

杭に作用する間げき水圧の一計算法*

A BASIC STUDY FOR PORE WATER PRESSURE ON A PILE DRIVEN IN CLAY

西 田 義 親**

By Yoshichika Nishida

1. 緒 論

粘土地盤に打ち込まれた杭の支持力は、時間とともに変化し、長時間たったのちは支持力は一般に増加する。この現象は、一つには杭の打込みによって乱された粘土が強度を回復するためであり、他の原因は、杭の打込みによって地盤の中に生じた間げき水圧の消失によって、いわゆる有効応力が增大するためと思われる。地盤に打ち込まれた杭は、ある範囲内の粘土を破壊し、乱し、上下方向や横方向に変形させ、ある場合には圧縮する。しかしながら、問題の取り扱いを簡単にし基本的な計算を行なう第一段階として、杭は土を水平方向のみに押し、鉛直方向の垂直応力に変化はないものと仮定して計算をすすめることは十分許されると思う。したがって、この計算は比較的長い摩擦杭の中間部分に应用されるべきだと思われる。もちろん、実際的な見地から、若干の仮定を用いることになる。

2. 基本の式

杭は地盤に鉛直に打ち込まれているものとし、杭の断面の中心で地表面にあるものを原点とし、鉛直方向を z 軸とする円柱座標 (r, t, z) を用いる。杭の周囲の地盤に生じる応力成分のつり合いの式はつぎのようになる。

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\partial \tau}{\partial z} + \frac{\sigma_r - \sigma_t}{r} = 0 \dots\dots\dots (1)$$

$$\frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \frac{\partial \tau}{\partial r} + \frac{\tau}{r} + \gamma = 0 \dots\dots\dots (2)$$

ここに $\sigma_r, \sigma_t, \sigma_z$ はそれぞれ r, t, z 方向の垂直応力で、 τ はせん断応力である。 γ は粘土の容積密度である (図-1 参照)。

杭から離れたところの自然の状態の地盤の鉛直方向の垂直応力は

$$\sigma_z = \gamma z$$

となる。さて杭のまわりの地盤は水平方向のみに圧せられると仮定しているのであるから、 $\sigma_r > \sigma_t$ と考えることは妥当だと思われる。もちろん、三垂直応力 $\sigma_r, \sigma_t, \sigma_z$ は厳密な意味では主応力でないけれども、問題の取り扱いを簡単にするため、せん断応力 τ は生じないと考

えることは許されるべきである。

杭から離れたところの地盤は弾性的に作動するものとするなら、式(1)を満す解はつぎのようになる。

$$\sigma_r = c_1 + c_2 \frac{1}{r^2} + (1 + 2 \log r) c_3 \dots\dots\dots (4)$$

$$\sigma_t = c_1 - c_2 \frac{1}{r^2} + (3 + 2 \log r) c_3 \dots\dots\dots (5)$$

ここに c_1, c_2, c_3 は積分常数である。杭から遠方 ($r = \infty$) の自然状態の地盤では、水平の垂直応力はともに静止土圧に等しいという条件を適用するとつぎの結果を得る。

$$\sigma_r = \kappa_0 \gamma z + c_2 / r^2 \dots\dots\dots (6)$$

$$\sigma_t = \kappa_0 \gamma z - c_2 / r^2 \dots\dots\dots (7)$$

ただし弾性ひずみの関係は $\kappa_0 = 1/m - 1$ の場合を除き $r = \infty$ で水平ひずみがないという条件を満たさないが、応力のつり合いは完全に満たす。ここに κ_0 は静止土圧数係、 m はポアソン数である。 σ_z は $\gamma z, \tau$ は 0 である。杭に接近するにつれて、半径方向の垂直応力 σ_r は増大し、円周方向の垂直応力 σ_t は減少する。しかしながら、この σ_r と σ_t との関係は、粘土の強度から定まるある一定の限度を越えることができない。そこでいま、杭からある一定の距離 $r = R$ で地盤が破壊状態になっていると考え、こ

のところで Mohr の条件 $\sigma_r - \sigma_t = 2c_u$ (ただし c_u は粘土の非排水試験で得た粘着力) を用いると、式(6),(7)のうちの常数が決定できる (図-2 参照)。

図-1

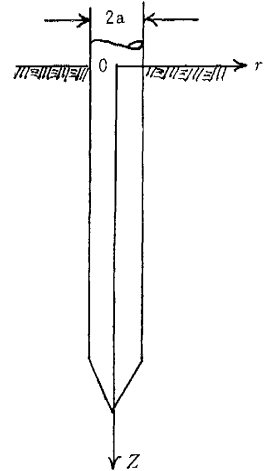
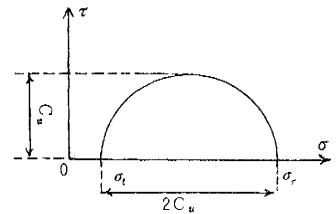


図-2



* アジア土質基礎会議 (1963) で一部発表
 ** 正員 工博 金沢大学工学部 土木工学科

$$\sigma_r = \kappa_0 \gamma z + c_u \frac{R^2}{r^2} \dots\dots\dots(8)$$

$$\sigma_t = \kappa_0 \gamma z - c_u \frac{R^2}{r^2} \dots\dots\dots(9)$$

これは内圧をうけた中空円筒に生じる応力をあたえる式と同様で、 $r \geq R$ の範囲に成立する。地表 $z=0$ では σ_r は最大でも c_u 、 σ_t は最少でも $-c_u$ となる。したがって、 σ_r は受動土圧より小で、 σ_t は主動土圧より大であって土圧論からみても合理的である。

3. 杭の近くの地盤内の応力

杭の付近のある範囲内の地盤の粘土は常に破壊されているから、 $r \leq R$ の範囲では、破壊の条件がいたるところで成立しているはずである。いま、この $r \leq R$ 内の地盤内の水平垂直応力を σ_r' 、 σ_t' とすると、 $\sigma_r' - \sigma_t' = 2c_u$ なる条件を式(1)に代入して積分し(もちろん $\tau=0$ と仮定している)て σ_r' 、 σ_t' を求め、 $r=R$ の境界で、それぞれ式(8)、(9)の σ_r 、 σ_t に等しいとおいて積分常数を決めるとつぎの結果を得る。

$$\sigma_r' = \kappa_0 \gamma z + c_u \left\{ 2 \log \frac{R}{r} + 1 \right\} \dots\dots\dots(10)$$

$$\sigma_t' = \kappa_0 \gamma z + c_u \left\{ 2 \log \frac{R}{r} - 1 \right\} \dots\dots\dots(11)$$

もちろん、ここでも $\sigma_z = \gamma z$ と仮定している。 R は未知の常数で、土の変形の条件から決定すべきものである。

4. 粘土の変形

杭を打ち込む前の自然の状態の地盤にくらべると、杭を打ち込んだあとで土が水平方向に圧せられたときに生じた応力の変化は、式(8)、(9)、(10)、(11)からつぎのようになる。

$r \geq R$ なる弾性域では

$$\Delta\sigma_r = c_u \frac{R^2}{r^2} \dots\dots\dots(12)$$

$$\Delta\sigma_t = -c_u \frac{R^2}{r^2} \dots\dots\dots(13)$$

$r \leq R$ なる破壊域では

$$\Delta\sigma_r' = c_u \left\{ 2 \log \frac{R}{r} + 1 \right\} \dots\dots\dots(14)$$

$$\Delta\sigma_t' = c_u \left\{ 2 \log \frac{R}{r} - 1 \right\} \dots\dots\dots(15)$$

鉛直方向の垂直応力 σ_z には変化がないと仮定している。

杭が地盤に打ち込まれるためには、杭の体積に相当する土の圧縮または、変位がなければならない。かって筆者は上の各式にふくまれる未知の常数 R を、土の圧縮量の計算から決定しようとしたが³⁾、ゆるい砂の場合を除いては妥当とはいえず、特に飽和した粘土地盤の場合などには、土の水平方向の変位を考慮して R を計算したほうが合理的と思われる。この場合の計算に必要な応力とひずみとの関係については、種々の議論があるけれど

も、他に適当な方法のない以上、弾性論を準用して、土の場合にも応力とひずみが比例すると一応仮定して計算をすすめることは許されると思う。いま地盤の土のヤング係数を E 、ポアソン比 $1/m$ をとすると、 $r \geq R$ なる未破壊の弾性域で、式(12)、(13)で示されるような応力変化のあった場合、地盤の水平半径方向の変位は $\rho_r = (m+1)c_u R^2 / m E r$ となるから²⁾ $r=R$ なる弾性域と破壊域との境界における水平半径方向の変位はつぎのようになる。

$$\rho_R = (m+1)c_u R / m E \dots\dots\dots(16)$$

式(14)、(15)で示されるような応力の変化を生じた杭の近くの破壊域($a \leq r \leq R$)における水平半径方向の土のひずみは $\epsilon_r = (\Delta\sigma_r' - \Delta\sigma_t' / m) / E$ となるから、半径 a なる杭が地盤に打ち込まれ、杭の体積に相当する土の変位があった場合、つぎの関係が成立する(杭の単位長につき)。

$$\begin{aligned} \pi a^2 &= 2\pi R \rho_R + \int_a^R 2\pi r \epsilon_r dr \\ &= \frac{m+1}{m} \frac{c_u}{E} 2\pi R^2 + \int_a^R \frac{c_u}{E} \left\{ \frac{m-1}{m} 2 \log \frac{R}{r} + \frac{m+1}{m} \right\} 2\pi r dr \\ &\dots\dots\dots(17) \end{aligned}$$

$$\therefore \frac{E}{c_u} = \frac{2(2m+1)R^2}{m} \frac{1}{a^2} - \frac{2(m-1)}{m} \log \frac{R}{a} - 2 \quad (17)'$$

したがって、もし地盤の土の E 、 c_u 、 $1/m$ が与えられるなら、破壊域の大きさ R が杭径の何倍という形で求まるのである。いま考えているような飽和した粘土地盤の場合には当然、ポアソン比は $0.5(m=2)$ としてよい。

5. 過剰(初期)間げき水圧

飽和した粘土に三軸応力 $\Delta\sigma_1$ 、 $\Delta\sigma_2$ 、 $\Delta\sigma_3$ を加えたとき生じる間げき水圧 Δu は Henkel によってつぎのように示される³⁾。

$$\begin{aligned} \Delta u &= \frac{1}{3} (\Delta\sigma_1 + \Delta\sigma_2 + \Delta\sigma_3) \\ &+ \alpha \sqrt{(\Delta\sigma_1 - \Delta\sigma_2)^2 + (\Delta\sigma_2 - \Delta\sigma_3)^2 + (\Delta\sigma_3 - \Delta\sigma_1)^2} \\ &\dots\dots\dots(18) \end{aligned}$$

ただし α は係数で Skempton の間げき水圧係数 A との間に

$$\alpha = \left(A - \frac{1}{3} \right) / \sqrt{2} \dots\dots\dots(19)$$

なる関係がある⁴⁾。

杭を地盤に打ち込んだ場合、自然の状態にくらべて、式(12)、(13)、(14)、(15)で示されるような応力変化が生じるが、粘土地盤はすぐには排水を許さないから、この応力変化は、新たな間げき水圧の発生する原因となる。したがって式(18)、(19)を用いて、 $\Delta\sigma_r$ 、 $\Delta\sigma_t$ 、 $\Delta\sigma_r'$ 、 $\Delta\sigma_t'$ 、 $\Delta\sigma_z (= \Delta\sigma_z' = 0)$ をそれぞれ三軸方向の主応力の変化として計算するとつぎのようになる。

杭の近くの土の破壊した $a \leq r \leq R$ の範囲では

$$\Delta u = c_u \left\{ \frac{4}{3} \log \frac{R}{r} + \left(A - \frac{1}{3} \right) \sqrt{3 + 4 \left(\log \frac{R}{r} \right)^2} \right\} \quad (20)$$

杭より離れたところの $r \geq R$ なる弾性域では

$$\Delta u = c_u \left(A - \frac{1}{3} \right) \sqrt{3} R^2 / r^2 \dots\dots\dots(21)$$

したがって、実験で求める A, c_u , 式 (17)' から与えられる R が判明するならば式 (20), (21) によって、杭の周囲の地盤内の任意の距離の点に生じる (初期) 間げき水圧が計算できる。

6. 計算例

杭によって破壊される土の範囲の計算には土のヤング係数 E が必要になる。この E については振動を利用して実測した例があり⁹⁾、また土の圧縮強度の 1/2 に相当する応力とその点のひずみとで求めると述べているものがあるが⁹⁾、あまり検討されていないようである。飽和した粘土の三軸非排水圧縮試験を行なって得た応力ひずみ度図について、ヤング係数 (初期接線弾性係数) をもとめると、ある特定の間げき比の場合には、側圧に無関係に一定になることが述べられ、筆者も実験で認めているが、つぎに間げき比 e が変化したときは、 e が小さくなると E が急増し、筆者が広い範囲にわたり種々の粘土について実験したところ、側圧に無関係にほぼ e と $\log_{10} E$ とがある比例関係にあるようである⁷⁾。土の圧縮強度 $2c_u$ は密度の関数と考えられるが、種々の因子に影響され、強度と密度は必ずしも平行するものでないことは含水量の少ない場合に見られるが、特に飽和した粘土の場合に限るなら、一般的には間げき比の小さいものが強度は大と考えてよく、 e と $\log_{10} 2c_u$ との間に比例関係があることは従来¹⁰⁾のべられており、また実験的にも認められている。したがって飽和した粘土の弾性係数と非排水試験より得た粘着力との間に $E \propto c_u$ なる比例関係が成立する。 E と c_u との間には $E = 140 c_u$ なる関係があるといわれ、また筆者の実験結果もほぼこれに一致した値を与えている⁸⁾。

いま飽和した粘土では $E/c_u = 50 \sim 200$ とされ⁹⁾、一方ポアソン比は 0.5 であるから、これらの値を式 (17)' に代入して計算すると土の破壊される範囲はつぎのようになる。

$$R/a = 3.25 \sim 6.38 \dots\dots\dots(22)$$

この計算は土の初期弾性係数を用いて行なったが、土の塑性破壊域を求めるには、圧縮強度に対応する破壊ひずみから得た割線弾性係数を用いたほうがより妥当とも思われる。

実験上の経験によると粘土が破壊するときのひずみはほぼ 2~8% と思われるから、いま平均して仮りに 5% とするならば $E/c_u = 20$ となる。この値を用いると式 (17)' から

$$R/a = 2.14 \dots\dots\dots(22)'$$

これらの値は Schultze¹⁰⁾ の仮定に一つの根拠を与える。

間げき水圧係数 A の値は、もし土が完全な弾性体ならば 1/3 になるのであるが、実際の土ではその値をとらず、それぞれの土について実測して求むべきものである。鋭敏な粘土では 0.75~1.5、正規圧密粘土では 0.5~1.0 などと実験により Skempton が示している¹¹⁾。そこで、いまこれらの平均の値として仮りに $A = 1.0$ とし、杭の側面に作用する間げき水圧を計算する。式 (20) で $r = a$ とおき、式 (22), (22)' で得た $R/a = 2.14 \sim 6.38$ を用いるとつぎの結果を得る。

$$\Delta u_{r=a} = (2.54 \sim 5.19) c_u \dots\dots\dots(23)$$

ここに c_u は粘土の粘着力である。

7. 杭の支持力の増加

飽和した粘土地盤に打ち込んだ杭のために生じた間げき水圧は時日が経過するにつれて減少消失し、したがって地盤内の有効応力が次第に増加する。この時間的変化については Soderberg¹²⁾ が考察計算を行なっているが、初期間げき水圧の分布に検討を要する点があると思われる。式 (20), (21) で与えられる間げき水圧は、杭を打ち込んだ当初の初期の間げき水圧分布を示すもので、この問題を解く場合の初期条件を与えることができる。いま杭を打ち込んだ最初の状態から途中の時間的経過を別にして、長期間たったあとで、杭の支持力がおよそどのくらい増大するかを計算してみよう。

正規圧密された粘土の非排水せん断強度 c_u は土かむりの圧力 p_0 に比例し、塑性指数を介して直線関係にあることが実験から示されている¹³⁾。間げき水圧の概念を適用して理論的に計算すると c_u と p_0 との間には、つぎの関係がある¹⁴⁾。

$$\frac{c_u}{p_0} = \frac{\sin \varphi' \{ \epsilon_0 + A(1 - \epsilon_0) \}}{1 + (2A - 1) \sin \varphi'} \dots\dots\dots(24)$$

ここに φ' は排水試験で得た粘土の内部摩擦角、 A は間げき圧係数、 ϵ_0 は静止土圧係数である。 ϵ_0 は圧力にあまり関係がなく、土の性質によって定まるようである¹⁵⁾。計算をすすめるために従来¹⁰⁾の報告を参考にし、 $\epsilon_0 = 0.65$ と仮定する。 φ' は普通は 25~35° の値をとるが、いま $\varphi' = 30^\circ$ と仮定する。式 (23) を求めたときと同じように $A = 1$ と考えることにする。これらの値を式 (24) に代入し、土かむりの圧力 $p_0 = r z$ とするならばつぎのようになる。

$$c_u = 0.333 r z \dots\dots\dots(25)$$

杭の側面に作用する圧力は式 (10) で $r = a$ とし、与えられる。打込み当初に作用する有効圧力は $\sigma_r' - \Delta u$ であるから式 (22), (22)', (23), (25) を用いつぎのようになる。

$$\begin{aligned} \sigma_r' - \Delta u &= \epsilon_0 r z - c_u (0.01 \sim 0.49) \\ &= (0.65 \sim 0.487) r z \dots\dots\dots(26) \end{aligned}$$

長期間たつて間げき水圧が消失したとき杭側面に作用する有効圧力は、 $4u=0$ とし

$$\begin{aligned} \sigma_r' &= \kappa_0 r z + c_u(2.53 \sim 4.70) \\ &= (1.49 \sim 2.22) r z \dots\dots\dots(27) \end{aligned}$$

となる。

したがって、杭側面における摩擦係数が変化しなければ、打込み当初の支持力と、長期間経過したのちの最終の支持力との比は式(26)、(27)からつぎのようになる。

$$\sigma_r' / (\sigma_r' - 4u) = 2.29 \sim 4.55 \dots\dots\dots(28)$$

それゆえに、この例のような粘土地盤 ($E/c_u=20 \sim 200$, $A=1.0$, $\phi'=30^\circ$, $\kappa_0=0.65$) に打ち込まれた摩擦杭の支持力は、長期間経過すれば、2~4倍に増加するといえる。

8. 実例との比較

打ち込まれた杭によって生じた過剰間げき水圧のため、支持力が影響をうけることは以前からも推論されてはいるが¹⁷⁾この間げき水圧を実測したものは案外少ないのである。

筆者が鉛直方向の圧力の変化はなく、土は杭によって水平にのみ押圧されると仮定した結果、式(23)で表わされるように間げき水圧は深さに無関係に与えられることになるが、このことは、杭のまわりの粘土の含水量を測って間接的に行なっている議論からも一応妥当と思われる¹⁸⁾。一方、Bjerrum らの間げき水圧の実測結果も、深さにかかわらず過剰間げき水圧は一定であることを示している¹⁹⁾。しかし一方、Reese らの実測によると²⁰⁾、過剰間げき水圧は深さとともにいくぶんか増大している。それは杭の側面の摩擦(せん断応力)の影響と、もう一つには粘土の粘着力が深くなるほど若干大きくなっているためと思われる。その実測によると深さ 5~7m のところで過剰間げき水圧は 0.8~1.2 kg/cm² である。一方、この深さのところの粘土の不攪乱非排水粘着力 c_u は 0.25~0.30 kg/cm² であるから²¹⁾、式(23)で計算すると $4u_{r=a}=0.64 \sim 1.55$ kg/cm² となり、実測にくらべてほぼ妥当な値を与えるようである。

また実測によると、杭半径の5~6倍はなれたところの過剰間げき水圧は、杭側壁に作用するものの1/4程度であるという報告がある²²⁾。杭から半径の5~6倍はなれたところは、粘土の破壊していない弾性域と考えられるから、式(21)を用いる。式(22)、(22)'から平均的に $R=4.76a$ と仮定し $A=1.0$ を用いると $r=(5 \sim 6)a$ に対し $4u=(1.05 \sim 0.725)c_u$ となる。一方、同じ R と A を用い、式(20)で計算すると杭の側面においては $4u_{r=a}=4.46c_u$ となる。したがって杭から半径の5~6倍はなれたところでは、過剰間げき水圧は 1/4.25~1/6.2 となって実例とほぼ一致するオーダーを与える。粘土地盤中の杭の支持力が、長期間後いかに増加する

かを示す二、三の実例を示すと²³⁾、Reese らは打込み直後にくらべて約 30 日後に 5.4 倍、Eide らは打込み後 3 日目と 800 日目をくらべて 3.75 倍、最上氏らは 2 時間目と 5 週間目をくらべて 2.5 倍と与えている。杭の寸法、粘土の力学的性質、排水条件などによって、いろいろの因子が関係してくるはずであるが、これらの実例は筆者が理論的に計算して得た式(28)が妥当なことを示している。

上にのべた実例では、地盤粘土の弾性係数 E 、間げき圧係数 A 、内部摩擦角 ϕ' 、静止土圧係数 κ_0 などが実測されていないから、厳密な比較はできないが、これらの値について代表的なものを仮定して行なった計算結果は、実際の測定条件や現地の事情を考えるなら、十分のオーダーで実例と一致していると判断される。なお、管杭や H 杭のように、杭の排除押圧する土の量が少ないときは式(17)、(17)'のように半径をそのまま用いることができず、また、発生する間げき水圧も小さいことはいうまでもなく明白で、実例もこれを示している²⁴⁾。

9. 結 論

飽和した粘土地盤に打ち込まれた杭のために、土が水平方向にのみ押圧されると考えたとき、杭側面に新しく作用する過剰間げき水圧はその粘土の非排水粘着力の 2.5~5.2 倍である。また長期間たつと杭の支持力は打込み当初の 2.2~4.6 倍に増加する。これらの値はその粘土の弾性係数と間げき圧係数に大きく関係する。

この研究は 1 本の杭のまわりの間げき水圧について論じたものであり、また杭を打ち込んだ当初の初期過剰間げき水圧の計算法を示しているのである。その時間とともに変化する途中の過程については考察しなかつたけれども、その時間的変化の問題を解く場合の初期条件を与えることができる。なお杭と土との間の摩擦がない場合について基本的な計算を行なったのであるが、もし、この側面摩擦のために地盤内にせん断応力が生じている場合に生じる間げき水圧の計算は別に報告の準備中である。この研究には文部省科学研究費より一部援助をうけた²⁵⁾。なお、Univ. of Florida の F.E. Richart, Jr.(現 Michigan), Lab. Nac. Eng. Civil (Lisbon) の Eng. Rocha 氏らに謝意を表する。

参 考 文 献

- 1) 西田・保田：土木学会論文集, No. 69, p. 38~44 (昭.35) Nishida: Proc. 5th Int. Conf. Soil Mech., Vol. 2. (Paris) (1961) pp. 123~127 等.
- 2) Bishop el: Proc. Phy. Soc., Vol. 57, p. 1417 (1945)
- 3) Henkel, D.J.: ASCE Research Conf. Shear Strength of Cohesive Soils, p. 551 (1960)
- 4) Skempton: Geotechnique, Vol. 10, No. 4, p. 185 (1960)
- 5) 後藤：早大理工学部紀要, No. 16, p. 75 (昭.27)
- 6) Simons: Proc. 4th Int. Conf. Soil Mech., Vol.1, p. 431 (1957)

- 7) 西田義親：基礎杭の支持力算定に関する研究，pp. 144～154 (昭.34)
Barkan：Dynamics of Base and Foundations, pp. 15～16 (1962)
- 8) Skempton 外：Proc. 4th Int. Conf. Soil Mech., Vol. 1, p. 105 (1957)
- 9) Meyerhof：Geotechnique, Vol. 2, p. 314(1950, 1951)
- 10) Schultze：Annales Inst. Tech. Bat Trav Pub. No. 63～64, pp. 305～312, (1953)
- 11) Skempton：Geotechnique, Vol. 4, No. 4, p. 146 (1954)
- 12) Soderberg：Geotechnique, Vol. 12, p. 217～225(1962)
- 13) Pacheco Silva：Geotechnique, Vol. 3, p. 301 (1953)
Skempton：Proc. ASCE, Vol. 80, Sep. No. 480, pp. 478-21, (1954)
- 14) Leonards：Foundation Engineering, p. 211 (1962)
- 15) Schmid：Proc 4th Int. Conf. Soil Mech., Vol. 3, p. 242, (1957)
- 16) Tschebotarioff：Proc. 2nd Int. Conf. Soil Mech., Vol. 6, pp. 108～111 (1948)
Bishop：Proc. Brussels Conf. 58 on Earth Pressure Problems, Vol. 1, pp. 2, (1958)
- 17) Huizinga：Proc. 2nd Int. Conf. Soil Mech., Vol. 6, p. 127 (1948)
Yang：Proc ASCE, Vol. 82, No. 1026 (1956)
- 18) Cummings 外：Proc. ASCE Vol. 74, pp. 1562 (1948)
- 19) Bjerrum 外：Norges Geoteknik Institutt, Publ. Nr. 28, p. 10, (1958)
Bjerrum 外：Pore Pressure and Suction in Soils, Conf. (London), p. 109, (1960)
- 20) Reese 外：Proc. ASTM, Vol. 55, pp. 1156～1182 (1955)
- 21) Seed 外：Trans. ASCE, Vol. 122, p. 737 (1957);
Proc. ASCE, No.842 (1955)
- 22) Soderberg：上記 12)
最上武雄：土木学会，最近の基礎工法，p. 39 (1962)
- 23) Reese 外：上記 20)
Eide 外：Proc. 5th Int. Conf. Soil Mech., Vol. 2, p. 52 (1961)
Mogami el：Proc. 5th Int. Conf. Soil Mech., Vol. 2, p. 114 (1961)
- 24) Soderman 外：Proc. 5th Int. Conf. Soil Mech. Vol. 2, p. 145 (1961)
- 25) 昭和 38 年度総合(特定)研究，No. 95430 (代表 京都大学 赤井浩一教授)の研究分担金より一部援助
(原稿受付：1963.4.16)