

マイクロパイルを用いた既設基礎の 耐震設計手法の開発に関する研究

福井 次郎 *

西谷 雅弘 **

梅原 剛 ***

Study on the Retrofitting Design Method of Existing Pile Foundations with Micropiles

by Jiro FUKUI,
Masahiro NISHITANI
and
Takeshi UMEBARA

要旨

マイクロパイルの支持力を確認するために、実杭における鉛直および水平載荷試験を行った。また、既設杭基礎を耐震補強する場合、比較的大口径の既設杭と小口径のマイクロパイルが混在する異種群杭となるが、このような場合の挙動を確認するために、群杭模型の水平載荷試験を行うとともに、地震時保有水平耐力法に基づいたシミュレーション解析を実施した。これらの結果に基づき、新しい3種類のマイクロパイル工法の設計法を確立した。

キーワード：マイクロパイル、既設基礎、耐震補強、異種群杭、地震時保有水平耐力法

Synopsis

In order to confirm the bearing capacity of micropiles, vertical and horizontal loading tests had been performed. To retrofit an existing foundation with use of micropiles, many micropiles are installed around existing piles and linked to a footing. But seismic retrofitting effects for a pile foundation with micropiles had not been confirmed. Therefore, in order to clarify the behavior of a group pile with relatively large diameter existing piles and small diameter micropiles, horizontal loading tests on models of such a group pile mentioned above had been performed. And simulation analyses based on the ductility design method had been performed to develop a retrofitting design method of a pile foundation with use of micropiles. As a result, the design methods of new three types of micropiles have been developed.

Keywords: Micropiles, Existing Foundations, Seismic Retrofit, Group Piles with Different Diameter Piles, Ductility Design Method

* 構造物研究グループ（基礎）上席研究員、工修

** 構造物研究グループ（基礎）主任研究員、工修

*** 構造物研究グループ（基礎）研究員、工修

まえがき

平成7年1月の兵庫県南部地震後、道路橋示方書（平成8年12月）が改訂され、既設橋梁においても、その耐震性を向上させるために耐震補強が必要となる場合がある。耐震補強が必要な部位は、主に橋脚柱、基礎と考えられる。既設橋脚柱を耐震補強する場合、鉄筋コンクリート巻立て工法、鋼板巻立て工法などが一般的に用いられるが、特に施工上問題となることは少ないと考えられる。一方、既設基礎を耐震補強する場合、増し杭工法が用いられることが多いが、桁下空間による制約、市街地部においては近接構造物による制約などがあり、一般に十分な施工空間を確保できないため、厳しい施工条件下における工事となることが多い。

このような場合においても施工性に優れ、かつ、経済的な耐震補強工法としてマイクロパイル工法が注目されている。マイクロパイルには数多くの種類があり、これまでも斜面補強などに用いられている。上記に示すような施工条件下においてマイクロパイルを用いる場合には、直径300mm以下で、長さ1.5m程度の鋼管を継ぎ足しながら、ボーリングマシンによって削孔することにより施工することが考えられる。このようなマイクロパイルの施工上の特性に着目すると、既設基礎の耐震補強を従来よりも容易にかつ合理的に実施できるものと考えられる。しかし、マイクロパイル単杭における支持力特性が明確ではなく、また、マイクロパイルで既設杭基礎を補強する場合、比較的大口径の既設杭と小口径のマイクロパイルからなる径の異なる群杭となるが、このような形式の杭基礎の挙動は確認されていない。

そこで、本研究では、これまでに開発が進められていた高耐力マイクロパイル、STマイクロパイルおよびねじ込み式マイクロパイルに着目し、各マイクロパイル単杭としての支持力を確認するために、実規模のマイクロパイルを打設し、鉛直載荷試験および水平載荷試験を実施した。また、径の異なる群杭の挙動を把握するとともに、マイクロパイルによる補強効果を適切に考慮できる補強設計法を開発するために、マイクロパイルによる補強を想定した群杭モデルの水平載荷試験を実施した。

本書は、上記に示す実験および解析の結果に基づいて、高耐力マイクロパイル、STマイクロパイルおよびねじ込み式マイクロパイルを用いて補強した杭基礎の耐震設計手法についてとりまとめたものである。本研究成果により、より合理的に既設杭基礎の耐震補強設計を行うことが期待できる。

なお、平成11年度から3ヶ年にわたり、「既設基礎の耐震補強技術の開発に関する共同研究」が実施された。この共同研究では、高耐力マイクロパイル、STマイクロパイルおよびねじ込み式マイクロパイルの設計法、施工法および施工管理手法の検討が実施されたが、本書は、土木研究所が主体となって実施した設計法の開発に関する部分を取りまとめたものである。

マイクロパイルを用いた既設基礎の耐震設計手法の開発に関する研究

目次

第1章 研究目的	33
第2章 マイクロパイル工法の特徴	35
2.1 マイクロパイルの特徴	35
2.2 高耐力マイクロパイル	35
2.3 STマイクロパイル	37
2.4 ねじ込み式マイクロパイル	38
第3章 研究方法	40
3.1 単杭における鉛直載荷試験および水平載荷試験	40
3.1.1 高耐力マイクロパイル	40
(1) 鉛直載荷試験	40
(2) 水平載荷試験	41
3.1.2 STマイクロパイル	41
(1) 鉛直載荷試験	41
(2) 水平載荷試験	43
3.1.3 ねじ込み式マイクロパイル	43
3.2 群杭における水平載荷試験	44
3.2.1 目的	44
3.2.2 試験方法	45
3.2.3 シミュレーション解析方法	47
第4章 研究結果	49
4.1 単杭における鉛直載荷試験および水平載荷試験	49
4.1.1 高耐力マイクロパイル	49
(1) 鉛直載荷試験	49
(2) 水平載荷試験	49
4.1.2 STマイクロパイル	50
(1) 鉛直載荷試験	50
(2) 水平載荷試験	50
4.1.3 ねじ込み式マイクロパイル	52
(1) 押込み載荷試験	52
(2) 引抜き試験	52
4.2 群杭における水平載荷試験	55
4.2.1 荷重～変位曲線	55
4.2.2 曲げモーメント分布	55
4.2.3 せん断力分布	56
4.2.4 軸力分布	57
4.2.5 地盤反力度～変位関係	57
4.2.6 極限地盤反力度	59
(1) 極限地盤反力度の算出	59
(2) 考察	60
4.2.7 水平方向地盤反力係数	60
(1) 水平方向地盤反力係数の算出	60
(2) 考察	60
4.2.8 シミュレーション解析	63
(1) 補正係数	63
(2) 上限値の比率の検討	63
(3) 荷重載荷方向の抵抗特性の検討	64
4.3 設計手法の検討	66
4.3.1 高耐力マイクロパイル	66
(1) 押込み支持力	66
(2) 引抜き力	67

4. 3. 2 STマイクロパイル	67
(1) 押込み支持力	67
(2) 引抜き力	68
4. 3. 3 ねじ込み式マイクロパイル	68
(1) 押込み支持力	69
(2) 引抜き力	69
4. 3. 4 群杭の影響	71
第5章 結論	75
あとがき	76
参考文献	76

第1章 研究目的

平成7年1月17日に発生した兵庫県南部地震は、多くの土木構造物に対して、関東大震災以来、最大の被害をもたらした。橋梁においても、橋脚の倒壊、橋桁の落下等を始め、多数の被害が発生した。そこで、このような大規模な地震に対応するため、平成8年11月1日、建設省（当時）より、道路橋示方書（以下、「道示」と略す）の改訂が関係機関に通知された。改訂された道示には、プレート境界型の地震動に加え、内陸直下型の地震動を考慮した設計地震動が新たに規定され、橋脚や基礎等は、この地震動を考慮して地震時保有水平耐力法による耐震設計を行うことになった。また、基礎は地震後の被災状況の調査や復旧が橋脚柱と比較して困難であることから、基礎本体には復旧に支障となるような大きな損傷を生じさせないこと、および、橋全体系の安全性を損なうような過大な変形を基礎に生じさせないこととされた。さらに、従来よりも広範囲の土質条件で液状化による強度低下の影響に対する検討を行うこと、液状化に伴う流動化に対する設計を行うことが規定された。

このような状況から推察すると、既設橋梁においても、その耐震性を向上させるために耐震補強が必要となる場合がある。耐震補強が必要な部位は、主に橋脚柱、基礎と考えられる。既設橋脚柱を耐震補強する場合、鉄筋コンクリート巻立て工法、鋼板巻立て工法などが一般に用いられるが、特に施工上問題となるようなことは少ないと考えられる。

一方、既設基礎は、次に示すような条件においては耐震性を満足せず、補強が必要となる場合があると考えられる。

- ① 設計当時の道示の規定は満足しているが、改訂された道示の規定を満足していないもの。特に、当初設計において、液状化の影響を考慮していないものは、この可能性がある。
- ② 橋脚を耐震補強したために、相対的に基礎の耐力が不足しているもの。
- ③ 上部構造の拡幅や支承条件の変更などにより、基礎が支持する荷重が増加した場合。

これらの基礎を耐震補強する場合、増し杭工法が用いられることが多いが、桁下空間による制約、市街地部においては近接構造物による制約などがあり、一般に十分な施工空間を確保できないため、厳しい施工条件下における工事となることが多く、工費・工期とも増加することが予想される。

このような場合においても施工性に優れ、かつ、経済的な耐震補強工法として、直径300mm以下の鋼管を用いるマイクロパイル工法が注目されている。マイクロパイルには数多くの種類があり、これまでも斜面補強などに用いられている。前述したような施工条件下においてマイクロパイルを用いる場合には、長さ1.5m程度の鋼管を継ぎ足しながら、ボーリングマシンによって削孔することにより施工することが考えられる。このようなマイクロパイルの施工上の特性を活用すると、従来のような大規模な工法では施工が困難であった現場条件下においても、既設基礎の耐震補強を容易にかつ合理的に実施できるものと考えられる。しかし、これまでのところ、マイクロパイル単杭における支持力特性は明確にされていない。また、マイクロパイルにより既設杭基礎を補強する場合、比較的大口径の既設杭と小口径のマイクロパイルからなる径の異なる群杭（以下、「異種群杭」と呼ぶ）となるが、このような形式の杭基礎の挙動は確認されておらず、その設計法も示されていない。

そこで、本研究は、載荷試験やその解析結果に基づき、マイクロパイル単杭における支持力推定法、異種群杭となる場合における合理的な耐震設計手法を提案することを目的とする。なお、本研究にあたっては、これまでに開発が進められていた高耐力マイクロパイル、STマイクロパイルおよびねじ込み式マイクロパイルの3種類のマイクロパイル工法をその研究対象とする。

研究にあたり、まず、マイクロパイル単杭としての支持力を確認するために、実規模のマイクロパイルを打設し、鉛直載荷試験および水平載荷試験を実施した。そして、それらの結果を分析することにより、設計に必要な支持力推定式を検討した。

また、マイクロパイルを用いた既設杭基礎の耐震補強にあたっては、従来の増し杭工法と同様、多数のマイクロパイルを既設杭の周囲に打設し、その頭部を新たに拡大したフーチングと結合することになる。一般に、群杭基礎に水平力が作用し、杭が大きく変形するような場合、地盤内応力を介して各杭が相互に干渉合うため、単杭の時に比べて各杭に作用する地盤反力がその位置や杭間隔などによって異なることが知られている。しかし、群杭に対するこれまでの調査研究はすべて、同種同径の杭からなる群杭模型に対して実施されてきた。マイクロパイルで既設杭基礎を補強する場合は、前述のように異種群杭となるが、異種群杭における各杭の挙動についてはまだ解明されていない。

そこで、異種群杭における群杭効果を把握するとともに、マイクロパイルによる補強効果を適切に考慮できる合理的な補強設計法を開発するために、マイクロパイルによる補強を想定した異種群杭模型の水平載荷試験を実施した。そして、水平載荷試験の結果に対し、道示における杭基礎の地震時保有水平耐力法（以下、「保耐法」と略す）に基づいたシミュレーション解析を実施し、試験結果と解析結果を比較することによって、現行の設計法を異種群杭の設計に適用した場合の適用性を把握するとともに、この結果を踏まえて、合理的な補強設計法の検討を行った。

なお、平成11年度から3ヶ年にわたり、「既設基礎の耐震補強技術の開発に関する共同研究」^{1)、2)、3)}が実施された。この共同研究では、高耐力マイクロパイル⁴⁾、ST マイクロパイル⁵⁾ およびねじ込み式マイクロパイル⁶⁾ 3種類のマイクロパイル工法の設計法、施工法および施工管理手法の検討が行われた。本書は、土木研究所が主体となって実施した3種類のマイクロパイル工法の設計法の開発に関する部分を取りまとめたものである。また、共同研究では、3種類のマイクロパイル工法以外に、小径ドレーン工法⁷⁾、Kui Taishin-SSP 工法⁸⁾の設計・施工法の検討も実施されており、それぞれ設計・施工マニュアルが整備されている。

第2章 マイクロパイル工法の特徴

本章では、本研究の対象とした3種類のマイクロパイル（高耐力マイクロパイル、STマイクロパイルおよびねじ込み式マイクロパイル）の特徴を述べる。

2.1 マイクロパイルの特徴

マイクロパイルとは、小口径（ $\phi 300\text{mm}$ 以下）の高強度鋼管を用いた杭の総称である。本研究の対象としたマイクロパイルは、高耐力マイクロパイル（High Capacity Micropile。以下、「HMP」と略す）、STマイクロパイル（Strong Tubfix Micropile。以下、「STMP」と略す）およびねじ込み式マイクロパイル（Multi Helix Micropile。以下、「MHMP」と略す）であり、これらは耐震補強や液状化対策に適用することができる。

各マイクロパイルに共通する特徴は次のとおりである。

- ① 短尺の鋼管をねじ式継手を用いて順次継ぎ足しながら施工を行うため、施工空間の厳しい現場条件の下でも施工が容易である。
- ② 施工機械が小さく移動も容易なことから、狭小な施工条件下や一車線程度の幅員しかなくても施工が可能である。
- ③ 施工時の騒音、振動が少ない。
- ④ 15° 程度までの斜杭施工が可能である。
- ⑤ 研究対象としたマイクロパイルは、グラウトの加圧注入、地盤改良、翼の効果により、小口径の杭にもかかわらず、大きな支持力を確保することができる。

- ⑥ 小口径杭のため、フーチングの拡大幅を小さくすることが可能である。

従来の増し杭による既設杭基礎の補強例とマイクロパイルによる補強例を図-2.1.1に比較して示す。

2.2 高耐力マイクロパイル

HMPは、ボーリングマシンにより地盤を削孔し、補強材として異形棒鋼（芯鉄筋）と高強度鋼管（HMP鋼管）を挿入して、定着部のグラウト（セメントミルク）を加圧注入することにより、高い周面摩擦力が期待できる小口径杭である。本杭は、軟弱地盤から砂礫地盤、岩盤まであらゆる地盤で施工が可能である。

HMPの構造は、次に示すとおりである（図-2.2.1）。

- ① HMPは、杭頭結合部、非定着部および定着部（定着部は、鋼管定着部および非鋼管定着部に分けられる）により構成される。
- ② HMPに作用する上部構造から伝達された荷重は、杭体に埋め込まれた異形棒鋼、高強度鋼管により、定着部に圧縮力および引張力として伝達され、さらに、グラウトを介して地盤へと伝達される。
- ③ 定着部にグラウトを加圧注入することにより、定着部と周辺地盤の摩擦強度が増強される。

標準的なHMPの施工工程を図-2.2.2に示す。まず、ボーリングマシンにより、高強度鋼管をケーシングとして所定の深さまで削孔する。削孔完了後、異形棒鋼に添えて挿入した注入ホースにより、グラウトの初期注入を行う。その後、鋼管を引き抜くごとに、鋼管頭部に圧力キャップを取り付け、加圧注入（加圧力 0.5

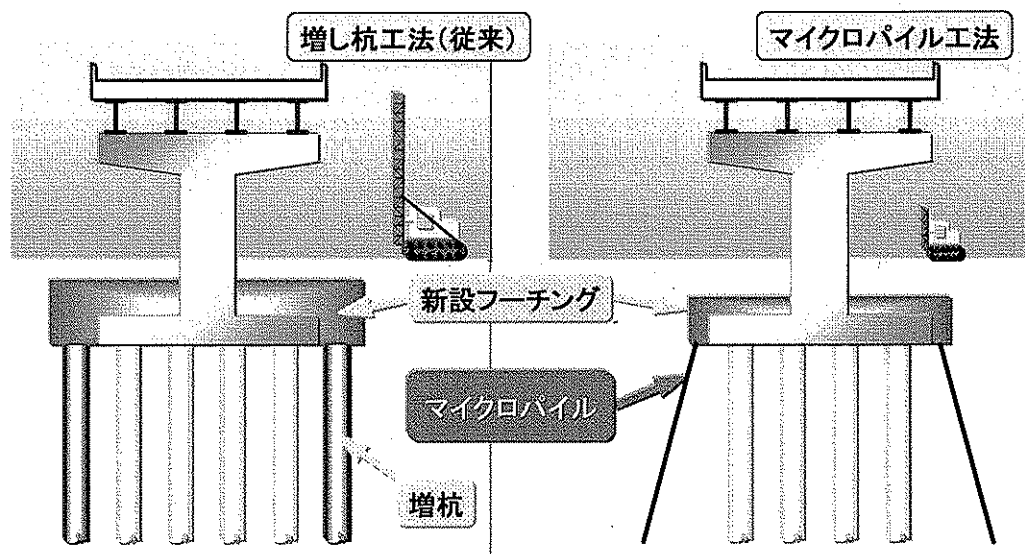


図-2.1.1 補強イメージ図

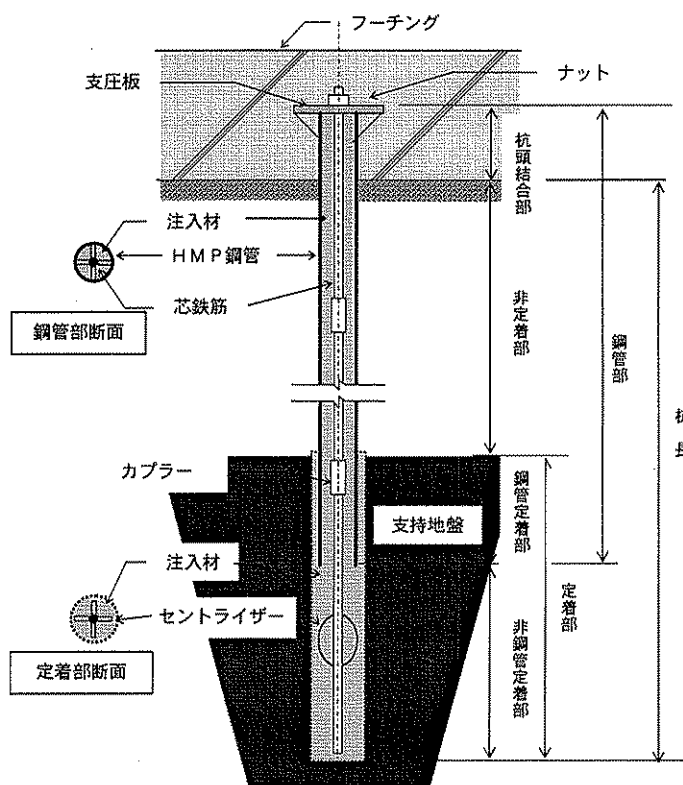


図-2.2.1 HMP 構造図

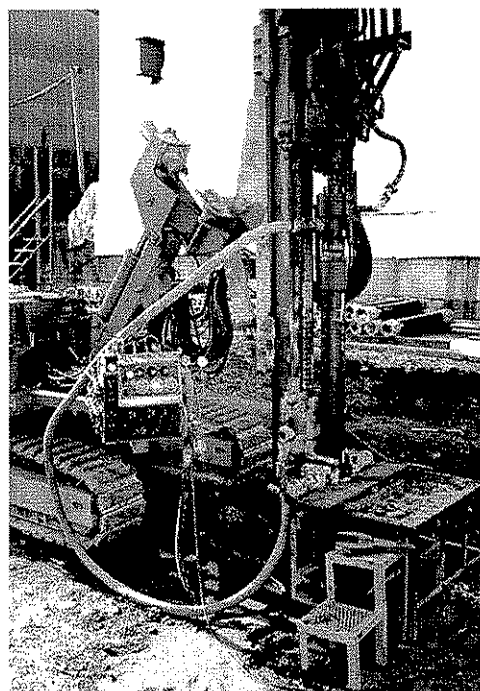


写真-2.2.1 HMP 施工状況図

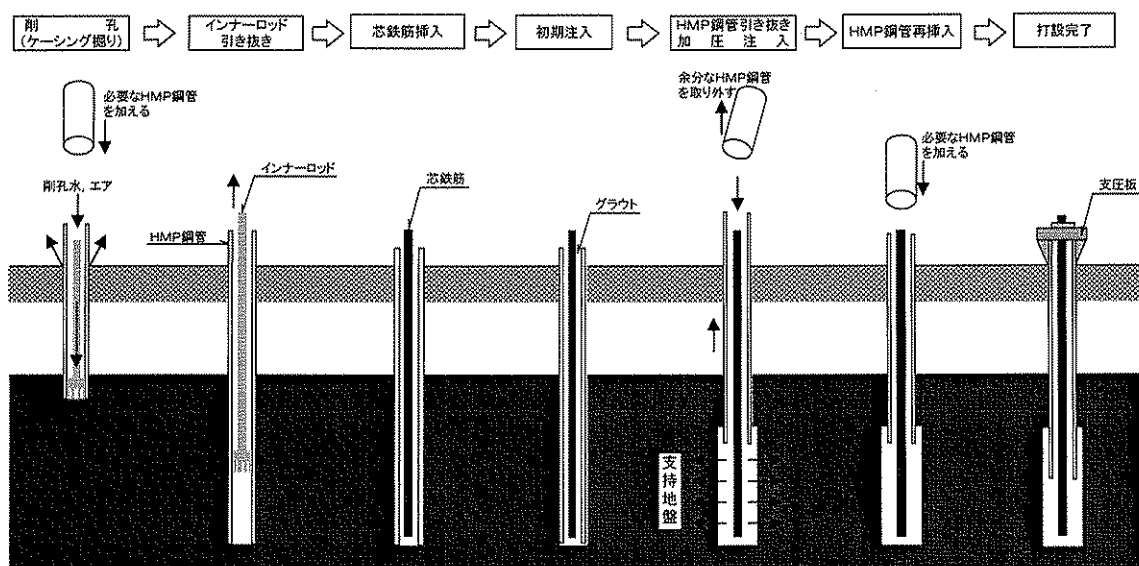


図-2.2.2 HMP 施工工程図

～1.0MPa 程度) を行う。これを繰り返し、定着部全体にグラウトを加圧注入した後、必要長さの鋼管を再度定着部に挿入する。養生後、杭頭部をフーチングと結

合する。写真-2.2.1 に HMP の施工状況を示す。

表-2.2.1 は、HMP の適用条件 (平成 14 年 9 月現在) を整理したものである。

表-2.2.1 HMP の適用条件表

適用条件	低空頭、狭小スペース、橋桁の直下での施工および基礎の拡大幅に制約がある場合に適する。
必要な施工ヤード	最小桁下空間:3.5m, 最小施工幅:3.5m(削孔機種、杭配置(傾斜角、杭位置)の条件による) 注入プラント・泥排水処理プラント占有面積:各々50m ² 程度(泥排水処理プラントの規模は施工条件による)
適用範囲	最大深度:40m, 杭径:150~300mm(標準杭径178mm)
土質条件	硬岩、軟岩、礫質土、砂質土、シルト、粘性土、有機質土

2.3 STマイクロパイル

STMP は、セメントミルクの高圧噴射攪拌によって改良体を造成し、その改良体に再削孔して高強度鋼管を挿入した後、鋼管と削孔壁の隙間にグラウトを加圧注入して築造する小口径杭である。本杭は、高強度鋼管の曲げ抵抗および改良体の水平抵抗によって、大きな支持力および水平抵抗を期待することができる。

STMP の構造は、次に示すとおりである(図-2.3.1)。

- ① 鋼管表面には鋼管と改良体の付着性能を向上させるためのビード溶接による節突起加工を施すため、鋼管と改良体が一体となって支持力を確保できる。
- ② 改良体はセメントミルクの高圧噴射攪拌によって造成され、土質条件や支持力等の要求性能に応じて施工時の噴射エネルギーを設定し、径 600mm ~800mm の改良体を造成する。
- ③ 改良体の強度は、土質条件や支持力等の要求性能に応じてセメントの添加量等を設定し、所定の軸圧縮強度を確保する。

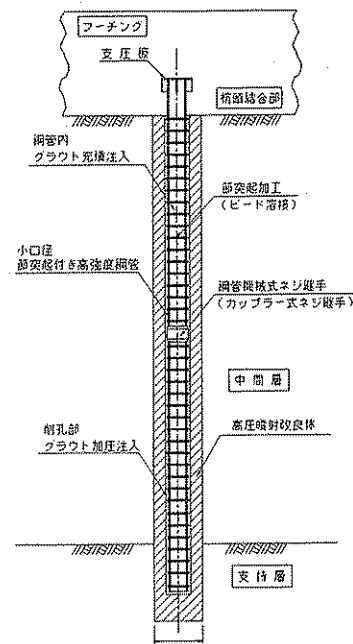


図-2.3.1 STMP 構造図

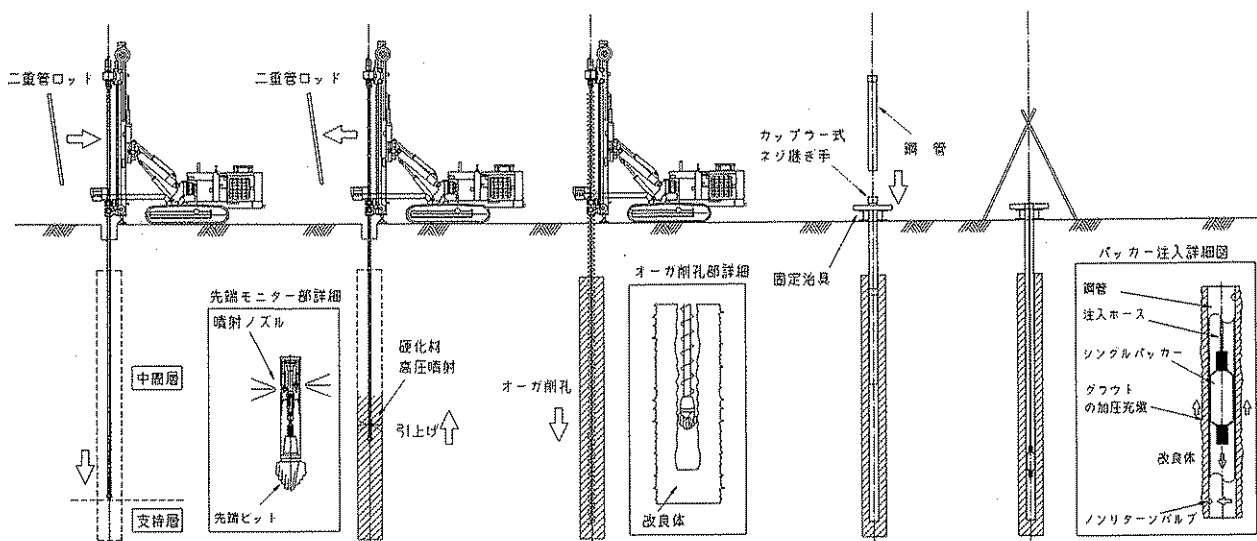


図-2.3.2 STMP 施工工程図

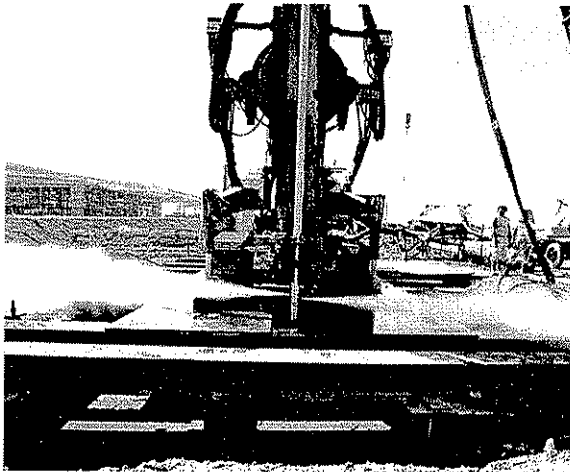


写真-2.3.1 STMP 施工状況図(1)

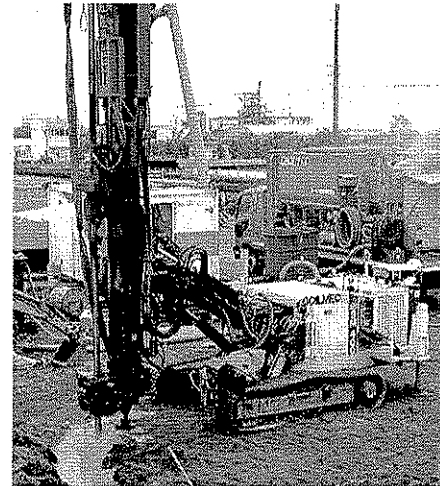


写真-2.3.2 STMP 施工状況図(2)

表-2.3.1 STMP の適用条件表

適用条件	低空頭、狭小スペース、橋桁の直下での施工および基礎の拡大幅に制約がある場合に適する。
必要な施工ヤード	最小桁下空間:3.5m、最小施工幅:3.5m(削孔機種、削孔条件などによる) 注入プラント・泥排水処理プラント占有面積:170m ² 程度(泥排水処理プラントの規模は施工条件による)
適用範囲	最大深度:30m、改良体造成径:600~800mm、鋼管径:150~300mm(標準鋼管径216.3mm)
土質条件	礫質土、砂質土、シルト、粘性土、有機質土

標準的なSTMPの施工工程を図-2.3.2に示す。まず、先端に削孔ビットを装着したロッドにより削孔する。支持層まで削孔した後、ロッド先端からセメントミルクを高圧噴射攪拌しながらロッドを引上げ、地盤中に改良体を造成する。このとき、土質条件、目標とする改良体造成径・強度に応じて、セメントミルクの配合、ロッドの引上げ速度、セメントミルクの吐出量・吐出圧力を設定し、施工時にこれらの仕様を管理する。その後、改良体中心部に再削孔し、鋼管をねじ式継手により接続しながら挿入する。鋼管の挿入後、杭先端から順にグラウトを加圧注入し、削孔部および鋼管内にグラウトを充填して鋼管を改良体に定着する。養生後、杭頭部をフーチングと結合する。写真-2.3.1および写真-2.3.2にSTMPの施工状況を示す。

表-2.3.1は、STMPの適用条件(平成14年9月現在)を整理したものである。

2.4 ねじ込み式マイクロパイル

MHMPは、高強度鋼管の先端部に径の異なる4枚の

翼を一定間隔にテーパ状に取り付け、鋼管を回転させて埋設する工法である。この工法は、回転推進力により施工するため、無排土で施工することができる。

MHMPの構造は、次に示すとおりである(図-2.4.1)。

① MHMPは、杭先端の翼部およびその上部の軸部により構成される。

② 杭先端部には4枚のらせん状の翼が等間隔で配置されており、この翼の効果により、小口径の杭にもかかわらず大きな支持力を得ることができる。

標準的なMHMPの施工工程を図-2.4.2に示す。まず、施工機械に翼の付いた下杭を取り込み、打設位置に建込み、打設角度を確認した後、杭を回転させながら埋設する。順次、杭をねじ式継手により接続しながら建込み、所定の位置まで沈設した後、杭頭部をフーチングと結合する。写真-2.4.1にMHMPの施工状況を示す。

表-2.4.1は、MHMPの適用条件(平成14年9月現在)を整理したものである。

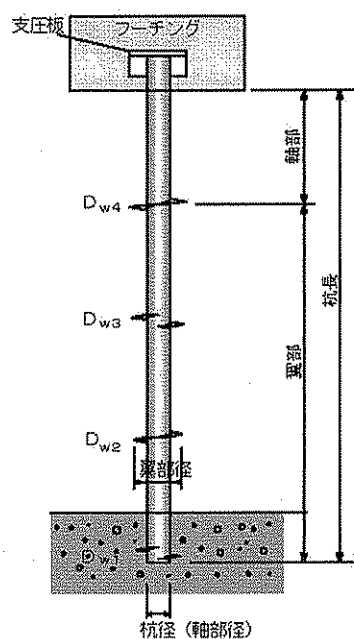


図-2.4.1 MHMP 構造図

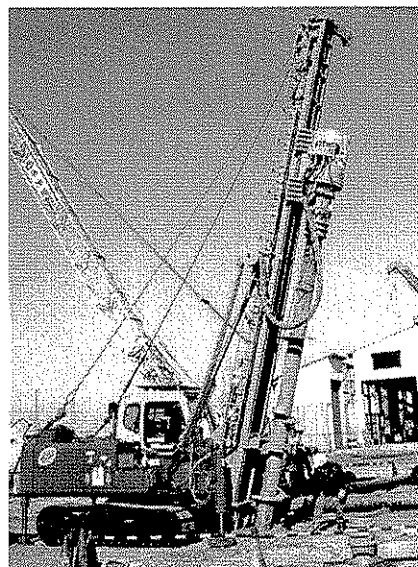


写真-2.4.1 MHMP 施工状況図

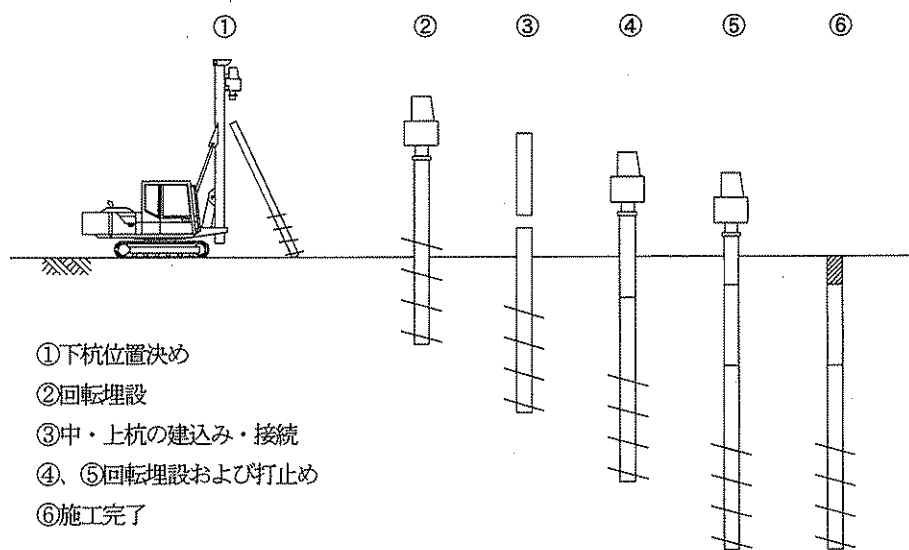


図-2.4.2 MHMP 施工工程図

表-2.4.1 MHMP の適用条件表

適用条件	低空頭、狭小スペース、橋桁の直下での施工および基礎の拡大幅に制約がある場合に適する。
必要な施工ヤード	最小桁下空間:5.3m, 最小施工幅:3.5m(施工機械機種、杭配置(傾斜角、杭位置)の条件による)プラント等の設備は必要としない。
適用範囲	最大深度:40m, 杭径:150~300mm
土質条件	軟岩、礫質土(礫径10cm以下)、砂質土、シルト、粘性土、有機質土

第3章 研究方法

本章では、まず、各マイクロパイル単杭としての支持力を確認するために実施した鉛直載荷試験および水平載荷試験の方法を述べる。いずれのマイクロパイルにおいても、実杭を試験施工し、載荷試験を行った。なお、載荷試験方法は、地盤工学会の「杭の鉛直載荷試験方法・同解説」⁹⁾ および「杭の引抜き試験方法・同解説」¹⁰⁾ における時間制御方式で行った。

次に、既設杭基礎をマイクロパイルで補強した場合を想定し、比較的大口径の既設杭と小口径のマイクロパイルにより構成される異種群杭における群杭の影響

を把握するために実施した異種群杭模型の水平載荷試験およびシミュレーション解析の方法を述べる。

3. 1 単杭における鉛直載荷試験および水平載荷試験

3. 1. 1 高耐力マイクロパイル

(1) 鉛直載荷試験

HMP の鉛直支持力特性を把握するため、鉛直交番載荷試験^{11)、12)} を行った。試験に用いた HMP の諸元を表-3.1.1 に、試験地盤の土質柱状図を図-3.1.1 に示す。試験地盤はローム、細砂、粘土等の互層構成となっており、定着層は G.L.-10.5m 以深の比較的よく締ま

表-3.1.1 HMP の諸元

材 料	規 格
鋼 管	油井管用継目無鋼管 (API-N80) 、外径 $\phi 177.8\text{mm}$ 、肉厚 12.7mm 標準部材長さ $1,500\text{mm}$ 、両端ネジ式加工カップリング継手 降伏点強度 550N/mm^2 、弾性係数 $2.0 \times 10^5\text{N/mm}^2$
異形鉄筋	ねじ節異形鋼棒 SD490 D51、エポキシ樹脂充填式カップラー継手 弾性係数 $2.0 \times 10^5\text{N/mm}^2$
グラウト	セメントミルク (水セメント比 $W/C=45\%$) 早強ポルトランドセメント・混和剤レオビルド NL-4000 使用 設計基準強度 30N/mm^2 、弾性係数 $1.35 \times 10^4\text{N/mm}^2$ (実験値)
定着部諸元	定着部有効径 200mm (削孔径)、定着長 5.0m

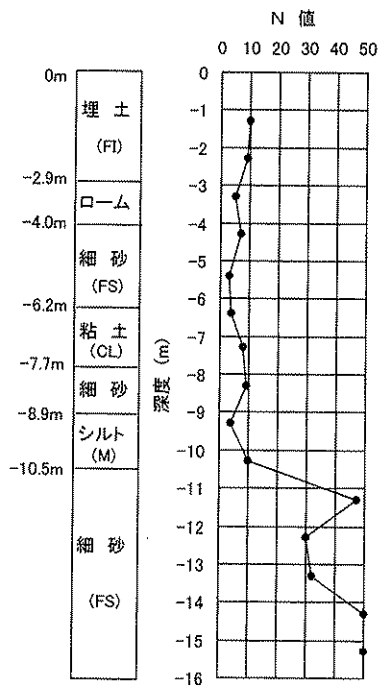


図-3.1.1 土質柱状図

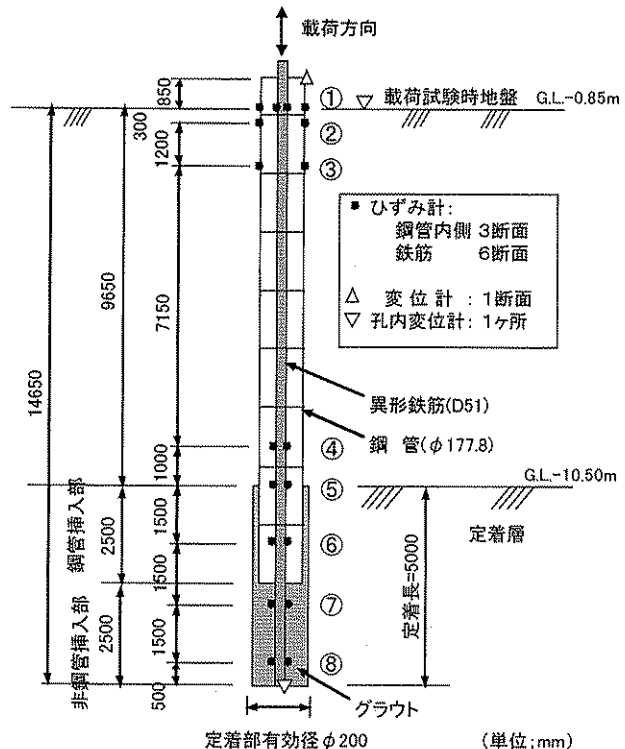


図-3.1.2 鉛直交番載荷試験 計測位置図

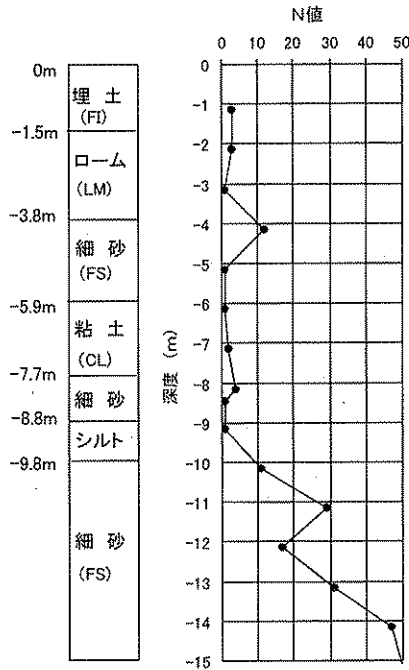


図-3.1.3 土質柱状図

った細砂層に設定した。

図-3.1.2 に載荷試験時の計測位置を示す。ひずみゲージは鋼管の内側に3断面、鉄筋に6断面貼り付けた。載荷方法は、荷重～変位関係における非線形領域までは押し込み、引抜きの変位関係における非線形領域までは引き抜き、その後、極限状態まで単調に引き抜き載荷を行った。

(2) 水平載荷試験

HMP の水平抵抗特性を把握するため、水平交番載荷試験^{11)、12)}を行った。図-3.1.3 に試験地盤の土質柱状図を示す。試験地盤はローム、細砂、粘土等の互層構成となっており、定着層は G.L.-9.8m 以深の比較的よく締まった細砂層に設定した。

図-3.1.4 に載荷試験時の計測位置を示す。天端から 4.5m の深さまでの 3 本の鋼管には、継手部から 150mm 離れた鋼管の内側にひずみゲージを貼り付け、グラウトの加圧注入完了後、再挿入した。それ以深の鋼管には施工手順の関係から、ひずみゲージを設置できないため、この区間には鉄筋にひずみゲージを貼り付けた。なお、地表面部の鋼管には、施工完了後、その外側にひずみゲージを貼り付けた。載荷方法は交番載荷とし、最終サイクルでは変位が 400mm に達するまで載荷した。

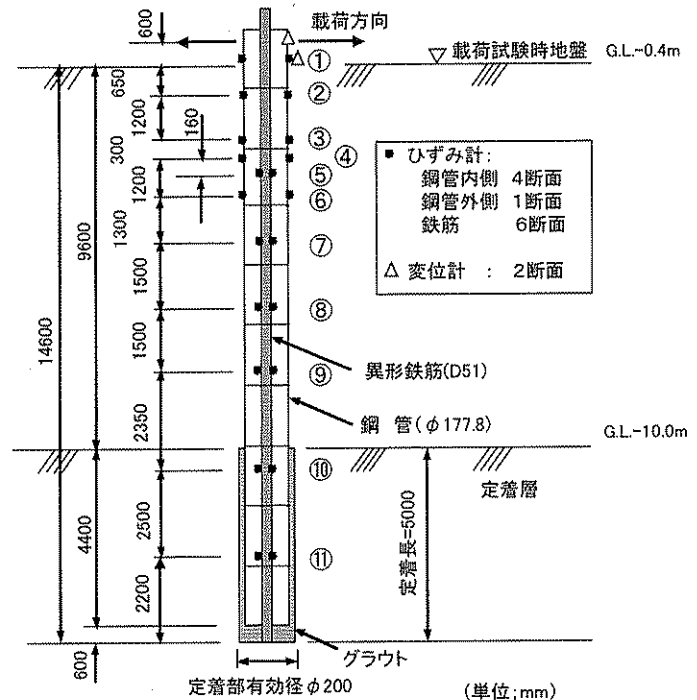


図-3.1.4 水平交番載荷試験 計測位置図

3. 1. 2 STマイクロパイル

(1) 鉛直載荷試験

STMP の鉛直支持力特性を把握するため、鉛直載荷試験 (押し込み、引き抜き)¹³⁾を行った。

1) 押し込み載荷試験

試験杭の構造・計測位置、土質柱状図を図-3.1.5 に示す。試験地盤は、表層から深度約 5m までがゆるい細砂層であり、それ以深は砂礫層で構成されている。杭長は砂礫層を支持地盤とし、載荷用の油圧ジャッキ能力を考慮して決定した。また、付着性能を比較するために、節間隔が 300mm (試験杭Ⅰ)、150mm (試験杭Ⅱ) の 2 本の試験杭を打設した。載荷方法は、移動式載荷フレームを反力とし、5,000kN 油圧ジャッキを使用して極限状態まで多サイクル載荷を行った (写真-3.1.1)。

2) 引き抜き試験

試験杭の構造・計測位置、土質柱状図を図-3.1.6 に示す。支持層は深度約 5m 以深の砂礫層とし、杭長は 7.5m とした。計測項目は、杭頭の鉛直変位、杭体のひずみとし、鋼管 8 断面にひずみゲージを貼り付けた。載荷は 2,500kN ジャッキ 2 台により、450kN ピッチで引き抜き荷重を与えた。写真-3.1.2 は載荷試験終了時の杭頭付近の地盤状況である。

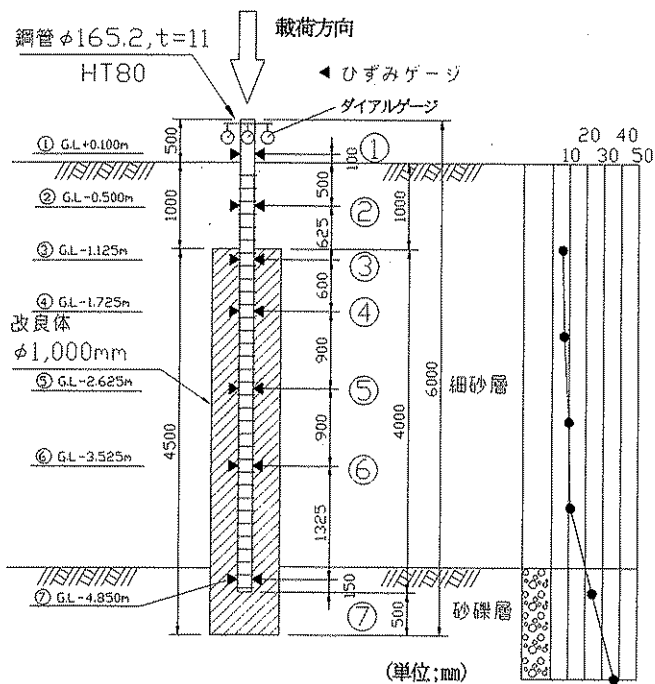


図-3.1.5 押し込み載荷試験杭一般図
(節加工間隔 150mm : 試験杭Ⅱ)

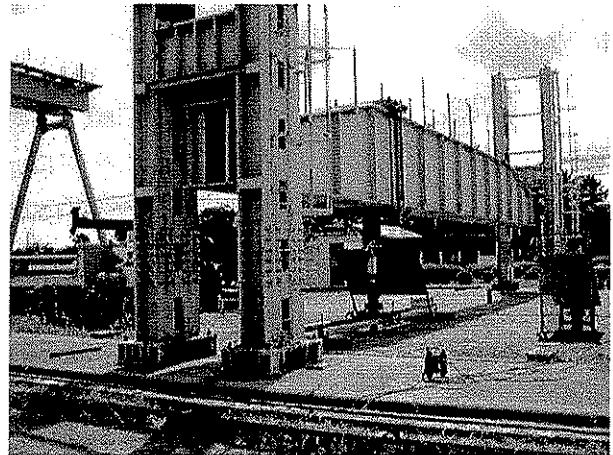


写真-3.1.1 押し込み載荷試験状況

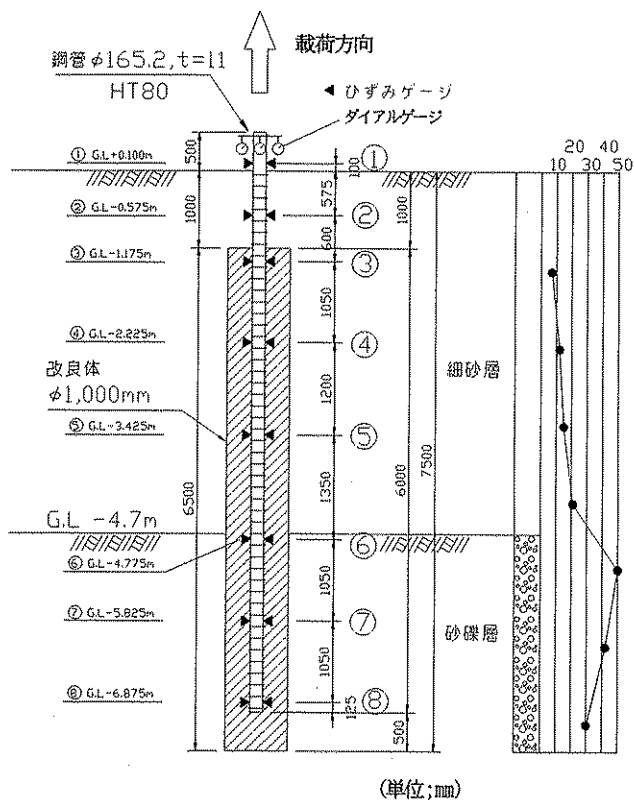


図-3.1.6 引抜き試験杭一般図

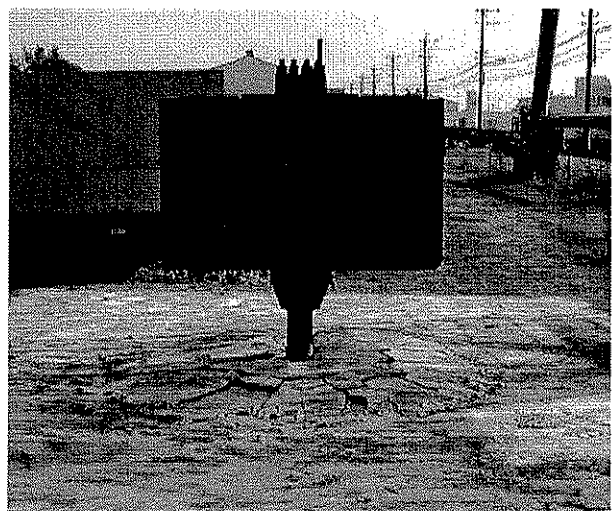


写真-3.1.2 引抜き試験状況

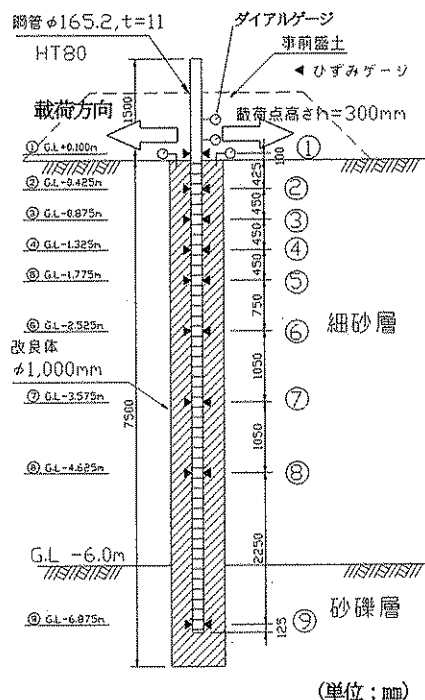


図-3.1.7 水平載荷試験杭一般図

(2) 水平載荷試験

STMPにおける鋼管と改良体の合成構造としての水平抵抗特性を確認するため、水平載荷試験¹³⁾を行い、改良体が負担する水平地盤抵抗について検討を行った。図-3.1.7に試験杭の構造・計測位置、写真-3.1.3に水平載荷試験状況を示す。試験地盤は押込み載荷試験と同じく、細砂層と締まった砂礫層で構成されている。改良体の施工は、セメントミルクの高圧噴射攪拌に土被り(1.0m程度以上)が必要となるため事前盛土の上から行い、地表面と改良体天端が同じ高さとなるようにした。水平載荷試験は、事前盛土の撤去後、反力壁に載荷治具を取り付け、地表面から300mm上の鋼管部分を正負方向に交番させて行った。載荷は、荷重～変位曲線において明確な非線形性が生じるまで行った。写真-3.1.4および写真-3.1.5に載荷試験後の杭頭近傍の状況を示す。写真より、改良体によって地盤抵抗幅は鋼管径より大きくなることが明らかとなった。

3. 1. 3 ねじ込み式マイクロパイル

MHMPの水平抵抗は、通常の打込み工法あるいは埋込み工法に用いられる鋼管杭とほぼ同等と考え、ここでは、その支持力特性を検討するための鉛直載荷試験(押込み、引抜き)^{14)、15)}のみを実施した。

鉛直載荷試験を実施するために、載荷試験杭4本、



写真-3.1.3 水平載荷試験状況

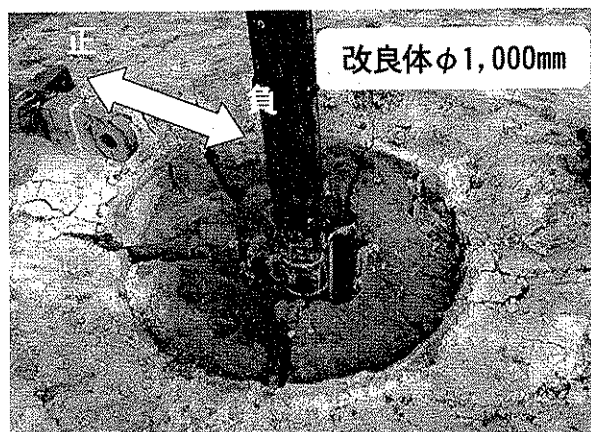


写真-3.1.4 水平載荷試験後の杭頭部(全景)

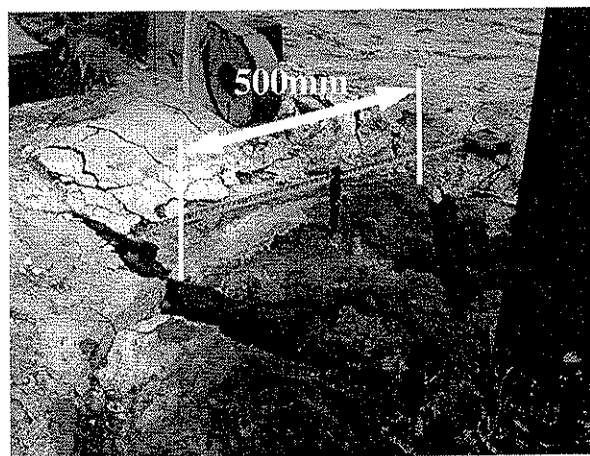


写真-3.1.5 水平載荷試験後の杭頭部(拡大)

表-3.1.2 MHMP の諸元

杭 種	軸 部			翼 部		
	杭徑D ₀ (mm)	杭長L (m)	管厚 t (mm)	翼徑D _w (mm)	翼厚 t _w (mm)	
載荷試驗杭	216.3	17.0	18.0	4翼	600	16
				3翼	550	16
				2翼	500	16
				1翼	450	25
	267.4	17.0	18.0	4翼	650	16
				3翼	600	16
				2翼	550	16
				1翼	500	25
反力杭	267.4	17.0	12.7	4翼	650	12
				3翼	600	16
				2翼	550	19
				1翼	500	22

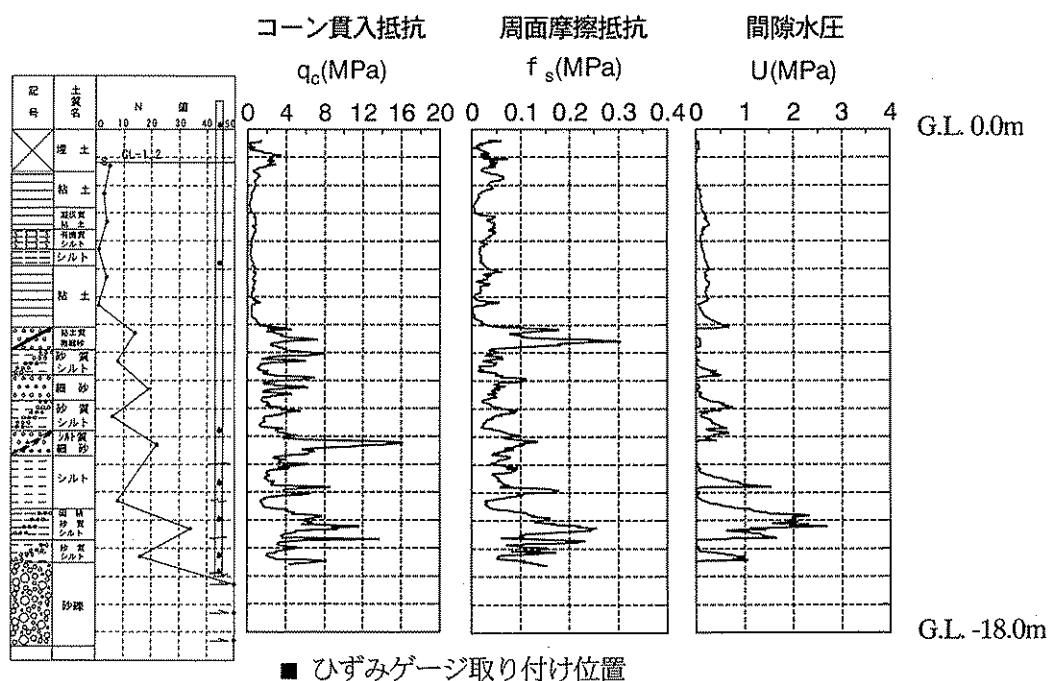


圖-3.1.8 地盤調查結果

反力杭 15 本を施工した。載荷試験杭および反力杭の諸元を表-3.1.2 に示す。ここでは、MHMP の鉛直支持力を確認するため、 $\phi 216.3\text{mm}$ および $\phi 267.4\text{mm}$ の 2 種類の MHMP を施工し、押込み載荷試験および引抜き試験をそれぞれ実施した。

試験地盤における地盤調査結果を図-3.1.8 に示す。標準貫入試験、三成分コーン貫入試験の結果等から総合的に判断すると、試験地盤は支持地盤である砂礫層を除き、地盤強度にばらつきのある粘性土地盤である。なお、ひずみゲージは、軸部においては約 5m ピッチ、

翼部においては翼の上下に取り付け、各翼ごとの軸力差を計測することにより、各翼ごとに支持力特性を把握できるようにした。

3. 2 群杭における水平載荷試験

3. 2. 1 目的

マイクロパイルのような小口径杭によって既設杭基礎を補強する場合には、多数のマイクロパイルを既設杭の周囲に配置し、フーチングと結合することになる。一般に、群杭に水平力が作用し杭が大きく変形する場

表-3.2.1 載荷試験ケース

CASE	杭の構成	既設杭とMPとの間隔	MPの打設角度	載荷方法
1	既設杭1本	—	—	一方向載荷
2	MP1本	—	—	一方向載荷
3	既設杭4本	—	—	一方向載荷
4	既設杭4本+MP6本	200mm	鉛直	交番載荷
5	既設杭4本+MP6本	400mm	鉛直	一方向載荷
6	既設杭4本+MP6本	200mm	10°	一方向載荷
7	既設杭4本+MP6本	200mm	20°	一方向載荷

表-3.2.2 模型杭の諸元

	杭径 (mm)	肉厚 (mm)	断面積 (cm ²)	断面二次モーメント (cm ⁴)
既設杭	114.3	3.5	12.18	187.0
MP	34.0	2.3	2.291	2.89

合、地盤内応力を介して各杭が相互に干渉しあい、単杭の時に比べて、各杭に作用する地盤反力とその位置や杭間隔などによって異なることが知られている。

これまで、群杭に関する試験のほとんどは同種の組杭で実施されているが、マイクロパイルで既設杭基礎を補強する場合のように、比較的大口径の既設杭と小口径のマイクロパイルから構成される異種群杭となるとき各杭の挙動については、まだ十分解明されていない。

そこで、異種群杭となるとき群杭の影響を把握するために、マイクロパイルによる補強を想定した異種群杭の模型を用いた静的な水平載荷試験を実施した。また、マイクロパイルによる補強効果を適切に考慮できる合理的な補強設計法を検討するために、道示¹⁶⁾に示される杭基礎の設計手法に基づき載荷試験のシミュレーション解析を行った。

3. 2. 2 試験方法

異種群杭における群杭の影響を把握するために、表-3.2.1 に示す 7 ケースの静的模型試験を行った。CASE1 および CASE2 は、既設杭およびマイクロパイル、それぞれ単杭の試験ケースである。CASE3 は、既設杭 4 本の試験ケースで、同種杭からなる場合の群杭の影響を確認するために行った。CASE4 は、CASE3 を基本として、荷重載荷方向の前後に、マイクロパ

イルを 3 本ずつ設置した試験ケースで、異種群杭における群杭の影響を把握するために行った。CASE4 は、交番載荷により行った。CASE5 は、CASE4 に対して、既設杭とマイクロパイルの間隔を 2 倍にした試験ケースである。ここで、CASE4 および CASE5 とも、マイクロパイルは鉛直に配置した。CASE6 および CASE7 は、CASE4 に対して、マイクロパイルを斜杭に配置した試験ケースである。CASE6 では斜杭角度は 10°、CASE7 では 20° とした。各ケースに用いた既設杭およびマイクロパイルの諸元を表-3.2.2 に示す。また、CASE4 および CASE6 の試験モデルを図-3.2.1 に、ひずみゲージ貼り付け位置を図-3.2.2 に示す。図-3.2.1 には、ひずみゲージを貼り付けた杭を図示するとともに、以降使用する杭の名称（載荷方向と杭位置の関係）を図示した。なお、試験モデルは、実物大杭基礎を約 1/5 に縮小したものであり、模型杭の材質および断面二次モーメントはこの縮尺を考慮して設定した。ここで、実物大のマイクロパイルは 3 工法の鋼管を想定したものである。また、杭先端は境界条件を単純にするため、土層底面に固定した。

試験模型のフーチングは鋼製とし、杭とフーチングはエポキシ樹脂系接着剤によって結合した。

試験地盤は、各模型杭を設置した後、タンパおよび人力により、湿潤状態の鹿島砂を約 30cm ごとに締め固めながら作製した。なお、地盤の作製は、CASE1 ～

CASE4（試験地盤1）、CASE5～CASE7（試験地盤2）の2回に分けて実施した。試験地盤については、その都度、土層内の4箇所オートマチックラムサウンディング試験により地盤調査を実施した。その結果を図-3.2.3に示すが、試験地盤内4箇所における深度ごとの貫入抵抗値は、いずれもほぼ同等な値を示していることから、均質な地盤が作製できたと考えられる。

水平載荷試験は、フーチングに固定されたPC鋼棒

をセンターホールジャッキにて引張り、地盤工学会の「杭の水平載荷試験方法・同解説」¹⁷⁾に準拠し、設定した載荷サイクルおよびステップに従って、水平力を載荷することにより行った。載荷試験においては、載荷荷重、フーチングの水平変位、鉛直変位および杭体のひずみを計測した。

CASE4の試験状況を写真-3.2.1に示す。

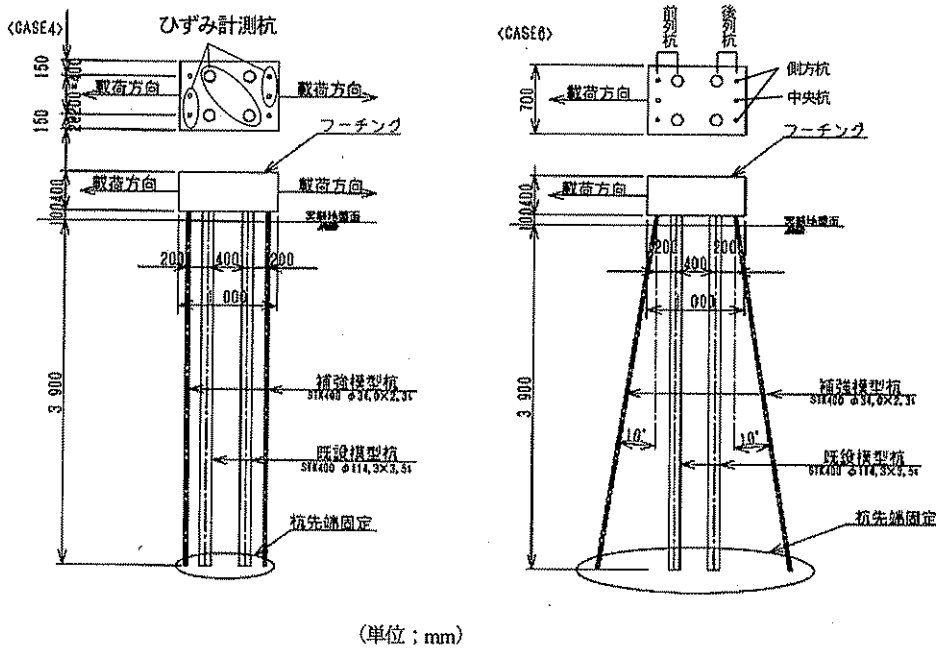


図-3.2.1 CASE4およびCASE6の模型概要図

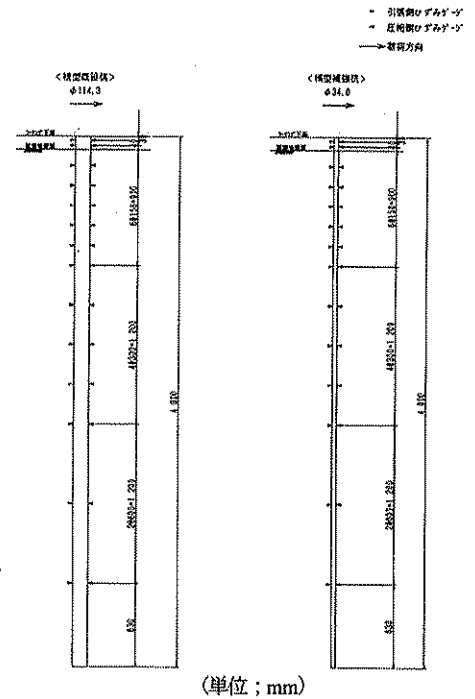


図-3.2.2 ひずみゲージ貼り付け位置図

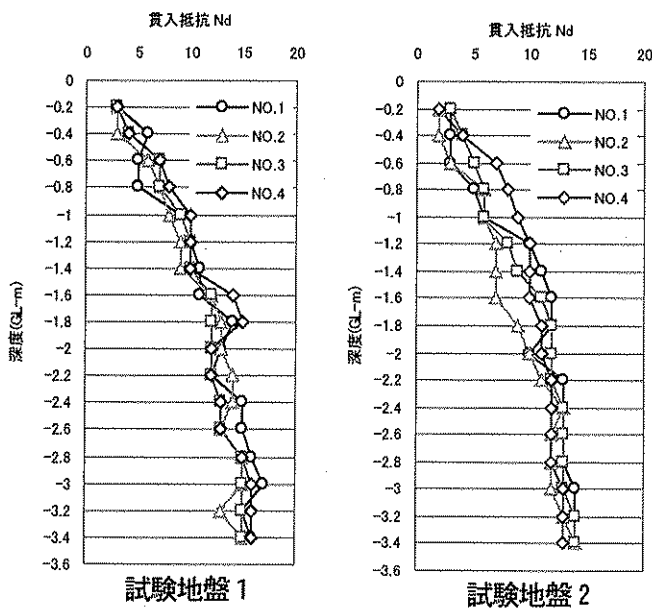


図-3.2.3 オートマチックラムサウンディング試験結果

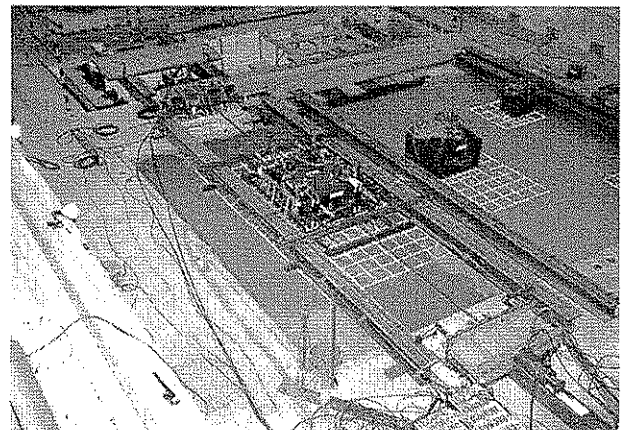


写真-3.2.1 CASE4（試験地盤1）の試験状況

3. 2. 3 シミュレーション解析方法

実験結果のシミュレーション解析には、道示¹⁶⁾に示される杭基礎の地震時保有水平耐力法を適用することにした。保耐法では、杭の軸直角方向の抵抗特性は、水平方向地盤反力係数 k_{HE} を初期勾配とし、水平地盤反力度の上限値 p_{HU} を有するバイリニア型にモデル化されるが、群杭の影響はこの k_{HE} および p_{HU} を補正することによって考慮される。

ここでは、道示に基づく計算結果と試験結果を対比することにより、保耐法の適用性を検討した。

ただし、保耐法では、異種群杭となる場合における群杭の影響の適用方法が不明であるため、シミュレーション解析は次の手順で進めた。

まず、CASE1の試験結果に整合（荷重～変位関係に着目）するように、単杭に対する k_{HE} および p_{HU} の補正係数 α_k 、 α_p （ α_k ：単杭における k_{HE} の補正係数、 α_p ：単杭における p_{HU} の補正係数）を検討する。次に、

その結果をそのまま適用し、CASE3の試験結果に整合（荷重～変位関係に着目）するように、群杭に対する k_{HE} および p_{HU} の補正係数 η_k 、 η_p （ η_k ：群杭効果を考慮した k_{HE} の補正係数、 η_p ：群杭効果を考慮した p_{HU} の補正係数）を検討する。その後、これらの補正係数 α_k 、 α_p 、 η_k 、 η_p をそのまま適用して、CASE4～CASE6の解析を行う。また、各杭列における水平地盤反力度の上限値の比率も合わせて検討した。

解析にあたっては、フーチングは剛体として扱い、杭体の非線形モデルは保耐法の考え方を適用してバイリニア型にモデル化した。解析に用いた既設杭およびMPの $M-\phi$ 関係を図-3.3.1 および図-3.3.2 に示す。また、試験地盤の特性は、試験時に行ったオートマチックラムサウンディング試験結果を基に設定した¹⁶⁾、¹⁸⁾。解析に用いた既設杭およびMPの軸直角方向の抵抗特性を図-3.3.3 および図-3.3.4 に示す。

CASE4の解析モデルを図-3.3.5 に示す。

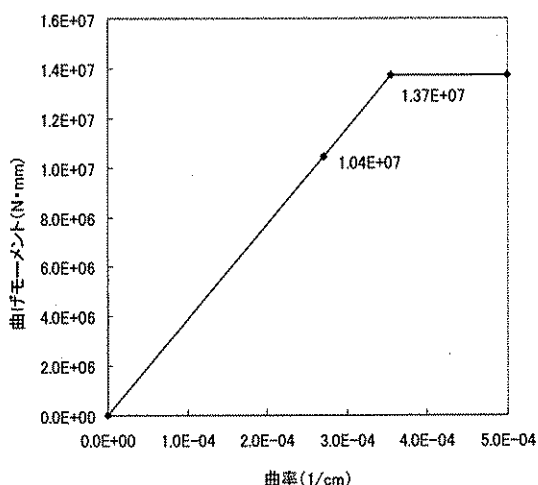


図-3.3.1 M- ϕ 関係（既設杭）

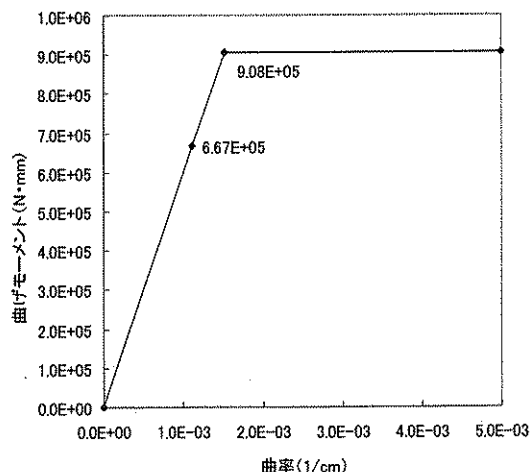


図-3.3.2 M- ϕ 関係（MP）

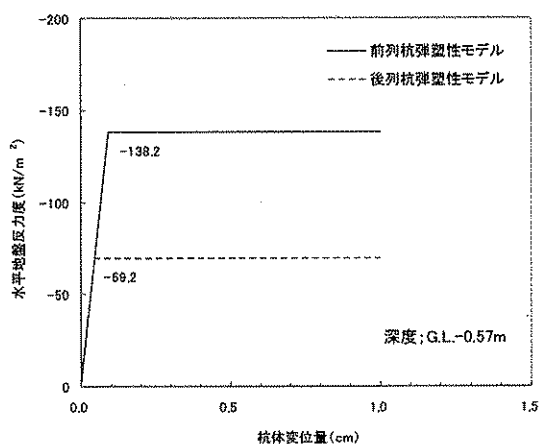


図-3.3.3 既設杭の抵抗特性（CASE4）

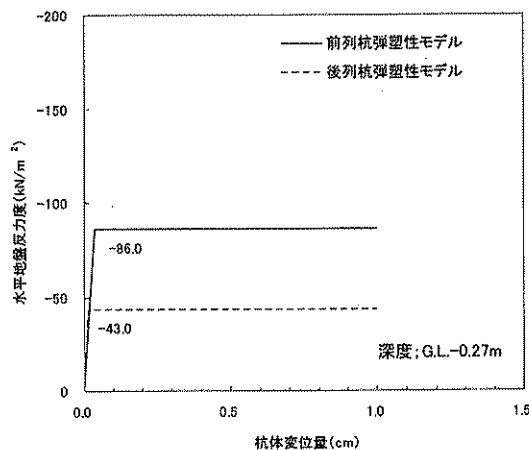
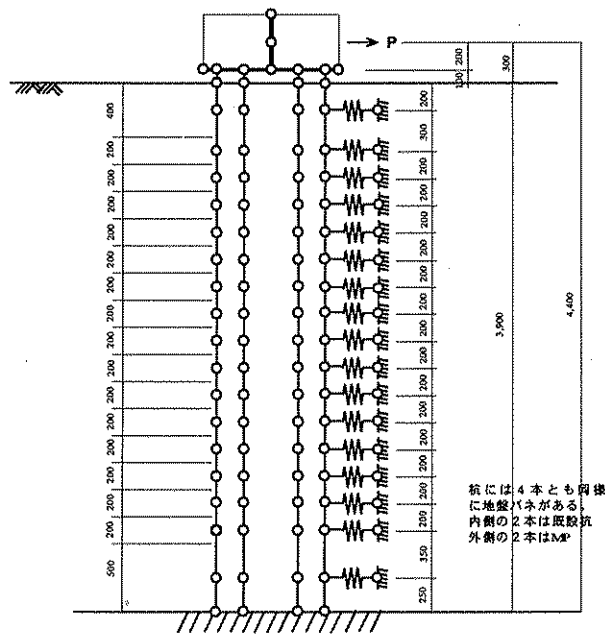


図-3.3.4 MPの抵抗特性（CASE4）



(単位 ; mm)

図-3.3.5 解析モデル図 (CASE4)

第4章 研究結果

4. 1 単杭における鉛直載荷試験および水平載荷試験

4. 1. 1 高耐力マイクロパイル

(1) 鉛直載荷試験

図-4.1.1 に鉛直荷重～杭頭変位曲線を示す。降伏引抜き力は900kN、極限引抜き力は1,050kNであり、概ね杭径の10%の変位置で極限状態に達した。また、降伏付近までの押込みと引抜きの勾配がほぼ等しいことから、両方向の軸方向バネ定数は同程度の値であることがわかる。

図-4.1.2 に軸力分布を示す。軸力は各断面の軸ひずみを用い、各区間を構成する鋼管、鉄筋、グラウトを全断面有効として算出した。なお、引抜き時の非鋼管定着部(⑦～⑧断面)の軸力は、グラウトを無視し、鉄筋のみを考慮して算出した。図から、各荷重段階において、①～⑤断面の軸力変動は比較的少なく、また、杭先端より0.5m上方の部分(⑧断面)には軸力が若干残るが、押込み時と引抜き時のその値はほぼ同じであることがわかる。したがって、HMPは小口径であるため先端支持力が小さいとともに、非定着部の周面摩擦力も小さく、支持力は主に定着部の周面摩擦力によ

って発揮されることがわかる。図-4.1.3 に引抜き時の杭周面摩擦力度と各区間の平均変位との関係を示す。なお、周面摩擦力度の算出にあたっては、非定着部では鋼管径を、定着部では削孔径を有効径とした。HMPの周面摩擦力は非定着部(②～⑤断面)では小さく、杭先端の定着部(⑤～⑧断面)で発揮されることがわかる。⑥～⑧断面においては、場所打ち杭の最大周面摩擦力度¹⁶⁾を上回る数値が得られている。

(2) 水平載荷試験

図-4.1.4 に水平荷重～杭頭変位曲線を示す。最終サイクルでは、最大水平荷重として、正方向に160kN 載荷した。HMPの曲げ試験¹⁹⁾では、曲げモーメントM～曲率 ϕ 関係はバイリニア型に近く、全塑性モーメントは、杭体が複合部材であるため、鋼管のみの全塑性モーメントより大きな値となっている。その試験結果を参考にすると、水平荷重150kN時において、杭体には全塑性モーメントに達したところがあると判断できるが、図-4.1.4 には明確な変化点や残留変位の急増点が見られない。今回の載荷試験では終局状態までの載荷は行えなかったが、試験の範囲内において杭体の耐力が急に低下することはなかったことから、HMPはじん性に優れることがわかる。

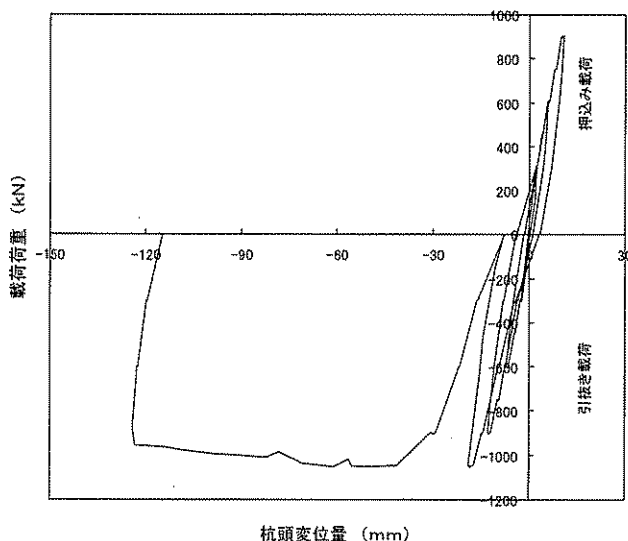


図-4.1.1 鉛直荷重～杭頭変位曲線

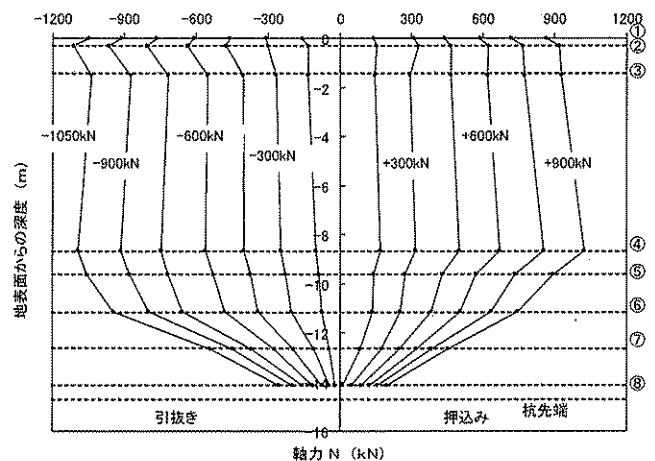


図-4.1.2 軸力分布図

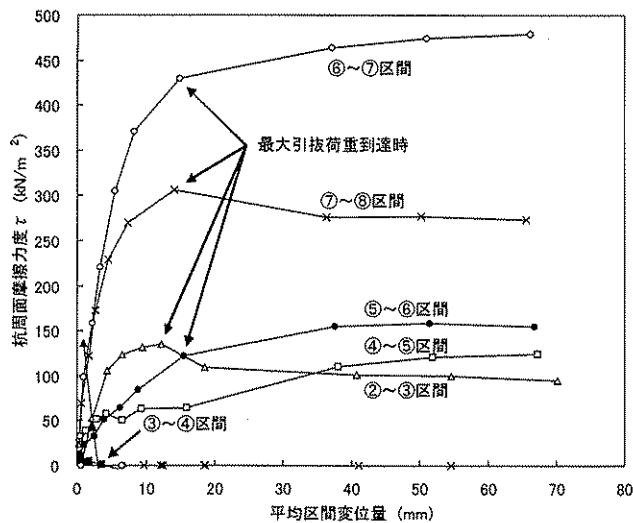


図-4.1.3 杭周面摩擦力度～区間平均変位関係（引抜き時）

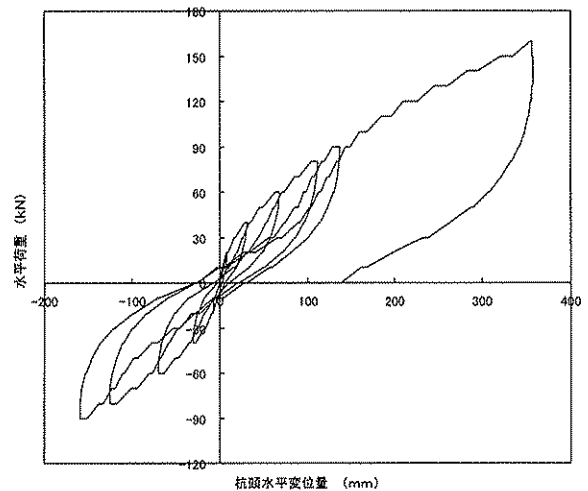


図-4.1.4 水平荷重～杭頭変位曲線

4. 1. 2 STマイクロパイル

(1) 鉛直載荷試験

1) 押込み載荷試験

図-4.1.5 に押込み荷重～杭頭変位曲線を示す。試験杭Ⅰおよび試験杭Ⅱとも最大荷重到達後、荷重低下が認められる。試掘調査の結果、鋼管とグラウトの間にずれ跡が確認されたことから、改良体～地盤間の破壊ではなく、杭体内部の破壊により極限状態に達したものと考えられる。そのため、試験時の最大荷重を極限支持力とすると、節間隔が300mm（試験杭Ⅰ）のSTMPは3,200kN、150mm（試験杭Ⅱ）のSTMPは4,360kNが極限支持力と判定される。

試験杭Ⅱにおける軸力分布を図-4.1.6 に示す。軸力は鋼管の軸ひずみに鋼管およびグラウトの全断面を考慮した軸剛性EAを乗じて求めた。図に示すように、載荷初期の段階では、先端部の軸力負担は小さいが、極限支持力付近では杭先端部にも大きな軸力が発生していることがわかる。

2) 引抜き試験

引抜き荷重～杭頭変位曲線を図-4.1.7 に示す。引抜き荷重が1,800kN付近から変位の増分が大きくなり、最大荷重は2,565kNとなった。LogP～LogS曲線における勾配変化点から、降伏引抜き力は1,800kN、また、変位の進行程度から極限引抜き力は2,565kNと判定される。試験終了時の地表面の状況、試掘調査結果から、鋼管とグラウト間にずれ跡等が確認されなかったこと

から、改良体と地盤間の摩擦切れによって最大荷重が決まったものと考えられる。

鋼管の軸ひずみに鋼管の軸剛性EAを乗じて求めた軸力分布を図-4.1.8 に示す。改良体天端から深度に応じて、ほぼ三角形に軸力が低下していることから、摩擦抵抗が改良体全長にわたって発揮されていることがわかる。

(2) 水平載荷試験

図-4.1.9 に載荷点における水平荷重～水平変位曲線を示す。最大荷重は正方向に214kN、最大変位は289mmである。また、載荷荷重160kN程度から水平変位が急増しており、鋼管ひずみの値と分布傾向から、この荷重付近で鋼管が降伏しているものと考えられる。なお、第2サイクル付近で改良体にクラックが発生し始め、第4サイクル付近では改良体に放射状のひびわれが生じた。

改良体を有するSTMPの水平抵抗について、杭体と地盤の非線形性を考慮した解析により、その評価手法を検討した。表-4.1.1 に解析ケースを示す。CASE1は改良体の水平地盤抵抗を考慮しないケース、CASE2は改良体による水平地盤抵抗の増加を期待するケースである。CASE2における水平地盤抵抗幅（水平抵抗に関する計算上の杭径： D' ）は、載荷終了後の改良体に生じたひびわれ（写真-3.1.5）から、500mmに設定した。なお、杭の変形が進行すると改良体にひびわれ

が生じるため、改良体の曲げ剛性は期待できないと考え、杭体の曲げ剛性 EI は鋼管と鋼管内のグラウトのみを考慮することにした。また、杭体の $M \sim \phi$ 関係は鋼管の全塑性モーメントを上限值としたバイリニア型、地盤特性は道示¹⁶⁾ に準じたバイリニア型とした。解析結果として、図-4.1.10 に載荷点における水平荷重～水平変位曲線を示す。CASE1 と試験結果を比較した

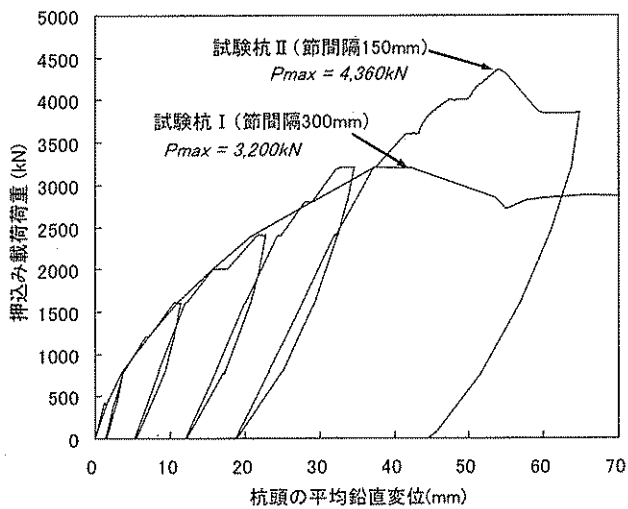


図-4.1.5 押し込み荷重～杭頭変位曲線

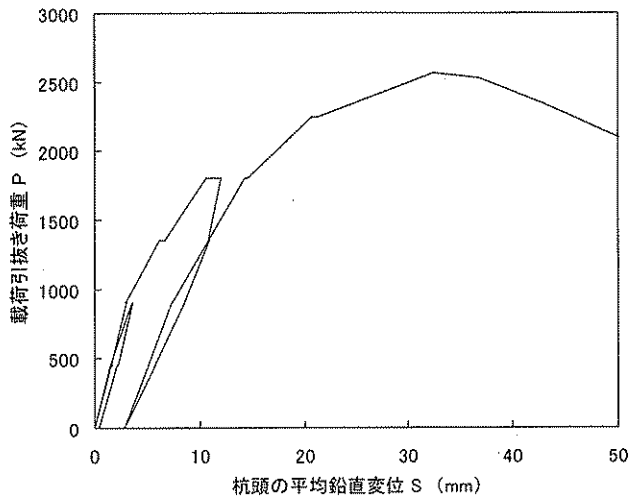


図-4.1.7 引抜き荷重～杭頭変位曲線

場合、改良体の水平地盤抵抗を無視することは明らかに過小評価であることがわかる。一方、CASE2 は試験結果とほぼ同等な水平荷重～水平変位関係を示しており、特に水平変位が 100mm 程度まではよく一致している。この結果より、STMP の水平抵抗は、改良体を考慮して求めることが合理的であると考えられる。

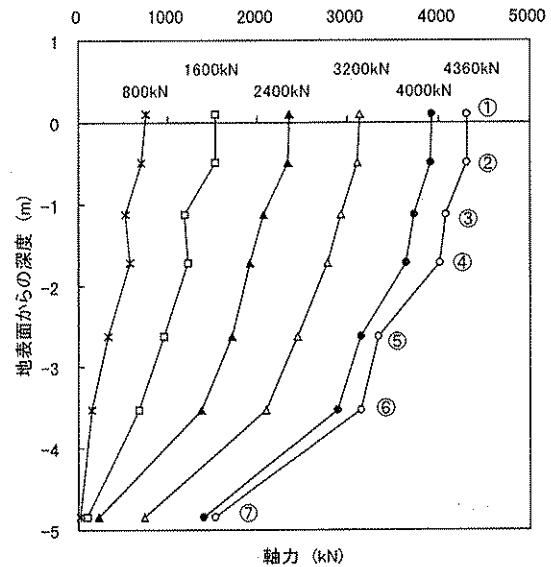


図-4.1.6 軸力分布図（押し込み載荷試験）

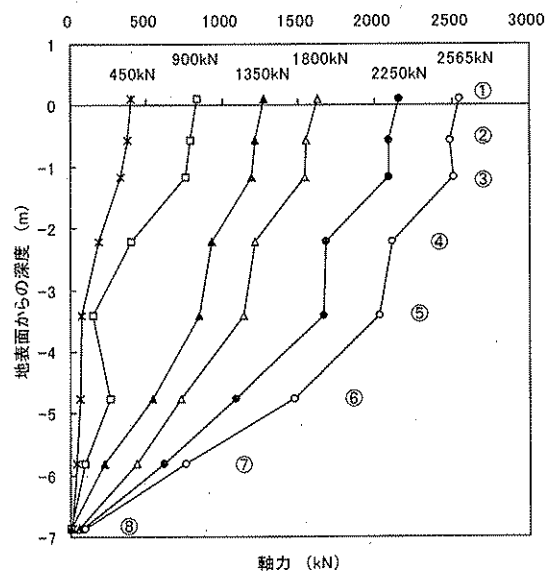


図-4.1.8 軸力分布図（引抜き試験）

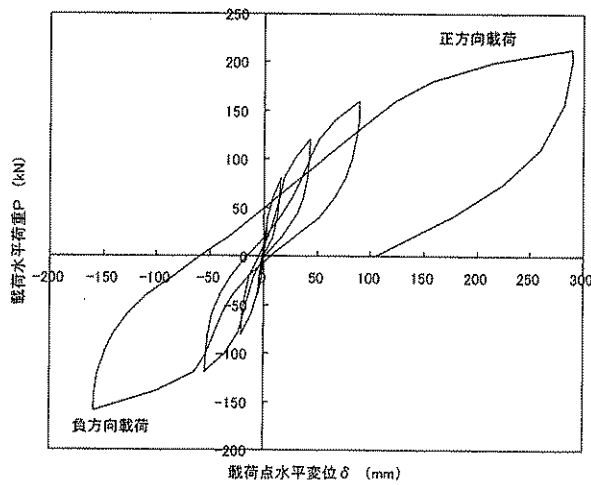


図-4.1.9 水平荷重～水平変位曲線

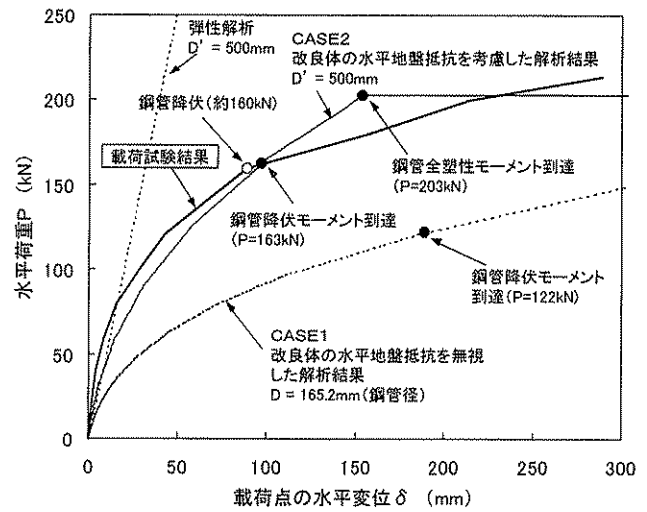


図-4.1.10 静的非線形解析結果

表-4.1.1 静的非線形解析ケース

解析ケース	水平地盤抵抗幅（計算上の杭径）	杭の曲げ剛性EI	補正係数 α_k	補正係数 α_p
CASE1	D = 165.2mm（鋼管径） （改良体の水平地盤抵抗無視）	鋼管＋鋼管内 グラウト	2.0 （道示 ¹⁶⁾ 1.5）	4.0 （道示 ¹⁶⁾ 3.0）
CASE2	D' = 500mm （改良体の水平地盤抵抗考慮）			

4. 1. 3 ねじ込み式マイクロパイル

（1）押込み載荷試験

図-4.1.11 および図-4.1.12 に鉛直荷重～杭頭変位曲線を示す。4枚の翼の平均径の10%沈下量（ ϕ 216.3mmのMHMPでは52.5mm、 ϕ 267.4mmのMHMPでは57.5mm）における押込み支持力は、 ϕ 216.3mmのMHMPにおいては2,330kN、 ϕ 267.4mmのMHMPにおいては2,470kN（ ϕ 216.3mmの1.06倍）となった。ここで、4枚の翼と杭先端の抵抗面積は ϕ 216.3mmのMHMPにおいては0.765m²、 ϕ 267.4mmのMHMPにおいては0.880m²であり、両MHMPの抵抗面積比は1.15倍である。両MHMPの支持力比と抵抗面積比を比較すると、支持力比は抵抗面積比よりやや小さい。これは、ボーリング調査結果より、両MHMPの先端地盤の性状が異なっていたためと考えられる。

図-4.1.13 および図-4.1.14 に軸力分布を示す。図から、MHMPは、軸部ではほとんど摩擦抵抗が発揮され

ず、翼により支持されていることがわかる。

（2）引抜き試験

図-4.1.15 および図-4.1.16 に引抜き荷重～杭頭変位曲線を示す。平均翼径の10%変位時における引抜き力は、 ϕ 216.3mmのMHMPにおいては1,200kN、 ϕ 267.4mmのMHMPにおいては1,340kN（ ϕ 216.3mmの1.12倍）となった。ここで、4枚の翼の抵抗面積は ϕ 216.3mmのMHMPにおいては0.729m²、 ϕ 267.4mmのMHMPにおいては0.824m²であり、両MHMPの抵抗面積比は1.13倍である。両MHMPの支持力比と抵抗面積比はほぼ同程度であった。

図-4.1.17 および図-4.1.18 に軸力分布を示す。図から、MHMPは、押込み載荷試験の結果と同様、軸部ではほとんど摩擦抵抗が発揮されず、翼により支持されていることがわかる。

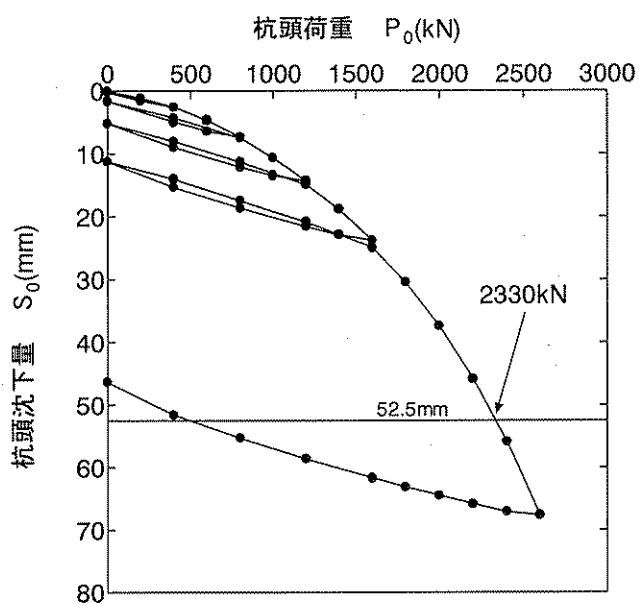


圖-4.1.11 鉛直荷重～杭頭變位曲線 ($\phi 216.3\text{mm}$)

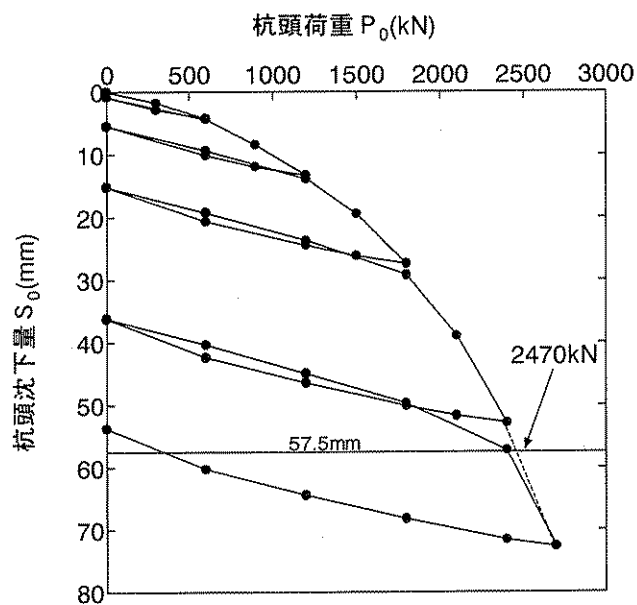


圖-4.1.12 鉛直荷重～杭頭變位曲線 ($\phi 267.4\text{mm}$)

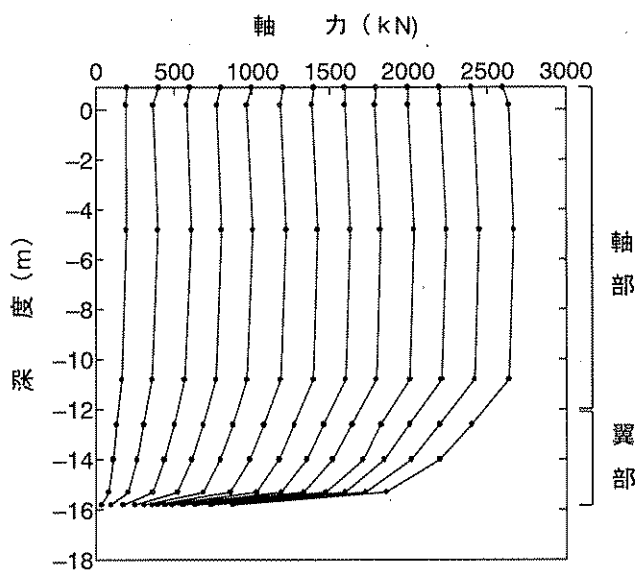


圖-4.1.13 軸力分布圖 ($\phi 216.3\text{mm}$)

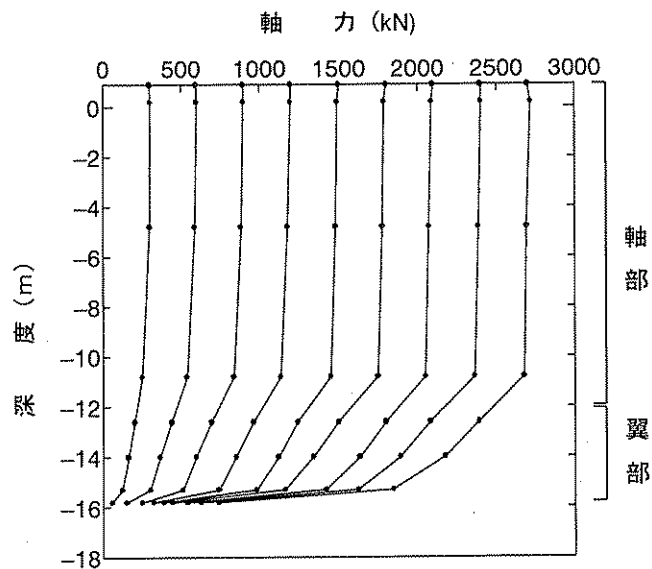


圖-4.1.14 軸力分布圖 ($\phi 267.4\text{mm}$)

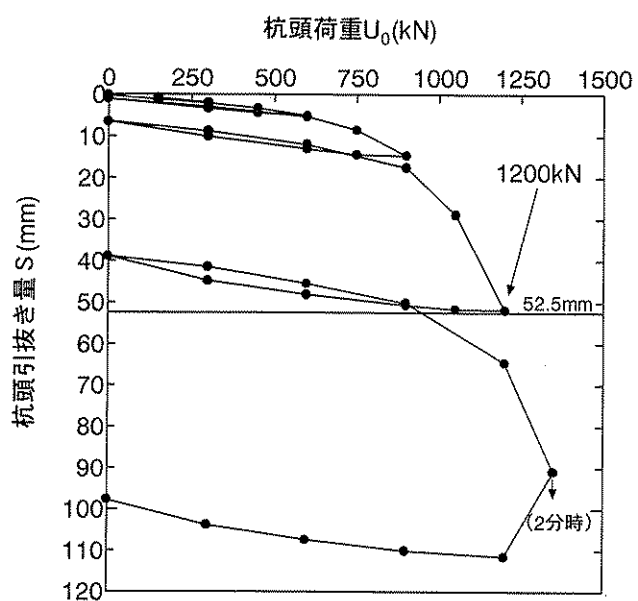


図-4.1.15 引抜き荷重～杭頭変位曲線 (φ216.3mm)

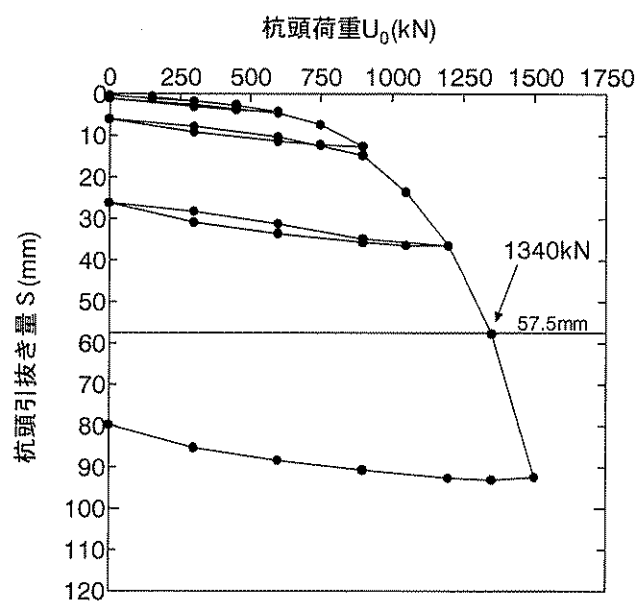


図-4.1.16 引抜き荷重～杭頭変位曲線 (φ267.4mm)

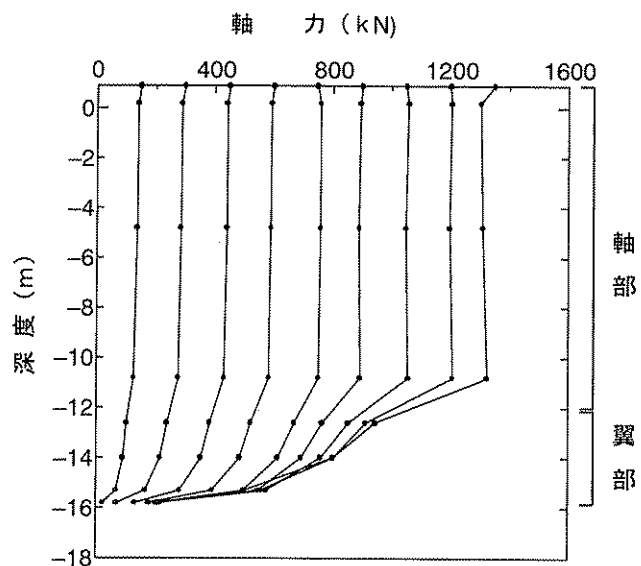


図-4.1.17 軸力分布図 (φ216.3mm)

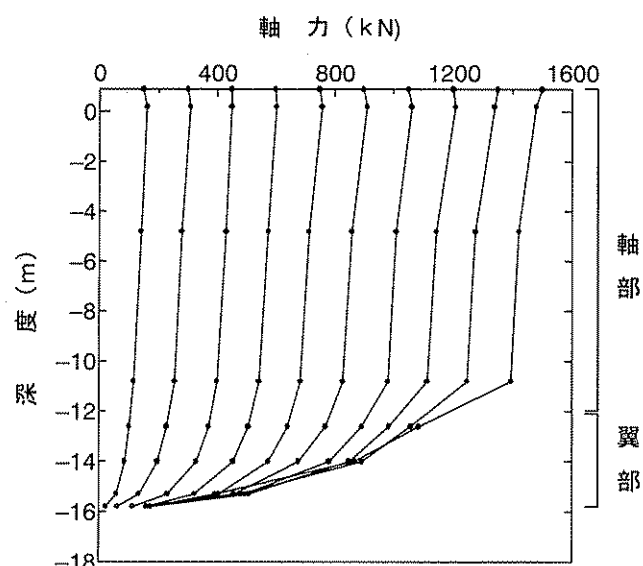


図-4.1.18 軸力分布図 (φ267.4mm)

4. 2 群杭における水平載荷試験

4. 2. 1 荷重～変位曲線

各ケースにおけるフーチング前面で計測した新規荷重載荷時における水平荷重～水平変位（フーチングの変位）曲線を図-4.2.1に示す。水平荷重～水平変位曲線から、マイクロパイル（以下、MPと略す）を配置していないCASE3に対して、MPを配置したCASE4～CASE6においては、MPによる補強効果が現れている。既設杭とMPの間隔が異なるCASE4およびCASE5を比較すると、その補強効果は杭間隔ほど顕著には現れていない。CASE6はMPを斜杭としたケースであるが、CASE3に対し、CASE4あるいはCASE5よりもMPによる補強効果が顕著に現れている。しかし、CASE7の水平荷重～水平変位曲線においては、CASE4とほぼ同等の補強効果しか現れていない。これは、CASE7の試験において、フーチングと杭頭部の固定が不十分だったために、荷重の増加とともに損傷が生じ、その結果、変位が急増したものと考えられる。したがって、以降、CASE7の試験結果は解析の対象としないことにした。

4. 2. 2 曲げモーメント分布

図-4.2.2～図-4.2.4にCASE3とCASE4の既設杭、CASE3とCASE6の既設杭、CASE4とCASE6のMP、それぞれの曲げモーメント分布を対比して示す。曲げモ

ーメントは、各杭の前後で計測したひずみから軸ひずみ分を削除して曲げひずみを求め、杭体の曲げ剛性を考慮して求めた。なお、以後の図は、実験において、既設杭およびMPがそれぞれ曲げ降伏に至る直前の荷重状態について整理したものである。

CASE3（図-4.2.2）では、杭頭部曲げモーメントおよび地中部最大曲げモーメントとも前列杭の方が後列杭より大きく、また、地中部最大曲げモーメントの発

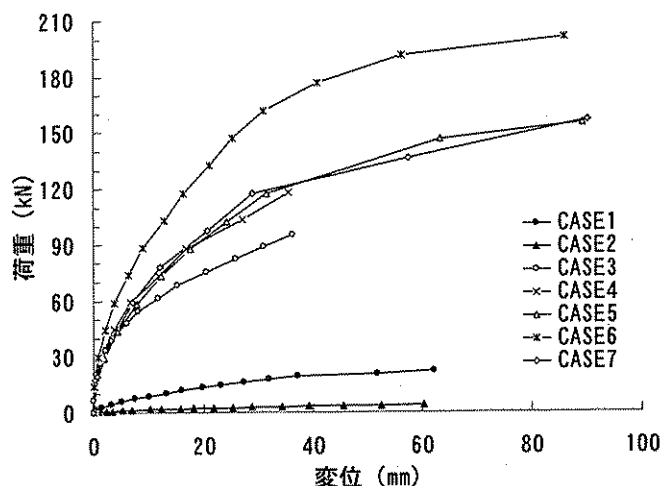


図-4.2.1 荷重～変位曲線

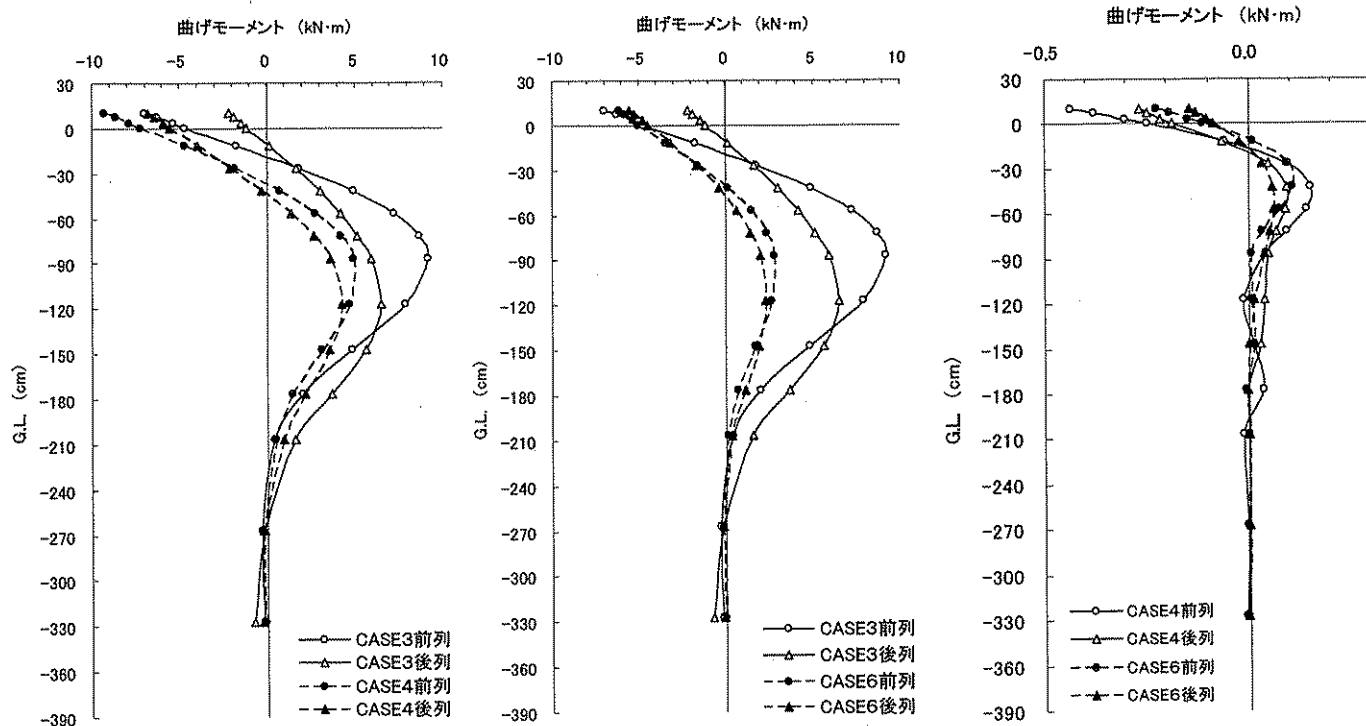


図-4.2.2 既設杭の曲げモーメント分布
(CASE3 および CASE4)

図-4.2.3 既設杭の曲げモーメント分布
(CASE3 および CASE6)

図-4.2.4 MP（中央杭）の曲げモーメント分布
(CASE4 および CASE6)

生深度は、前列杭の方が後列杭より浅く、いわゆる群杭の影響が生じている。この CASE3 の前列杭と後列杭の傾向に対し、CASE4 (図-4.2.2)、あるいは CASE6

(図-4.2.3) それぞれの既設前列杭と既設後列杭を比較すると、CASE3 ほどはっきりしていないが、ほぼ同様の傾向を示している。CASE3 の前列杭と後列杭の関係ほど明確に傾向が生じていないのは、既設前列杭が、最前列の MP による影響を受けたことによるものと考えられる。CASE3 と CASE4 の曲げモーメントの値を比較すると、地中部最大曲げモーメントは CASE3 の方が大きい、杭頭部曲げモーメントは CASE4 の方が大きい。また、CASE3 と CASE6 の曲げモーメントの値を比較すると、杭頭部曲げモーメントはほぼ同程度であるが、地中部最大曲げモーメントは、CASE6 は CASE3 の半分程度以下となっている。

図-4.2.4に示すように、CASE4およびCASE6におけるMP前列杭とMP後列杭の杭頭部曲げモーメントおよび地中部最大曲げモーメントを比較すると、いずれも前列杭の方が後列杭よりも大きい、地中部最大曲げモーメントの発生深度はほぼ同じである。また、CASE4およびCASE6を比較すると、杭頭部曲げモーメント、地中部最大曲げモーメントともに、CASE6の方が小さくなっている。

4. 2. 3 せん断力分布

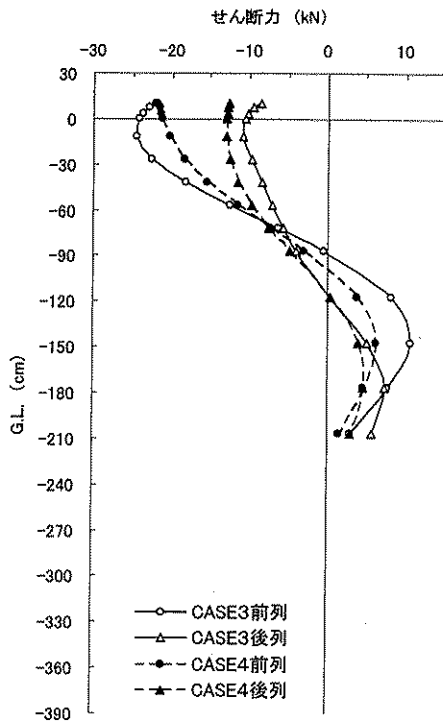


図-4.2.5 既設杭のせん断力分布
(CASE3 および CASE4)

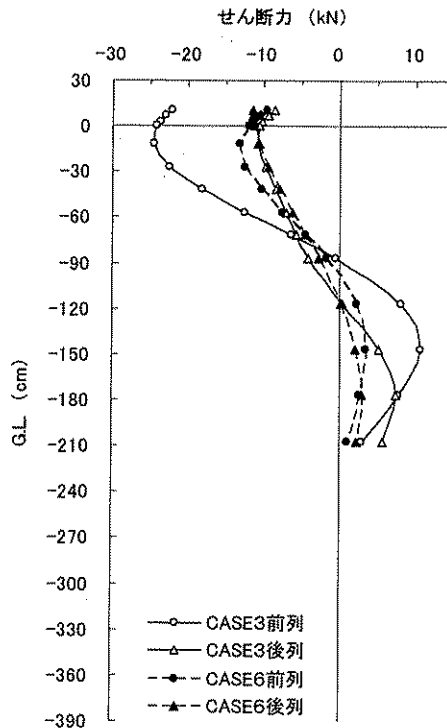


図-4.2.6 既設杭のせん断力分布
(CASE3 および CASE6)

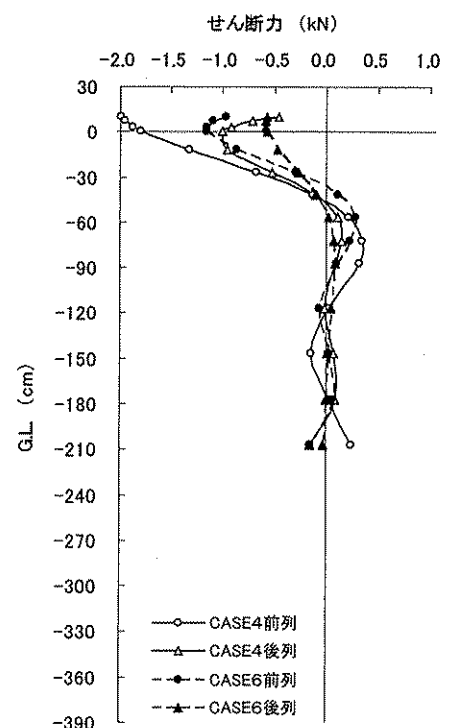


図-4.2.7 MP (中央杭) のせん断力分布
(CASE4 および CASE6)

図-4.2.5～図-4.2.7に CASE3 と CASE4 の既設杭、CASE3 と CASE6 の既設杭、CASE4 と CASE6 の MP、それぞれのせん断力分布を対比して示す。せん断力は、試験時に計測された曲げひずみ分布を多項式で近似し、それを 1 回微分して求めた。

CASE3 (図-4.2.5) の前列杭および後列杭の杭頭せん断力を比較すると、前列杭の方が約 2 倍程度、後列杭よりも大きくなっている。すなわち、荷重分担率は前列杭の方が後列杭よりも大きい。この CASE3 の傾向に対し、CASE4 (図-4.2.5) では、前列杭と後列杭の杭頭せん断力の差が小さくなっているが、ほぼ同様の傾向を示している。CASE6 (図-4.2.6) においては、前列杭と後列杭の荷重分担に大きな差はなく、ほぼ同程度の値を示している。また、同程度の載荷荷重に対し、CASE6 では、既設杭の分担量が減少している。これは、CASE6 では MP が斜杭として配置されているために、MP が載荷された水平荷重を軸力として分担したためと考えられる。

図-4.2.7に示すように、CASE4 と CASE6 の MP 前列杭と MP 後列杭の杭頭せん断力を比較すると、いずれも、MP 前列杭の方が MP 後列杭よりも約 2 倍程度大きくなっており、CASE3 の既設杭の傾向に類似している。しかし、CASE4 と CASE6、それぞれの MP 前列杭どうし、MP 後列杭どうしの分担量を比較すると、直杭である CASE4 の方が、約 2 倍程度大きい。

4. 2. 4 軸力分布

図-4.2.8～図-4.2.10にCASE3とCASE4の既設杭、CASE3とCASE6の既設杭、CASE4とCASE6のMP、それぞれの軸力分布を対比して示す。軸力分布は、各杭の前後で計測したひずみから曲げひずみ分を削除して軸ひずみを求め、杭体の軸剛性を考慮して求めた。

図-4.2.8に示すように、CASE3およびCASE4の既設前列杭および既設後列杭には、それぞれ圧縮力および引張力が作用している。なお、CASE4に作用している軸力は、CASE3の半分程度である。また、図-4.2.9に示すように、MPを斜杭としているCASE6では、既設杭にはほとんど軸力が作用していない。MPを設置すると既設杭に作用する軸力は軽減されることがわかる。

図-4.2.10に示すように、CASE4およびCASE6では、いずれも、MP前列杭には圧縮力が、MP後列杭には引張力が作用している。また、MPに作用する軸力の値はほぼ同程度である。

MPを設置すると、既設杭に作用する軸力が減少し、また、MPを斜杭とすることによりさらに減少することがわかった。ただし、MPに作用する軸力は、設置角度にはあまり依存しないこともわかった。

4. 2. 5 地盤反力度～変位関係

図-4.2.11～図-4.2.13にCASE1、CASE3および

CASE4の既設前列杭、CASE1、CASE3およびCASE4の既設後列杭、CASE2およびCASE4のMP、それぞれの水平地盤反力度～杭体変位関係を対比して示す。ここで、水平地盤反力度は、試験から得られた曲げモーメントを2回微分することにより求めた。

図-4.2.11に示すように、既設前列杭の水平地盤反力度は各ケースともそれぞれの深度において変位の小さい領域では同程度であるが、CASE3とCASE4を比較すると、地表面付近（GL-0.27m）においては変位が進行するにつれ水平地盤反力度の差が大きくなる。しかし、地表面から深い位置（GL-0.57m および GL-0.87m）においては、CASE3とCASE4の水平地盤反力度の差はほとんど生じない。したがって、CASE4における地表面付近の水平地盤反力度の低下はMP前列杭による群杭の影響と考えられる。地表面から深い位置においてMP前列杭による水平地盤反力度の低下が見られないのは、MPの曲げ剛性が既設杭に比べて小さく、地盤の浅い領域にしかその影響が及ばないためと考えられる。

図-4.2.12に示すように、CASE3およびCASE4の既設後列杭の水平地盤反力度はいずれのケースにおいても、またいずれの深度においても、変位量の小さい領域から頭打ちになる傾向が見られる。これは、既設前列杭による群杭の影響と考えられる。

図-4.2.13に示すように、CASE4のMP前列杭とMP

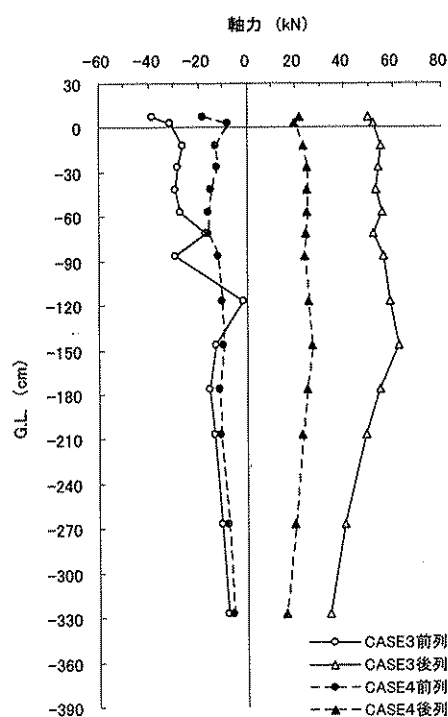


図-4.2.8 既設杭の軸力分布
(CASE3 および CASE4)

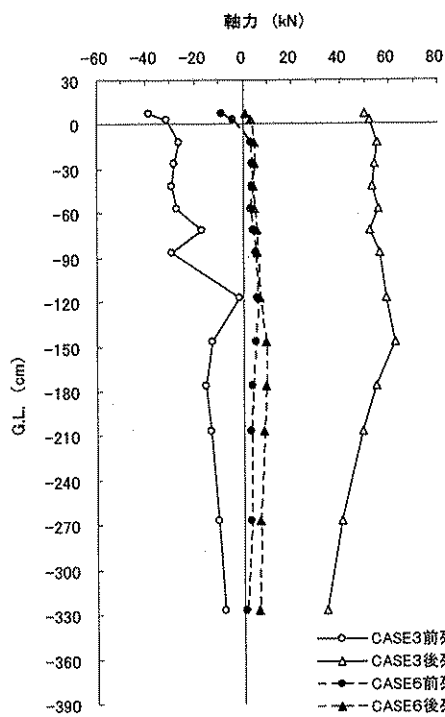


図-4.2.9 既設杭の軸力分布
(CASE3 および CASE6)

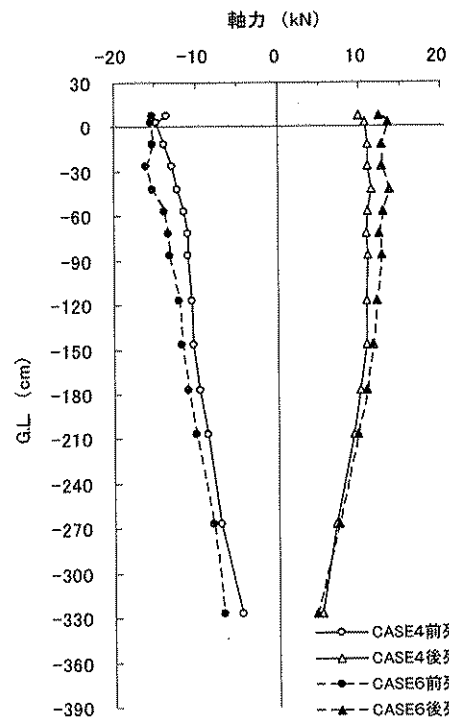


図-4.2.10 MP（中央杭）の軸力分布
(CASE4 および CASE6)

後列杭は、変位が進行するにつれて、CASE2よりも水平地盤反力度が低下する。また、CASE4のMP前列杭とMP後列杭は、変位が進行するにつれて、両者の水平

地盤反力度の差が大きくなる。これは、それぞれ、既設杭による群杭の影響が生じたためと考えられる。

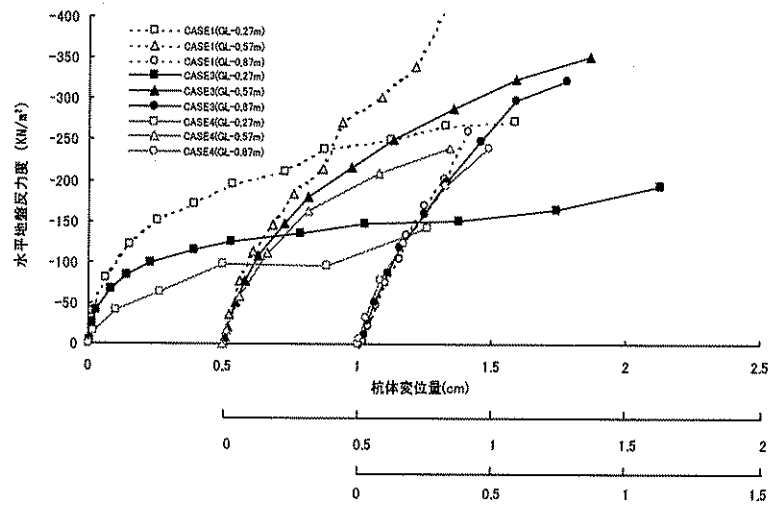


図-4.2.11 既設前列杭の地盤反力度～杭体変位関係 (CASE1、CASE3 および CASE4)

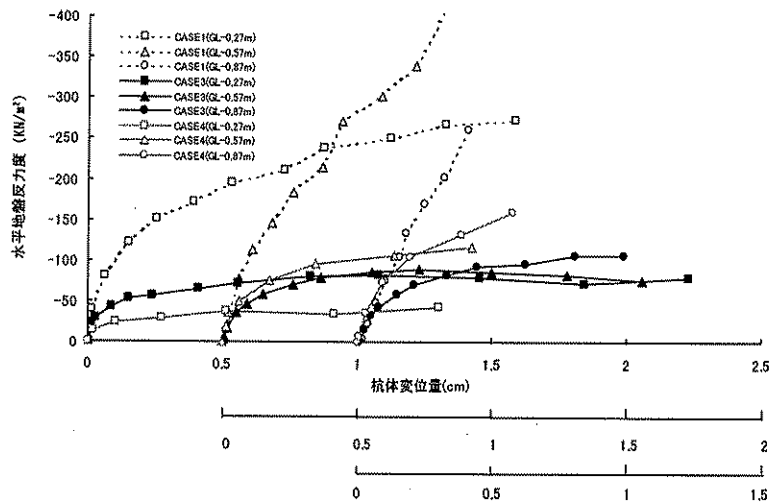


図-4.2.12 既設後列杭の地盤反力度～杭体変位関係 (CASE1、CASE3 および CASE4)

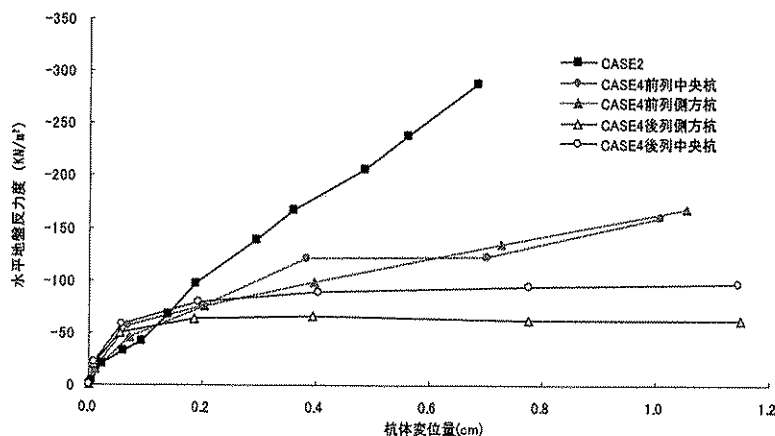


図-4.2.13 MP の地盤反力度～杭体変位関係 (CASE2 および CASE4)

4. 2. 6 極限地盤反力度

(1) 極限地盤反力度の算出

図-4.2.14にCASE4における各杭体の水平地盤反力度分布を例示する。図に示すように、地盤反力度は荷重の増加とともに増加するが（図中の実線）、地表面付近においては、ある上限値に達するとそれ以上は増加しない傾向が見られる。ここで、この地盤反力度を極限地盤反力度 p_u と定義すると、 $p_u=a \times p_p$ と表すことができる。なお、 p_u は地表面から深度方向に直線的に

増加していることが伺える（図中の破線）。ここで、 p_p は受働土圧強度であり、土質試験から得られた単位体積重量 $\gamma_t=17.7\text{kN/m}^3$ 、せん断抵抗角 $\phi=34.3^\circ$ 、粘着力 $c=1.6\text{kN/m}^2$ より算出することができる。なお、 a は極限地盤反力度に対する受働土圧強度の補正係数と定義できる。表-4.2.1は各ケース、各杭列毎に $a(=p_u/p_p)$ をまとめたものである。なお、表-4.2.1において、()内の数値は最前列に位置する杭の a と各杭の a の比である。

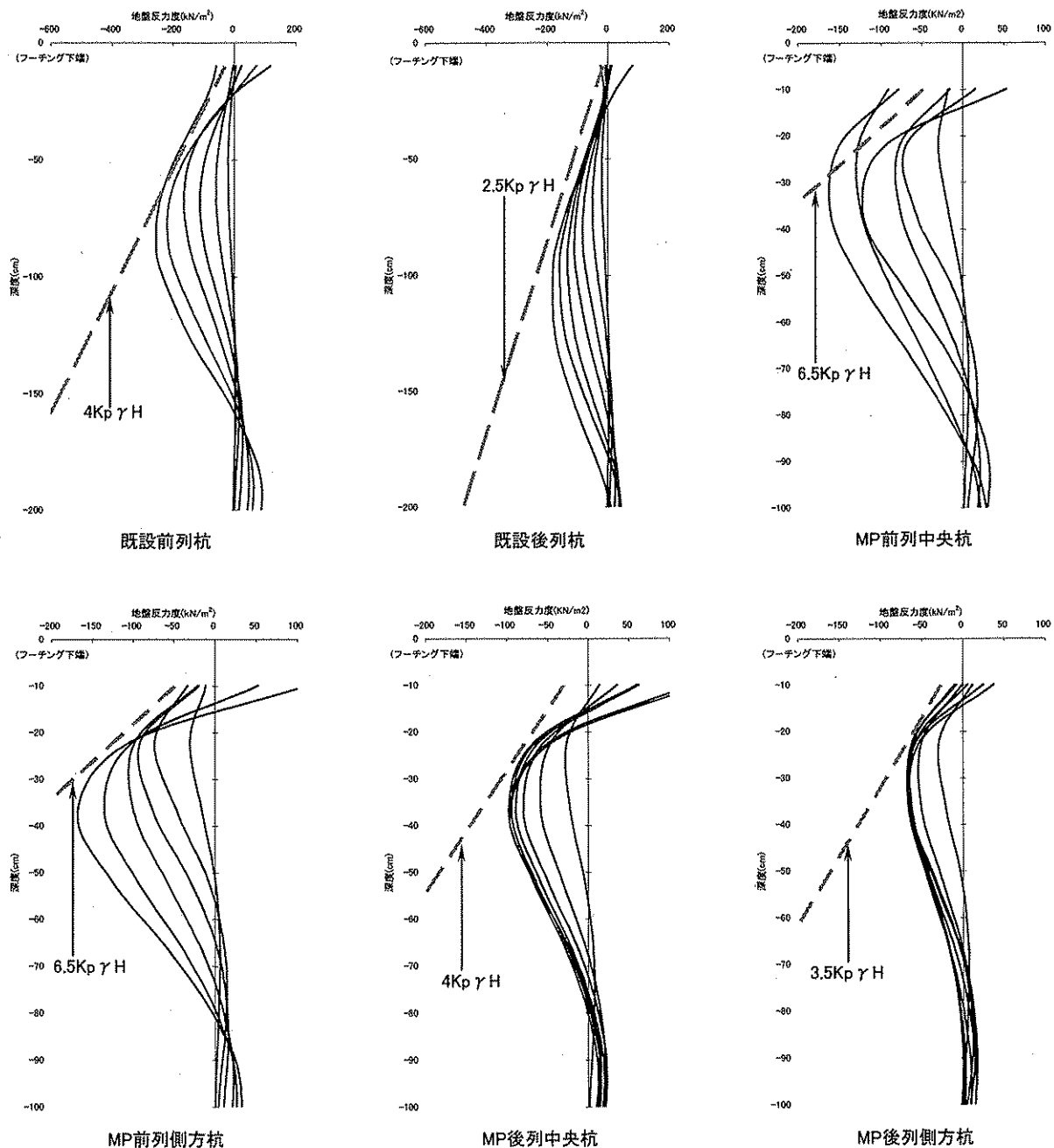


図-4.2.14 杭体の水平地盤反力度分布図 (CASE4)

(2) 考察

表-4.2.1 に示すように、CASE3 の既設前列杭および CASE4～CASE6 の MP 前列杭（いずれも最前列に位置する杭）の a の値にはあまり差がない。したがって、既設杭と MP との杭径の差、MP の設置角度、最前列杭と 2 列目杭の間隔が最前列杭の極限地盤反力度に及ぼす影響は小さいと考えられる。なお、CASE4～CASE6 においては、既設前後列杭、MP 前後列杭それぞれの a の値は、概ね同等となっている。これは、MP と既設杭の間隔、MP の設置角度が各杭の極限地盤反力度に及ぼす影響は小さいことを示すものである。

また、CASE4～CASE6 においては、極限地盤反力度の大小関係は、MP 前列杭＞既設前列杭＞既設後列杭と、載荷方向に対して後方に配置される杭ほど小さくなる傾向がある。これは群杭の影響によるものと考えられる。ただし、MP 後列杭の極限地盤反力度はその前方にある既設後列杭の値より大きい。これは、MP の杭径が既設杭の杭径に比べて小さいため、MP 後列杭が受ける群杭の影響は相対的に小さくなったためと考えられる。

また、CASE3～CASE6 における既設前列杭と既設後列杭の a の比は概ね 2:1 となっている。同様に、CASE4～CASE6 における MP 前列杭と MP 後列杭の a の比も概ね 2:1 となっている。ただし、MP と既設杭の間隔が大きい CASE5 においては、その比が若干小さい。これは、異種群杭においては、それぞれの杭種ごとに、後列に位置する杭は群杭の影響を受けることを示すものと考えられる。

なお、MP 前列杭および MP 後列杭において、中央杭および側方杭の a の値にはあまり差がないことから、同列の MP における群杭の影響は、ほぼ同等に表れると考えられる。

4. 2. 7 水平方向地盤反力係数

(1) 水平方向地盤反力係数の算出

CASE1 および CASE2 における杭体降伏時の地中部最大曲げモーメント発生深度を $1/\beta$ とし、地表面から $1/\beta$ までのひずみゲージ貼り付け位置において、各杭の水平地盤反力度～杭体変位関係を求め、その初期接線勾配を水平方向地盤反力係数とした。各杭の水平方向地盤反力係数を表-4.2.2 に、表-4.2.2 の算定根拠の一例を図-4.2.15 に示す。また、CASE1 および CASE2 については杭径の 1% 変位時における水平方向地盤反力係数（割線勾配として算出）も求めた。その結果を表-4.2.3 に示す。表-4.2.3 には、道示¹⁶⁾に基づいた計算結果も併記した。

(2) 考察

1) 単杭の水平方向地盤反力係数

表-4.2.2 に示す CASE1 および CASE2 の初期接線勾配から求めた水平方向地盤反力係数と、表-4.2.3 に示す 1% 変位時における水平方向地盤反力係数を比較すると、CASE1 では約 2.7 倍、CASE2 では約 1.3 倍と前者の方が大きくなった。

2) 群杭の影響

表-4.2.2 に示すように、各ケースにおける MP 前後列杭、既設前後列杭の値には約 5～20% 程度の違いが見られるが、初期接線勾配から求めた水平方向地盤反力係数においては、杭位置による群杭の影響の差は小さいものと考えることができる。

CASE3～CASE6 における各既設杭の水平方向地盤反力係数の平均値を、CASE1 の水平方向地盤反力係数の平均値で除した値が、各既設杭の水平方向地盤反力係数における群杭の影響と考えることができる。算出結果を表-4.2.4 に示す。表-4.2.4 に示すように、

表-4.2.1 各杭における極限地盤反力度と受動土圧強度の比 a (p_u/p_p)

	CASE1	CASE2	CASE3	CASE4	CASE5	CASE6	CASE4～6 の平均値
既設単杭	8.0						
MP単杭		13.0					
MP前列側方杭				6.5	5.0	6.0	
MP前列中央杭				6.5	6.5	7.5	
MP前列杭の平均値				6.5(1.00)	5.8(1.00)	6.8(1.00)	6.4(1.00)
既設前列杭			6.5(1.00)	4.0(0.62)	4.0(0.69)	4.5(0.66)	4.2(0.66)
既設後列杭			3.0(0.46)	2.5(0.38)	2.5(0.43)	2.5(0.37)	2.5(0.39)
MP後列側方杭				3.5	4.0	3.5	
MP後列中央杭				4.0	4.5	3.0	
MP後列杭の平均値				3.8(0.58)	4.3(0.74)	3.3(0.49)	3.8(0.59)

CASE3～CASE6では、既設前後列杭の水平方向地盤反力係数における群杭の影響は1より小さく、また、前後列杭においてはほぼ同程度となった。したがって、初期接戦勾配から求めた水平方向地盤反力係数においては群杭の影響は現れるものの、杭位置による差は小さいと考えられる。また、CASE4～CASE6の各値はほぼ同程度となっている。これは、既設杭の配置位置、MPの配置位置、MPの設置角度による既設杭の水平方向地盤反力係数における群杭の影響の差は小さいことを示すものである。このことから、MPがある場合、既設杭の水平方向地盤反力係数における群杭の影響は杭位置に関係なく約1/3と考えられる。

CASE4～CASE6における各MPの水平方向地盤反力係数の各平均値を、CASE2の水平方向地盤反力係数の平均値で除した値が、各MPにおける群杭の影響と

考えられる。算出結果を表-4.2.5に示す。表-4.2.5に示すように、CASE4およびCASE5における群杭の影響は1を大きく上回った。これは、表-4.2.2に示すように、CASE2の水平方向地盤反力係数が小さく評価されたためである。しかし、図-4.2.15において、MPの水平地盤反力度～杭体変位曲線の全体形状を考慮すると、CASE2の初期勾配はCASE4～CASE6とほぼ同程度と考えられることから、MPの水平方向地盤反力係数における群杭の影響は既設杭の水平方向地盤反力係数における群杭の影響よりも小さく、1に近い値になると推察される。

表-4.2.2 各杭の水平方向地盤反力係数

単位 (kN/m³)

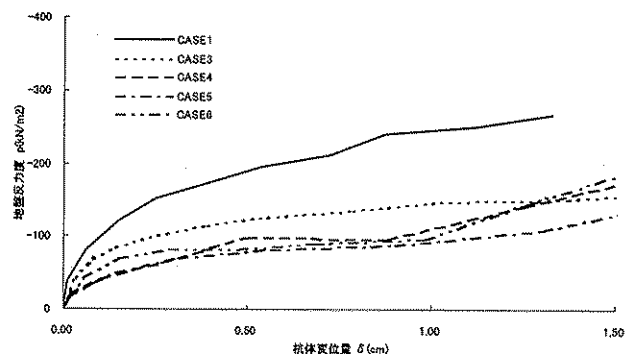
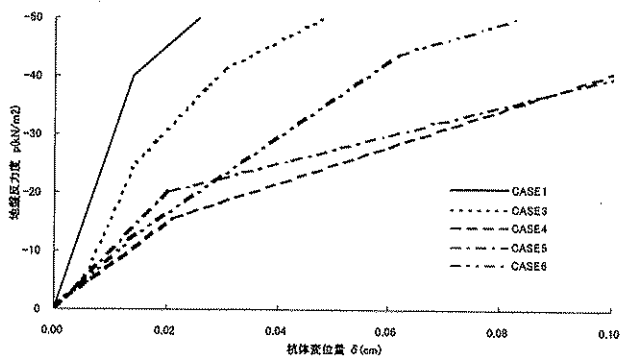
		GL-0.12m	GL-0.27m	GL-0.42m	GL-0.57m	平均値
CASE1	既設杭(単杭)	-224006	-289224	-302136	-174522	-247472
CASE2	MP(単杭)	-99015	-83960			-91488
CASE3	既設前列杭	-115674	-173903	-155869	-108632	-138520
	既設後列杭	-123050	-161214	-113770	-101666	-124925
CASE4	MP前列中央杭	-144954	-131177			-138065
	MP前列側方杭	-149597	-128076			-138837
	既設前列杭	-23122	-73551	-119563	-154926	-92790
	既設後列杭	-9928	-66717	-118905	-161226	-89194
	MP後列中央杭	-147727	-195113			-171420
	MP後列側方杭	-133507	-220406			-176956
CASE5	MP前列中央杭	-193458	-117483			-155471
	MP前列側方杭	-204117	-122467			-163292
	既設前列杭	-61674	-98423	-97651	-70034	-81946
	既設後列杭	-65662	-97452	-118905	-107872	-97473
	MP後列中央杭	-116042	-131496			-123769
	MP後列側方杭	-129709	-145215			-137462
CASE6	MP前列中央杭	-111281	-89327			-100304
	MP前列側方杭	-130737	-74397			-102567
	既設前列杭	-37254	-87178	-111204	-108762	-86099
	既設後列杭	-72986	-114552	-116681	-109821	-103510
	MP後列中央杭	-100829	-53855			-77342
	MP後列側方杭	-115277	-65000			-90138

表-4.2.3 杭径の1%変位時における水平方向地盤反力係数

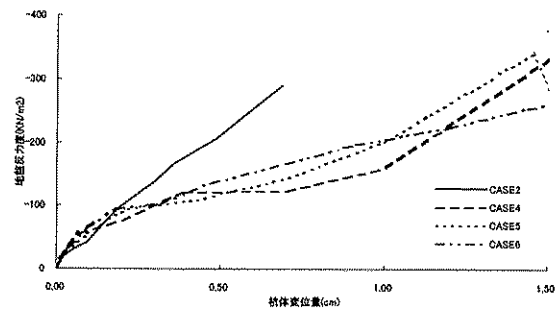
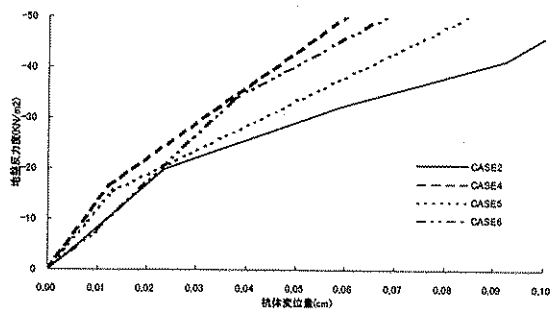
単位 (kN/m³)

		GL-0.12m	GL-0.27m	GL-0.42m	GL-0.57m	平均値
CASE1	既設杭(単杭)	-73156	-91236	-101235	-99441	-91267
CASE2	MP(単杭)	-74216	-68675			-71446
道示式による計算値*1						
		GL-0.12m	GL-0.27m	GL-0.42m	GL-0.57m	平均値
既設杭		-55560	-54635	-52099	-56787	-54770
MP		-87544	-86086			-86815

*1 変形係数 $E_0=2800N$ で推定した計算値。



既設前列杭 (G.L.-0.27m)



MP 前列杭 (G.L.-0.27m)

図-4.2.15 水平地盤反力度～杭体変位関係

表-4.2.4 既設杭における群杭の影響

		群杭効率
CASE3	既設前列杭	0.56
	既設後列杭	0.50
CASE4	既設前列杭	0.37
	既設後列杭	0.36
CASE5	既設前列杭	0.33
	既設後列杭	0.39
CASE6	既設前列杭	0.35
	既設後列杭	0.42
CASE4～6の平均値		0.37

表-4.2.5 MPにおける群杭の影響

		群杭効率
CASE4	MP前列中央杭	1.87
	MP前列側方杭	1.93
	MP後列中央杭	1.87
	MP後列側方杭	1.93
CASE5	MP前列中央杭	1.70
	MP前列側方杭	1.78
	MP後列中央杭	1.35
	MP後列側方杭	1.50
CASE6	MP前列中央杭	1.10
	MP前列側方杭	1.00
	MP後列中央杭	0.85
	MP後列側方杭	0.99
CASE4～6の平均値		1.49

4. 2. 8 シミュレーション解析

(1) 補正係数

図-4.2.16 に CASE3～CASE6 の試験結果と解析結果の荷重～変位曲線を示す。また、表-4.2.6 に本検討にあたり設定した補正係数を示す。補正係数は、保耐法における杭の軸直角方向の抵抗特性に関する補正係数の2倍程度とすることによって、試験結果とほぼ同程度の荷重～変位関係を得ることができた。

(2) 上限値の比率の検討

上記で得られた補正係数をそのまま適用し、CASE4において各杭列の水平地盤反力度の上限値の比率を検討した結果を示す。

道示¹⁶⁾では、同種群杭の場合、砂地盤においては、最前列に位置する杭以外の杭における水平地盤反力度の上限値 p_{HU} は、最前列に位置する杭の値の1/2を用いるものとされている。ここでは、各杭列における p_{HU} の比率として、表-4.2.7に示す①～④の4ケースを想定した。①は、異種群杭ではあるが、道示と同じ考え方を適用して各杭列の比率を設定したケース（最前列に位置する杭以外の杭の p_{HU} は、最前列杭の値の1/2）であり、②は、試験結果における曲げモーメント分布、地盤反力度～杭体変位関係などを考慮し、既設杭に及ぼすMPの影響は小さいと考え、MPおよび既設杭それぞれの最前列に位置する杭以外の杭の p_{HU} を、そ

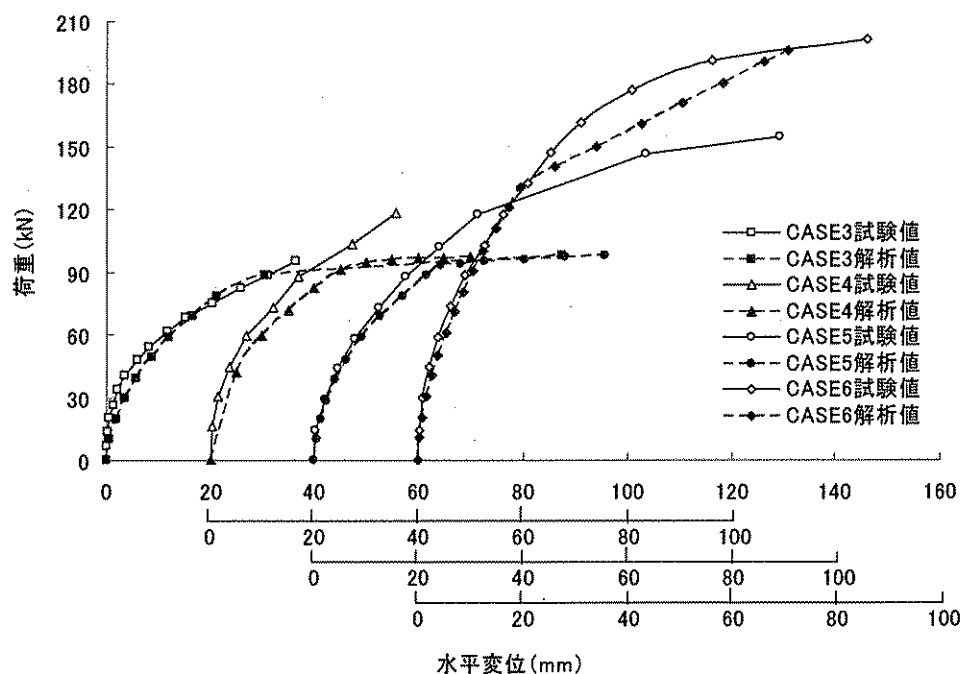


図-4.2.16 荷重～変位曲線（試験結果と解析結果の比較）

表-4.2.6 補正係数一覧

CASE	道示に示される補正係数				設定した補正係数			
	α_k	η_k	α_p	$\eta_p \cdot \alpha_p$	α_k	η_k	α_p	$\eta_p \cdot \alpha_p$
1, 2	1.5	—	3.0	—	3.0	—	6	—
3	1.5	2/3	—	*1	3	4/3	—	*2
4, 5, 6	1.5	2/3	—	*1	3	4/3	—	*2

*1；荷重載荷直角方向の杭の中心間隔／杭径【ただし、 $\leq \alpha_p$ 】

*2；荷重載荷直角方向の杭の中心間隔／杭径【上限値なし】

それぞれの最前列に位置する杭の値の1/2としたケースである。③は、曲げモーメント分布、地盤反力度～杭体変位関係など試験結果とは異なるが、MPは杭径が小さく、剛性も小さいことを考慮し、MPが相互に及ぼす群杭の影響は小さいと考え、全てのMPの p_{HU} は低減しないとしたケースであり（ただし、既設杭の p_{HU} は全て低減した）、④は、表-4.2.7に示す試験結果を考慮し、上限値の比率を丸めて設定したケースである（0.59→1/2、0.66→2/3、0.39→1/3）。

解析結果を図-4.2.17に示す。図に示すように、表-4.2.7の②に示す各杭列の比率が試験結果を最もよく再現していることがわかる。したがって、荷重載

荷方向に直角方向に配置されるMPに対しては、②に示す各杭列の比率を考慮して、杭の軸直角方向の抵抗特性を設定することが合理的な設計につながるものと考えられる。

なお、図-4.2.17において、試験結果を考慮した④の計算結果が試験値とかなり異なる結果となった。これは、表-4.2.7における試験結果の比率には、上限値の比率だけではなく、表-4.2.6に示すような杭間隔や杭径によって設定される補正係数の値も含まれているためと考えられる。

（3）荷重載荷方向の抵抗特性の検討

荷重載荷方向に平行方向に配置されるMPについて

表-4.2.7 各杭列における p_{HU} の上限値の比率

ケース No.	マイクロパイルの p_{HU} の上限値の比率		既設杭の p_{HU} の上限値の比率	
	最前列杭	最前列杭以外	最前列杭	最前列杭以外
試験結果	1.00	0.59	0.66	0.39
①	1.00	0.50	0.50	0.50
②	1.00	0.50	1.00	0.50
③	1.00	1.00	0.50	0.50
④	1.00	0.50	0.67	0.33

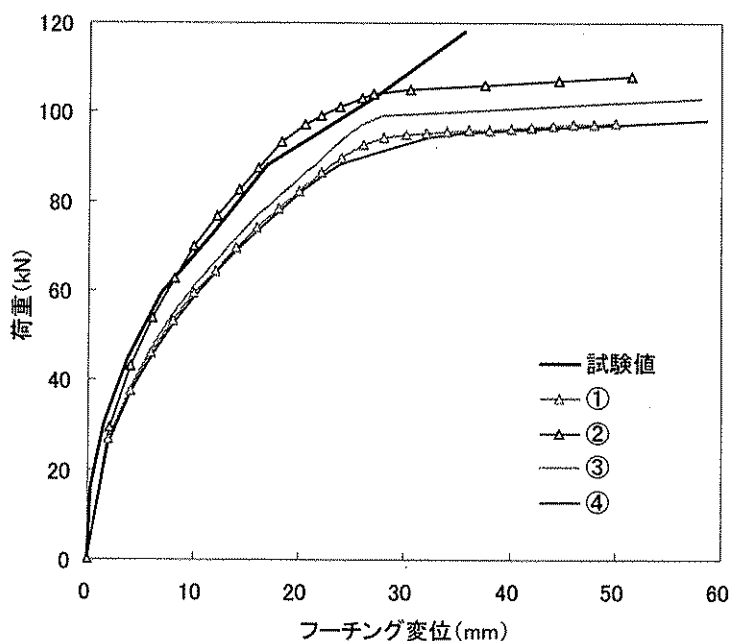


図-4.2.17 荷重～変位曲線（解析結果）

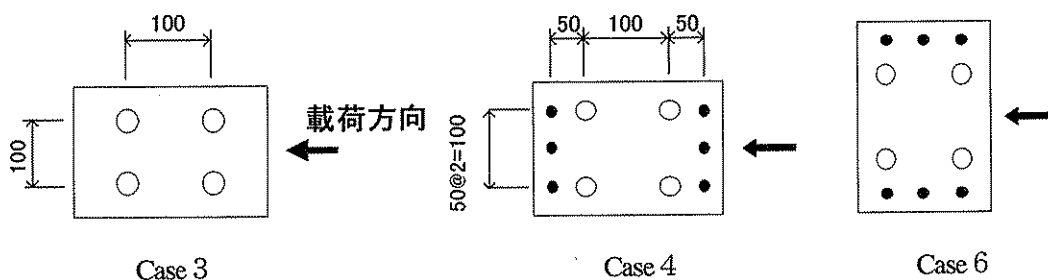


図-4.2.18 遠心模型実験ケース

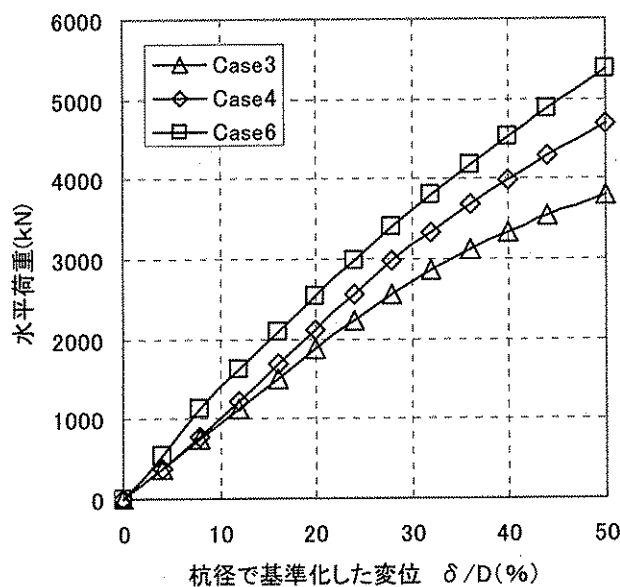


図-4.2.19 遠心模型実験結果

は、試験ケースがないため、抵抗特性の設定に関する検討ができない。そこで、別途実施された遠心模型実験結果³⁾ (図-4.2.18 に実験ケース、図-4.2.19 に実験結果を示す) を参考に、 p_{HU} の設定に関する検討を行った。ここで考慮した p_{HU} の補正の考え方を表-4.2.8 に示す。表に示す2ケースは、道示¹⁶⁾ と同じ考え方を適用して設定したものである。解析に必要な他の諸定数は前述した解析と同様のものを使用した。解析結果を図-4.2.20 に示す。ここで、図-4.2.20 に示す推定値は、図-4.2.18 に示す遠心実験の Case3 と Case6、Case4 と Case6 の荷重～変位曲線の比率を用いて、表-3.2.1 に示す水平載荷試験の CASE3 と CASE4 の結果

を補正することによって、図-4.2.20 に示す杭配置 (荷重載荷方向に平行方向に MP を配置したケース) の荷重～変位曲線を推定したものである。

図-4.2.20 に示す荷重～変位曲線から、表-4.2.8 に示す①、②のいずれの考え方で p_{HU} の補正係数 ($\eta_p \cdot \alpha_p$) を設定しても、安全側に荷重～変位曲線が得られるが、②の考え方で p_{HU} の補正係数を設定した方がより推定値に近い結果が得られた。そこで、現時点では、十分な精度が得られてはいないが、荷重載荷方向に平行に配置される MP については、②に示す補正係数の考え方により、杭の軸直角方向の抵抗特性を設定することが妥当と考えられる。

表-4.2.8 p_{HJ} の補正係数

ケース No.	マイクロパイルの p_{HJ} の補正係数
①	荷重載荷直角方向の杭の中心間隔 L / 既設杭径
②	荷重載荷直角方向の杭の中心間隔 L / マイクロパイル杭径

注1) マイクロパイルの p_{HJ} の上限値の比率は1.00。

注2) 既設杭は表-4.2.7の②と同じ補正を行う。

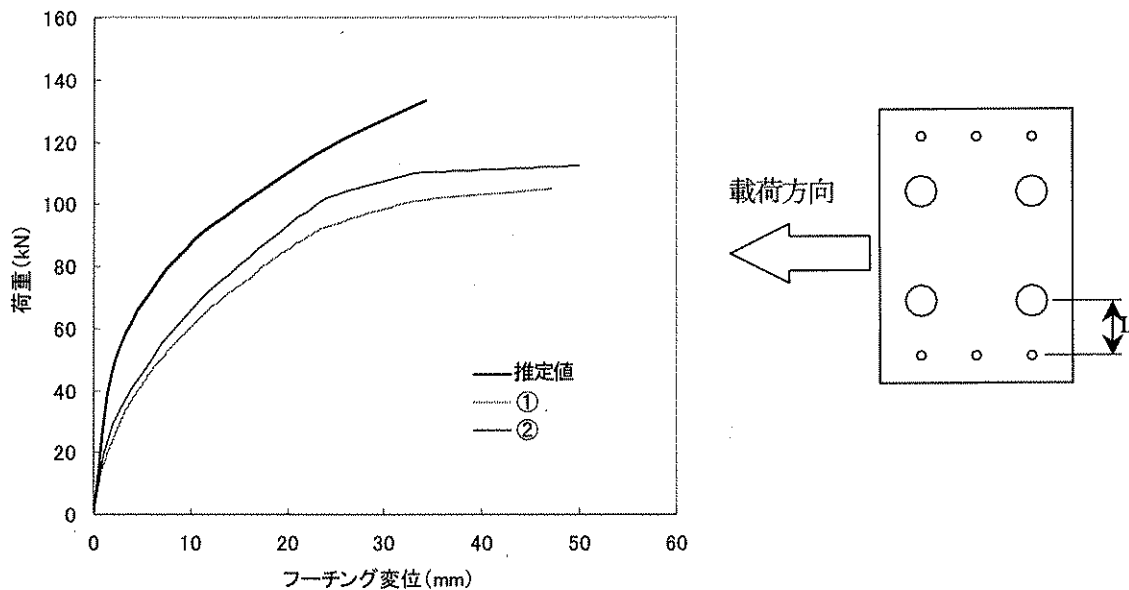


図-4.2.20 荷重～変位曲線（解析結果）

4. 3 設計手法の検討

ここでは、各マイクロパイル単杭における載荷試験の結果、群杭模型における水平載荷試験の結果およびシミュレーション解析の結果を踏まえ、各マイクロパイルの鉛直支持力の推定式および異種群杭となる場合における設計手法を提案する。

4. 3. 1 高耐力マイクロパイル

4. 1. 1に示した載荷試験の結果と過去に実施された載荷試験の結果^{19)、20)}を総合して支持力推定式の評価を行った。

(1) 押込み支持力

4. 1. 1に示した載荷試験の結果から、HMPの支持力は定着部における周面摩擦力によって発揮され、

先端の支持力は小口径のためわずかしは見込めないこと、非定着部の周面摩擦力は小さいことがわかった。したがって、HMPの極限支持力算出にあたっては、定着部における周面摩擦力のみを考慮し、HMP先端の支持力および非定着部における周面摩擦力は考慮しないこととする。

押込み載荷試験（砂質地盤）における作用荷重と削孔径を考慮して求めた地盤とグラウト間の最大周面摩擦力度と、地盤の強度（標準貫入試験のN値）の関係を図-4.3.1に示す。図には、道示における場所打ち杭の最大周面摩擦力度¹⁶⁾を併記している（実線）。図に示すように、現在のところ、データ数が少なく、また、ばらつきも大きいので、支持力推定式の設定にあたっては、安全側になることに配慮する必要がある。したがって、砂質地盤におけるHMPの最大周面摩擦

力度は、表-4.3.1 に示すように、道示の場所打ち杭と同様とするものとする。

(2) 引抜き力

引抜き試験（砂質地盤）の結果から得られた最大周面摩擦力度と地盤の強度（標準貫入試験の N 値）の関係を図-4.3.1 に示す。図に示すように、データ数が少なく、ばらつきも大きいため、砂質地盤における HMP の引抜き力を算出する際の最大周面摩擦力度は、押し込み支持力の算出と同様、得られたデータの下限値を考慮し、表-4.3.1 に示す支持力推定式を適用するものとする。

4. 3. 2 ST マイクロパイル

4. 1. 2 に示した載荷試験の結果に基づき、支持力推定式の評価を行った。

(1) 押し込み支持力

STMP の極限支持力の算出にあたっては、載荷試験の結果に基づき、改良体先端の極限支持力と改良体と地盤間の周面摩擦力を考慮する。

STMP 先端の極限支持力度は、鋼管先端部における軸力を改良体面積で除して求めることができる。本研究で実施した載荷試験（砂質地盤）の結果によると、この値は、道示¹⁶⁾ に示される場所打ち杭の杭先端の極限支持力度とほぼ同程度である（図-4.1.6 において、鋼管先端部の軸力を改良体面積（底部直径は実測で 0.9m）で除すと、 2520kN/m^2 が得られる）。現在のところ、載荷試験数は少ないが、STMP 先端の極限支持力度は、表-4.3.2 に示す支持力推定式を適用するものとする。なお、本式の適用にあたっては、改良体先端は、載荷試験時と同様、 N 値 30 程度以上の地盤に根入れさせることを前提とする。

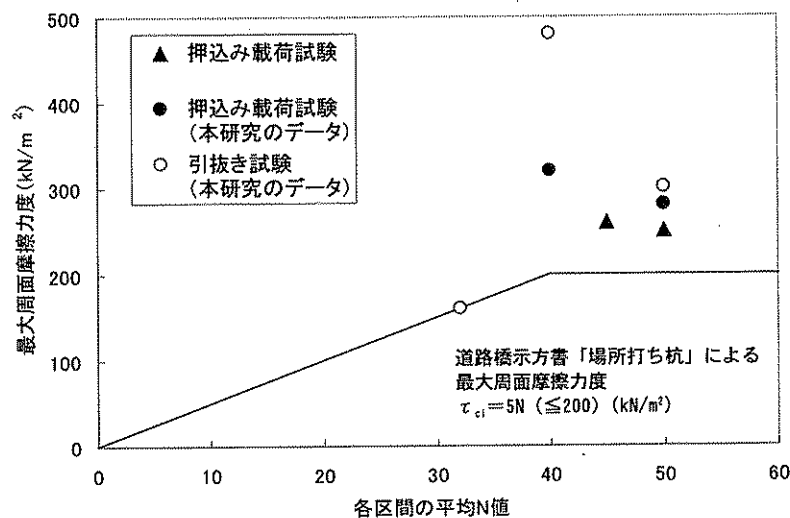


図-4.3.1 HMP の最大周面摩擦力度と N 値の関係

表-4.3.1 HMP の最大周面摩擦力度

地盤の種類	最大周面摩擦力度 τ_{ci} (kN/m^2)
砂 質 土	$5N$ (≤ 200)

N : 標準貫入試験の N 値

表-4.3.2 STMP の杭先端の極限支持力度

地盤種類	杭先端の極限支持力度 (kN/m ²)
砂礫層および砂層 $N \geq 30$	2,500

N : 標準貫入試験の N 値

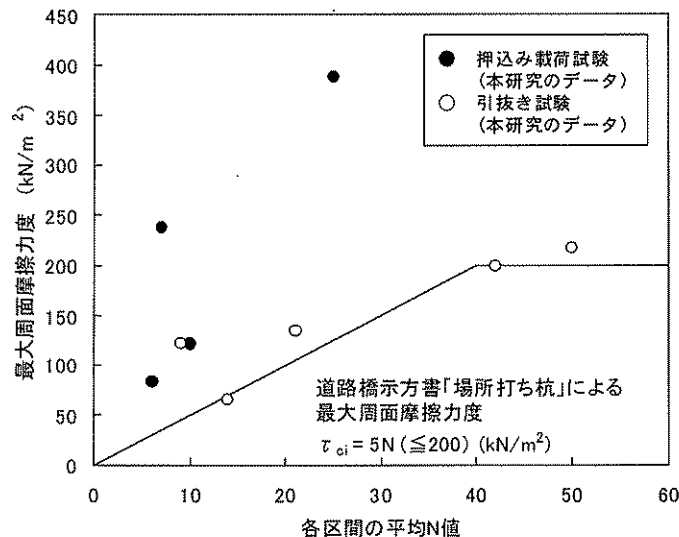


図-4.3.2 STMP の最大周面摩擦力度と N 値の関係

表-4.3.3 STMP の最大周面摩擦力度

地盤の種類	最大周面摩擦力度 τ_{ci} (kN/m ²)
砂質土	$5N (\leq 200)$

N : 標準貫入試験の N 値

次に、押込み载荷試験（砂質地盤）における作用荷重と改良体の直径を考慮して求めた地盤と改良体間の最大周面摩擦力度と、地盤の強度（標準貫入試験の N 値）の関係を図-4.3.2 に示す。図には、道示における場所打ち杭の最大周面摩擦力度¹⁶⁾を併記している（実線）。図に示すように、現在のところ、データ数が少なく、また、ばらつきも大きいため、支持力推定式の設定にあたっては、安全側になることに配慮する必要がある。したがって、砂質地盤における STMP の最大周面摩擦力度は、表-4.3.3 に示すように、道示の場所打ち杭と同様とするものとする。

（2）引抜き力

引抜き試験（砂質地盤）の結果から得られた最大周面摩擦力度と地盤の強度（標準貫入試験の N 値）の関係を図-4.3.2 に示す。図に示すように、データ数が少なく、ばらつきも大きいため、砂質地盤における STMP の引抜き力を算出する際の最大周面摩擦力度は、押込み支持力の算出と同様、得られたデータの下限値を考慮し、表-4.3.3 に示す支持力推定式を適用するものとする。

4. 3. 3 ねじ込み式マイクロパイル

4. 1. 3 に示した载荷試験の結果と過去に実施さ

れた載荷試験の結果^{14)、15)}を総合して支持力推定式の評価を行った。

(1) 押込み支持力

MHMP の極限支持力算出にあたっては、杭先端（底板部）および各翼の極限支持力と軸部の周面摩擦力を考慮するものとする。

MHMP の底板部および各翼の極限支持力と翼位置における地盤の強度（標準貫入試験の N 値）との関係を図-4.3.3 に示す。翼部の極限支持力度は、道示^{16)、21)}の考え方に基づき、載荷試験結果の下限値となるように設定した。その結果、図に示すように、翼部の極限支持力度は、MHMP の杭先端部（第1翼）が砂礫地盤の場合は $150N$ 程度（ N は、標準貫入試験の N 値）に、砂地盤の場合は $100N$ 程度に、また、第2～4翼においては $50N$ 程度になる（表-4.3.4）。ここで、各翼の極限支持力度を算出する N 値は、各翼の位置より上方 $1D$ および下方 $1D$ の範囲における平均 N 値とする。なお、 D は各翼の径である。

次に、軸部の最大周面摩擦力度と地盤の強度（標準貫入試験の N 値）との関係を図-4.3.4 に示す。なお、図には引抜き試験の結果も含まれている。最大周面摩擦力度は、道示の考え方^{16)、21)}に基づくと、載荷試

験結果の平均値とすることが考えられるが、ばらつきが大きいことに配慮し、概ね下限値となるように設定した。その結果、図に示すように、軸部の最大周面摩擦力度は、粘性地盤の場合は $3N$ 程度に、砂質地盤の場合は $1N$ 程度になる（表-4.3.5）。

(2) 引抜き力

MHMP の翼部における極限支持力度は、押込み支持力と同様に、底板部および各翼ごとに算出する。ただし、杭先端においては底板による抵抗は考慮しない。翼部の極限支持力と翼位置における地盤の強度との関係は図-4.3.5 のようになる。MHMP の翼部の極限支持力度は、押込み時と同様の考え方により設定する。その結果、杭先端部（第1翼）は、押込みの場合とは異なり、地盤種別に関係なく $70N$ 程度に、また、第2～4翼においては、押込みの場合と同様に、 $50N$ 程度となる（表-4.3.6）。なお、各翼の極限支持力度を算出する N 値は、押込みの場合と同様に算出する。

また、軸部の最大周面摩擦力度は、図-4.3.4 に引抜き試験の結果も含まれることから、押込みの場合と同程度と考えられる（表-4.3.5）。

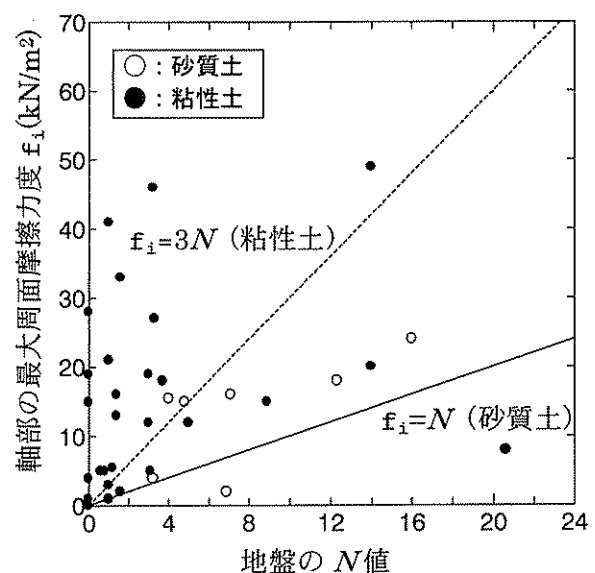
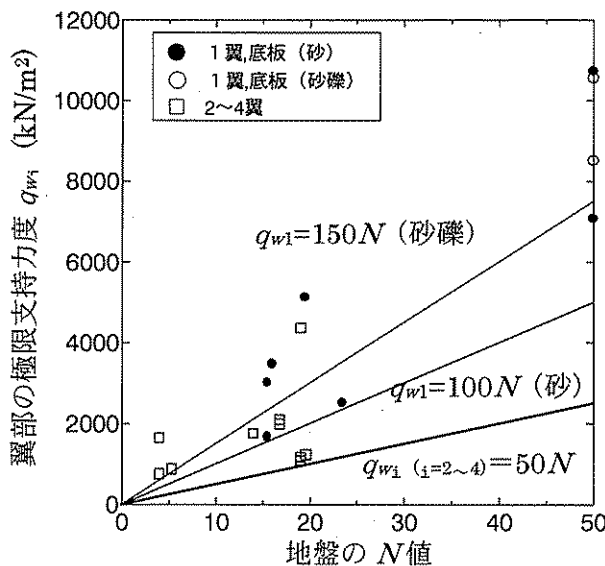


図-4.3.3 翼部の極限支持力と N 値の関係（押込み）

図-4.3.4 軸部の最大周面摩擦力度と N 値の関係

表-4.3.4 MHMP の翼部の極限支持力度（押込み）

第1翼、底板部の算定法
$q_{w1}=150N$ (kN/m ²) (砂礫) $q_{w1}=100N$ (kN/m ²) (砂) ここに、 N : 標準貫入試験の N 値
第2～4 翼部の算定法
$q_{w1} (i=2\sim4)=50N$ (kN/m ²) (砂質土および粘性土) ここに、 N : 標準貫入試験の N 値

表-4.3.5 MHMP の軸部の最大周面摩擦力度

地盤種別	軸部の周面摩擦力度 (kN/m ²)
砂質土	$1N$ (≤ 50)
粘性土	$3N$ (≤ 100)

N : 標準貫入試験の N 値

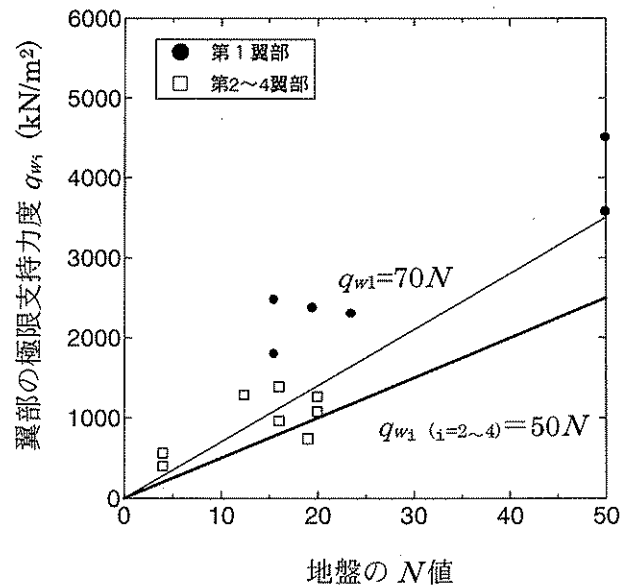


図-4.3.5 翼部の極限支持力度と N 値の関係（引抜き）

表-4.3.6 MHMPの翼部の極限支持力度（引抜き）

第1翼部の算定法
$q_{wi}=70N$ (kN/m ²) (砂および砂礫) ここに、 N : 標準貫入試験の N 値
第2～4翼部の算定法
$q_{wi} (i=2\sim4)=50N$ (kN/m ²) (砂質土および粘性土) ここに、 N : 標準貫入試験の N 値

4. 3. 4 群杭の影響

マイクロパイルにより補強した既設杭基礎は、レベル2地震時に対し、4. 2. 8に示したように、道示¹⁶⁾の保耐法を適用して設計できることが確認できた。したがって、異種群杭は、杭基礎を非線形性を考慮した地盤ばねによって支持されたラーメン構造に置き換えて杭基礎各部材に生じる断面力、杭頭反力および変位を算出し、設計することができる。このとき、杭基礎の耐力や大変形時の挙動を考慮する必要があり、また、異種群杭となることも考慮する必要がある。ここでは、異種群杭モデルの水平載荷試験の結果やそのシミュレーション解析の結果を踏まえた設計手法をとりまとめる。

4. 2. 8において実施したシミュレーション解析結果を踏まえ、異種群杭基礎の設計手順を次にまとめる。解析に用いるモデルを図-4.3.6に示す。

- ① フーチングは剛体とし、既設杭およびマイクロパイルの杭頭をフーチングに剛結したラーメン構造とする。
- ② マイクロパイルの軸方向の抵抗特性は、保耐法に用いる軸方向ばね定数を初期勾配とし、押し込み支持力の上限値および引抜き支持力の上限値を有するバイリニア型にモデル化する。このとき、マイクロパイルの押し込み支持力（あるいは、引抜き支持力）の上限値は、4. 3. 1～4. 3. 3に示した地盤から決まる各マイクロパイルの押し込み支持力（あるいは、引抜き力）と杭体から決まる押し込み支持力（あるいは引抜き支持力）の小さい方とする。マイクロパイルにおける軸方向の抵抗特性のモデル化例を図-4.3.7に示す。なお、既設杭の軸方向の抵抗特性は、道示¹⁶⁾に基づきモデル化する。

- ③ マイクロパイルの軸直角方向の抵抗特性は、保耐法に用いる水平方向地盤反力係数を初期勾配とし、水平地盤反力度の上限値を有するバイリニア型にモデル化する。マイクロパイルにおける軸直角方向の抵抗特性のモデル化例を図-4.3.8に示す。

異種群杭における群杭の影響は、この軸直角方向の抵抗特性により考慮することができる。軸直角方向の抵抗特性は、水平載荷試験の結果およびそのシミュレーション解析の結果に基づき、マイクロパイルと既設杭の杭径比や杭間隔を考慮して評価する。

マイクロパイルおよび既設杭の軸直角方向の抵抗特性は、水平方向地盤反力係数 k_{HE} および水平地盤反力度の上限値 p_{HU} を次式により算出することにより求める。

$$k_{HE} = \eta_k \alpha_k k_H$$

$$p_{HU} = \eta_p \alpha_p p_U$$

ここに、

k_{HE} : 保耐法に用いる水平方向地盤反力係数 (kN/m³)

p_{HU} : 水平地盤反力度の上限値 (kN/m²)

k_H : 地震時の水平方向地盤反力係数 (kN/m³)

p_U : 地震時の受働土圧強度 (kN/m²)

α_k : 単杭における水平方向地盤反力係数の補正係数

α_p : 単杭における水平地盤反力度の上限値の補正係数

η_k : 群杭効果を考慮した水平方向地盤反力係数の補正係数

η_p : 群杭効果を考慮した水平地盤反力度の上限値の補正係数

粘性土地盤： $\eta_p = 1.0$

砂質地盤： $\eta_p \alpha_p =$ 荷重載荷直角方向の
杭の中心間隔／杭径 ($\leq \alpha_p$)

α_k 、 α_p 、 η_k については、水平載荷試験および
シミュレーション解析の結果を考慮すると、道示
16) に示される値を用いることが妥当と判断され

る。

ただし、 $\eta_p \alpha_p$ は、図-4.3.9 に示すように、荷
重載荷直角方向の杭間隔と杭径比により求める。
この算出方法は、シミュレーション解析の結果を
考慮したものである。

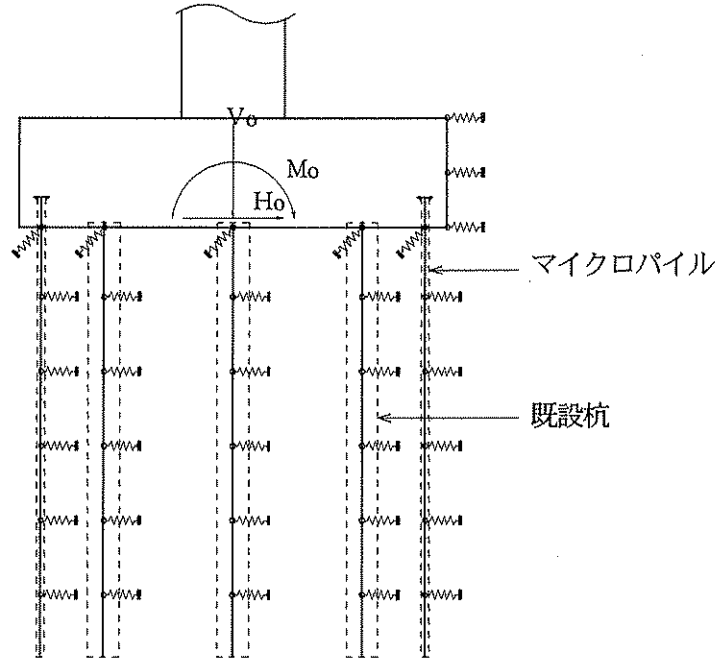


図-4.3.6 解析モデル図

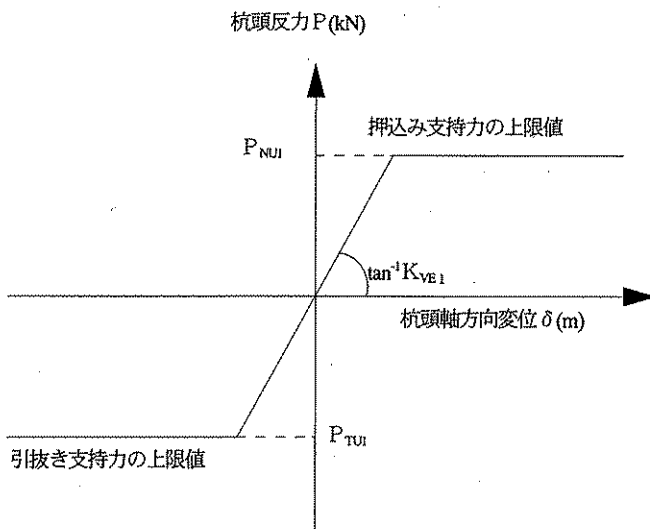


図-4.3.7 MPの軸方向抵抗特性

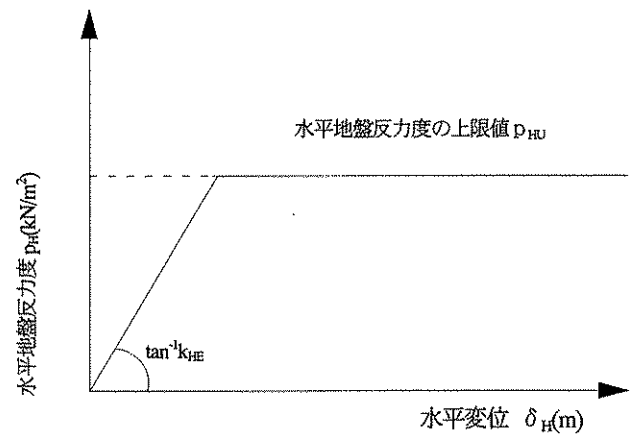
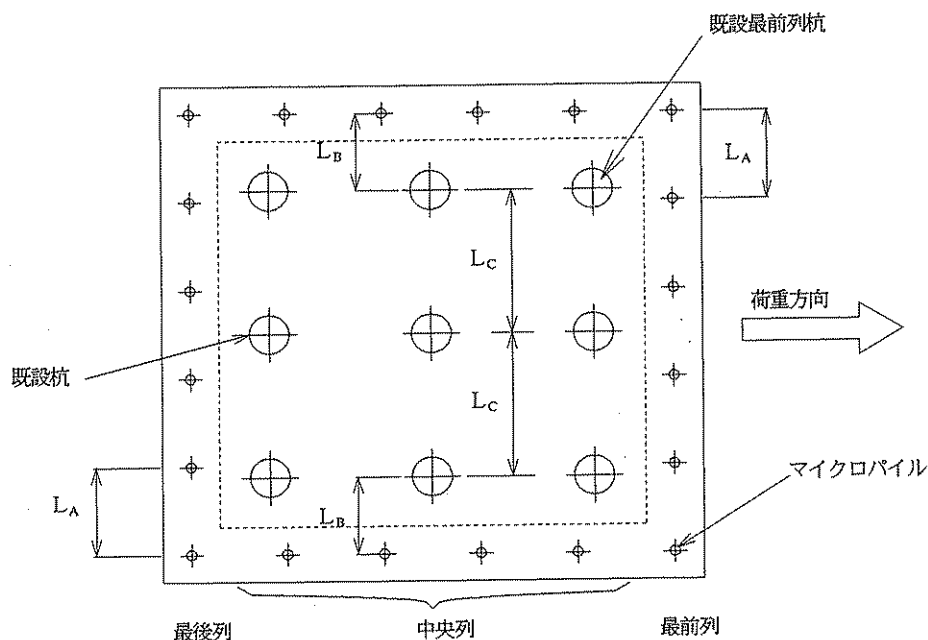


図-4.3.8 MPの軸直角方向抵抗特性



砂質地盤における各杭列の $\eta_p \alpha_p$

- ・ 最前列および最後列に配置されるマイクロパイル
荷重載荷直角方向のマイクロパイルの杭中心間隔 L_A / マイクロパイル杭径 D_M ($\leq \alpha_p$)
- ・ 上記以外のマイクロパイル
荷重載荷直角方向の既設杭とマイクロパイルの杭中心間隔 L_B / マイクロパイル杭径 D_M ($\leq \alpha_p$)
- ・ 既設杭
荷重載荷直角方向の既設杭の杭中心間隔 L_C / 既設杭径 D_E ($\leq \alpha_p$)

図-4.3.9 補正係数 $\eta_p \alpha_p$ の考え方 (砂質地盤)

表-4.3.7 各杭列における水平地盤反力度の上限値の比率

	マイクロパイル		既設杭	
	最前列杭	最前列杭以外	最前列杭※	最前列杭以外
砂質地盤	1.0	0.5	1.0	0.5

※ 図-4.3.9 に示す既設最前列杭のこと

また、砂質地盤においては、各杭列の水平地盤反力度の上限値 p_{HU} は、表-4.3.7 に示す比率により補正する。この比率は、水平載荷試験およびシミュレーション解析の結果から、既設杭の中で最前列に位置する杭の水平地盤反力度の上限値 p_{HU} は、その前に位置するマイクロパイルによる影響をあまり受けないことを考慮したものである。

粘性地盤においては、実験を行っていないため、各杭列の水平地盤反力度の上限値 p_{HU} は、道示¹⁶⁾を考慮し、設定するものとする。

- ④ マイクロパイル杭体の曲げモーメント～曲率関係は、道示¹⁶⁾に示される鋼管杭と同様と考え、全塑性モーメントを上限値とするバイリニア型にモデル化する。HMP および STMP は、鋼管の外

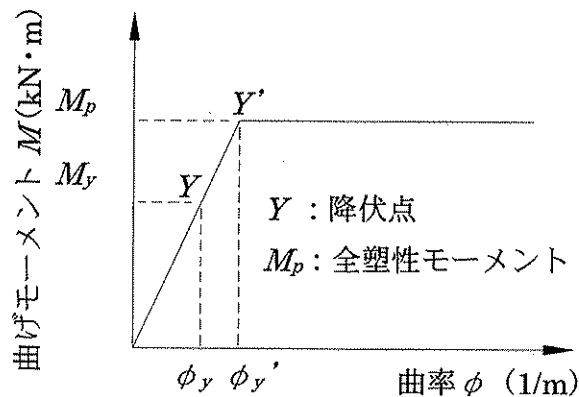


図-4.3.10 MPの曲げモーメント～曲率関係

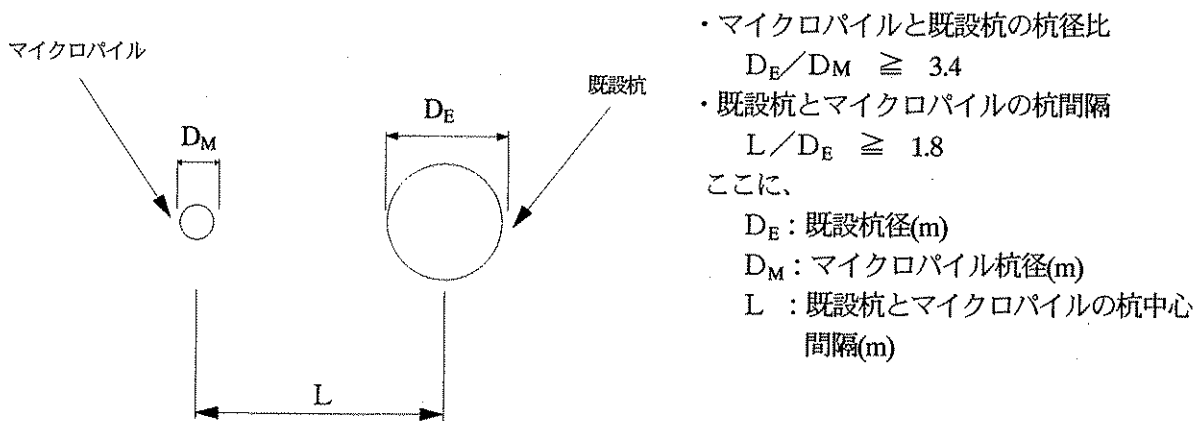


図-4.3.11 提案手法の適用範囲

側あるいは内側にグラウトが充填されるが、杭体の曲げ剛性に及ぼすその影響は一般に小さいと考えられる。しかし、グラウトの効果も確認されていることから^{22)、23)}、その影響を加味することも可能である^{4)、5)}。なお、マイクロパイル杭体の曲げモーメント～曲率関係を算出する際には、杭体に作用する軸力および曲げモーメントに応じて杭体の曲げ剛性の低下を考慮する。マイクロパイル杭体の曲げモーメント～曲率関係のモデル化の例を図-4.3.10に示す。なお、既設杭の曲げモーメント～曲率関係は、杭種に応じて、道示

に基づきモデル化する。

ここに示す設計手法は、4.2に示した水平載荷試験の結果およびそのシミュレーション解析の結果を比較することにより、その妥当性を確認している。シミュレーション解析は、道示¹⁶⁾に示される保耐法を基本として実施した。したがって、ここで提案した手法の適用性には限界があると考えられる。現在のところ、本手法の適用範囲は、群杭模型を用いた水平載荷試験の条件を考慮し、図-4.3.11に示すようなマイクロパイルと既設杭の杭径比および杭間隔を目安とする。

第5章 結論

本研究は、マイクロパイル単杭における鉛直載荷試験の結果から支持力推定式を提案するとともに、異種群杭模型における水平載荷試験の結果から既設杭基礎をマイクロパイルにより補強した場合の設計手法を提案することを目的に実施した。

本研究の結果、次のことが明らかとなった。

- ① 高耐力マイクロパイル実杭に対し載荷試験を実施した。その結果、高耐力マイクロパイルの支持力は、支持層における定着部の周面摩擦抵抗により発揮され、杭先端の支持力や非定着部における周面摩擦力は小さいことが明らかとなった。

載荷試験の結果に基づき、高耐力マイクロパイルの支持力推定式を検討した。その結果、定着部における最大周面摩擦力度は、場所打ち杭の最大周面摩擦力度に相当することが明らかとなった。

- ② ST マイクロパイル実杭に対し載荷試験を実施した。その結果、ST マイクロパイルの支持力は、改良体先端の支持力と改良体周面の摩擦力によって発揮されることが明らかとなった。

載荷試験の結果に基づき、ST マイクロパイルの支持力推定式を検討した。その結果、改良体先端の極限支持力度は、道示に示される場所打ち杭の杭先端の極限支持力度に相当することが明らかとなった。また、改良体周面の最大周面摩擦力度も、場所打ち杭の最大周面摩擦力度に相当することが明らかとなった。

- ③ ねじ込み式マイクロパイル実杭に対し載荷試験を実施した。その結果、ねじ込み式マイクロパイルの支持力は、杭先端および各翼による支持力と鋼管部の周面摩擦力によって発揮されることが明らかとなった。なお、高耐力マイクロパイルと異なり、本杭において、鋼管部の周面摩擦力が期待できるのは、削孔による地盤の乱れが少ないためである。

載荷試験の結果に基づき、ねじ込み式マイクロパイルの支持力推定式を検討した。その結果、押込み支持力に関しては、第1翼および底板部の極限支持力は、第2～4翼の極限支持力の2～3倍程度あること、引抜き力に関しては、第1翼および底板部の極限支持力は、押込み時の半分程度であること、第2～4翼の極限支持力は押込み支持力と同程度となることが明らかとなった。また、鋼管部の最大周面摩擦力度はわずかであることが明

らかとなった。

- ④ マイクロパイルにより補強した杭基礎の挙動を把握するために、異種群杭模型における水平載荷試験を実施した。その結果、マイクロパイルを配置することにより、杭基礎の耐力が向上すること、マイクロパイルを斜杭とすることにより、さらにその効果が向上することが明らかとなった。ただし、既設杭とマイクロパイルの杭間隔は、補強効果にほとんど影響を与えないことも明らかとなった。

載荷試験の結果に対し、道示に示される保耐法に基づいたシミュレーション解析を実施した。その結果、保耐法における杭の軸直角方向の抵抗特性を補正することにより、適切に試験結果を再現できることが明らかとなった。また、異種群杭における群杭の影響として、比較的大口径の既設杭は、マイクロパイルによる影響を受けにくいことが明らかとなった。

- ⑤ 載荷試験およびシミュレーション解析の結果を踏まえ、杭基礎をマイクロパイルで補強する場合のような異種群杭における設計手法の検討を行った。その結果、①～③に示す各マイクロパイルの極限支持力を考慮して杭の軸方向の抵抗特性を設定し、また、異種群杭における群杭の影響を考慮するために、杭の軸直角方向の抵抗特性を補正することにより、合理的な異種群杭の設計手法を提案した。

あとがき

提案したマイクロパイル単杭の支持力推定式は、限られた数の載荷試験結果に基づいたものである。したがって、今後、既設基礎の耐震補強としてマイクロパイルの適用が多くなってくるものと考えられるが、多様な地盤における載荷試験結果を蓄積していくことが必要である。

なお、各マイクロパイルの施工マニュアル^{4)、5)、6)}において、「杭の支持力確認」として、試験杭を施工した後、鉛直載荷試験を実施するか、もしくは、本杭を利用した鉛直載荷試験を実施することが規定されている。これは、現在のところ、各マイクロパイルの実績が少ないため、支持力の確認を行うことを義務付けたものである。

また、異種群杭模型における水平載荷試験の結果に基づいて提案した設計手法においては、その適用範囲を明示した。今後、耐震補強設計事例の蓄積とともに、遠心実験などより簡便な手法によって実験的検証を蓄積し、提案手法の適用範囲についてより十分な検討が必要である。

参考文献

- 1) 建設省土木研究所他：「既設基礎の耐震補強技術の開発に関する共同研究報告書（その1）」、共同研究報告書第246号、2000.8
- 2) 独立行政法人土木研究所他：「既設基礎の耐震補強技術の開発に関する共同研究報告書（その2）」、共同研究報告書第278号、2001.12
- 3) 独立行政法人土木研究所他：「既設基礎の耐震補強技術の開発に関する共同研究報告書（その3）6分冊の1」、共同研究報告書第282号、2002.9
- 4) 独立行政法人土木研究所他：「既設基礎の耐震補強技術の開発に関する共同研究報告書（その3）6分冊の2－高耐力マイクロパイル工法設計・施工マニュアル」、共同研究報告書第282号、2002.9
- 5) 独立行政法人土木研究所他：「既設基礎の耐震補強技術の開発に関する共同研究報告書（その3）6分冊の3－STマイクロパイル工法設計・施工マニュアル」、共同研究報告書第282号、2002.9
- 6) 独立行政法人土木研究所他：「既設基礎の耐震補強技術の開発に関する共同研究報告書（その3）6分冊の4－ねじ込み式マイクロパイル工法設計・施工マニュアル」、共同研究報告書第282号、2002.9
- 7) 独立行政法人土木研究所他：「既設基礎の耐震補強技術の開発に関する共同研究報告書（その3）6分冊の5－小径ドレーン工法設計・施工マニュアル」、共同研究報告書第282号、2002.9
- 8) 独立行政法人土木研究所他：「既設基礎の耐震補強技術の開発に関する共同研究報告書（その3）6分冊の6－Kui Taishin - SSP 工法設計・施工マニュアル」、共同研究報告書第282号、2002.9
- 9) 社団法人地盤工学会：「杭の鉛直載荷試験方法・同解説」、2002.5
- 10) 社団法人地盤工学会：「杭の引抜き試験方法・同解説」、1992.11
- 11) 福井次郎、石田雅博、加藤秀章、三木健男：「マイクロパイルによる橋梁基礎の補強に関する検討」、第3回耐震補強・補修技術、耐震診断技術に関するシンポジウム講演論文集、pp87～94、1999.7
- 12) 建設省土木研究所：「小口径摩擦杭の支持力特性に関する載荷実験」、土木研究所資料第3693号、2000.3
- 13) 三木健男、岡憲二郎、福井次郎、大下武志：「既

- 設基礎の耐震補強に関する検討（その4）－ST マイクロパイル工法－」、第5回耐震補強・補修技術、耐震診断技術に関するシンポジウム講演論文集、pp69～76、2001.7
- 14) 橋立健司、福井次郎、谷善友：「既設基礎の耐震補強に関する検討（その7）－ねじ込み式マイクロパイルの支持力－」、土木学会第56回年次学術講演会概要集、Ⅲ-A346、pp692～693、2001.10
- 15) 橋立健司、福井次郎、谷善友：「既設基礎の耐震補強に関する検討（その5）－ねじ込み式マイクロパイルの支持力および施工性能－」、第5回耐震補強・補修技術、耐震診断技術に関するシンポジウム講演論文集、pp77～84、2001.7
- 16) 社団法人日本道路協会：「道路橋示方書・同解説Ⅳ下部構造編」、pp348～433、2002.3
- 17) 社団法人地盤工学会：「杭の水平載荷試験方法・同解説」、1983.10
- 18) 財団法人鉄道総合技術研究所：「鉄道構造物等設計標準・同解説 基礎構造物・抗土圧構造物」、pp85～91、1997.4
- 19) 高耐力マイクロパイル研究会：「高耐力マイクロパイル施工・載荷実験報告書」、1999.4
- 20) 相良昌男、塚田幸広、市村靖光：「鋼管を用いたマイクロパイルの支持力特性（その1）－静的載荷試験結果－」、第33回地盤工学研究発表会、pp1589～1590、1998.6
- 21) 独立行政法人土木研究所：「杭の支持力、変形性能に関する研究」、土木研究所資料第3836号、2001.9
- 22) 斉藤悦郎、浜塚政治、米倉亜州夫、岸下崇裕：「鋼管を用いたマイクロパイルの曲げ耐力に関する研究（その1）－グラウトを充填した油井用鋼管の交番曲げ載荷試験－」、土木学会第54回年次学術講演会概要集、Ⅲ-A448、pp896～897、1999.9
- 23) 黒崎和保、村田大宜、小林洋一、芦原康裕：「高張力鋼を用いたマイクロパイルの芯材用鋼管の開発（その2）－材料性能試験結果－」、土木学会第54回年次学術講演会概要集、Ⅲ-A442、pp884～885、1999.9