

(9) 既設基礎の耐震補強に関する検討(その3) -高耐力マイクロパイルの載荷実験-

極東工業株式会社	正会員	中田 順憲
株式会社フジタ	正会員	岸下 崇裕
ヒロセ株式会社	正会員	大谷 義則
日本基礎技術株式会社	正会員	小野寺 賢

1. はじめに

既設基礎の耐震補強は、空頭制限や近接構造物等による施工上の制約を受け、場所打ち杭による増杭等の従来工法では対応できない場合も多い。このような背景の下、狭小なスペースで施工可能なマイクロパイル工法が注目され支持機構の異なる種々の工法が開発の途上にある。研究対象とした高耐力マイクロパイルは、1980年代に米国で開発されて以来、カリフォルニア交通局を中心に道路橋基礎の耐震補強に適用されており、①補強材として高強度鋼管と異形棒鋼を用いること、②従来のマイクロパイル技術にグラウンドアンカー工法で用いられている削孔技術とグラウトの加圧注入技術を取り入れることにより、高耐力・高支持力化を図ったところその特徴がある。本検討では、同マイクロパイルの鉛直押込、鉛直交番、水平交番の各種載荷試験を実施し、支持力特性や水平抵抗特性を確認するとともに、設計上重要なパラメータである定着部の周面摩擦や軸方向バネ値等について検証した。

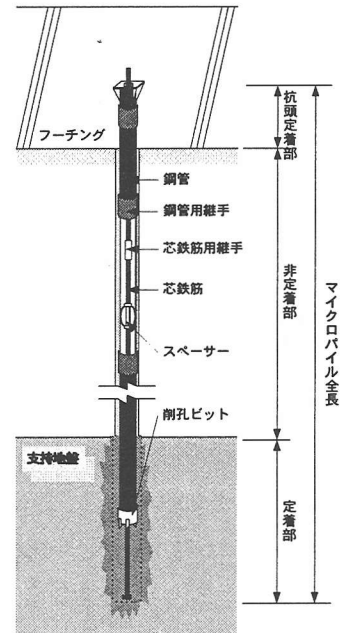


図-1 高耐力マイクロパイルの構造

2. 高耐力マイクロパイルの概要

高耐力マイクロパイルは、図-1に示すように、高強度鋼管、ネジ節異形棒鋼(以下、補強鉄筋)およびグラウト材を主材料とし、その機能に応じて杭頭定着部、非定着部、定着部といった部位に分けられる。杭頭部に作用する荷重は、鋼管根入れ部において鋼管・補強鉄筋～グラウト間の付着により定着部に伝達され、さらに定着部の周面摩擦により地盤へと分散されるものと考えられている(図-2)。このような支持機構に基づき、岩盤のように堅固な拘束を期待できる地盤に定着する場合を除いて先端抵抗は無視され、一般に周面摩擦のみに支持力を依存する摩擦杭として扱われている。このため、定着部の周面摩擦強度や界面における摩擦強度～ずれ変位関係が、支持力や沈下特性に対し支配的な影響を与える。また、水平抵抗を適切に評価するためには、非定着部の水平地盤反力や鋼管部の曲げ剛性を把握することが重要となる。

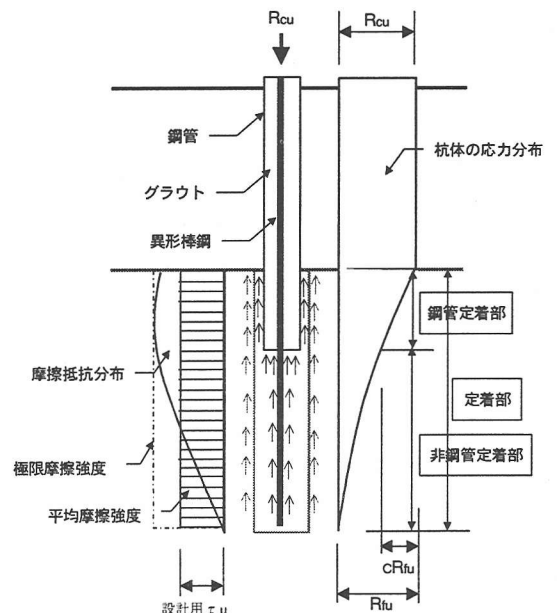


図-2 支持機構の概念図

キーワード：既設基礎、耐震補強、高耐力マイクロパイル、支持力特性、水平抵抗特性

連絡先 〒162-0801 東京都新宿区山吹町 347 TEL：(03)-3269-4621 FAX：(03)-3269-4626

3. 載荷試験の概要

載荷試験は表-1に示す事項の確認・検討を目的として、鉛直押し込、鉛直交番、水平交番の各試験に対しそれぞれ1本の試験杭を対象として行った。

試験地の地盤は、図-3に示すように杭頭から約12mの深さまでが腐植土、シルト、粘土質細砂からなる沖積シルト層(N値0~5)、その下の基盤部が通称土丹といわれる泥岩層である。なお、土丹層の上面より深度1.5m~2.5mの範囲には砂質土が数層挟在している。試験杭は、土丹層を支持層とし、各載荷試験の目的、載荷装置の能力に応じて、定着長および鋼管の根入れ深さを変化させた。地盤から決まる極限支持力は、土丹層の三軸圧縮試験(UU法)結果 $C=870\text{kN/m}^2$ から周面摩擦力度を $\tau_u=800\text{kN/m}^2$ とし、押し込試験杭で約3000kN、鉛直交番試験杭で約1500kNを想定した。

試験杭の施工は、補強材でもある鋼管(標準長1.5m)をカップリングにより継ぎ足しながら削孔用ケーシングとして用い、ロータリー・パーカッション型削孔機により杭底まで二重管削孔を行った。補強鉄筋の建込み、杭頭までの1次グラウト注入を行った後、鋼管を引き上げながら定着層において段階的に注入加圧(0.5~1.0MPa)を施した。表-2、図-4に試験杭の材料諸元、載荷装置の概要を示す。

表-1 載荷試験の目的

試験種別	確認・検討事項
鉛直押し込載荷試験	①極限押し込支持力 ②先端支持力と周面摩擦力の分担確認 ③周面摩擦力と地盤性状の関係 ④軸方向バネ定数
鉛直交番載荷試験	①交番載荷後の極限引抜支持力 ②極限押し込支持力と引抜支持力の比較 ③周面摩擦力と地盤性状の関係 ④軸方向バネ定数
水平交番載荷試験	①大変形時の変形特性や挙動 ②地盤バネkHと地盤特性・杭剛性との関係 ③曲げモーメント等の深度分布 ④軸直角方向抵抗特性の上限值

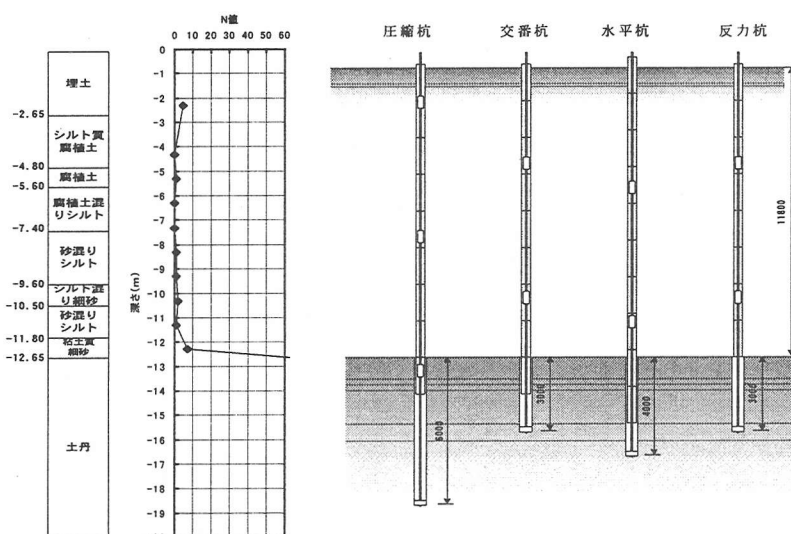


図-3 試験杭と地盤条件

表-2 使用材料及び材料特性

	種類	規格	実強度※
鋼管	油井管	API 5CT, N-80 $f_{sy}=80\sim 110\text{ksi}$ 外径 178mm 肉厚 12.7mm	$f_{sy}=703\text{ N/mm}^2$ $f_{su}=785\text{ N/mm}^2$
補強鉄筋	ネジ節異形棒鋼	SD490 D51	$f_{sy}=522\text{ N/mm}^2$ $f_{su}=684\text{ N/mm}^2$
グラウト	セメントペースト	W/C = 45 % $F_c \geq 35\text{ N/mm}^2$	$\sigma_{28}=44\sim 58\text{ N/mm}^2$

※1) グラウト強度はリターングラウトによる試験結果を示す

2) ひずみから軸力を算定するにあたり鋼管および補強鉄筋の弾性係数は $2.0 \times 10^5\text{N/mm}^2$ 、グラウト材についてはテストピースの一軸圧縮試験結果から $2.0 \times 10^4\text{N/mm}^2$ を採用した。

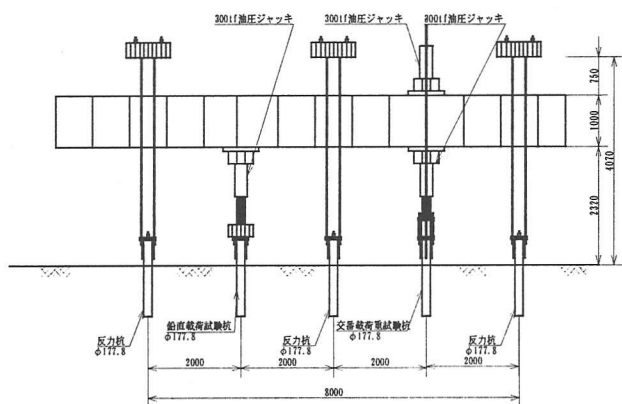


図-4 載荷試験装置

4. 鉛直押込載荷試験¹⁾

4. 1 試験方法

鉛直押込載荷試験においては、計画最大荷重 3600kN を 6 サイクルで載荷し、限界支持荷重を確認した。試験に際しては、杭頭および杭先端の変位を計測するとともに鋼管周囲および補強鉄筋にひずみゲージを貼付し杭深に沿った軸力の分布状況を確認した(図-5)。

4. 2 試験結果

図-6 は、杭頭および杭先端での荷重～沈下関係の包絡線を示したものである。3000kN の載荷までは概ね線形的な沈下特性を示しており、さらに先端沈下量も小さいことから、杭頭沈下量の大半が杭体の軸圧縮変形であるものと推察される。さらに加力を続けた結果、約 3300kN の載荷時点で杭頭沈下が急増し始めたため、この荷重を極限押込支持力と判断し、試験を終了した。杭頭沈下量が 55mm に達した時点の杭先端での沈下は 5mm 以下と非常に小さいことから、試験杭は、杭体定着部の破壊により終局に至ったものと判断される。このとき計測された非鋼管定着部③における補強鉄筋のひずみ値は 2600 μ 以上に達しており、鉄筋の降伏が誘因となって周囲グラウト材が圧壊したものと考えられる。一方、図-7 は得られたひずみ値に基づいて算定した杭体の軸力分布を示したものである。12m 以深では、軸力の低下が顕著に現れており、荷重のほとんどが定着部の摩擦抵抗により周囲地盤に伝達されていることがわかる。図-8 は軸力から定着部の有効径を $\phi 200\text{mm}$ として求めたグラウト材と地盤との周面摩擦応力度とその境界面における相対変位の関係を示したものである。土丹を主とする②-③間および④-⑤間では、相対変位が 4~8mm で摩擦応力度はピーク値 1000kN/m² に達し、それ以後は減少傾向にある。これに対し、細砂分の多い③-④間における摩擦応力度は、最大値 800kN/m² に達するまで変位の増加とともに右肩上がりで増大しており、土質条件の差が摩擦抵抗特性の差となって現れている。また、これら摩擦応力度の最大値は、土丹層の三軸圧縮試験による粘着力 $C=870\text{kN/m}^2$ と概ね一致している。

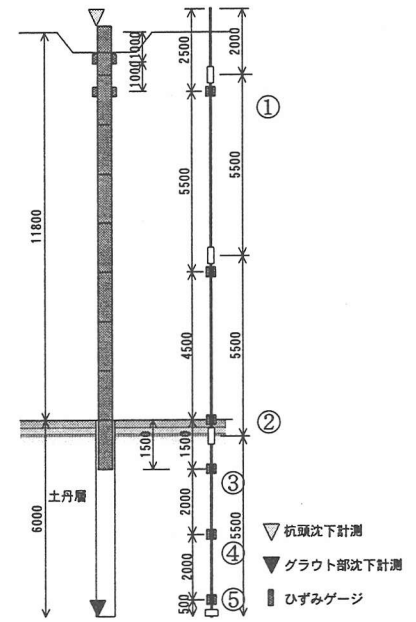


図-5 鉛直押込載荷試験杭

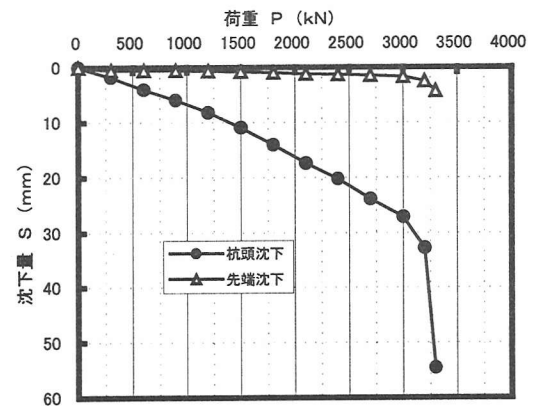


図-6 鉛直押込時の荷重～変位関係

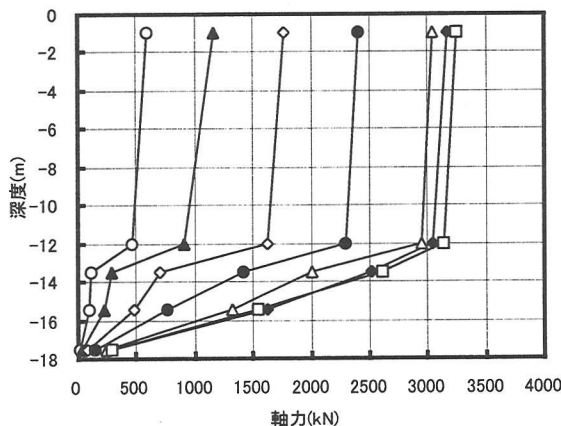


図-7 鉛直押込時の軸力分布

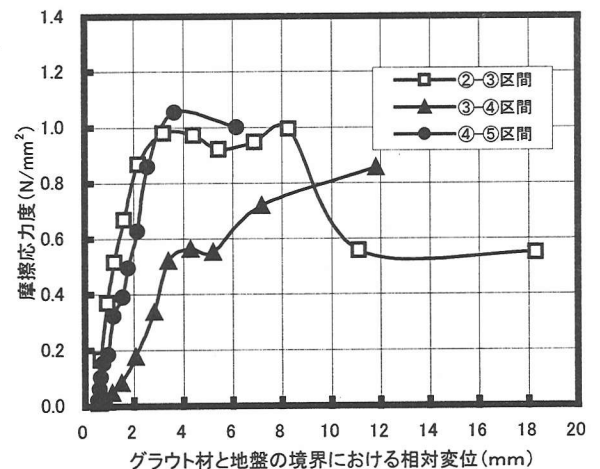


図-8 摩擦応力度～相対変位関係

5. 鉛直交番載荷試験¹⁾

5. 1 試験方法

鉛直交番載荷試験では、まず、800kNまで4サイクルで押し引き交番載荷した後、引抜き側の支持限界を経て、さらに押し込み側の限界荷重まで加増した。試験杭の形状およびひずみ計測箇所を図-9に示す。

5. 2 試験結果

図-10は、交番載荷時の荷重～包絡変位と支持限界に至るまでの荷重～変位関係を連続して示したものである。800kNまでの交番載荷においては、杭頭、杭下端いずれの変位量も載荷荷重と線形関係を保ったまま推移し、その後の引抜きおよび押し込み単調載荷により、それぞれ、1050kN、1700kNで支持限界に達した。このように、引抜き履歴を受けたマイクロパイルは、再度の押し込みに対してほぼ設計値どおりの支持力を保持しており、極限の繰り返し荷重作用下においても有効に機能することが確認された。図-11は、得られたひずみ値から推定した杭体の軸力分布を載荷ステップ毎に示したものである。この図から、押し込み時、引抜き時ともに、軟弱地盤層(測点①-③)の摩擦抵抗は微少であり、試験杭の支持力は土丹層内に形成された定着部の摩擦抵抗に依存していることがわかる。図-12に示した周面摩擦力度の発生状況に着目すると、押し込み時、引抜き時ともに、載荷の初期段階においては鋼管根入れ部(測点③-④)の周面摩擦が卓越しており、主にこの区間の摩擦抵抗により荷重が伝達される傾向がみられる。さらに荷重が増加するにつれて定着部先端(測点④-⑤)にも摩擦分布が移行しているが、鋼管根入れ部での周面摩擦力度は限界状態まで線形的に増大している。一方、引抜き時に540kN/m²で限界に達した周面摩擦力度は、その後の押し込み時において、さらに増加しており、1200kN載荷までの発現状況から判断すると、極限值は、900kN/m²程度であると推測される。この値は、鉛直押し込み載荷試験により確認された値に匹敵する。このような周面摩擦特性の載荷方向による差異を生じさせる要因として、杭体の横方向変形や補強鉄筋とグラウトの付着切れ等が考えられるが今回の載荷試験結果では不明である。今後引抜き時の破壊挙動について検討を行う必要があるものと思われる。

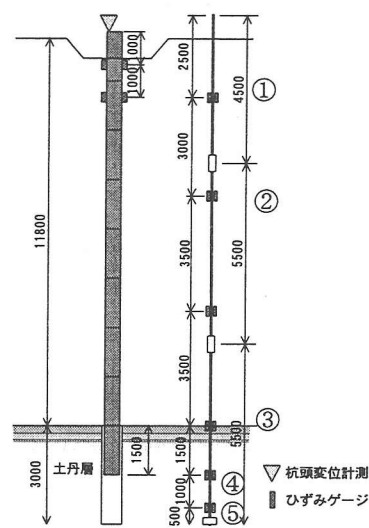


図-9 鉛直交番載荷試験杭

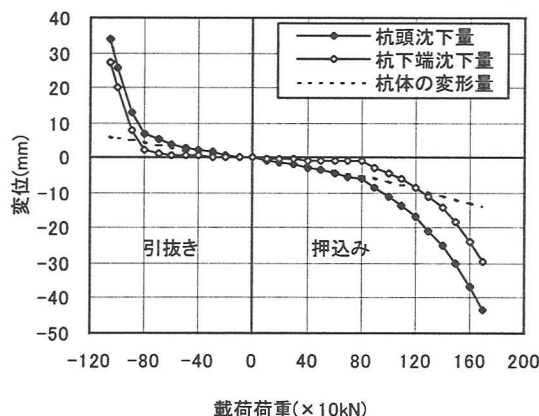


図-10 鉛直交番載荷時の荷重～変位関係

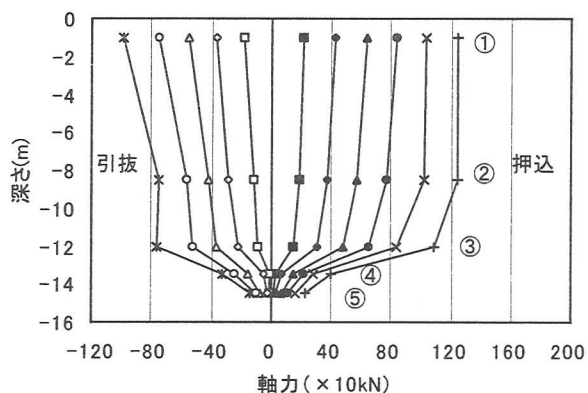


図-11 鉛直交番載荷時の軸力分布

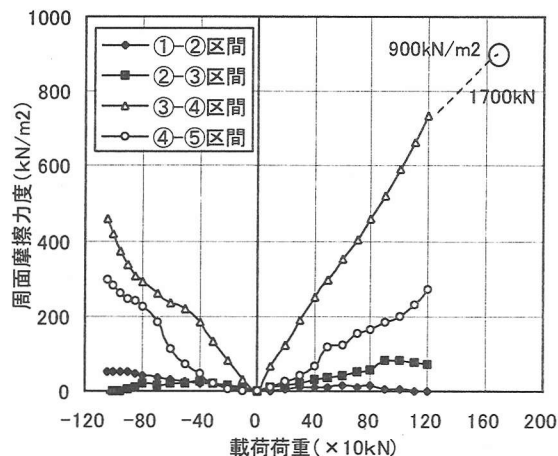


図-12 荷重と周面応力度の関係

6. 水平交番载荷試験²⁾

6.1 試験方法

水平载荷試験は、80kN まで荷重を正負交番させ、最終サイクルにて杭頭変位が地震時の制限値である 400mm 程度もしくは鋼管のひずみ値が 4000 μ を超えるまで荷重を行った。図-13 に試験杭の形状とひずみ計測箇所を示す。鋼管周面のひずみゲージは、施工上の制約により深部に貼付できないため、試験杭の変形特性を考慮して $1/\beta$ に相当する G.L.-2.0m 付近を中心とする範囲に図示のとおり貼り付けた。

6.2 試験結果

図-14 に荷重～载荷点水平変位の履歴曲線と、静的非線形解析により求められた荷重～変位関係を示す。最終载荷荷重は、鋼管のひずみ値が 4000 μ を超えた 140kN とし、このときの载荷点変位は 375mm であった。静的非線形解析に用いた鋼管部の曲げ特性は、グラウトを充填した油井用鋼管の曲げ試験²⁾で確認された $M\sim\phi$ 関係を参考にしてバイリニア型としてモデル化している。静的非線形解析では、144kN 载荷で杭体の曲げモーメントが全塑性モーメントを超える結果が得られているが、载荷試験では荷重～変位関係の明確な変化や残留変位の著しい増加傾向はみられなかった。また、140kN 载荷時には、杭体背後の地盤に水平方向に約 0.4m、深さ方向に約 2.0m の空洞が生じていた(図-15)が、目視の範囲内で杭体の変状は認められなかった。

図-16 は、140kN 载荷時における杭体の曲げモーメント分布を示しており、図中の■印は载荷試験で得られた曲げひずみに基づいて推定した値、実線は静的非線形解析値である。解析結果は、G.L.-3.0m 付近までは载荷試験推定値と良く一致しているが、以深では試験推定値に比べ大きな値を示しており、安全側に評価している。これらの解析結果より、土質定数のばらつきの多い埋土や N 値が 0 の腐植土等、解析定数(地盤ばね等)を設定し難い地盤においても、はり～地盤バネモデルで解析することが可能であると考えられる。

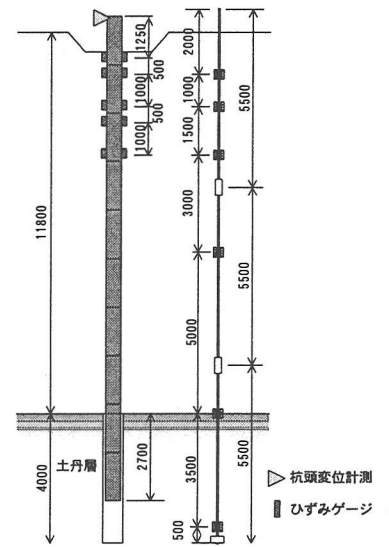


図-13 水平交番载荷試験杭

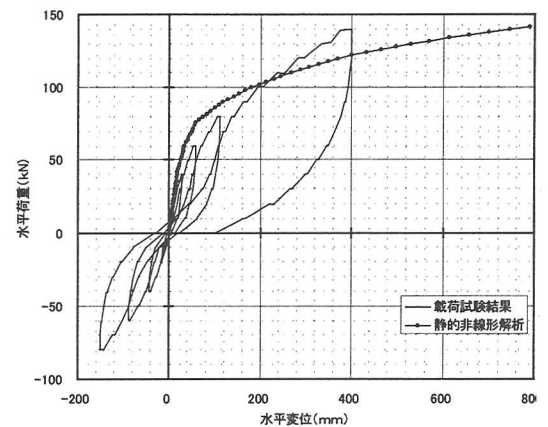


図-14 水平交番载荷時の荷重～変位関係

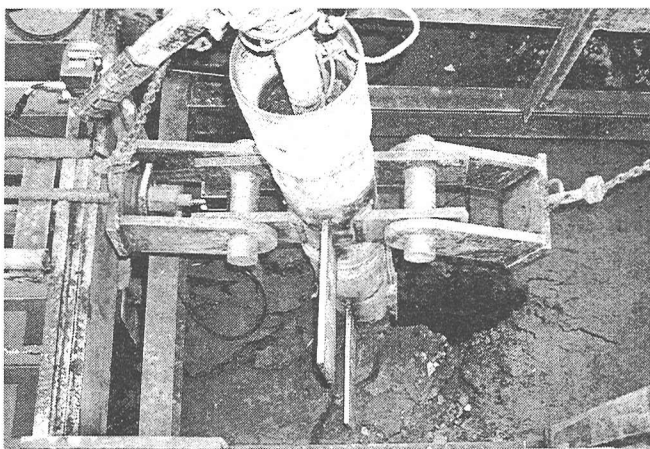


図-15 水平载荷状況(140kN 载荷時)

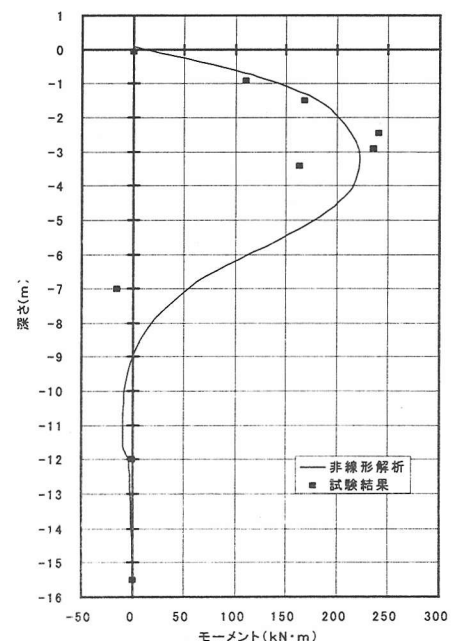


図-16 曲げモーメント分布(140kN 载荷時)

7. 高耐力マイクロパイルの設計法に関する検討

7. 1 極限支持力

1) 地盤から決まる極限支持力

鉛直方向の載荷試験結果により、高耐力マイクロパイルの支持力特性は、グラウト形成された定着部と地盤の周面摩擦抵抗に依存し、非定着部の摩擦抵抗や先端支持の寄与分は微小であることが確認された。さらに、砂質層(細砂N値 30 以上)を支持層とした同種マイクロパイルの載荷試験結果³⁾においても同様の傾向が認められるため、地盤から決まる極限支持力は [1] 式により算出できるものと判断された。また、周面摩擦強度は、本試験結果および既往の載荷試験結果³⁾ともに、概ね、地盤工学会の「グラウンドアンカー設計・施工基準」において提案されている周面摩擦抵抗値(表-3)に相当する値が得られているため、これを用いて極限支持力を推定することが可能であると考えられる。一方、グラウトの加圧効果の影響は、本来、加圧に伴う定着部径の拡大と周面摩擦の増大の複合作用として現れるが、これらの要因を個別に評価することは現状では困難であることから、補正係数は 1.0 とするのが妥当であると思われる。なお、表に示された摩擦強度値は、高耐力マイクロパイルと同様、低圧(0.5~1.0MPa)の加圧注入法で施工されたアンカーを適用の対象としており、引抜き試験結果から $\alpha=1.0$ すなわち削孔径を定着部の有効径と仮定して逆算されたものである。

$$R_u = \pi \cdot D_e \cdot \sum L_i \cdot \tau_i \dots\dots\dots [1]$$

- R_u : 地盤から決まる極限支持力
- D_e : 定着部の設計有効径 = $\alpha \cdot D_0$
- D_0 : 削孔径 = 200mm
- α : グラウトの加圧効果に関する補正係数
- L_i : 周面摩擦を考慮する i 番層の層厚
- τ_i : 周面摩擦を考慮する i 番層の周面摩擦強度

表-3 グラウンドアンカーの周面摩擦抵抗

地盤の種類		摩擦強度 (kgf/cm ²)	
岩盤	硬岩	15~25	
	軟岩	10~15	
	風化岩	6~10	
	土丹	6~12	
砂礫	N値	10	1.0~2.0
		20	1.7~2.5
		30	2.5~3.5
		40	3.5~4.5
		50	4.5~7.0
砂	N値	10	1.0~1.4
		20	1.8~2.2
		30	2.3~2.7
		40	2.9~3.5
		50	3.0~4.0
粘性土		1.0c (cは粘性土)	

2) 定着部の軸方向耐力

載荷試験結果からも明らかであるように、定着部の軸力は地盤との周面摩擦抵抗により先端に近づくほど減少し、このときの深度と軸力は、概ね比例関係にある。したがって、定着部(非鋼管部)の軸方向耐力は、鋼管埋込み区間における定着部と周囲地盤の摩擦抵抗力と非鋼管部の部材耐力の合計値として評価できるものと考えられる。抵抗断面として、押込みに対してはグラウトと補強鉄筋、引抜きに対しては補強鉄筋のみを考慮するものとする、それぞれ [2] [3] 式により算出できる。

$$\text{押込みに対する軸方向耐力 } R_{pu} = C_{pu} + R_{trans} \dots\dots\dots [2]$$

$$\text{引抜きに対する軸方向耐力 } P_{pu} = T_{pu} + P_{trans} \dots\dots\dots [3]$$

- C_{pu} : 定着部(非鋼管部)の終局軸圧縮耐力 = $0.85 \cdot \sigma_{gk} \cdot A_g + \sigma_{sy} \cdot A_s$
- T_{pu} : " 終局軸引張耐力 = $\sigma_{sy} \cdot A_s$
- $R(P)_{trans}$: 鋼管埋込み区間の周面摩擦力 = $\pi \cdot D_e \cdot L_{trans} \cdot \tau$
- D_e : 定着部の設計有効径
- L_{trans} : 鋼管の定着部への埋込み長
- σ_{gk} : グラウトの設計基準強度
- σ_{sy} : 鉄筋の降伏点強度
- A_g, A_s : グラウトおよび鉄筋の断面積
- τ : 表-3に示した摩擦強度

3) 支持力上限値の検証

高耐力マイクロパイルの支持力は、鋼管部の軸方向耐力が他の部位のそれに比べ十分大きいため、一般に、「地盤から決まる極限支持力」と「定着部(非鋼管部)の軸方向耐力」の小さい方が上限値となる。表-4は前述した方法により求めた試験杭の支持力上限値と载荷試験での実測極限値を対比して示したものである。鉛直押込载荷試験杭の設計上限値は、定着部の軸方向耐力で決まっており、载荷試験で確認された極限値3300kNや定着部の破壊により終局に至った状況が精度よく推定できている。一方、鉛直交番载荷試験杭の試算では、地盤から決まる極限支持力が定着部の軸耐力より小さく、押込み時、引抜き時ともに先端沈下量の急増により極限に達した試験状況と一致している。支持力上限値は、先端支持抵抗を無視しているため、押込みと引抜きで同値となるが、引抜き時に対して多少過大に評価している。以上のように、定着部の周面摩擦強度を適切に評価できる場合には事前の支持力推定は可能であると思われるが、実測値にばらつきが生じることもあるので、当面、実構造物に適用するあたっては、グラウンドアンカー工法と同様、現地試験により極限支持力を確認することが必要である。

表-4 支持力上限値の比較 (単位: kN)

载荷試験の種類	材料定数の種類	非定着部		定着部(非鋼管部)						設計上限支持力	実測値
		鋼管部耐力※		鋼管根入れ部周面摩擦①	杭体耐力②		上限値①+②		地盤極限支持		
		押込	引抜		押込	引抜	押込	引抜			
鉛直押込試験	規格値	4800	—	750	1890	—	2640	—	3010	2640	押込 3300
	実強度	5110	—	800	2160	—	2960	—	3270	2960	
鉛直交番試験	規格値	4800	4320	750	1890	1020	2640	1770	1510	1510	押込 1700
	実強度	5110	4500	800	2160	1060	2960	1860	1640	1640	引抜 1050

※鋼管部の軸耐力は次式により算出した

$$\text{押込みに対して } R_{pu} = 0.85 \cdot \sigma_{gk} \cdot A_g + \sigma_{ky} \cdot A_k + \sigma_{sy} \cdot A_s \quad \sigma_{ky}, A_k: \text{鋼管の降伏点強度および断面積}$$

$$\text{引抜きに対して } P_{pu} = \sigma_{ky} \cdot A_k + \sigma_{sy} \cdot A_s$$

7. 2 軸方向バネ定数

高耐力マイクロパイルの杭頭沈下量は、非定着部における周面摩擦が小さいことから、非定着区間の杭体圧縮変形と定着部のずれ変位の組み合わせとして評価できる。非定着区間の圧縮変形は、作用する軸力はほぼ一定であり材料定数を適切に用いれば精度良く算定することが可能であるため、定着部バネ値の評価法が軸方向バネ定数の精度に大きな影響を与える。そこで、本検討では、[4]式により軸方向バネ定数(CASE-1,2)を算定し、载荷試験から求めたバネ定数と比較することにより、その妥当性を検証した。なお、鋼管長を杭長とした中掘り鋼管杭のバネ定数(CASE-3)も[5]式により算出しその適用性を確認した。計算に用いた諸定数を表-5に、計算結果を表-6に示す。本载荷試験から求めたバネ値に最も近似しているのは定着部を中掘り鋼管杭と仮定して算出したCASE-1である。これに対し、既往の载荷試験³⁾から求めた値は、定着部を場所打ち杭と仮定して算出した

$$K_v = 1 / (1 / K_{v1} + 1 / K_{v2}) \quad \dots\dots [4]$$

$$K_{v1}: \text{非定着区間のバネ定数} = E A_1 / L_1$$

$$K_{v2}: \text{定着区間のバネ定数} = a \cdot E A_2 / L_2$$

$E A_1, L_1$: 非定着部の杭体軸剛性および区間長

$E A_2, L_2$: 定着部の杭体軸剛性および区間長

CASE-1: 鋼管部の軸剛性

CASE-2: 非鋼管(グラウト)部の軸剛性

a: 補正係数(道路橋示方書IVによる)

$$\text{CASE-1: 中掘り鋼管杭} = 0.009(L/D) + 0.39$$

$$\text{CASE-2: 場所打ち杭} = 0.031(L/D) - 0.15$$

$$K_v = a \cdot E A_3 / L_3 \quad \dots\dots [5]$$

$E A_3, L_3$: 鋼管部(グラウト、鉄筋無視)

の軸剛性および鋼管全長

$$a: \text{中掘り鋼管杭} = 0.009(L/D) + 0.39$$

CASE-2に近い。このような沈下特性の差異は、支持層の土質条件に起因する定着部の荷重伝達性状の差により生じているものと推察される。土丹層を支持層とする本試験では、定着部の摩擦抵抗が比較的上部(鋼管根入れ部)で卓越する傾向にあり、鋼管の剛性がバネ値に寄与しているのに対し、砂質土を支持層とする試験事例では、中間部以深で摩擦抵抗が卓越しているため、グラウト部の剛性や地盤との相対変位の影響をより強く受けていると考えられる。一方、鋼管全長を中掘り鋼管杭と仮定して算出したCASE-3の値は、本試験結果に対しては安全側に評価しているが、既往の試験事例に対しては過大に評価していることから、定着部のずれ変位が小さい場合のみに適用が可能であると思われる。以上のように、高耐力マイクロパイルの軸方向バネ定数は、定着部の摩擦抵抗特性によりかなりのばらつきが生じるが、概ね、示した算出方法により推定可能であると判断される。

7. 3 鋼管部の曲げ特性

既往の要素試験²⁾により、鋼管部の曲げ剛性は、鋼管・異形棒鋼・グラウトの各断面剛性を加算する[6]式で、また、全塑性モーメントは、鋼管(内部充填材は無視)の全塑性時曲率に[6]式による曲げ剛性を乗じることでそれぞれ評価できることが確認されている。水平載荷試験において、杭体の曲げモーメント分布が静的非線形解析と概ね一致していることや鋼管部に全塑性モーメント相当値を作用させても明確な剛性低下が認められなかったことから、これらの算定方法は妥当であるとともに、水平方向地盤反力係数についても道路橋示方書IVによる値が適用できると考えられる。

8. おわりに

高耐力マイクロパイルの支持力特性や水平抵抗特性に関して、①支持層の土質条件によっては3000kNを超える支持力が期待できる、②グラウンドアンカー工法に準じた極限支持力の推定が可能である、③軸方向バネ定数は定着部の摩擦抵抗特性に大きな影響を受ける、④道路橋示方書に準じて水平方向の抵抗特性を評価できること等が確認された。今後、既設基礎の耐震補強工法として用いる上で、極限支持力や荷重～沈下関係の推定精度を向上させること、既設杭を考慮した群杭効果を把握することが必要であると思われる。なお、本研究は、高耐力マイクロパイル研究会の活動の一環として行われたものである。

【参考文献】

- 1)大谷ほか：鋼管を用いたマイクロパイルの支持力特性に関する研究(その1)～(その3)，土木学会第54回年次学術講演会概要集，1999.9
- 2)斉藤ほか：鋼管で補強されたマイクロパイルの曲げ耐力に関する研究(その1)～(その2)，同上
- 3)福井ほか：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，土木学会，1999.7

表-5 軸方向バネ定数算定に用いた諸値

軸剛性 (kN)	非定着部		定着部	
	合成鋼管	鋼管単体	鋼管部	グラウト部
	2047000	1317400	2138400	993200
試験杭の種類		鉛直押込	鉛直交番	既往試験
区間長 (m)	非定着部	12.0	12.0	10.5
	定着部	6.0	3.0	5.0
	鋼管部	13.5	13.5	13.5
係数 a	中掘鋼管杭	0.660	0.525	0.625
	場所打ち杭	0.780	0.315	0.615

表-6 軸方向バネ定数の算定結果 (単位：kN/m)

算出ケース		CASE-1	CASE-2	CASE-3	
計算上の扱い		中掘鋼管杭	場所打ち杭	中掘鋼管杭	
鉛直押込 載荷試験	計算値	非定着部	170583		
		定着部	235224	129116	—
		合成バネ値	98878	73490	97390
	載荷試験	110223			
鉛直交番 載荷試験	計算値	非定着部	170583		
		定着部	2138400	993200	—
		合成バネ値	117172	64720	97390
	載荷試験	128235			
既往の 載荷試験	計算値	非定着部	194952		
		定着部	263023	124150	—
		合成バネ値	111964	75848	98805
	載荷試験	70367			

$$E I_{HMP} = E_s \cdot (I_k + I_s + E_g I_g / E_s) \dots\dots [6]$$

E_s, E_g : 鋼材およびグラウトのヤング係数

I_k, I_s, I_g : 鋼管、補強鉄筋、グラウト部の断面二次モーメント