

粘土および砂地盤における単杭の水平載荷実験の解析

Numerical analyses on the behavior of single piles under horizontal loading in clayey and sandy grounds

檜尾正也*・佐藤博**・鈴木誠***・中井照夫*

Masaya HINOKIO, Hiroshi SATO, Makoto SUZUKI and Teruo NAKAI

*名古屋工業大学大学院社会工学専攻 (〒466-8555 名古屋市昭和区御器所町)

**東京電力株式会社技術開発研究所 (〒230-8510 横浜市鶴見区江ヶ崎町 4-1)

***清水建設株式会社 技術研究所 (〒135-8530 東京都江東区越中島 3-4-17)

For designing the actual structure of a pile foundation, it is important to estimate the bearing capacity of grounds. However, in considering these problems, it becomes more important to estimate not only bearing capacity of grounds but also the influence of the surrounding grounds on the foundation synthetically. In the problem of the pile under horizontal loading, the characteristic of bearing capacity and the behavior of grounds around the pile is influenced by the length, cross-sectional form, rigidity, and deformation mode of the pile. In this research, finite element analysis was performed for the single pile under horizontal loading, and investigated the characteristic of the bearing capacity and the behavior of grounds around the pile changing the length of pile and rotational conditions of pile head.

Key word: finite element analysis, subloading t_j -model, tri-linear model, sandy ground, clayey ground, single pile, lateral loading

1. まえがき

現在、杭基礎は最も一般的に用いられている基礎の1つである。基礎には鉛直荷重だけでなく水平方向からの荷重が作用することが多く、このような荷重を受ける杭基礎の設計を行う上で支持力やその変形の算定は最も重要なことである。また、実際の杭基礎の挙動は周辺地盤との相互作用として捉える必要があり、基礎の支持力や変形また周辺地盤への影響は杭および地盤条件により大きく異なってくる。しかし、現在の設計手法は鉛直支持力では杭と地盤の相互作用を考慮せず、支持力は地盤の特性のみから算定することが多く、また水平支持力では Chang の式のように相互作用を一応取り入れてはいるが弾性理論であり、非線形な相互作用を適切に考慮していないのが現状である。このような従来の手法では、実際の地盤の支持力や挙動を適切に予測することができないため、結果として大きい安全率をとらざるをえなくなり、不経済な施工となってしまう。したがって、経済的かつ安全な基礎を建設するためには、設計の段階において数値解析による正確な変形予測を行い、支持力特性や周辺地盤への影響を適切に評価する必要がある。その結果、安全性や経済性の両面からより効果的な杭の条件(杭長や杭頭条件等)の算定や効果的な施工が可能となる。本研究では、杭の水平抵抗問題を地盤と構造物の相互作用境界値問題と捉えるのはもちろんのこと、地盤そのものを水～土連成問題として扱っている。ここでは、粘性土地盤および砂質土地盤で水平荷重を受ける単杭についての現場実験^{1),2)}をシミュレートした有限要素法による非線形変形解析を行った。解析ではまず応力、

間隙比、過圧密比等が深さ方向に分布する実際の地盤の状態を再現するため、初期地盤は自重圧密を数値解析でシミュレーションすることにより作成した。また、地盤材料、杭体の材料特性を表現できる構成モデルを用いている。このようにして行った解析と既報の現場実験から杭頭条件や杭長の違いが杭の支持力や周辺地盤におよぼす影響を検討した。さらに、実験で行っていない条件下での解析も行い、地盤材料、杭頭条件、杭長の違いによる影響を解析的に評価し、より総合的に検討する。

2. 実験の概要

単杭の水平載荷現場実験が粘土地盤および砂地盤で杭長、杭頭条件を変えて行われており、この実験の概要を以下に説明する(詳細は文献 1),2)を参照のこと)。実験は直径 80cm の場所打ちコンクリート杭を用いて行われている。表-1 に示すように杭頭の回転を許さない場合(回転固定)と杭頭の回転を許す場合(回転自由)の2条件で、杭長は短杭と長杭の2種類で実験が行われている。粘土地盤は図-1 に示すように GL-2m までの表層部は盛土、GL-11m までは N 値が 10 以下のシルト、それ以下では N 値が 50 以上の

表-1 現場実験のパターン

地盤	杭種類	杭長	杭頭条件
砂地盤	短杭	4m	回転固定
	長杭	12m	
粘土地盤	短杭	5m	回転固定
	長杭	12m	回転自由

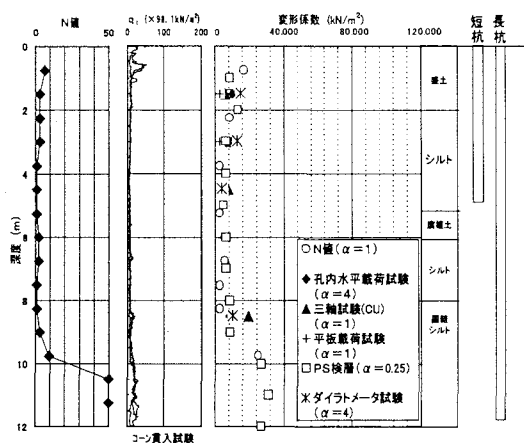


図-1 現場地盤状況(粘土地盤)

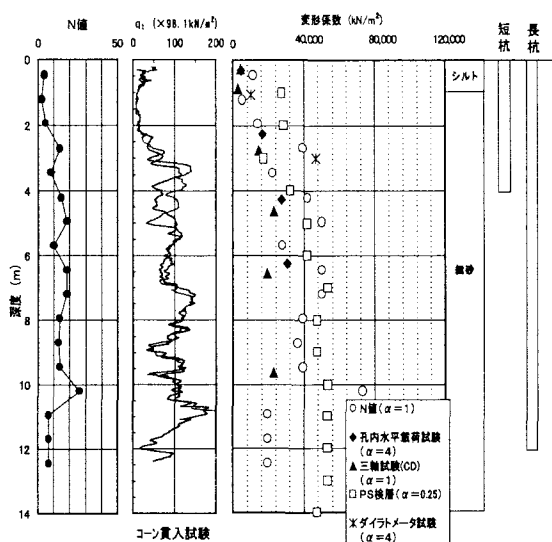


図-2 現場地盤状況(砂地盤)

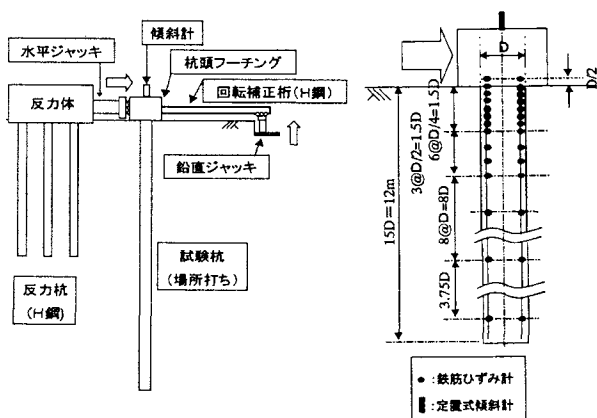


図-3 実験装置の概要(砂地盤, 長杭, 杭頭回転固定)

固結シルトで構成されている。一方、砂地盤ではGL-1mまでの表層部は2~4のシルト、それ以深ではN値が大略10~20の細砂である(図-2参照)。また地下水位はどちらの地盤もGL-1mとなっている。実験は図-3に示すようにジャッキで杭頭に水平荷重を作用させて行っているが、杭頭の回転固定の場合は杭頭部に接着された回転補正桁(H鋼)を鉛直ジャッキで上下方向に制御することにより、杭頭の回転をほ

ぼ0としている。また、載荷重は地表面から30cmの高さに水平方向に作用させている。

杭体変形は杭体の載荷方向の前方と後方の2箇所の鉄筋に設置したひずみゲージと杭下端に設置した定置式傾斜計から算定している。また周辺地盤の変位については、地表面変位は3次元光波測量により、地盤中の変位は杭前面1.4mと2.4mの地点に設けた定置式傾斜計によって計測した。

3. 解析の方法と材料パラメーターの決定

解析は有限要素法による3次元解析であり、解析に用いた有限要素メッシュは現場実験のスケールに概略を合わせて図-4のように分割した。ここに、図-4に示すメッシュ図は長杭(杭長が12m)に対応する。実験の杭は円形断面(直径80cm)であるが、解析では一辺が70cmの正方形断面とした。解析対象地盤は対称性とその影響範囲を考え、x方向(紙面で右方向)に36.7m、y方向(奥行き方向)には12m、z方向(深さ方向)に15mの半断面とした。ここに、解析の杭の辺長(70cm)は実験の杭の断面積と解析の杭の断面積がほぼ同じになるように決定した。解析では杭頭にx方向(図-4で右向き方向)に強制水平変位増分を与えることによって、水平荷重を受ける杭の問題をシミュレートしている。解析パターンは粘土・砂地盤について杭長が6mと12mの2種類それぞれに対し杭頭の回転が自由である場合と回転が固定されている場合の2通りについての合計8通りの解析を行った。解析には杭体として、張らによるトリリニアハイブリッドモデル³⁾を用い、地盤材料として密度や拘束応力の影響を考慮した弾塑性モデル(subloading t_{ij} model)^{4,5)}を用いた。ここに、実験の杭と解析の杭の断面形状は異なるが、曲げ剛性(EI)は同じとなるようにトリリニアハイブリッドモデルの弾性係数を決定した。subloading t_{ij} model, トリリニアハイブリッドモデルの概要は付録および参考文献を参照のこと。粘土地盤はGL-2mまでは盛土、GL-2~GL-11mはシルト、GL-11mからは固結シルトの3層に分かれているが、解析地盤は同じ材料パラメーターを用い、各層の変形・強度特性の違いを過圧密比の違いで表現している。また、砂地盤でも粘土地盤と同様に、表層シルトは層厚が薄く地盤全体を細砂層とみなしても影響はあまりないと考え、全層にわたり細砂の材料パラメーターを用いた。粘土地盤、砂地盤それぞれに用いた土質パラメーターを表-2に示す。この土質パラメーターは対象地盤から採取した試料を用いて行った三軸圧縮試験と圧密試験の結果から算定した。まず粘土地盤では N, λ, κ は図-5で示すように等方圧

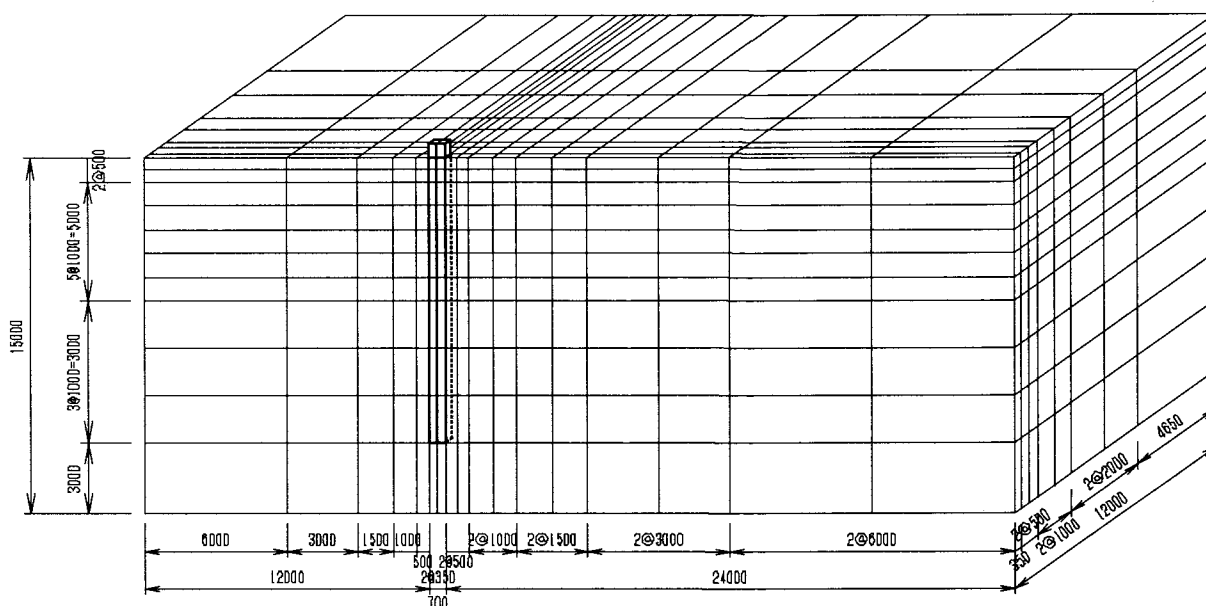


図-4 有限要素メッシュ(長杭)

表-2 土質パラメーター

	粘土地盤	砂地盤	
λ	0.192	0.07	Cam-clay model と同様のパラメーター
κ	0.0068	0.006	
N	1.25	1.0	
$R_{CS}=(\sigma_1/\sigma_3)_{CS(comp.)}$	3.55	3.5	
ν_e	0.2	0.2	降伏面の形状($\beta=1$ で Cam-clay と同じ)
β	1.5	1.2	
a_{AF}	500	50	密度や拘束応力の影響
a_{IC}	500	500	

密試験から求め、正規圧密粘土に対して行った排水三軸圧縮試験の残留強度から R_{CS} を、応力比 $\sim$ ひずみ増分比関係から β (降伏曲面の形状を表すパラメーター)を決定し、過圧密比の異なる試料に対しても同様に排水三軸圧縮試験を行いピーク強度の差から a_{AF} , a_{IC} (密度や拘束応力が変形・強度特性におよぼす影響を表し、それぞれ塑性ひずみ増分方向の関連流動則成分および等方圧縮成分に関するパラメーターである)を求めた。これらの土質パラメーターを用いた三軸圧縮せん断での解析値と実験値の比較を図-6に示す。砂地盤でも粘土地盤のパラメーターと同様に図-7で示すように圧密試験から λ , κ を、排水三軸圧縮試験の残留強度から R_{CS} , 応力比 $\sim$ ひずみ増分比関係から β を求めた。ここで砂地盤は正規圧密状態を規定するのが難しく圧密試験から N を求めることが困難であるため、密度の異なる試料での三軸圧縮試験結果から N , a_{AF} , a_{IC} を trial & error で求めた。これらの土質パラメーターを用いた砂の三軸圧縮せん断

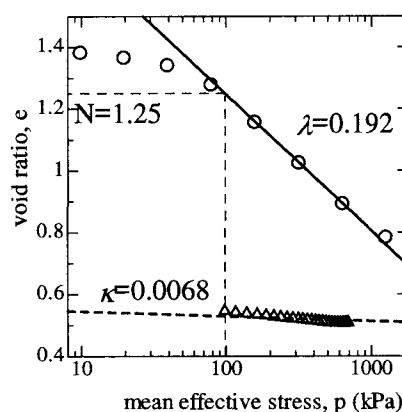


図-5 粘土地盤の間隙比 $\sim$ 平均応力関係

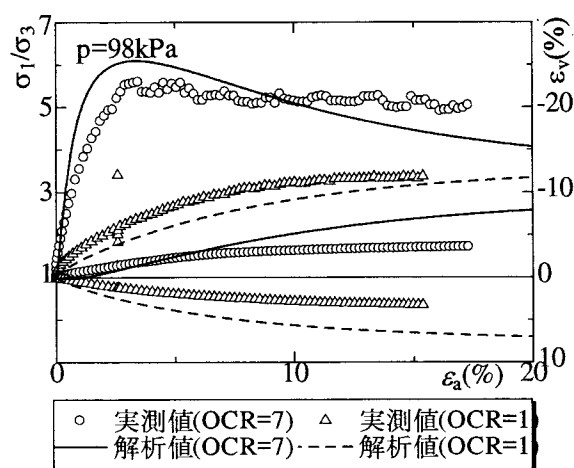


図-6 粘土地盤の応力 $\sim$ ひずみ関係

での解析値と実験値の比較を図-8に示す。図-6から正規圧密状態だけでなく過圧密状態での粘土の挙動を同じ材料パラメーターを用いながらも、少ない土質試験(標準圧密試験, 三軸試験)でほぼ適切に表現していることがわかる一方、図-7, 8に示す砂の応力 $\sim$ ひずみ関係の比較では、圧密時にはよい対応関係

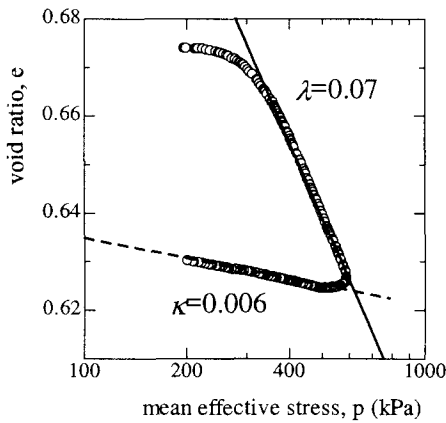


図-7 砂地盤の間隙比～平均応力関係

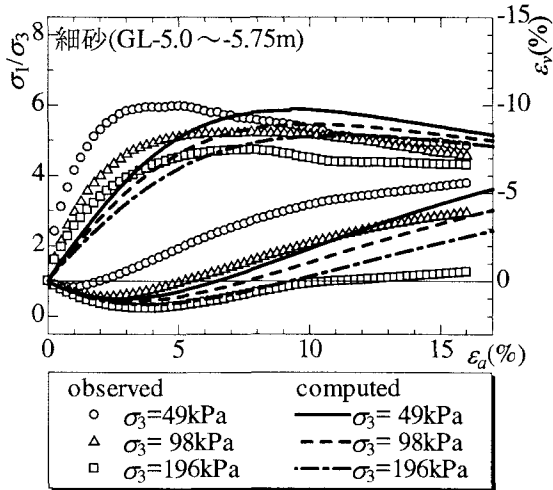


図-8 砂地盤の応力～ひずみ関係

があるものの、せん断時にはモデルは初期のひずみを過大評価している。しかし、ここでも粘土と同じモデルを用いて、拘束応力の違いによる砂の剛性、ダイレイタンス特性、強度の違いを説明していることが分かる。また、解析粘土地盤の初期過圧密比分布、砂地盤の間隙比分布は実地盤のデータを参考にして、砂地盤では自重圧密、粘土地盤は自重圧密に更に 5tf/m^2 のプレロードを载荷・除荷させて作成し

た。図-9 に粘土地盤の過圧密比分布の実測値と解析地盤の分布を示す。実測値の過圧密比分布は圧密降伏応力 p_y を $\gamma' z$ で除して求めたものと非排水せん断試験結果の有効応力経路から過圧密比を推定したものとの2種類のデータを用いた。図-10 に砂地盤での間隙比分布の実測値と解析値を示す。これらの図から解析地盤は実地盤に近い過圧密比や間隙比分布であるといえる。実地盤の地下水位は GL-1m であるが飽和度が高いことから解析地盤はすべて飽和地盤としている。また現場実験時の载荷速度(約 0.07mm/min)と透水係数(約 $1.8 \times 10^{-7}\text{m/min}$)を考慮して粘土地盤では水～土連成解析を、砂地盤では透水係数は得られていないが、ここでの载荷速度では過剰間隙水圧が発生しないと考え完全排水条件下で行った。

4. 実験結果と解析結果の比較

図-11 に水平载荷重～杭頭水平変位関係の実測結果と解析結果の比較を示す。なお粘土地盤の長杭の杭頭回転自由条件、砂地盤での短杭・長杭の杭頭回転自由条件での実験は行われていないため解析結果のみを示す。この図から解析値は水平荷重载荷直後の杭剛性や終局荷重を過大評価しているものの、実測され杭頭回転条件や杭長の違いによる荷重～変位関係の差異をよく説明しており、それぞれの地盤で長杭の杭頭回転固定条件での支持力が最も大きくなる事がわかる。さらに、杭を長くするよりも杭頭の回転を固定したほうが水平荷重に対する抵抗には効果があることも分かる。また粘土地盤と砂地盤を比較すると、実験・解析の両方において粘土地盤の支持力の方が大きい。なお、これらの解析ではトリリニアモデルを用いることによって杭体の剛性の低下を表現しているが、杭体と地盤のすべりを考慮していな

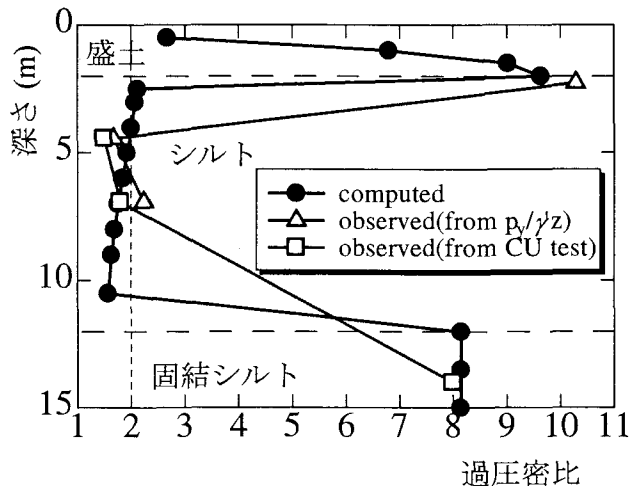


図-9 粘土地盤の過圧密比分布

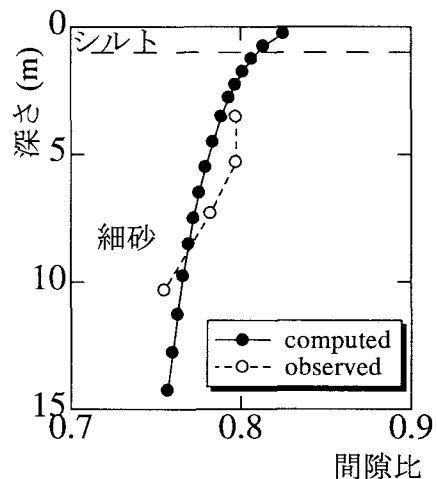
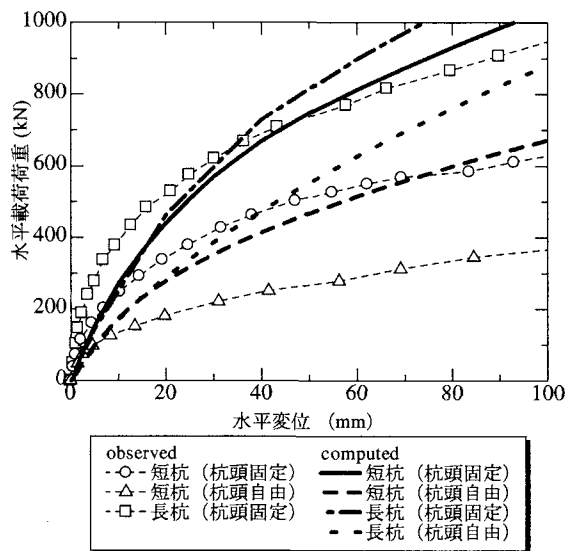
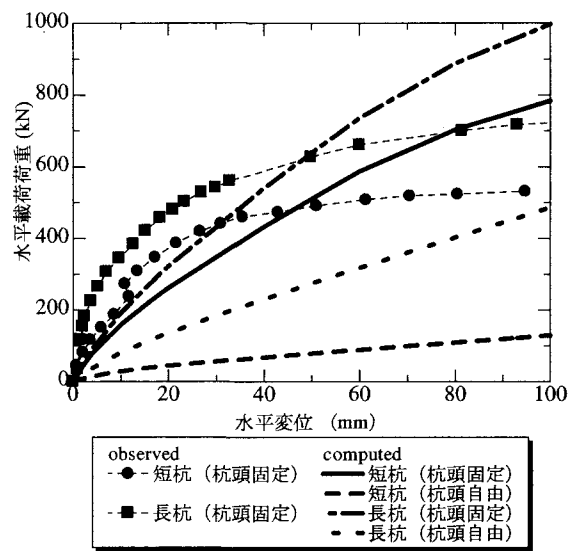


図-10 砂地盤の間隙比分布

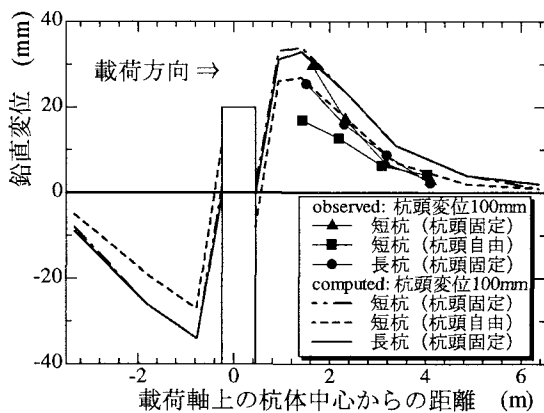


(a) 粘土地盤

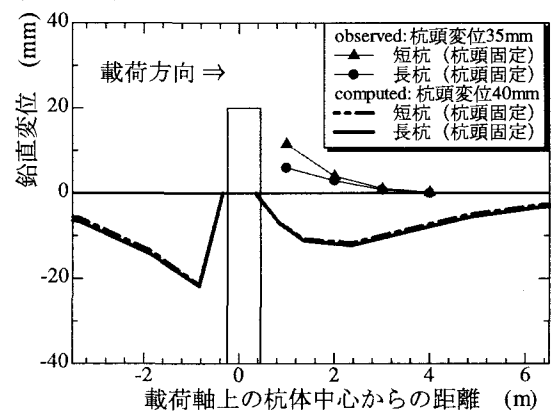


(b) 砂地盤

図-11 水平載荷重～杭頭水平変位関係

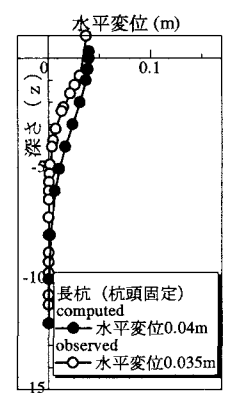
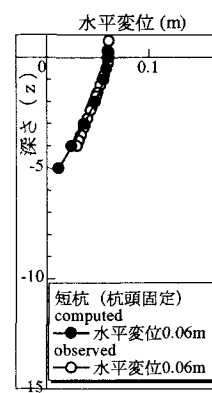
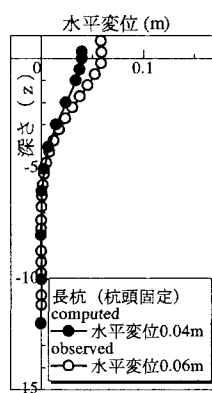
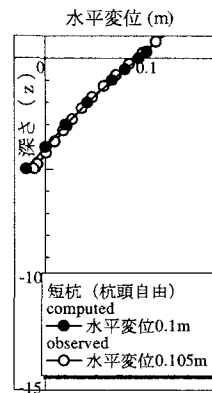
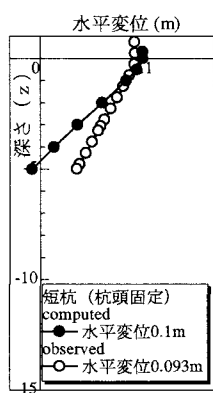


(a) 粘土地盤(杭頭変位 100mm 時)



(b) 砂地盤(杭頭変位 40mm 時)

図-12 杭体中心軸上の地表面沈下形状



(a) 短杭,杭頭固定,粘土

(b) 短杭,杭頭自由,粘土

(c) 長杭,杭頭固定,粘土

(d) 短杭,杭頭固定,砂

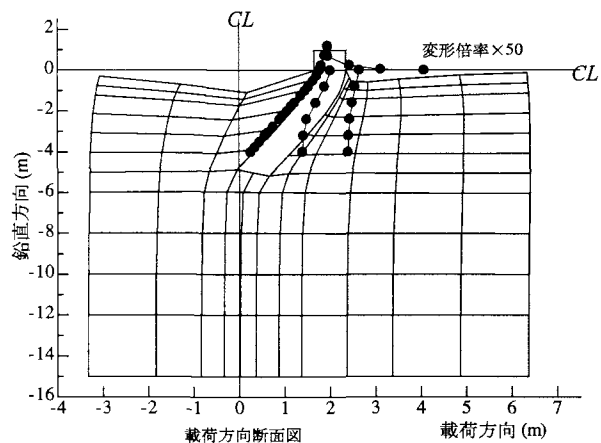
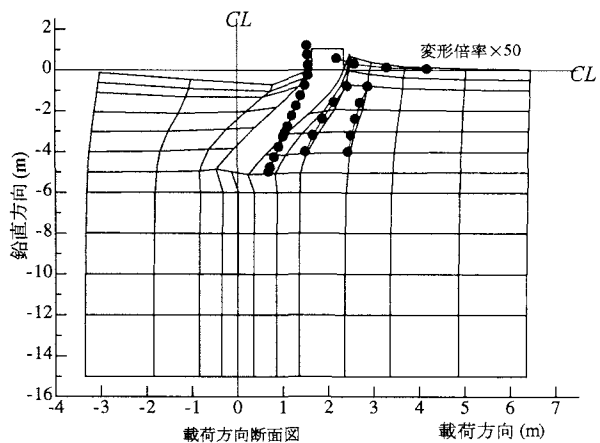
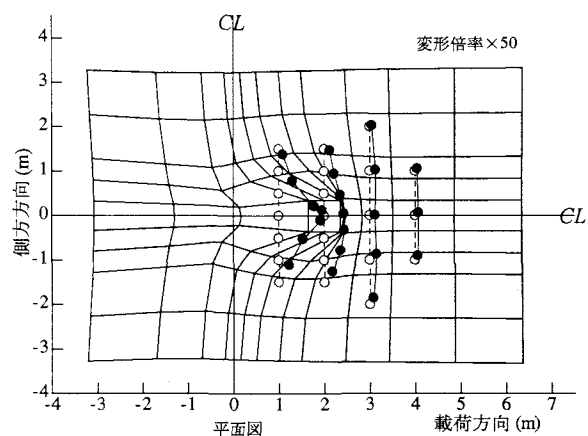
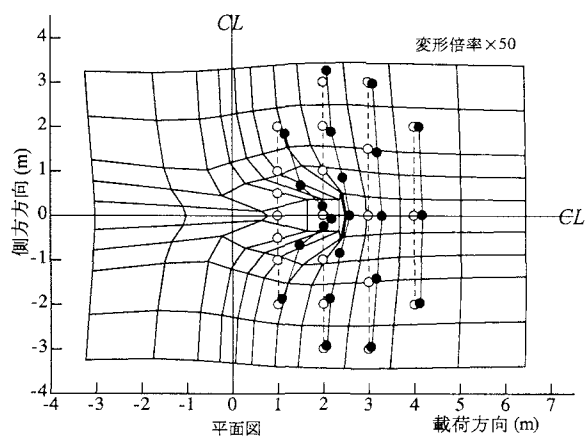
(e) 長杭,杭頭固定,砂

図-13 杭体の変形形状の実測結果と解析結果

いために、支持力はピークを示さず最終的な杭の支持力の極限值は得られてない。なお、杭体と地盤との間のすべりをジョイント要素^{6),7)}等によって表現することにより、更に妥当な解が得られると考えている。

図-12 に杭中心軸上の地表面沈下形状の実測結果と解析結果を示す。(a)図の粘土地盤では短杭で杭頭

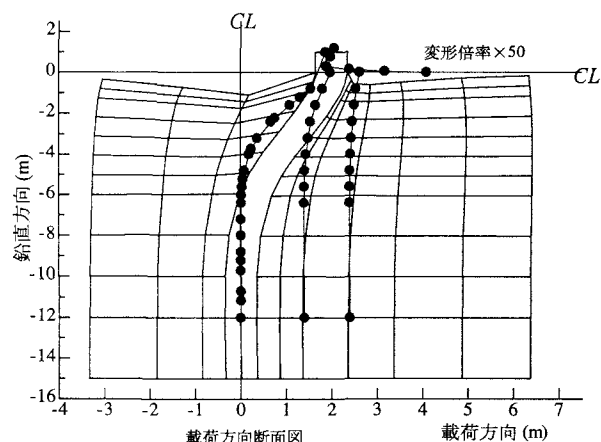
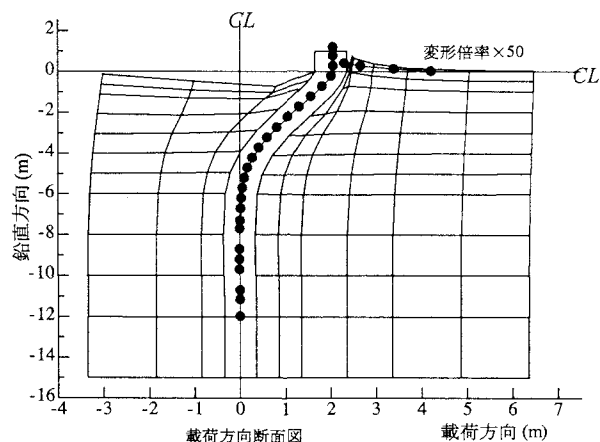
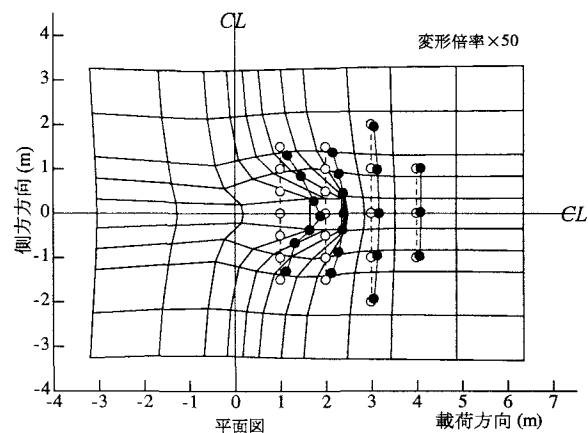
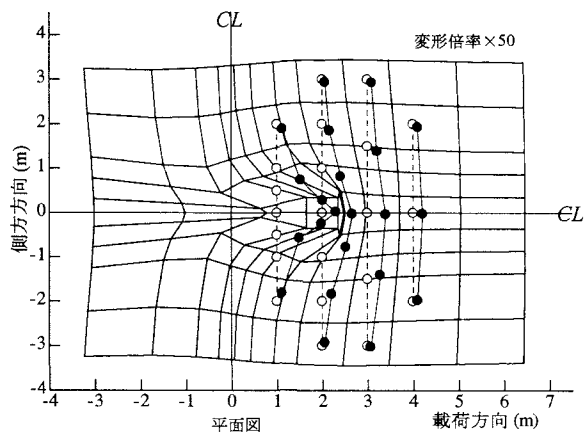
自由条件での隆起量が他のケースに比べ小さくなっている点を含め解析結果と実験結果により対応がある。ここに、粘土地盤では地盤の透水係数が小さいため、ここでの載荷速度ではむしろ非排水状態に近いので杭前方は必然的に隆起することになる。一方、(b)図の砂地盤では解析では杭前方地盤は沈下しているのに対し、実験値は粘土地盤同様わずかなが



(a) 粘土地盤

(b) 砂地盤

図-14 地盤の変形図 (短杭, 杭頭固定, 杭頭水平変位 40mm 時)



(a) 粘土地盤

(b) 砂地盤

図-15 地盤の変形図 (長杭, 杭頭固定, 杭頭水平変位 40mm 時)

ら隆起する。実際の砂地盤では表層にシルト層があるが、解析では簡略化のためシルト層と砂層が同じ物性を持つと見なした計算を行ったため、このような結果となったといえる。すなわち、砂地盤は地盤が排水条件にあるとして解析を行っているが、実地盤では粘土地盤の場合と同様にシルト層があるため完全排水に近い条件下で荷重がなされなかったといえる。それがこのような差になった理由と考えている。表層のシルト層を考慮した解析を行えば粘土地盤同様に、地表面の隆起が起きるといえる。ここで、実際の砂地盤で表層にシルト層がない場合やシルト層があっても時間が経過したときは杭前面でも地表面沈下がおこる可能性がある。

図-13 に杭体の変形形状の実測結果と解析結果の比較を示す。(a)図は粘土地盤、短杭、杭頭回転固定条件、(b)図は粘土地盤、短杭、杭頭回転自由条件、

(c)図は粘土地盤、長杭、杭頭回転固定条件、(d)図は砂地盤、短杭、杭頭回転固定条件、(e)図は砂地盤、長杭、杭頭回転固定条件での比較である。データの関係上、(a),(b)図では水平変位 10cm での比較を、(c),(d),(e)図では水平変位 4~6cm 付近での比較を行った。(a),(b),(d)図より短杭では杭体が倒れるように変位しているが、(c),(e)図より長杭では杭全体が大きくたわんでいることがわかる。このような実測値の傾向を解析値はよく表現している。また粘土地盤・砂地盤で杭体の変形形状の違いはほとんどみられない。

次は杭の変形によって周辺地盤にどのような影響を与えるかについて検討する。図-14(短杭)および図-15(長杭)に地盤の変形形状図を示す。この図はどちらの地盤も杭頭固定条件で杭頭変位を 4cm 与えたときのものである。変形後の実測結果は●プロットで(地表面変位形状の○プロットは変形前の初期の実

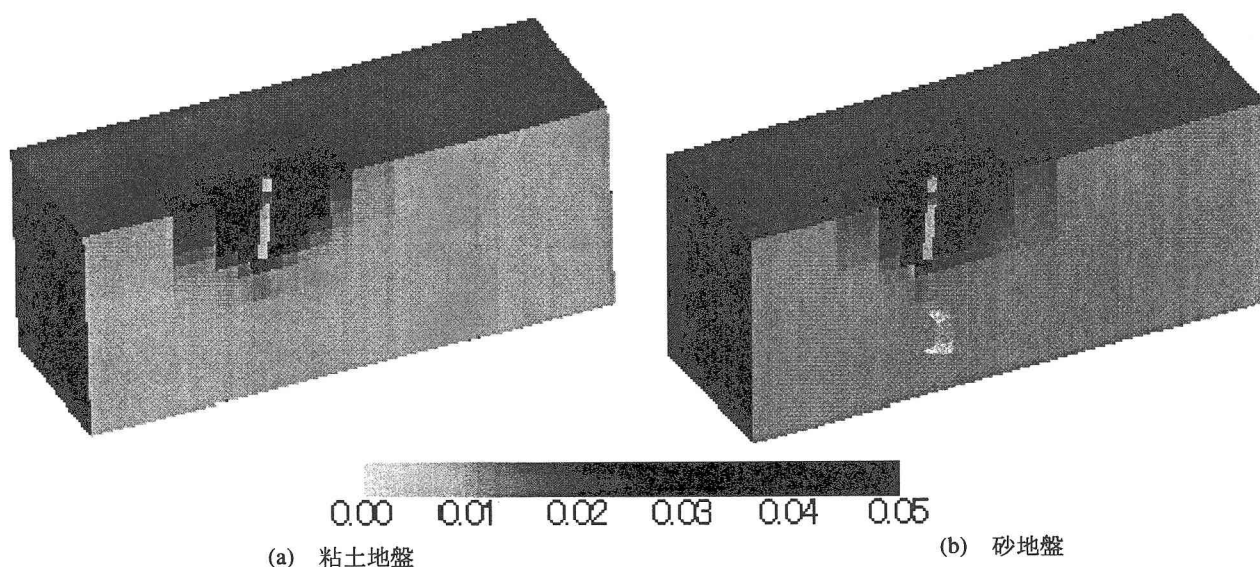


図-16 地盤の偏差ひずみ分布 (短杭,杭頭固定,杭頭水平変位 400mm 時)

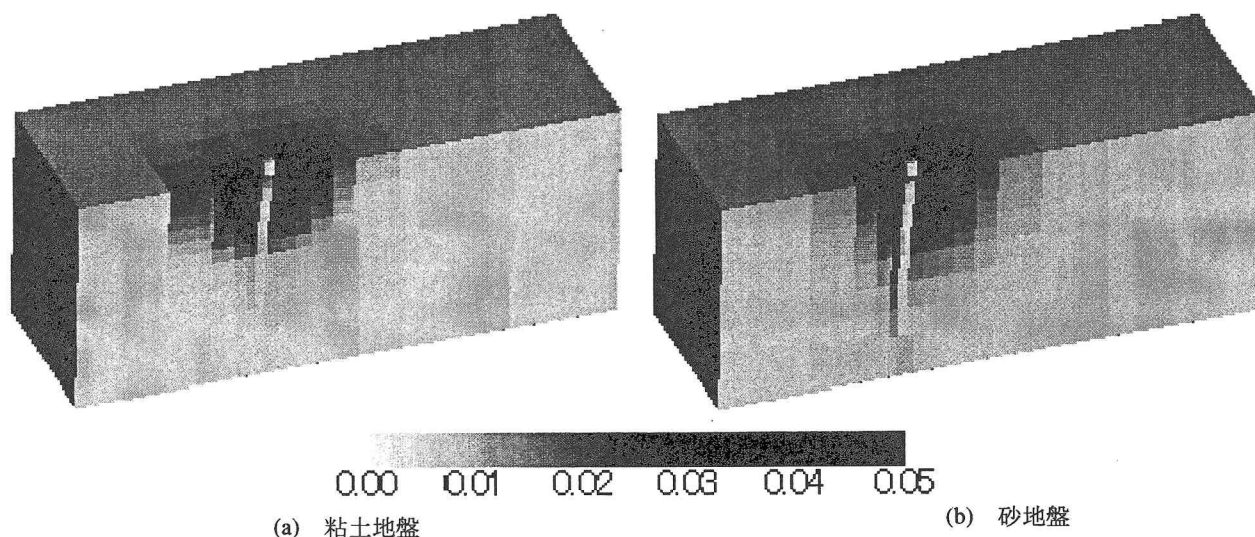


図-17 地盤の偏差ひずみ分布 (長杭,杭頭固定,杭頭水平変位 400mm 時)

測値を示す)、変形後の解析結果はメッシュで示し、地盤の変形の特徴が分かりやすいように変位をそれぞれ 50 倍に拡大し図示している。ただし、粘土地盤の長杭では地盤変形の深度分布の実測データがないため実測値は杭体変形のみを示す。これらの図から、杭頭の変位によって杭前面の地盤が押出されている様子が良く分かる。(a)図と(b)図の比較から地表面での地盤の変位を見ると砂地盤より粘土地盤のほうが広範囲にわたって地盤が変形しており、同じ杭頭変位を与えたとしても周辺地盤への影響は粘土地盤の方が大きいと言える。また、深さ方向の変形の分布を比較しても、同じ地盤深さでも粘土地盤のほうが変形が大きいことが分かる。

図-16、図-17 は杭頭固定条件で杭頭に 40cm の変位を与えた場合の偏差ひずみ分布の解析結果である。(a)図に粘土地盤、(b)図に砂地盤での解析結果を示す。粘土地盤と砂地盤の比較より、杭体前面地盤では砂地盤のほうが影響範囲は若干小さいことがわかる。しかし、杭体背面地盤ではその違いがさらに顕著になる。砂地盤では杭近傍の狭い範囲で変形が集中し、地盤の深いところまで変形が生じている。一方、粘土地盤では砂地盤ほど深くまで影響範囲は及んでいないが地表面での影響範囲は広く、全体の影響範囲は大きいことがわかる。したがって、図-11 で示したように同じ条件下では粘土地盤の支持力が大きくなるが、これは粘土地盤の方が杭周辺地盤への影響範囲が大きいことから理解できる。杭の変形形状は地盤材料にあまり影響を受けないが、杭の支持力や周辺地盤の変形は地盤材料によって大きく異なる可言え、このような地盤材料の特性の違いによる杭の支持力や地盤の変形の影響が異なることを有限要素解析により妥当に表現できることが理解される。

5. まとめ

水平荷重を受ける杭の支持力問題において、杭長・杭頭の拘束条件・地盤材料の違いが支持力、周辺地盤の変形および杭の変形に与える影響を実験・解析の両面から検討した。その結果、支持力の増大には杭長を長くするよりも杭頭回転固定の方が効果的である事が分かった。また、周辺地盤への影響は粘土地盤の方が大きく、地表面変位は広範囲に及ぶことが分かった。これが結果的に粘土地盤での水平支持力が砂地盤のそれよりも大きくなる原因と考えられる。地盤および杭の材料特性を適切に評価した解析結果は実測結果とよく対応しており、実際地盤の状態を適切に評価することで精度の良い変形予測ができることを示した。経済的・合理的な杭設計を行

うには、多くの条件に於ける杭・地盤間の相互作用を考慮した実挙動を把握することが重要である。そのためには、数量的にも制約のある原位置実験に替わり、的確に実際状態を評価し精度の高い数値解析を行うことが極めて有効である。

謝辞

この研究を行うにあたり、岐阜大学の張鋒先生には杭体の構成モデルのプログラム化や解析について貴重なアドバイスをいただきました。また、研究室の学生であった城戸拓(現ハザマ)、清田隆(現東京大学大学院)の両氏にはデータ整理等で大変お世話になりました。ここに心から感謝いたします。

付録

1. subloading t_{ij} model

解析に用いる構成モデル(subloading t_{ij} model)^{4),5)}は少ないパラメータで以下に述べる土の特徴的な性質を表現することができる。

- ①土の変形・強度特性に及ぼす中間主応力の影響
- ②塑性ひずみ増分方向の応力経路依存性
- ③土の変形・強度特性に及ぼす密度や拘束応力の影響

この構成モデルの特徴を簡単に説明する。まず、ひずみ増分は弾性成分と塑性成分の和で表し、弾性ひずみ増分は Hooke's law を用い、塑性ひずみ増分は式(A1)に示すように修正応力 t_{ij} ⁸⁾の空間で関連流動則に従う成分 $d\epsilon_{ij}^{p(AF)}$ と等方的な圧縮成分 $d\epsilon_{ij}^{p(IC)}$ との和で与える。

$$d\epsilon_{ij} = d\epsilon_{ij}^e + d\epsilon_{ij}^p = d\epsilon_{ij}^e + d\epsilon_{ij}^{p(AF)} + d\epsilon_{ij}^{p(IC)} \quad (A1)$$

これら 2 つの塑性ひずみ増分の成分は式(A3)と(A4)のように表される。

$$d\epsilon_{ij}^e = \frac{1+\nu_e}{E_e} \sigma_{ij} - \frac{\nu_e}{E_e} \sigma_{kk} \delta_{ij} \quad (A2)$$

$$d\epsilon_{ij}^{p(AF)} = \Lambda^{(AF)} \frac{\partial f}{\partial t_{ij}} \quad (A3)$$

$$d\epsilon_{ij}^{p(IC)} = \Lambda^{(IC)} \frac{\delta_{ij}}{3} \quad (A4)$$

ここに、 f は降伏関数であり、 $\Lambda^{(AF)}$ 、 $\Lambda^{(IC)}$ はそれぞれ比例係数、 δ_{ij} は Kronecker's delta である。

式(A3)のように降伏関数 f を修正応力 t_{ij} によって定義し、通常の応力 σ_{ij} 空間の代わりに t_{ij} の空間で関連流動則を考えることによって、特徴的な性質①の中間主応力の影響を考慮している。修正応力 t_{ij} ⁷⁾は次

式で定義される。

$$t_{ij} = a_{ik} \sigma_{kj} \quad (A4)$$

$$a_{ik} = \sqrt{I_3/I_2} \sigma_{ik}^{-1/2} \quad (A5)$$

ここで、 I_2, I_3 は応力の 2 次, 3 次の不変量であり、 a_{ik} は空間活動面(SMP)の法線方向余弦を主値とする対称テンソルである。

1つの降伏関数を用いているが式(A3), (A4)のように塑性ひずみ増分を 2 つの成分に分けることにより、このモデルは特徴的な性質②の塑性ひずみ増分方向の応力経路依存性を表現している。

特徴的な性質③の密度や拘束応力の影響を考慮するため、橋口の下負荷面の概念⁹⁾を参考に密度を表す指標 ρ を用いて定式化している。したがって、この構成モデルの比例係数 $\Lambda^{(AF)}$, $\Lambda^{(IC)}$ は正規圧密状態における比例係数の分母に $G(\rho)$ の項を加えた形で次式のように表される。

$$\Lambda^{(AF)} = \frac{\frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij} - \frac{1}{t_{N1}} \langle dt_N \rangle}{\frac{1+e_0}{\lambda-\kappa} \left(\frac{\partial f}{\partial t_{kk}} + \frac{G^{(AF)}(\rho)}{t_N} \right)} \quad (A6)$$

$$\Lambda^{(IC)} = \frac{\langle dt_N \rangle}{\frac{1+e_0}{\lambda-\kappa} \left(1 + \frac{G^{(IC)}(\rho)}{a_{kk}} \right)} \cdot \frac{1}{t_{N1}}$$

ここに $\langle \rangle$ はMacaulay bracketである。図-A1に示す実線は降伏曲面を表し、降伏曲面上の点Pにおける現在の間隙比(A点)と同じ応力状態で正規圧密状態での間隙比(B点)との差を ρ とする。式(A6)のように比例係数 $\Lambda^{(AF)}$ を定義すると、 ρ はせん断とともに単調減少し最終的には0になるため、 $G(\rho)$ は ρ の単調増加

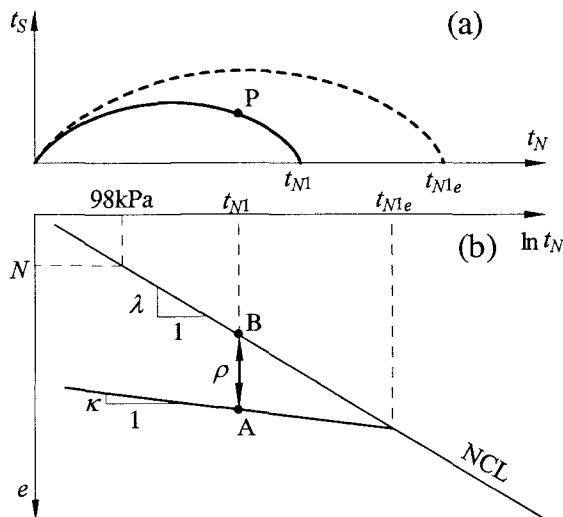


図-A1 ρ の説明図

関数であり、 $\rho=0$ のとき $G(\rho)=0$ とならなければならない。この条件を満足するために $G(\rho)$ を以下のように与える。

$$G^{(AF)}(\rho) = a_{AF} \cdot \rho^2, \quad G^{(IC)}(\rho) = a_{IC} \cdot \rho^2 \quad (A7)$$

また、図-A1 から ρ は t_{N1} と t_{N1e} の比を用いて以下の式で与えられる。

$$\rho = (\lambda - \kappa) \ln(t_{N1e}/t_{N1}) \quad (A8)$$

ここに、 t_{N1e} は塑性体積ひずみ ε_v^p と関連付けて

$$\varepsilon_v^p = \frac{\lambda - \kappa}{1 + e_0} \ln \left(\frac{t_{N1e}}{t_{N1}} \right) \quad (A9)$$

となる。

降伏関数 f は t_{ij} に基づく平均応力 t_N および応力比 $X \equiv t_S/t_N$ を用いて式(A10)で表される。

$$f = \ln t_N + \frac{1}{\beta} \left(\frac{X}{M^*} \right)^\beta - \ln t_{N1} = 0 \quad (A10)$$

また、負荷基準は、

$$\Lambda = \frac{\frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij}}{\frac{1+e_0}{\lambda-\kappa} \left(\frac{\partial f}{\partial t_{kk}} + \frac{G^{(AF)}(\rho)}{t_N} \right)} = \frac{df}{h^p} \quad (A11)$$

が正の時に塑性ひずみが発生するとし、これによって図-A2に示すそれぞれの領域で発生するひずみ増分は以下になる。

I：弾性領域($\Lambda = df/h^p < 0$)

$$d\varepsilon_{ij} = d\varepsilon_{ij}^e \quad (A12)$$

II：弾塑性領域($\Lambda = df/h^p \geq 0$, $h^p > 0$, $dt_N > 0$)

$$d\varepsilon_{ij} = d\varepsilon_{ij}^e + d\varepsilon_{ij}^{p(AF)} + d\varepsilon_{ij}^{p(IC)} \quad (A13)$$

III：弾塑性領域($\Lambda = df/h^p \geq 0$, $h^p > 0$, $dt_N \leq 0$)

$$d\varepsilon_{ij} = d\varepsilon_{ij}^e + d\varepsilon_{ij}^{p(AF)} \quad (A14)$$

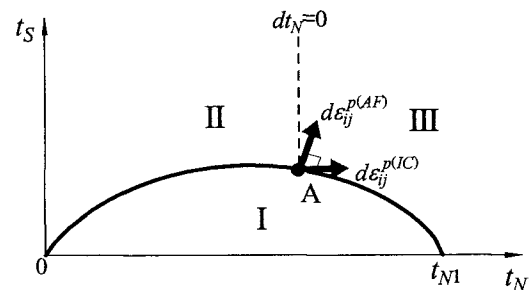


図-A2 ひずみ増分の発生領域

また、ひずみ軟化($\Delta = df/H^p \leq 0$, $H^p < 0$)の場合は

$$d\epsilon_{ij} = d\epsilon_{ij}^e + d\epsilon_{ij}^{p(AF)} : (\langle dt_N \rangle = 0) \quad (A15)$$

としてひずみ増分を算出する。

2. トリリニアハイブリッドモデル³⁾

杭頭荷重が大きくなるとともに杭体に生じる曲げモーメントが大きくなると、コンクリートにひび割れが生じ、さらには鉄筋の降伏、最終的には杭体の破壊が起こると考えられる。このような現象を表現するためにトリリニアモデルを用いる。トリリニアモデルはコンクリート杭の状態をひび割れ発生前、ひび割れ発生後で鉄筋降伏前、鉄筋降伏後の3に分けそれぞれの状態での弾性係数を変えて杭の挙動を表現している。ひび割れ発生、鉄筋降伏での曲げモーメントおよび、各状態での弾性係数は実際の杭の諸元から求めた曲率 ϕ ～曲げモーメント関係から求める(図-A3,表-A1 参照)。通常、ソリッド要素だけで杭体を表現すると曲げモーメント分布が計算できない。一方、たわみ～曲げモーメント関係を得るためにはビーム要素を用いるが、ビーム要素だけでは杭体の断面積による影響を考慮できない。そこで、ビーム要素をソリッド要素ではさんだハイブリッド要素を杭体として使い、剛性の変化や杭体の断面積の影響を考慮する。ハイブリッドモデルの剛性の低

下はビーム要素に生じる曲げモーメントの大きさで決定している。この曲げモーメントが大きくなるに伴い、ビーム要素およびソリッド要素の剛性を低下させることによって、ハイブリッド要素の剛性を変化させている。ここで、杭体の剛性とハイブリッド要素の剛性を合わせ、剛性の配分はビーム要素：ソリッド要素=9：1としている。

参考文献

- 1) 佐藤博, 大矢孝, 松島学: 杭頭回転固定条件による実物大単杭の大変形水平載荷実験, 土木学会論文集, 第714号, pp.95-109, 2002.
- 2) 佐藤博, 大矢孝, 松島学: 実物大短杭の水平載荷実験における杭と砂質土地盤および粘性土地盤の挙動, 土木学会論文集, 第715号, pp.357-367, 2002.
- 3) Feng Zhang et al.: Mechanical Behavior of Pile Foundations Subjected to Cyclic Lateral Loading up to The Ultimate State., Soils and Foundations, Vol.40, No.5, pp.1-17, 2000.
- 4) Nakai, T. and Hinokio, M.: An isotropic hardening model for normally and over consolidated soils with t_{ij} -concept and subloading surface concept, Proc. of IWS-Calgary, pp.3-16, 2002.
- 5) Nakai, T. and Hinokio, M.: A simple elastoplastic model for normally and over consolidated soils with unified material parameters., Soils and Foundations, Vol.44, No.2, pp.53-70, 2004.
- 6) Goodman, K. J., Wilson, E. L. and Brekke, T. L.: A model for the Mechanics of Jointed Rock, Proc. ASCE, Vol.94, No.SM3, pp.637-659, 1968.
- 7) Nakai, T.: Finite element computations for active and passive earth pressure problems of retaining wall, Soils and Foundations, Vol.25, No.3, pp.98-112, 1985.
- 8) Nakai, T. and Mihara, Y.: A new mechanical quantity for soils and its application to elastoplastic constitutive models., Soils and Foundations, Vol. 24, No.2, pp.82-94, 1984.
- 9) Hashiguchi K.: Constitutive equation of elastoplastic materials with elasto-plastic transition, J. Appl. Mech., ASME, Vol. 102, No. 2, pp.266-272, 1980.

(2004年4月16日)

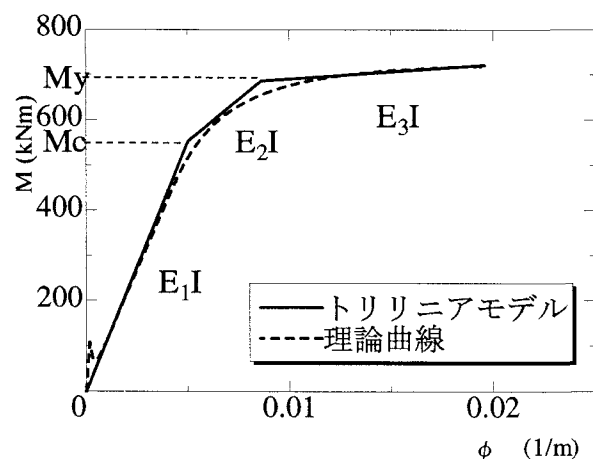


図-A3 杭体の曲げモーメント～曲率関係

表-A1 杭体の材料パラメータ

E_1	$5.6 \times 10^7 \text{ kN/m}^2$
E_2	$1.8 \times 10^7 \text{ kN/m}^2$
E_3	$0.16 \times 10^7 \text{ kN/m}^2$
Mc	$552 \text{ kN} \cdot \text{m}$
My	$686 \text{ kN} \cdot \text{m}$
ν	0.33