大周面摩擦力度は、①羽根径を変化させてもほぼ同じになること、②羽根ピッチ比（羽根径に対する羽根ピッチの比）=1.0で最も大きくなることが分かった。さらに、施工時に杭体に働く力の釣り合いを考えることにより、スパイラル杭の周面摩擦力は回転貫入トルクから精度よく推定できることが明らかとなった。これらの知見は、多段羽根の回転杭に関する既往の研究^{3.1)~3.3)}や節杭に関する既往の研究^{3.4)~3.6)}から得られた知見と矛盾なく、妥当な結果が得られているものと考えられる。しかし、ここで得られた知見は、均一な砂地盤で作成された砂地盤タンクに、閉端の縮小模型杭（杭径φ48.6mm）を施工・載荷した結果から導き出されたものであるため、これら知見をそのまま開端の実大杭に適用できるか定かではない。

そこで、第3章では、実大スパイラル杭の施工・載荷実験を、砂層・粘性土層の両方を含んだ実フィールドにて実施し、室内実験で得られた結果の妥当性について検討する。さらに、第2章で検討を行った砂地盤における回転貫入トルクと支持力の関係式に、粘性土地盤にも対応できるような修正を加え、実地盤における貫入トルクと周面支持力の関係についても検討を行う。

3.2 実大スパイラル杭の施工・载荷実験の内容

3.2.1 敷地概要

Figure 3.1、3.2 に示すように、敷地は海拔標高 20m 程度の「猿島台地」に該当し、北関東の茨城県古河市に所在する。

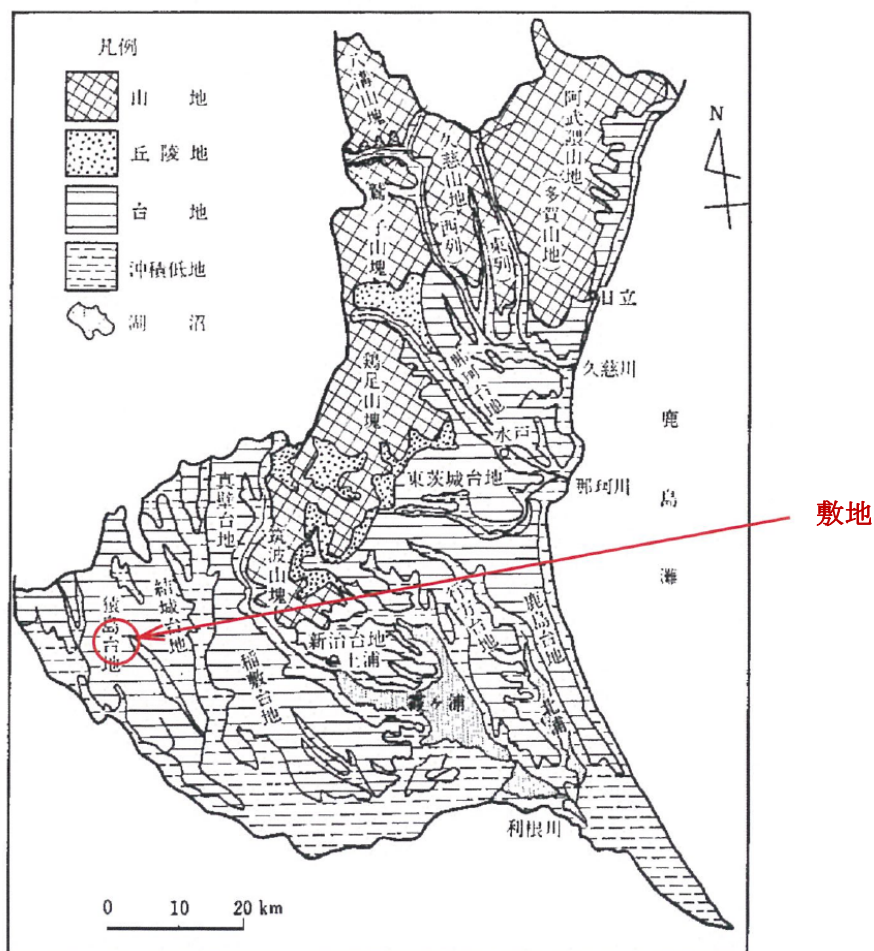
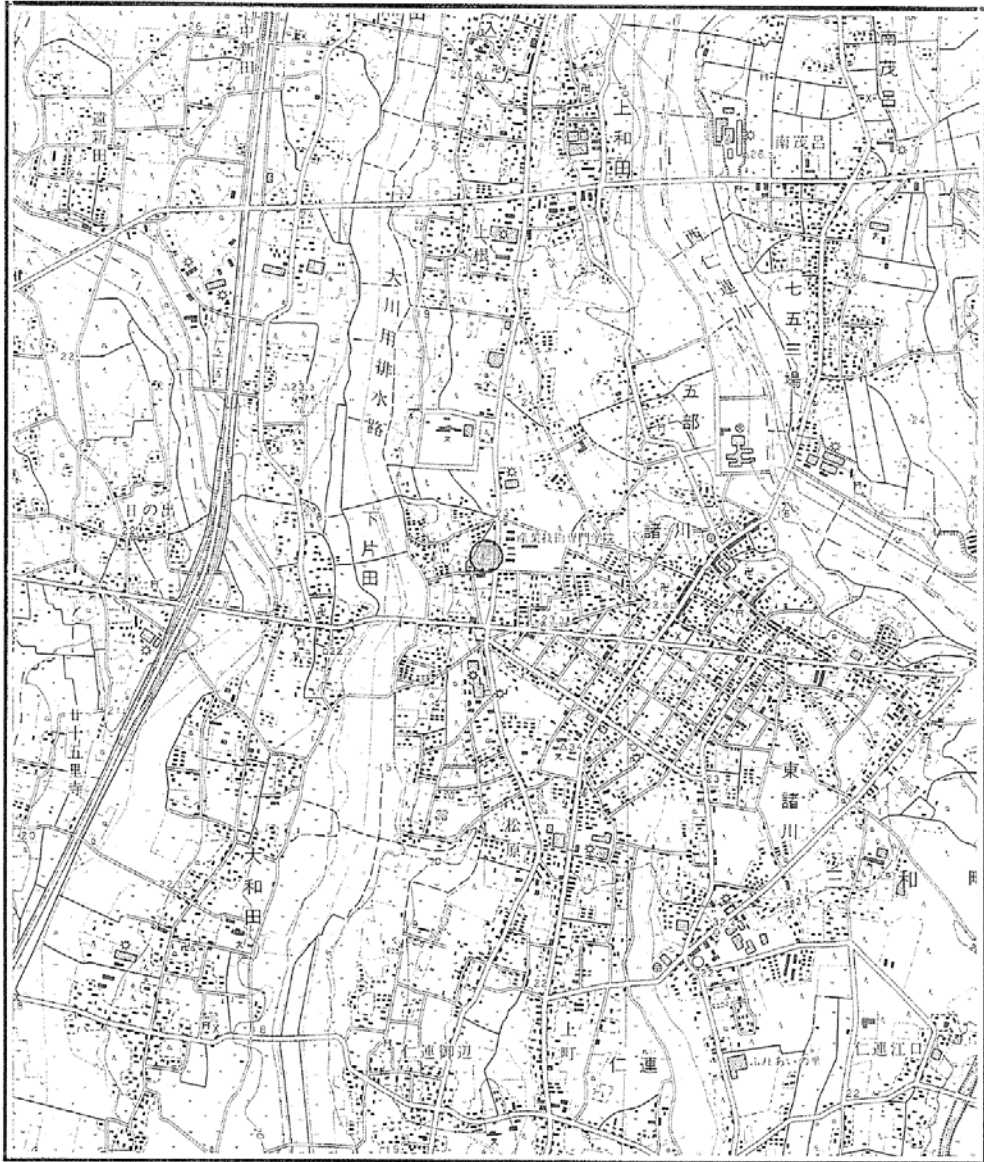


図3-1.1 (茨城県の地形「地学のガイド」)より抜粋

Figure 3.1 Location of the test site



●..... 試験場

Figure 3.2 Map of the test site

Figure 3.3 の左側に敷地地盤の標準貫入試験結果の概要を示す。表層部から 1.4m は粘性土主体の埋土層、その下 5.5m は N 値 0~4 相当の関東ローム層及び常総層（凝灰質粘性土層、砂層）であり、常総層以深は N 値 7~30 程度の洪積砂層で構成されている。また、Figure 3.3 の右側に各地層の土質定数を示す。この内、上下の層や敷地内の同一地層から推定した値には括弧を付し、試験杭近傍のサンプルから得られた室内試験値と区別している。

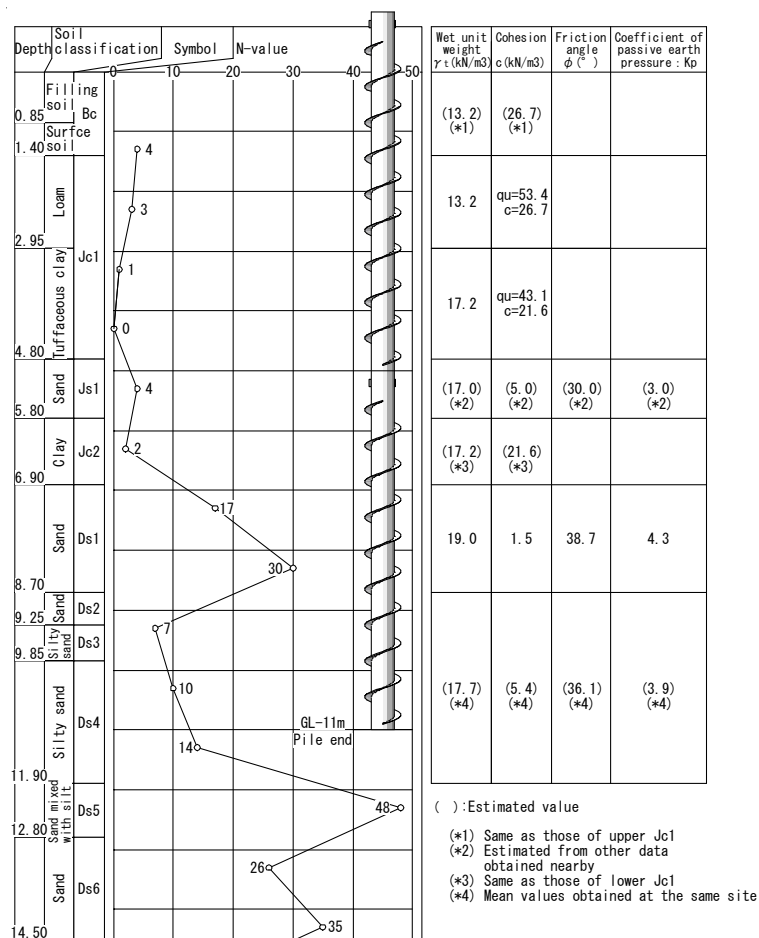


Figure 3.3 Summary of SPT result

本敷地では、実験に先立って深さ方向に連続的に地盤のようすを調べるために、標準貫入試験に加え、三成分コーン貫入試験(CPT)も併せて実施している。先端コーンは、2009年のISOに準拠する直径 $\phi 35.7\text{mm}$ のものを使用している。Photo 3.1にCPTのロッドを、Photo 3.2にコーン貫入試験の実施状況を示す。

Figure 3.4にコーン貫入試験の先端抵抗値から、先端コーン部に作用する間隙水圧分だけ補正を行った補正先端抵抗 q_t を示す。

$$q_t = q_c + (1 - A_N / A_T) u \quad (3.1)$$

ここで、 q_c は先端抵抗(MPa)、 u は間隙水圧(MPa)、 A_T はコーン本体の断面積(mm^2)、 A_N はフィルター部分を除いた有効断面積(mm^2)を示す。また、同図に標準貫入試験とコーン貫入試験から得られるN値の比較を示す。コーン貫入試験からの換算N値は、Jefferies & Davis(1993)^{3.7}が提案する(3.2)式、及び鈴木ら(2003)^{3.8}が提案する(3.3)式の2通りで算出した。

$$N = 0.85 \cdot \left(1 - \frac{I_c}{4.75} \right) \quad (3.2)$$

$$\begin{aligned} N &= 0.341 \cdot I_c^{1.94} (q_t - 0.2)^{(1.34 - 0.0927 I_c)} && (q_t > 0.2 \text{ MPa}) \\ N &= 0 && (q_t \leq 0.2 \text{ MPa}) \end{aligned} \quad (3.3)$$



Photo 3.1 Rod for CPT



Photo 3.2 Cone penetration test

ここに、

$$I_c = \sqrt{(3.47 - \log Q_t)^2 + (1.22 + \log F_R)^2} \quad (3.5)$$

$$B_q = \frac{u - u_0}{q_t - \sigma_{v0}} \quad (3.6)$$

$$Q_t = \frac{q_t - \sigma_{v0}}{\sigma'_{v0}} \quad (3.7)$$

$$F_R = \frac{f_s}{q_t - \sigma_{v0}} \quad (3.8)$$

ここで、 I_c は Soil behavior Type Index^{3,9)}、 B_q は間隙水圧比、 Q_t は基準化先端抵抗、 F_R は基準化摩擦比を、 u は間隙水圧、 u_0 は静水圧、 σ_{v0} は上載圧、 σ'_{v0} は有効上載圧、 f_s は周面摩擦抵抗を表す。

Figure 3.4 に示すコーン貫入試験から推定したN値と標準貫入試験から得られたN値は、よく整合していることから、両地盤調査とも信頼できる結果が得られていると考えられる。

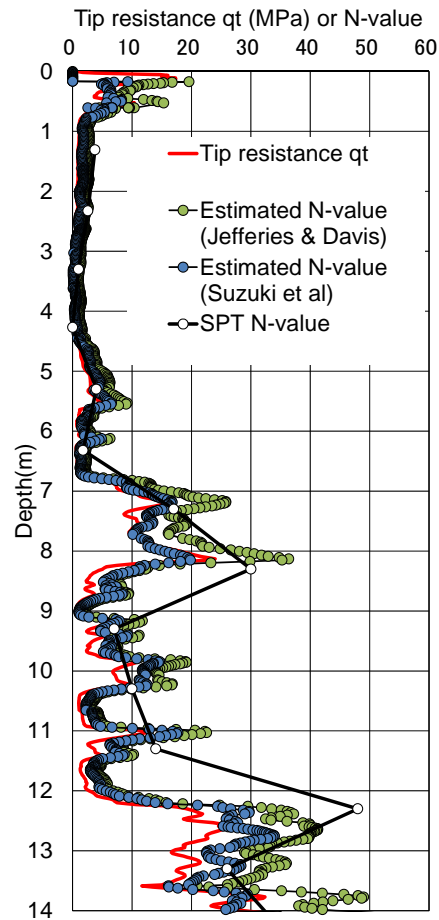


Figure 3.4 Tip resistance q_t or N-value (SPT, Estimated)

3.2.2 実験に用いたスパイラル杭

杭周辺に取り付けたスパイラル羽根による回転貫入トルク・周面摩擦力の違いを把握するために、Table 3.1 に示す 4 体の試験体に対し回転貫入施工・鉛直載荷実験を実施した。Photo 3.3、3.4 に示すように、軸部は直径 $D_p=400\text{mm}$ （板厚 $t_{12}\text{mm}$ 又は $t_9\text{mm}$ 、降伏点 $\sigma_y=325\text{MPa}$ ）の鋼管であり、スパイラル羽根は羽根径 $D_w=500\text{mm}$ 又は 600mm （板厚 $t_6\text{mm}$ 、引張強さ $\sigma_u=270\text{MPa}$ ）の鋼製羽根である。また羽根ピッチ比は $P/D_w=1.0$ （ P は羽根ピッチ）で一定とし、羽根の取り付け範囲は杭全長又は下杭のみ（Figure 3.5）とした。載荷方向については、周面摩擦力の違いを把握するために 3 体の押込み試験に加え 1 体の引抜き試験も実施した。

また、Figure 3.6 に本実験における平面配置図を示す。1 辺が 4m の正方形グリッドの四隅に反力杭（軸径 $D_p=400\text{mm}$ 、羽根径 $D_w=600\text{mm}$ 、長さ $L=17\text{m}$ のスパイラル杭）を、外周 4 辺の中央に試験杭を配置し、各辺両端の反力杭を用いて辺中央の試験杭の載荷を行う計画とした。

Table 3.1 Test case

Test Case	Pile diameter $D_p(\text{mm})$	Blade diameter $D_w(\text{mm})$	Blade diameter ratio (D_w/D_p)	Continuous helical wing	Test type
W6A-C	400	600	1.50	All length	Compression
W5A-C	400	500	1.25	All length	Compression
W6L-C	400	600	1.50	Lower half	Compression
W6A-U	400	600	1.50	All length	Uplift



Photo 3.3 W6A-C(1)



Photo 3.4 W6A-C(2)

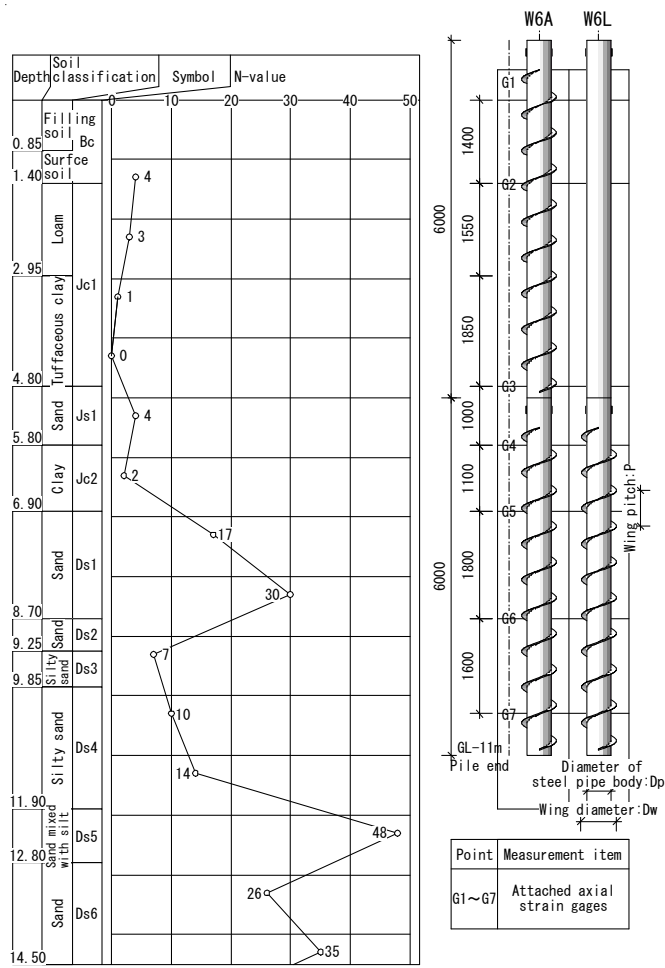


Figure 3.5 Test pile

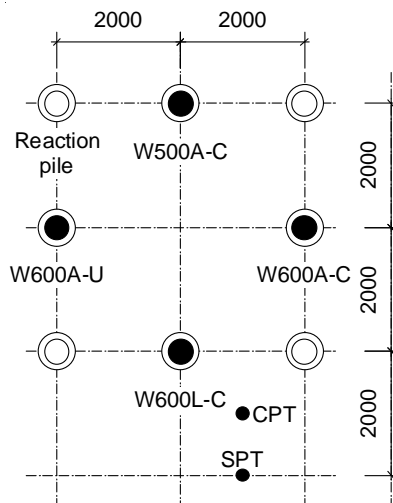


Figure 3.6 Pile load test layout

3.3 実大スパイラル杭の施工・載荷実験の結果

3.3.1 スパイラル杭の回転貫入施工

Photo 3.5、3.6 に示すように、試験杭・反力杭の施工には、回転杭の施工に一般的に用いられている自走式の小型重機（DHJ15、Table 3.2 参照）を使用した。また、各試験杭に対する施工条件を揃えるために、施工時に杭頭に作用させる押込み力は、オーガーヘッドの自重 20.1kN のみとし、地盤が固くなっても更に押込み力を加えることなく施工した。

地盤の N 値と施工トルクデータの比較がし易いように、Figure 3.7 に地盤の N 値を Figure 3.8、3.9 に各試験体の回転貫入トルクを、Figure 3.10、3.11 に杭施工時の一回転あたり貫入量を示す。従来の先端支持型回転杭の場合には、杭貫入に必要な推進力を得るための羽根が先端にしかないため、深度に関わらずほぼ地盤の N 値に比例した施工トルクが発現される^{3.10)}のに対し、スパイラル杭の場合には、スパイラル状の羽根が杭体に沿って取り付けられているため、地盤の N 値に比例した成分に、施工深度が深くなるにつれて漸増する成分も加算されたような施工トルクになっていることが分かる。



Photo 3.5 W6A-C(3)



Photo 3.6 W6A-C(4)

Table 3.2 Specification of the installation machine

Torque	15 ~ 139 kNm
Rotation	5 ~ 31 rpm
Weight	175 kN

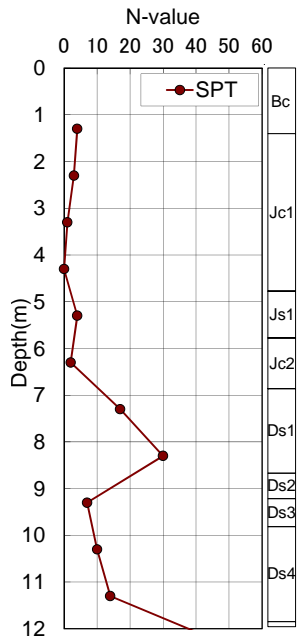


Figure 3.7 N-Value

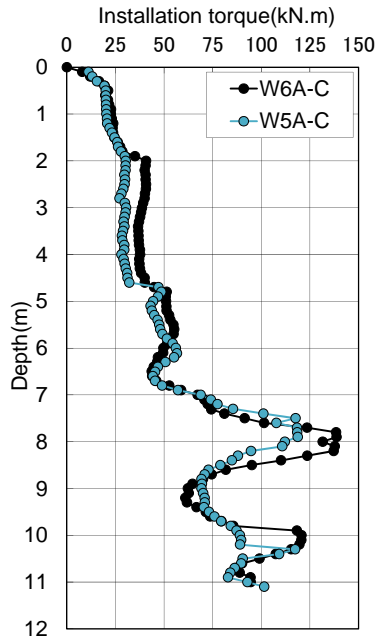


Figure 3.8 Torque (W6A-C, W5A-C)

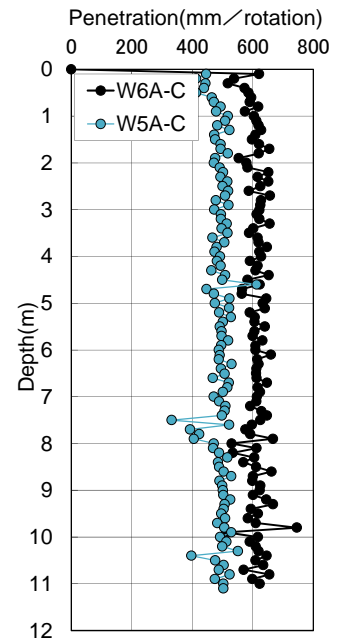


Figure 3.9 Penetration (W6A-C, W5A-C)

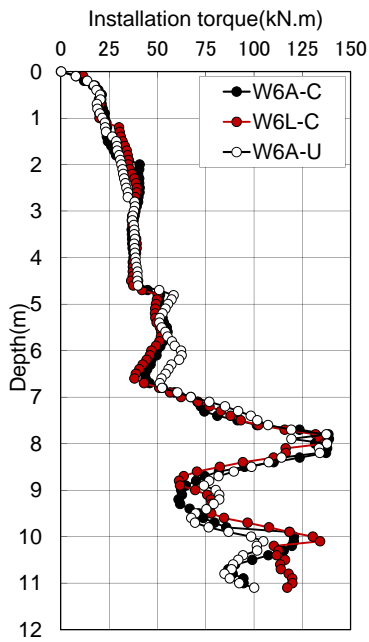


Figure 3.10 Torque (W6A-C, W6L-C, W6A-U)

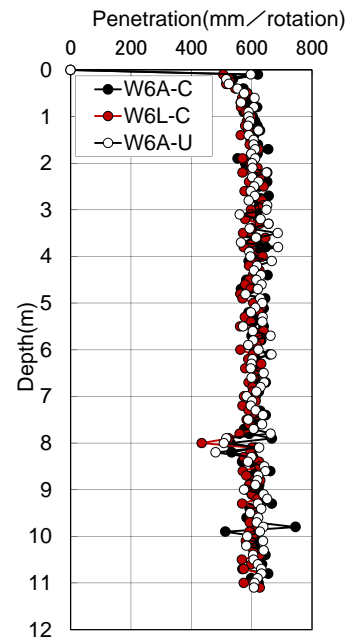


Figure 3.11 Penetration (W6A-C, W6L-C, W6A-U)

Table 3.3 に杭先端が地盤の各層・全層を貫通する際の平均トルクを示す。表より、羽根径・羽根ピッチの小さい W5A-C の方が W6A-C に比べ、施工トルクが約 1~2 割小さくなっていることが分かる。これは、鋼管表面からの羽根の出が小さいことに加え、1 回転あたりの貫入量が小さく、先端の貫入抵抗が小さいことが影響しているものと考えられる。

一方で、羽根径が揃っている 3 つの試験体 W6A-C、W6L-C、W6A-U については、施工トルクに差がないことが分かる。ここに、W6A-C と W6A-U は全く同じ形状の杭であるため、施工トルクが同じになることは容易に理解できる。しかし、W6L-C は下杭のみにスパイラル羽根を取り付けた試験体であるため、GL-5m までは他の 2 試験体と同じ施工トルクを、それ以深はより小さな施工トルクを示すことが予想されるが、全長にわたりほぼ同じような施工トルクになっている。これは、GL-5m より深い地盤に杭が貫入していく時の施工トルクに対し、GL-5m 位浅の軟弱層に位置するスパイラル羽根部分に起因するトルクの占める割合が極めて小さいためと思われる。

Table 3.4 に杭先端が地盤の各層・全層を貫通する際の羽根ピッチ P に対する一回転あたりの貫入量（以下「貫入ピッチ δ 」）の比（以下「貫入率 δ/P 」）の平均値を示す。貫入初期の概ね GL-1m までは、スパイラル杭の貫入ピッチは、羽根ピッチよりも小さなピッチになっているが、以後羽根ピッチ通りになっていることが分かる。これは、スパイラル杭では杭周面に連続して一定ピッチの羽根が取り付けられているため、一度羽根ピッチ通りに貫入し始めれば、施工深度が進めば進むほど羽根ピッチからずれにくくなるためと考えられる。

Table 3.3 Installation torque

Depth of pile tip	Installation torque : kN.m			
	W6A-C	W5A-C	W6L-C	W6A-U
Jc1 (Clay)	37.8 (1.00)	30.4 (0.80)	37.8 (1.00)	36.9 (0.98)
Ds1 (Sand)	102.9 (1.00)	94.5 (0.92)	97.1 (0.94)	105.6 (1.03)
Total ave.	64.7 (1.00)	59.5 (0.92)	66.4 (1.03)	65.8 (1.02)

* () represents the ratio of the value of W6A-C

Table 3.4 Penetration rate

Depth of pile tip	Penetration rate (δ/P)			
	W6A-C	W5A-C	W6L-C	W6A-U
Jc1 (Clay)	1.02	1.02	1.00	1.03
Ds1 (Sand)	1.01	0.94	0.97	1.00
Total ave.	1.02	0.99	1.00	1.02

3.3.2 載荷実験

杭施工後に約 1 ヶ月間の養生期間を設け、各試験杭に対し鉛直載荷試験を行った。載荷試験は、「杭の鉛直載荷試験方法・同解説（地盤工学会）」^{3.11)}に基づく多サイクル方式にて実施し、新規荷重に対しては荷重を 30 分間保持した。Figure 3.12~3.15 に各試験体の載荷サイクルを示す。また、Photo 3.7、3.8 に W6A-C と W6A-U の載荷時のようすを示す。押し込み試験の場合(W6A-C)には載荷桁と試験杭の間に、引抜き試験の場合(W6A-U)には載荷桁の上にジャッキをセットし、試験杭に押し込み、引抜き荷重をそれぞれ作用させていることが分かる。

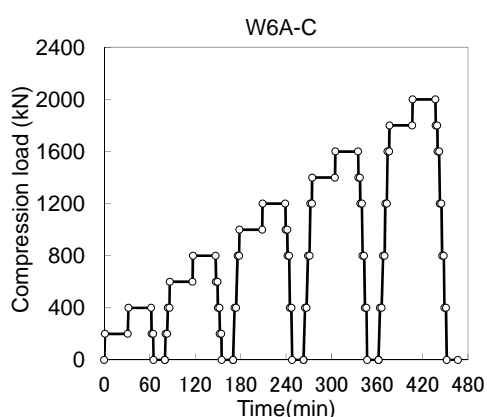


Figure 3.12 Load for W6A-C

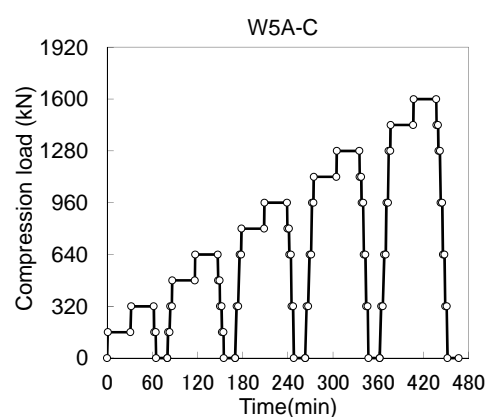


Figure 3.13 Load for W5A-C

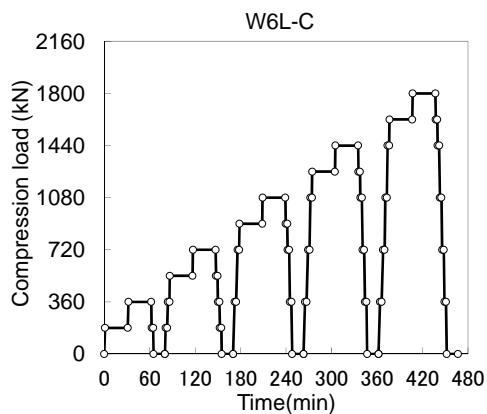


Figure 3.14 Load for W6L-C

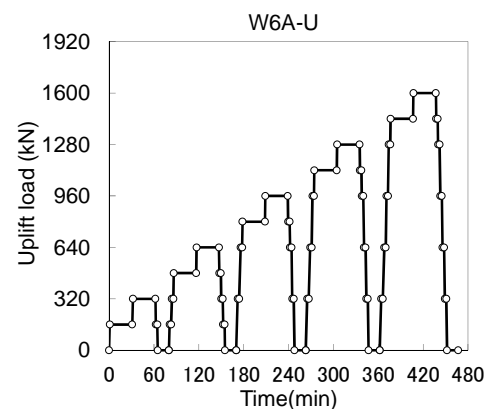


Figure 3.15 Load for W6A-U



Photo 3.7 Loading tests (W6A-C)



Photo 3.8 Loading tests (W6A-U)

また、Figure 3.16～3.18 に W6A-C 試験体の載荷試験の結果を示す。Figure 3.16(a)に試験開始からの経過時間と杭頭荷重の関係を、Figure 3.16(b)に試験開始からの経過時間と杭頭変位の関係を示す。Figure 3.16(c)に杭頭荷重と弾性変位量、残留変位量の関係を、Figure 3.16(d)に杭頭荷重と杭頭変位量の関係を示す。隣り合う図の縦軸又は横軸の目盛を揃え、試験結果を把握しやすいように工夫し表示している。Figure 3.16(a)(b)から、5 サイクル 10 段階で載荷荷重を漸増させ、新規荷重時には載荷荷重を 30 分間保持していることが分かる。また、Figure 3.16(c)(d)から試験終了時には、載荷荷重を保持することが出来ず、変位が急増していることが分かる。

また、Figure 3.17 に杭先端変位と杭頭荷重、杭先端荷重の関係を示す。杭頭支持力は先端支持力のおよそ 9 倍になっており、大きな周面摩擦力が発揮されていることが分かる。さらに、Figure 3.18 に杭体の各断面の軸力と地表面からの深さの関係を示す。GL-5m の Js1 層以深で深さ方向の軸力変化が大きくなるため、大きな周面摩擦力が発揮されていることが分かる。

以下同様に、Figure 3.19～3.21 に W5A-C、Figure 3.22～3.24 に W6L-C、Figure 3.25～3.27 に W6A-U 試験体の試験結果を示す。

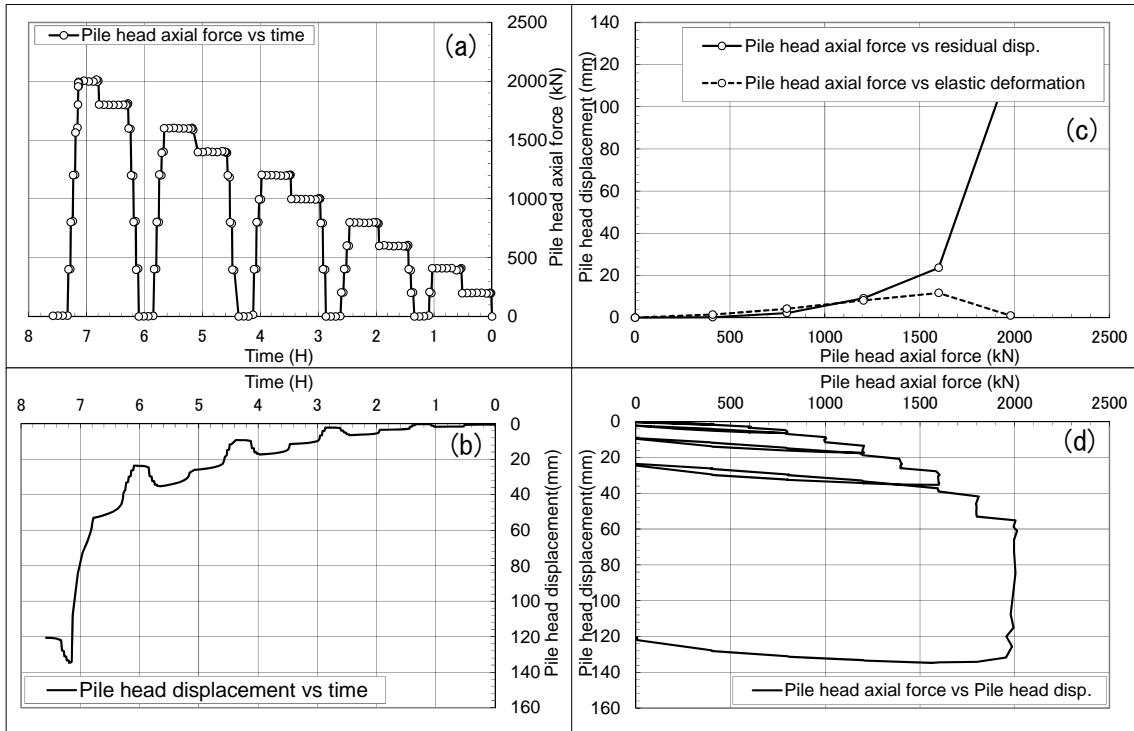


Figure 3.16 Test result of W6A-C

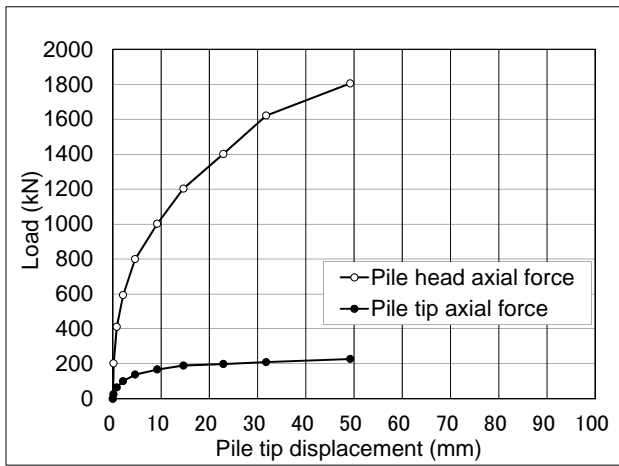


Figure 3.17 Load vs displacement of W6A-C

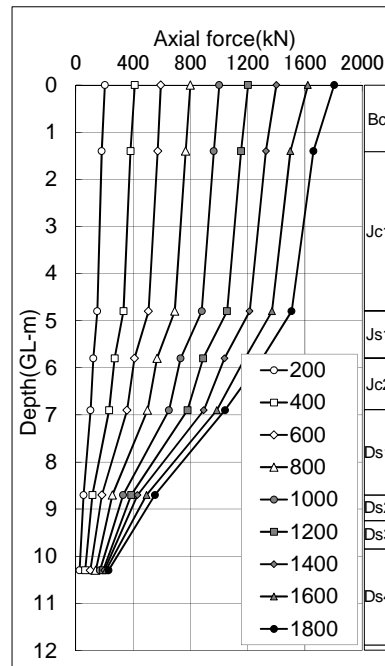


Figure 3.18 Axial force of W6A-C

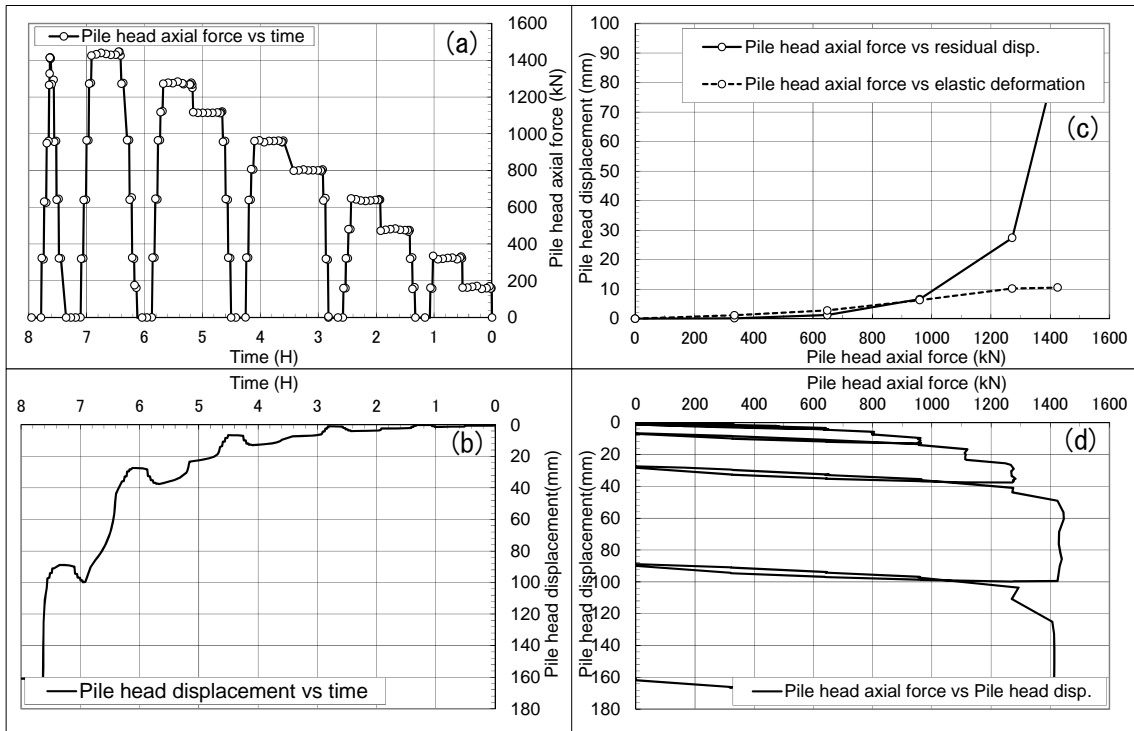


Figure 3.19 Test result of W5A-C

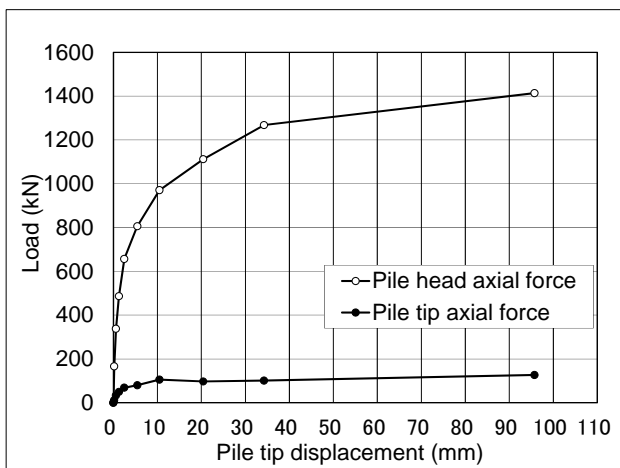


Figure 3.20 Load vs displacement of W5A-C

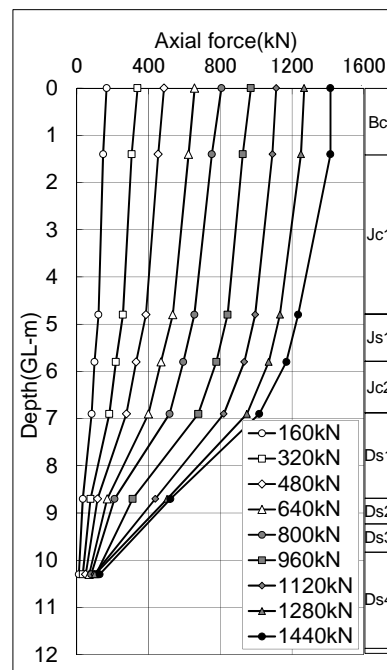


Figure 3.21 Axial force of W5A-C

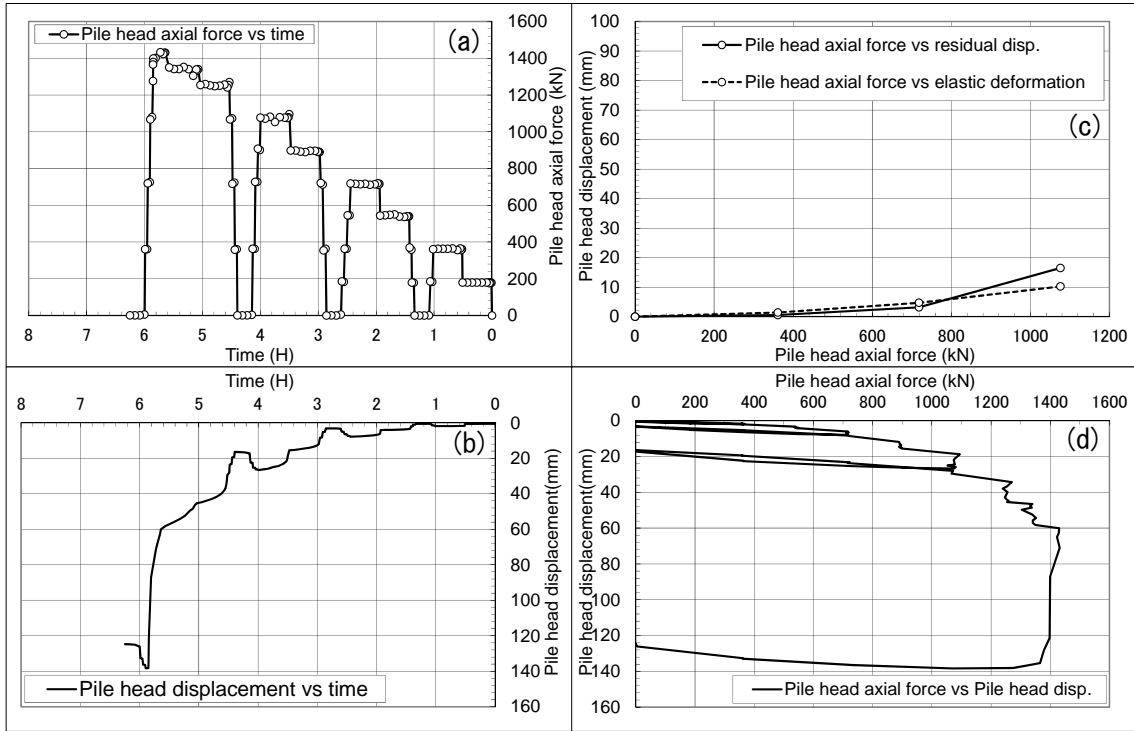


Figure 3.22 Test result of W6L-C

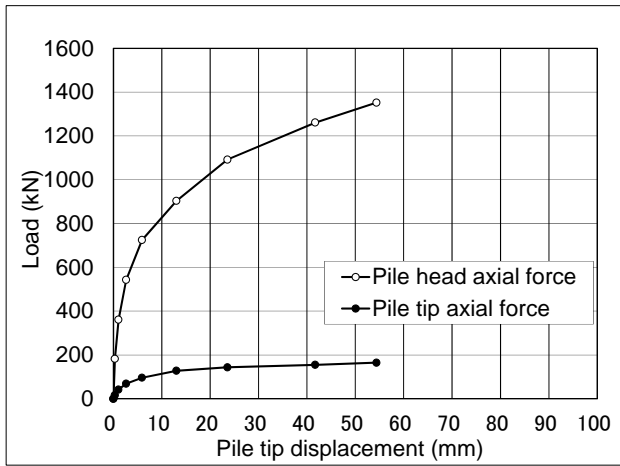


Figure 3.23 Load vs displacement of W6L-C

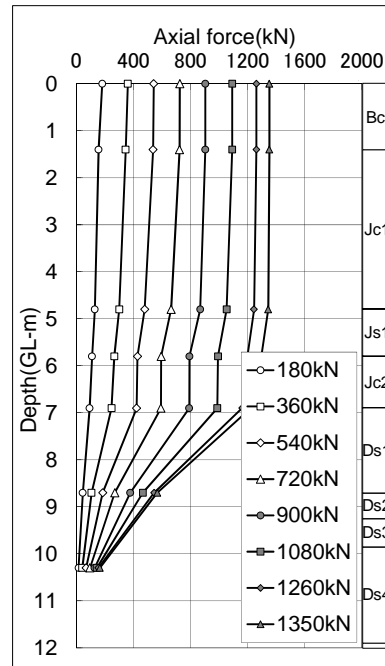


Figure 3.24 Axial force of W6L-C

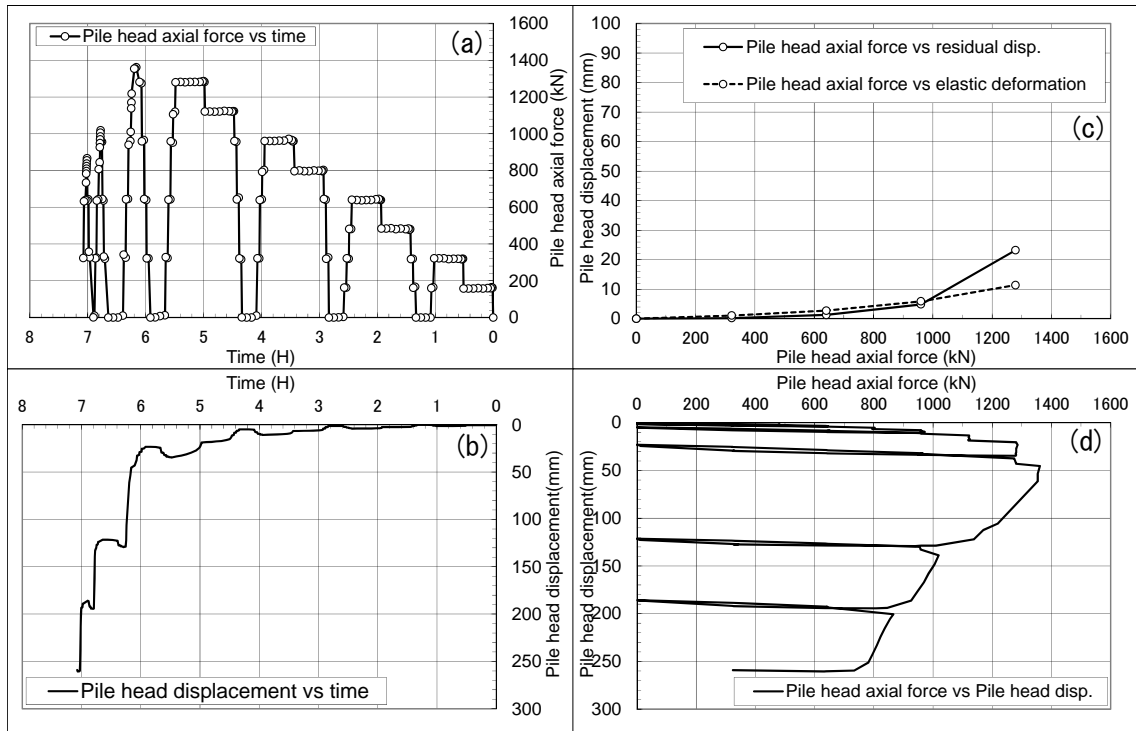


Figure 3.25 Test result of W6A-U

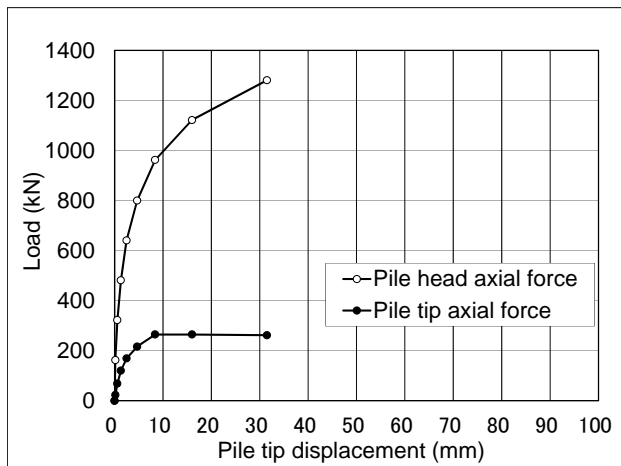


Figure 3.26 Load vs displacement of W6A-U

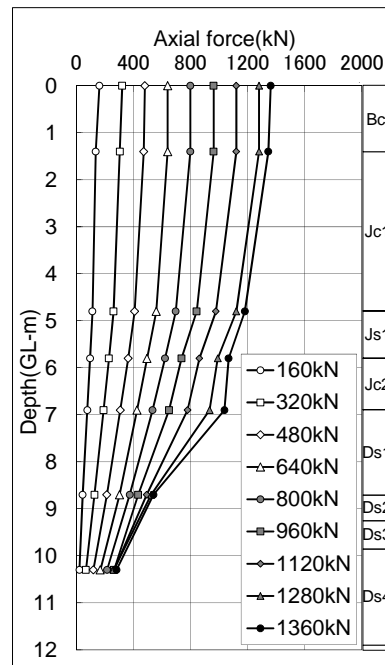


Figure 3.27 Axial force of W6A-U

Figure 3.28 に各試験体の荷重－杭先端沈下関係の重ね書きを、Table 3.5 に 30 分間保持することが出来た荷重の最大値を示す。なお、表中の周面摩擦力は杭頭荷重と先端荷重の差分として求めた。但し、W6A-U は引抜き方向の載荷試験であるが、正の数字で表現していることに注意されたい。この図と表から、まず周面摩擦力が全支持力の 80～90%を占めていることが分かる。また、W6A-C の周面摩擦力は W5A-C の 1.23 倍であり、この結果は両試験体の羽根径の比 ($600/500=1.2$ 倍) と整合している。さらに、W6A-C の周面摩擦力は W6L-C より大きく、羽根の取り付け長さと矛盾しない結果が得られていることも確認できる。

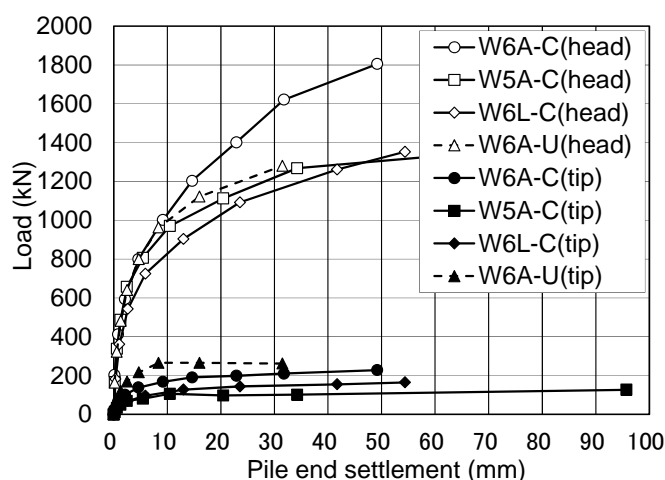


Figure 3.28 Load-settlement curve

Table 3.5 Bearing capacity

Portion	Bearing capacity : kN			
	W6A-C	W5A-C	W6L-C	W6A-U
Pile head	1,805	1,414	1,352	1,281
Pile end	228 (13%)	127 (9%)	165 (12%)	262 (20%)
Skin Friction	1,577 (87%)	1,287 (91%)	1,187 (88%)	1,019 (80%)

Table 3.6 に各試験体における各計測区間の摩擦の最大値を示す。GL-4.8m までの Jc1 層は軟弱なために周面摩擦力は小さくなっている一方で、GL-4.8m 以深の周面摩擦力が十分に発現していることが各試験体の軸力分布図より確認できる。

ここで、W6A-C と W6A-U に着目すると、Table 3.5 より押し込み方向に対し引抜き方向の周面摩擦力は 65% ($1,019/1,577=0.65$) になっていることが分かる。更に、Table 3.6 より押し込みと引抜きの摩擦力差は、Jc1 層を除く Js1 層以深で生じており、深い位置にある砂層ほどその摩擦力差が小さくなることが分かる。これは、①Jc1 層では杭先端の貫入抵抗と施工機械のオーガーヘッドの自重がほぼ釣り合い、スパイラル羽根による推進力が殆どなくとも貫入していく状況であるのに対し、Js1 層以深では貫入に必要な推進力が大きくなること、②特に、強固な Ds1 層への貫入には、大きな推進力が必要となるが、その直上の Js1 層・Jc2 層に位置する羽根の巻き数が少ないため、羽根 1 枚あたりに作用する地盤反力が過大となり、当該層の羽根上方の土が幾分乱されること、に因るものと推測される。

Table 3.6 Maximum friction force

Soil layer	Maximum friction force : N_f (kN)			
	W6A-C	W5A-C	W6L-C	W6A-U
Bc	146	54	27	27
Jc1 (Clay)	153 (1.00)	180	59	159 (1.04)
Js1 (Sand)	205 (1.00)	66	76	130 (0.63)
Jc2 (Clay)	260 (1.00)	151	74	99 (0.34)
Ds1 (Sand)	491 (1.00)	495	655	410 (0.84)
Ds2~4 (Sand)	325 (1.00)	403	403	263 (0.81)

* () represents the ratio of the value of W6A-C

Figure 3.29 に杭頭に 1,200kN の鉛直荷重が作用した時の各試験体の軸力分布図を示す。上杭に相当する GL-5m 以浅の周面摩擦力が他の試験体よりも小さい。これは、GL-5m 以深の下杭の摩擦力で支持力を確保していることによるためと考えられる。なお、図中の W6A-U の試験体は引張り試験体にも関わらず、先端軸力が杭頭荷重の 22%ほどを占めている。これは、杭先端ゲージを杭先端より 700mm 上方の鋼管内部に添付し計測を行っているためであり、杭先端の羽根 1 周分の引抜き支持力に相当している。

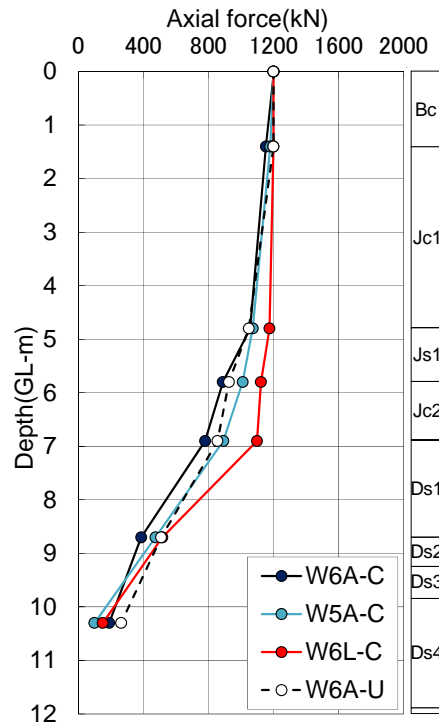


Figure 3.29 Axial force (1200kN)

3.4 実大スパイラル杭の支持力メカニズム

3.4.1 支持力メカニズムの仮定

スパイラル杭の周面摩擦力は、羽根径（あるいは羽根幅）と羽根ピッチの比によって、a)羽根の支圧強度 b)羽根径を直径とする円筒面でのせん断強度のどちらか小さい方で決まるものと考えられる。第2章の加圧砂地盤タンクを用いた模型杭の載荷実験から、羽根径比 $D_w/D_p=1.41\sim 1.71$ 、羽根ピッチ比 $P/D_w=0.8\sim 1.2$ のスパイラル杭の周面摩擦力は、羽根径を直径とする円筒面の砂のせん断強度で評価できることが分かっている^{3.12)}。そこで、本章では実大スパイラル杭の砂地盤及び粘性土地盤における周面摩擦力のメカニズムを明らかにするために、上記 a)b)の仮定に基づいて載荷実験の結果を分析する。

3.4.2 スパイラル羽根の支圧力度

スパイラル羽根の支圧力度 σ_p は、周面摩擦力を当該区間の羽根の見付け面積で除して次式で与えられ得るものと仮定する。

$$\sigma_p = N_f / (n_w A_{wo}) \quad (3.2)$$

ここで、 N_f は各土層で測定された最大の区間摩擦力、 n_w は各土層に位置する羽根の巻き数、 A_{wo} は羽根1周分の見付け面積である。

Table 3.7に(3.2)式より算出した各試験体の羽根の最大支圧力度 σ_p と、各土層のコーン貫入試験の先端抵抗 q_t の平均値を示す。スパイラル羽根の剛性や軸部から羽根が突き出ているスパイラル杭の形状を考えると、 σ_p と q_t とを単純に比較することはできないが、 σ_p/q_t は羽根の支圧支持力の余裕度を測る一つの目安になるものとする。表より区間摩擦力が最大値に至った時の羽根の支圧力度 σ_p は、コーン貫入抵抗値 q_t の 0.09~0.64 倍 (σ_p/q_t の平均値=0.27) であることが分かる。これは第2章の加圧砂地盤タンクと模型杭を使って実施した載荷実験^{3.12)}の結果と同様であり、実大のスパイラル杭でも、杭の周面摩擦力は羽根の支圧強度では決まっていないと考えられる。

Table 3.7 Pressure under continuous helical wing

Soil layer	Pressure under continuous helical wing : σ_p (kPa)				q_t (kPa)
	W6A-C	W5A-C	W6L-C	W6A-U	
Bc	397	271	-	71	5669
Jc1 (Clay)	172 (0.30)	375 (0.64)	-	179 (0.31)	583
Js1 (Sand)	782 (0.31)	463 (0.18)	-	497 (0.20)	2516
Jc2 (Clay)	903 (0.55)	972 (0.60)	256 (0.16)	305 (0.19)	1630
Ds1 (Sand)	1042 (0.10)	1945 (0.19)	1389 (0.14)	869 (0.09)	10173
Ds2~4 (Sand)	776 (0.17)	1781 (0.39)	962 (0.21)	629 (0.14)	4619

* (): σ_p/q_t

3.4.3 羽根径を直径とする円筒面での周面摩擦力度

周面摩擦力度の大きさを評価するために、杭体の材軸直交方向の有効応力 σ'_h に応じた土のせん断強度 τ_s を次式で与える。

$$\tau_s = c + \sigma'_h \tan \phi \quad (3.3)$$

$$\sigma'_h = K \left(\sum \gamma_t h_1 + \sum \gamma_{sat} h_2 \right) \quad (3.4)$$

ここで、 c は粘着力、 K は土圧係数、 ϕ は内部摩擦角、 γ_t は地下水位より浅い地盤の土の単位体積重量、 γ_{sat} は地下水位より深い地盤の飽和土の単位体積重量、 h_1 は地表面から地下水位までにある地層の層厚、 h_2 は地下水位から各摩擦力度測定区間の平均深度までにある地層の層厚である。

Table 3.8 に載荷実験から得られた区間摩擦の最大値を基に羽根径を直径とする円筒面の周面摩擦力度に変換した値と、Figure 3.1 に示す γ_t 、 c 、 ϕ 、と $K=0.5$ として(3.3)式より算出した地盤各層のせん断強度を示す。

まず、砂質土層に着目すると、羽根径を直径とする円筒面での最大周面摩擦力度は、 $K=0.5$ と設定した時の砂地盤のせん断強度に対し 2.2~5.9 倍（平均 3.8 倍）となっている。この結果は第2章の加圧砂地盤タンクと模型杭を使って実施した載荷実験^{3.12)}の結果と同じ傾向を示している。次に、粘性土層に着目すると、羽根径を直径とする円筒面での最大周面摩擦力度は、地盤の粘着力 c に対し表層に近い軟弱な Jc1 層（N 値=0~3）では 1.0~1.4 倍（平均 1.1 倍）に、GL-6m 付近の Jc2 層（N 値=2）では 1.6~5.8 倍（平均 3.4 倍）となっている。

Table 3.8 Maximum friction & shear strength of soil

Soil layer	Maximum friction : τ_{max} (kPa)				τ_s (kPa)
	W6A-C	W5A-C	W6L-C	W6A-U	
Bc	55	24	-	10	26.7
Jc1 (Clay)	24 {1.0}	34 {1.4}	-	25 {1.0}	23.9
Js1 (Sand)	109 (5.0)	42 (1.9)	-	69 (3.1)	22.0
Jc2 (Clay)	125 {5.8}	87 {4.0}	36 {1.6}	42 {2.0}	21.6
Ds1 (Sand)	145 (4.4)	175 (5.3)	193 (5.9)	121 (3.7)	32.9
Ds2~4 (Sand)	108 (2.8)	160 (4.1)	134 (3.4)	87 (2.2)	39.1

* () : σ_{max} / τ_s for sand, { } : τ_{max} / τ_s for clay

スパイラル杭の施工後に管内を調べたところ、杭先端から高々6m程度しか土が詰まっておらず、GL-6mに相当するJs1～Jc2層以深の杭周辺地盤が、杭の回転貫入施工によって試験体の空洞部分の体積分だけ締固められていると考えられた。この地盤の締固め効果により、砂地盤に関しては $K=0.5$ と設定した時の地盤のせん断強度以上の最大周面摩擦力度が得られているものと推測される。一方、粘性土地盤に関しては、粘着力に拘束圧依存性がないので、地盤の締固め効果によるせん断強度の増加は期待できない。Jc2層の τ_{max} / τ_s が大き理由は、そもそもJc2層の粘着力をJc1層下部と同等と推定し真の粘着力より小さく設定している可能性が高いこと、区間長が1.1mと短く軸力の計測誤差が摩擦力の誤差に顕著に表れやすいことなどに因るものと推測される。

以上に述べたように、スパイラル羽根径を直径とする円筒面の最大周面摩擦力度の実測値は、 $K=0.5$ と設定した時の砂地盤のせん断強度と同等以上の、粘性土地盤の粘着力と同等レベルであることから、この円筒面に滑り破壊が発生している可能性が高いと考えられる。

3.5 回転貫入トルクと周面摩擦力の関係

第2章では、多段羽根や一枚羽根の回転杭に関する既往の研究^{3.10,3.13)・3.15)}を基に、砂地盤を対象としてスパイラル杭の施工トルクから周面摩擦力を推測する手法を提案しているが、本章では粘性土地盤にもその考え方を拡張し同様の検討を行う。

すなわち、スパイラル杭の支持力を決定する土のせん断強度 τ_s は、粘着力 c やせん断面に對し垂直に働く有効応力 σ'_h に応じて変化する一方で、スパイラル杭の回転貫入トルクも、 c や σ'_h に応じて変化する羽根部や軸部も摩擦力に影響されることに着目する。つまり、土の粘着力 c や材軸直交方向の有効応力 σ'_h を手掛かりに、スパイラル杭の回転貫入トルクから周面支持力を予測することを試みる。

3.5.1 回転貫入トルクと土の粘着力 c ・材軸直交方向の有効応力 σ'_h の関係

Figure 3.30 にスパイラル杭の先端を下から見上げた図を示す。図の Ψ 軸は羽根の作用円（回転方向の合力が作用する円）上の軸を示す。また、Figure 3.31 に Ψ 軸を直線状に展開し、羽根ピッチ通りに回転貫入施工ができていた時の杭全体（杭頭、杭周面、スパイラル羽根、先端面）に作用する力の状態を示す。

このFigure 3.31 に示す杭の材軸直交方向をX方向、材軸方向をY方向として、各方向の力の釣り合いを考えると次式となる。（なお、本章で新たに定式化を行った粘性土地盤への拡張部分には破線を付け、文献^{3.10)}・第2章^{3.12)}からの引用部分と区別する。）

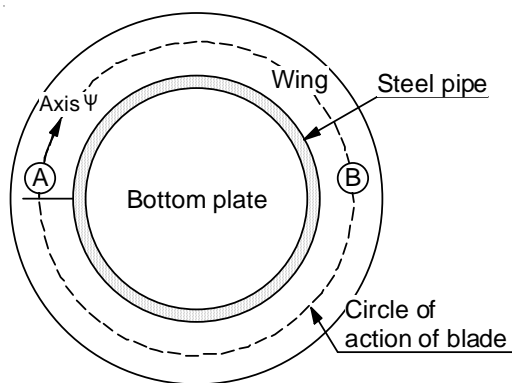


Figure 3.30 View from pile tip

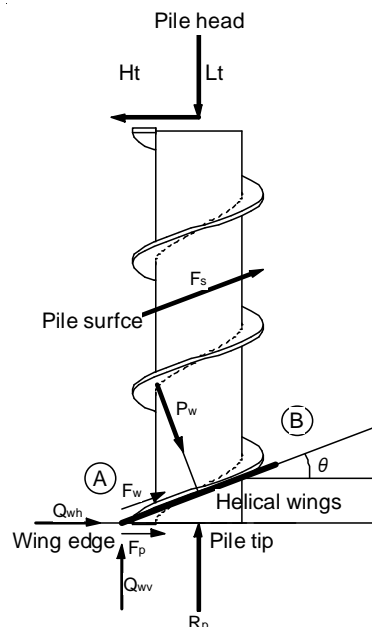


Figure 3.31 Force acting on pile

$$H_t - Q_{wh} = F_p + P_w \sin \theta + F_w \cos \theta + F_s \cos \theta \quad (3.5)$$

$$R_p - L_t + Q_{wv} = P_w \cos \theta - F_w \sin \theta - F_s \sin \theta \quad (3.6)$$

ここに、

$$H_t = T_t / (D'_w / 2) \quad (3.7)$$

$$F_p = (c_p A_p + \alpha_p R_p) \cdot (D'_p / D'_w) \quad (3.8)$$

$$F_w = (2c_{sw} A_{wr} n_c) + \alpha_w P_w \quad (3.9)$$

$$F_s = (c_{sw} + \alpha_s \sigma'_h) \cdot (D_p / D'_w) \cdot A_s \quad (3.10)$$

$$D'_p = 2/3 \cdot D_p \quad (3.11)$$

$$D'_w = \frac{2(D_w^3 - D_p^3)}{3(D_w^2 - D_p^2)} \quad (3.12)$$

$$A_{wr} = A_{wo} / \cos \theta \quad (3.13)$$

ここで、 H_t は杭頭トルク T_t を羽根の作用円上の水平力に置き換えた値、 Q_{wh} は水平方向の刃先抵抗、 F_p は先端面に作用する摩擦力、 P_w はクサビ反力、 F_w は羽根上面に作用する摩擦力、 F_s は軸部表面に作用する摩擦力、 R_p は先端面の貫入抵抗、 L_t は杭頭に作用する上載荷重、 Q_{wv} は鉛直方向の刃先抵抗、 θ は作用円上の羽根の角度を表す。また、 $\alpha_p \cdot \alpha_w \cdot \alpha_s$ は先端面・羽根・杭軸部表面のそれぞれの摩擦係数、 σ'_h は材軸直交方向の有効応力、 c_p は杭先端面の粘着力、 A_p は先端面の面積、 D'_p は先端面の作用円の直径、 c_{sw} は杭周面と羽根に作用する粘着力、 A_{wr} はスパイラル羽根1周分の実面積、 n_c は粘性土地盤に位置するスパイラル羽根の巻き数、 D_p は軸径、 D'_w は羽根の作用円（回転方向の合力が作用する円）の直径、 D_w は羽根径、 A_s は土と接する軸部表面積、 A_{wo} はスパイラル羽根1周分の見付け面積を表す。

(3.5)(3.6)式より P_w を消去し、(3.7)式に代入し、 T_t について整理すると次式を得る。

$$T_t = H_t \cdot \frac{D'_w}{2} \quad (3.14)$$

ここに、

$$H_t = Q_{wh} + F_p + (R_p - L_t + Q_{wv}) \cdot \frac{(\sin \theta + \alpha_w \cos \theta)}{(\cos \theta - \alpha_w \sin \theta)} + \frac{(2c_{sw} A_{wr} n_c + F_s)}{(\cos \theta - \alpha_w \sin \theta)} \quad (3.15)$$

(3.15)式の第1・2項は杭先端部の水平方向の貫入抵抗力を表現したものであり、第3項は推進力による水平力を、第4項はスパイラル羽根表面及び杭軸表面の摩擦力による水平力を表している。第3項より、杭先端面の貫入抵抗 R_p が大きくなるほど、また、第4項より、羽根に作用する粘着力 c_{sw} や粘性土地盤に接する羽根の総面積 $A_{wr} n_c$ 、および鋼管表面に作用する摩擦力の総和を表す F_s (c_{sw} や σ'_h に依存)が大きくなるほど、回転貫入トルク H_t が大きくなるのが分かる。つまり、土の粘着力 c や材軸直交方向の有効応力 σ'_h に依存して変化するトルクは、第4項による回転貫入トルクだけであることが分かる。

3.5.2 回転貫入トルクの予測式と実測値の比較

コーン貫入抵抗値と羽根断面積から算出した刃先抵抗によるトルク値は、回転貫入トルクの実測値に対し十分に小さい（GL-8m で 2%程度）ため、水平・垂直方向の刃先抵抗を次式のようにゼロと仮定する。

$$Q_{wh} = Q_{wv} = 0 \quad (3.16)$$

(3.16)式を(3.15)式に代入すると、次式を得る。

$$H_t = F_p + (R_p - L_t) \cdot \frac{(\sin \theta + \alpha_w \cos \theta)}{(\cos \theta - \alpha_w \sin \theta)} + \frac{(2c_{sw} A_{wr} n_c + F_s)}{(\cos \theta - \alpha_w \sin \theta)} \quad (3.17)$$

更に、以下の条件を仮定する。

- 1) 地盤を単純にモデル化するために、砂地盤における粘着力 c と粘性土地盤における内部摩擦角 ϕ を 0 とする。
- 2) 杭軸部に作用する水平方向の圧力 σ'_h は、(3.4)式 ($K=0.5$) で表現できるものとする。
- 3) 既往の文献^{3.16)}から回転貫入させた時の杭先端抵抗値は、静的に押し込んだ時の貫入抵抗値より大分小さくなることが知られている。よって、貫入抵抗値 R_p は別途実施したコーン貫入試験の先端抵抗値 $q_t(z)$ (Figure 3.4) にスパイラル杭の先端面の面積 A_p と低減係数を乗じて以下のように与えられるものとする。

$$R_p = \alpha \cdot q_t(z) \cdot A_p \quad (3.18)$$

ここで、砂地盤に対する低減係数は、文献^{3.16)}から $\alpha=0.15$ とし、粘性土地盤に対する低減係数は全 4 試験体の施工トルクの予測値と実測値の差分の 2 乗和が最小となるように $\alpha=0.35$ とする。

- 4) 粘性土地盤に対しては粘着力のみを考え、各部の摩擦係数は 0 とする。また、砂地盤に対する各部の摩擦係数は、第 2 章の加圧砂地盤タンクを用いた模型実験^{3.12)}から、次式で与えられるものとする。

$$\alpha_p = \alpha_w = 0.4 \quad , \quad \alpha_s = 0.3 \quad (3.19)$$

- 5) 地下水位は、地盤調査時に観測された GL-3.2m とする。

Figure 3.32～3.35 に各試験体の杭頭トルクの予測値と実測値の比較を示す。施工トルクの予測値を(3.17)式の各項に従い分解してみると、第1項の杭先端面の摩擦力によるトルクと第2項の推進力によるトルクは、杭先端の貫入抵抗 R_p に応じて変化しており、 R_p が小さい深度ではほぼゼロに近い値になっている。また、この2つのトルクを比較してみると、第2項の方が第1項より大きいことが分かる。また、第3項の①スパイラル羽根表面に作用する粘着力によるトルク及び②杭軸表面に作用する摩擦力によるトルクは、施工深度が深くなるにつれて漸増しており、本実験に用いたスパイラル杭の形状では、②の方が①よりも大きな割合を占めていることが分かる。各試験体とも、(3.17)式の第1項から第3項までを合算した杭頭トルクの予測値は、実測値を精度よく再現できていることから、適切に施工トルクの定式化が行えているものと考えられる。

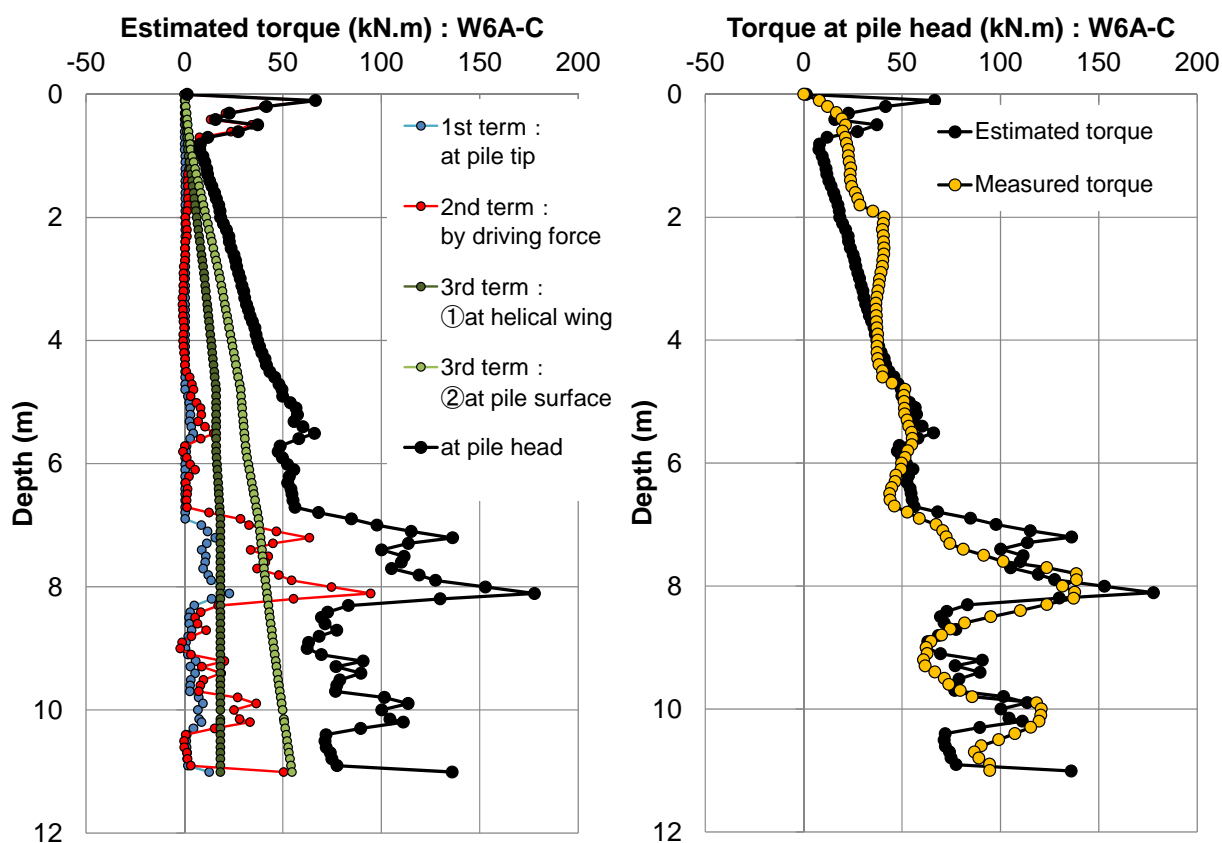


Figure 3.32 Installation torque (Estimated & measured) : W6A-C

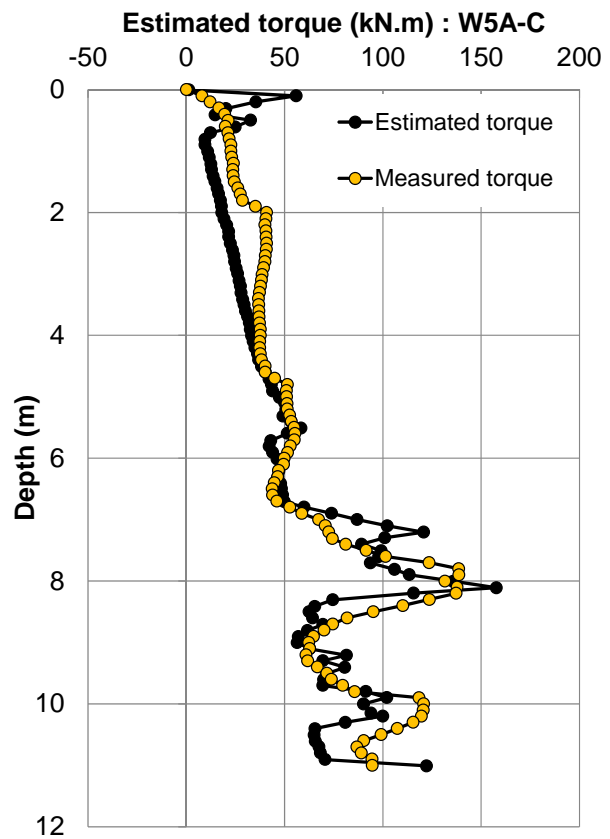
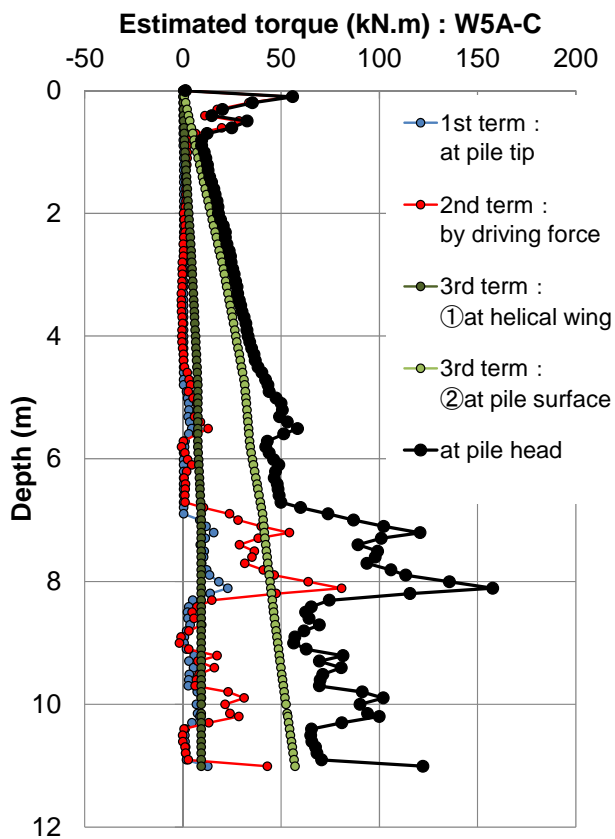


Figure 3.33 Installation torque (Estimated & measured) :W5A-C

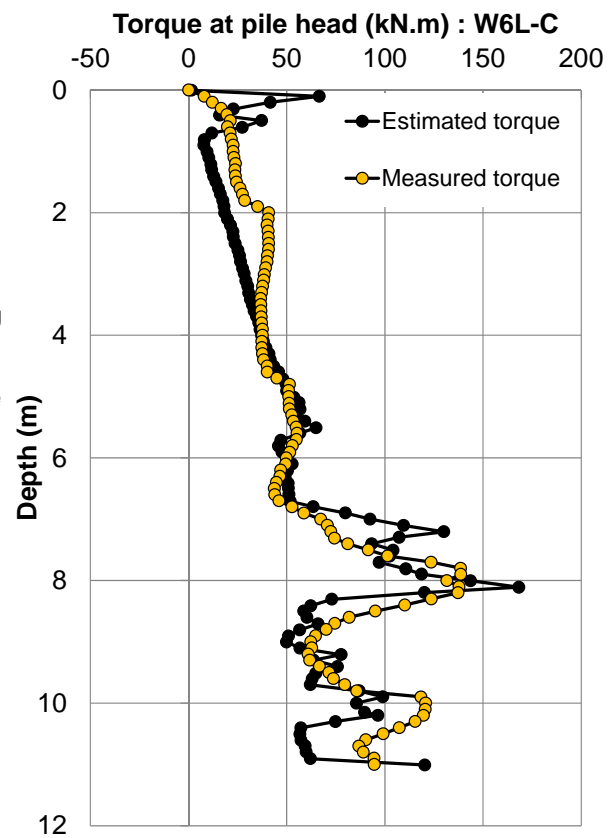
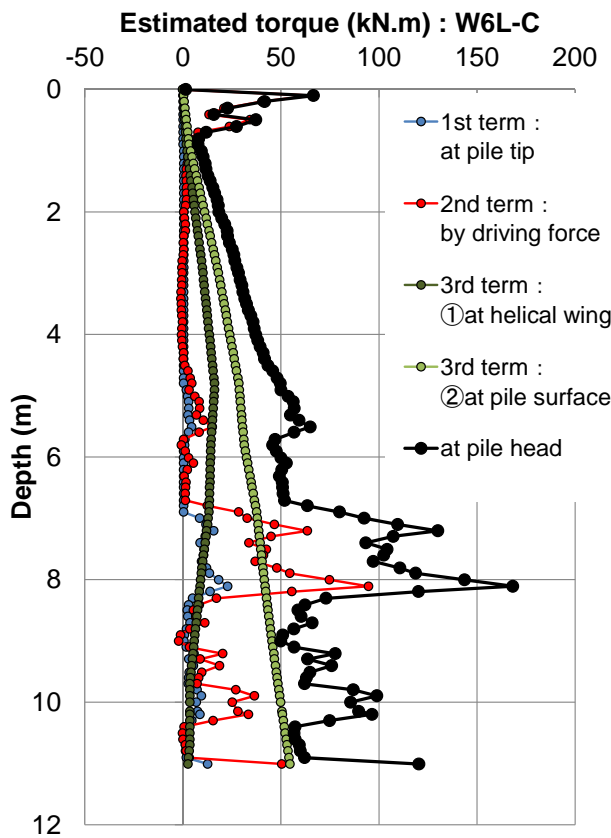


Figure 3.34 Installation torque (Estimated & measured) :W6L-C

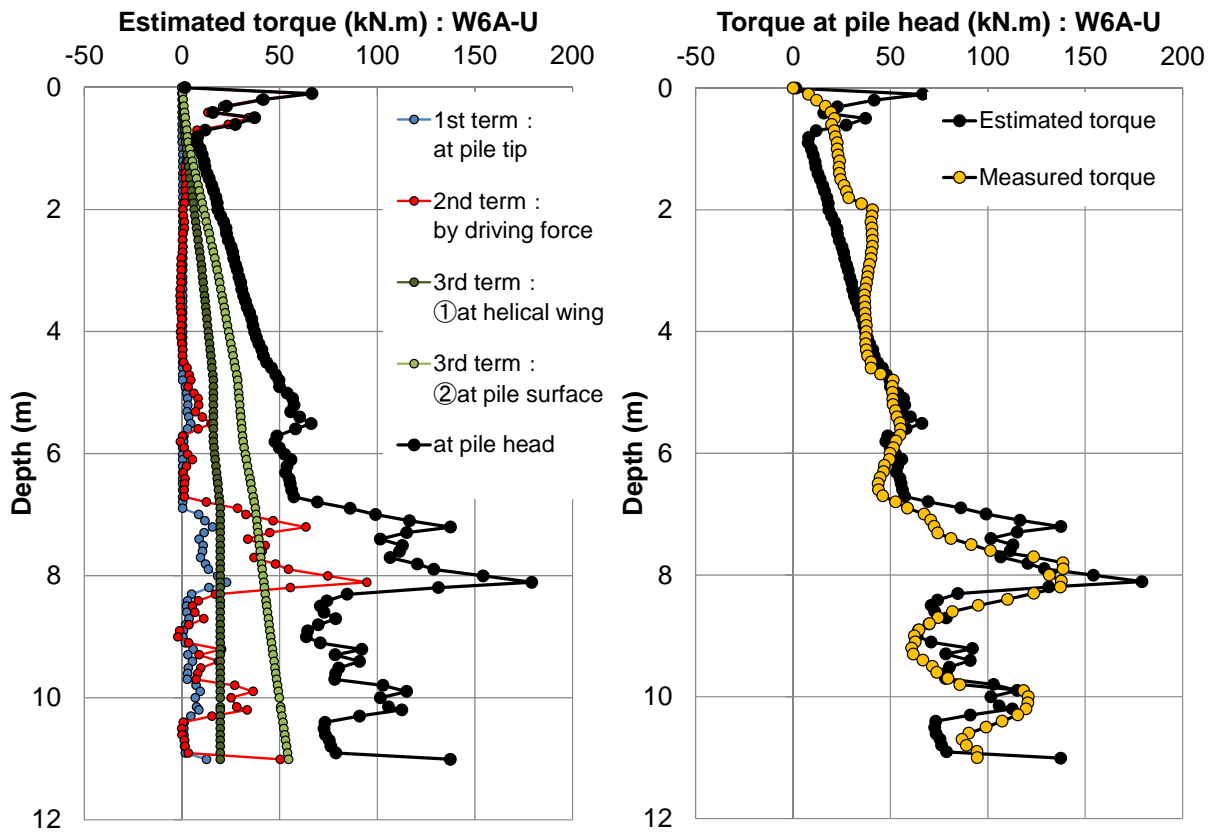


Figure 3.35 Installation torque (Estimated & measured) :W6A-U

3.5.3 周面摩擦力の回転貫入トルクからの予測値と実測値の関係

Figure 3.36 に示すように、杭頭で観測される回転貫入トルクは、杭先端面の貫入抵抗によるトルク ((3.17)式の第1項、第2項) とスパイラル羽根表面や杭軸表面に作用する摩擦力によるトルク ((3.17)式の第3項) の大きく2つの成分から構成されていることが分かる。したがって、杭先端の貫入抵抗がほぼ等しくなる2点での杭頭トルクの差分をとれば、該当する2点間の杭周面やスパイラル羽根に作用する摩擦力による回転貫入トルクの増分を知ることが出来る。

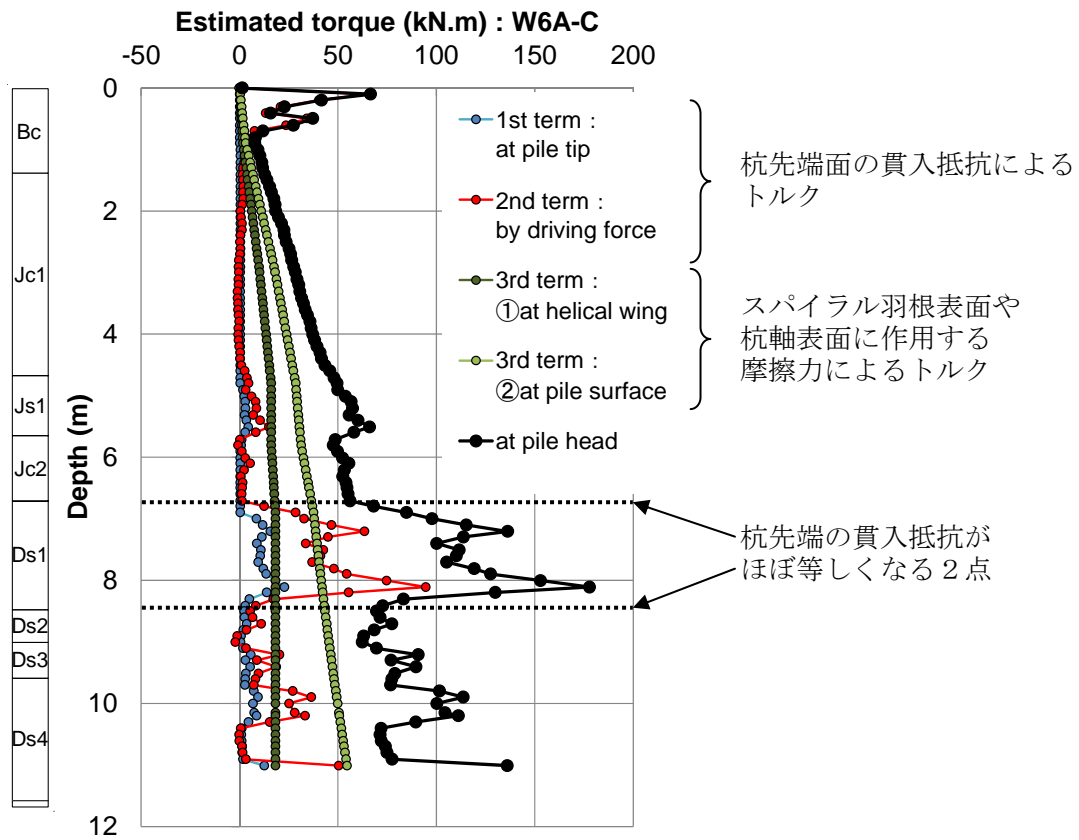


Figure 3.36 Constitution of installation torque (estimated):W6A-C

杭先端の貫入抵抗が等しくなる 2 点間に挟まれた、 H_t の差分を ΔH_t 、軸部表面に作用する摩擦力の差分を ΔF_s 、スパイラル羽根の巻き数を Δn_c 、土と接する軸部表面積を ΔA_s とし、(3.14)(3.17)式に(3.10)式を代入し杭頭トルクの差分を求めると、次式を得る。

$$\Delta T_t = \Delta H_t \cdot \frac{D'_w}{2} \quad (3.20)$$

ここに、

$$\Delta H_t = \frac{(2c_{sw} A_{wr} \Delta n_c + \Delta F_s)}{(\cos \theta - \alpha_w \sin \theta)} \quad (3.21)$$

$$\Delta F_s = (c_{sw} + \alpha_s \sigma'_h) \cdot (D_p / D'_w) \cdot \Delta A_s \quad (3.22)$$

まず、砂地盤における周面摩擦力を推定する。施工トルクの差分から推測される杭体の材軸直交方向の有効応力を $\sigma'_{h(e)}$ とすれば、(3.20)～(3.22)式より次式を得る。

$$\Delta T_t = \frac{D_p}{2} \cdot \frac{\alpha_s \sigma'_{h(e)} \Delta A_s}{(\cos \theta - \alpha_w \sin \theta)} \quad (3.23)$$

(3.23)式から $\sigma'_{h(e)}$ を求め、(3.3)式に代入すると次式を得る。

$$\tau_{(e)} = c + \sigma'_{h(e)} \tan \phi = c + \left\{ \Delta T_t \cdot \frac{2}{D_p} \cdot \frac{(\cos \theta - \alpha_w \sin \theta)}{\alpha_s A_s} \right\} \cdot \tan \phi \quad (3.24)$$

以下、各試験体について(3.24)式の値を求める。まず、(3.18)式のコーン貫入抵抗値 $q_t(z)$ と杭先端の貫入抵抗値 R_p は比例するという関係を利用すると、Figure 3.2 のコーン貫入抵抗値 $q_t(z)$ から、GL-6.9m から始まる Ds1 層の上下端では杭先端の貫入抵抗値 R_p が、ほぼ同等の値を示していることが分かる。そこで、Ds1 層の上下端深さにおける回転貫入トルクの差分から、Ds1 層区間の周面摩擦力を推定する。Table 3.9 に、Ds1 層の層境は回転貫入トルクが極小値を示す深度と見做し (W6A-C の場合、GL-6.5m と 9.2m)、そのトルクの差分を試験体毎に算出した値を示す (W6A-C の場合、 $\Delta T = 61.0 - 43.7 = 17.3 \text{ kNm}$)。また、Table 3.10 に、各試験体について(3.23)式から逆算したこの区間に作用している材軸直交方向の平均有効応力 $\sigma'_{h(e)}$ を (W6A-C の場合、 $\sigma'_{h(e)} = 67.5 \text{ kPa}$)、及び(3.24)式から求めたこれに対応する砂のせん断強度 (W6A-C の場合、 $\tau_{(e)} = 56 \text{ kPa}$) を示す。

一方、各試験体の Ds1 層における最大摩擦支持力の実測値は、Table 3.8 より読み取ることが出来る (W6A-C の場合、 $\tau_{max} = 145 \text{ kPa}$)。以上より、Table 3.11 に、回転貫入トルクから推定される砂のせん断強度と、載荷試験から得られる杭の周面摩擦力度の実測値を、各試験体について比較して示す。

この表から、スパイラル杭の実測した砂地盤の最大周面摩擦力度 τ_{max} は、回転貫入トルクから推定される砂のせん断強度 $\tau_{(e)}$ の 2.2 倍程度 (W6A-U (引抜き载荷実験) を除く平均値=2.2) になっていることが分かる。

$$\tau_{max} \cong 2.2\tau_{(e)} \quad (3.25)$$

杭施工時も载荷試験時も杭周囲の地盤の締め固まり具合は同程度と考えられることから、この τ_{max} と $\tau_{(e)}$ が異なる主な理由は、せん断強度の推測時には施工時の杭体の体積分だけ強制的に押し退けられた直後の地盤に対する動摩擦を扱い、载荷試験時には施工後およそ 1 ヶ月の養生期間を経た後の地盤に対する静摩擦を扱っているにも関わらず、同じ摩擦係数で支持力評価を行っていることに因るものと推察される。また、引抜き载荷実験 (W6A-U) の $\tau_{max}/\tau_{(e)}$ が、押し込み载荷実験に比べ小さい理由は、载荷に伴って押し込み载荷実験では杭周辺地盤の上載圧が増加し地盤のせん断耐力も大きくなるのに対し、引抜き载荷実験では上載圧が減少し地盤のせん断耐力も小さくなるためと推測される。

Table 3.9 Measured torque at upper & lower depth of Ds1

Test Case	Upper depth of Ds1(GL-m)	Corresponding torque (kNm)	Lower depth of Ds1(GL-m)	Corresponding torque (kNm)	ΔT_t (kNm)
W6A-C	6.5	43.7	9.3	61.0	17.3
W5A-C	6.6	44.3	9.0	69.3	25.0
W6L-C	6.6	38.1	8.8	61.2	23.1
W6A-U	6.7	51.3	8.9	74.1	22.8

Table 3.10 Estimated horizontal pressure & shear strength of sand

Test Case	$\sigma'_{h(e)}$ (kPa)	$\tau_{(e)}$ (kPa)
W6A-C	67.5	55.5
W5A-C	112.0	91.2
W6L-C	110.7	90.2
W6A-U	109.2	89.0

Table 3.11 Shear strength of the sand: Estimated & measured value: kPa

Test Case	Estimated $\tau_{(e)}$ (kPa)	Measured τ_{max} (kPa)	$\tau_{max}/\tau_{(e)}$
W6A-C	56	145	2.59
W5A-C	91	175	1.92
W6L-C	90	193	2.14
W6A-U	89	121	1.36

次に、粘性土地盤における周面摩擦力を推定する。施工トルクの差分から推測される粘着力を $c_{(e)}$ とすれば、(3.20)～(3.22)式より次式を得る。

$$\Delta T_t = c_{(e)} \cdot \left\{ 2A_{wr} \Delta n_c \cdot \frac{D'_w}{2} + \Delta A_s \cdot \frac{D_p}{2} \right\} \cdot \left(\frac{1}{\cos \theta} \right) \quad (3.26)$$

(3.26)式を変形し $c_{(e)}$ についてまとめると、施工トルクの差分から周面摩擦力度 $\tau_{(e)}$ は次式で推定できる。

$$\tau_{(e)} = c_{(e)} = \Delta T_t \cdot \left\{ \frac{2}{2A_{wr} \Delta n_c D'_w + \Delta A_s D_p} \right\} \cdot \cos \theta \quad (3.27)$$

以下、各試験体について(3.27)式の値を求める。まず、Figure 3.2 より Jc1 層下端である GL-4.8m までのコーン貫入抵抗値は、ほぼ 0 に近い値であることが分かる。そこで、Jc1 層の上下端深さにおける回転貫入トルクの差分から、Jc1 層区間の周面摩擦力を推定する。Table 3.12 に、Jc1 層に相当する GL-1.4m～GL-4.8m の各試験体の杭頭トルクの差分を示す (W6A-C の場合、 $\Delta T = 51.5 - 23.9 = 27.6 \text{ kNm}$)。

Table 3.12 Measured torque at upper & lower depth of Jc1

Test Case	Upper depth of Jc1(GL-m)	Corresponding torque (kNm)	Lower depth of Jc1(GL-m)	Corresponding torque (kNm)	ΔT_t (kNm)
W6A-C	1.4	23.9	4.8	51.5	27.6
W5A-C	1.4	23.3	4.8	48.6	25.4
W6L-C	1.4	-	4.8	-	-
W6A-U	1.4	26.7	4.8	58.4	31.7

また、Table 3.13 に、これら値を(3.27)式に代入して求めた周面摩擦力の予測値 (W6A-C の場合、 $\tau_{(e)} = 19\text{kPa}$) と、Table 3.6 より抜粋した Jc1 層の実測値 (W6A-C の場合、 $\tau_{max} = 24\text{kPa}$) を示す。表より、スパイラル杭の実測した粘性土地盤の最大周面摩擦力度 τ_{max} は、回転貫入トルクから推測される周面摩擦力度 $\tau_{(e)}$ のおよそ 1.4 倍 (W6A-U (引抜き載荷実験) を除く) になっていることが分かる。

$$\tau_{max} \cong 1.4\tau_{(e)} \quad (3.28)$$

τ_{max} と $\tau_{(e)}$ が異なる主な理由は、砂地盤の時と同様に、せん断強度の推測時には動摩擦を扱い、載荷試験時には静摩擦を扱っているにも関わらず、同じ摩擦係数で支持力評価を行っていることに因るものと推察される。なお、砂地盤、粘性土地盤で $\tau_{max}/\tau_{(e)}$ が、2.2、1.4 と異なる理由は、動摩擦と静摩擦の比が土質によって異なることに因るものと推察される。

Table 3.13 Shear strength of the clay: Estimated & measured value

Test Case	Estimated $\tau_{(e)}$ (kPa)	Measured τ_{max} (kPa)	$\tau_{max}/\tau_{(e)}$
W6A-C	19	24	1.26
W5A-C	22	34	1.55
W6L-C	-	-	-
W6A-U	22	25	1.14

以上より、標準貫入試験やコーン貫入試験などにより地層構成と先端面の貫入抵抗 R_p が予測でき、敷地地盤の物理的性質、力学的性質及び施工条件が分かっているならば、回転貫入トルクから砂質地盤に対しては(3.23)(3.24)式で、粘性土地盤に対しては(3.26)(3.27)式で、地盤のせん断耐力を予測し、それぞれの地盤に対し(3.25)(3.28)式でスパイラル杭の周面摩擦力を推定できることが示唆される。

3.5.4 周面摩擦力の推測に用いる土圧係数

本節では、鉛直載荷実験から得られる最大周面摩擦力 τ_{max} を、地盤調査結果あるいは回転貫入トルクから精度良く求めるために設定すべき土圧係数について整理する。ただし、粘性土地盤の最大周面摩擦力は拘束圧に依存しないため、砂地盤のみを検討対象とする。

前項で検討を行った Ds1 層 (N 値 17~30) におけるスパイラル杭の最大周面摩擦力 τ_{max} は、3.4.3 項の Table 3.8 から $K_0 = 0.5$ 、 c 、 ϕ から求めた砂のせん断強度 τ_s の 5.2 倍程度 (W6A-U (引抜き載荷実験) を除く) になっていることが分かる。この τ_{max} と τ_s が異なる理由は、スパイラル杭を施工することによる地盤の締め固め効果に因るものと推測される。よって、この締め固め効果を考慮し土圧係数を以下のように設定すれば、地盤調査結果から最大周面摩擦力を精度よく推定できる可能性がある。

$$K \cong 0.5 \times 5.2 = 2.6 \quad (3.29)$$

一方で、前項から Ds1 層の最大周面摩擦力 τ_{max} は、実測トルク値 ($K_0 = 0.5$ として求めた予測トルク値と整合) から予測した砂のせん断強度 $\tau_{(e)}$ の 2.2 倍程度になっている。杭施工時も載荷実験時も杭周囲の地盤の締め固まり具合は同程度と考えられることから、この τ_{max} と $\tau_{(e)}$ が異なる主な理由は、せん断強度の推測時には動摩擦を扱い、載荷実験時には静摩擦を扱っているにも関わらず、同じ摩擦係数で支持力評価を行っていることに因るものと推測される。よって、この摩擦係数の違いを考慮し土圧係数を以下のように設定すれば、回転貫入トルクから精度よくスパイラル杭の最大周面摩擦力を推定できる可能性がある。

$$K \cong 0.5 \times 2.2 = 1.1 \quad (3.30)$$

(3.29)(3.30)式は、ともに土圧係数を $K_0 = 0.5$ として評価した、地盤のせん断強度・回転貫入トルクそれぞれから、Ds1 層の最大周面摩擦力 τ_{max} を求める際の土圧係数を示している。よって、この両者の土圧係数の違いは、地盤の締め固め効果と動摩擦・静摩擦の違いをそのまま表しているものと推測される。

3.6 まとめ

軸径がφ400、羽根径が軸径に対して1.25～1.5倍、羽根ピッチが羽根径の1.0倍の羽根形状を有する先端開放型のスパイラル杭を用いた回転貫入施工・載荷実験から、スパイラル杭の鉛直支持力と回転貫入のメカニズムについて、以下の知見を得た。

- 1) 鉛直支持力に寄与する最大周面摩擦力を羽根の支圧力に換算すると、コーン貫入抵抗値の0.09～0.64倍となり、支圧強度には余裕がある。
- 2) 砂地盤・粘性土地盤を対象とした実大スパイラル杭でも、羽根径を直径とする円筒面で支持力を規定できるものと推測される。
- 3) 最大周面摩擦力を、スパイラル羽根径を直径とした円筒面での周面摩擦力度に換算してみると、砂地盤に対しては静止土圧係数 $K_0 = 0.5$ を用いて算出したせん断強度の2.2～5.9倍（土圧係数 $K=1.1\sim 3.0$ 相当）、粘性土地盤に対しては粘着力の1.0～5.8倍になっている。すなわち、スパイラル杭の砂地盤における周面摩擦力を精度よく推定するためには、土圧係数を静止土圧係数～受働土圧係数の範囲で適切に設定する必要がある。
- 4) 施工時に杭体に働く力の釣り合いから、スパイラル杭の回転貫入トルクは、杭先端の貫入抵抗に起因するトルクと、スパイラル羽根表面や杭軸表面に作用する摩擦力($K_0 = 0.5$ を用いて算出)によるトルクとの合算で推定できることを示した。また、この推定値と実測トルク値と比較することで、その妥当性を検証した。
- 5) 鉛直支持力に寄与する周面摩擦力が回転貫入時に発現する摩擦力より大きいのは、前者の摩擦力が回転貫入施工による地盤の締固め効果により大きくなりやすい状況であることに加えて、回転貫入時に発揮される動摩擦係数より大きな静摩擦係数によって規定されることに因るものと推測される。
- 6) 第2章の模型杭実験^{3.12)}の時の同様に、砂地盤・粘性土地盤を対象とした実大スパイラル杭においても、敷地地盤の地盤構成と貫入抵抗 R_p が予測でき、地盤の物理的性質や力学的性質、杭施工時の上載荷重が明確になっていれば、杭の貫入トルクから杭の支持力を推定できる可能性がある。

第3章の参考文献

- 3.1) S. N. Rao, Y. V. S. N. Prasad and M. D. Shetty, "The behavior of model screw piles in cohesive soils", *Soils and Foundations*, Vol.31, No.2, 35-50, 1991
- 3.2) Y. N. S. N. Prasad and S. Narasimha Rao, "Pullout behavior of model pile and helical pile anchors subjected to lateral cyclic loading, *Canadian Geotechnical Journal*, 31(1), 110-119, 1994
- 3.3) B. Livneh and M. H. El Nagger, "Axial testing and numerical modeling of square shaft helical piles under compressive and tensile loading", *Canadian Geotechnical Journal*, 45(8), 1142-1155, 2008
- 3.4) 小椋仁志, 山肩邦男, 岸田英明: 模型実験による節付き円筒杭の支持力特性の検討, 日本建築学会構造系論文集, 第374号, pp.87-97, 1987.4.
- 3.5) 卜部寿々子, 桑原文夫, 田中実, 藤井衛, 瀬崎満弘, 林隆浩: 節杭の鉛直支持力性能に及ぼす節径と節間隔の影響, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-1, 構造 I, pp.607-608, 2001.9.
- 3.6) 卜部寿々子, 桑原文夫, 田中実, 藤井衛, 瀬崎満弘, 林隆浩: 砂地盤における節杭の鉛直支持力特性に及ぼす節間隔の影響, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-1, 構造 I, pp.491-492, 2002.8.
- 3.7) M. G. Jefferies and M. P. Davis, "Use of CPTu to estimate equivalent SPT N_{60} ", *Geotechnical Testing Journal*, Vol.16, No4, pp.458-468, 1993.12.
- 3.8) 鈴木康嗣, 時松孝次, 實松俊明: コーン貫入試験結果と標準貫入試験から得られた地盤特性との関係, 日本建築学会構造系論文集, 第566号, pp.73-80, 2003.4.
- 3.9) P. K. Robertson, "Soil classification using the cone penetration test", *Canadian Geotechnical Journal*, Vol.27, No1, pp.151-158, 1990.
- 3.10) 佐伯英一郎, 大木仁: 回転圧入鋼管杭に関する研究, 構造工学論文集, Vol.45B, pp.453-462, 1999.3.
- 3.11) 地盤工学会: 杭の鉛直載荷試験方法・同解説【第1回改訂版】, 2002.5.
- 3.12) 和田昌敏, 時松孝次, 澤石正道: スパイラル状の羽根を有する回転杭の貫入及び周面摩擦支持力に関する模型実験, 日本建築学会構造系論文集, 第706号, pp.1825-1833, 2014.12.
- 3.13) Ashraf Ghaly, Adel Hanna and Mikhail Hanna, "Installation torque of screw anchors in dry sand", *Soils and Foundations*, Vol.31, No.2, 77-92, 1991
- 3.14) B. Livneh and M. H. El Nagger, "Axial testing and numerical modeling of square shaft helical piles under compressive and tensile loading", *Canadian Geotechnical Journal*, 45(8), 1142-1155, 2008
- 3.15) C. H. C. Tsuha and N. Aoki, "Relationship between installation torque and uplift capacity of deep helical piles in sand", *Canadian Geotechnical Journal*, 47(6),

635-647, 2010

- 3.16) 大杉富美一，土屋勉，島田正夫，吉田勝之：大型加圧土層を利用した回転貫入模型杭の貫入実験，日本建築学会構造系論文集，第 591 号，pp.69-75，2005.5.

第4章 模型実験による正負交番鉛直荷重下のスパイラル杭の支持力に関する検討

4.1 はじめに

第2章、第3章では、単調荷重時のスパイラル杭の支持力メカニズムについて検討を行い、スパイラル杭の周面支持力は、羽根径を直径とする円筒面のせん断強度で、評価できることが明らかとなった。よって、このスパイラル杭には、同径のストレート杭や先端支持型回転杭に比べ、杭周面に大きな押し込み・引抜き支持力が期待でき、特に、地震時や風荷重時に変動軸力が卓越するスレンダーな建築物や風力発電施設など、搭状比の大きな構造物で採用が増えるものと期待される。このような構造物では、単調な押し込み・引抜き荷重だけでなく、地震や風荷重による繰返し荷重も、基礎杭に作用することとなる。そこで、繰返し荷重下のスパイラル杭の支持力性能についても検討を行うこととした。

第1章で述べたように、繰返し荷重下における回転杭の支持力を扱った既往の研究として、先端支持型回転杭に関する検討^{4.1)4.6)}や多段羽根の回転杭に関する検討^{4.7)4.8)}は、数件行われているものの、スパイラル杭に関する検討で目立ったものは見受けられない。そこで、本章では加圧砂地盤タンクとスパイラル杭及び直杭の模型杭を用いた単調荷重試験、単調引抜き試験、一方向繰返し押し込み試験、一方向繰返し引抜き試験、正負交番荷重試験を実施し、スパイラル杭の繰返し荷重下における支持力特性を把握する。

4.2 模型スパイラル杭・直杭の載荷実験の内容

4.2.1 実験装置

Figure 4.1、4.2 に本実験に使用した砂地盤タンク、模型杭を示す。砂地盤タンクは、外径・深さとも 1,200mm の円筒形であり、地盤材料には Table 4.1 に示す珪砂 6 号を使用した。再現性を確保するために、バケツを使ってタンク内に砂を投入後、バイブレータによる締固めを行い、相対密度が概ね 75%の地盤を作成した。タンクの上面と側面には、それぞれ独立に圧力をコントロールできるエアバックが内蔵されており、0~500kPa まで調整することが可能である。側面のエアバックの内側には、砂地盤との摩擦力を低減しかつ意図した圧力が掛けられるように、厚さ 3mm のテフロンシートを周方向に 4 分割し一重で 1 周配置している。なお、タンク中央部の杭と接触する砂は、杭の回転貫入及び載荷によって粒子が破砕するため、試験を実施する毎に新しい砂に入れ替えた。

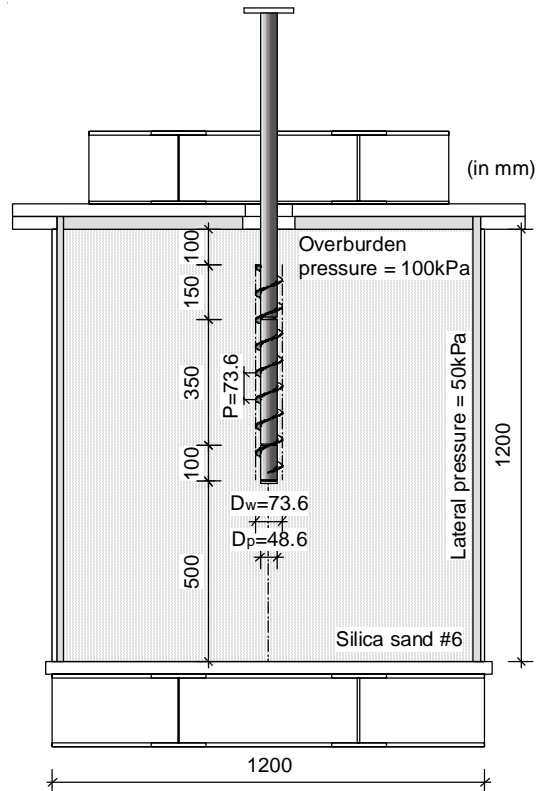


Figure 4.1 Calibration chamber

Figure 4.2、Photo 4.1、4.2 に示す模型杭は、杭先端面と先端羽根部（先端 1 周分の羽根）で構成される「先端部」「中央摩擦部」「上部摩擦部」のそれぞれの部分で発生する軸力を分離し計測できるような二重管構造のものを採用している。この時、「中央摩擦部」は、地盤の固さが一定となる砂地盤上端から 250mm 以深^{4.9)}に設定する。スパイラル杭・直杭とも軸部は、軸径 $D_p = \phi 48.6\text{mm}$ 板厚 $t = 2.4\text{mm}$ であり、スパイラル杭の羽根部は、羽根径 $D_w = 73.6\text{mm}$ 板厚 $t = 2.3\text{mm}$ 羽根ピッチ $P = 73.6\text{mm}$ である。軸部・スパイラル羽根部の材料は、ともに 400N 級の鋼材（降伏点 $\sigma_y = 235\text{MPa}$ 、ヤング係数 $E = 2.05 \times 10^5\text{MPa}$ ）である。また、軸力を計測するためのひずみゲージは内管に添付し、全ての試験を同一のゲージで計測している。なお、実験装置の各部詳細は、第 2 章^{4.9)}を参照されたい。

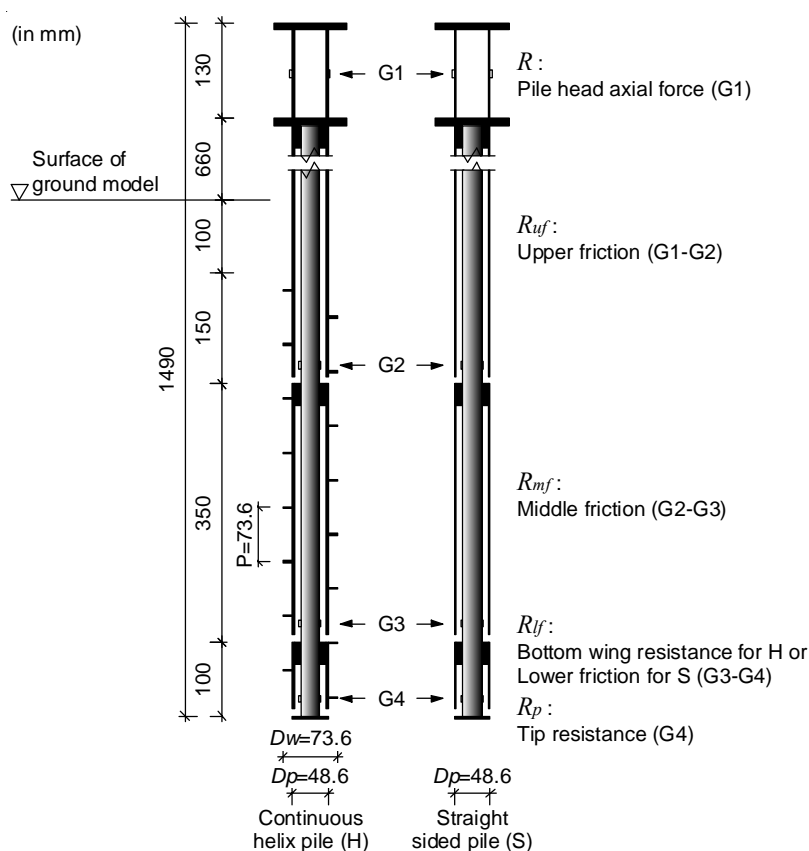


Figure 4.2 Pile models

Table 4.1 Specifications of silica sand #6

Soil particle density ρ_s	2.635g/cm ³
Maximum dry density ρ_{max}	1.749g/cm ³
Minimum dry density ρ_{min}	1.412g/cm ³
Mean grain size D_{50}	0.311mm
Uniformity coefficient U_c	1.508
Internal friction angle ϕ	39.8°
Relative density D_r	About 75%



Photo 4.1 Continuous helix pile



Photo 4.2 Straight sided pile

4.2.2 試験ケースおよび実験方法

繰返し荷重を受けるスパイラル杭の支持力性能を把握するために、スパイラル杭と直杭に対して、単調押し込み試験、単調引き抜き試験、一方向繰返し押し込み試験、一方向繰返し引き抜き試験、正負交番載荷試験を実施した。Table 4.2 に試験ケースの一覧を、以下にスパイラル杭及び直杭の施工および載荷の手順を示す。

- (1) タンクに砂を充填後、上載圧・側圧を作用させる。第 2 章 4.9) から、一回転あたりの貫入量を羽根ピッチに合わせた回転貫入施工を行わないと、スパイラル杭の支持力が大きく低下することが分かっている。そこで、試験機の施工能力と貫入抵抗の関係から、上載圧=10kPa、側圧=5kPa に設定する。
- (2) スパイラル杭の場合には、羽根ピッチ通りの施工を行うために、杭頭に 1.5kN の一定荷重をかけながら深さ 700mm まで回転貫入施工する。また、直杭の場合には、杭頭に押し込み力をかけ、深さ 700mm まで圧入する。
- (3) 杭施工後に、スパイラル杭では杭頭荷重 1.5kN を、直杭では施工時の押し込み力を取り除く。同時に、実杭の杭長を意識し、深さ 10m 程度の地盤を模擬するために上載圧=100kPa、側圧=50kPa まで地盤の拘束圧を上げる。その後、約 15 分間待機し、施工時の残留応力などによる軸力の変化が収まっていることを、経時データにて確認する。なお、貫入抵抗が小さな地盤に杭を施工後、上載圧・側圧を大きくしているため、支持力に与える施工の影響は、実杭に比べ小さくなるものと思われる。
- (4) 続いて Figure 4.3 に示すように、初期荷重を 0kN としたうえで、単調載荷の場合には一様漸増荷重を、繰返し載荷の場合には荷重ステップ毎に 3 回の繰返し荷重を、杭頭に作用させ支持力確認を行う。載荷速度は、新規荷重時には杭の挙動を確認しながら慎重に載荷を行うために概ね 700N/min とし、前サイクルまでに経験した荷重や除荷時には可能な限り載荷速度を上げ概ね 2,100N/min に設定する。

Table 4.2 Test cases

Test Case	Pile model	Loading condition
H-MC	Continuous helix pile	Monotonic compressive
H-MT	Continuous helix pile	Monotonic tensile
H-C1	Continuous helix pile	Cyclic compressive
H-C2	Continuous helix pile	Cyclic tensile
H-C3	Continuous helix pile	Cyclic reversal
S-MC	Straight sided pile	Monotonic compressive
S-MT	Straight sided pile	Monotonic tensile
S-C1	Straight sided pile	Cyclic compressive
S-C2	Straight sided pile	Cyclic tensile
S-C3	Straight sided pile	Cyclic reversal

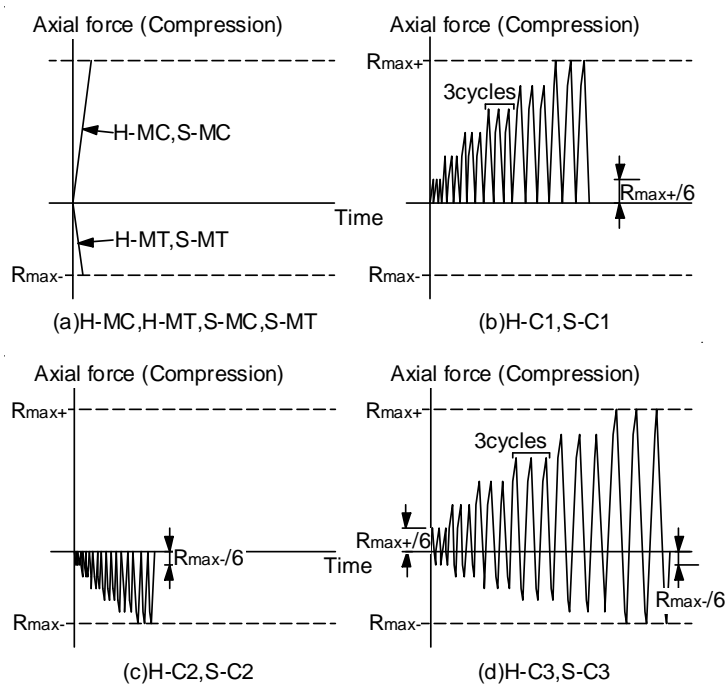


Figure 4.3 Loading patterns

ここで、載荷時のスパイラル杭・直杭の杭頭荷重は、次式で考えることができる。

$$R = R_{uf} + R_{mf} + R_{lf} + R_p \quad (4.1)$$

ここに、 R は杭頭荷重、 R_{uf} は上部の周面摩擦力、 R_{mf} は中央の周面摩擦力（以下「中央摩擦力」）、 R_{lf} は杭先端羽根の支持力（スパイラル杭の場合）または杭先端部の周面摩擦力（直杭の場合）、 R_p は杭先端面の支持力を示す。また、それぞれの値は、Figure 4.2 に示す歪ゲージから、 R は G1、 R_{uf} は G1-G2、 R_{mf} は G2-G3、 R_{lf} は G3-G4、 R_p は G4 の値として算出する。

実験の進め方については、初めにスパイラル杭・直杭の押込み・引抜き方向の単調載荷試験を実施し、各杭の押込み・引抜き方向の第 2 限界抵抗 R_{max} ($=R_{max+}$ and/or R_{max-})（杭頭変位が羽根径 D_w （スパイラル杭の場合）あるいは杭径 D_p （直杭の場合）の 10%（以下「基準変位」）に至った時点での最大杭頭支持力）を求めた。次に、各杭・各載荷方向ごとに得られる第 2 限界抵抗 R_{max} の 1/6 を荷重刻みとし、繰返し載荷試験を実施した。尚、単調載荷については、同じ試験を 3 回ずつ実施し、再現性を確認^{4.10)}した上で、平均値に最も近い結果を採用した。

4.3 模型スパイラル杭・直杭の載荷実験の結果

4.3.1 スパイラル杭・直杭の単調載荷試験

Figure 4.4 にスパイラル杭・直杭の単調押し込み試験 (W-MC・S-MC)、単調引抜き試験 (W-MT・S-MT) における各部の抵抗力と杭頭変位の関係を示す。両杭は同杭径であるが、スパイラル杭の周面摩擦力が大きいために、スパイラル杭の杭頭の押し込み・引抜き支持力は、直杭に比べ約 3.5 倍になっていることが分かる。また、Table 4.3 にスパイラル杭と直杭の基準変位時における押し込み支持力を、Table 4.4 に両杭の最大引抜き支持力を示す。表より、スパイラル杭は押し込み支持力全体の 65%を周面摩擦力($R_{uf}+R_{mf}$)が占める摩擦杭であるのに対し、直杭は 82%を先端面が占める先端支持杭であることが分かる。また、両杭は同じ杭径であるが、スパイラル羽根の効果により、直杭に比べスパイラル杭の押し込み時の杭頭支持力 R ・中央摩擦力 R_{mf} は、3.5 倍・16.4 倍大きく、引抜き時の杭頭支持力 R ・中央摩擦力 R_{mf} は、3.5 倍・5.9 倍大きいことが分かる。これは、スパイラル杭の周面摩擦力は、羽根径を直径とする円筒面の滑りで決まる^{4.9)}ため、羽根径比 ($D_w/D_p=1.51$ 倍) 分だけ大きなせん断面積が確保できることに加え、砂のせん断強度 τ_s が砂と鋼管表面の摩擦力度 τ_f より大きくなることに因るものと推測される。第 2 章、第 3 章と同様に土圧係数 K を逆算するため、ここで、両杭の中央摩擦力は次式で与え得るものと仮定する。

$$R_{mf} = \pi D_e L \tau_f \quad (4.2)$$

ここで、

$$\tau_f = K(\sigma_v + \gamma z) \tan \phi \quad (4.3)$$

ここに、 D_e はせん断滑りが発生する円筒面の直径 (スパイラル杭の場合：羽根径 D_w 、直杭の場合：杭径 D_p)、 L は中央摩擦力測定区間長、 ϕ は摩擦角 (スパイラル杭の場合：内部摩擦角 $\phi=39.8^\circ$: $\tan \phi=0.83$ 、直杭の場合：鋼管表面の摩擦角 $\phi=5.8^\circ$: $\tan \phi=0.10$ (鋼管の表面粗さ $0.6 \mu\text{m}$ から推定^{4.11)})、 σ_v は砂地盤の上載圧 ($\sigma_v=100\text{kPa}$)、 γ は砂の単位体積重量 ($\gamma=16.5\text{kN/m}^3$)、 z は中央摩擦力測定区間の平均深さ ($z=425\text{mm}$) である。

Table 4.5 に、(4.2)~(4.3)式から求めたスパイラル杭、直杭の押し込み側・引抜き側の土圧係数 K を示す。Table 3.3 と 3.4 に示す中央摩擦力 R_{mf} からスパイラル杭、直杭の押し込み側、引抜き側の土圧係数 K を求めると、スパイラル杭の場合には $K=0.98$ 、 0.73 となり、直杭の場合には $K=0.75$ 、 1.56 となる。これら K の値は、載荷方向、杭種毎に異なっていることが分かる。この原因として、杭の回転貫入施工あるいは圧入施工によって、施工後の中央摩擦部にはネガティブフリクションが作用していることが考えられる。そこで、Table 4.6、4.7 に杭施工後のネガティブフリクションの影響を取り除いた中央摩擦力 R_{mf}' とこの R_{mf}' に基づいた土圧係数を示す。補正前後の K 値の差が、スパイラル杭の場合には小さいのに対し、直杭の場合には大きくことなることが分かる。これは、そもそも直杭の中央摩擦力 R_{mf}

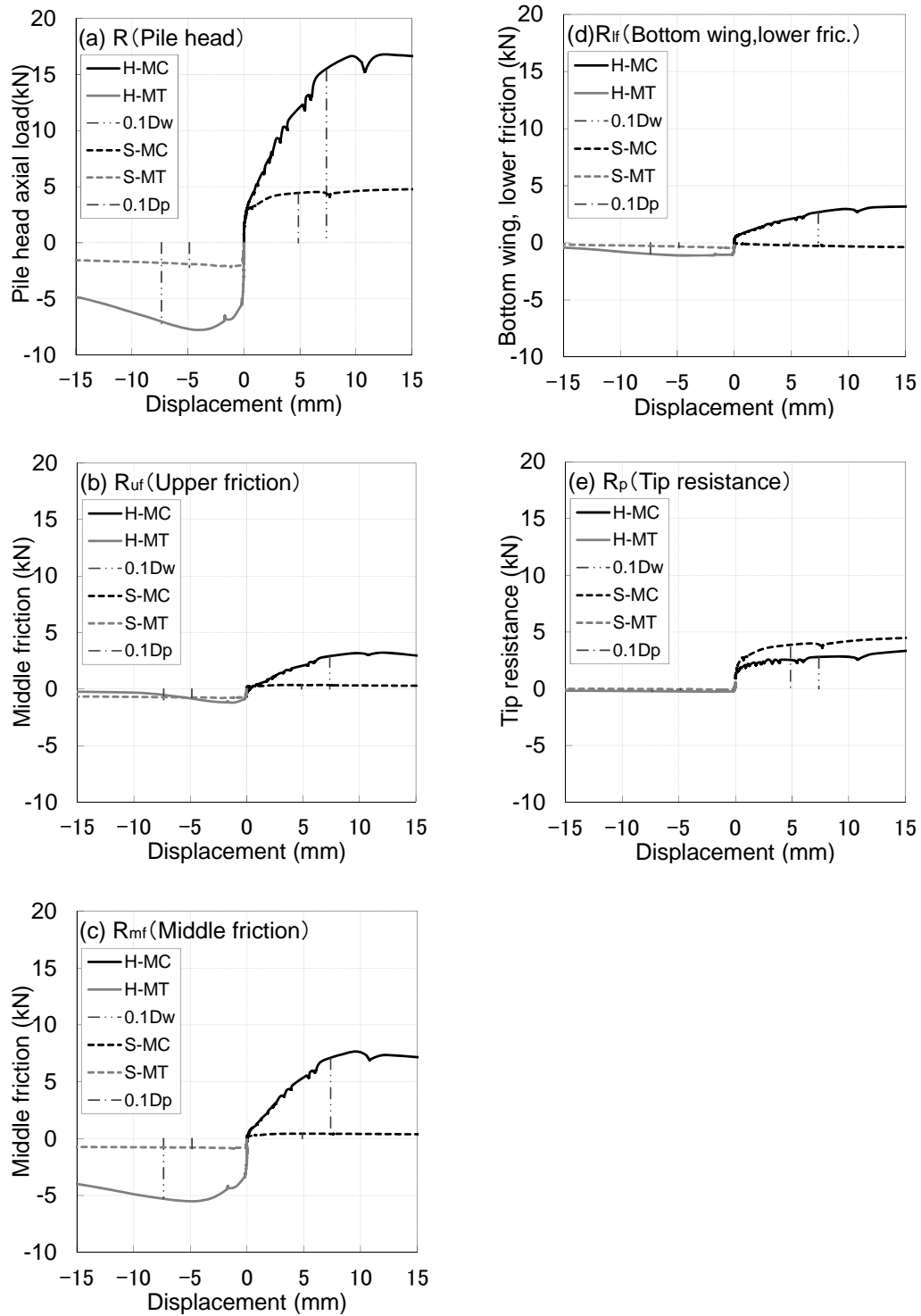


Figure 4.4 Relation between pile displacement and axial force of spiral and straight model pile under Monotonic Loading

Table 4.3 Bearing capacity under monotonic loading

Test case	R_{\max} (kN)	R_{uf} (kN)	R_{mf} (kN)	R_{lf} (kN)	R_p (kN)
H-MC	15.37 [100%]	2.89 [19%]	7.04 [46%]	2.66 [17%]	2.78 [18%]
S-MC	4.43 [100%]	0.35 [8%]	0.43 [10%]	-0.21 [-5%]	3.86 [87%]

Table 4.4 Pullout capacity under monotonic loading

Test case	R_{\max} (kN)	R_{uf} (kN)	R_{mf} (kN)	R_{lf} (kN)	R_p (kN)
H-MT	-7.70 [100%]	-1.09 [14%]	-5.27 [68%]	-1.10 [14%]	-0.24 [3%]
S-MT	-2.18 [100%]	-0.76 [35%]	-0.89 [41%]	-0.43 [20%]	-0.08 [4%]

Table 4.5 Coefficient of earth pressure estimated from R_{mf}

Test case	K during pushing	K during pulling
Continuous helix pile	0.98	0.73
Straight sided pile	0.75	1.56

Table 4.6 Modified middle friction, R_{mf}'

Test case	R_{mf} (kN)	NF (kN)	$R_{mf}' = R_{mf} - NF$ (kN)
H-MC	7.04 [100%]	-0.24 [-3%]	7.28 [103%]
S-MC	0.43 [100%]	-0.33 [-77%]	0.76 [177%]
H-MT	-5.27 [100%]	-0.64 [12%]	-4.63 [88%]
S-MT	-0.89 [100%]	-0.14 [16%]	-0.75 [84%]

Table 4.7 Modified coefficient of earth pressure estimated from R_{mf}'

Test case	K during pushing	K during pulling
Continuous helix pile	1.01	0.64
Straight sided pile	1.33	1.31

が小さいために、杭施工後に杭体に残留するネガティブフリクションの影響を大きく受けるものと考えられる。また、補正後の K 値は、いずれの場合にも 0.5 より大きくなっている。これは、①杭の回転貫入施工によって、杭体の空洞部分の体積分だけ、杭周辺地盤が締固められることや、②杭周辺地盤の正のダイラタンシーの発現に因るものと推測される。また、押し込み側・引抜き側の K 値とも、スパイラル杭の方が直杭よりも小さくなっていることが分かる。これは、両杭の施工法の違いにより、スパイラル杭の方が直杭よりも、わずかに杭周辺地盤を乱していることに因るものと推察される。

4.3.2 スパイラル杭・直杭の一方向繰返し載荷試験

Figure 4.5、4.6 にスパイラル杭・直杭の一方向繰返し載荷試験における各部の抵抗力と杭頭変位の関係を示す。ここで、両杭とも杭頭部以外の縦軸は拡大している。また、Table 4.8 に両杭の基準変位時の押し込み支持力を、Table 4.9 に引抜き支持力の最大値を示す。

1) 一方向繰返し時の杭頭荷重

Figure 4.5(a)、4.6(a)より、一方向繰返し時の杭頭部の荷重－変位関係は、両杭の押し込み・引抜き側ともに、単調載荷時とほぼ同じである。杭頭支持力を第2限界抵抗力（押し込み側：基準変位時の支持力、引抜き側：最大支持力）で比較すると、単調載荷時に対しスパイラル杭の押し込み方向で100%・引抜き方向で95%、直杭の押し込み方向で120%・引抜き方向で70%である。

2) 一方向繰返し時の中央摩擦部の抵抗力

Figure 4.5(c)より、スパイラル杭の押し込み側の摩擦力は、単調載荷時のそれとほぼ同程度であることが分かる。一方、引抜き側の摩擦力では、単調載荷時のそれに比べ小さくなるが、Figure 4.5(b)に示す上部摩擦部ではその大小関係が逆転するため、杭全体の周面摩擦力としては単調載荷時と同等になっている。このことから、引抜き側も単調載荷時とほぼ同程度の摩擦力が発揮されていると考えることができる。

一方、Figure 4.6(c)より、直杭の押し込み側の摩擦力は、単調載荷時のそれに対し、230%になっている。繰返し載荷時の周面摩擦力の変化のようすを詳しく調べてみると、第5ステップ($5/6R_{max}$)1 サイクル目の除荷時に引抜き方向に0.5mmほど変位した直後の押し込み載荷時から摩擦力が上昇していることが分かった。すなわち、繰返し載荷によって杭周面の砂が下方に押し込まれ密実になることで、周面摩擦力が上昇したものと推測される。一方、引抜き側では、押し込み側と反対の傾向が見られ、単調載荷の周面摩擦力に比べ35%になっている。これは、杭周辺の砂が引抜き方向の繰返し荷重によって上方に動き緩められることに因るものと推測される。

3) 一方向繰返し時の先端羽根部・杭先端面の支持力

Figure 4.5(d)(e)、Figure 4.6(e)より、スパイラル杭の先端羽根部と両杭の杭先端面の押し込み・引抜き方向の支持力は、単調載荷時にほぼ一致している。また、両杭の杭先端面は杭施工時に大きな圧縮力を受けるため、押し込み方向の鉛直剛性が先端羽根部に比べ大きくなっているだけでなく、ゼロ荷重時にも圧縮力が残留していることが分かる。なお、杭先端面だけでなく上部摩擦部や中央摩擦部でも、ゼロ荷重時に引張り力や押し込み力が働いているデータが得られているが、これらも杭施工時の残留応力に因るものと考えられる。

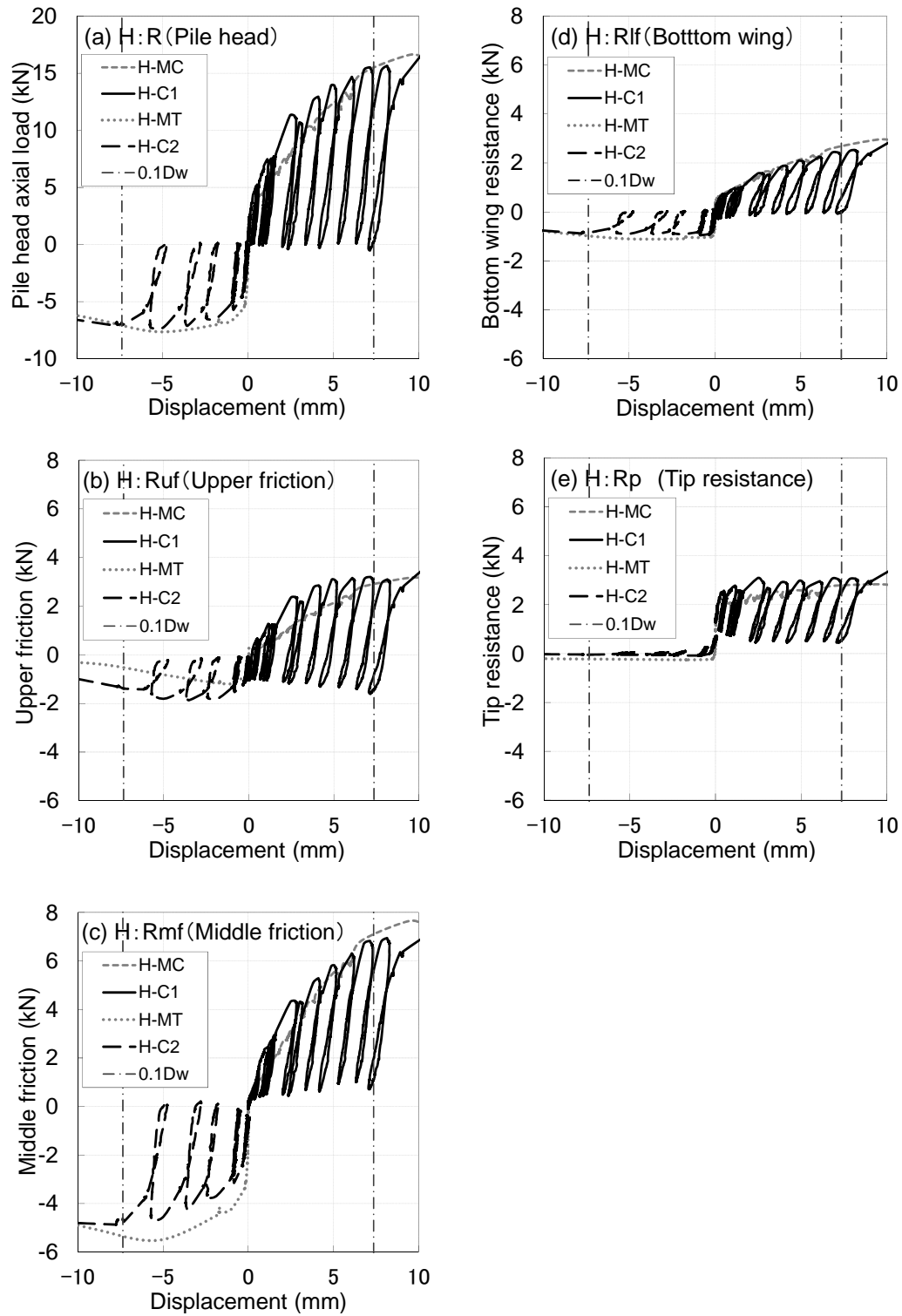


Figure 4.5 Relation between axial force and pile displacement of the spiral pile under cyclic compressive or tensile loading

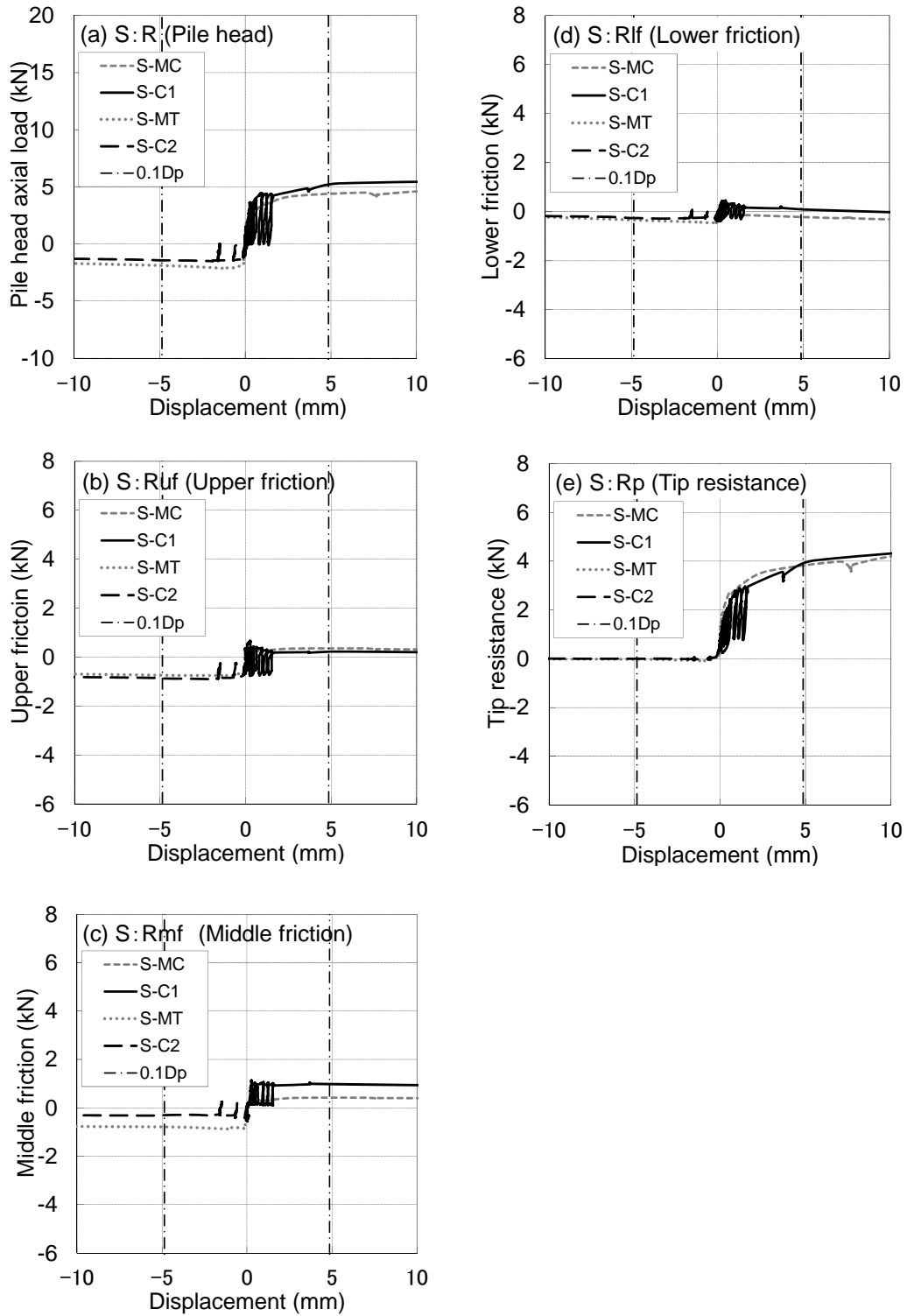


Figure 4.6 Relation between axial force and pile displacement
Of the straight pile under cyclic compressive or tensile loading

Table 4.8 Bearing capacity: Cyclic loading

Test case	R (kN)	R _{uf} (kN)	R _{mf} (kN)	R _{lf} (kN)	R _p (kN)
H-C1	15.68 [100%]	3.20 [20%]	6.90 [44%]	2.48 [16%]	3.09 [20%]
S-C1	5.28 [100%]	0.23 [4%]	0.98 [19%]	0.09 [2%]	3.97 [75%]

Table 4.9 Maximum pullout resistance: Cyclic loading

Test case	R (kN)	R _{uf} (kN)	R _{mf} (kN)	R _{lf} (kN)	R _p (kN)
H-C2	-7.47 [100%]	-1.72 [23%]	-4.80 [64%]	-0.91 [12%]	-0.05 [1%]
S-C2	-1.50 [100%]	-0.91 [60%]	-0.31 [20%]	-0.28 [18%]	-0.01 [1%]

4) 繰返し荷重による変位増分

以上に述べた一方向の繰返し載荷では、載荷と除荷が繰返し行われているものの、加力は押し込みあるいは引抜きの一方向にしか行われていないため、載荷方向にある地盤は単調載荷時と同様の圧縮力のみを受けることとなる。よって、一方向繰返し載荷時の押し込み側、引抜き側の荷重-変位関係は、単調載荷時とほぼ同様になるものと考えられる。特に荷重レベルが小さい範囲では弾性的な挙動を示すので、繰返し載荷の影響がさらに表れにくいものと想像される。そこで、Figure 4.7に荷重ステップ毎の変位増分をまとめた。この図では、スパイラル杭と直杭の比較がし易いように、変位増分は基準変位（スパイラル杭：羽根径 $D_w \times 0.1$ 、直杭：杭径 $D_p \times 0.1$ ）で正規化している。両杭とも押し込み方向では載荷ステップ 3($3/6R_{max}$)、引抜き方向では載荷ステップ 4($4/6R_{max}$)まで、変位増分は基準変位の 10%以内に納まっており、一方向の繰返し荷重によって変位が大きく増加しないことが分かる。

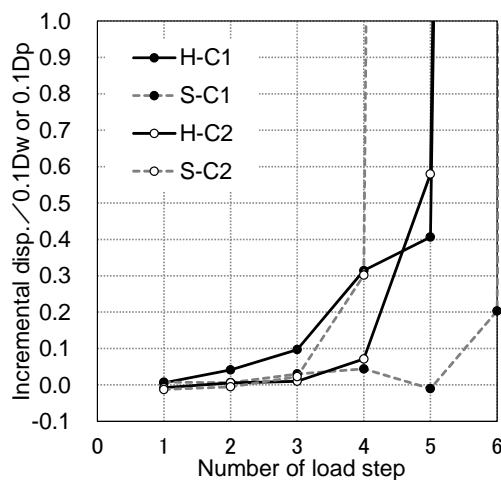


Figure 4.7 Incremental displacement under cyclic loading

4.3.3 スパイラル杭・直杭の正負交番載荷試験

Figure 4.8、4.9 にスパイラル杭・直杭の正負交番載荷試験における各部の抵抗力と杭頭変位の関係を示す。ここでも、両杭とも杭頭部以外の縦軸は拡大し表示している。また、Table 4.10、4.11 に両杭の最終サイクル時の押込み・引抜き支持力を示す。ここで、スパイラル杭の押込み方向については、基準変位到達前の支持力である。

1) 正負交番載荷時の杭頭荷重

Figure 4.8(a)、4.9(a)より、スパイラル杭・直杭の杭頭部の荷重－変位関係は、荷重ステップ $2(2/6R_{max})$ までは単調載荷時とほぼ同じであるが、荷重ステップ $3(3/6R_{max})$ 以降から変位が大きくなり始めることが分かる。スパイラル杭では荷重ステップ $4(4/6R_{max})$ の 1 サイクル目の引抜き側で、直杭では荷重ステップ $3(3/6R_{max})$ の 2 サイクル目の引抜き側で、変位の増加に対し荷重の増加がほとんど確認できない状態（以下「終局」）に至っている。最終サイクルのピーク荷重は、単調載荷時の第 2 限界抵抗力に対しスパイラル杭の押込み側で 75%（基準変位到達前までしか載荷できていない）・引抜き側で 60%、直杭の押込み側で 60%、引抜き側で 60%となっている。

2) 正負交番載荷時の中央摩擦部の抵抗力

Figure 4.8(c-1)より、スパイラル杭の中央摩擦部では、荷重ステップ $2(2/6R_{max})$ の押込み側で変位が生じ始め、プラス変位の増加に伴って抵抗力が増加するとともに、引抜き方向加力時の抵抗力の発現ポイントが原点からプラス変位側に推移している。よって、羽根の鉛直変位に追随して羽根上の砂も下方に変形または移動しているものと推察される。続いて、荷重ステップ $3(3/6R_{max})$ では押込み変位が更に大きくなるものの、ゼロ荷重時の変位のスリップ区間も徐々に長くなり、引抜き抵抗の発現ポイントが原点に戻っていくことから（Figure 4.8(c-2)）、羽根上の砂が繰り返し荷重によって締固められていくものと思われる。荷重ステップ 4 の 1 サイクル目の押込み側で 6mm ほどの変位が生じた後の引抜き方向載荷で変位が大きくなり終局に至っている。最終サイクルのピーク荷重は、単調載荷時に比べ押込み・引抜き側でそれぞれ 60%・45%であった。この抵抗力の低下は、羽根下方の地盤では引抜き載荷時に拘束圧が解放される一方で、羽根上方の地盤では砂が上下に大きく移動するために、羽根周辺の地盤が緩んでしまうことに因るものと推察される。

一方、Figure 4.9(c)より、直杭の中央摩擦部では、荷重ステップ $3(3/6R_{max})$ の 1 サイクル目の押込み側で 0.8mm の変位を生じた直後に引抜き側で -6.4mm の変位を生じている。その後 1 サイクルの載荷を経て、引抜き側の変位が過大となり終局に至っている。最終サイクルのピーク荷重は、単調載荷時に比べ押込み・引抜き側でそれぞれ 90%、40%であった。この加力方向による抵抗力比の違いは、単調載荷時に考察したような圧入施工による残留応力の影響が正負交番載荷によって緩和されたことに加え、加力方向の違いによる杭周辺地盤の上載圧の影響^{4.3)}により、押込み抵抗力は大きく引抜き抵抗力は小さくなったことに因るものと推察される。

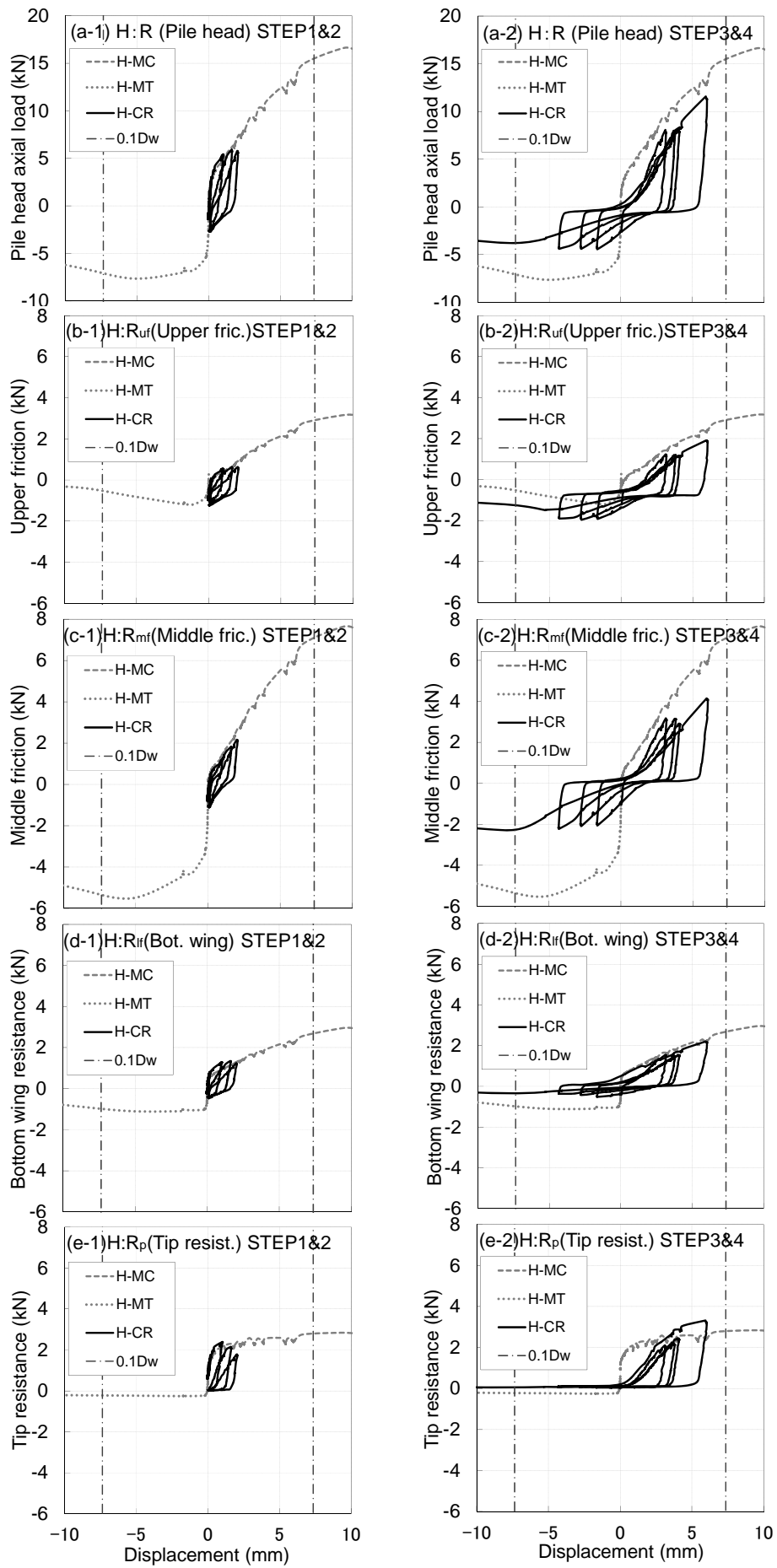


Figure 4.8 Relation between axial force and pile displacement of the spiral pile under cyclic reversal loading

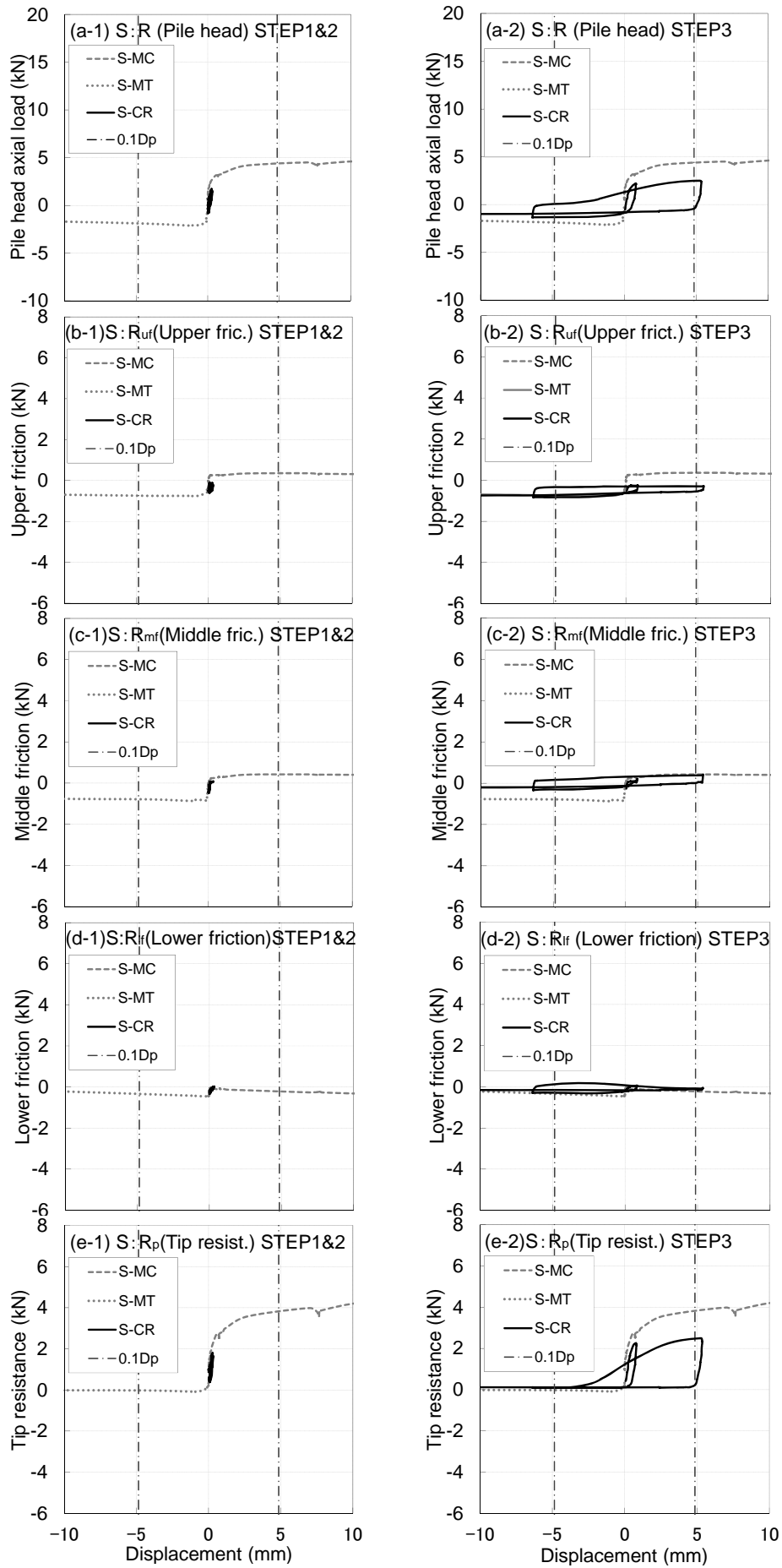


Figure 4.9 Relation between axial force and pile displacement of the straight pile under cyclic reversal loading

Table 4.10 Bearing capacity under cyclic reversal loading (Last cycle)

Test case	R (kN)	R_{uf} (kN)	R_{mf} (kN)	R_{lf} (kN)	R_p (kN)
H-C3	11.79 [100%]	1.95 [17%]	4.13 [35%]	2.25 [19%]	3.46 [29%]
S-C3	2.56 [100%]	-0.30 [-12%]	0.39 [15%]	-0.11 [-4%]	2.58 [101%]

Table 4.11 Pullout capacity under cyclic reversal loading

Test case	R (kN)	R_{uf} (kN)	R_{mf} (kN)	R_{lf} (kN)	R_p (kN)
H-C3	-4.52 [100%]	-1.96 [43%]	-2.26 [50%]	-0.39 [9%]	0.08 [-2%]
S-C3	-1.36 [100%]	-0.84 [62%]	-0.34 [25%]	-0.29 [21%]	0.11 [-8%]

3) 正負交番載荷時の先端羽根部・杭先端面の支持力

Figure 4.8(d)より、スパイラル杭先端羽根部の押し込み側の荷重－変位関係は、中央摩擦部と異なり荷重ステップ $3(3/6R_{max})$ 以降も単調載荷時とはほぼ同じ傾向となる。これは、先端羽根の押し込み支持力は、緩みが生じにくい羽根より下方の地盤で決まっていることに因るものと推測される。また、引抜き側は、中央摩擦部と異なりマイナス側に変形が進んでも引抜き抵抗力が大きくなる。これは文献^{4.3)4.4)}でも指摘されているように、先端羽根周辺の砂が繰返し載荷によって杭先端面下に移動し、先端羽根上部の地盤が緩んでしまうことに因るものと推測される。

Figure 4.8(e)より、スパイラル杭の杭先端面では、荷重ステップ $2(2/6R_{max})$ の押し込み側でまず変位が生じ、サイクル数の増加と共に支持力は減少していく。これは、先に述べた中央摩擦部の抵抗力が増加した分だけ、杭先端面の支持力は低下したものと考えられる。また、この時、施工時の残留応力の影響がなくなり、除荷時には杭先端面の荷重がゼロを示すようになる。この残留応力の有無により、荷重ステップ $3(3/6R_{max})$ 以降では単調載荷時に比べ鉛直剛性は小さくなっているものと推測される。また、最終サイクルの押し込み側のピーク荷重は、単調載荷時に対し 125%となっている。これは、文献^{4.3)4.5)}でも指摘されているように、前サイクルの引抜き載荷時に、先端付近の砂が先端面下に廻り込み、押し込み載荷によって締固められたことに因るものと推測される。

一方、Figure 4.9(e)より、直杭の杭先端面では、荷重ステップ $3(3/6R_{max})$ の1サイクル目で-6.4mmの大きな引抜き変位を生じた後、押し込み支持力は-3mm程度から発現し始めている。よって、このタイミングで杭先端面下に砂が廻り込んだものと推測される。その後、押し込み方向載荷で5.3mmの変位が生じた後の引抜き方向載荷で終局に至っている。この最終サイクルの押し込み側のピーク荷重は、単調載荷時に対し70%であった。

3) 正負交番載荷による変位増分

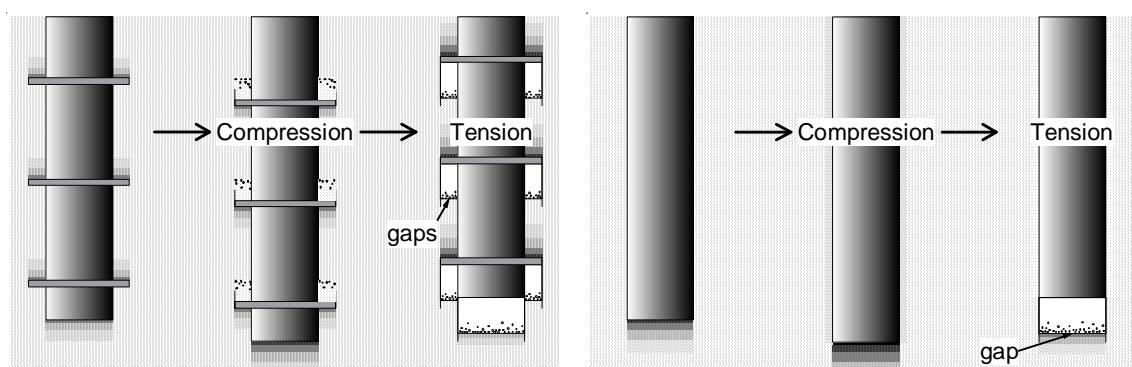
以上から、正負交番載荷時のスパイラル杭の押し込み・引抜き側の支持力（押し込み側は、基準変位到達前の最大支持力）は、単調載荷時に比べ小さくなることが分かった。この主な理由は、Figure 4.10(1)に模式的に示すように、杭周面のスパイラル羽根部において、まず押し込み方向載荷時にスパイラル羽根と地盤の間に隙間が生じ始め、その隙間に砂地盤が落ち込むことにより羽根上の地盤が緩むこと、その緩んだ地盤に引抜き方向の載荷荷重が加わり引抜き方向の変位が大きくなること、この時、羽根下の地盤の有効応力が解放され押し込み方向の地盤も緩めてしまうことに因るものと推測される。

また、正負交番載荷時の直杭の押し込み・引抜き支持力も、単調載荷時に比べ小さくなっている。この主な理由は、Figure 4.10(2)に示すように、まず正負交番載荷によって周面摩擦力がまず最大耐力に達し杭先端に押し込み変位が生じ始めること、この直後の引抜き方向加力により杭先端地盤の有効応力が一旦解放されるため地盤に緩みが生じてしまうことに因るものと推測される。

ここで、地盤の緩みの影響を確認するために、Figure 4.11 に荷重ステップ毎の変位増分

を示す。Figure 4.7 と同様に、変位増分は基準変位で正規化し表示している。スパイラル杭の押し込み方向では荷重ステップ 1($1/6R_{max}$)、直杭の押し込み方向・両杭の引抜き方向では荷重ステップ 2($2/6R_{max}$)までしか、変位増分は基準変位の 10%以内に納まっておらず、杭に接している砂地盤に動きが生じ始めた荷重ステップ以降に、変位が急増していることが分かる。

以上より、一方向の繰返し荷重・正負交番荷重によらず、杭体と荷重方向の地盤が離間しなければ、杭の支持力は単調荷重時と大きく変わらないものの、変位が大きくなり杭体と地盤の間に隙間が生じ始めると、有効応力が解放されることにより地盤が緩み、支持力が大きく低下していくものと考えられる。



(1) Continuous helix pile (Reversal)

(2) Straight sided pile (Reversal)

Figure 4.10 Density & movement of the sand around the pile

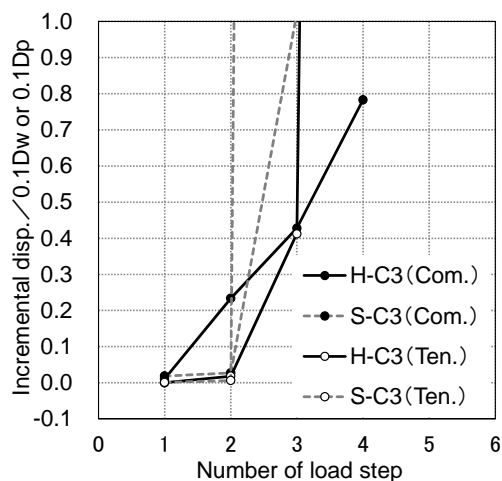


Figure 4.11 Incremental displacement under cyclic reversal loading

4.4 まとめ

加圧砂地盤タンクと先端閉塞型のスパイラル杭（羽根径比 $D_w/D_p=1.51$ ）及び直杭の模型杭を用いた、単調押し込み試験、単調引き抜き試験、一方向繰返し押し込み試験、一方向繰返し引き抜き試験、正負交番載荷試験を実施し、両杭の押し込み・引き抜き支持力について、以下の知見を得た。

- 1) 単調押し込み・引き抜き試験から、スパイラル杭の押し込み・引き抜き方向の杭頭荷重は、直杭に対し 3.5 倍程度大きくなる。この杭頭荷重の違いは、主に周面摩擦力の違いに起因する。すなわち、①スパイラル杭の周面摩擦力は羽根径 D_w を直径とする円筒面の滑りで決まるため^{4.9)}、直杭よりも D_w/D_p 倍大きなせん断面積が確保できることに加え、②両工法とも土圧係数はほぼ同じになるものの、スパイラル杭の方が直杭よりも摩擦係数が大きくなることに因るものと推察される。
- 2) 一方向の繰返し押し込み・引き抜き載荷時の、スパイラル杭・直杭の杭頭荷重は単調載荷時とほぼ同じになる。これは、繰返し荷重であっても、加力は一方向にしか行われていないため、単調載荷時と同様に載荷方向にある地盤には緩みが生じにくいことに因るものと推測される。
- 3) 正負交番載荷時のスパイラル杭・直杭の押し込み・引き抜き方向の杭頭荷重（但し、スパイラル杭の押し込み方向は、基準変位到達前までしか載荷できていない）は、第 2 限界抵抗力 R_{max} の 0.5 倍の荷重レベル（荷重ステップ $3(3/6R_{max})$ ）以降に繰返し載荷による変位が増加し始めるため、単調載荷時に比べ概ね 60%まで低下する。この杭頭支持力の低下は、スパイラル杭の押し込み・引き抜き側では周面摩擦力、直杭の押し込み側では先端支持力、直杭の引き抜き側では周面摩擦力の低下に起因するものであり、スパイラル杭の杭先端羽根部・杭先端面の押し込み支持力は低下しない。
- 4) 正負交番載荷時のスパイラル杭の周面摩擦力（押し込み方向は、基準変位到達前までしか載荷できていない）も、第 2 限界抵抗力の 0.5 倍の荷重レベル（荷重ステップ $3(3/6R_{max})$ ）以降に繰返し載荷による変位が増加し始めるため、単調載荷時に比べ、押し込み側で 60%、引き抜き側で 45%まで低下する。これは、正負交番繰返し荷重により杭体と砂地盤の間に隙間が生じ、地盤が緩むことに因るものと推測される。
- 5) 正負交番載荷時の直杭の引き抜き方向の周面摩擦力の低下は、圧入施工後の杭体の残留応力の影響が緩和されたことに加え、杭周辺地盤の上載圧が低下することに因るものと推測される。また、押し込み方向の先端支持力の低下は、正負交番載荷によって引き抜き変位が大きくなり、杭先端面下の拘束圧が解放され、地盤が緩むことに因るものと考えられる。
- 6) 正負交番載荷時のスパイラル杭の先端羽根部・先端面の押し込み支持力は、緩みが生じにくい羽根より下方の地盤で決まっているために、正負交番荷重下でも低下していないものと思われる。

第4章の参考文献

- 4.1) 小松章, 青木一二三, 棚村史朗, 西岡英俊: 回転圧入鋼管杭の鉛直交番載荷試験 (その1), 第38回地盤工学研究発表会講演集, pp.1487-1488, 2003.7.
- 4.2) 平嶋裕, 青木一二三, 棚村史朗, 西岡英俊: 回転圧入鋼管杭の鉛直交番載荷試験 (その2), 第38回地盤工学研究発表会講演集, pp.1489-1490, 2003.7.
- 4.3) 時松孝次, 稲村溪, 鈴木比呂子, 和田昌敏, 眞野英之: 正負交番鉛直荷重が直杭および羽根付杭の鉛直支持力・引抜き抵抗力に与える影響, 日本建築学会構造系論文集, 第681号, pp.1683-1689, 2012.11.
- 4.4) H. Suzuki, K. Inamura, K. Tokimatsu, M. Wada, and H. Mano, "Estimation of bearing capacity and pull-out resistance of a pile with or without a ring plate in alternately cyclic loading based on centrifugal model tests, Proc. 10th International Conference on Urban Earthquake Engineering, CUEE, Tokyo Institute of technology, Paper No. 10, 379-384, 2013
- 4.5) 卜部光平, 時松孝次, 鈴木比呂子, 浅香美治: 鉛直交番荷重を受ける羽根付杭の杭径および羽根径が鉛直支持力・引抜き抵抗力に与える影響, 日本建築学会構造系論文集, 第713号, pp.1113-1122, 2015.7.
- 4.6) 和田昇三, 平石雅一, 梅田雅芳: 回転貫入杭の鉛直交番載荷に対する引抜き抵抗に関する実験的研究—初期荷重の影響について—, 日本建築学会構造系論文集, 第710号, pp.619-626, 2015.4.
- 4.7) S. P. Clemence, "Dynamic uplift capacity of helical anchors in sand", National Conference Publication- Institution of Engineers in proceedings of Fourth Australia-New Zealand Conference on Geomechanics: Geomechanics- Interaction, n84/2, pp88-03, 1984
- 4.8) M. Hesham EL NAGGAR and Yasser ABDELGHANY, "Helical screw piles (HSP) capacity for axial cyclic loadings in cohesive soils", Proc. of 4th Internatinal Conference on Earthquake Geotechnical Engineering, Paper No.1567, 2007
- 4.9) 和田昌敏, 時松孝次, 澤石正道: スパイラル状の羽根を有する回転杭の貫入及び周面摩擦支持力に関する模型実験, 日本建築学会構造系論文集, 第706号, pp.1825-1833, 2014.12.
- 4.10) 和田昌敏, 時松孝次, 澤石正道: 正負交番鉛直荷重がスパイラル状の羽根を有する回転杭および直杭の鉛直支持力・引抜き抵抗力に与える影響, 日本建築学会構造系論文集, 第722号, pp.725-733, 2016.4.
- 4.11) H.KISHIDA and M.UESUGI, "Tests of the interface between sand and steel in the simple shear apparatus", Géotechnique,37(1), pp.45-52, 1987.

第5章 実大実験による正負交番鉛直荷重下のスパイラル杭の支持力に関する検討

5.1 はじめに

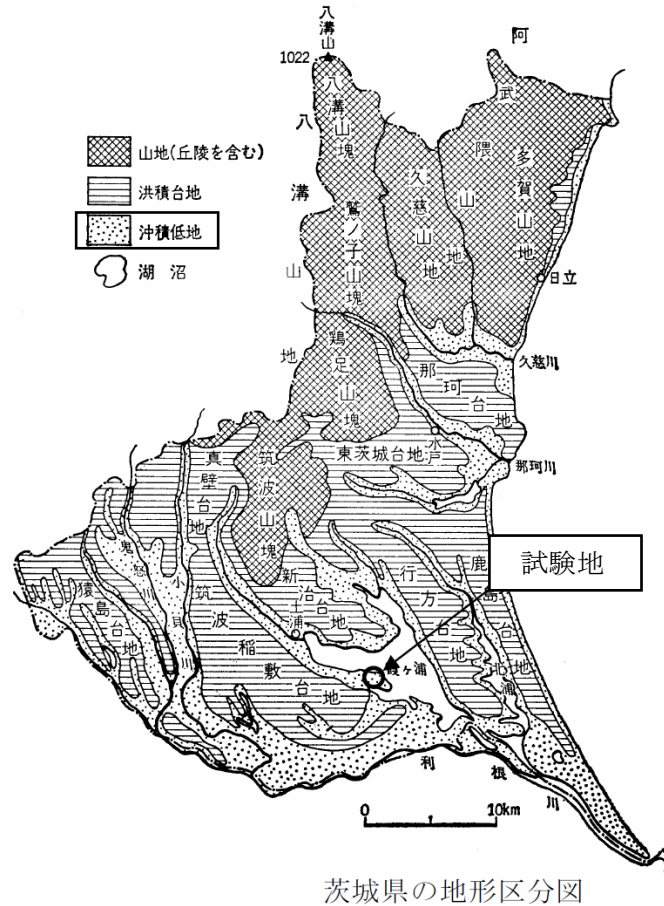
第4章では、加圧砂地盤タンクと先端閉塞型のスパイラル杭を用いた、単調押し込み試験、単調引き抜き試験、一方向繰返し押し込み試験、一方向繰返し引き抜き試験、正負交番載荷試験を実施し、スパイラル杭の押し込み・引き抜き支持力について検討を行った。その結果、一方向の繰返し押し込み・引き抜き載荷時の杭頭支持力は、単調載荷時とほぼ同じ荷重-沈下関係になるのに対し、正負交番載荷時の押し込み・引き抜き方向の杭頭支持力は、単調載荷時に比べ概ね60%まで低下することが分かった。また、この杭頭支持力の低下は、押し込み・引き抜き側とも周面摩擦力の低下に起因するものであり、押し込み側の杭先端羽根部・杭先端面の支持力は低下しないことも明らかとなった。これらの知見は、繰返し荷重下における一枚羽根の回転杭の支持力を扱った既往の研究成果^{5.1)~5.5)}とも一致しており、妥当な実験結果が得られているものと推察される。

しかし、第4章の模型実験で使用した土槽は、乾燥砂(6号珪砂)で作成された均質地盤であり、かつ模型杭の杭径は $\phi 48.6\text{mm}$ と小さいため、実杭とは異なる挙動を示している可能性もある。そこで、本章では、実地盤で開端の実大スパイラル杭を用いた単調押し込み試験、単調引き抜き試験、正負交番載荷試験を実施し、繰返し荷重下における実大スパイラル杭の支持力性能を把握する。

5.2 実大スパイラル杭の載荷実験の内容

5.2.1 地盤概要および試験杭

Figure 5.1、5.2 に示すように、実大スパイラル杭の繰返し載荷試験を実施した敷地は霞ヶ浦に接する「沖積低地」に該当し、茨城県稲敷郡美浦村に所在する。



茨城県の地形区分図

(出典：日本地誌研究所編：日本地誌 第5巻 関東地方「茨城県・栃木県」，二宮書店，P.227，1979)

Figure 5.1 Location of the test site



Figure 5.2 Map of the test site

Figure 5.3 に地盤概要と試験杭を示す。表層部から 1.6m は粘性土主体で瓦礫を混入する埋土層、その下 2.4m は N 値 7~23 の沖積砂層（シルト混じり砂層、砂層）であり、その下 2.8m は下総層群（シルト質粘土）から構成されている。Table 5.1 に各地層の粒度分布を示す。

本実験に使用したスパイラル杭の軸部は直径 $D_p=165.2\text{mm}$ （板厚 $t_6.0\text{mm}$ 、降伏点 $\sigma_y=325\text{MPa}$ ）の鋼管である。また、スパイラル羽根は、羽根径比 $D_w/D_p=265/165.2=1.60$ 、羽根ピッチ $P=265\text{mm}$ （板厚 $t_6.0\text{mm}$ 、引張強さ $\sigma_u=270\text{MPa}$ ）の鋼製羽根であり、模型実験で使用したスパイラル羽根（羽根径比 $D_w/D_p=1.51$ ）と概ね同じ形状である。また、杭先端から 1 周分の羽根を含む「先端部」、その上 2m の「中央摩擦部」、羽根終端の 1 周分を含む「上部摩擦部」のそれぞれの支持力を分離できるように、各区間の境界にひずみゲージを添付し軸力を測定した。

Figure 5.4 に本実験における平面配置図を示す。半径 7.2m の円の中心と円周上に反力杭（杭径 $\phi 1,600\text{mm}$ 、 $\phi 1,200\text{mm}$ の開端の回転圧入鋼管杭）を、その間に試験杭を配置し、両杭の反力杭（2 本又は 3 本）を用いて試験杭の載荷を行う計画とした。

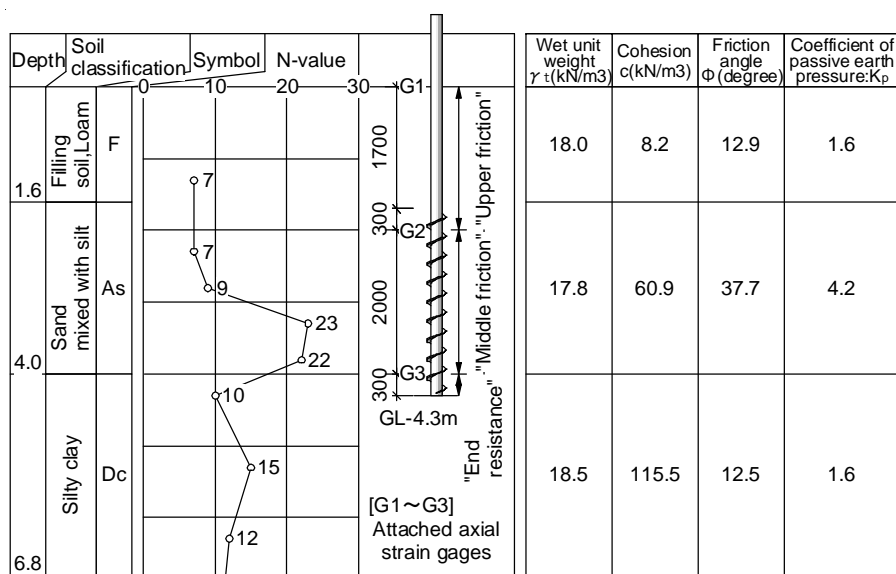


Figure 5.3 SPT results & test pile

Table 5.1 Grain size distribution

Symbol of layer		F	As	Dc
Sand	%	21.6	84.4	2.1
Silt	%	48.7	10.7	58.2
Clay	%	29.7	4.9	39.7
Total	%	100.0	100.0	100.0
Maximum grain size	mm	0.25	0.85	0.11
Uniformity coefficient U_c		-	5.63	-

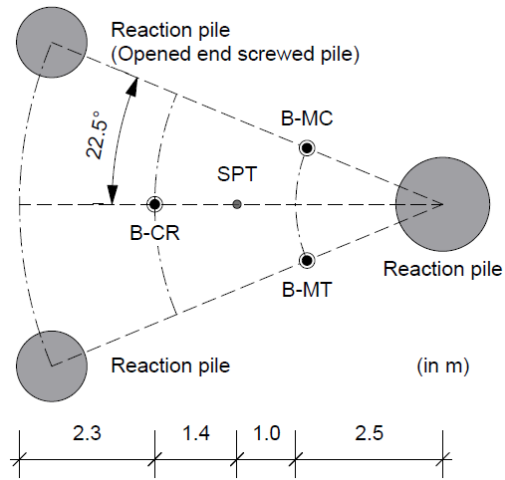


Figure 5.4 Layout of test pile

5.2.2 試験ケースおよび実験方法

Table 5.2 に試験ケースの一覧を、また Photo 5.1~5.4 に試験杭の施工の様子を示す。試験杭の施工には、自走式のリーダー付き小型重機（トルク出力の最大値 139kNm）を使用した。また、各試験体の施工条件を揃えるために、施工時に杭頭に作用させる押込み力は、貫入しづらい地表付近を除き、オーガーヘッドの自重 20.1kN のみとした。また、Figure 5.5~5.13 に各試験体の施工トルクと一回転あたりの貫入量を示す。地盤の N 値に応じて施工トルクが変化していることや、GL-1~2m 程度から羽根ピッチ通りに施工できていることが分かる。

Table 5.2 Test cases

Test Case	Pile model	Loading condition
B-MC	Continuous helical pile	Monotonic compressive
B-MT	Continuous helical pile	Monotonic compressive
B-CR	Continuous helical pile	Cyclic reversal



Photo 5.1 Continuous helical pile



Photo 5.2 Installation



Photo 5.3 Continuous helical pile



Photo 5.4 After installation (B-MC)

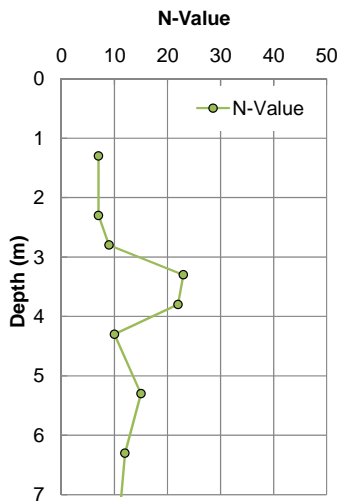


Figure 5.5 N-value

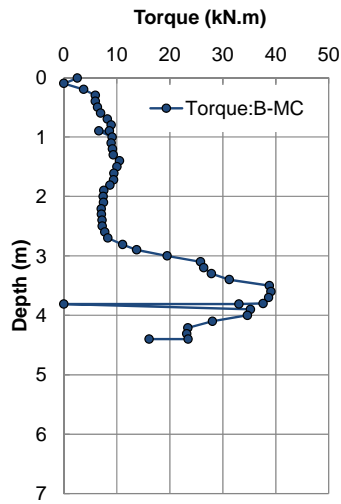


Figure 5.6 Torque (B-MC)

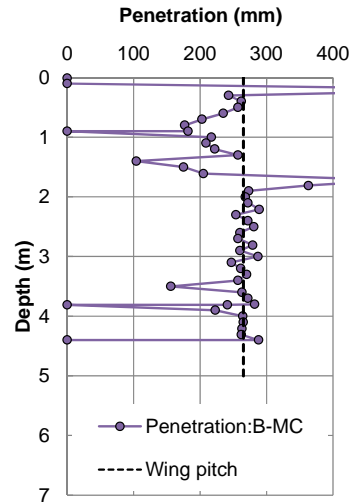


Figure 5.7 Penetration (B-MC)

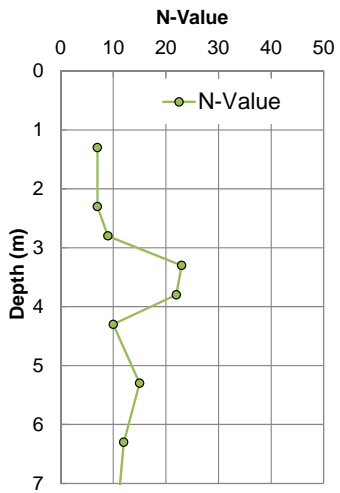


Figure 5.8 N-value

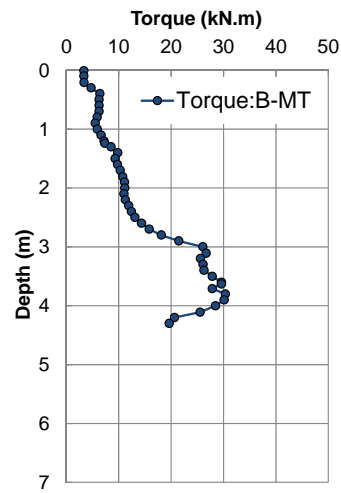


Figure 5.9 Torque (B-MT)

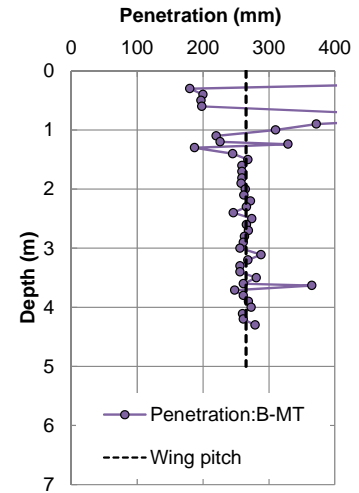


Figure 5.10 Penetration (B-MT)

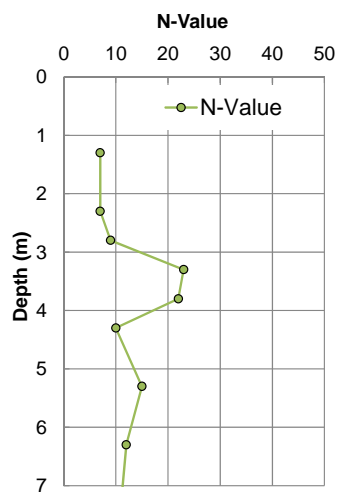


Figure 5.11 N-value

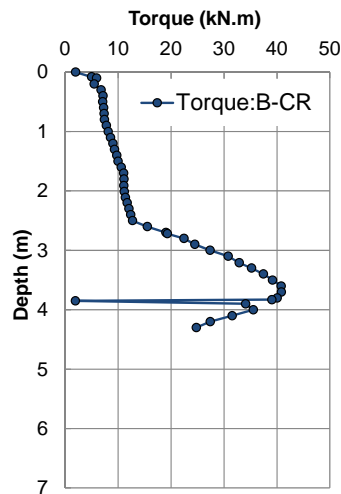


Figure 5.12 Torque (B-CR)

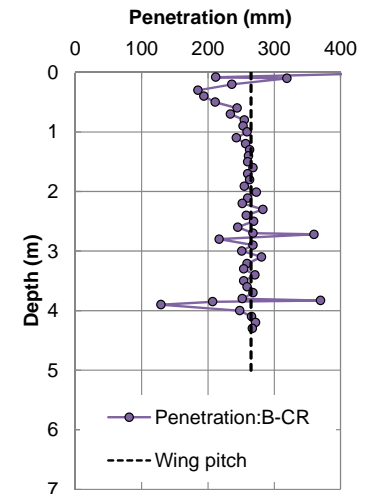


Figure 5.13 Penetration (B-CR)

回転貫入施工後およそ 1.5 ヶ月の養生期間を設け、試験杭の鉛直載荷試験を行った。**Figure 5.14** に載荷方法を示す。模型実験時と同様に、初期荷重を 0kN とした上で、単調載荷の場合には一様漸増荷重を、繰返し載荷の場合には荷重ステップ毎に 3 回の繰返し荷重を杭頭に作用させ、支持力確認を行った。また、載荷速度は、概ね 80kN/min とした。

ここで、載荷時の杭頭荷重は、次式で考えることができる。

$$R = R_{uf} + R_{mf} + R_e \quad (5.1)$$

ここに、 R は杭頭荷重、 R_{uf} は上部の周面摩擦力、 R_{mf} は中央の周面摩擦力（以下「中央摩擦力」）、 R_e は先端支持力を示す。なお、 R_e は模型実験における杭先端羽根の支持力 R_{ew} と杭先端面の支持力 R_p を足したものに相当する。また、それぞれの値は、**Figure 5.3** に示す歪ゲージから、 $R_c \cdot R_t$ は G1、 R_{uf} は G1-G2、 R_{mf} は G2-G3、 R_e は G3 の値として算出する。

模型実験時と同様に、まず押し込み・引抜き方向の単調載荷試験を実施し、各方向の第 2 限界抵抗力 R_{max} (R_{max+} and/or R_{max-} : 杭頭変位が羽根径の 10% に至るまでの最大杭頭支持力) を求めた上で、その 1/6 を荷重刻みとし、繰返し載荷試験を実施した。但し、繰返し載荷にて、杭頭変位が $d_{15}=39.8\text{mm}$ (羽根径の 15%) に達した場合には、変位制御に切り替え押し引き両方向の杭頭変位が d_{15} に達するまで試験を継続した。

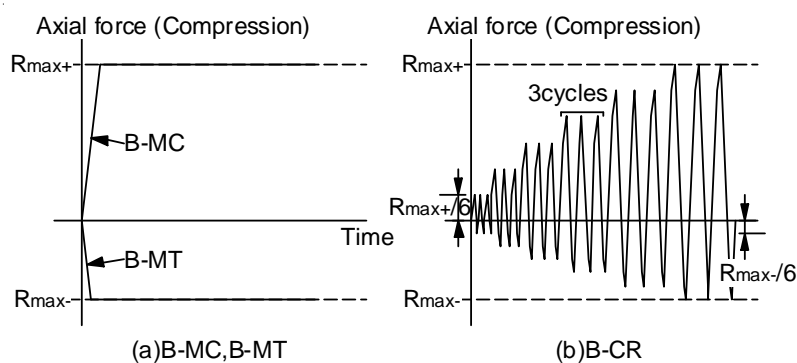


Figure 5.14 Loading patterns

5.3 実大スパイラル杭の載荷実験の結果

5.3.1 実大スパイラル杭の単調載荷試験

Photo 5.5、5.6 に実大スパイラル杭の単調押し込み試験 (B-MC)、単調引抜き試験 (B-MT) の試験装置を、Figure 5.15、5.16 に B-MC の、Figure 5.17、5.18 に B-MT の荷重—先端変位関係および軸力分布図を示す。また、Figure 5.19 に単調載荷時の各部の抵抗力と杭頭変位の関係を、Table 5.3 に基準変位時における各部の押し込み・引抜き支持力とその寄与率を示す。試験体は、杭先端部が N 値 10 程度の粘性土層に打ち止められているため、模型実験に比べ先端支持力の寄与率が小さく、押し込み方向では支持力全体の 90%、引抜き方向では 92%を周面摩擦力 ($R_{uf}+R_{mf}$) が占めている。



Photo 5.5 Monotonic compressive loading (B-MC)



Photo 5.6 Monotonic tensile loading (B-MT)

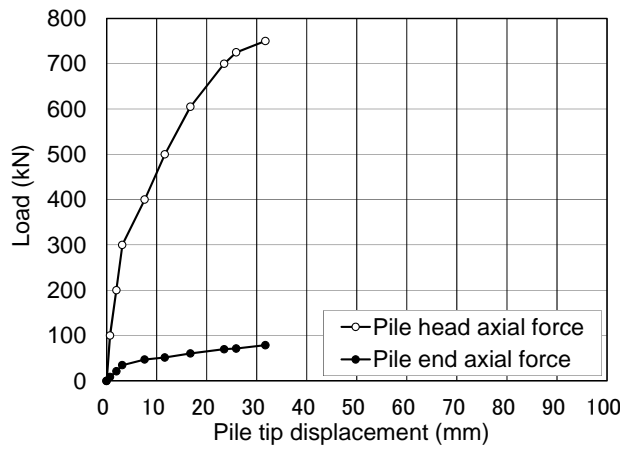


Figure 5.15 Axial force vs pile displacement : Monotonic compressive loading (B-MC)

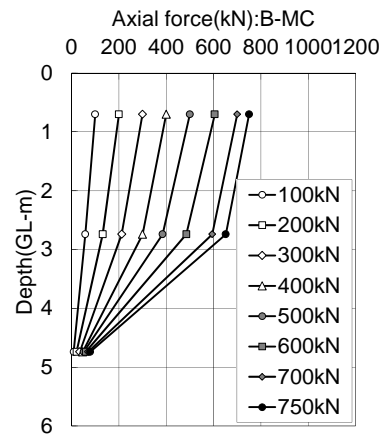


Figure 5.16 Axial force vs depth : Monotonic compressive loading (B-MC)

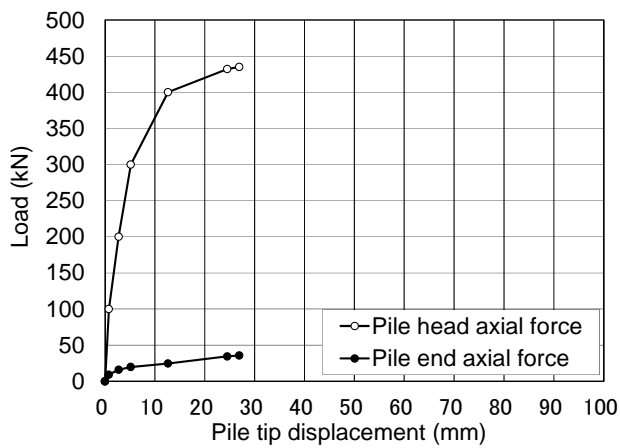


Figure 5.17 Axial force vs pile displacement : Monotonic tensile loading (B-MT)

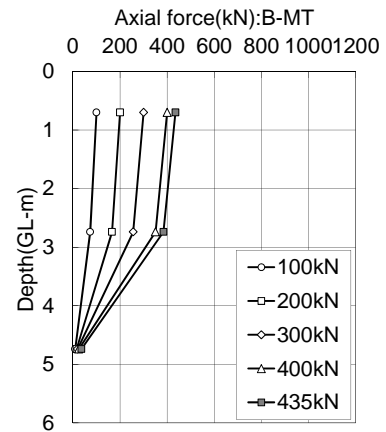


Figure 5.18 Axial force vs depth : Monotonic tensile loading (B-MT)

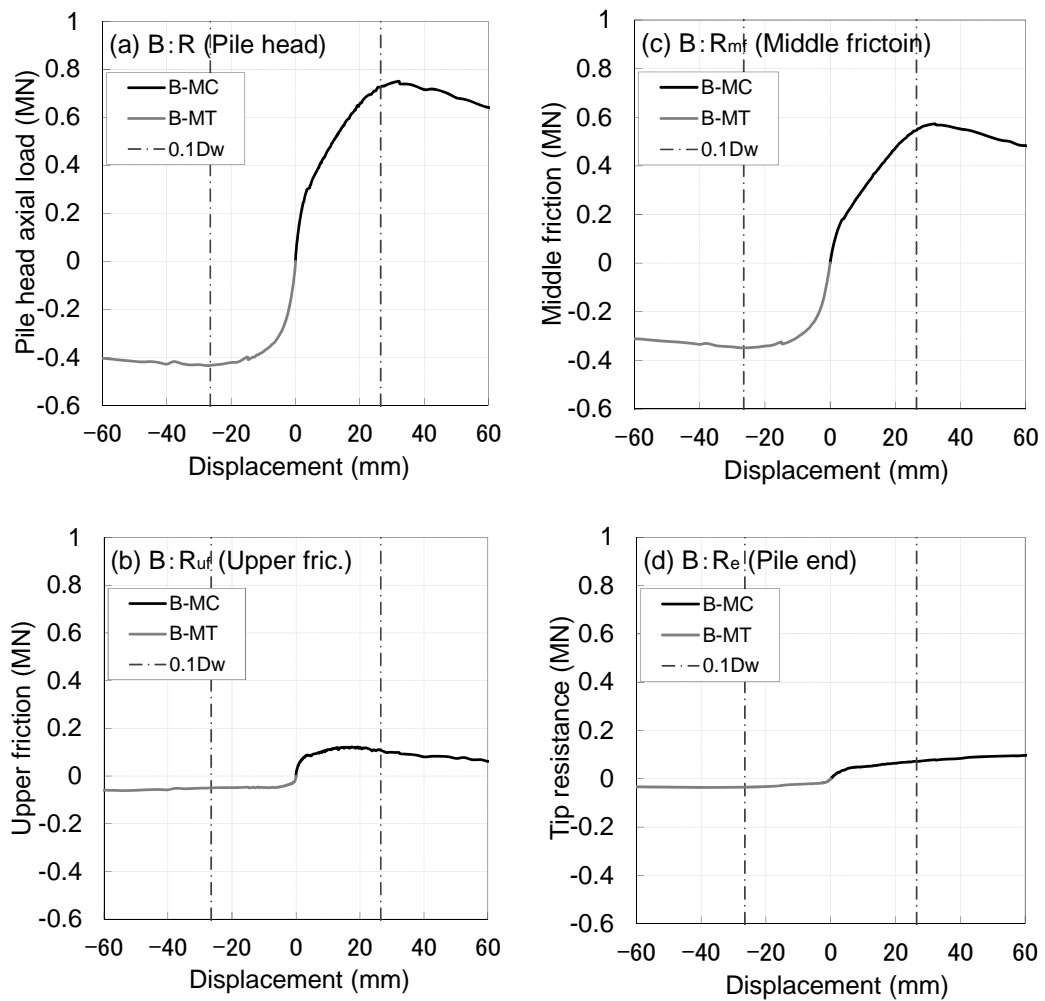


Figure 5.19 Relation between axial force and pile displacement : Monotonic loading

Table 5.3 Bearing capacity & Pullout resistance: Monotonic loading

Test case	R (kN)	R_{uf} (kN)	R_{mf} (kN)	R_e (kN)
B-MC	726 [100%]	109 [15%]	546 [75%]	72 [10%]
B-MT	-434 [100%]	-50 [12%]	-348 [80%]	-35 [8%]

Figure 5.20 に実大スパイラル杭の単調荷重試験の結果を、模型実験時と比較して示す。この図では比較がし易いように、変位に関しては羽根径で、各部の抵抗力に関しては羽根径の 10%変位までの最大値で、正規化し表示している。実大スパイラル杭の上部摩擦部、先端支持力については、絶対値が小さい上に、模型地盤と異なる粘性土地盤での抵抗力を示しているため、両者の荷重-変位関係は異なっている。一方で、杭頭支持力、中央摩擦力については、両者ともほぼ同じ荷重 - 変位関係となる。これは、実大スパイラル杭の中央摩擦部が杭頭支持力の 8 割を占めていること、その中央摩擦力は模型実験時と同じ砂の摩擦力であることに因るものと推測される。この比較から、加圧砂地盤タンクと模型杭を使った単調荷重時の支持力性状は、実杭のようすをよく再現できていると考えることができる。

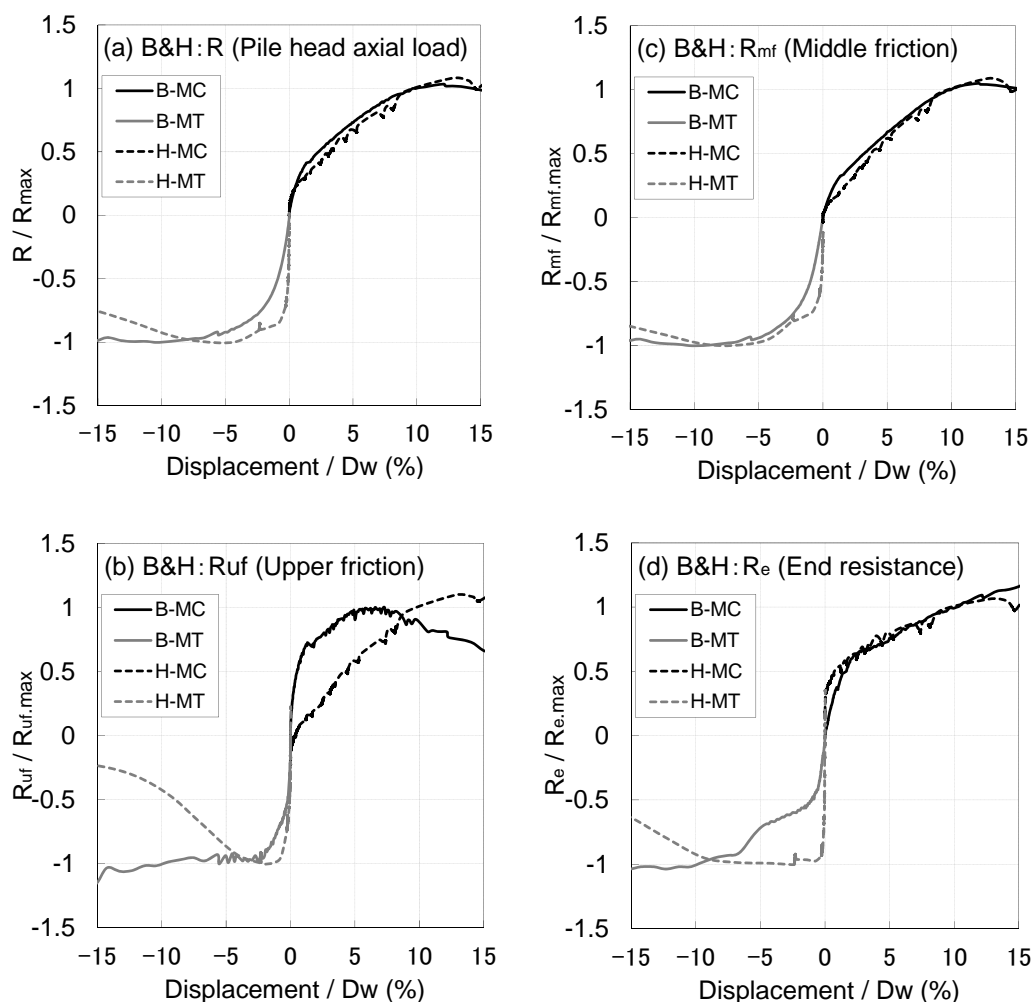


Figure 5.20 Relation between normalized axial force and normalized pile displacement: Monotonic loading

ここで、実大スパイラル杭の中央摩擦力 R_{mf} は、次式で与えられるものと仮定する。

$$R_{mf} = \pi D_w L \tau_s \quad (5.2)$$

ここで、

$$\tau_s = c + \sigma'_h \tan \phi \quad (5.3)$$

$$\sigma'_h = \gamma z K + 2c\sqrt{K} \quad (5.4)$$

ここに、 D_w は羽根径、 L_s は中央摩擦力の測定区間、 τ_s は地盤のせん断耐力、 c は地盤の粘着力、 σ'_h は杭の材軸に対し直角方向の有効土圧、 ϕ は地盤の内部摩擦角、 γ は地盤の有効単位体積重量、 z は中央摩擦力測定区間の平均付深さまでの各層の層厚、 K は地盤の土圧係数である。押し込み側・引抜き側の中央摩擦力 $R_{mf}=546(\text{kN})$ 、 $-348(\text{kN})$ から、(5.2)～(5.4)式より $\phi=37.7^\circ$ ($\tan 37.7^\circ = 0.77$) としてそれぞれの土圧係数 K を求めると、 $K = 2.70$ 、 1.14 となる。押し込み方向の土圧係数は、引抜き方向よりも大きくなっているが、これは、模型実験でも指摘したように、押し込み方向加力時の方が引抜き方向加力時よりも、ダイラタンシーの影響が大きくなることによるものと推測される。なお、これら実大スパイラル杭の土圧係数は、模型実験時の押し込み・引抜き方向の土圧 $K=0.98$ 、 0.73 に比べ大きいですが、これは、模型実験時には、回転貫入施工時の地盤タンクの拘束圧を載荷時の $1/10$ としているため、回転貫入施工の影響が小さくなっているためと推測される。

5.3.2 実大スパイラル杭の正負交番載荷試験

Photo 5.7 に実大スパイラル杭の正負交番載荷試験のようすを、Figure 5.21 に各部の抵抗力と杭頭変位の関係を示す。また、Table 5.4 に基準変位時の押し込み・引抜き支持力を示す。

1) 正負交番載荷時の杭頭荷重

Figure 5.21(a)より、実大スパイラル杭の杭頭部の荷重－変位関係は、荷重ステップ 4 ($R_{max} \times 4/6$) までは単調載荷時とほぼ同じであるが、荷重ステップ 5 ($R_{max} \times 5/6$) 以降から同一振幅の繰返し荷重による残留変位が大きくなり始めることが分かる。荷重ステップ 6 ($R_{max} \times 6/6$) の 1 サイクル目の押し込み側で目標荷重に達する前に $d_{15}=39.8\text{mm}$ まで変位が進んだため、押し込み側は変位制御に切り替えた。その直後の引抜き側で、荷重一定のまま変位が大きくなり終局に至っている。模型実験では荷重ステップ 3 ($R_{max} \times 3/6$) 以降から変位が大きくなり始め、荷重ステップ 4 ($R_{max} \times 4/6$) の 1 サイクル目の引抜き側で終局に至ったことを考えると、実大スパイラル杭の方がより大きな荷重レベルまで変位が進行せず、かつ終局時の荷重レベルも大きいことが分かる。実大スパイラル杭の基準変位時の杭頭支持力は、単調載荷時に比べ押し込み側で 85%、引抜き側で 80%となっており、この倍率は模型実験時の 75%、60%よりやや大きい。すなわち、杭頭支持力が低下する傾向は、模型実験時と同様であるが、その低下率は模型実験時より若干小さいことが分かる。

2) 正負交番載荷時の中央摩擦部の抵抗力

Figure 5.21(c)より、実大スパイラル杭の中央摩擦部では、荷重ステップ 4 ($R_{max} \times 4/6$) の押し込み側で変位が生じ始めると同時に、引抜き抵抗力の発現ポイントが原点からプラス変位側に推移している。よって、このタイミングで羽根の鉛直変位に追随して羽根上の土も下方に変形または移動し始めるものと推察される。続いて、荷重ステップ 5 ($R_{max} \times 5/6$) では押し込み側の変位が更に大きくなり、引抜き抵抗力の発現ポイントも更にプラス変位側に推移している。模型実験時には、荷重ステップ 3 ($R_{max} \times 3/6$) でプラス変位が大きくなると同時に、ゼロ荷重時の変位のスリップ区間が長くなりはじめ、引抜き抵抗力の発現ポイントが原点に戻っていったことを考えると、実大スパイラル杭は模型実験時とは異なった動きをしている。これは、模型地盤は均一の乾燥砂で作られているのに対し、実地盤は不均一な湿潤砂であるため、粒子間の隙間が少なく見かけの粘着力（サクシオン）も作用するために、砂が移動しにくくなっていることに因るものと推測される。荷重ステップ 6 ($R_{max} \times 6/6$) の 1 サイクル目の押し込み側で d_{15} に達した後の引抜き側で荷重一定のまま変位が大きくなり、終局に至っている。基準変位時の摩擦力は、単調載荷時に比べ押し込み・引抜き側でそれぞれ 75%、50%であり、この倍率は模型実験時の 60%、45%に比べ大きい。すなわち、摩擦抵抗力が低下する傾向は、模型実験時と同様であるが、その低下率は模型実験時より若干小さいことが分かる。これは、実大スパイラル杭では、ゼロ荷重時に変位がスリップする現象が生じていないことから、周面摩擦力の低下のメカニズムが、模型実験時とは異なることを示唆している。すなわち、模型実験ではゼロ荷重時に砂の粒子自体

が移動し地盤の変形が進むことで、抵抗力が小さくなっているのに対し、実大杭実験では、押込み方向では羽根下方の地盤のひずみが大きくなり、また引抜き方向では羽根上方の地盤が下方に変形または移動し地盤が緩むことで、両方向の鉛直剛性が小さくなり、抵抗力が小さくなっているものと推測される。



Photo 5.7 Cyclic reversal loading

Table 5.4 Bearing capacity & pullout resistance: Cyclic reversal loading

Test case	R (kN)	R_{uf} (kN)	R_{mf} (kN)	R_e (kN)
B-MR (Pushing)	600 [100%]	111 [18%]	412 [69%]	77 [13%]
B-MR (Pulling)	-345 [100%]	-157 [46%]	-169 [49%]	-19 [5%]

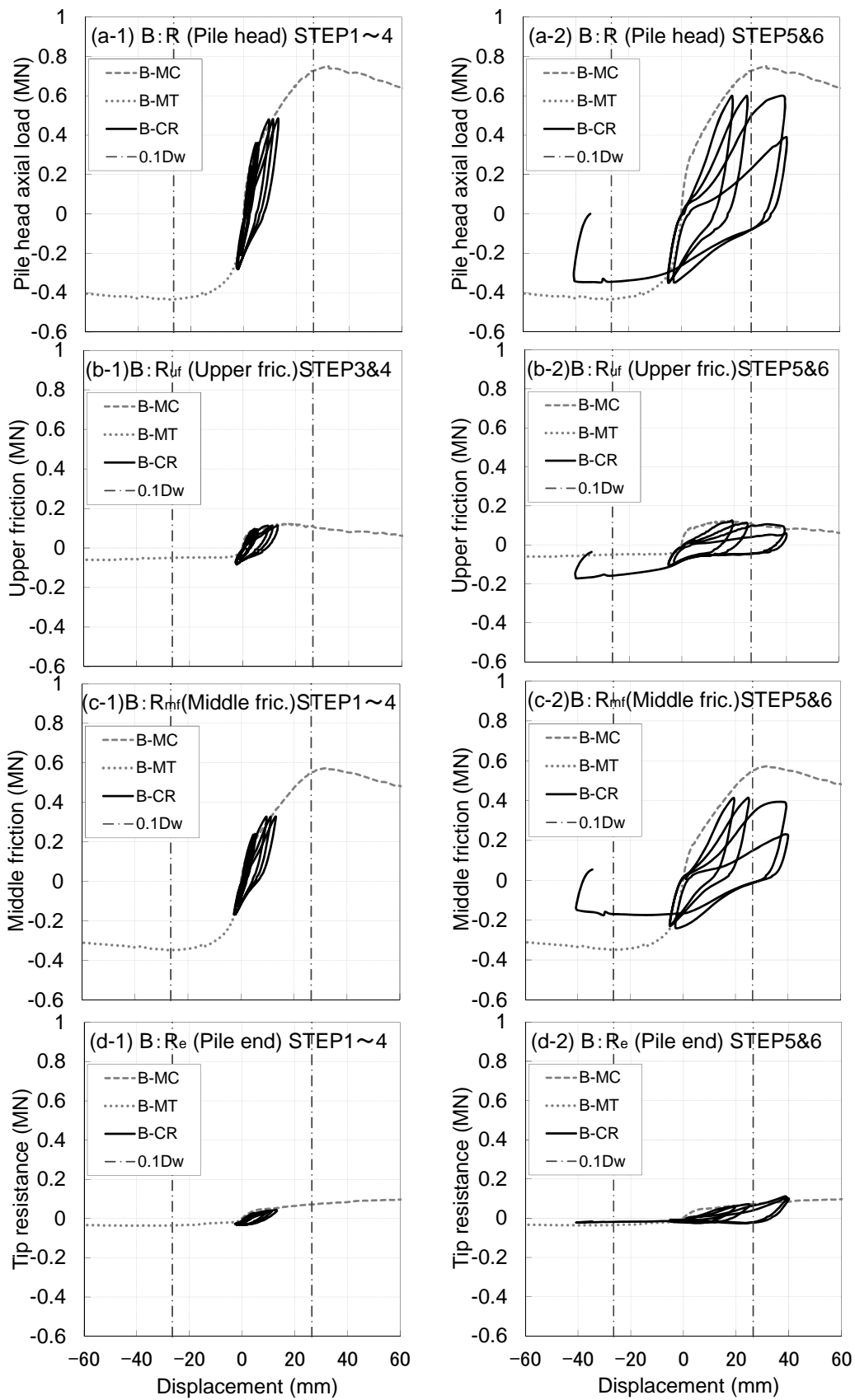


Figure 5.21 Relation of axial force with pile displacement : Cyclic reversal loading

3) 正負交番载荷時の先端部の支持力

Figure 5.14(d)より、先端部の押し込み側の荷重-変位関係は、模型実験と同様に、プラス変位が増加しても単調载荷時とほぼ同じになる。これは、杭先端地盤は模型実験と異なる粘性土であるが、先端羽根より下方の地盤には緩みが生じにくいという点で共通していることに因るものと推測される。また、引抜き側の先端抵抗力は、模型実験と同様に先端羽根1周分しか期待できないため、全体の5%程度しか占めていない。中央摩擦部と同様に、荷重ステップ5 ($R_{max} \times 5/6$) の1サイクル目で、荷重一定のままマイナス変位が増加し、終局に至っている。基準変位時の先端部の支持力は、単調载荷時に比べ押し込み・引抜き側でそれぞれ105%、55%であり、この倍率は模型実験の105%、60%と類似している。

4) 正負交番载荷による変位の増加

以上から、正負交番载荷時の実大スパイラル杭の押し込み・引抜き側の支持力は、単調载荷時に比べ小さくなることが分かった。この主な理由は、杭周面のスパイラル羽根部において、繰返し载荷の影響によりまず羽根下部の地盤のひずみが大きくなり押し込み側の剛性が低下すること、同時に羽根上の地盤も下方に変形または移動するため緩みが生じ、引抜き側の剛性も低下することによるものと推察される。

上記の推察を確認するため、Figure 5.22 にフィールド実験と模型実験におけるスパイラル杭の変位と荷重ステップの関係を示す。Figure 5.20 と同様に、変位は基準変位で正規化し表示している。繰返しによる変位の増加と抵抗力の低下がみられるが、同じ荷重レベルで比較すると、フィールド実験の方が模型実験に比べ、変位が進んでいないことが分かる。また、実大スパイラル杭の押し込み方向では荷重ステップ4 ($R_{max} \times 4/6$)、引抜き方向では荷重ステップ5 ($R_{max} \times 5/6$) まで、繰返し荷重による変位増分が基準変位の15%以内に納まっているものの、次ステップ以降から繰返し荷重による変位が急増していることが分かる。

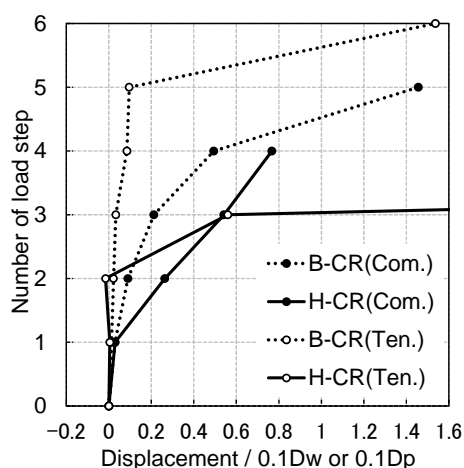


Figure 5.22 Relation between load step and Displacement: Cyclic reversal loading

5.4 まとめ

加圧砂地盤タンクと先端閉塞型のスパイラル杭（羽根径比 $D_w/D_p=1.51$ ）及び直杭の模型杭を用いた模型実験、及び開端の実大スパイラル杭（ $D_w/D_p=1.60$ ）を用いたフィールド実験にて、単調押し込み試験、単調引抜き試験、正負交番載荷試験を実施し、以下の知見を得た。

- 1) 単調押し込み・単調引抜き試験から、実大スパイラル杭の砂地盤における周面摩擦力と変位の関係は、模型試験と同様の傾向を示す。よって、模型実験から得られる単調載荷時のスパイラル杭の支持力性状は、実杭の性状を反映できている。
- 2) 正負交番載荷時の実大スパイラル杭の杭頭支持力は、押し込み側では荷重ステップ 4 ($R_{max} \times 4/6$)、引抜き側では荷重ステップ 5 ($R_{max} \times 5/6$) までは同一振幅の繰返し荷重による残留変位の増加が少ないため、単調載荷時に比べ押し込み側で 85%、引抜き側で 80% の低下に留まる。すなわち、杭頭荷重が低下する傾向は、模型実験時（押し込み側で 75%、引抜き側で 60%）と同様であるが、その低下率は小さい。両試験とも、この杭頭荷重の低下は、周面摩擦力の低下に主に起因するものであり、先端部の押し込み支持力は低下しない。
- 3) 正負交番載荷時の実大スパイラル杭の周面摩擦力も、押し込み側では荷重ステップ 4 ($R_{max} \times 4/6$)、引抜き側では荷重ステップ 5 ($R_{max} \times 5/6$) までは同一振幅の繰返し荷重による残留変位の増加が少ないため、単調載荷時に比べ、押し込み側で 75%、引抜き側で 50% の低下に留まる。すなわち、周面摩擦力が低下する傾向も、模型実験時（押し込み側で 60%、引抜き側で 45%）と同様であるが、その低下率は小さい。この低下率の差は、模型実験時には、回転貫入施工時の地盤タンクの拘束圧を載荷時の 1/10 としているため、回転貫入施工による地盤の締固め効果が小さくなっていることに加え、模型地盤は均一の乾燥砂で作られているのに対し、実地盤は不均一な湿潤砂であるため、粒子間の隙間が少ない上に見かけの粘着力（サクシオン）も作用するため、杭周囲の砂が動きにくくなっていることに因るものと推測される。
- 4) 正負交番載荷時の実大スパイラル杭の先端部の押し込み支持力は、模型実験時と同様に、単調載荷時に比べ低下しない。これは、両試験とも、杭先端の押し込み支持力は、ゆるみが生じにくい先端羽根より下方の地盤で決まっていることに因るものと推測される。

第5章の参考文献

- 5.1) 小松章, 青木一二三, 棚村史朗, 西岡英俊: 回転圧入鋼管杭の鉛直交番載荷試験 (その1), 第38回地盤工学研究発表会講演集, pp.1487-1488, 2003.7.
- 5.2) 平嶋裕, 青木一二三, 棚村史朗, 西岡英俊: 回転圧入鋼管杭の鉛直交番載荷試験 (その2), 第38回地盤工学研究発表会講演集, pp.1489-1490, 2003.7.
- 5.3) 時松孝次, 稲村溪, 鈴木比呂子, 和田昌敏, 眞野英之: 正負交番鉛直荷重が直杭および羽根付杭の鉛直支持力・引抜き抵抗力に与える影響, 日本建築学会構造系論文集, 第681号, pp.1683-1689, 2012.11.
- 5.4) H. Suzuki, K. Inamura, K. Tokimatsu, M. Wada, and H. Mano, "Estimation of bearing capacity and pull-out resistance of a pile with or without a ring plate in alternately cyclic loading based on centrifugal model tests, Proc. 10th International Conference on Urban Earthquake Engineering, CUEE, Tokyo Institute of technology, Paper No. 10, 379-384, 2013
- 5.5) 卜部光平, 時松孝次, 鈴木比呂子, 浅香美治: 鉛直交番荷重を受ける羽根付杭の杭径および羽根径が鉛直支持力・引抜き抵抗力に与える影響, 日本建築学会構造系論文集, 第713号, pp.1113-1122, 2015.7.

第6章 スパイラル杭の設計支持力式の提案

6.1 はじめに

第2章、第3章では、模型杭や実大杭を用いた単調押込み試験を行い、杭周面摩擦力と地盤のせん断耐力との比較を行うことで、スパイラル杭の周面摩擦支持力は羽根外径を直径とする円筒面の滑りせん断破壊で評価できることが明らかとなった。しかし、この周面摩擦力の大きさに関しては、施工時の杭周辺地盤の締固め効果の違いなどにより、敷地地盤に応じて変化するものと考えられる。そのため、第3章で得られた周面支持力性能をそのまま実務に反映することは難しいものとする。そこで、本章では、第2章、第3章で得られた支持力機構に基づき、これまで実施してきた載荷試験データを整理し、統計的な観点から単調載荷時のスパイラル杭の周面摩擦支持力式について検討を行う^{6.1)}。

また、第4章、第5章では、模型杭や実大杭を用いた、単調押込み試験、単調引抜き試験、正負交番載荷試験を実施し、繰返し荷重下のスパイラル杭の周面摩擦支持力は単調載荷時に比べ低下し、その低下率は実大杭の方が模型杭よりも小さいことが明らかとなった。そこで、第5章で得られた成果を基に、単調載荷時に対する繰返し載荷時の周面摩擦力の低下率を設定し、繰返し荷重下のスパイラル杭の周面摩擦支持力式についても提示する。

6.2 載荷実験データ

6.2.1 敷地地盤と試験杭

Table 6.1 に検討対象とする試験杭の一覧を示す。敷地は全部で 5 箇所あり、合計 8 試験体に対し鉛直載荷試験を実施している。また、Table 6.2 に杭周面摩擦力データを採取した、敷地名、杭周囲の地盤種別、摩擦力計測区間の地表面からの平均深さ、当該区間の地盤の N 値、羽根径比 D_w/D_p 、羽根ピッチ比 P/D_w を示す。

6.2.2 載荷実験データ

Figure 6.1 にスパイラル杭の姿図を、Figure 6.2、6.3 に杭径、羽根径比毎の摩擦データ数を示す。全試験データの内、杭径に関しては 400mm 以上 500mm 未満のものが 73% を占め、羽根径に関しては 1.0 以上 2.0 未満のものが 93% を占めていることが分かる。

Table 6.1 Test case

Location	Address	Pile dia. D_p (mm)	Wing dia. D_w (mm)	Wing pitch P(mm)	Number of pile
Sakai	Sakai town, Ibaraki	165	300	300	1
Sakai	Sakai town, Ibaraki	216	300	300	1
Koga	Koga city, Ibaraki	400	600	600	2
Koga	Koga city, Ibaraki	400	500	500	1
Tokai	Tokai city, Aichi	114	265	265	1
Kasuya	Kasuya town, Fukuoka	400	600	600	1
Nakijin	Nakijin town, Okinawa	700	900	700	1

Table 6.2 Sample list

Location	Soil classification	Depth GL-(m)	N-value	D_w/D_p	P/D_w	Number of tests
Sakai	Loam	2.2	3.0	1.82	1.0	1
Sakai	Loam	2.2	3.0	1.39	1.0	1
Koga	Loam & Tuffaceous clay	3.1	1.3	1.50	1.0	1
Koga	Sand	5.3	4.0	1.50	1.0	1
Koga	Sand	7.8	23.5	1.50	1.0	2
Koga	Silty sand	9.5	8.5	1.50	1.0	2
Koga	Loam & Tuffaceous clay	3.1	1.3	1.20	1.0	1
Koga	Sand	5.3	4.0	1.20	1.0	1
Koga	Sand	7.8	23.5	1.20	1.0	1
Koga	Silty clay	9.5	8.5	1.20	1.0	1
Tokai	Solid consolidated clay	12.0	23.0	1.85	1.0	1
Kasuya	Sand	2.3	7.5	1.50	1.0	1
Nakijin	Silty clay	4.2	6.3	1.29	0.8	1

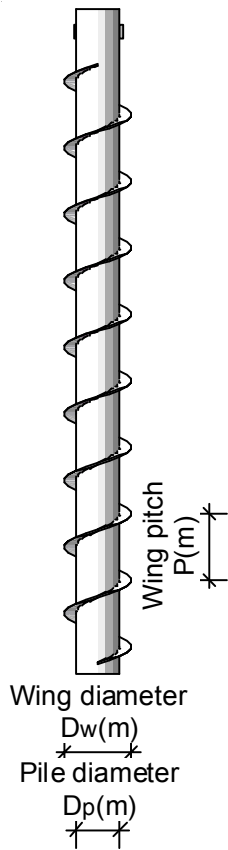


Figure 6.1 Spiral pile

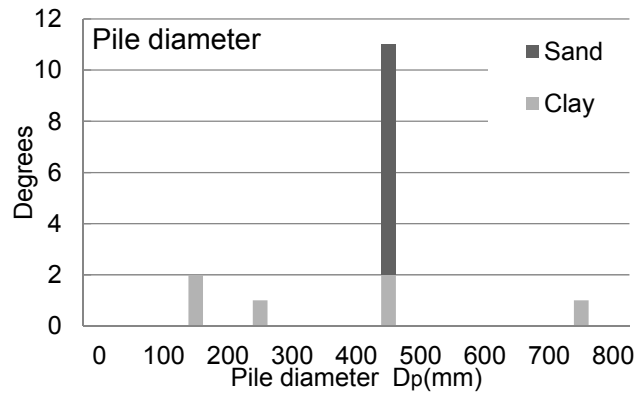


Figure 6.2 Pile diameter

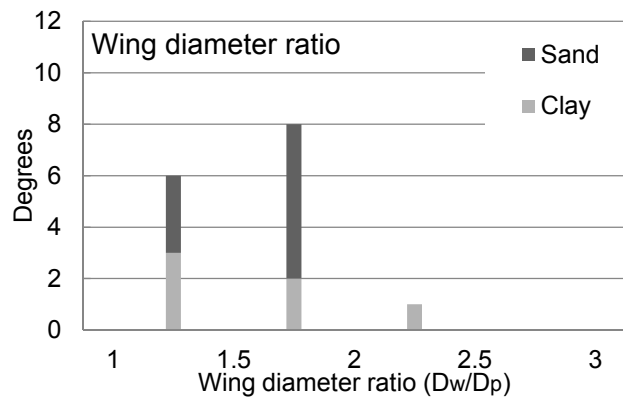


Figure 6.3 Wing diameter ratio

6.3 スパイラル杭の周面摩擦力度

6.3.1 スパイラル杭の支持力メカニズム

第2章、第3章に示した、加圧砂地盤と模型杭（杭径 $D_p=48.6\text{mm}$ 、羽根径比 $D_w/D_p=1.41\sim 1.71$ 、羽根ピッチ比 $P/D_w=0.8\sim 1.2$ ）を使用した室内実験^{6.2)}や実大杭（杭径 $D_p=400\text{mm}$ 、羽根径比 $D_w/D_p=1.2\sim 1.5$ 、羽根ピッチ比 $P/D_w=1.0$ ）を用いたフィールド実験^{6.3)}などから、スパイラル杭の周面摩擦力は、羽根径を直径とする円筒面の地盤のせん断強度で評価できることが分かっている。支持力の検討に使用する載荷実験データは、上記羽根径比・羽根ピッチ比の範囲に含まれるものが87%と大部分を占めている。そこで、本論で扱うスパイラル杭の周面支持力は、次式で与えられ得るものと仮定する。

$$R_u = (\tau_s L_s + \tau_c L_c) \psi \quad (6.1)$$

$$\psi = \pi D_w \quad (6.2)$$

ここに ψ はスパイラル羽根径を直径とする円の周長、 D_w はスパイラル羽根径、 τ_s は砂質地盤の摩擦力度、 τ_c は粘土質地盤の摩擦力度、 L_s は杭周囲の砂質地盤に接する長さ(m)、 L_c は杭周囲の粘性土地盤に接する長さ(m)を示す。

6.3.2 砂質地盤の摩擦力度（摩擦支持力係数 β の評価）

我が国では、砂質地盤の杭周面摩擦力度を、国土交通省告示第1113号^{6.4)}に従い、次式で評価することが一般的である。

$$\tau_s = \beta N_s \quad (6.3)$$

ここに、 β は砂質地盤の杭周面摩擦力係数、 N_s は杭周囲の砂質地盤の平均 N 値を示す。そこで、スパイラル杭の β についてまず評価を行うこととする。

Table 6.3 に、各試験データから得られた β を、Table 6.4 に β の評価に使ったサンプル数、平均値 a 、標準偏差 σ 、変動係数 σ/a を示す。ここで、載荷試験から得られた最大周面摩擦力 τ_{max} は、杭先端変位が羽根径の10%に達するまでの最大値を採用している。表より、データ数が十分ではないが、スパイラル杭の β の平均値は12.5であり、標準偏差 σ は6.7になることが分かる。また、Figure 6.4 に砂地盤の平均 N 値 N_s と最大周面摩擦力 τ_{max} の実測値との関係を示す。建築基礎構造設計指針^{6.5)}では、全載荷試験データの75%が算定式による τ_{max} を上廻るような係数 (= (平均 - 0.67 × 標準偏差 σ) : 以下「75%超過係数」) を求め、支持力を評価している。そこで75%超過係数を用いた次式により、周面支持力を評価する。

$$\tau_s = (12.5 - 0.67 \times 6.7) N_s \cong 8 N_s \quad (6.4)$$

このスパイラル杭の周面支持力は、打込み杭^{6.5)}の $2N_s$ に対し4.0倍、先端支持型回転杭^{6.6)}の $1N_s$ に対し8.0倍と、かなり大きいことが分かる。また、スパイラル杭の β の変動係数 $\sigma/a=0.53$ は、打込み杭^{6.5)}の0.65、先端支持型回転杭^{6.6)}の0.96より小さいことが分かる。これは、打込み杭や先端支持型回転杭の周面摩擦力は、施工による地盤の乱れの影響を受けやすい杭周辺の砂地盤と鋼管表面間の摩擦力で周面摩擦力が決まるのに対し、スパ

イラル杭の周面摩擦力は、施工による地盤の乱れの影響を受けにくい羽根外径面の砂のせん断力で決まるためと思われる。

Table 6.3 Coefficient of shaft friction for sand β

Location	N-value	τ_{\max} (kPa)	β
Koga	4.0	109	27
Koga	23.5	145	6
Koga	8.5	108	13
Koga	23.5	193	8
Koga	8.5	134	16
Koga	4.0	42	11
Koga	23.5	162	7
Koga	8.5	160	19
Kasuya	7.5	47	6

Table 6.4 Mean value and standard deviation of β

Sample number	Mean value a	Deviation σ	σ/a
9	12.5	6.7	0.53

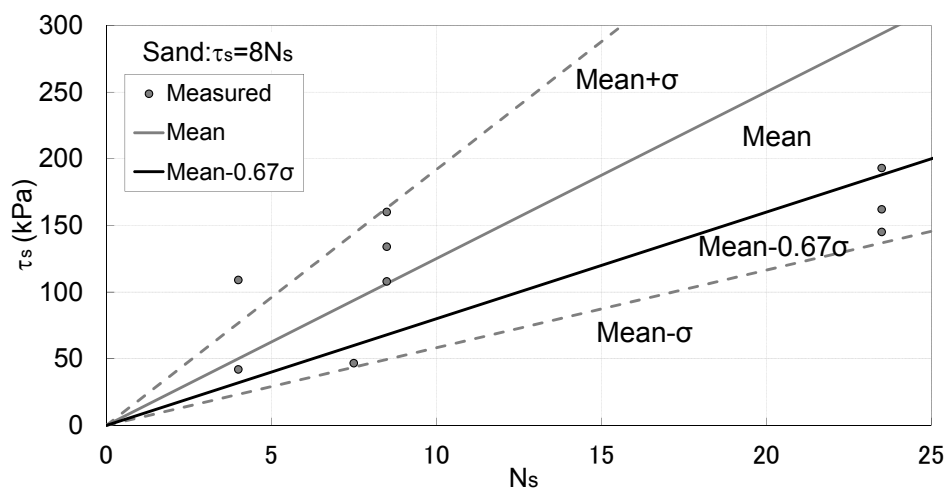


Figure 6.4 Relation between N_s and τ_{\max}

6.3.3 砂質地盤の摩擦力度（土圧係数 K_s の評価）

欧米諸国では、我が国と異なり次式で周面摩擦力を評価^{6.7)6.8)}することが多い。

$$\tau_s = K_s \sigma'_v \tan \phi \quad (6.5)$$

ここに、 K_s は土圧係数、 σ'_v は摩擦力算定区間の平均有効上載圧(kPa)、 ϕ は砂地盤の内部摩擦角を示す。(5)式に従えば、杭周面に作用する直応力 $K_s \sigma'_v$ と摩擦係数 $\tan \phi$ の積として周面摩擦力を求めることになるが、この時、土圧係数 K_s をどのような値に設定すべきかが問題となる。そこで、載荷試験の結果を基に、この土圧係数について検討を行うこととする。

Table 6.5 に各試験データから得られた K_s を、Table 6.6 に K_s の評価に使ったサンプル数、平均値 a 、標準偏差 σ 、変動係数 a/σ を示す。ここで、内部摩擦角のデータがないケースでは、畑中ら^{6.5)6.9)}が提案している(6.6)式を用いて、拘束圧に応じて補正した N 値 N_1 から、内部摩擦角を推定している。

$$\phi = \sqrt{20N_1 + 20} \quad (3.5 \leq N_1 \leq 20) \quad (6.6)$$

$$\phi = 40 \quad (20 < N_1) \quad (6.7)$$

ただし、

$$N_1 = N \sqrt{98/\sigma'_v} \quad (6.8)$$

表より、土圧係数の平均値は $K_s = 2.3$ （静止土圧係数 $K_0 = 0.5$ の 4.6 倍）であり、標準偏差 σ は 0.6 になっていることが分かる。また、この時の変動係数は 0.27 となり、N 値比例で評価した前節の β の変動係数 0.53 よりも小さいことが分かる。よって、(6.5)式を用いることにより、N 値比例の場合と同等以上の精度で、周面摩擦力を予測することが出来るであろう。

ここで、Figure 6.5 に有効上載圧と摩擦係数の積である $\sigma'_v \tan \phi$ と最大周面摩擦力 τ_{max} の実測値との関係を示す。ここでも、前節と同様に 75%超過係数を用いた(6.9)式による最大周面摩擦力 τ_{max} を評価する。

$$\tau_s = (2.3 - 0.67 \times 0.6) \sigma'_v \tan \phi = 1.8 \sigma'_v \tan \phi \quad (6.9)$$

(6.9)式の土圧係数 $K_s = 1.8$ は、静止土圧係数 $K_0 = 0.5$ の 3.6 倍に相当し、大きな土圧が杭に作用していることが分かる。これは、既往の実大スパイラル杭を用いたフィールド実験^{6.3)}でも考察したように、スパイラル杭の施工時に杭先端が閉塞し、空洞になった杭体の体積分だけ周辺地盤を締め固めていることに因るものと推測される。

Table 6.5 Coefficient of earth pressure K_s

Location	σ'_v (kPa)	ϕ (degrees)	τ_{max} (kPa)	K_s
Koga	58.8	30*	109	3.2
Koga	78.3	39	145	2.3
Koga	92.5	36	108	1.6
Koga	78.3	39	193	3.1
Koga	92.5	36	134	2.0
Koga	58.8	30*	42	1.2
Koga	78.3	39	162	2.6
Koga	92.5	36	160	2.4
Kasuya	31.8	36*	47	2.0

* ϕ estimated by equation (6.6)

Table 6.6 Mean value and standard deviation of K_s

Sample number	Mean value a	Deviation σ	σ/a
9	2.3	0.6	0.27

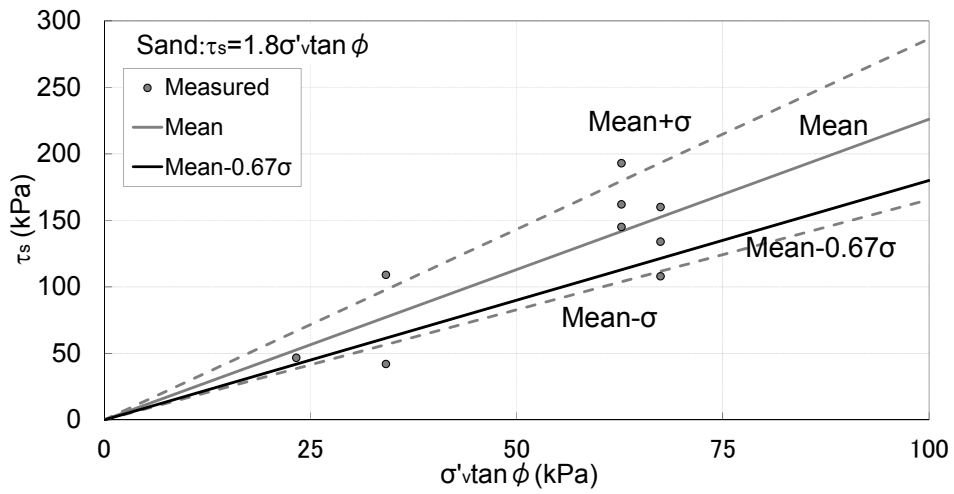


Figure 6.5 Relation between $\sigma'_v \tan \phi$ and τ_{max}

6.3.4 粘性土地盤の摩擦力度（摩擦支持力係数 γ の評価）

粘性土地盤の杭周面摩擦力については、日本・欧米とも同じ考え方に基づく評価式(6.5)(6.7)(6.8)を採用しており、次式のように表現することができる。

$$\tau_c = \gamma c_u \quad (6.10)$$

ここに、 γ は粘土質地盤の杭周面摩擦力係数、 c_u は杭周囲の粘土質地盤の粘着力(kPa)を示す。Table 6.7 に、各試験データから得られた γ を、Table 6.6 に γ の評価に使ったサンプル数、平均値 a 、標準偏差 σ 、変動係数 σ/a を示す。ここで、実験結果の評価に使用した地盤の一軸圧縮強度は、室内土質試験を実施しているもののみ採用し、N 値からの推定値などは採用していない。表より、データ数が限られているが、 γ の平均値は 1.42 であり、標準偏差は 0.45 であることが分かる。また、Figure 6.8 に粘着力 c_u と最大周面摩擦力 τ_{\max} の実測値との関係を示す。ここでも、75%超過係数を用いて最大周面摩擦力 τ_{\max} を次式により評価する。

$$\tau_c = (1.42 - 0.67 \times 0.45) \cdot c_u = 1.0c_u \quad (6.11)$$

粘性土地盤における杭の周面摩擦力は、土のせん断強さと密接な関係があることが指摘されており、軟弱粘土層や正規圧密粘土層では、杭近傍の地盤内で滑りが生じるため γ はほぼ 1.0 となる一方で、粘着力が大きな粘土層や過圧密粘土層では、杭と地盤との境界面で滑りが生じるだけでなく、施工の影響による強度低下も発生しやすいため、 $\gamma < 1.0$ になることが文献(6.5)に示されている。そのため、打込み杭の場合には、粘土質地盤の過圧密比や杭の径長さ比に応じて変化する支持力係数 ($\gamma = 0.35 \sim 1.0$) が紹介(6.5)されている。一方、先端支持型回転杭の支持力係数(75%超過の支持力係数)を、文献(6.9)に記載された載荷試験データから求めると、 $\gamma = 0.5$ となる。よって、スパイラル杭の周面支持力は、施工が容易な軟弱粘土層における打込み杭と同等の、先端支持型回転杭の 2.0 倍の支持力に相当していることが分かる。また、スパイラル杭の γ の変動係数 $\sigma/a=0.32$ は、先端支持型回転杭(6.6)の 0.79 より小さいことが分かる。これは、羽根ピッチ通りの回転貫入施工を行うスパイラル杭では、摩擦支持力の評価を行う羽根外周面に、地盤の乱れが生じにくいことに因るものと推察される。

Table 6.7 Coefficient of shaft friction for clay γ

Location	c_u (kPa)	τ_{max} (kPa)	γ
Sakai	29	29	1.00
Sakai	29	58	2.00
Koga	24	24	1.00
Koga	24	34	1.42
Tokai	253	268	1.06
Nakijin	54	111	2.06

Table 6.8 Mean value and standard deviation of γ

Sample number	Mean value a	Deviation σ	σ/a
6	1.42	0.45	0.32

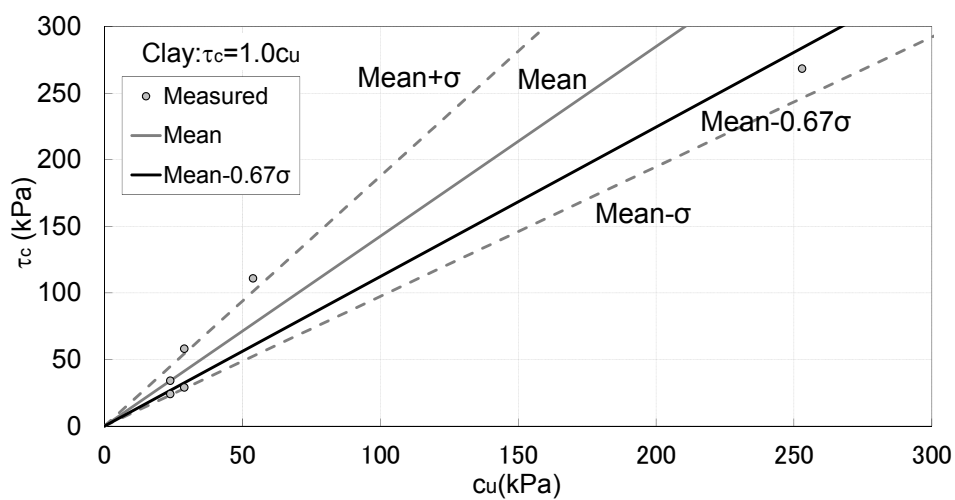


Figure 6.6 Relation between c_u and τ_{max}

6.4 繰返し荷重下におけるスパイラル杭の周面摩擦力度

6.4.1 繰返し荷重下の周面摩擦力の低下率

第4章、第5章では、スパイラル杭の模型杭、実大杭を用いて、単調押し込み試験、単調引抜き試験、一方向繰返し押し込み試験（模型杭のみ実施）、正負交番載荷試験を実施し、繰返し荷重下のスパイラル杭の周面支持力について検討を行った。その結果、単調載荷試験時に対し、繰返し荷重時のスパイラル杭の周面摩擦力（杭頭が羽根径の10%まで変位するまでの最大値）は、単調載荷時に対し低下することが分かった^{6.10}。Table 6.9に周面摩擦力の低下率を示す。表より、一方向の繰返し載荷時の杭周面摩擦力は、単調載荷時に比べ低下しないことが分かる。一方、正負交番載荷時の杭周面摩擦力は、単調載荷時に比べ低下し、その低下率は模型杭実験の方が実大杭実験より大きいことが分かる。これは、模型杭実験では粒子が揃った乾燥砂を用いて実験を行っているため、粒子が不均一で水分を含んだ実地盤よりも、砂が移動しやすく周面支持力の低下が発生しやすいことに因るものと推測される。よって、模型杭実験の結果は、実地盤に比べ周面摩擦力にとって不利な条件で得られた結果と捉えることができる。

また、第4章、第5章の実験から、繰返し荷重が作用していても変位が急増することなく、安定した挙動を示す最大の荷重ステップも把握することも出来た。Table 6.10に安定した挙動を示す最大の荷重ステップを示す。表より、模型杭実験では $2/6R_u$ （ R_u ：杭頭沈下量が羽根径の10%に達するまでの杭頭支持力の最大値）、実大杭実験では $4/6R_u$ の荷重レベルまでであれば、正負交番繰返し荷重が作用しても、安定した挙動を示すことが分かる。この結果は正負交番繰返し荷重を受けるストレート杭などに対する既往の研究^{6.11)・6.15)}と整合しており、妥当な結果が得られているものと考えられる。

Table 6.9 Reduction rate of shaft friction due to cyclic loading

Loading condition	Model test	Full-scale test
Monotonic compressive	1.00	1.00
Cyclic compressive	0.98	—
Cyclic reversal	0.59	0.75

Table 6.10 Maximum load step acceptable for cyclic loading

Loading condition	Model test	Full-scale test
Cyclic reversal	$2/6R_u$	$4/6R_u$

6.4.2 繰返し荷重下の砂質地盤の摩擦力度（摩擦支持力係数 β の評価）

6.3.2 項より、75%超過係数を用いて、砂質地盤におけるスパイラル杭の杭周面摩擦力度 τ_{\max} を、次式により評価する。

$$\tau_s = \beta N_s = 8N_s \quad (6.12)$$

ここに、 β は砂質地盤の杭周面摩擦力係数、 N_s は杭周囲の砂質地盤の平均 N 値を示す。6.4.1 項より、実大スパイラル杭では、繰返し荷重の影響により、単調載荷時の 75%まで周面摩擦力が低下することが分かっている。そこで、この支持力の低下を考慮し、繰返し荷重を受ける場合の杭の最大周面摩擦支持力は、以下の式で評価すべきと思われる。

$$\tau_s = 0.75 \times 8N_s = 6N_s \quad (6.13)$$

また、繰返し作用する荷重に対して許容できる周面摩擦支持力は、安定した杭の挙動が期待できる荷重レベルを考慮し、次式で評価すべきと考えられる。

$$\tau_s = 2/3 \times 8N_s = 5.33N_s \cong 5N_s \quad (6.14)$$

6.4.3 繰返し荷重下の砂質地盤の摩擦力度（土圧係数 K_s の評価）

6.3.3 節より、75%超過係数となる土圧係数、有効上載圧と内部摩擦角を用いて、砂質地盤におけるスパイラル杭の周面摩擦力は、次式で評価できる。

$$\tau_s = K_s \sigma'_v \tan \phi = 1.8\sigma'_v \tan \phi \quad (6.15)$$

ここに、 K_s は土圧係数、 σ'_v は摩擦力算定区間の平均有効上載圧(kPa)、 ϕ は砂地盤の内部摩擦角を示す。繰返し荷重を受ける実大スパイラル杭の周面摩擦支持力は、単調載荷時に比べ 0.75 まで低下することを考慮し、次式で評価すべきと思われる。

$$\tau_s = 0.75 \times 1.8\sigma'_v \tan \phi \cong 1.3\sigma'_v \tan \phi \quad (6.16)$$

また、繰返し作用する荷重に対して許容できる周面摩擦支持力は、前項と同様に安定した杭の挙動が期待できる荷重レベルを考慮し、次式で評価すべきと考えられる。

$$\tau_s = 2/3 \times 1.8\sigma'_v \tan \phi \cong 1.2\sigma'_v \tan \phi \quad (6.17)$$

6.4.4 繰返し荷重下の粘土地盤の摩擦力度（摩擦支持力係数 γ の評価）

6.3.4 節より、75%超過係数となる支持力係数 γ を用いて、粘性土地盤における杭周面摩擦力は、次式で評価できる。

$$\tau_c = \gamma c_u = 1.0c_u \quad (6.12)$$

ここに、 γ は粘土質地盤の杭周面摩擦力係数、 c_u は杭周囲の粘土質地盤の粘着力(kPa)を示す。繰返し荷重を受ける粘性土地盤におけるスパイラル杭の最大周面摩擦力については、繰返し載荷実験が実施できていないため、現時点で評価式を定義するのは困難である。また、繰返し作用する荷重に対して許容できる周面摩擦支持力については、他工法に関する既往の研究成果^{6.14)6.15)}を参考に、次式で評価できる可能性が示唆される。

$$\tau_c = 2/3 \times 1.0c_u \cong 0.6c_u \quad (6.12)$$

上式を検証するために、今後、粘土質地盤においても繰返し載荷試験を実施し、支持力性能を検討していくことが望ましいと考える。

6.5 まとめ

杭径 $D_p=114\sim 700\text{mm}$ 、羽根径比 $D_w/D_p=1.20\sim 1.85$ 、羽根ピッチ比 $P/D_w=0.8\sim 1.0$ の実大スパイラル杭の載荷試験を実施し、砂地盤・粘土質地盤における周面摩擦支持力について統計的な視点から検討を行った。スパイラル杭の周面摩擦力が、羽根径を直径とする円筒表面積×摩擦力度で算定できるものと仮定し、この時の杭周面摩擦力度について以下の知見を得た。

- 1) 砂質地盤におけるスパイラル杭の周面摩擦力度を βN_s で評価した場合、その 75%超過係数は $\beta=8$ であり、打込み杭 ($\beta=2$) のに対し 4.0 倍、先端支持型回転杭 ($\beta=1$) に対し 8.0 倍となる。
- 2) 砂質地盤におけるスパイラル杭の周面摩擦力度を $K_s \sigma' \tan \phi$ で評価した場合、土圧係数 K_s の 75%超過係数は $K_s=1.8$ であり、静止土圧係数 $K_0=0.5$ の 3.6 倍となる。
- 3) 粘土質地盤におけるスパイラル杭の周面摩擦力度を γc_u で評価した場合、 γ の 75%超過係数は $\gamma=1.0$ であり、打込み杭 ($\gamma=0.35\sim 1.0$) に対し 1.0~3.0 倍、先端支持型回転杭 ($\gamma=0.5$) に対し 2.0 倍となる。
- 4) 砂質地盤・粘性土地盤において、スパイラル杭の周面摩擦支持力が大きくなる理由は、①打込み杭や先端支持型回転杭と同様に、杭施工時に杭先端が閉塞し、空洞になった杭体の体積分だけ、杭周辺地盤が押し広げられ土圧係数 K_s が増加すること、②打込み杭や先端支持型回転杭では、施工による地盤の乱れの影響を受けやすい杭周辺地盤と鋼管表面との周面摩擦力で杭周面支持力が決まるのに対し、施工による地盤の乱れの影響を受けにくい羽根外周面（スパイラル羽根径を直径とする円筒面）の地盤のせん断耐力で杭周面支持力が決まることに因るものと推察される。

単調載荷時のスパイラル杭の周面摩擦力を基に、正負交番載荷時の周面摩擦支持力について、以下の知見を得た。

- 5) 正負交番荷重下のスパイラル杭の周面摩擦力は、単調載荷時に比べ低下する。本研究で行ったフィールド実験から得られた低下率は 0.75 であり、現時点では少なくともこの低減率を考慮してスパイラル杭の最大周面摩擦力を評価すべきと思われる。
- 6) 正負交番荷重を受ける実大スパイラル杭は、杭頭の支持耐力の 2/3 までの繰返し荷重（短期支持力相当）であれば、安定した挙動を示す。すなわち、繰返し荷重下のスパイラル杭の周面摩擦支持力は、単調載荷時の最大周面摩擦力の 2/3 までに抑えるべきと考えられる。

なお、上記周面摩擦力度の評価式は、打込み杭や先端支持型回転杭との違いを把握するために、少ない試験データを元に提案したものであり、そのまま実務設計に適用することは難しい。今後、より多くの試験データを蓄積し、評価式の精度を上げていく必要がある。

第6章の参考文献

- 6.1) 和田昌敏, 時松孝次, 澤石正道: 連続らせん形状の羽根を有する回転貫入杭の周面支持力, 日本建築学会技術報告集, 第 53 号, pp.83-86, 2017.2
- 6.2) 和田昌敏, 時松孝次, 澤石正道: スパイラル状の羽根を有する回転杭の貫入及び周面摩擦支持力に関する模型実験, 日本建築学会構造系論文集, 第 706 号, pp.1825-1833, 2014.12
- 6.3) 和田昌敏, 時松孝次, 澤石正道: スパイラル状の羽根を有する回転杭の貫入トルク及び周面抵抗力に関する実大実験, 日本建築学会構造系論文集, 第 714 号, pp.1287-1295, 2015.8
- 6.4) 国土交通省告示第 1113 号, 2001.7
- 6.5) 日本建築学会: 建築基礎構造設計指針, 2001
- 6.6) 土屋勉, 高坂舞: 回転貫入杭の鉛直支持力特性に関する統計的検討, 日本建築学会技術報告集, 第 21 巻, 第 49 号, pp.991-994, 2015.10
- 6.7) Orr, T. L. L. and Farrell, E. R.: Geotechnical Design to Eurocode 7, 1999.
- 6.8) US Army Corps of Engineers: Design of pile foundations, 1993.
- 6.9) 畑中宗憲, 内田明彦, 加倉井正昭, 青木雅路: 砂質地盤の内部摩擦角 ϕ d と標準貫入試験の N 値の関係についての一考察, 日本建築学会構造系論文集, 第 506 号, pp.125-129, 1998.4
- 6.10) M. Wada, K. Tokimatsu, S. Maruyama and M. Sawaishi, Effects of cyclic vertical loading on bearing and pullout capacities of piles with continuous helix wing, Soils and Foundations (2017), 10.1016/j.sandf.2017.01.010
- 6.11) 野々村佳哲, 大塚雅裕, 石田雅博, 福井次郎: 正負交番荷重を受ける杭の支持力, 第 39 回地盤工学研究発表会, pp.1469-1470, 2004.7
- 6.12) 矢島淳二, 青木雄二郎, 柴崎富士夫, 辰野正顕: 関東ローム地盤における埋め込み杭の引抜き実験—降伏荷重以下での繰返し載荷実験—, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1497-1498, 1990.10
- 6.13) 矢島淳二, 青木雄二郎, 柴崎富士夫, 辰野正顕: 打込み杭の繰返し引抜き実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1439-1440, 1991.9
- 6.14) 稲国芳, 岸田英明: 粘性土中の杭の繰返し引抜き挙動, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 438 号, pp.137-146, 1992.8
- 6.15) 稲国芳, 岸田英明: 繰返し軸荷重を受ける粘土中の杭の安定条件, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 442 号, pp.91-100, 1992.12

第7章 結論

本研究では杭周面に連続らせん形状の羽根を取り付けた摩擦支持型回転杭（「スパイラル杭」）の砂地盤における押込み支持力性能を明らかにするために、スパイラル杭の模型杭や実大杭を用いた単調押込み試験、単調引抜き試験、一方向繰返し押込み試験、一方向繰返し引抜き試験、正負交番載荷試験を実施し、周面支持力のメカニズム、周面支持力と施工トルクの関係、周面支持力性能について検討を行った。これらの検討から得られた成果と今後の課題を以下にまとめる。

静的荷重を受けるスパイラル杭の周面支持力について

スパイラル模型杭を用いた回転貫入施工・鉛直載荷実験および可視化実験、実大スパイラル杭を用いた回転貫入施工・鉛直載荷実験から、以下の知見を得た。

- 1) スパイラル杭の周面支持力は、羽根径を直径とする円筒面のせん断強度で規定できる。
- 2) 鉛直載荷試験から得られたスパイラル杭の最大周面支持力を、羽根径を直径とする円筒面での周面摩擦力度に換算してみると、静止土圧係数 $K=0.5$ を用いて算出したせん断強度の 2~6 倍になっている。すなわち、スパイラル杭の周面摩擦力を精度よく推定するためには、土圧係数を静止土圧係数~受働土圧係数の範囲で適切に設定する必要がある。
- 3) スパイラル杭の周面支持力は、回転貫入ピッチが羽根ピッチより小さくなると、大きく低下する。
- 4) スパイラル杭の回転貫入トルクは、杭先端の貫入抵抗に起因するトルクと、スパイラル羽根表面や杭軸表面に作用する摩擦力 ($K=0.5$ を用いて算出) によるトルクを合算することで、精度よく推定できる。
- 5) 鉛直支持力に寄与する周面摩擦力が回転貫入時に発現する摩擦力より大きいのは、前者の摩擦力が回転貫入施工による地盤の締固め効果により大きくなりやすい状況であることに加えて、回転貫入時に発揮される動摩擦より大きな静摩擦によって規定されることに因るものと推測される。
- 6) 杭先端面の貫入抵抗 R_p が予測でき、砂地盤の物理的性質や力学的性質、杭施工時の上載荷重が明確になっていれば、杭の貫入トルクからスパイラル杭の周面支持力を推定できる可能性がある。

正負交番繰返し荷重を受けるスパイラル杭の支持力について

スパイラル模型杭、実大スパイラル杭を用いた単調押込み試験、単調引抜き試験、正負交番載荷試験を実施し、正負交番繰返し荷重下のスパイラル杭の押込み・引抜き支持力について、以下の知見を得た。

- 1) 正負交番載荷時のスパイラル杭の押込み・引抜き方向の杭頭支持力は、単調載荷時に比べ押込み側で 60~85%、引抜き側で 60~80%まで低下する。この杭頭支持力の低下は、周面摩擦力の低下に起因するものであり、先端部（先端羽根部+杭先端面）の押込み支

持力は低下しない。

- 2) 正負交番荷時のスパイラル杭の周面摩擦力は、単調荷時に比べ押し込み側で 60～75%、引抜き側で 45～50%まで低下する。この周面摩擦力の低下率は、実大杭の方が模型杭よりも小さい。この低下率の差は、模型地盤では均一の乾燥砂で作られているのに対し、実地盤は付近一な湿潤砂であるため、粒子間の隙間が少ない上に見かけの粘着力（サクシオン）も作用するため、杭周囲の砂が動きにくくなっていることに因るものと推察される。
- 3) 正負交番荷時のスパイラル杭の先端部の押し込み支持力は、単調荷時に比べ低下しない。この理由は、杭先端の押し込み支持力は、ゆるみが生じにくい先端羽根より下方の地盤で決まっていることに因るものと推察される。

スパイラル杭の設計支持力式の提案

全 5 敷地・8 体の実大スパイラル杭の鉛直荷試験から、周面摩擦力について統計的な視点から検討を行った。スパイラル杭の周面摩擦力が、羽根径を直径とする円筒表面積×摩擦力度で算定できるものと仮定し、この時の杭周面摩擦力度について以下の知見を得た。

- 1) 砂質地盤におけるスパイラル杭の周面摩擦力度を βN_s で評価した場合、その 75%超過係数は $\beta = 8$ であり、打込み杭 ($\beta = 2$) のに対し 4.0 倍、先端支持型回転杭 ($\beta = 1$) に対し 8.0 倍となる。
- 2) 砂質地盤におけるスパイラル杭の周面摩擦力度を $K_s \sigma'_v \tan \phi$ で評価した場合、土圧係数 K_s の 75%超過係数は $K_s = 1.8$ であり、静止土圧係数 $K_0 = 0.5$ の 3.6 倍となる。
- 3) スパイラル杭の周面摩擦支持力が大きくなる理由は、①打込み杭や先端支持型回転杭と同様に、杭施工時に杭先端が閉塞し、空洞になった杭体の体積分だけ、杭周辺地盤が押し広げられ土圧係数 K_s が増加すること、②打込み杭や先端支持型回転杭では、施工による地盤の乱れの影響を受けやすい杭周辺地盤と鋼管表面との周面摩擦力で杭周面支持力が決まるのに対し、施工による地盤の乱れの影響を受けにくい羽根外周面（スパイラル羽根径を直径とする円筒面）の地盤のせん断耐力で杭周面支持力が決まることに因るものと推察される。
- 4) 正負交番荷重下のスパイラル杭の周面摩擦力は、単調荷時に比べ低下する。本研究で行ったフィールド実験から得られた低下率は 0.75 であり、現時点では少なくともこの低減率を考慮してスパイラル杭の最大周面摩擦力を評価すべきと思われる。
- 5) 正負交番荷重を受ける実大スパイラル杭は、杭頭の支持耐力の 2/3 までの繰返し荷重（短期支持力相当）であれば、安定した挙動を示す。すなわち、繰返し荷重下のスパイラル杭の周面摩擦支持力は、単調荷時の最大周面摩擦力の 2/3 までに抑えるべきと考える。

今後の課題

スパイラル杭の押し込み方向の周面摩擦支持力に関する今後の研究課題について、以下にまとめる。

【砂地盤に対して】

まず、砂地盤に対しては、単調載荷実験、繰返し載荷実験のデータを蓄積し、今後、設計支持力式の精度をより向上していく必要がある。また、本論文の正負交番載荷では、徐々に荷重レベルが大きくなり、同じ荷重を3サイクルずつ繰り返す載荷方法を採用しているが、数千回レベルの繰返し荷重が作用した場合、実際の地震動のようにランダムな繰返し荷重が作用した場合についても、支持力検討を行うことが望ましい。更に、このような繰返し載荷後に一定時間を経た時の杭の支持力性能についても検討を進めていく必要があると考える。加えて、アースアンカーとしてスパイラル杭を利用する場合には、長期引抜き荷重が作用した時の支持力性能やクリープ変形についても検討する必要があると考える。

【粘性土地盤に対して】

粘性土地盤に対しては、まだ解明できていない繰返し荷重下の支持力性能を把握することが大切である。その上で、鋭敏比の大きな粘性土などを含めた様々な地盤における単調載荷実験、繰返し載荷実験のデータを蓄積し設計支持力式の精度をより向上していくと共に、砂地盤と同様の検討を進めていくことが望ましいと考える。

以上

付録A 第6章の載荷実験の詳細

A.1 はじめに

第6章では、実大杭の載荷試験データに基づいた統計的な観点から、スパイラル杭の周面支持力について検討を行った。しかし、データを採取した地盤条件、施工状況、載荷試験結果の詳細については、記載できていない。そこで、参考資料として、これらの内容を追記する。

試験場所の所在地とそれぞれの敷地で実施した試験杭のサイズの一覧を以下に示す。

Table A.1 Location & test case

Location		Pile dia. D_p (mm)	Wing dia. D_w (mm)	Wing pitch P (mm)	Continuous helix pile
Sakai	Ibaraki	165	300	300	All Length
Sakai	Ibaraki	216	300	300	All Length
Koga	Ibaraki	400	600	600	All length
Koga	Ibaraki	400	600	600	Lower half
Koga	Ibaraki	400	500	500	All length
Tokai	Aichi	114	265	265	3m from pile tip
Kasuya	Fukuoka	400	600	600	All length
Nakijin	Okinawa	700	900	700	All length

A.2 各敷地における試験内容

A.2.1 茨城県境町における試験内容

A.2.1.1 試験体と地盤概要

茨城県稲敷郡境町の敷地では、Table A.6.2 に示す 2 試験体について、載荷試験を実施した。

Table A.2 Test case in Sakai

Test case	Pile dia. D_p (mm)	Wing dia. D_w (mm)	Wing pitch P (mm)	Pile length L (m)	Continuous helix pile
F165W300	165	300	300	6	All length
F216W300	216	300	300	6	All length

Fig. A.1 に本敷地の地盤概要を、Fig. A.2 に試験体を示す。

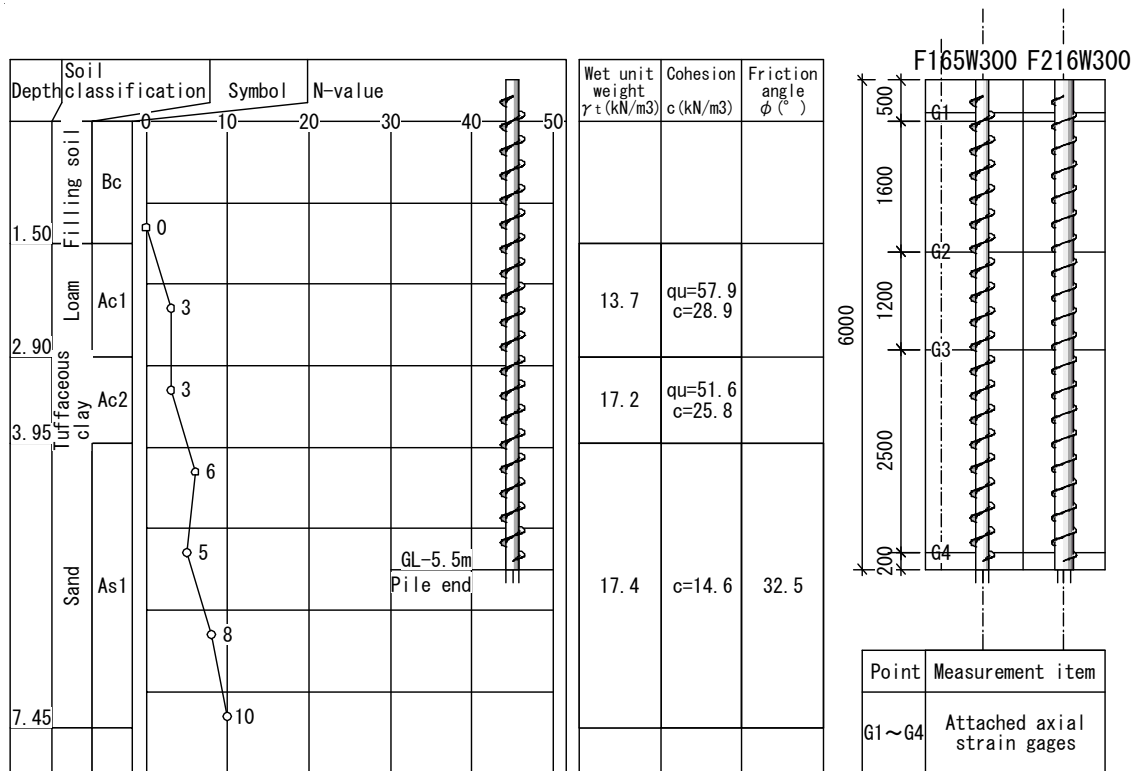


Figure A.1 Summary of SPT result

Figure A.2 Test pile

A. 2. 1. 2 施工状況

Fig. A.3 に地盤の N 値を、Fig. A.6.4 に施工時トルクを、Fig. A.5 に施工時の一回転あたりの貫入量を示す。地表面付近を除き、両杭ともほぼ羽根ピッチ通りに施工できていることが分かる。

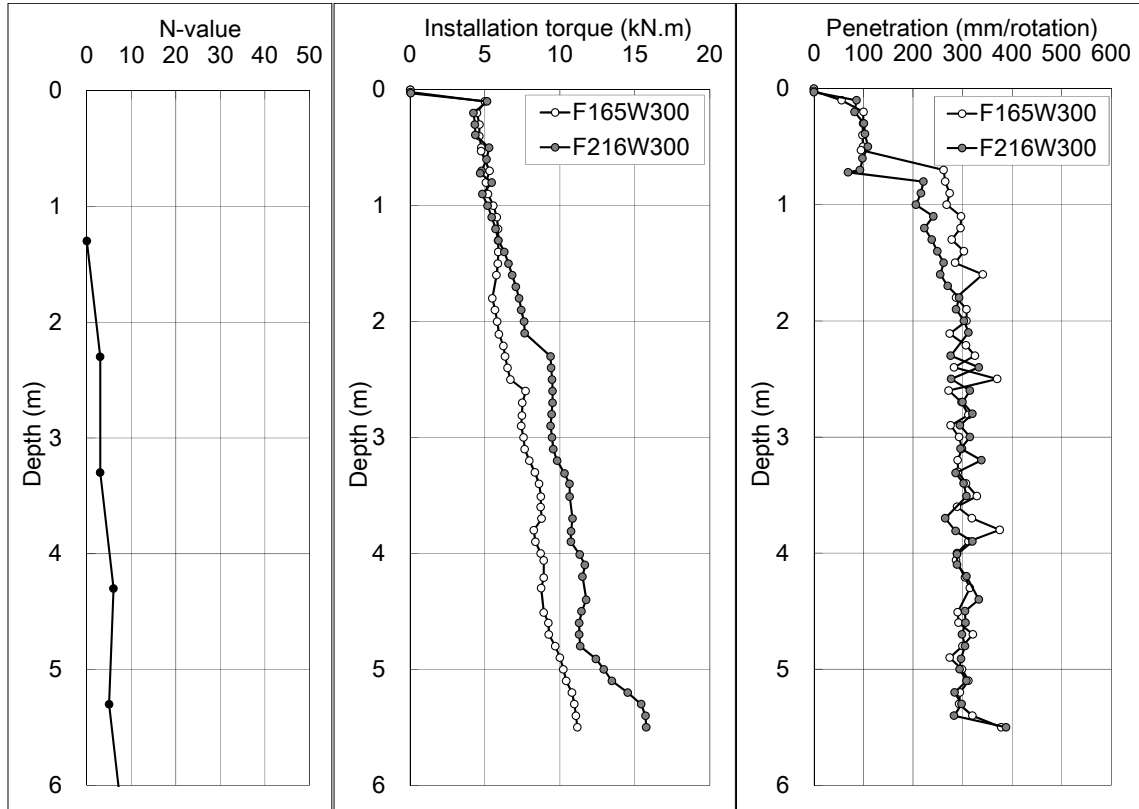


Figure A. 3 N-value

Figure A. 4 Torque

Figure A. 5 Penetration

A. 2. 1. 3 載荷試験結果

[F165W300 の載荷試験結果]

Fig. A.6 に、F165W300 の載荷試験結果を示す。また、Fig. A.7 に杭頭荷重—先端変位関係と先端荷重—先端変位関係を、Fig. A.8 にこの時の軸力分布図を示す。さらに、Table A.3 に杭先端変位が羽根径の 10%に達した時の杭頭荷重と摩擦力を、Table A.6.4 にこの時の各測定区間の摩擦力度と室内試験から得られた粘着力 c_u を示す。ローム層に該当する G2-G3 間のデータを支持力検討に使用している。

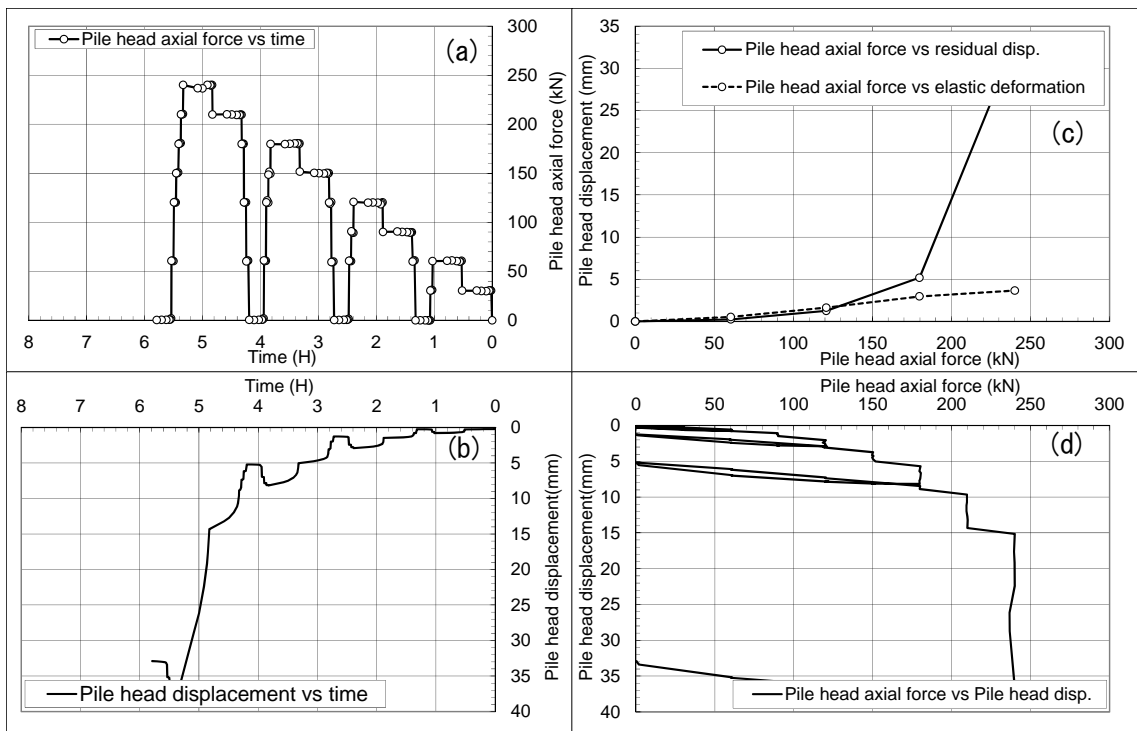


Figure A. 6 Test result of F165W300

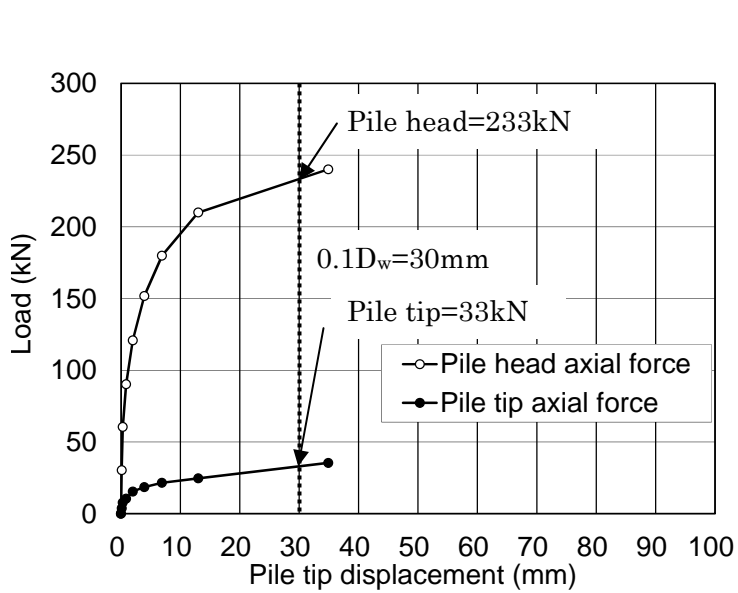


Figure A.7 Load-settlement curve

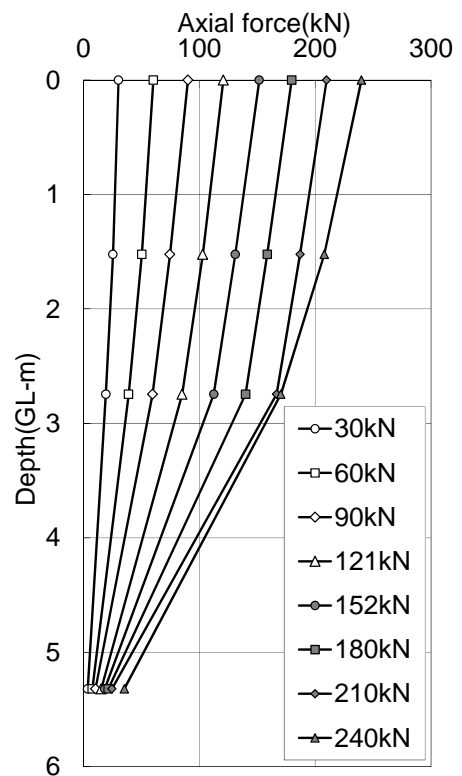


Figure A.8 Axial force

Table A.3 Axial force at 30mm settlement

Test case	Pile top G1 (kN)	G1-G2 (kN)	G2-G3 (kN)	G3-G4 (kN)	Pile end G4 (kN)
F165W300	233	30	34	137	33

Table A.4 Friction force

Test case	G1-G2 (kPa)	G2-G3 (kPa)	G3-G4 (kPa)
F165W300	21	29	56
[c_u]	-	[29]	-

[F216W300 の荷重試験結果]

Fig. A.9 に、F216W300 の荷重試験結果を示す。また、Fig. A.10 杭頭荷重—先端変位関係と先端荷重—先端変位関係を、Fig. A.11 にこの時の軸力分布図を示す。さらに、Table A.5 に杭先端変位が羽根径の 10%に達した時の杭頭荷重と摩擦力を、Table A.6 にこの時の各測定区間の摩擦力度と室内試験から得られた粘着力 c_u を示す。ローム層に該当する G2-G3 間のデータを支持力検討に使用している。

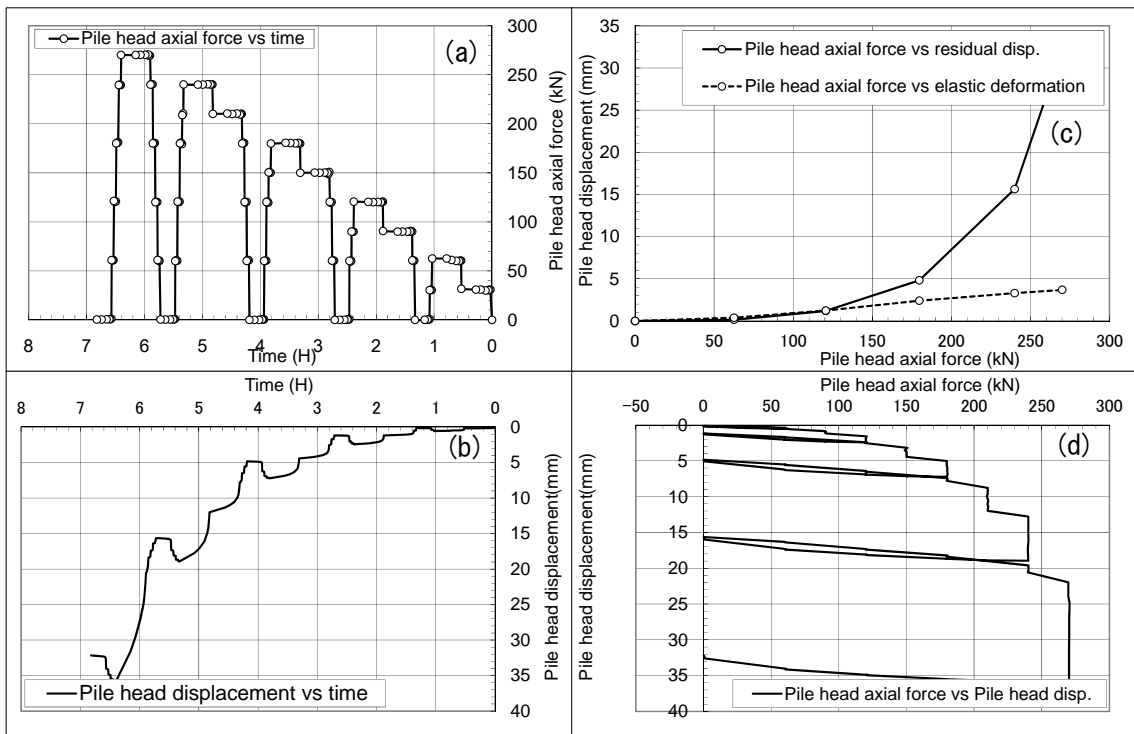


Figure A.9 Test result of F216W300

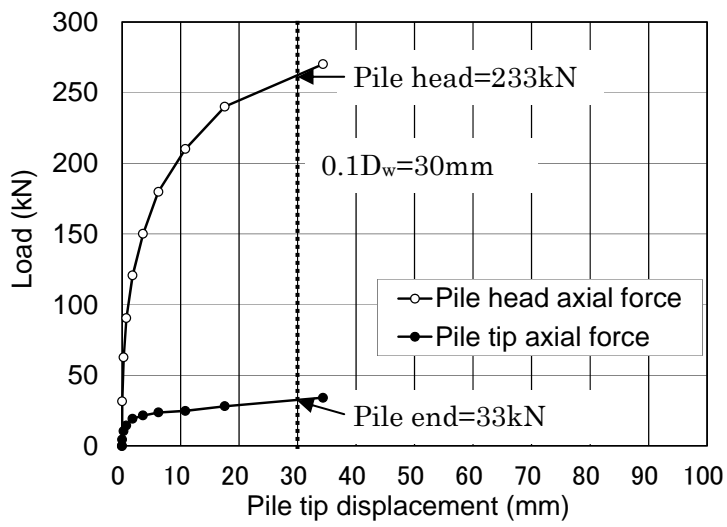


Figure A.10 Load-settlement curve

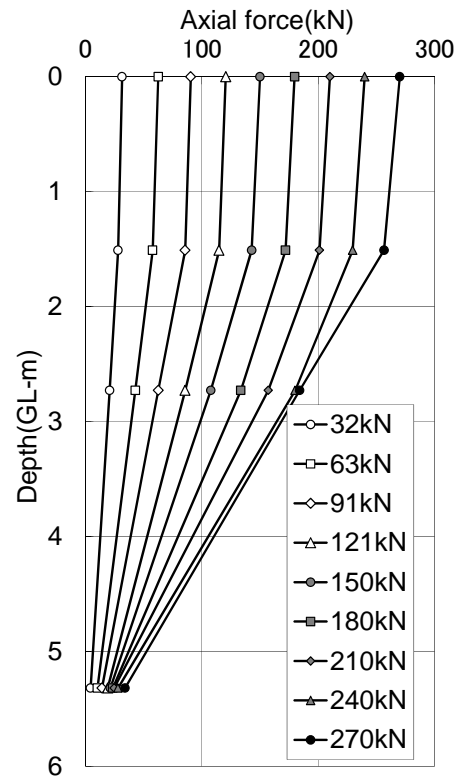


Figure A.11 Axial force

Table A.5 Axial force at 30mm settlement

Test case	Pile top G1 (kN)	G1-G2 (kN)	G2-G3 (kN)	G3-G4 (kN)	Pile end G4 (kN)
F165W300	262	13	67	151	33

Table A.6 Friction force

Test case	G1-G2 (kPa)	G2-G3 (kPa)	G3-G4 (kPa)
F165W300	9	58	62
[c _u]	-	[29]	-

A. 2. 2 茨城県古河市における試験内容

茨城県古河市の敷地では、Table A.6.7 に示す 3 試験体について、載荷試験を実施した。この載荷試験状況については、第 3 章を参照頂きたい。ただし、第 3 章の Table 3.7 に示す最大摩擦力 τ_{max} の内、W5A-C の Ds1 層については、杭先端変位=0.16D_w 時に記録された $\tau_{max}=175(\text{kPa})$ としている。一方、第 6 章の支持力評価では、杭先端変位が羽根径の 10% 変形時まで測定された最大摩擦力を採用しているため、 $\tau_{max}=175 \rightarrow 162(\text{kPa})$ に変更し、支持力式の検討を行っている。

Table A.7 test case in Koga

Test case	Pile dia. D _p (mm)	Wing dia. D _w (mm)	Wing pitch P (mm)	Pile length L (m)	Continuous helix pile
W6A-C	400	600	600	12	All length
W5A-C	400	500	500	12	Lower pile
W6L-C	400	600	600	12	All length

A. 2. 3 愛知県東海市における試験内容

A. 2. 3. 1 試験体と地盤概要

愛知県東海市の敷地では、Table A.8 に示す 1 試験体について、載荷試験を実施した。

Table A. 8 Test case in Tokai

Test case	Pile dia. D _p (mm)	Wing dia. D _w (mm)	Wing pitch P (mm)	Pile length L (m)	Continuous helix pile
F114W265	114	265	265	6	All length

Fig. A.12 に本敷地の地盤概要を、Fig. A.13 に試験体を示す。

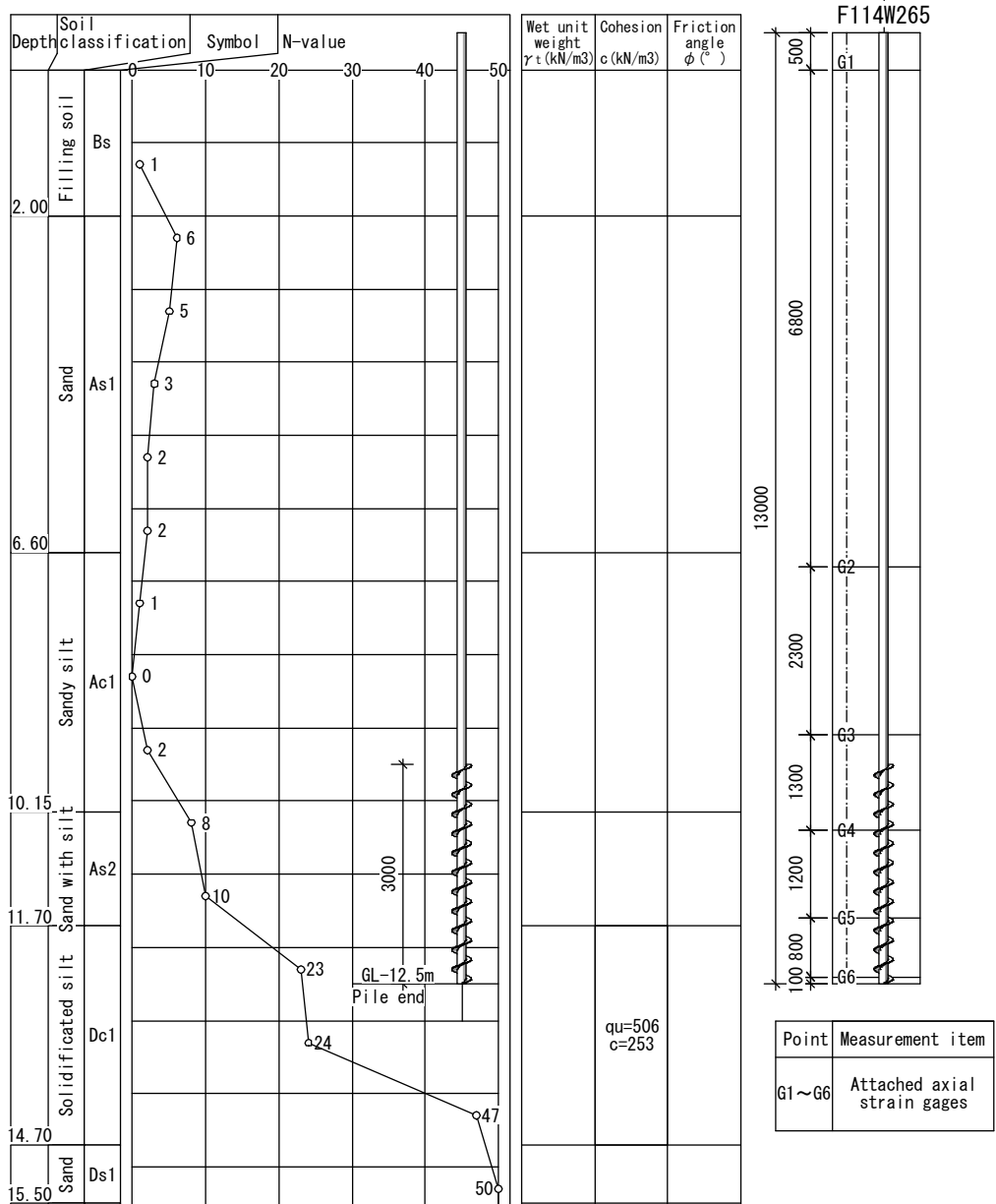


Figure A. 12 Summary of SPT result

Figure A. 13 Test pile

A. 2. 3. 2 施工状況

[F114W265 の施工状況]

Fig. A.14 に地盤の N 値を、Fig. A.15 に施工時トルクを、Fig. A.16 に施工時の一回転あたりの貫入量を示す。地表面付近を除き、ほぼ羽根ピッチ通りに施工できていることが分かる。

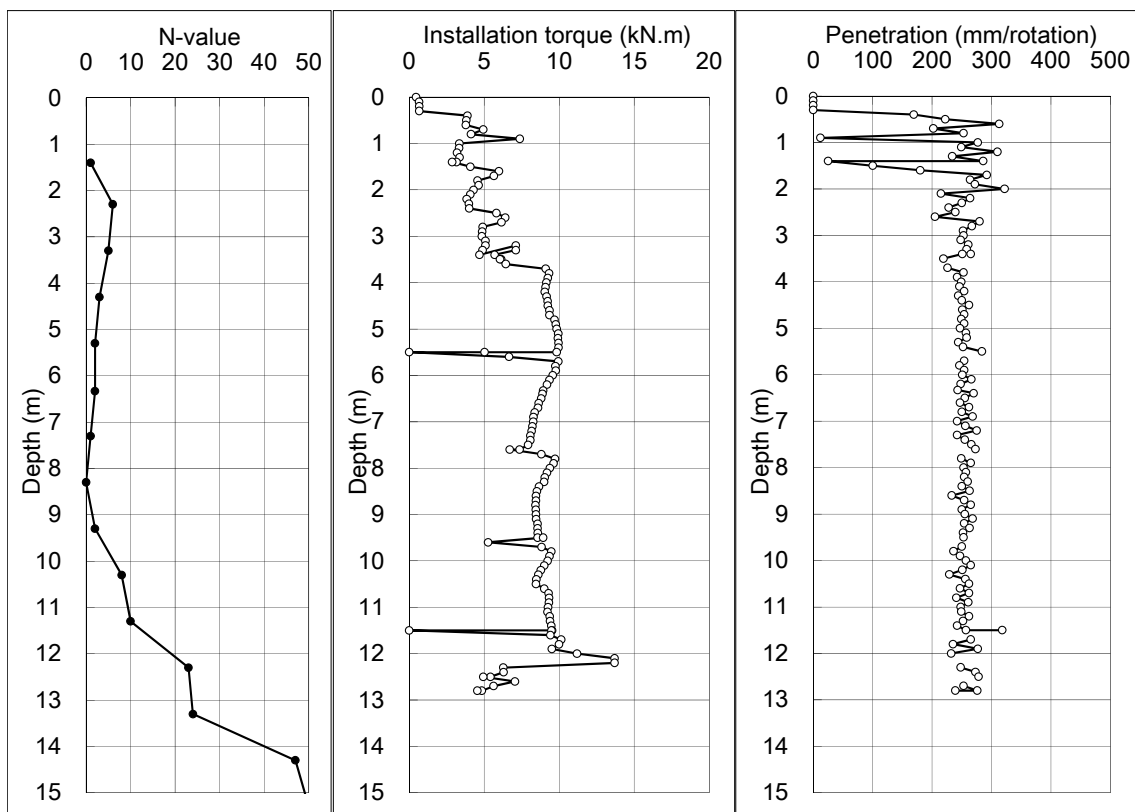


Figure A. 14 N-value

Figure A. 15 Torque

Figure A. 16 Penetration

A. 2. 3. 3 載荷試験結果

[F114W265 の載荷試験結果]

Fig. A.17 に、F114W265 試験体の載荷試験結果を示す。また、Fig. A.18 杭頭荷重—先端変位関係と先端荷重—先端変位関係を、Fig. A.19 にこの時の軸力分布図を示す。さらに、Table A.9 に基準変位時（杭先端変位=0.1D_w羽根径）の杭頭荷重と摩擦力を、Table A.10 にこの時の各測定区間の摩擦力度と室内試験から得られた粘着力 c_u を示す。固結シルト層に該当する G5-G6 間のデータを支持力検討に使用している。

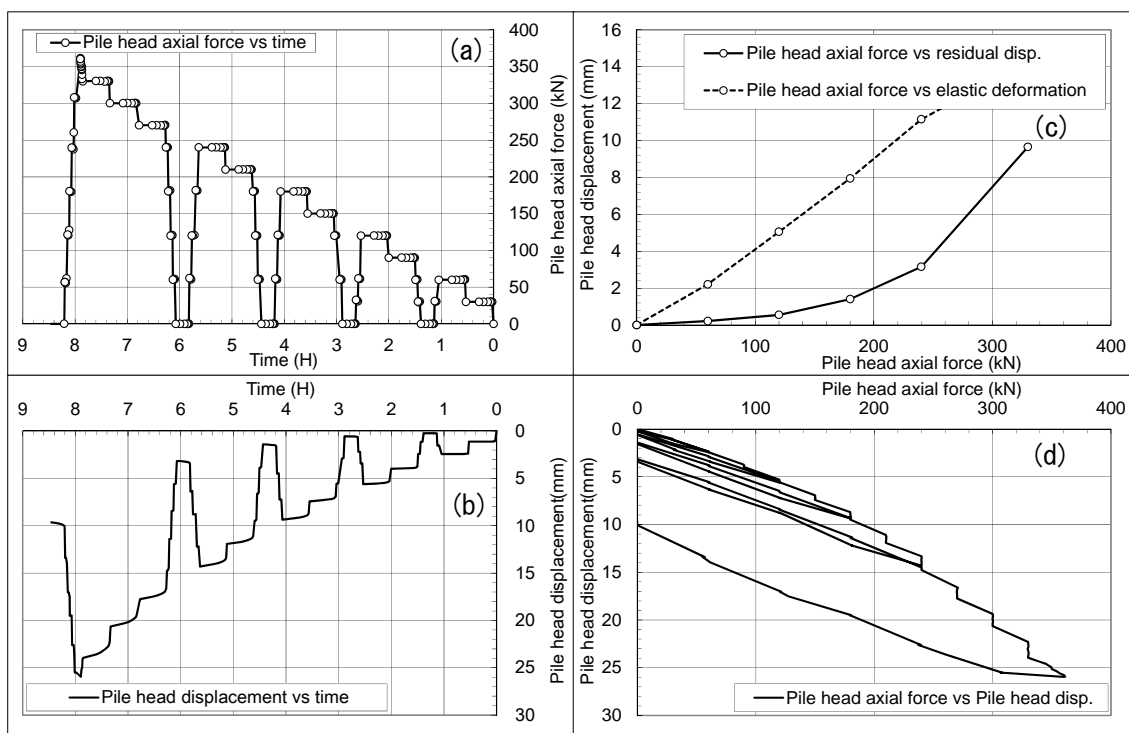


Figure A.17 Test result of F114W265

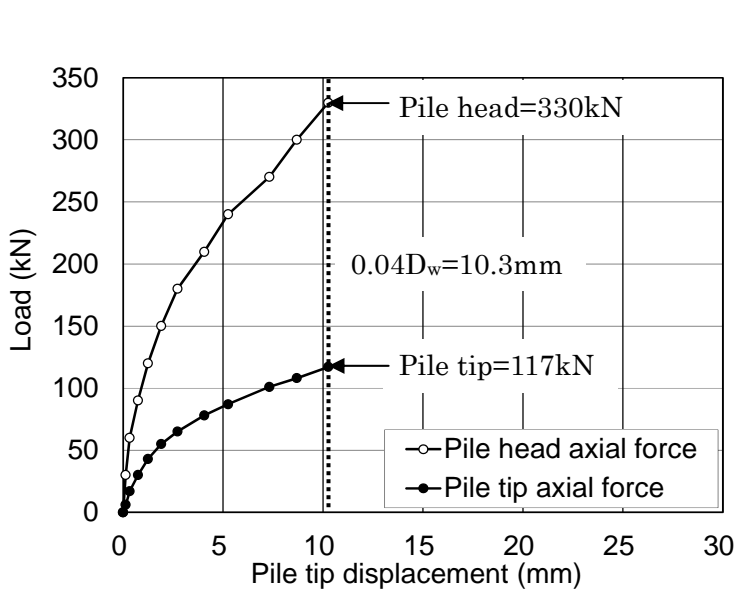


Figure A.18 Load-settlement curve

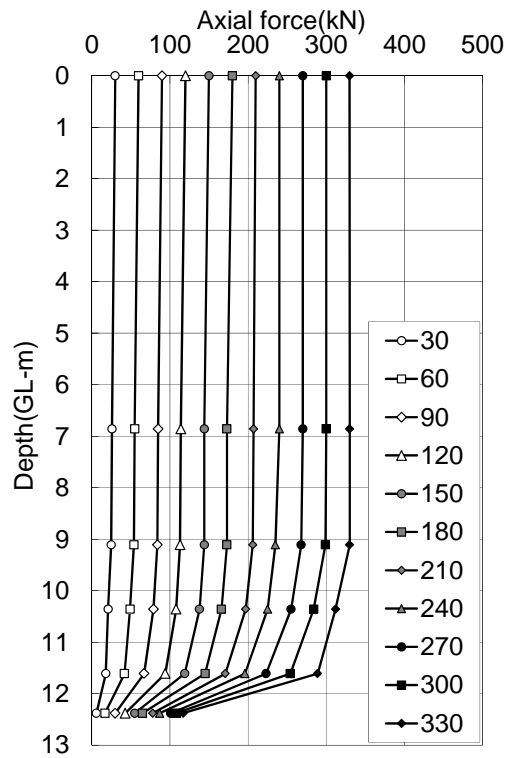


Figure A.19 Axial force

Table A.9 Maximum axial force

Test case	Pile top G1 (kN)	G1-G2 (kN)	G2-G3 (kN)	G3-G4 (kN)	G4-G5 (kN)	G5-G6 (kN)	Pile end G6 (kN)
F165W300	330	7	5	18	32	172	117

Table A.10 Friction force

Test case	G1-G2 (kPa)	G2-G3 (kPa)	G2-G3 (kPa)	G3-G4 (kPa)	G4-G5 (kPa)
F165W300	1	3	17	31	268
[c _a]	-	-	-	-	[253]

A. 2. 4 福岡県粕屋郡粕屋町における試験内容

A. 2. 4. 1 試験体と地盤概要

福岡県粕屋郡粕屋町の敷地では、Table A.11 に示す 1 試験体について、載荷試験を実施した。

Table A.11 Test case in Kasuya

Test case	Pile dia. D _p (mm)	Wing dia. D _w (mm)	Wing pitch P (mm)	Pile length L (m)	Continuous helix pile
F400W600	400	600	600	6	All length

Fig. A.20 に本敷地の地盤概要を、Fig. A.21 に試験体を示す。

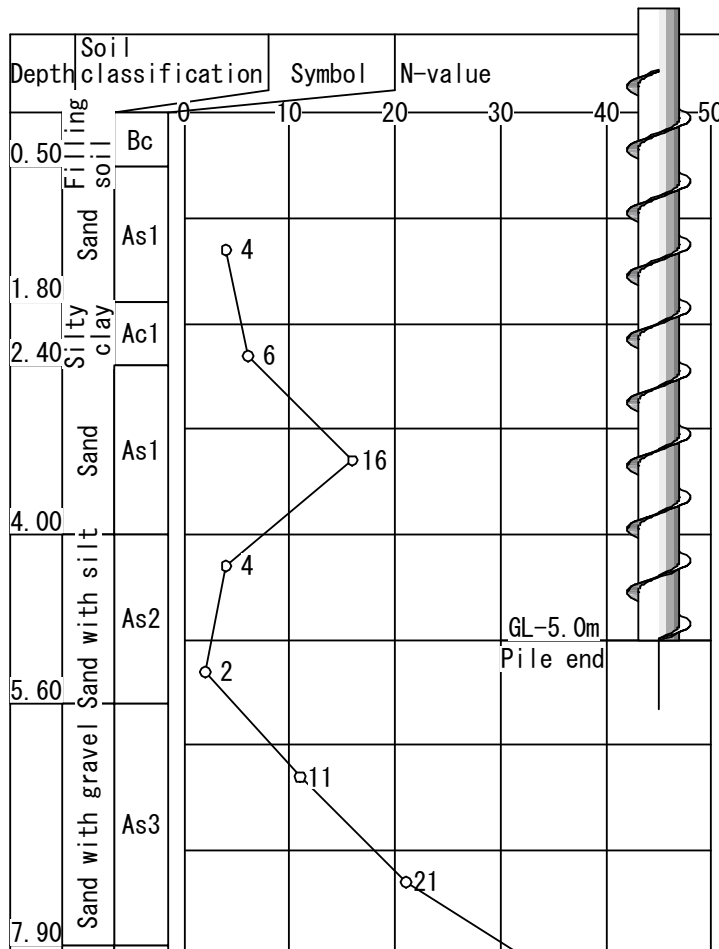


Figure A.20 Summary of SPT result

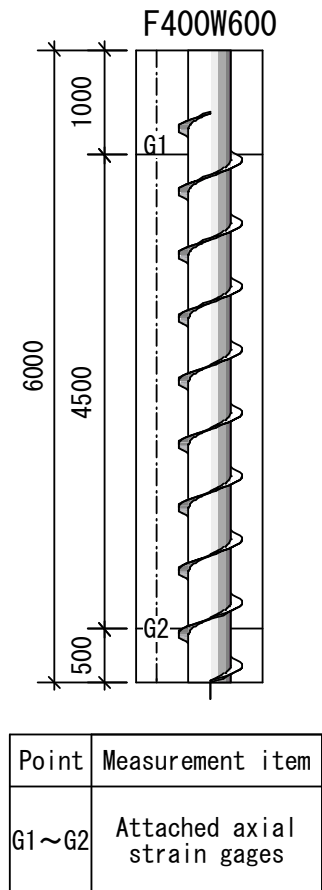


Figure A.21 Test pile

A. 2. 4. 2 施工状況

[F400W600 の施工状況]

Fig. A.22 に地盤の N 値を、Fig. A.23 に施工時トルクを、Fig. A.24 に施工時の一回転あたりの貫入量を示す。地表面付近を除き、ほぼ羽根ピッチ通りに施工できていることが分かる。

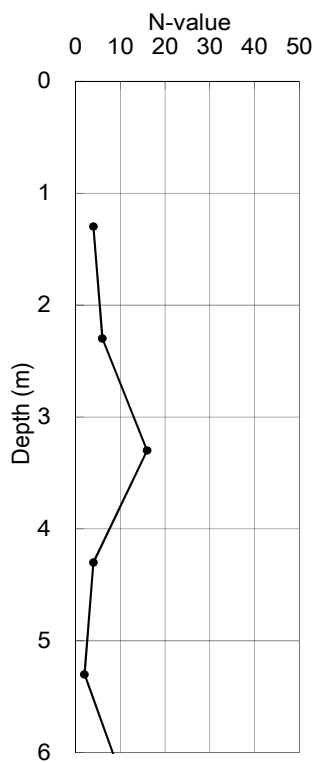


Figure A. 22 N-value

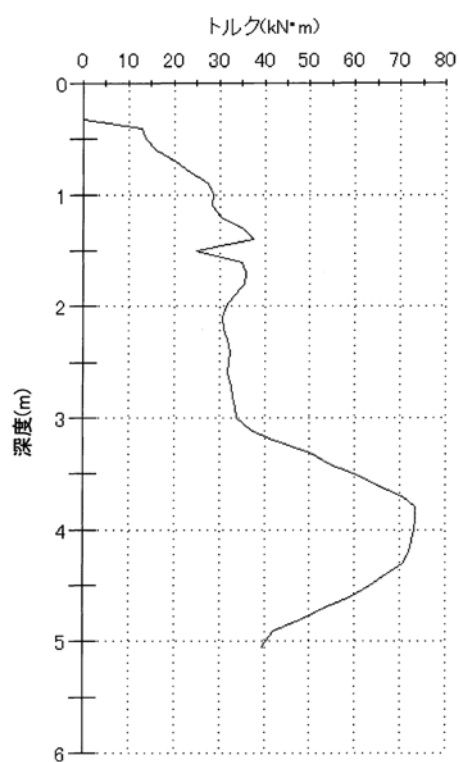


Figure A. 23 Torque

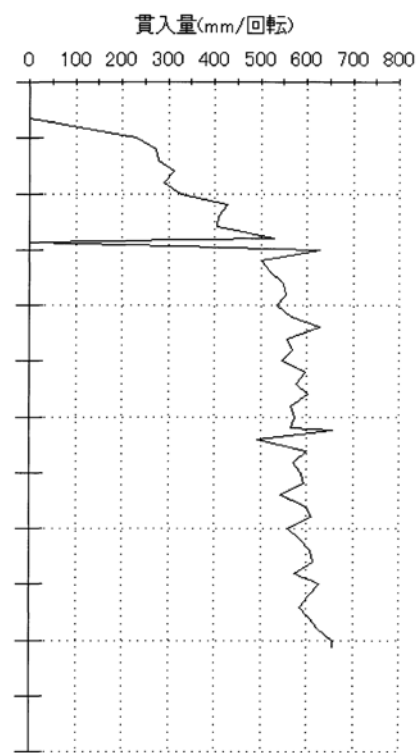


Figure A. 24 Penetration

A. 2. 4. 3 載荷試験結果

[F400W600 の載荷試験結果]

Fig. A.25 に、F400W600 試験体の載荷試験結果を示す。また、Fig. A.26 杭頭荷重—先端変位関係と先端荷重—先端変位関係を、Fig. A.27 にこの時の軸力分布図を示す。さらに、Table A.12 に最大荷重時（杭先端変位=0.09×D_w）の杭頭荷重と摩擦力を、Table A.13 にこの時の摩擦力度と地盤の N 値を示す。砂層に該当する G1-G2 間のデータを支持力検討に使用している。

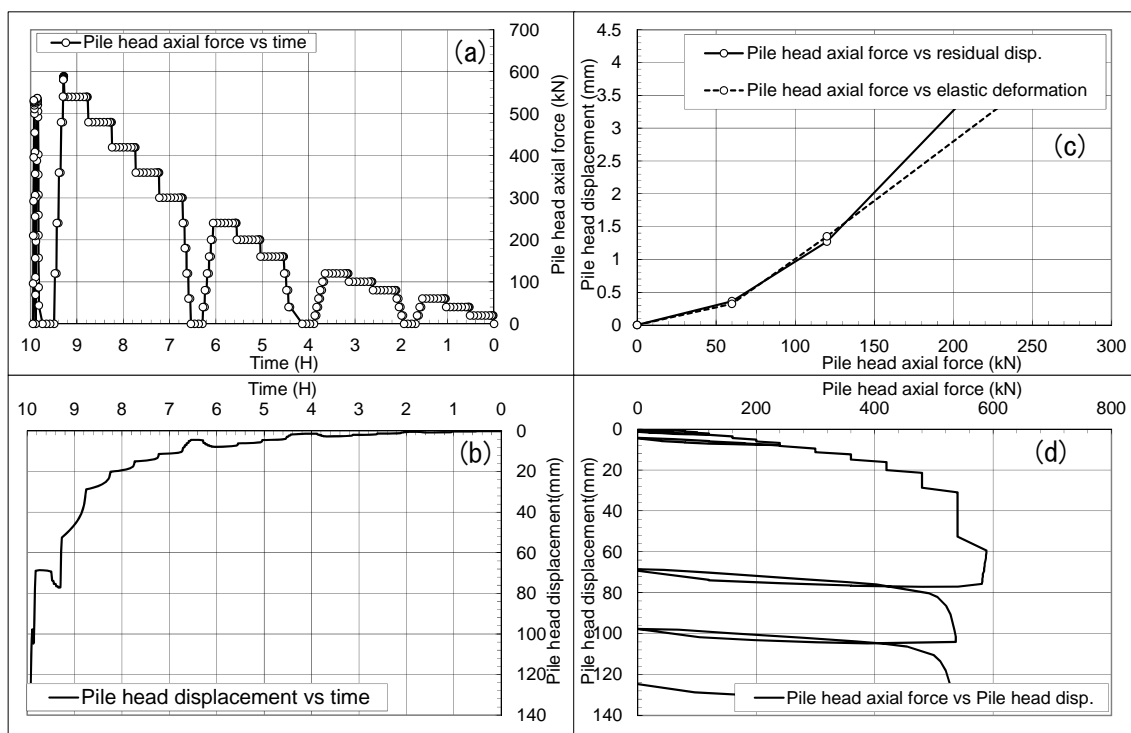


Figure A.25 Test result of F400W600

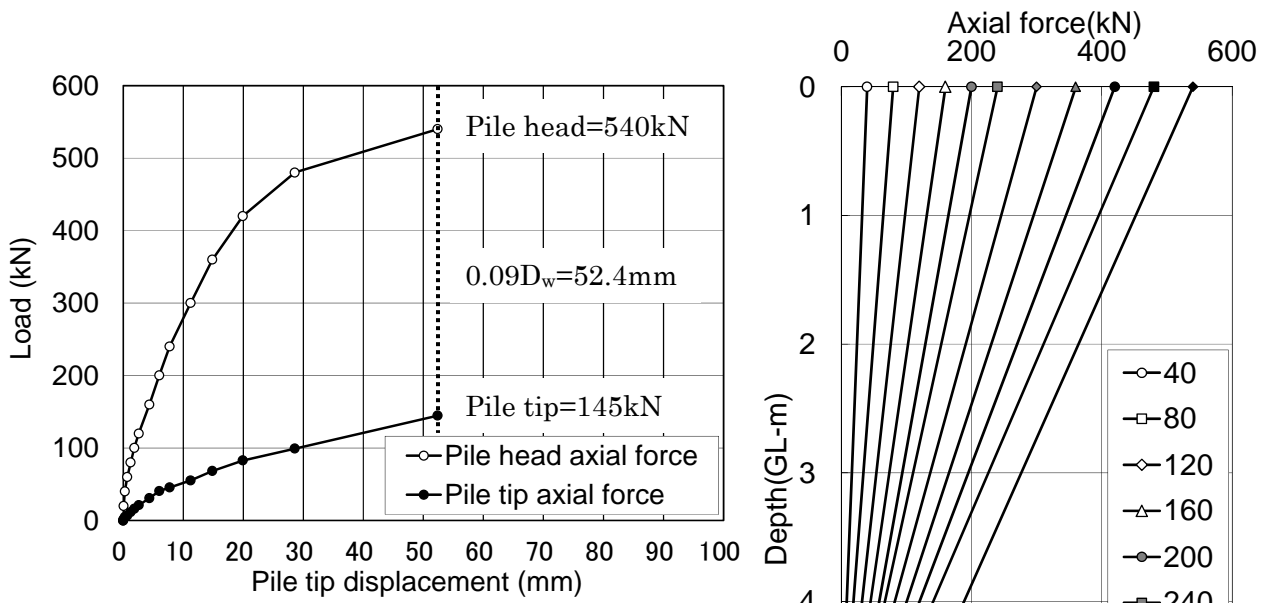


Figure A.26 Load-settlement curve

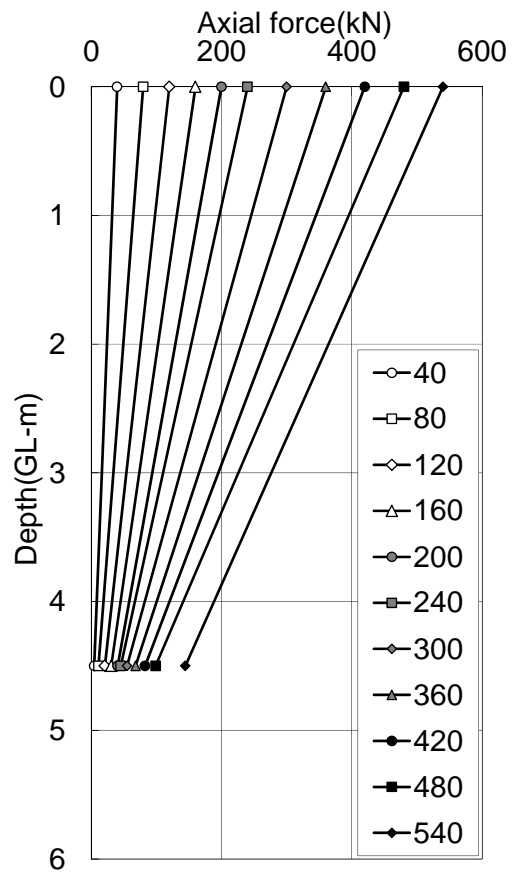


Figure A.27 Axial force

Table A.12 Maximum axial force

Test case	Pile top G1 (kN)	G1-G2 (kN)	Pile end G2 (kN)
F400W600	540	395	145

Table A.6.13 Friction force

Test case	G1-G2 (kPa)
F400W600	47
[N]	[7.5]

A. 2. 5 沖縄県国頭郡今帰仁村における試験内容

A. 2. 5. 1 試験体と地盤概要

沖縄県国頭郡今帰仁村の敷地では、Table A.14 に示す 1 試験体について、載荷試験を実施した。

Table A.14 Test case in Nakijin

Test case	Pile dia. D_p (mm)	Wing dia. D_w (mm)	Wing pitch P (mm)	Pile length L (m)	Continuous helix pile (m)
F700W900	700	900	700	7	2.8

Fig. A.28 に本敷地の地盤概要を、Fig. A.29 に試験体を示す。

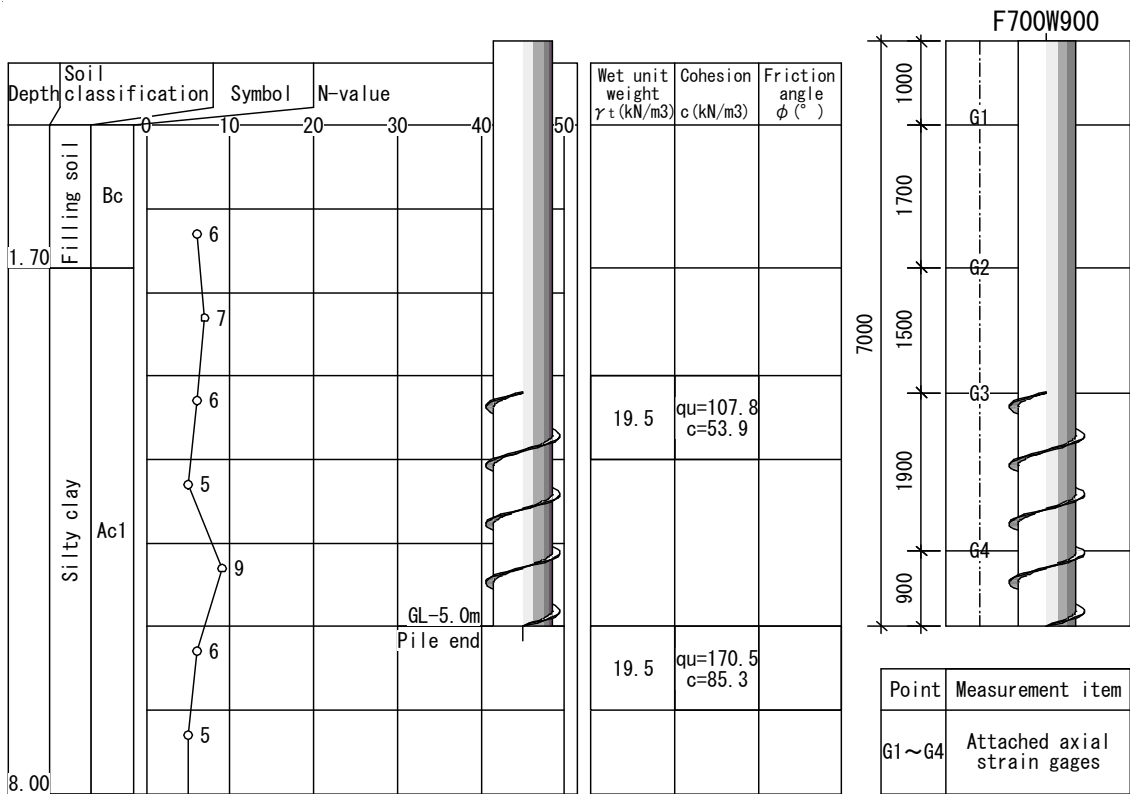


Figure A.28 Summary of SPT result

Figure A.29 Test pile

A. 2. 5. 2 施工状況

[F700W900 の施工状況]

Fig. A.30 に地盤の N 値を、Fig. A.31 に施工時トルクを、Fig. A.32 に施工時の一回転あたりの貫入量を示す。地表面付近を除き、ほぼ羽根ピッチ通りに施工できていることが分かる。

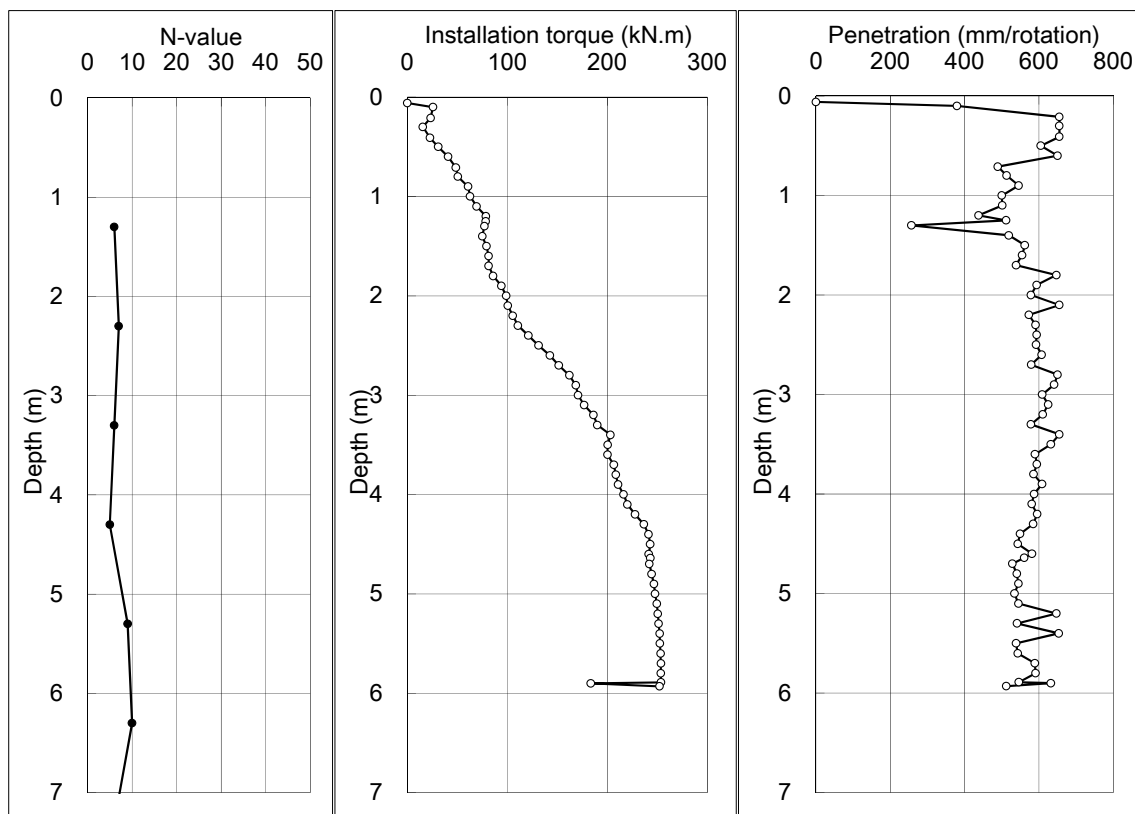


Figure A. 30 N-value

Figure A. 31 Torque

Figure A. 32 Penetration

A. 2. 5. 3 載荷試験結果

[F700W900 の載荷試験結果]

Fig. A.33 に、F700W900 試験体の載荷試験結果を示す。また、Fig. A.34 杭頭荷重—先端変位関係と先端荷重—先端変位関係を、Fig. A.35 にこの時の軸力分布図を示す。さらに、Table A.15 に基準変位時（杭先端変位=0.1D_w）の杭頭荷重と摩擦力を、Table A.16 にこの時の摩擦力度と室内試験から得られた粘着力 c_uを示す。シルト質粘土層に該当する G3-G4 間のデータを支持力検討に使用している。

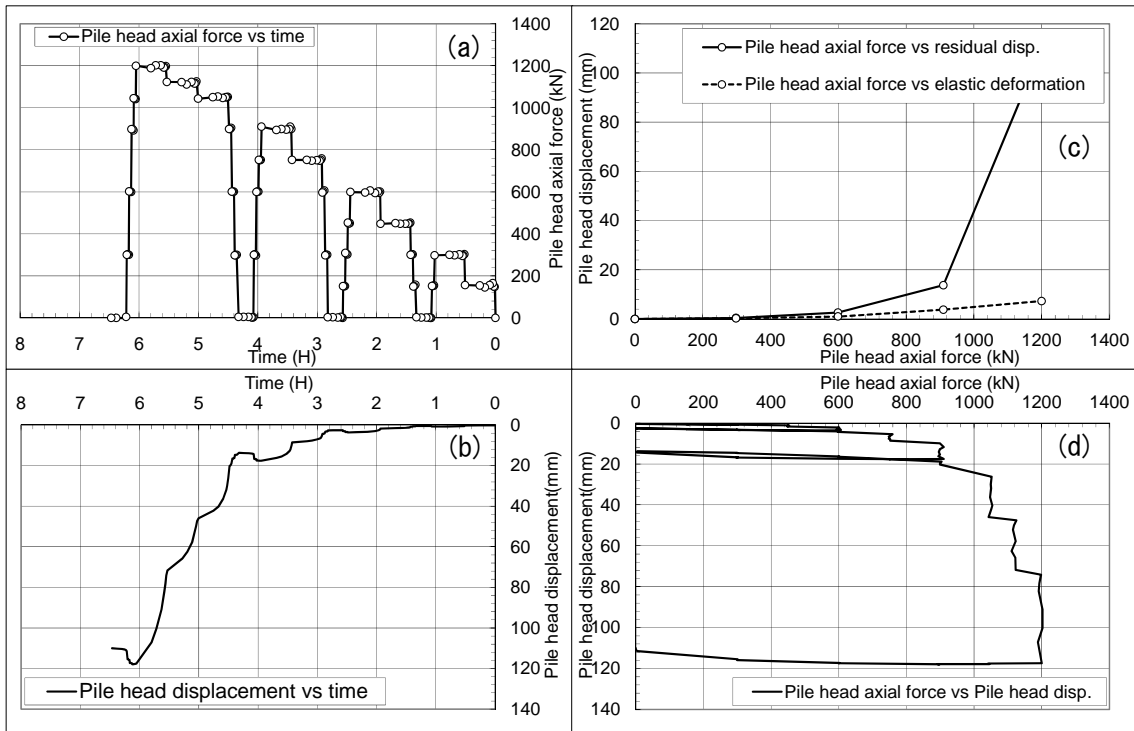


Figure A.33 Test result of F700W900

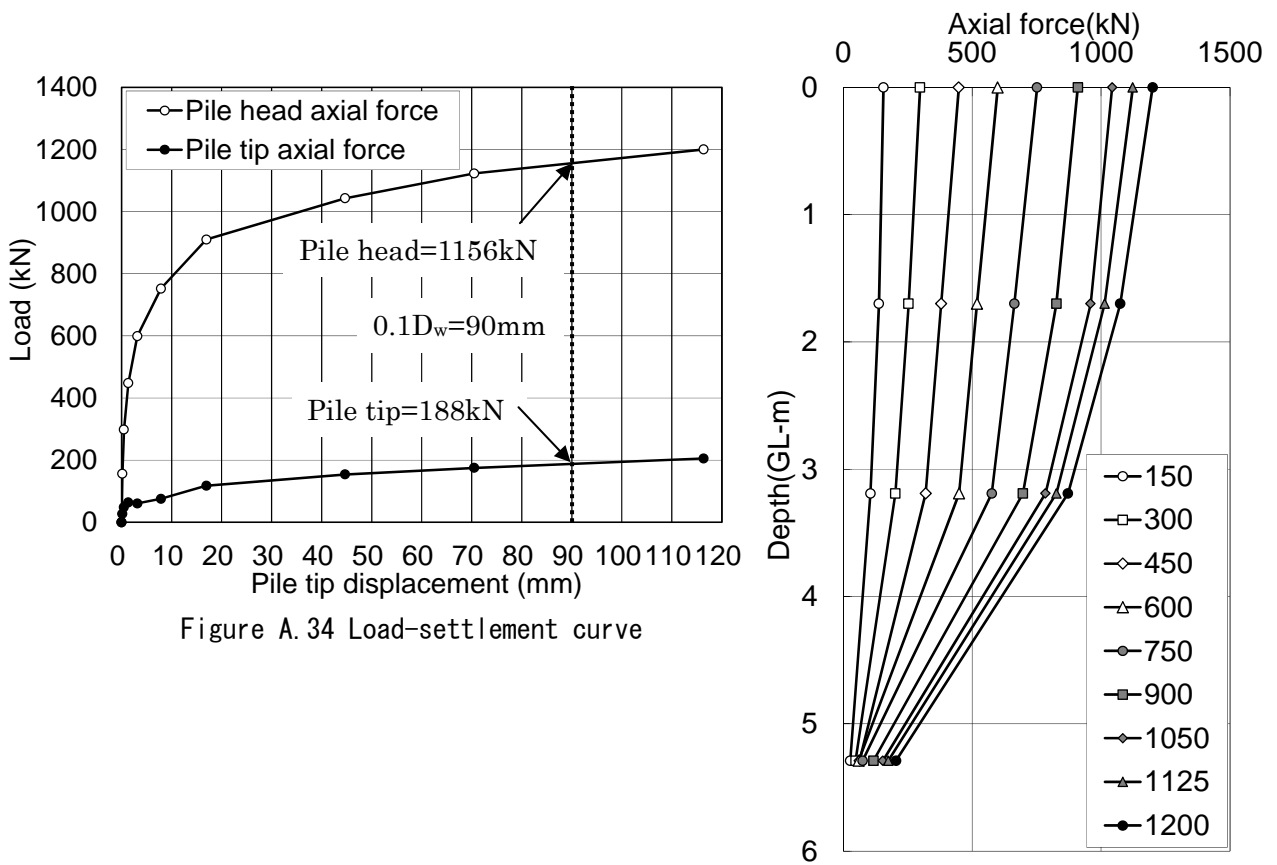


Figure A.34 Load-settlement curve

Figure A.35 Axial force

Table A.15 Maximum axial force

Test case	Pile top G1 (kN)	G1-G2 (kN)	G2-G3 (kN)	G3-G4 (kN)	Pile end G2 (kN)
F400W600	1156	116	193	658	188

Table A.16 Friction force

Test case	G1-G2 (kPa)	G2-G3 (kPa)	G3-G4 (kPa)
F400W600	24	46	111
[c _u]	-	-	[85]

発表論文一覧

査読論文：

1. 和田昌敏, 時松孝次, 澤石正道：スパイラル状の羽根を有する回転杭の貫入及び周面摩擦支持力に関する模型実験, 日本建築学会構造系論文集, 第 706 号, pp.1825-1833, 2014.12
2. 和田昌敏, 時松孝次, 澤石正道：スパイラル状の羽根を有する回転杭の貫入トルク及び周面抵抗力に関する実大実験, 日本建築学会構造系論文集, 第 714 号, pp.1287-1295, 2015.8
3. 和田昌敏, 時松孝次, 澤石正道：正負交番鉛直荷重がスパイラル状の羽根を有する回転杭および直杭の鉛直支持力・引抜き抵抗力に与える影響, 日本建築学会構造系論文集, 第 722 号, pp.725-733, 2016.4
4. M. Wada, K. Tokimatsu, S. Maruyama and M. Sawaishi, Effects of cyclic vertical loading on bearing and pullout capacities of piles with continuous helix wing, *Soils and Foundations* (2017), 10.1016/j.sandf.2017.01.010
5. 和田昌敏, 時松孝次, 澤石正道：連続らせん形状の羽根を有する回転貫入杭の周面支持力, 日本建築学会技術報告集, 第 53 号, pp.83-86, 2017.2

口頭発表：

6. 佐伯英一郎, 永田誠, 平田尚, 和田昌敏：回転圧入鋼管杭模型試験機の製作, 第 36 回地盤工学研究発表会論文講演集, pp.1623-1624, 2001.7
7. 和田昌敏, 澤石正道, 西村昭彦：複数羽根を有する回転杭の支持力特性（その 1）－周面支持力のメカニズム－, 第 49 回地盤工学研究発表会講演集, pp.1199-1200, 2014.7
8. 澤石正道, 和田昌敏, 西村昭彦：複数羽根を有する回転杭の支持力特性（その 2）－支持力評価式の構築－, 第 49 回地盤工学研究発表会講演集, pp.1201-1202, 2014.7
9. 日野篤志, 西村昭彦, 小島祐樹, 和田昌敏, 澤石正道：複数羽根を有する回転杭の支持力特性（その 3）－載荷試験の再現解析－, 第 49 回地盤工学研究発表会講演集, pp.1203-1204, 2014.7
10. 和田昌敏, 澤石正道, 時松孝次, 西村昭彦：連続らせん形状の羽根を有する回転杭の支

持力に関する実大実験，第 51 回地盤工学研究発表会講演集，pp.1317-1318，2016.9

11. 和田昌敏，時松孝次，澤石正道：正負交番鉛直荷重を受ける連続らせん形状の羽根を有する回転杭および直杭の支持力に関する模型実験，日本建築学会大会学術講演梗概集，構造 I，pp.467-468，2016.8

参考論文

査読論文：

1. 時松孝次，稲村溪，鈴木比呂子，和田昌敏，眞野英之：正負交番鉛直荷重が直杭および羽根付杭の鉛直支持力・引抜き抵抗力に与える影響，日本建築学会構造系論文集，第 681 号，pp.1683-1689，2012.11

会議論文：

2. H. Suzuki, K. Inamura, K. Tokimatsu, M. Wada and H. Mano, Estimation of bearing capacity and pull-out resistance of a pile with or without a wing plate in alternately cyclic loading based on centrifugal model tests, Proc. 10th International Conference on Urban Earthquake Engineering, CUEE, Tokyo Institute of Technology, Paper No.10, 379-384, 2013.3

謝 辞

私は新日本製鐵株式會社に入社後の 3 年目に技術開発グループに異動となり、先端羽根付き鋼管杭 (NS エコパイル) の開発に携わりました。その後、NS エコパイルの設計、技術営業などの業務を経て、平成 19 年から再び回転杭の開発を担当することになりました。本論はその頃から検討を続けている「NS エコスパイラル」の開発成果をまとめたものです。

時松孝次先生 (現東京工業大学教授) には、NS エコパイルの開発当初から、模型実験装置や回転杭の貫入のメカニズムの解明など、多岐にわたりアドバイスを頂いておりました。仕事を通じて徐々に先生にお会いする機会が増え、是非とも先生のもとで基礎工学を学んでみたいという思いが強くなり、平成 26 年の秋、時松研の門戸を叩きました。博士後期課程に入学してからは、土質力学や研究の進め方、論文執筆に至るまで、本当にたくさんの方を教えて頂きました。論文執筆の際には、先生からご指摘頂きました内容を週末にじっくりと考えて回答するのがとても楽しく、あっという間にこの 2 年半を過ごすことができました。そして、先生からの多大なご指導・ご支援のもと、本日無事にこの学位論文をまとめることが出来ました。心より感謝申し上げます。

西村昭彦氏 (現株式会社ジェイアール総研エンジニアリング顧問) には、「NS エコパイル」、「NS エコスパイラル」の開発当初からアドバイスを頂き、土木分野における回転杭の施工技術の向上、支持力評価や適用可能性など、回転杭工法の開発全般にわたり、総合的にご指導頂きました。特に、本論文 3 章の実大杭実験では、試験計画から実行・評価に至るまで、研究者・実務者の両方の視点からご指導頂きました。深く感謝申し上げます。

佐伯英一郎氏 (現日之出水道機器株式会社) を始め、大和田章氏 (現日鉄住金物産株式会社)、中村秀司氏 (現株式会社中村構造研究所)、市川康氏・岡田芳正氏 (現新日鉄住金エンジニアリング株式会社) などこれまでの会社の上司からは、私が一人前の技術者になれるよう、根気強くご指導を頂きました。深く感謝申し上げます。

丸山栄氏 (現新日鉄住金エンジニアリング株式会社)、永田誠氏 (現日之出水道機器株式会社)、澤石正道氏 (現新日鉄住金エンジニアリング株式会社) を始め、会社で研究開発に共に携わった方々からは、具体的な開発の進め方や実験に関するアドバイスなど多くのご支援を頂きました。深く感謝申し上げます。

最後に、新島美穂子氏を始め時松研究室の関係者の方々には、大学院生活を送る上で大変お世話になりました。皆様方のご支援に深く感謝いたします。

平成 29 年 2 月 和田 昌敏