

# 傾斜荷重を受ける柱状基礎の 水平方向塑性地盤反力

坂田隆博<sup>1</sup>・前田良刀<sup>2</sup>・落合英俊<sup>3</sup>・安福規之<sup>4</sup>・横田康行<sup>5</sup>

<sup>1</sup>正会員 (株)建設技術研究所 福岡支社技術第2部 (〒810-0041 福岡市中央区大名2-4-12)

<sup>2</sup>正会員 工博 九州共立大学教授 工学部土木工学科 (〒807-8585 北九州市八幡西区自由ヶ丘1-8)

<sup>3</sup>正会員 工博 九州大学教授 工学部建設都市工学科 (〒812-0053 福岡市東区箱崎6-10-1)

<sup>4</sup>正会員 工博 九州大学助教授 工学部建設都市工学科 (〒812-0053 福岡市東区箱崎6-10-1)

<sup>5</sup>正会員 工修 (株)建設技術研究所 福岡支社技術第2部 (〒810-0041 福岡市中央区大名2-4-12)

橋梁構造物のように、慣性力や土圧を受ける基礎には、鉛直荷重と水平荷重が同時に作用するため、荷重傾斜の影響を考慮した支持力評価が必要になる。現在、柱状基礎の安定問題は鉛直抵抗と水平抵抗が独立に扱われている。

本研究では、筆者らが行った傾斜荷重下における模型杭の支持力特性に関する一連の実験や、アルミ棒積層体地盤を用いた杭の模型実験およびFEM解析から想定される杭の支持力特性と地盤の破壊メカニズムを用いて、柱状基礎水平支持力算定の基本となる水平方向塑性地盤反力の評価式を速度場法により導いた。また、その提案式の有用性をいくつかの実験結果と試算事例について示した。

*Key Words: foundation, bearing capacity, inclined load, horizontal plastic ground reaction, velocity field method*

## 1. 序論

近年の阪神淡路大震災の経験により、極めて稀にしか生じない大地震動などに対しても構造物の壊滅的な崩壊を防止することの重要性が認識されてきた。このため、構造物基礎の設計においても従来の基礎体および地盤を弾性体と仮定した簡易的な震度法<sup>1)</sup>レベルから基礎体および地盤の挙動を塑性領域まで評価する保有水平耐力照査法<sup>2)</sup>、あるいは、限界状態設計法<sup>3)</sup>が導入されることとなった。

橋梁構造物のように、慣性力の作用位置が地上部の高い位置にある場合は基礎に作用する荷重規模によって、鉛直荷重、水平荷重およびモーメントの種々の幅広い領域での組み合わせが考えられるが、その結果基礎に作用する荷重傾斜も大きく変化するため、支持力評価に荷重の組合せの影響を考慮した合理的な安定計算法が望まれる。

柱状基礎<sup>4)</sup>とは一般に、ケーソン、地中連続壁および鋼管矢板基礎などのように、その安定計算法が一本の深い柱状の基礎を基本とした比較的剛性の高い基礎の

総称してとり扱われているが、本文では、水平方向塑性地盤反力評価の考え方が同じである杭も柱状基礎として扱う。

現在、このような柱状基礎においては基礎の安定問題において、鉛直抵抗と水平抵抗の考え方がそれぞれ独立に扱われている。すなわち、柱状基礎の支持力理論における鉛直支持力および水平支持力は鉛直荷重および水平荷重のみがそれぞれ単独に作用した場合を前提に評価されているのがほとんどである。このような考え方は、震度法レベルでの荷重の比較的小さい領域では簡便かつ合理的なものであるといえるが、終局限界状態で想定する荷重傾斜の大きい領域でも同様の支持力特性が発揮されるかどうかはほとんど判っていない。

傾斜荷重下の柱状基礎の支持力問題を扱っている研究はあまり多くなく、Meyerhof<sup>5)</sup>、Awad・Petrasolvits<sup>6)</sup>、国府田・榎田<sup>7)</sup>の研究がある程度である。このうち、Meyerhofらは、傾斜荷重下の合成支持力を楕円近似で評価しているが、これは、合成支持力が鉛直荷重のみ、および水平荷重のみの場合に得られる支持力を超えられないことを示している。国府田・榎田は、富永・山

肩<sup>9)</sup>の破壊メカニズムを利用して杭の水平支持力問題を検討している。

Awad・Petrasolovits, 国府田・榎田の結果からはMeyerhofらと異なり, 荷重の傾斜によっては杭の合成支持力が増加する可能性があることが読みとれる。

筆者らは, 平成6年度から傾斜荷重下における模型杭の支持力特性に関する一連の実験的研究を行って来ている<sup>9)~12),15)</sup>。その結果, 傾斜荷重を受ける柱状基礎の支持力特性として, 水平抵抗が支配的な水平破壊モード, 鉛直抵抗が支配的な鉛直破壊モード, および両方が同時に限界となる釣合い破壊モードが存在し, 合成支持力は鉛直および水平のみの単独荷重の場合に比較して増大し, 特に水平支持力の増大が顕著である結果を得ている。

ここで, つり合い破壊モードという用語は確立されたものではないが, 著者らは鉛直と水平が同時に限界に達するという意味でこの用語を用いている<sup>9)~12),15)</sup>。

なお, 載荷荷重は水平荷重のみであるが, 斜杭や傾斜地盤上における杭の水平抵抗に関する研究が松尾・高橋<sup>16),17)</sup>, 久保<sup>18)</sup>, 鈴木<sup>19)</sup>らにより行われている。この結果, 斜杭では杭の傾斜方向に, 傾斜地盤では山側方向に水平荷重が載荷されるとき, 地盤反力係数 $k$ 値および水平支持力が増加することが示されている。これらに共通する地盤力学的な特徴として, 受働抵抗領域すなわち受働土圧が増大することが挙げられる。このことから, 斜杭や傾斜地盤での柱状基礎の支持力機構は傾斜荷重下の場合と類似のものが想定される。

本文では, 以上のような研究成果を反映できる傾斜荷重下の柱状基礎の水平支持力算定の基本となる水平方向塑性地盤反力の評価式を提案する。評価式は, 砂地盤およびアルミ棒積層地盤を用いた杭の模型実験と, 地盤を弾塑性体と仮定するFEM解析から想定される杭の支持力特性と地盤の破壊メカニズムを用いて極限解析法の一つである速度場法により導く。そして, 模型実験結果との対応および杭の水平支持力に与える地盤定数などの影響を考察する。

なお, 傾斜荷重下においては鉛直支持力成分も若干増加するが, 本文では水平破壊モードに対する検討を主体に扱っている。

## 2. 傾斜荷重を受ける柱状体基礎の水平支持力の基本的特性

### (1) 傾斜荷重下における杭の支持力包絡線とその特徴<sup>9)~12),15)</sup>

図-1は, 著者らによるこれまでの模型実験<sup>9)~12),15)</sup>をもとに傾斜荷重下の $P_V$ - $P_H$ 平面における支持力包絡線の

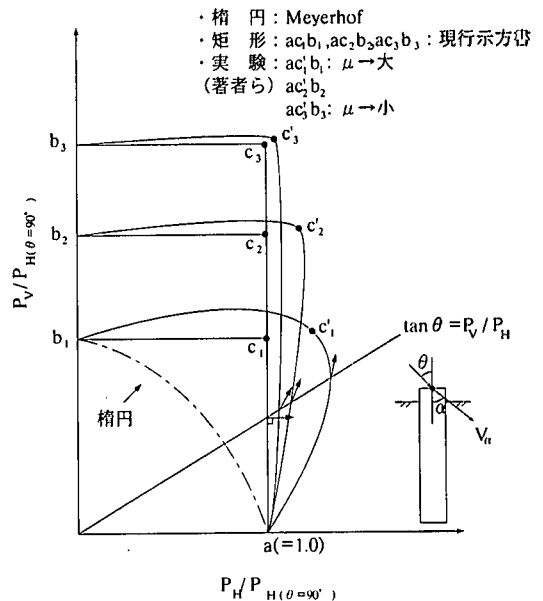


図-1 傾斜荷重下の杭の支持力包絡線の模式図

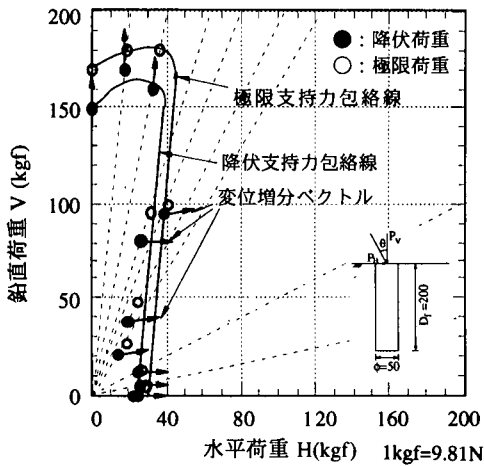
形状とその特徴を説明するための模式図である。図中, 横軸はある荷重傾斜角 $\theta$ における極限水平支持力 $P_H$ を水平荷重のみ( $\theta = 90^\circ$ )の極限支持力( $P_{H(\theta=90^\circ)}$ )で除して無次元化したものを, 縦軸はある荷重傾斜角 $\theta$ における極限鉛直支持力を $P_{H(\theta=90^\circ)}$ で除して無次元化したものとしている。

なお, 縦軸上の $b_1, b_2, b_3$ 点であるが, 縦軸の定義より, 鉛直荷重のみ( $\theta = 0^\circ$ )の極限荷重( $P_{V(\theta=0^\circ)}$ )と水平荷重のみ( $\theta = 90^\circ$ )の極限荷重( $P_{H(\theta=90^\circ)}$ )の比となる。ここで, これを極限支持力 $\mu$ と定義すると,  $\mu$ は次式のように表される。

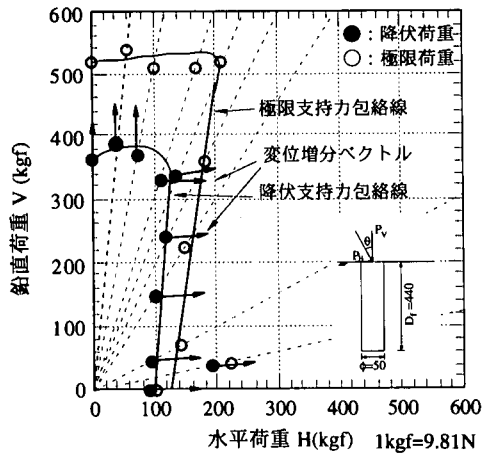
$$\mu = \frac{P_{V(\theta=0^\circ)}}{P_{H(\theta=90^\circ)}} \quad (1)$$

図で,  $c_1 \sim c_3, c'_1 \sim c'_3$ 点が合成支持力が最大となりつり合い破壊モードでの支持力を示す点である。これらの点より荷重傾斜角 $\theta$ が小さい場合が鉛直破壊モードであり, 大きい場合が水平破壊モードとなる。この図より, 従来の設計法のように水平支持力と鉛直支持力を独立に考える場合, 合成支持力は $a, c_1, b_1$ などで形成されるく形の範囲を越えられないことがわかる。また, Meyerhofらのだ円近似式はこのく形の範囲内に存在する。一方, 著者らによる実験によると,  $a, b$ 点と $c'_1 \sim c'_3$ 点を囲む右肩上がりの支持力包絡線が得られている。

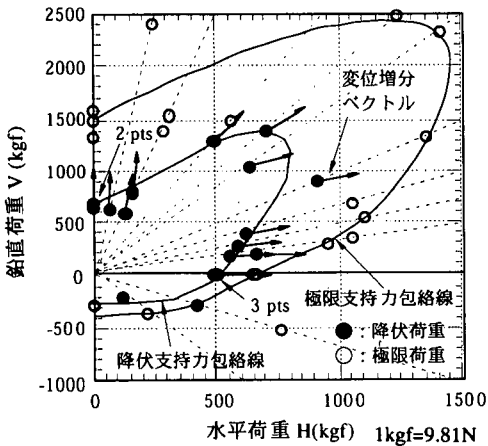
図-2(a)~(c)は, 実験結果を示したものである。図中の点線は荷重傾斜角( $\tan \theta = P_V / P_H$ )であり, また降伏荷重付近での杭頭での変位増分ベクトルも併せて示している。なお, 図中の変位増分ベクトルは方向のみを示したものであり, 大きさについては表していないことを注意されたい。また, 降伏荷重は一般の $\log p \sim \log s$



(a) アクリル杭 ( $D_f=200, \phi=50, \mu=7$ )



(b) アクリル杭 ( $D_f=440, \phi=50, \mu=5$ )



(c) アルミ杭 ( $D_f=600, \phi=100, \mu=3$ )

図-2 傾斜荷重を受ける杭の支持力包絡線

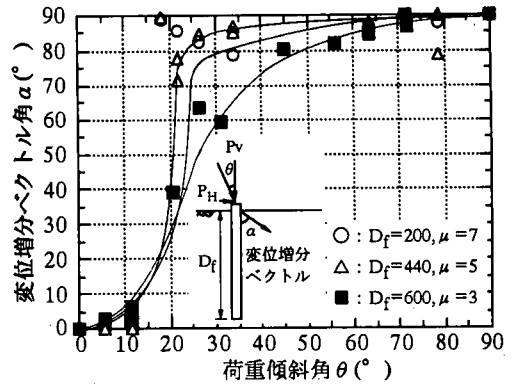


図-3 傾斜荷重角  $\theta$  と変位増分ベクトル角  $\alpha$  の関係

法から求め、極限荷重は鉛直、水平共にそれぞれ杭径の50%の変位量を生じるときの荷重としている。同図から、すべてのケースで支持力包絡線は右肩に膨らみのある傾向が見られ、合成支持力が大きくなり、Meyerhofらの楕円近似式と異なっている。また、極限支持力比  $\mu$  に着目してみると、図-2(a)では、 $\mu=7$ 、(b)では、 $\mu=5$ 、(c)では  $\mu=3$  となっており、極限支持力比  $\mu$  が小さいほど支持力包絡線のふくらみは大きく、逆に大きいほどく形に近づくことが分かる。

なお、図-2(c)で極限荷重の値に一部ばらつきがみられる。この原因は定かではないが、模型地盤作成時に、杭をあらかじめセットした後、空中落下方式で地盤を作成しているため、杭先端部での地盤の均一性にばらつきがあることが考えられる。

図-3は、図-2で示した降伏荷重付近での変位増分ベクトル角  $\alpha$  と荷重傾斜角  $\theta$  との関係を示したものである。これから、極限支持力比  $\mu$  の大きい場合には降伏荷重付近で変位増分ベクトルは水平方向 ( $90^\circ$ ) を向きほとんど水平方向のみの変位が卓越するが、 $\mu$  が小さい場合には変位増分ベクトルは傾斜方向となり水平変位とともに鉛直沈下も大きいことがわかる。なお、厳密には杭頭に作用するモーメントの影響もあるが、実験上の制約のため、本論文ではその影響を傾斜荷重として考慮している。

図-2より、極限支持力比  $\mu$  が大きい場合、支持力包絡線はく形に近い形状になるのに対し、小さくなると右肩のふくらみが大きくなる傾向がみられる。また、図-2の変位増分ベクトルおよび図-3をみると、 $\mu$  が大きい場合、変位増分ベクトル角  $\alpha$  は鉛直破壊モードでは鉛直方向に、水平破壊モードでは水平方向に向いており、急激に変化しているのに対し、 $\mu$  が小さい場合には、鉛直破壊モードから水平破壊モードに  $\alpha$  はなめらかに変化している。これは、極限支持力比  $\mu$  が大きい場合、水平破壊モードにおいて水平破壊が生じるときに鉛直支

持力にはまだ余裕があるため、鉛直沈下をほとんど生じていないものと考えられるのに対し、 $\mu$ が小さい場合には水平破壊モードにおいて水平破壊を生じるときに鉛直沈下が比較的生じ、その結果合成支持力の増分が顕著になっているものと考えられる。

これより、支持力包絡線の形状は極限支持力比 $\mu$ に影響され、その原因は水平破壊モード時の鉛直沈下の大小にあると考えられる。

## (2) 荷重経路が支持力特性に及ぼす影響<sup>13),14)</sup>

基本的な支持力特性を把握するために、直径1.6mmと3mmのアルミ棒を混合した模型地盤に、模型杭として幅2cmのアルミ角材を用い根入れを20cm、突出しを5cmとした杭の実験を行った。ここでは、荷重経路が支持力に与える影響に着目している。極限荷重の判定は2.1での実験と同じである。

経路A: 鉛直荷重を一定に保持したまま、水平荷重を載荷するタイプ

経路B: 水平荷重を一定に保持したまま、鉛直荷重を載荷するタイプ

経路C: 鉛直荷重と水平荷重の比を一定に保持しながら載荷するタイプ

図-4は、荷重傾斜角と、鉛直荷重のみ、および水平荷重のみのときの極限水平支持力 $P_{H(\theta=90^\circ)}$ と鉛直支持力 $P_{V(\theta=0^\circ)}$ で正規化した水平および鉛直支持力の関係を示したものである。

同図から、極限状態に達したときの鉛直支持力および水平支持力は同じであり、支持力は荷重経路に依存しないことがわかる。これは、2.1で述べたの模型杭実験結果の場合も同様である。

極限荷重は、特に水平荷重において荷重傾斜の影響が大きく、水平荷重のみの場合に対し傾斜角 $20^\circ$ 付近で約1.4倍の水平支持力となっている。すなわち、水平荷重を単独で載荷するより、ある程度の鉛直荷重と組合せて水平荷重が載荷された場合の方が支持力が大きくなることを示しており、これも2.1の模型実験の結果と一致する。

## (3) 支点沈下と周面摩擦力が支持力特性に及ぼす影響

既に述べたように、模型実験によれば傾斜荷重を受ける杭は鉛直及び水平のみの単独荷重に比べてその支持力が増大する。ここでは、二次元弾塑性FEMにより支持力特性を検討する。

従来の慣用的な受働土圧論は基本的に下端の支点が回転を許す場合の力の釣合いを求めるものであり、その仮定上、鉛直沈下は許さないとしている。ところが、傾斜荷重を受ける杭は当然鉛直沈下に対する制限は無

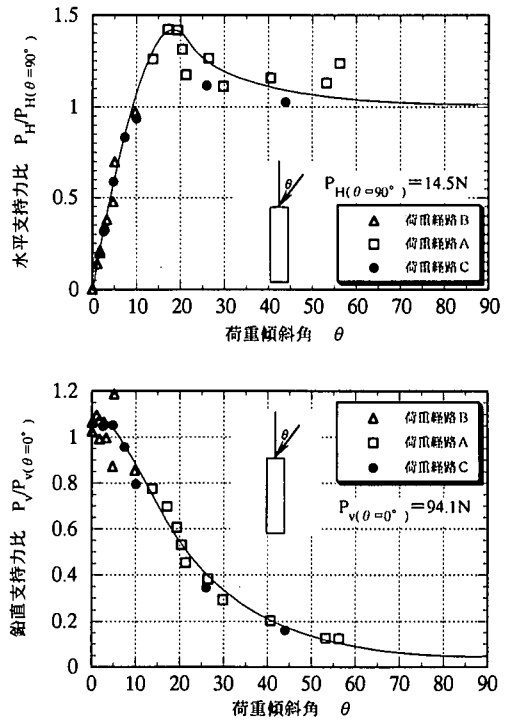


図-4 水平および鉛直支持力と荷重傾斜角の関係

い。ここでは、この支点条件が支持力に影響すると考え、鉛直沈下の有無による支持力特性への影響を把握する。なお、杭と地盤の間の周面摩擦力の影響も見ると、杭周面に摩擦がある場合とない場合の2ケースについても解析を行う。なお、ここで行うFEMは、傾斜荷重下の支持力特性の把握のために行っているものであり、前節で述べた実験結果を再現するものではない。また、杭の挙動は本来三次元効果を考慮すべきであるが、現行の設計基準はクーロン、ランキンなど二次元の土圧理論を基本とした上で三次元効果を付加しているため、ここでも二次元FEMで解析を行っている。

### a) 解析モデル

図-5に解析断面を示す。杭支持力の基本的特性の把握が主眼であることから、杭と地盤の材料特性について杭を剛体と仮定できるように十分な剛性を与え、また、地盤の応力-ひずみ関係は弾・完全塑性体を仮定し、破壊規準はMohr-Coulombの規準を適用した。表-1に解析に用いた材料定数を示す。

また、杭と地盤の間の摩擦を考慮するために、ジョイント要素( $c, \delta$ で規定)を考慮し、摩擦を考慮する場合には $c=0\text{ kN/m}^2$ ,  $\delta=40^\circ$ 、摩擦を考慮しない場合には $c=0\text{ kN/m}^2$ ,  $\delta=0^\circ$ として解析を行っている。

荷重の傾斜については、傾斜荷重による支持力増加を把握するために、摩擦あり、沈下なしのケースについてのみ、 $\theta=90^\circ$  (水平荷重)と $\theta=45^\circ$  の2通り解析を行

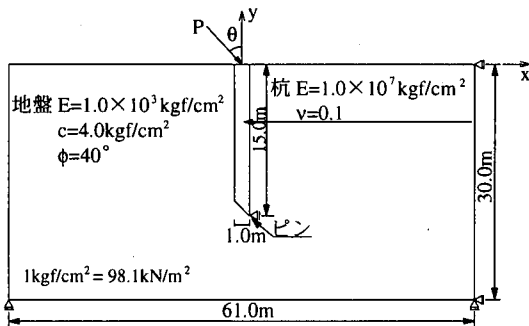


図-5 FEM解析断面

表-1 材料定数  $1\text{kgf/cm}^2=98.1\text{kN/m}^2$

	変形係数 $E(\text{kgf/cm}^2)$	ポアソン比 $\nu$	内部摩擦角 $\phi(^{\circ})$	粘着力 $c(\text{kgf/cm}^2)$
杭	$1.0 \times 10^7$	0.1	-	-
地盤	560	0.33	40	1.0

表-2 解析ケースおよび結果

解析 ケース	杭と地盤の 間の摩擦	杭の沈下	荷重傾斜角 $\theta(^{\circ})$	合成荷重 (kN)
ケース1	あり	あり	45	32.9
ケース2		なし		
ケース3		なし	90	19.6
ケース4	なし	あり	45	24.5
ケース5		なし		

い、その他は $\theta=45^{\circ}$ のみとした。また、現行設計法では支点沈下を許さない条件で支持力を求めているが、前述の実験結果からは支点沈下の有無により支持力が変化する結果が得られている。そこで、ここでは支点沈下を許すケースと許さないケースの2通り解析を行う。表-2に各解析ケースとその結果を示す。

b) 解析結果

図-6a～dは、それぞれケース1～5における最大主応力の値の大きさをコンター図に示したものである。図は、計算の収束上の問題で杭頭の水平変位が0.1D(D:杭径)時で整理してある。また、このときの合成荷重を表-2に示す。なお、図中のA-Aは、例として最大主応力が $2\text{kgf/cm}^2(196\text{kN/m}^2)$ のコンターを示している。以下に、①支点沈下の影響②周面摩擦の影響について考察する。

① 支点沈下の有無の影響

ケース1とケース2(周面摩擦がある条件下で、支点沈下を許す場合と許さない場合)を比較してみると、支点沈下を許すケース1のほうがやや大きな主応力コンターを形成している。この時の合成荷重はケース1が

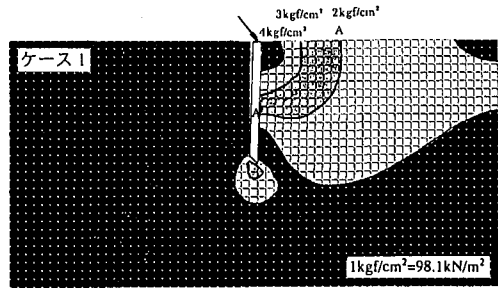


図-6a 最大主応力コンター図(ケース1)

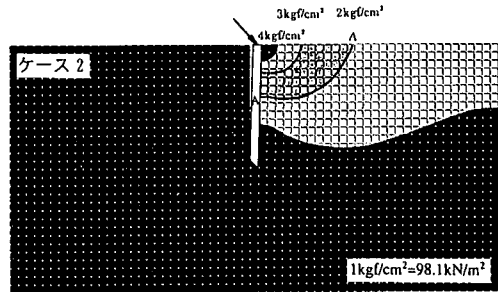


図-6b 最大主応力コンター図(ケース2)

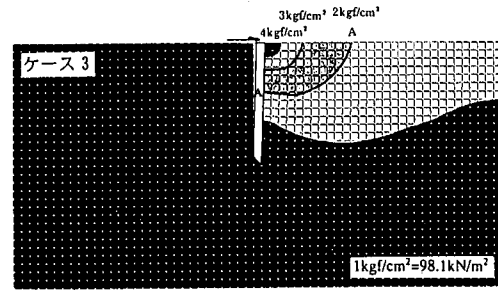


図-6c 最大主応力コンター図(ケース3)

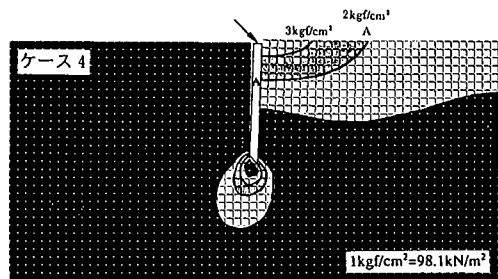


図-6d 最大主応力コンター図(ケース4)

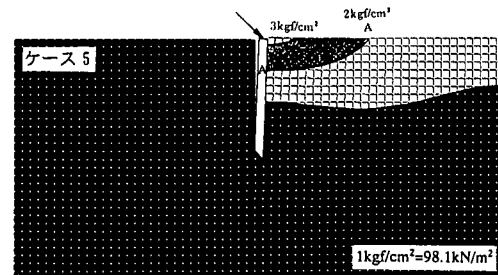


図-6e 最大主応力コンター図(ケース5)

23.9kN, ケース2が29.4kNとなっている。これより, 沈下を許すことで, 傾斜荷重が地盤に有効に伝達していることがわかる。この傾向は, 周面摩擦のないケース4とケース5の間にもあてはまる。一方, 沈下のないケース2とケース3を比較すると, 主応力の分布形状は荷重の傾斜に影響されず, 両者の水平方向荷重はケース2で20.6kNに対し, ケース3で19.6kNであり, ほぼ等しい値となっている。これは, 支点沈下を許さないことで, 鉛直沈下の影響を受けないためであることがわかる。

### ②周面摩擦力の有無の影響

ケース1とケース4(沈下を許す条件で, 杭と地盤との間に摩擦がある場合とない場合)を比較してみると, ケース1では杭と地盤との間に摩擦があることで, 図-6aの中の曲線A-Aのように主応力コンターに大きな膨らみが生じている。これに対し, ケース4では周面摩擦がないために, 図-6d中の曲線A-Aに示すように, 杭の変位の影響を多少受けているためにほぼランキンの土圧論で仮定している受働すべり面が生じていることがわかる。また, この傾向は沈下を許さないケース2とケース5の間でも同様である。

以上の定性的な考察から, 傾斜荷重を受ける柱状基礎の支持力問題を考える場合には, 上記の①②の影響を考慮する必要がある。

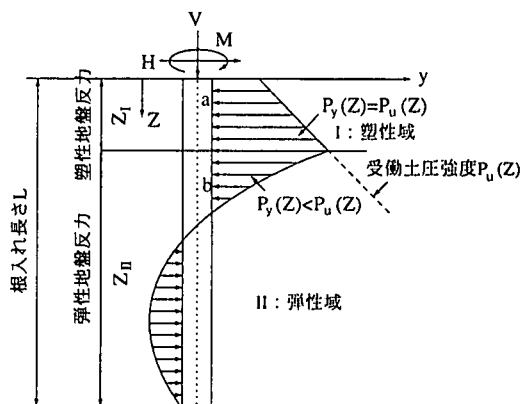
## 3. 速度場法による水平方向塑性地盤反力の評価式

### (1) 慣用土圧式の限界と傾斜荷重下の破壊メカニズムの提案

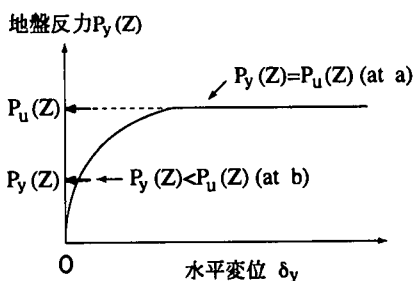
#### a) 柱状基礎の水平抵抗と慣用土圧

柱状基礎の水平支持力機構は, 荷重の増加に伴い地表面付近の浅い部分から地盤の塑性領域が次第に拡大していく進行性破壊現象を呈し, 一般に明確な極限水平支持力を特定するのは困難である。このため, 図-7に示すように抵抗地盤の一部に塑性化領域を考慮し, その他の領域は弾性領域と仮定することが一般的であり, このような解析法を複合地盤反力法<sup>21)</sup>という。これにより柱状基礎の頭部荷重と変位の非線形性の関係を表現することができる。本文の目的はこの解析に必要な塑性領域の地盤反力評価式を提案することである。ただし, この解析法において基礎体の剛性が大きく, かつ地盤の全領域が同時に塑性領域に達した場合には, 基礎体の剛体的回転位置が知れるのでこの領域の塑性地盤反力を積分することにより極限平衡法<sup>22)</sup>の結果と一致する極限水平支持力が計算できる。

水平荷重のみが作用した場合の水平方向塑性地盤反力の評価法には多くの提案がある。このうち, 地表面付近の塑性地盤反力の評価に二つの考え方がある。一つ



(a)地盤反力図



(b)塑性地盤反力と弾性地盤反力

図-7 複合地盤反力法と弾塑性地盤反力

は, Meyerhof<sup>23)</sup>, 岸田・中井<sup>24)</sup>, 富永・山肩<sup>25)</sup>に代表されるように, 地表面付近に見られる三次元的なすべり破壊形状を忠実に仮定する方法である。他の一つの方法として, Broms<sup>23)</sup>は砂地盤の場合にランキンの慣用的な受働土圧を用いて基礎幅の補正係数を考慮する簡便な次式を提案しており, 我が国の土木分野の設計実務もほぼ Broms の考え方を適用している<sup>1),3)</sup>。本文でもこの考え方に従っている。

$$p_u = \alpha B K_p \gamma Z \quad (2)$$

ここで,  $p_u$ : 水平方向塑性地盤反力,  $B$ : 基礎径,  $K_p$ : 受働土圧係数,  $\gamma$ : 地盤の単位体積重量,  $Z$ : 着目点の深さ,  $\alpha$ : 三次元性考慮のための係数, であり,  $\alpha=2\sim 3$ 程度が一般的である<sup>1),3),22)</sup>。

一方, 砂地盤の場合には, 傾斜荷重下の柱状基礎の水平支持力が增大することが実験や数値計算から認められることは既に述べた。基礎の水平支持力は地盤力学的に受働土圧問題であり, この支持力増大を理論的に考察すると, 柱状基礎のように傾斜荷重により水平・鉛直方向に変位を生じやすい基礎では, 基礎頭部の作用荷重が地盤内の水平・鉛直の両方向に有効に伝達すると考えられるため, 地盤の受働抵抗領域が鉛直杭で水平荷重のみを受ける場合に比較して大きくなることに

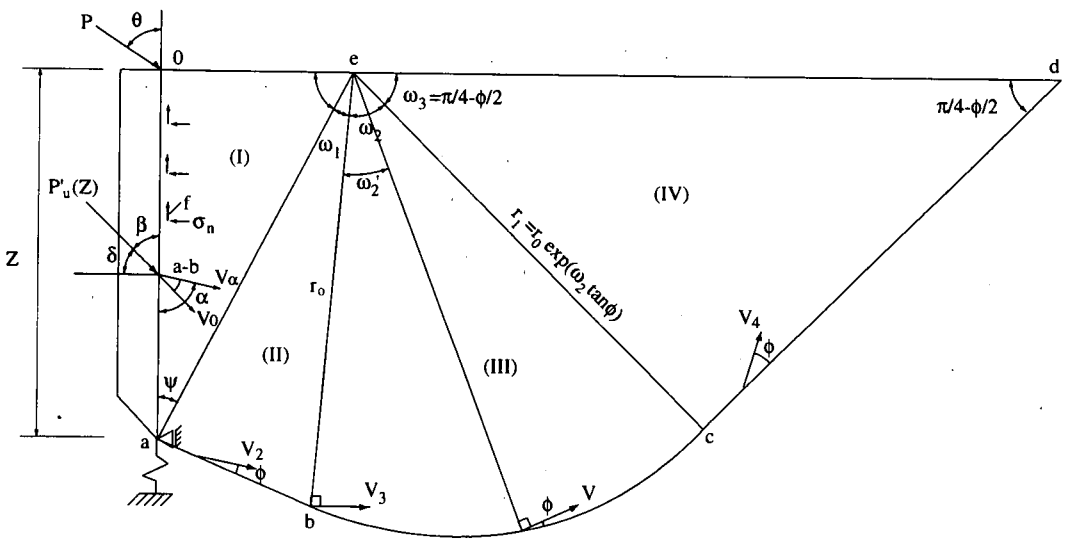


図-9 破壊メカニズムと可容速度場

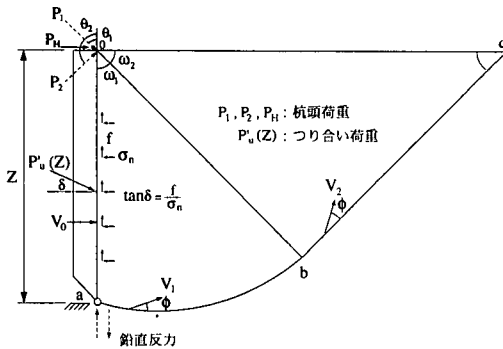


図-8 慣用的な受働土圧のメカニズム

起因していると考えられる。このような場合、荷重傾斜の影響を考慮できない従来の慣用的な受働土圧式は適用不可である。このことは、これまでの実験結果と共に、2.3のFEM解析結果でも示した。

現行設計法で用いられる慣用的な破壊メカニズムは、たとえばクーロンやランキンの土圧論に代表されるように支点沈下を許さない条件のもとで求められている。図-8は、慣用的な受働土圧を速度場法で求めるためのChen<sup>20)</sup>による破壊メカニズムの一例である。ここで、杭体を伸び縮みのない剛体と仮定すれば、支点の沈下がないので杭頭に作用する組合せ荷重の鉛直成分 $P_v$ は杭の水平抵抗にまったく関与せず、水平成分 $P_H$ のみが対象となる。この $P_H$ を垂直応力として、杭と地盤の摩擦角 $\delta$ 分だけ合力が傾斜して地盤反力とつり合う。この場合、杭頭荷重の方向(押し: $P_1$ , 引き: $P_2$ )に関係なく水平支持力は一定値となる。

b) 傾斜荷重下の破壊メカニズムの提案

本文で新たに提案する破壊メカニズムを図-9に示す。

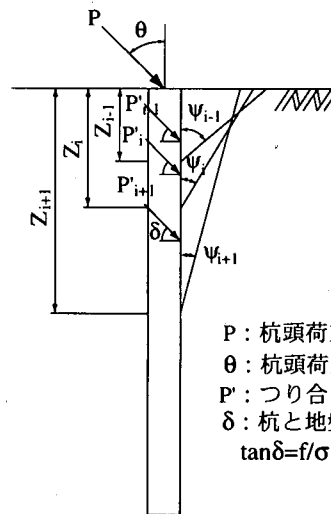


図-10 等価荷重面の仮定

この速度場法での破壊メカニズムは3つの剛体の塑性域(I), (II), (IV)と対数らせんせん断塑性域(III)からなっている。このうち、領域(I)は傾斜荷重の効果により荷重が有効に分配され地盤の受働抵抗領域を大きくするために存在する領域であり、主働領域(II)との境界面acで接続する。したがって、ac面は傾斜した杭頭荷重が $\psi$ だけ傾いて作用する等価な荷重面である。

なお、図-10に示すように等価荷重面の傾きは厳密には、基礎と地盤の剛性の程度に応じて、傾斜荷重効果が十分に発揮される地表面付近と根入れの深い個所では異なると考えられるが、簡便化のために、本文では柱状基礎の水平抵抗に大きく関与する地表面付近の地盤抵抗が深さ方向にも変化しないと仮定し、傾きを示す角

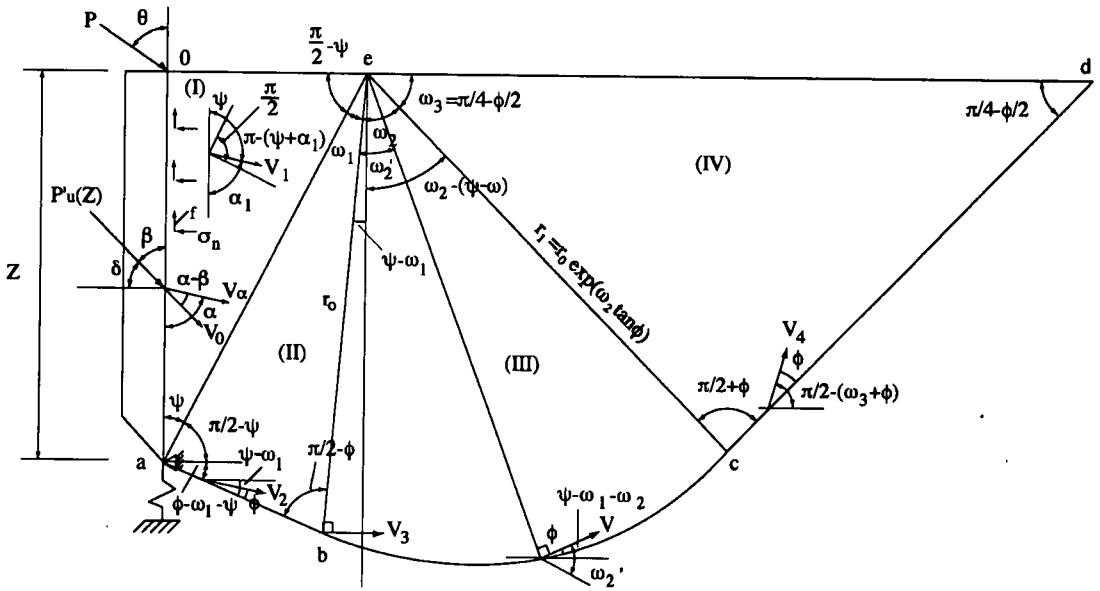


図-11 仮定する破壊メカニズムと可容速度場

度  $\psi$  を一定としている。

領域 (II) は、領域 (I) により伝達された荷重によりすべりが発生する主働くさび領域である。また、領域 (IV) は、受働くさび領域であり、さらに領域 (II)、領域 (IV) を無理なく連続させるための遷移領域 (III) を仮定する。なお、この遷移領域の形状を対数らせんとするが、この仮定は厳密には地盤自重がない摩擦性材料にのみ成立する。

なお、本文で仮定する主働くさびのブロックの変位速度の向きは、不連続面（すべり線）との間にダイレタンシー角  $\nu$  をなす。速度場法では一般に associated flow rule の仮定 ( $\nu = \phi$ ) に従って理論が組み立てられている。このような仮定を設けるのは内部消散エネルギーの算出の際に、 $\nu < \phi$  の条件下では、すべり線上の垂直応力を知る必要が生じ、力のつり合い条件と力の境界条件を不問にした古典的な速度場法では正しい内部消散エネルギーが求められないことによる。ただし、これにより速度場法がその工学的価値を失うことはほとんどなく、得られる答えは極めて有用である。そのため、本文もこの仮定に従っている。また、図-8 は  $\theta$  の取り方により、押し込みと引抜きに分けられる、すなわち、 $0^\circ < \theta \leq 90^\circ$  では押し込みとなり、 $90 < \theta \leq 180^\circ$  では引抜きとなる。図は押し込みの場合のメカニズムを示しているが、引抜きの場合には、また別途のメカニズムが存在する。

## (2) 破壊メカニズムと可容速度場の条件

ここでは、押し込み ( $0^\circ < \theta \leq 90^\circ$ ) 状態に対する破壊メカニズムと可容速度場を示す(図-11 参照)。

### a) つり合い荷重 $P'_u(z)$ と基礎の仮想変位 $V_0$

つり合い荷重  $P'_u(z)$  により地盤反力が塑性状態となる場合、基礎の変位方向と荷重の作用方向の仮想変位成分は、次式で示される。

$$V_0 = V_\alpha \cos(\alpha - \beta) \quad (3)$$

$$\text{ここに、} \quad \beta = \frac{\pi}{2} - \delta \quad (4)$$

### b) oa 面での連続条件

基礎体と地盤の接触面である oa 面では、oa に直交する仮想変位の  $V_\alpha$ 、 $V_1$  成分が等しい。

$$V_\alpha \cos\left(\frac{\pi}{2} - \alpha\right) = V_1 \cos\left(\frac{\pi}{2} - \alpha_1\right)$$

$$V_1 = V_\alpha \frac{\sin \alpha}{\sin \alpha_1} \quad (5)$$

また、oa 面に平行な仮想変位成分の速度差は、

$$\begin{aligned} \Delta V_{oa} &= |V_\alpha \cos \alpha - V_1 \cos \alpha_1| \\ &= V_\alpha |\cos \alpha - \cot \alpha_1 \sin \alpha| \end{aligned} \quad (6)$$

oa 面に速度の不連続を生じると、 $\alpha \neq \alpha_1$  となるが、 $\alpha$ 、 $\alpha_1$  はそれぞれ独立な値をとることが許されるのでその速度差が一意的に定まらない。これらの関係は、実験的な観察を通じて定めることが可能であるが、ここでは基礎体と (I) 領域が一体的に挙動すると仮定する。

$$V_\alpha = V_1, \alpha = \alpha_1 \quad (7)$$

$$\Delta V_{oa} = 0 \quad (8)$$

また、等価荷重面の傾き  $\psi$  は、先に定義した極限支持力比  $\mu$  により変化すると考えられる。なお、 $\psi$  が作用荷重 P の向きに直交する場合、次式で与えられる。



$$\psi = \frac{\pi}{2} - \theta \quad (9)$$

c) ae 面での連続条件

$$V_2 \sin\left(\frac{\pi}{2} - \omega_1\right) = V_1 \cos\left(-\left(\frac{\pi}{2} - (\alpha_1 + \psi)\right)\right)$$

式 (2) から

$$V_2 = \frac{V_\alpha}{\cos \omega_1} \frac{\sin \alpha}{\sin \alpha_1} \sin(\alpha_1 + \psi) \quad (10)$$

また, ae 面に平行な仮想変位成分の速度差は

$$\begin{aligned} \Delta V_{ae} &= \left| V_2 \cos\left(\frac{\pi}{2} - \omega_1\right) - V_1 \sin\left[-\left(\frac{\pi}{2} - (\alpha_1 + \psi)\right)\right] \right| \\ &= V_\alpha \frac{\sin \alpha}{\sin \alpha_1} \sin(\alpha_1 + \psi) \left| \tan \omega_1 + \cot(\alpha_1 + \psi) \right| \quad (11) \end{aligned}$$

a) oa 間

$$\begin{aligned} E_{oa} &= \Delta_{oa} [CZ + P'_u(z) \sin \beta \tan \delta] \\ &= V_\alpha |\cos \alpha - \cot \alpha_1 \sin \alpha| [CZ + P'_u(z) \sin \beta \tan \delta] \quad (15) \end{aligned}$$

b) ae 間

$$\begin{aligned} E_{ae} &= \Delta V_{ae} \cdot C \cdot \overline{ae} \\ &= CZV_\alpha \frac{\sin(\alpha_1 + \psi) \sin \alpha \left| \tan \omega_1 + \cot(\alpha_1 + \psi) \right|}{\sin \alpha_1 \cos \psi} \quad (16) \end{aligned}$$

c) ab 間

$$\begin{aligned} E_{ab} &= C \cdot \overline{ab} \cdot V_2 \cos \phi \\ &= CZV_\alpha \frac{\sin \omega_1 \sin(\alpha_1 + \psi) \sin \alpha}{\cos \psi \cos \omega_1 \sin \alpha_1} \quad (17) \end{aligned}$$

d) bc 間 +  $\triangle ebc$

$$\begin{aligned} E_{bc} &= \int_0^{\omega_2} \overline{C} \cdot dl \cdot V \cos \phi \cdot 2 \\ dl &= \frac{r_o}{\cos \phi} \exp(\omega_2' \tan \phi) d\omega_2' \\ \therefore E_{bc} &= CZV_\alpha \frac{\cos(\phi - \omega_1) \sin(\alpha_1 + \psi) \sin \alpha \left[ \exp(2\omega_2 \tan \phi) - 1 \right]}{\cos \psi \cos \omega_1 \sin \alpha_1 \sin \phi} \quad (18) \end{aligned}$$

e) cd 間

$$\begin{aligned} E_{cd} &= C \cdot \overline{cd} \cdot V_4 \cos \phi \\ &= CZV_\alpha \frac{\cos(\phi - \omega_1) \sin(\alpha_1 + \psi) \sin \alpha \exp(2\omega_2 \tan \phi)}{\cos \psi \cos \omega_1 \sin \alpha_1} \quad (19) \end{aligned}$$

f) 全内部消散エネルギー

$$\begin{aligned} E_{total} &= E_{oa} + E_{ae} + E_{ab} + E_{bc} + E_{cd} \\ &= V_\alpha |\cos \alpha - \cot \alpha_1 \sin \alpha| P'_u(z) \sin \beta \tan \delta + CZV_\alpha N_{cb} \quad (20) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} N_{cb} &= |\cos \alpha - \cot \alpha_1 \sin \alpha| + \frac{\sin(\psi + \alpha_1) \sin \alpha \left| \tan \omega_1 + \cot(\alpha_1 + \psi) \right|}{\sin \alpha_1 \cos \psi} + \frac{\sin \omega_1 \sin(\alpha_1 + \psi) \sin \alpha}{\cos \psi \cos \omega_1 \sin \alpha_1} \\ &\quad + \frac{\cos(\phi - \omega_1) \sin(\alpha_1 + \psi) \sin \alpha}{\sin \phi \cos \psi \cos \omega_1 \sin \alpha_1} \left[ \exp(2\omega_2 \tan \phi) - 1 \right] + \frac{\cos(\phi - \omega_1) \sin(\alpha_1 + \psi) \sin \alpha \exp(2\omega_2 \tan \phi)}{\cos \psi \cos \omega_1 \sin \alpha_1} \quad (21) \end{aligned}$$

d) be 面での連続条件

主働くさび領域 (I) と遷移領域 (II) の境界面 be では仮想変位速度  $V_3$  が対数らせんの動径に直交する。

$$V_3 = V_2 \quad (12)$$

また, 遷移領域内では,

$$V = V_3 \exp(\omega_2' \tan \phi) \quad (13)$$

e) ce 面での連続条件

ce 面においても, be 面と同様の関係が成り立つ。

$$V_4 = V_3 \exp(\omega_2 \tan \phi) \quad (14)$$

(3) 内部消散エネルギー

内部消散エネルギーは, 直線すべりにおいては粘着力に速度の不連続量を乗じて, 遷移領域においてはさらに内部領域での消散エネルギーを加えて得られる。

式(15)～(19)に、図-11に示す各領域における内部消散エネルギーを示す。なお、計算の詳細過程については紙面の都合上、割愛する。

#### f) 全内部消散エネルギー

全内部消散エネルギー $E_{\text{total}}$ は、各領域の内部消散エネルギーを合計して得られ、式(20)のようになる。また、これを支持力係数 $N_{\phi}$ として整理すると、 $N_{\phi}$ は式(21)のように表すことができる。

#### (4) 外力仕事

外力仕事は外力作用方向の仕事と地盤自身が重力方向になす仕事を合計して得られる。式(22)～(29)に、図-11に示す各領域における外力仕事を示す。なお、計算の詳細過程については紙面の都合上、割愛する。

#### a) つり合い荷重による仕事

$$P'_u(z)V_o = P'_u(z)V_{\alpha} \cos(\alpha - \beta) \quad (22)$$

#### c) II 領域

$$\begin{aligned} W_{II} &= \gamma \cdot \Delta abc \cdot V_2 \cdot \sin(\psi - \omega_1) \\ &= \frac{1}{2} \gamma Z^2 V_{\alpha} \frac{\cos(\phi - \omega_1) \sin \omega_1 \sin(\alpha_1 + \psi) \sin \alpha \sin(\psi - \omega_1)}{\cos^2 \psi \cos \phi \cos \omega_1 \sin \alpha_1} \end{aligned} \quad (24)$$

#### d) III 領域

##### d)-1 III-1 領域

$$\begin{aligned} W_{III-1} &= \frac{1}{2} \gamma \int_0^{\psi - \omega_1} [r_o \exp(\omega_2' \tan \phi)]^2 \cdot V \sin(\psi - \omega_1 - \omega_2') d\omega_2' \\ &= \frac{1}{2} \gamma Z^2 V_{\alpha} \frac{\cos^2(\phi - \omega_1) \sin(\alpha_1 + \psi) \sin \alpha}{\cos^2 \phi \cos^2 \psi \cos \omega_1 \sin \alpha_1} I_1 \end{aligned} \quad (25)$$

$$\begin{aligned} I_1 &= \int_0^{\psi - \omega_1} \exp(3\omega_2' \tan \phi) \sin(\psi - \omega_1 - \omega_2') d\omega_2' \\ &= \frac{1}{(3 \tan \phi)^2 + 1} \left\{ \exp(3(\psi - \omega_1) \tan \phi) - [3 \tan \phi \sin(\psi - \omega_1) + \cos(\psi - \omega_1)] \right\} \end{aligned} \quad (26)$$

##### d)-2 III-2 領域

$$\begin{aligned} W_{III-2} &= -\frac{1}{2} \gamma \int_0^{\omega_2 - (\psi - \omega_1)} [r_2 \exp(\omega_2' \tan \phi)]^2 \cdot V \sin(\psi - \omega_1 - \omega_2') d\omega_2' \\ &= -\frac{1}{2} \gamma Z^2 V_{\alpha} \frac{\cos^2(\phi - \omega_1) \sin(\alpha_1 + \psi) \sin \alpha \exp(2(\psi - \omega_1) \tan \phi)}{\cos^2 \phi \cos^2 \psi \cos \omega_1 \sin \alpha_1} I_2 \end{aligned} \quad (27)$$

$$\begin{aligned} I_2 &= \int_0^{\omega_2 - (\psi - \omega_1)} \exp(3\omega_2' \tan \phi) \sin(\psi - \omega_1 - \omega_2') d\omega_2' \\ &= \frac{1}{(3 \tan \phi)^2 + 1} \left\{ \exp(3(\omega_2 - (\psi - \omega_1)) \tan \phi) \cdot [3 \tan \phi \sin(2(\psi - \omega_1) - \omega_2) + \cos(2(\psi - \omega_1) - \omega_2)] \right. \\ &\quad \left. - [3 \tan \phi \sin(\psi - \omega_1) + \cos(\psi - \omega_1)] \right\} \end{aligned} \quad (28)$$

#### e) IV 領域

$$\begin{aligned} W_{IV} &= \gamma \cdot \Delta ecd \cdot V_4 \left( -\sin\left(\frac{\pi}{2} - \omega_3\right) \right) \\ &= -\frac{1}{2} \gamma Z^2 V_{\alpha} \frac{\cos^2(\phi - \omega_1) \sin(\alpha_1 + \psi) \sin \alpha \cos \omega_3 \exp(3\omega_2 \tan \phi)}{\cos \phi \cos^2 \psi \cos \omega_1 \sin \alpha_1} \end{aligned} \quad (29)$$

#### b) I 領域

$$\begin{aligned} W_I &= \gamma \cdot \Delta oae \cdot V_1 \sin \alpha_1 \\ &= \frac{1}{2} \gamma Z^2 V_{\alpha} \tan \psi \sin \alpha_1 \end{aligned} \quad (23)$$

#### f) 全外力仕事

全外力仕事 $W_{\text{total}}$ は、各領域の外力仕事の成分を合計して得られ、式(30)のようになる。また、これを支持力係数 $N_{\phi}$ として整理すると、 $N_{\phi}$ は式(31)のように表すことができる。

#### (5) 水平方向塑性地盤反力の評価式

水平方向塑性地盤反力 $P'_u(z)$ は、全内部消散エネルギーと全外力仕事を等値として得られ、式(32)のようになる。従って、水平方向塑性地盤反力 $P'_{hu}(z)$ は式(33)となり、これから、水平方向合成受働土圧係数 $K_{\text{prcf}}$ は式(34)で表される。

f) 全外力仕事

$$\begin{aligned}
 W_{total} &= P'_u(z)V_\alpha \cos(\alpha - \beta) + W_I + W_{II} + W_{III-1} + W_{III-2} + W_{IV} \\
 &= P'_u(z)V_\alpha \cos(\alpha - \beta) - \frac{1}{2}\gamma Z^2 V_\alpha N_{\gamma\beta}
 \end{aligned} \tag{30}$$

$$\begin{aligned}
 N_{\gamma\beta} &= -\tan \psi \sin \alpha_1 - \frac{\cos(\phi - \omega_1) \sin \omega_1 \sin(\alpha_1 + \psi) \sin \alpha \sin(\psi - \omega_1)}{\cos^2 \psi \cos \phi \cos \omega_1 \sin \alpha_1} - \frac{\cos^2(\phi - \omega_1) \sin(\alpha_1 + \psi) \sin \alpha}{\cos^2 \phi \cos^2 \psi \cos \omega_1 \sin \alpha_1} I_1 \\
 &+ \frac{\cos^2(\phi - \omega_1) \sin(\alpha_1 + \psi) \sin \alpha \exp(2(\psi - \omega_1) \tan \phi)}{\cos^2 \phi \cos^2 \psi \cos \omega_1 \sin \alpha_1} I_2 + \frac{\cos^2(\phi - \omega_1) \sin(\alpha_1 + \psi) \sin \alpha \cos \omega_3 \exp(3\omega_2 \tan \phi)}{\cos \phi \cos^2 \psi \cos \omega_1 \sin \alpha_1}
 \end{aligned} \tag{31}$$

(5) 水平方向塑性地盤反力の評価式

$$\begin{aligned}
 E_{total} &= W_{total} \\
 V_\alpha |\cos \alpha - \cot \alpha_1 \sin \alpha| P'_u(z) \sin \beta \tan \delta + CZV_\alpha N_{c\beta} &= P'_u(z)V_\alpha \cos(\alpha - \beta) - \frac{1}{2}\gamma Z^2 V_\alpha N_{\gamma\beta} \\
 \therefore P'_u(z) &= \frac{1}{\cos(\alpha - \beta) - |\cos \alpha - \cot \alpha_1 \sin \alpha| \sin \beta \tan \delta} \left\{ CZN_{c\beta} + \frac{1}{2}\gamma Z^2 N_{\gamma\beta} \right\}
 \end{aligned} \tag{32}$$

$$\begin{aligned}
 P_{hu}(z) &= P'_u(z) \sin \beta \\
 &= \frac{\sin \beta}{\cos(\alpha - \beta) - |\cos \alpha - \cot \alpha_1 \sin \alpha| \sin \beta \tan \delta} \left\{ CZN_{c\beta} + \frac{1}{2}\gamma Z^2 N_{\gamma\beta} \right\}
 \end{aligned} \tag{33}$$

$$\begin{aligned}
 K_{p\gamma c\beta} &= \frac{P_{hu}(z)}{P_v} \\
 &= \frac{\sin \beta}{\left\{ \cos(\alpha - \beta) - |\cos \alpha - \cot \alpha_1 \sin \alpha| \sin \beta \tan \delta \right\}} \left\{ \frac{2C}{\gamma Z} N_{c\beta} + N_{\gamma\beta} \right\}
 \end{aligned} \tag{34}$$

式 (34) の合成受働土圧係数は、粘着力  $c$ 、地盤自重  $\gamma$  を同時に考慮しているため、ランキンの周面摩擦の無い直線すべり場で得られるような形と異なり粘着力項と地盤自重項をそれぞれ独立に与えられないことから多少表現が異なっている。実務的には一般に行なわれているように、粘着力の無い地盤と地盤自重を無視した地盤をそれぞれ別途に仮定して計算し、式 (34) の受働土圧係数を分離して求めればよい。

4. 提案式による 2,3 の計算とその考察

(1) 模型杭による実験結果との比較

本文での評価式の妥当性を検証するために、2.1 に示した模型実験と同条件で計算し、その結果を比較した。計算は、まず等価荷重面の傾き  $\psi$  をいくつか仮定した上で、 $\omega_1$ 、 $\omega_2$  を変化させて水平方向合成受働土圧係数  $K_{p\gamma c\beta}$  を求める。次いで式(2)により杭を剛体と仮定し、水平荷重  $P_H$  を算出している。式(2)中の  $\alpha$  は三次元の補正係数、 $Z$  は着目深さであるが、本文の主目的は傾斜荷重と杭の水平支持力成分の関係を把握することであるので、ここでは、水平荷重のみ ( $\theta = 90^\circ$ ) の場合の計算値と実験値が一致するように、 $\alpha$ 、 $Z$  を設定した。すな

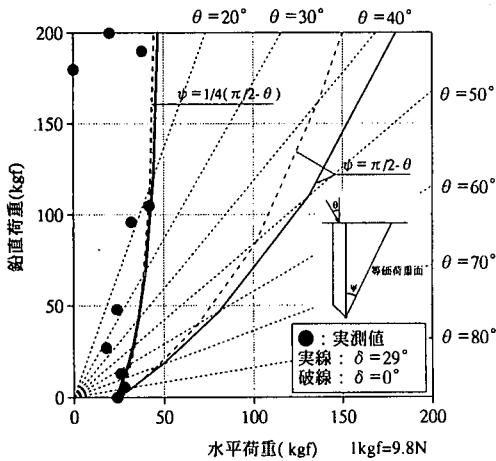
わち、 $\alpha$  は従来から提案されている程度の値として  $\alpha = 2.5$  とし、 $Z$  は式 (2) で剛体的挙動をすると仮定した場合に支持力計算値が実験値と一致する深さとしている。

図-12(a)~(c)に、実験結果と計算結果を比較を示す。なお、図は●が実験結果を、曲線が計算結果である。また、杭と地盤の間の壁面摩擦角  $\delta$  はアクリルと砂の場合 Amiira ら<sup>24)</sup>の結果、アルミと砂の場合筆者ら<sup>25)</sup>の結果を用い、さらに比較のため摩擦のない場合も併せて示している。

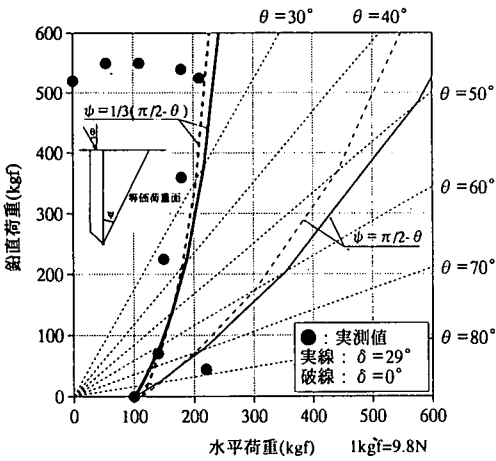
図-12(a)はアクリル短杭 ( $D_f=200\text{mm}$ ) の結果である。ここでは、式(2)において、 $\alpha=2.5$ 、 $Z=0.15D_f$  ( $D_f$ : 杭長) と仮定している。解析結果の破線は等価荷重面が傾斜荷重と直交すると仮定して  $\psi$  を式(9)で仮定した場合、実線は  $\psi$  を直交する場合の 1/4 と仮定した場合の結果である。これより、 $\psi$  を直交する場合の 1/4 と仮定した場合に実験結果に一致することがわかる。

図-12(b)は、アクリル長杭 ( $D_f=440\text{mm}$ ) の結果である。式(2)の中の  $\alpha$  と  $Z$  はそれぞれ  $\alpha=2.5$ 、 $Z=0.3D_f$  と仮定している。ここでは、 $\psi$  を直交する場合の 1/3 で仮定すれば実験結果に一致することがわかる。

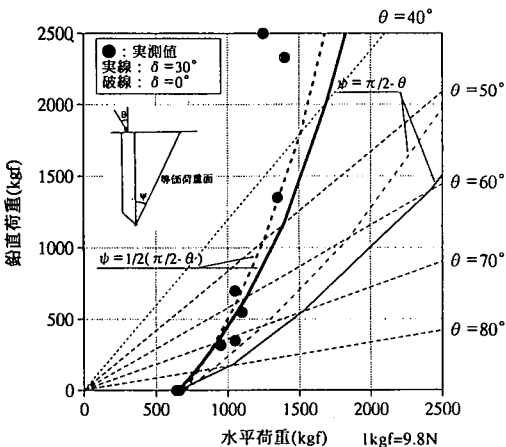
図-12(c)はアルミ杭 ( $D_f=600\text{mm}$ ) の結果である。式(2)



(a) アクリル杭 ( $D_p=200, \mu=7$ )



(b) アクリル杭 ( $D_p=440, \mu=5$ )



(c) アルミ杭 ( $D_p=600, \mu=3$ )

図-12 実験結果と解析値の比較

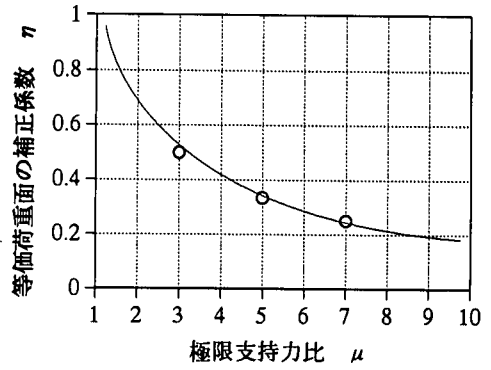


図-13 等価荷重面の角度の係数  $\eta$  と極限支持力比  $\mu$  の関係

の中の  $\alpha$  と  $Z$  はそれぞれ  $\alpha=2.5, Z=0.75D_p$  と仮定している。アルミ杭では杭体が剛的に挙動しているため、一般にいわれる剛体回転位置の  $Z=0.75D_p$  となっている。ここでは、 $\psi$  を直交する場合の  $1/2$  で仮定すると実験結果に一致することが分かる。

そこで、等価荷重面の角度  $\psi$  と荷重傾斜角  $\theta$  の関係を次式で示す。

$$\psi = \eta \left( \frac{\pi}{2} - \theta \right) \quad (35)$$

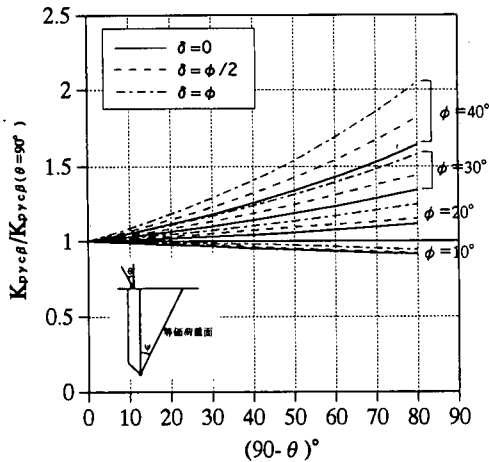
ここで、 $\eta$  は等価荷重面と荷重傾斜角のなす角度を直交とする場合を基準にして示す係数である。

図-13は、計算結果と実験結果が一致する等価荷重面の角度  $\psi$  を示す係数  $\eta$  と極限支持力比  $\mu$  の関係である。図-12,13から、等価荷重面の角度  $\psi$  は極限支持力比  $\mu$  により変化することがわかる。この理由は、2.1および2.3で考察したように水平破壊モード領域における鉛直沈下の影響である。すなわち、 $\mu$  が大きい場合、水平変位のみが卓越し、傾斜荷重が有効に地盤内に伝達されず、等価荷重面の角度  $\psi$  が小さくなり合成支持力の増大はあまりないが、 $\mu$  が小さくなると変位は傾斜方向に生じ易く、 $\psi$  も大きくなることから合成支持力の増大が顕著となると考えられる。

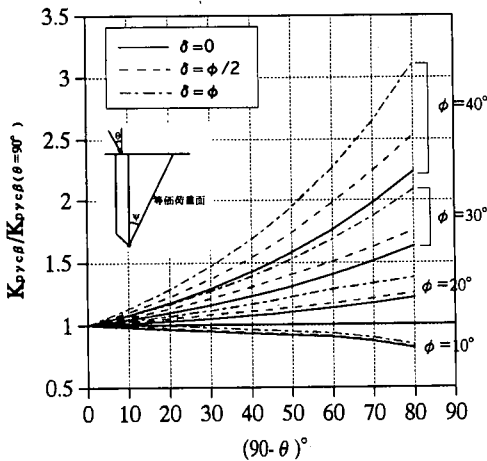
なお、図-12には、周面摩擦がない場合の計算結果も合わせて示しているが、この  $\delta$  の影響は余りない。これは計算の都合上、図-8での杭の仮想変位ベクトルとI領域の仮想変位ベクトルが等しい ( $a_1=a$ ) としているため、図中の  $oa$  間にエネルギーの内部消散が生じないことによっており、今後は実験的観察により計算精度を高めていく必要がある。

## (2) 地盤の力学定数の影響

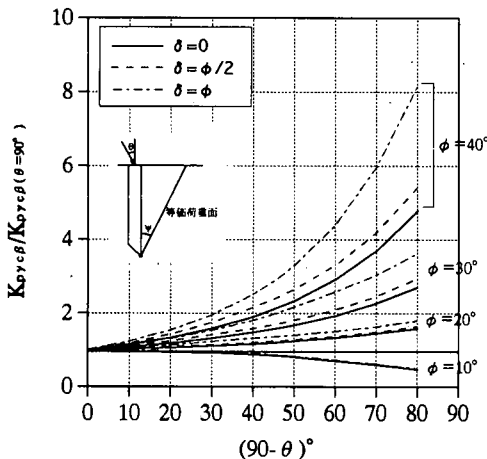
図-14 (a),(b),(c)は、傾斜荷重の変化に対応して地盤の内部摩擦角が水平方向受働土圧係数に与える影響について検討したものである。縦軸と横軸はそれぞれ合



(a)  $\psi = 1/4(\pi/2 - \theta)$ ,  $\mu = 7$



(b)  $\psi = 1/3(\pi/2 - \theta)$ ,  $\mu = 5$



(c)  $\psi = 1/2(\pi/2 - \theta)$ ,  $\mu = 3$

図-14 地盤定数が受働土圧係数に与える影響

成受働土圧係数の水平成分  $K_{\gamma\psi\beta}$  を水平荷重のみの場合のそれと除したものと、荷重傾斜角  $\theta$  を表しており、具体的には荷重傾斜角に対応する水平支持力の変化と同じ意味を持つ。実験値と良く一致した三つの等価荷重面の角度  $\psi$  に分けて示しているが、いずれの場合も内部摩擦角  $\phi$  の大小により支持力包絡線が変化することがわかる。すなわち、傾斜荷重下の水平支持力の増大は、極限支持力比  $\mu$  が小さく、内部摩擦角  $\phi$  が大きいほど顕著である。

なお、筆者らの一連の実験結果は砂地盤により得られたものであり、内部摩擦角  $\phi$  の大きい場合に対応し、Meyerhofらの実験結果と対応する包絡線(楕円近似式)は  $\phi$  が小さい場合に相当するものといえる。

## 5. 結論

本文では、筆者らがこれまで行ってきた実験結果および数値解析結果をもとに、傾斜荷重を受ける柱状基礎の水平支持力の重要なファクターである塑性地盤反力評価式を提案した。その成果を要約すると、以下のとおりである。

- 1) 模型実験および数値解析をもとに、傾斜荷重を受ける柱状基礎の水平安定問題における地盤の破壊メカニズムを提案し、極限解析法の一つである速度場法により、水平方向塑性地盤反力の評価式を導いた。
- 2) 提案した水平方向塑性地盤反力の評価式による模型杭の水平支持力計算値は実験値と良く一致し、傾斜荷重下の杭の支持力特性を説明できる。
- 3) 仮定した等価荷重面の傾き  $\psi$  は極限支持力比  $\mu$  に依存し、鉛直支持力が大きい ( $\mu$  が大) と沈下を生じにくく、等価荷重面の角度  $\psi$  は小さくなり、逆に鉛直支持力が相対的に小さい ( $\mu$  が小) ほど沈下を生じ易いことから等価荷重面の角度  $\psi$  は大きくなり合成支持力の増大が顕著となる。
- 4) 傾斜荷重下の合成支持力の増大は、極限支持力比  $\mu$  が小さいほど、また、内部摩擦角  $\phi$  が大きいほど顕著である。

## 参考文献

- 1) 日本道路協会：道路橋示方書IV下部構造編，1996.12.
- 2) 日本道路協会：道路橋示方書V耐震設計編，1996.12.
- 3) 鉄道総合技術研究所：鉄道構造物設計標準・同解説(基礎構造物)，1996.
- 4) 地盤工学会：大型基礎基礎の調査・設計から施工まで，第1章，1996.8.
- 5) Meyerhof, G.G. and Ranjan, G. : The bearing capacity of rigid piles under inclined load in sand I. vertical piles, *Canadian Geotech. Journal* 9, pp.430-446, 1972.

- 6)Awad, A., Petrasolvits, G.: Pile Foundation Analysis and Design, John Wiley and Sons pp.153, 1980.
- 7)国府田誠, 榎並昭: 杭の水平極限支持力の理論的解析法に関する (斜杭および斜め荷重を含む), 日本建築学会論文報告集, 第345号, 1984.11.
- 8)富永幸司, 山肩邦男: 地盤の塑性状態を考慮した群杭の水平抵抗理論その1: 塑性地盤反力について, 日本建築学会論文報告集, 第321号, pp.89~96, 1982.
- 9)禿和英, 前田良刀, 市川博康, 坂田隆博: 組合せ荷重下の単杭の支持力特性に関する模型実験, 土木学会西部支部研究発表会講演概要集, pp.530~531, 1995.3.
- 10)坂田隆博, 前田良刀, 市川博康, 禿和英: 組合せ荷重の荷重経路と杭の支持力, 土木学会西部支部研究発表会講演概要集, pp.738~739, 1996.3.
- 11)坂田隆博, 前田良刀, 松井謙二: 組合せ荷重下の単杭の支持力特性とその考察, 土木学会構造工学論文集, Vol.42A, pp.1213~1220, 1996.3.
- 12)横田康行, 坂田隆博, 前田良刀, 徐光黎, 安福規之: 組合せ荷重と杭の支持力特性 (大型三軸土槽), 土木学会西部支部研究発表会講演概要集, pp.594~595, 1997.3.
- 13)大倉章弘, 落合英俊, 安福規之, 大野司郎, 前田良刀: 組合せ荷重を受けた杭基礎の破壊メカニズムの観察, 土木学会西部支部研究発表会講演概要集, pp.590~591, 1997.3.
- 14)安福規之, 落合英俊, 大倉章弘, 前田良刀: 荷重経路に着目した組合せ荷重下の杭基礎支持力, 土木学会西部支部研究発表会講演概要集, pp.592~593, 1997.3.
- 15)坂田隆博, 前田良刀, 徐光黎, 落合英俊, 安福規之: 傾斜荷重を受ける杭の支持力特性に関する研究, 土木学会構造工学論文集, 1998.3.
- 16)松尾春雄, 高橋藤平: 杭の水平抵抗に関する試験I, 内務省土木研究所報告, NO.42, 地盤工学会 杭基礎の設計法とその解説 pp.458~462から引用, 1985.
- 17)松尾春雄, 高橋藤平: 杭の水平抵抗に関する試験II, 内務省土木研究所報告, No.42, 地盤工学会 杭基礎の設計法とその解説 pp.458~462から引用, 1985.
- 18)久保浩一: 杭の横抵抗に関する実験的研究 (その3) 一斜杭および頭部固定杭の横抵抗一, 運輸技術研究所報告, 第12巻, 第2号, 地盤工学会 杭基礎の設計法とその解説, pp.458~462から引用, 1985.
- 19)鈴木敦巳, 久保浩一, 田中芳夫: 斜面における鉛直単杭の横抵抗, 港湾技術研究所報告, 第5巻, 第2号, 地盤工学会 杭基礎の設計法とその解説, pp.462~464から引用, 1985.
- 20)Chen: Limit Analysis And Soil Plasticity, Elsevier Scientific Publishing Company, pp.351-370, 1975.
- 21)岸田英明, 中井正一: 地盤反力-変位関係の非線形性, 土と基礎, vol.25, No.8, pp.21~28, 1977
- 22)中井正一: 杭の水平抵抗の理論, 杭基礎の設計法とその解説, 地盤工学会, pp.399~444, 1985.
- 23)Broms, B.B.: Lateral Resistance of Piles in Cohesionless Soils, Proc. ASCE, Vol. 90, No. SM2, pp.27-63, 1964.
- 24)Amiira, M., Yokoyama, Y. and Imaizumi, S.: Friction capacity of axially loaded model pile sand, Soils and Foundations, Vol.35, No.1, pp.75-82, 1995.3.
- 25)Maeda, Y., Xu, G., Sakata, T., Ochiai, H. and Yasufuku, N.: Laboratory Studies of The S.B.I.F.T. Test in Sand, Bulletin of Kyushu Kyoritsu University Faculty of Engineering, 1998.3.

(1997.11.26 受付)

## A STUDY ON HORIZONTAL PLASTIC GROUND REACTION OF PIER FOUNDATION WITH INCLINED LOADS

Takahiro SAKATA, Yoshito MAEDA, Hidetoshi OCHIAI, Noriyuki YASUFUKU and Yasuyuki YOKOTA

Bridge foundations, when affected by inertial forces and soil pressures, experience loads in the horizontal and vertical directions which act at the same time. Thus, it is necessary to consider the effect of inclined loads in evaluating the bearing capacity of foundation. However, in the present, horizontal and vertical loads are considered separately in evaluating stability of pier foundations.

In this study, equations for estimating horizontal plastic subgrade reaction are formulated according to geometrical admittance velocity field method based on the upper bound method. These are based on model test results of pile under inclined loads and bearing capacity characteristic of piles determined by finite element analysis. Moreover, the validity of the proposed equations is confirmed by its good agreement with test results.