

# 大径鋼管ぐいの沈下に関する基礎的研究\*

## FUNDAMENTAL STUDIES ON SETTLEMENTS OF LARGE DIAMETER STEEL PIPE PILES

後藤 尚 男\*\*・勝見 雅\*\*\*  
By Hisao Goto and Tadashi Katsumi

### 1. 緒 言

近年わが国においても、構造物は大型化する傾向にあり、その基礎工は強大な鉛直ならびに水平の支持力が要求されている。かかる基礎工の合理化の一環として最近大口径の鋼管ぐいが実用され始めたことはよく知られている。たとえば、琵琶湖大橋、第二内海橋、浜寺大橋などの基礎に直径1200~1500mmなる、いわゆる大径鋼管ぐいが実用されている。

しかし、Meyerhof や Terzaghi らの考え方によって代表されるぐいの静力学的支持力公式においては、打込まれたままで先端が開放されている鋼管ぐいに対してもその先端抵抗を發揮するのに有効な先端部分の面積は、ぐいの実断面積ではなくて管内の土の部分も含めた閉鎖全面積であるという見解のもとに導かれている。かかる有効支持面積は地盤の性質、特に管内に押しこまれた土の性状、支持層への貫入深さ、ぐい径などによっても異なるものとも考えられ、大径鋼管ぐいにおいても、ぐい先端における有効支持面積としてその全閉鎖面積そのままを採用することには若干の疑問がもたれる。

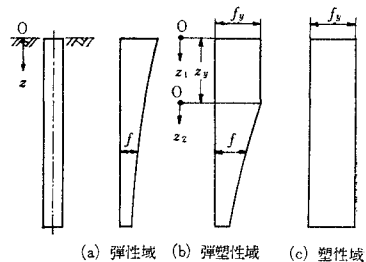
このような点に注目した研究は数少ないが、たとえば、園田・榎本・斎藤<sup>1),2)</sup>は数種の異なった地盤に先端開放ぐいと先端閉鎖ぐいを打込み、載荷試験などを行なうことにより、地盤の性質、鋼管内への土の押しこみ量などと有効支持面積との関係について実験的な考察を行ない、その結果、管内への土の押しこみ量が砂質地盤においてはぐい径の4~5倍、砂質ロームにおいてはぐい径の6~10倍程度であれば有効支持面積としてその全閉鎖面積を採用してよいが、沈泥質ローム（軟弱地盤）においてはぐいと管内の土とは一体となって作用せず、したがって有効支持面積としてその全閉鎖面積をとることは期待できないと述べている。また、山原<sup>3)</sup>は鋼管内の土がぐいの支持力におよぼす効果に論点をおき管内土のつりあい方程式から先端開放ぐいの閉塞効果を理論的に導き、2,3の現地実験結果と対応させ、その結果、地盤の粘着力・単位体積重量が大きく、根入れが深く、

ぐい径が小さくなるにしたがっていずれもその閉塞効果が高まり、特に大径鋼管ぐいの支持力算定には、有効支持面積としてぐいの全閉鎖面積を採用している従来の静力学的支持力公式が適用できないと述べている。これらの研究がすでに行なわれたが、大径鋼管ぐいに関する限りその鉛直支持力を求めるための設計計算法ははまだ十分に確立されるに至っていない。

また、鋼ぐいは支持層が相当深い位置に存在しても強い打込みに耐え、長尺施工が可能でぐい先端を十分支持層に到達させ、いわゆる支持ぐいとして使用することが多い。しかし、一般にぐいの支持力はその先端支持力と周面摩擦力の和として推定されるが、ぐい先が十分信用できる支持層に達しているような場合には設計計算上は中間層における周面摩擦力に期待しなくてよいであろう。しかしぐい先の地盤が十分には信用できずしかも中間層に硬い粘土、密なシルト質粘土、縮った砂・砂利などがある場合にはそれらの部分で周面摩擦力を期待することはできよう。後者の状態におけるぐい体と土との付着力または摩擦力は、たとえば Chellis によると  $4\sim 12 \text{ t/m}^2$ <sup>4),5)</sup> 程度であるといわれている。しかし現地における実ぐいの静載荷試験による鋼ぐいのひずみ分布からは明らかに周面摩擦力が作用していることが認められ、また一方地震荷重のような動的荷重が作用する場合には余り摩擦力に期待しない方がよいとされている。

これらのことより、本研究においてはその理論的考察では周面摩擦力を期待しない場合と、これを考慮した場合の両者を対象とした。その理論的な考察に当たってはぐい先地盤を弾性体と仮定し、ぐい体の圧縮および沈下によって生ずる摩擦応力と圧縮沈下量との関係は図-1に示したような弾性・弾塑性・塑性域の3状態を考えてぐい

図-1 ぐいの周面摩擦応力  $f$  の分布



\* 第21回土木学会年次学術講演会（昭41.5.29）において一部を発表〔講演番号 III-110〕

\*\* 正会員 工博 京都大学教授 工学部交通土木工学教室

\*\*\* 正会員 工修 立命館大学助教授 理工学部土木工学教室

頭における沈下量を求める式を誘導した。しかるのち、くい先端が開放および閉鎖の両状態において同一の沈下量を生ずる荷重の比率を数値計算によって求め、それらを実験結果と比較検討することによって、理論式の妥当性について考察を加えた。以下本文においては、鋼管ぐいの先端の状態を表すのに、便宜上管内の土の摩擦抵抗を全く無視して、土のみに依存する場合は先端開放、一方管内の土の摩擦抵抗を十分に期待して管内の土をくいとみなす場合をも先端閉鎖と呼ぶことにする。ただし先端閉鎖の状態は模型実験ではなく同一材料で先端を閉じ、われわれによる現地実験の試験ぐいではなく先にコンクリート施工した場合を指すものとする。いずれにしても、かかるくい先開放と閉鎖なる両極端の状態の中間に実際の状態があると考えたわけである。

2. 沈下に関する理論式

(1) ぐいの先端のみに注目した場合の弾性沈下

鋼管ぐいの先端における沈下を考えるのに、くい先の支持層を半無限弾性体と仮想し、その上にくい先による円形分布荷重が作用する場合の問題として取り扱う。しからばくい先閉鎖の場合は半無限弾性体に円形の等分布荷重  $p$  が作用しているときの荷重作用点各点の沈下量の平均値  $w_{c1}$ 、あるいはこれと相等しい全荷重  $P_c$  を受ける円形剛体の沈下量  $w_{c2}$  とみなしてもよからう。かかる  $w_{c1}$ ,  $w_{c2}$  はすでに Timoshenko ら<sup>6)</sup> によって次式で示されている。

$$w_{c1} = \frac{8}{3\pi} \frac{2(1-\nu^2)Rp}{E_s} = \frac{16}{3\pi^2} \frac{(1-\nu^2)P_c}{RE_s} (\equiv w_c) \dots\dots\dots(1)$$

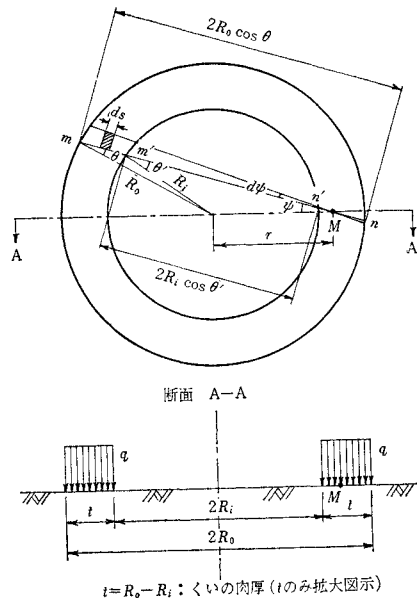
$$w_{c2} = \frac{(1-\nu^2)P_c}{2RE_s} \dots\dots\dots(2)$$

したがって、 $w_{c1}/w_{c2}=0.54/0.50=1.080$ 。ここに  $P_c = \pi R^2 p$  : 全荷重,  $R$ : 円形荷重と円板の半径すなわちぐいの半径,  $E_s$ : 土の弾性係数,  $\nu$ : 土のポアソン比。くい先の沈下量としては  $w_{c2}$  を重視すべきであろうが、つぎのくい先開放の場合に式(2)に相当する沈下量を解析することが困難であったので、ここでは上記のように  $w_{c1} = 1.08 w_{c2}$  の関係にある式(1)を先端閉鎖ぐいの沈下量  $w_c$  とみなした。

一方ぐいの先端を開放したままで管内の土を無視した状態における沈下量は同様に、半無限弾性体上にある肉厚の小さい円環状の等分布荷重が作用する場合の平均沈下量に近似的であると考ええる。すなわち、図-2 に示した薄肉円環状の等分布荷重  $q$  内の1点  $M$  の沈下量  $w_M$  は Timoshenko による表示<sup>6)</sup> を適用拡張することにより次式のように書き表わされる。

$$w_M = \frac{(1-\nu^2)q}{\pi E_s} \iint ds d\psi$$

図-2 薄肉円環状の等分布荷重



よって、

$$w_M = \frac{2(1-\nu^2)q}{\pi E_s} \int \frac{mM}{n} \int_0^{\pi/2} ds d\psi - \frac{2(1-\nu^2)q}{\pi E_s} \int \frac{m'M}{n'} \int_0^{\sin^{-1}(R_i/r)} ds d\psi = \frac{2(1-\nu^2)q}{\pi E_s} \int_0^{\pi/2} 2R_o \cos \theta d\psi - \frac{2(1-\nu^2)q}{\pi E_s} \int_0^{\sin^{-1}(R_i/r)} 2R_i \cos \theta' d\psi \dots\dots\dots(3)$$

しかるに、

$$\cos \theta = \left(1 - \frac{r^2}{R_o^2} \sin^2 \psi\right)^{1/2}, \cos \theta' = \left(1 - \frac{r^2}{R_i^2} \sin^2 \psi\right)^{1/2} \therefore w_M = \frac{4R_o(1-\nu^2)q}{\pi E_s} \int_0^{\pi/2} \left(1 - \frac{r^2}{R_o^2} \sin^2 \psi\right)^{1/2} d\psi - \frac{4R_i(1-\nu^2)q}{\pi E_s} \int_0^{\sin^{-1}(R_i/r)} \left(1 - \frac{r^2}{R_i^2} \sin^2 \psi\right)^{1/2} d\psi \dots\dots(4)$$

ここに、 $R_o, R_i$ : ぐいの外, 内半径。式(4)を円環の面積全体にわたって積分すると、

$$\int_A w_M dA = \int_{R_i}^{R_o} 2\pi r w_M dr = \frac{8R_o^3(1-\nu^2)q}{3E_s} \times \int_0^{\pi/2} \left\{ \frac{1}{\sin^2 \psi} \left(1 - \frac{R_i^2}{R_o^2} \sin^2 \psi\right)^{3/2} - \frac{\cos^3 \psi}{\sin^2 \psi} \right\} d\psi - \frac{8R_i(1-\nu^2)q}{E_s} \int_{R_i}^{R_o} \int_0^{\sin^{-1}(R_i/r)} \times r \left(1 - \frac{r^2}{R_i^2} \sin^2 \psi\right)^{1/2} d\psi dr \dots\dots\dots(5)$$

ここに、 $P_o$  を全荷重とすれば  $q = P_o/\pi(R_o^2 - R_i^2)$  であり、また円環の面積は  $\pi(R_o^2 - R_i^2)$  なるゆえ、式(5)を  $\pi(R_o^2 - R_i^2)$  で除した値がぐいの先端開放状態における

平均沈下量  $w_0$  であると考えられる。かかる  $w_0$  は式 (5) よりただちに次式で書ける。

$$w_0 = \frac{8}{3\pi^2} \frac{P_0 R_0^3 (1-\nu^2)}{(R_0^2 - R_i^2)^2 E_s} I_1 - \frac{8}{\pi^2} \frac{P_0 R_i (1-\nu^2)}{(R_0^2 - R_i^2)^2 E_s} I_2 \dots\dots\dots (6)$$

ここに、

$$I_1 = \int_0^{\pi/2} \left\{ \frac{1}{\sin^2 \psi} \left( 1 - \frac{R_i^2}{R_0^2} \sin^2 \psi \right)^{3/2} - \frac{\cos^3 \psi}{\sin^2 \psi} \right\} d\psi$$

$$I_2 = \int_{R_i}^{R_0} \int_0^{\sin^{-1}(R_i/r)} r \left( 1 - \frac{r^2}{R_i^2} \sin^2 \psi \right)^{1/2} d\psi dr$$

したがって、上記の閉鎖と開放の両状態において同一の沈下量を生ずる荷重  $P_c$  と  $P_0$  の比率は式 (1) と式 (6) における  $w_c$  と  $w_0$  を等置することにより、

$$\frac{P_0}{P_c} = \frac{2(R_0^2 - R_i^2)^2}{R_0^4 I_1 - 3 R_0 R_i I_2} \dots\dots\dots (7)$$

ここに、 $P_0$  : 先端開放状態の全荷重、 $P_c$  : 先端閉鎖状態の全荷重。

結局、式 (1)、式 (6) がそれぞれくい先端閉鎖・開放両状態におけるくいの先端のみに注目した場合の弾性沈下量を近似的に与え、これらはそのままくいの周面摩擦力が期待できない場合のくい先の沈下量に相当する。かかる場合のくい頭の沈下量は当然式 (1)、式 (6) にそれぞれ上載荷重  $P_c$ 、 $P_0$  によるくい体の全圧縮すなわち  $P_c l / AE_p$ 、 $P_0 l / AE_p$  ( $A$  : くいの断面積、 $E_p$  : くいの弾性係数、 $l$  : くいの長さ、ただしくいの自重の影響を無視) を加えたものとして求めることができる。

(2) くいの周面摩擦力を考慮した場合の沈下

Seed と Reese はくいの沈下量  $u$  をくいの深さ  $z$  の関数と考えてつぎの基礎方程式を与えた<sup>7)</sup>。

$$\frac{d^2 u}{dz^2} - \frac{fU}{AE_p} = 0 \dots\dots\dots (8)$$

ここに、 $u$  : 深さ  $z$  におけるくいの沈下量、 $f$  : くいの周面摩擦応力、 $U$  : くいの周長、 $E_p$  : くいの弾性係数、 $A$  : くいの断面積。ただしここではくい内の土の摩擦は考慮外におかれている。しかしして中間層が粘土やシルトなどからなり、くいの周面摩擦応力  $f$  が弾性域・弾塑性域・塑性域にある場合に対し、図-1 に示したごとく降伏摩擦応力を  $f_y$  とするとそれぞれ次式が書ける。

弾性域 :  $f = \beta u$  ..... (9)

弾塑性域 :  $z < z_y : f = f_y$   
 $z \geq z_y : f = \beta u$  ..... (10)

塑性域 :  $f = f_y$  ..... (11)

ここに、 $\beta$  はくいと地盤間の摩擦弾性比例定数ともいうべき定数である (その測定値は後掲の表-8 などを参照)。

**a) 弾性域にある場合** くいの周面摩擦応力が弾性域にある場合は、式 (9) を式 (8) に入れて解くことにより、つぎの一般解が得られる。

$$u = C_1 \cosh rz + C_2 \sinh rz \dots\dots\dots (12)$$

ここに、 $r^2 = \beta U / AE_p$  で、 $C_1$ 、 $C_2$  は境界条件によって定まる積分定数である。この  $C_1$ 、 $C_2$  はくい頭において沈下量  $u$  の深さ  $z$  についての変化率はくい体のひずみ量に等しく、またくい先端の閉鎖・開放の両状態に対してくい先端における伝達荷重と沈下量との間にはそれぞれ式 (1) および式 (6) なる関係があるものと考えて決定できる。すなわち、 $\bar{P}_{c1}$ 、 $\bar{P}_{01}$  : それぞれ先端閉鎖と開放における上載全荷重、 $l$  : くいの根入長とすると、くい先端閉鎖・開放両状態に対してそれぞれつぎの境界条件式が書ける。

$$\left( \frac{du}{dz} \right)_{z=0} = - \frac{\bar{P}_{c1}}{AE_p}, \quad (u)_{z=l} = \alpha_c \left\{ \bar{P}_{c1} - \int_0^l f U dz \right\} \dots\dots\dots (13)$$

$$\left( \frac{du}{dz} \right)_{z=0} = - \frac{\bar{P}_{01}}{AE_p}, \quad (u)_{z=l} = \alpha_0 \left\{ \bar{P}_{01} - \int_0^l f U dz \right\} \dots\dots\dots (14)$$

ここに、

$$\alpha_c = \frac{16}{3\pi^2} \frac{(1-\nu^2)}{R_0 E_s}$$

$$\alpha_0 = \frac{8}{3\pi^2} \frac{R_0^3 (1-\nu^2)}{(R_0^2 - R_i^2)^2 E_s} I_1 - \frac{8}{\pi^2} \frac{R_i (1-\nu^2)}{(R_0^2 - R_i^2)^2 E_s} I_2$$

これより積分定数  $C_1$ 、 $C_2$  はそれぞれの状態に対して、つぎのように定まる。

$$C_{1c} = \frac{\alpha_c r \cosh rl + \sinh rl / AE_p}{r \cosh rl + \alpha_c \beta U \sinh rl} \bar{P}_{c1} \left. \begin{array}{l} \\ C_{2c} = - \frac{1}{AE_p r} \bar{P}_{c1} \end{array} \right\} \dots\dots (15)$$

$$C_{10} = \frac{\alpha_0 r \cosh rl + \sinh rl / AE_p}{r \cosh rl + \alpha_0 \beta U \sinh rl} \bar{P}_{01} \left. \begin{array}{l} \\ C_{20} = - \frac{1}{AE_p r} \bar{P}_{01} \end{array} \right\} \dots\dots (16)$$

したがって、両状態におけるくい頭の沈下量  $\bar{w}_{c1}$ 、 $\bar{w}_{01}$  は式 (15)、(16) を式 (12) に入れ、 $z=0$  とおいた場合の  $u$  が  $C_1$  そのものとなるので、

$$\bar{w}_{c1} = C_{1c} : \text{式 (15)} \dots\dots\dots (17)$$

$$\bar{w}_{01} = C_{10} : \text{式 (16)} \dots\dots\dots (18)$$

これらよりくい先端閉鎖と開放の両状態において同一の沈下量を生ずる荷重  $\bar{P}_{c1}$  と  $\bar{P}_{01}$  の比率は容易に次式で表わせる。

$$\frac{\bar{P}_{01}}{\bar{P}_{c1}} = \frac{r \cosh rl + \alpha_0 \beta U \sinh rl}{r \cosh rl + \alpha_c \beta U \sinh rl} \times \frac{\alpha_c AE_p r \cosh rl + \sinh rl}{\alpha_0 AE_p r \cosh rl + \sinh rl} \dots\dots (19)$$

**b) 弾塑性域にある場合** くいの周面摩擦応力が弾塑性域にある場合は 図-1(b) および式 (10) に示したところから、塑性域 ( $z < z_y$ ) および弾性域 ( $z \geq z_y$ ) の2区間に関してそれぞれ式 (10) を式 (8) に入れて解くことにより、つぎの一般解が得られる。

$$z < z_y : u_1 = \frac{1}{2} \delta z_1^2 + D_1 z_1 + D_2 \left. \begin{array}{l} \\ z \geq z_y : u_2 = D_3 \cosh rz_2 + D_4 \sinh rz_2 \end{array} \right\} \dots\dots (20)$$

ここに、 $r^2 = \beta U/AE_p$ ,  $\delta = f_y U/AE_p$  で  $D_1 \sim D_4$  は a) で述べた2個の境界条件と、弾・塑性両域における接続条件によって定まる積分定数である。すなわち、くい先端閉鎖・開放の両状態に対してそれぞれ次式を書くことができる。

$$\left. \begin{aligned} \left(\frac{du_1}{dz_1}\right)_{z_1=0} &= -\frac{\bar{P}_{c2}}{AE_p} \\ (u_2)_{z_2=l-z_{yc}} & \\ &= \alpha_c \left\{ \bar{P}_{c2} - f_y U \int_0^{z_{yc}} dz_1 - \beta U \int_0^{l-z_{yc}} u_2 dz_2 \right\} \\ (u_1)_{z_1=z_{yc}} &= (u_2)_{z_2=0}, \quad \left(\frac{du_1}{dz_1}\right)_{z_1=z_{yc}} = \left(\frac{du_2}{dz_2}\right)_{z_2=0} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(21)$$

$$\left. \begin{aligned} \left(\frac{du_1}{dz_1}\right)_{z_1=0} &= -\frac{\bar{P}_{o2}}{AE_p} \\ (u_2)_{z_2=l-z_{y0}} & \\ &= \alpha_0 \left\{ \bar{P}_{o2} - f_y U \int_0^{z_{y0}} dz_1 - \beta U \int_0^{l-z_{y0}} u_2 dz_2 \right\} \\ (u_1)_{z_1=z_{y0}} &= (u_2)_{z_2=0}, \quad \left(\frac{du_1}{dz_1}\right)_{z_1=z_{y0}} = \left(\frac{du_2}{dz_2}\right)_{z_2=0} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(22)$$

ここに、 $z_{yc}$ ,  $z_{y0}$  : それぞれくいの先端閉鎖・開放両状態における塑性域の深さ (図-1(b) 参照),  $\bar{P}_{c2}$ ,  $\bar{P}_{o2}$  : それぞれ両状態における上載全荷重。ゆえに積分定数  $D_1 \sim D_4$  はそれぞれの状態に対してそれぞれ次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} D_{1c} &= -\frac{1}{AE_p} \bar{P}_{c2} \\ D_{2c} &= \frac{(AE_p \alpha_c + z_{yc} r) \cosh r(l-z_{yc}) + (1+z_{yc} \alpha_c \beta U) \sinh r(l-z_{yc})}{AE_p \{r \cosh r(l-z_{yc}) + \alpha_c \beta U \sinh r(l-z_{yc})\}} \bar{P}_{c2} \\ &\quad - \frac{(2AE_p \alpha_c + z_{yc} r) \cosh r(l-z_{yc}) + (2+z_{yc} \alpha_c \beta U) \sinh r(l-z_{yc})}{2AE_p \{r \cosh r(l-z_{yc}) + \alpha_c \beta U \sinh r(l-z_{yc})\}} f_y U z_{yc} \\ D_{3c} &= \frac{(\bar{P}_{c2} - f_y U z_{yc}) \{ \alpha_c \cosh r(l-z_{yc}) + \sinh r(l-z_{yc}) / AE_p \}}{r \cosh r(l-z_{yc}) + \alpha_c \beta U \sinh r(l-z_{yc})} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(23)$$

$$\left. \begin{aligned} D_{4c} &= \frac{1}{AE_p r} (f_y U z_{yc} - \bar{P}_{c2}) \\ D_{10} &= -\frac{1}{AE_p} \bar{P}_{o2} \\ D_{20} &= \frac{(AE_p \alpha_0 + z_{y0} r) \cosh r(l-z_{y0}) + (1+z_{y0} \alpha_0 \beta U) \sinh r(l-z_{y0})}{AE_p \{r \cosh r(l-z_{y0}) + \alpha_0 \beta U \sinh r(l-z_{y0})\}} \bar{P}_{o2} \\ &\quad - \frac{(2AE_p \alpha_0 + z_{y0} r) \cosh r(l-z_{y0}) + (2+z_{y0} \alpha_0 \beta U) \sinh r(l-z_{y0})}{2AE_p \{r \cosh r(l-z_{y0}) + \alpha_0 \beta U \sinh r(l-z_{y0})\}} f_y U z_{y0} \\ D_{30} &= \frac{(\bar{P}_{o2} - f_y U z_{y0}) \{ \alpha_0 \cosh r(l-z_{y0}) + \sinh r(l-z_{y0}) / AE_p \}}{r \cosh r(l-z_{y0}) + \alpha_0 \beta U \sinh r(l-z_{y0})} \\ D_{40} &= \frac{1}{AE_p r} (f_y U z_{y0} - \bar{P}_{o2}) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(24)$$

したがって、両状態におけるくいの頭の沈下量  $\bar{w}_{c2}$ ,  $\bar{w}_{o2}$  は式 (23), (24) を式 (20) の第1式に入れ、 $z_1=0$  とおいたときの  $u_1$  すなわち  $D_2$  そのもので与えられるので、

$$\bar{w}_{c2} = D_{2c} : \text{式 (23)} \dots\dots\dots(25)$$

$$\bar{w}_{o2} = D_{20} : \text{式 (24)} \dots\dots\dots(26)$$

これらよりくいの先端閉鎖と開放の両状態において同一の沈下量を生ずる荷重  $\bar{P}_{c2}$  と  $\bar{P}_{o2}$  との間には式 (25), (26) において  $\bar{w}_{c2}$  と  $\bar{w}_{o2}$  を等置することによりつぎの関係式を書くことができる。

$$\begin{aligned} \bar{P}_{o2} &= \frac{r \cosh r(l-z_{y0}) + \alpha_0 \beta U \sinh r(l-z_{y0})}{r \cosh r(l-z_{yc}) + \alpha_c \beta U \sinh r(l-z_{yc})} \\ &\quad \times \frac{(AE_p \alpha_c + z_{yc} r) \cosh r(l-z_{yc}) + (1+z_{yc} \alpha_c \beta U) \sinh r(l-z_{yc})}{(AE_p \alpha_0 + z_{y0} r) \cosh r(l-z_{y0}) + (1+z_{y0} \alpha_0 \beta U) \sinh r(l-z_{y0})} \bar{P}_{c2} \\ &\quad + \frac{r \cosh r(l-z_{y0}) + \alpha_0 \beta U \sinh r(l-z_{y0})}{(AE_p \alpha_0 + z_{y0} r) \cosh r(l-z_{y0}) + (1+z_{y0} \alpha_0 \beta U) \sinh r(l-z_{y0})} \\ &\quad \times \left[ \frac{(2AE_p \alpha_0 + z_{y0} r) \cosh r(l-z_{y0}) + (2+z_{y0} \alpha_0 \beta U) \sinh r(l-z_{y0})}{2\{r \cosh r(l-z_{y0}) + \alpha_0 \beta U \sinh r(l-z_{y0})\}} z_{y0} \right. \\ &\quad \left. - \frac{(2AE_p \alpha_c + z_{yc} r) \cosh r(l-z_{yc}) + (2+z_{yc} \alpha_c \beta U) \sinh r(l-z_{yc})}{2\{r \cosh r(l-z_{yc}) + \alpha_c \beta U \sinh r(l-z_{yc})\}} z_{yc} \right] f_y U \dots\dots\dots(27) \end{aligned}$$

c) 塑性域にある場合      くいの周面摩擦応力が塑性域にある場合は、式 (11) を式 (8) に入れてつぎの一般解が得られる。

$$u = \frac{1}{2} \delta z^2 + C_3 z + C_4 \dots\dots\dots(28)$$

ここに、 $\delta = f_y U/AE_p$  で  $C_3$  と  $C_4$  は a) で述べた境界条件によって定まる積分定数である。すなわち、くい先端が

閉鎖・開放の両状態に対して次式が書ける。

$$\left(\frac{du}{dz}\right)_{z=0} = -\frac{\bar{P}_{c3}}{AE_p}, (u)_{z=l} = \alpha_c \left\{ \bar{P}_{c3} - \int_0^l fUdz \right\} \dots\dots\dots(29)$$

$$\left(\frac{du}{dz}\right)_{z=0} = -\frac{\bar{P}_{o3}}{AE_p}, (u)_{z=l} = \alpha_o \left\{ \bar{P}_{o3} - \int_0^l fUdz \right\} \dots\dots\dots(30)$$

ゆえに積分定数  $C_3, C_4$  はそれぞれの状態に対して、

$$\left. \begin{aligned} C_{3c} &= -\frac{\bar{P}_{c3}}{AE_p} \\ C_{4c} &= \left(\alpha_c + \frac{l}{AE_p}\right) \bar{P}_{c3} - \left(\alpha_c + \frac{l}{2AE_p}\right) f_y Ul \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(31)$$

$$\left. \begin{aligned} C_{3o} &= -\frac{\bar{P}_{o3}}{AE_p} \\ C_{4o} &= \left(\alpha_o + \frac{l}{AE_p}\right) \bar{P}_{o3} - \left(\alpha_o + \frac{l}{2AE_p}\right) f_y Ul \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(32)$$

ここに、 $\bar{P}_{c3}, \bar{P}_{o3}$  : それぞれ先端閉鎖と開放における上載全荷重。したがって、両状態におけるぐい頭の沈下量  $\bar{w}_{c3}, \bar{w}_{o3}$  は、

$$\bar{w}_{c3} = C_{4c} : \text{式 (31)} \dots\dots\dots(33)$$

$$\bar{w}_{o3} = C_{4o} : \text{式 (32)} \dots\dots\dots(34)$$

これらよりぐい先端閉鎖と開放の両状態において同一の沈下量を生ずる荷重  $\bar{P}_{c3}$  と  $\bar{P}_{o3}$  の関係式は次式で与えられる。

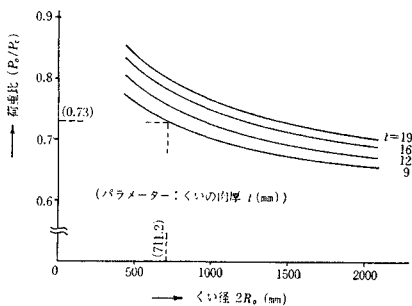
$$\bar{P}_{o3} = \frac{\alpha_c + l/AE_p}{\alpha_o + l/AE_p} \bar{P}_{c3} + \frac{\alpha_o - \alpha_c}{\alpha_o + l/AE_p} f_y Ul \dots\dots(35)$$

### 3. 数値計算と実験結果および考察

#### (1) 数値計算と実験結果および考察

式 (7) と式 (19) のように導かれたぐいの先端閉鎖と開放の両状態において、同一の沈下量を生ずる荷重の比率を数値計算により求めた結果の一例を 図-3~図-7 に示した。これらのうち、図-3 は鋼ぐいの肉厚  $t$  をパラメータにとり、ぐい径と荷重比の関係を図示したものであり、同図によるとぐい径  $2R_o$  が大きくなるほど、肉厚  $t$  が小さくなるほど荷重比は小さくなっている。また、図-4 はぐい径  $2R_o$  に対する肉厚  $t$  の比と荷重比の関係を示したものであり、同図によると  $t/2R_o = 20\%$

図-3 ぐい径-荷重比の数値計算結果 (式 (7))



よりも大であれば荷重比はほとんど 1.0 に等しいことを示しているが、通常の大径鋼管ぐいにおける  $t/2R_o = 0.5 \sim 2.0\%$  なる範囲では、荷重比の変化は著しい傾向を示している。

図-4 肉厚-荷重比の数値計算結果 (式 (7))

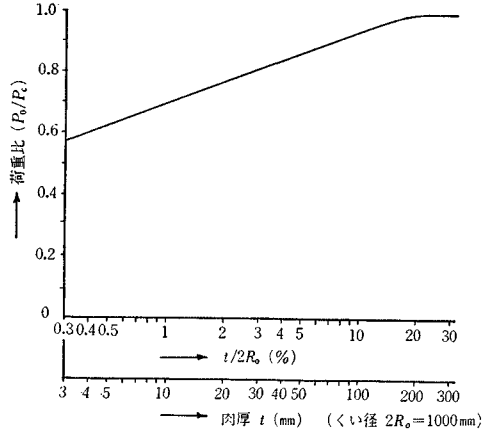


図-5 ぐい径-荷重比の数値計算結果 (式 (19))

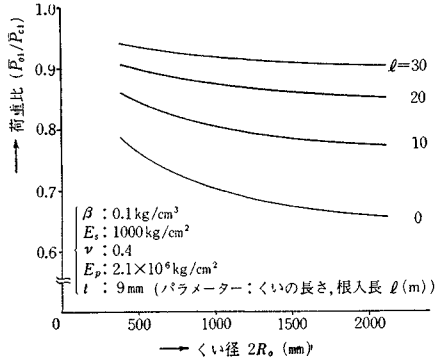


図-6 ぐい径-荷重比の数値計算結果 (式 (19))

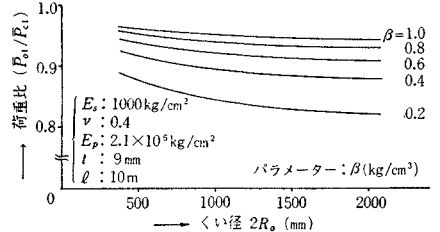
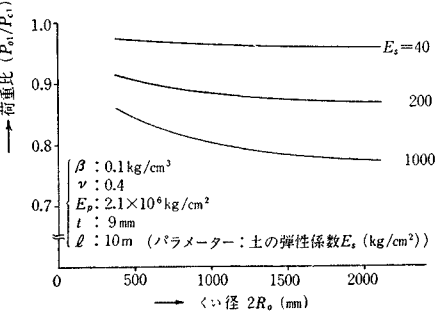


図-7 ぐい径-荷重比の数値計算結果 (式 (19))



ついで、図-5、図-6、図-7はそれぞれくい長(根入長)  $l$ 、摩擦弾性比例定数  $\beta$  (式(9)参照)、支持層の土の弾性係数  $E_s$  をパラメーターにとり、くい径と荷重比の関係を図示したものであり、これらの図によるとくいの根入長  $l$  が小さくなるほど、摩擦弾性比例定数  $\beta$  が小さくなるほど、土の弾性係数  $E_s$  が大きくなるほど、荷重比はいずれも小さくなる傾向を示している。一方、土のポアソン比  $\nu=0.3\sim 0.4$  の範囲ではほとんど荷重比の変化を見分けることができない結果を得た。なお、数値計算はくいの先端のみに注目した場合(式(7))と中間層が弾性域の場合(式(19))の2種類について行なったが、中間層が弾塑性域、塑性域に入ると図-5、図-7に図示した曲線はそれぞれ図-3あるいは図-5における  $l=0$  なる曲線に近づくものと推察される。

(2) 実験結果および考察

a) 室内における模型実験 室内における模型実験装置の略図を図-8に、模型ぐいの諸元を表-1、表-2に示した。表-2に示したくい長50mmなる短い模型

図-8 室内における模型実験装置略図

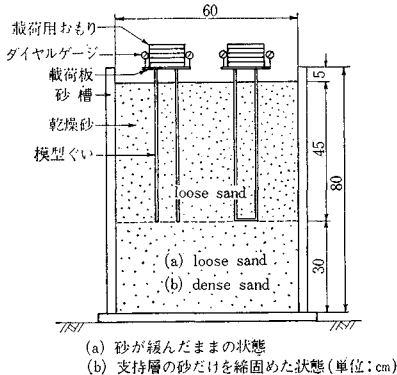


表-1 模型ぐいの諸元 (1)

項目	メタアクリル酸樹脂製			鋼製		
	φ76 mm	φ45 mm	φ22 mm	φ76.2 mm	φ50.8 mm	φ26.7 mm
外径(mm)	76.0	45.0	22.0	76.2	50.8	26.7
内径(mm)	70.0	40.0	17.0	72.2	47.6	21.7
肉厚(mm)	3.0	2.5	2.5	2.0	1.6	2.5
くい長(mm)	500	500	500	500	500	500
根入長(mm)	450	450	450	450	450	450
載荷板(mm)	159×148×5			100×100×3.2		
全自重(kg)	0.60	0.37	0.27	2.20, 2.29*	1.43, 1.47*	1.12, 1.13*

\*: くい先端閉鎖

ぐいについては、模型地盤として乾燥砂(滋賀県野州川産)のほかに 50×50×50 cm<sup>3</sup> のスポンジをも使用した。

載荷試験の結果から荷重-沈下量のくり返し曲線をかき、くい先端が閉鎖と開放の両状態における処女包絡線から同一沈下量に対

表-2 模型ぐいの諸元 (2) (鋼製)

項目	φ100.4 (mm)	φ76.8	φ48.2
外径(mm)	100.4	76.8	48.2
内径(mm)	91.4	68.4	41.8
肉厚(mm)	4.5	4.2	3.2
くい長(mm)	50	50	50
自重(kg)	0.68	0.49	0.23

表-3 くいの先端開放、閉鎖両状態における同一沈下量に対する荷重比 ( $P_0/P_c$ ) (1)

メタアクリル酸樹脂製 くい (mm)	φ76	φ45	φ22	
実験値	loose sand dense sand	0.60~0.70 0.75 前後	0.75~0.85 0.85~0.90	0.85~1.00 0.90~1.00
計算値		0.844	0.882	0.959
鋼製 くい (mm)	φ76.2	φ50.8	φ26.7	
実験値	loose sand dense sand	0.65 前後 0.70~0.75	0.70~0.80 0.85~0.90	0.95 前後 0.95~1.00
計算値		0.801	0.819	0.939

表-4 くいの先端開放、閉鎖両状態における同一沈下量に対する荷重比 ( $P_0/P_c$ ) (2)

くい種 (mm)	φ100.4	φ76.8	φ48.2	
実験値	砂 スポンジ	0.55~0.70 約 0.86	0.65~0.80 約 0.89	0.65~0.85 約 0.92
計算値		0.858	0.880	0.901

するそれぞれの荷重を読みとり、荷重の比率を求めた結果を示したのが表-3、表-4である。これと同時に表-1に示したメタアクリル酸樹脂(アクリライト)製の模型ぐいの外周面に抵抗線ひずみ計を貼付し、図-8に示したような鉛直荷重に対するくいのひずみ量を測定した結果、くいの周面全摩擦抵抗は上載荷重の約10%程度であり、これよりくいの先端には上載荷重の約90%が伝達されていることがわかったので、本模型実験に関する限りはくいの周面摩擦力を一応考慮外におくことにした。

しかして表-1、表-2に掲げた模型ぐいの寸法を式(7)に代入し、数値計算を行なった結果をも表-3、表-4に一括表示した。表-3によると、支持層が loose なときよりも dense なときの方がくいの先端閉鎖と開放の両状態における同一沈下量に対する荷重比 ( $P_0/P_c$ ) は大きく、その傾向は計算値と比較的よく対応している。また表-4によると、模型地盤が砂の場合は計算値よりも幾分小さな値が測定されているが、模型地盤にスポンジを使用すると計算値とまったく等しいといえるほどよい対応を示している。表-3の支持層 loose のときおよび表-4の模型地盤(乾燥砂)における実験値が計算値よりも幾分小さいのは、いわゆる模型砂地盤が降伏したであろうことが主な原因と考えられる。

b) 現地における実ぐい実験結果の引用 ここでは現地における実ぐい実験の結果を引用し、上記2.で述べた理論による計算結果との比較検討を行なう。

① 著者らによる実験結果: われわれは昭和38年7月~9月に大阪府により堺臨海埋立地区に建設中であつた浜寺大橋下部構造の基礎に使用された大径鋼管ぐい(φ=1200 mm)の載荷試験などを実施したことがあるが<sup>8)~11)</sup>、以下本文と関係ある結果のみを引用する。

試験現地点における土質調査の結果は図-9にみると

図-9 試験ぐい付近の土質調査図 (大阪府)

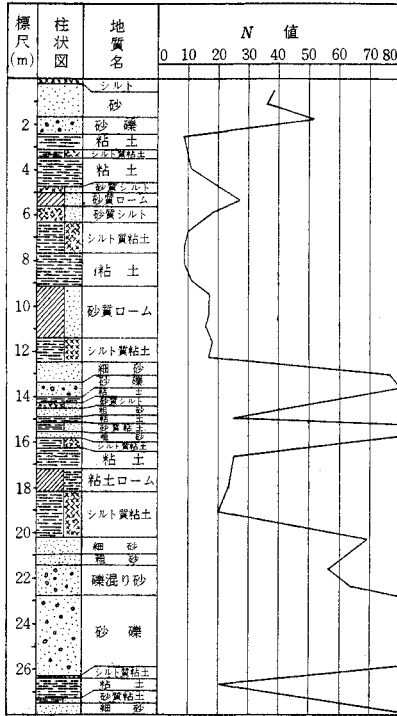


図-10 現地実験ぐい内の状態

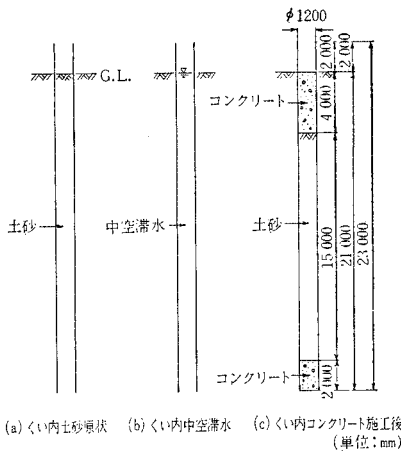


図-11 ぐい内(3)状態における荷重-全沈下量くり返し関係の処女包絡線および弾性沈下量

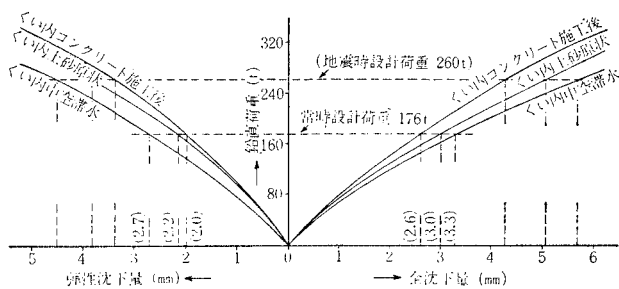


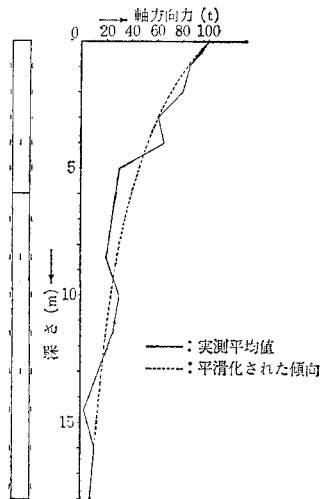
表-5 実ぐい実験における試験ぐいの諸元

ぐいの区分	上ぐい	中ぐい	下ぐい
形状	スパイラル鋼管		
外径 (mm)	1200	1200	1200
内径 (mm)	1174	1174	1182
肉厚 (mm)	13	13	9
ぐい長 (m)	6.5	6.5	10.0
全ぐい長 (m)	2.30		

おりであり、試験ぐいの諸元は表-5 に示したごとくであった。ぐい先の支持抵抗を調べるため同一の試験ぐいについて 図-10 に示したように、ぐいが打込まれたままの状態、ぐい内の土砂をほとんど完全に取出して滞水している状態、それよりぐい先端部の約 2m の区間に水中コンクリートを打設して再び土砂を埋戻し、ぐい頭部の約 4m の区間にコンクリート施工した状態の 3 者が対象とされた。

かくしてぐい内土砂原状・中空滞水・コンクリート施工後の 3 状態において求めたぐい頭の荷重-全沈下量についてのくり返し曲線から、それぞれの処女包絡線と弾性沈下量曲線とを一括図示したのが 図-11 である。しかしこの試験ぐいの電気抵抗線ひずみ計は多数破損したのでそのひずみ分布が十分得られなかった。そこでこれに近

図-12 試験ぐいの載荷試験による軸方向力分布



接した他の試験ぐい ( $\phi=711.2$  mm, 先端開放) のひずみ測定の結果を代用することにし、鉛直荷重 100 t 当りのひずみ量から軸方向圧縮力に換算してその分布形状を示したのが 図-12 である。したがってかかる分布形状よりこの場合におけるぐいの周面摩擦応力  $f$  は 図-1(a)

に示した弾性域にあるものとみなされ、式 (17) ~ (19) が適用される。また、この場合の摩擦弾性比例定数  $\beta$  は 図-12 の軸方向力分布から各層位置の沈下量  $u$  と周面摩擦応力  $f$  を求め、 $u-f$  曲線のこう配をとることによって約  $3.5 \text{ kg/cm}^3$  を得た。つぎに先端地盤における鉛直地盤係数  $k_v$  を求める。上載荷重 100 t におけるぐい頭の沈下量  $w_u$  は  $1.3 \text{ mm}$  なる値が測定され<sup>11)</sup>、また 図-12 からぐい体の弾性圧縮量  $w_p$  は  $\int_0^L P_z dz / \bar{A} E_p \cong 0.4 \text{ mm}$  となるので、ぐい先の沈下量  $w_l$  は  $w_u - w_p = 0.9 \text{ mm}$  となり、 $k_v = P_l / \pi R_0^2 w_l \lambda = 19.2$

~38.4 kg/cm<sup>3</sup> と算出される。ここに  $P_l=5\sim 10t$  : くい先端への伝達荷重,  $R_0$  : くいの外半径,  $\lambda=P_0/P_c$  : くい先端のみに注目したときの先端開放・閉鎖両状態において同一の沈下量を生ずる荷重比で, この場合は 図-3 から求められる 0.73 を使用。この  $k_v$  からつぎの関係式<sup>12)</sup> により支持層における土の弾性係数  $E_s$  を推定する。

$$E_s = 0.96(1-\nu^2) \sqrt{\pi R_0^3} \cdot k_v \dots \dots \dots (36)$$

ここに, 土のポアソン比として  $\nu=0.35$ , 上記の  $k_v=19.2, 38.4 \text{ kg/cm}^3$  を入れると  $E_s=1\,020, 2\,040 \text{ kg/cm}^2$  となる。そこで,  $E_s=1\,000, 1\,500, 2\,000 \text{ kg/cm}^2$  なる3者の値について  $\beta=3.0\sim 4.0 \text{ kg/cm}^3$  を用い, 表-5 の寸法をこの試験ぐいの常時設計荷重 176 t について, それぞれ本文の式 (17), 式 (18) に適用し計算を進めて表-6 の結果を得た。なおこの場合くいの断面積  $A$  としては, くい全長にわたっての平均値  $\bar{A}$  を用い, 表-6 における下欄の値はくいの周面摩擦力を期待しない場合として式 (1), 式 (6) にそれぞれくい体の全圧縮量を加えて求めた結果である。表-6 によると, 周面摩擦力を考慮した場合の計算値は測定値と比較的よく対応しており, 周面摩擦力を考慮しない場合の計算値は測定値より数倍以上も大きく, 弾性沈下測定量においてはその差がはなはだしくなっている。したがってこの現地実ぐい実験に関する限り鋼管ぐいに周面摩擦力が作用しており, その影響は, かなり大きいことをほぼ確認することができた。

表-6 沈下量の計算結果と測定結果 (常時設計荷重 176 t) (単位: mm)

周面摩擦力	くいの先端状態	計 算 値			測 定 値	
		$E_s=1\,000$ (kg/cm <sup>2</sup> )	$E_s=1\,500$ (kg/cm <sup>2</sup> )	$E_s=2\,000$ (kg/cm <sup>2</sup> )	全沈下量	弾性沈下量
考慮した 場 合	閉鎖 (a ぐい)	2.83~3.10	2.62~2.87	2.52~2.76	2.6	2.0
	開放 (b ぐい)	3.02~3.31	2.80~3.06	2.69~2.95	3.3	2.7
考慮しない 場 合	閉鎖 (a ぐい)	18.5	13.9	11.5	(2.6)	(2.0)
	開放 (b ぐい)	24.7	18.0	14.6	(3.3)	(2.7)

② 山肩らによる実験結果: 山肩ら<sup>13)~15)</sup>が昭和35年6月~9月に尼崎市において実施した鉛直載荷試験の結果の一部を引用すると表-7 のごとくであり, くい体のひずみ分布をもとにして得られた  $u_y, f_y, \beta$  および  $k_v$  などの値は表-8 のように求まっている。表-7 によると a ぐいのくい先の沈下量 30.1 mm は, 表-8 にみる塑性域の深さ  $z_p$  におけるくいの沈下量  $u_y=1.63 \text{ mm}$  よりも相当大きいので, この場合はくいの周面摩擦応力は塑性域にある

表-8 ひずみ分布から求めた  $f_y, u_y, \beta$  および  $k_v$  の値<sup>13)</sup> (山肩らによる)

くいの記号	a	c
くいの種類	鋼管 (先端閉鎖)	セル付ベテスタル
外 径 (mm)	φ 600	φ 450
降伏摩擦応力 $f_y$ (kg/cm <sup>2</sup> )	0.08	0.14
$f_y$ に対する沈下量 $u_y$ (mm)	1.63	2.8
摩擦弾性比例定数 $\beta$ (kg/cm <sup>3</sup> )	0.49	0.50
地盤係数 $k_v$ (kg/cm <sup>3</sup> )	24.6	34.8

として導いた式 (33)~式 (35) が適用される。また同氏はこの場合のくい先端地盤における鉛直地盤係数  $k_v$  として表-8 の最下欄に記入した値を求めている。この  $k_v$  から式 (36) を用いて  $E_s$  を推算すると, a ぐい, c ぐいの先端地盤に対してそれぞれ  $E_s=1\,100, 1\,170 \text{ kg/cm}^2$  をうる。

表-9 沈下量の計算結果と測定結果 (単位: mm)

周面摩擦力	くいの先端状態	計 算 値		測 定 値	
		$E_s=1\,100$ (kg/cm <sup>2</sup> )	$E_s=1\,200$ (kg/cm <sup>2</sup> )	全沈下量	弾性沈下量
考慮した 場 合	閉鎖 (a ぐい)	60.1	56.8	42.9	20.3
	開放 (b ぐい)	67.1	63.6	39.3	23.5
考慮しない 場 合	閉鎖 (a ぐい)	67.2	63.5	(42.9)	(20.3)
	開放 (b ぐい)	77.5	73.4	(39.3)	(23.5)

そこで  $E_s=1\,100, 1\,200 \text{ kg/cm}^2$  の両値を用い, 表-7 の上半に掲げたくいの寸法および表-8 の a ぐいにおける  $f_y=0.08 \text{ kg/cm}^2$  などの値を a, b 両ぐいに適用し, それぞれ本文の式 (33), 式 (34) に入れ計算を進めて表-9 の結果を得た。これらの計算結果と同表右欄に掲げた測定結果を比較すると, いずれのくいにおいても計算値の方が測定値よりも大きい, b ぐいよりも a ぐいの方が測定値に近い結果を与えている。これは b ぐいの計算においても a ぐいにおける  $E_s, f_y$  などの値をそのまま用いたことも一原因と考えられる。また周面摩擦力を考慮しない場合の計算値は考慮した場合よりも若干大きな値として算出され, 測定値より遠ざかっている。しかし摩擦を考慮した場合と考慮しない場合の計算値の差は表-6 に掲げた著者らによる計算結果にくらべ, 相当に小さな結果となっている。これは山肩らによる実験においては, 周面摩擦力に影響を与える中間層はシルト質粘土および粘土などから構成された軟かい地盤 ( $N < 4^{13)}$ ) であるのに対し, われわれが行なった試験地点における中間層は 図-9 にみたようにいわゆる粘土と砂の互層となっていて軟かかない地盤 ( $N=10\sim 80$  程度) によって構成されていたためであろう。結局 図-9 のような場合には周面摩擦力を期待でき, 山肩らによる実験地盤においてはほとんどこれを期待できないであろうことを表-6 および表-9 の結果が裏付けているといえよう。

表-7 試験ぐいと載荷試験結果<sup>14), 15)</sup> (山肩らによる)

くいの記号	a	b
くいの先端状態	閉 鎖	開 放
外 径 (mm)	φ 600	φ 600
肉 厚 (mm)	9.6	6.1
根 入 長 (m)	26.4	26.85
最大荷重 (t)	313.5	247
くい頭沈下量 (mm)	42.9	39.3
くい先沈下量 (mm)	30.1	21.1



#### 4. 結 語

鋼管ぐいのように一般に先端が開放された場合のくい先の支持抵抗については、これまで管内に押しこまれた土と管内面の摩擦抵抗に期待して、結局くい先支持面積としては見掛上その閉鎖全面積がとられることが多かった。しかし支持層上の地盤が軟弱なときや管径が大なるときまでかかる考えをそのまま拡張できるかどうか疑問がもたれたので、本研究では管内の土の摩擦抵抗は一応期待せずに、くい体のみの先端支持抵抗を力学的に取り扱い、ついでくい外周面の摩擦抵抗の影響を考慮した場合を組み合わせ、それらについての計算結果を模型実験・実物実験の結果と対応させて考察を加わえた。本研究における理論的取扱いで設けた仮定は少なくないが、得られた成果を要約するとつぎのごとくである。

(1) くい先が弾性支持層に支えられる場合を対象として、くい体の先端のみに注目しくい先が開放と閉鎖なる両極端の場合を想定して、その両者において同一の弾性沈下量を生ずる荷重比率  $P_0/P_c$  を算定する式(7)を導いた。この式にくい体の全圧縮量を加えたものがくい周摩擦力を期待しない場合にそのまま適用できるが、数値計算の結果かかる  $P_0/P_c$  はくい径の大なるほど、管の肉厚が小なるほどいずれも小となるので、大径鋼管くい先の有効支持面積として全閉鎖面積をそのままとすることは危険であることがわかった。

(2) くい外周の摩擦力をほとんど期待できないような場合について、乾燥砂とスポンジを模型地盤に供した室内模型実験を実施し、その結果上記の  $P_0/P_c$  を算定する式(7)がおおむね妥当な値を与えることが確かめられた。かかる場合の  $P_0/P_c$  の値の計算は簡単ではないので実用上は図-3などを参照するのが便利であろう。

(3) 支持層までの中間層が軟弱でない場合はくい外周の摩擦力を期待できるものと考え、その摩擦応力が弾性域、弾塑性域、塑性域にある場合について、それぞれ(1)のくい先の支持抵抗を考慮に入れて、くい頭の沈下量を求める算定式を導いた。数値計算の結果よりくい根入長の小なるほど、くい周の摩擦弾性比例定数が小なるほど、支持層の土の弾性係数が大きいほど、いずれも上述の  $P_0/P_c$  が小さくなる傾向にあることが明らかとなった。

(4) 現地実験された実ぐいに例をとって上記(3)の理論式を適用して実験値と計算値を対比したところ、くい先開放・閉鎖の場合の実験値、計算値がそれぞれ対応し、しかもくい外周の摩擦力を考慮した計算値の方がこれを考慮しないそれよりはるかに実験測定値に近い結果を得た。これより先端を開放された大径鋼管ぐいはこれを閉鎖したそれより沈下が大きいこと、および中間層が比較的硬いかあるいは締まっているいわゆる  $N$  値がある程度大きいときにはくい周の摩擦力もそれだけ期待で

き、本文における理論的取扱いが実際上の意義を有していることが裏付けられた。

(5) 本研究ではくい管内に押しこまれた土の性状がよくわからないので、これと鋼ぐい内面間の摩擦を考慮外においた。しかしこれは外側の摩擦に比べて無視できるとも考えられないので、いま仮にこの内側の摩擦も計算式に導入することができたと想定してみると、表-6、表-9でくい先開放で周面摩擦力を考慮したときのくい頭沈下量の計算値は同表における値よりも小さくなり、それだけ実験測定値に近づくことが考えられよう。

(6) 本文の図-4で鋼ぐいの肉厚/直径が大なるほど先端開放ぐいの先端支持が先端閉鎖のそれに近づく傾向にあることから、大径鋼管ぐいでも打込みの見通しがつくときには、先端の補強もかねた仕切板を取り付ける方法<sup>10)</sup>などと同様に、くいの先端1m程度にわたって肉厚を増加することが、支持力の増強に有効な場合もありえよう。

(7) すでに知られているように上載荷重の増加にともなって、くい体の沈下によって生ずる周面摩擦応力  $f$  と沈下量  $u$  との関係は順次弾性→弾塑性→塑性域へと変化していき、終局的にはくい先支持地盤が降伏するものと考えれば、くいの先端のみを対象とした本文の式(7)は式(19)、式(27)、式(35)などよりも設計計算上安全側の値を算出するものといえる。

以上いずれにしても本研究では、実工事で地盤に打込まれる大径鋼管ぐいは構造的には先端開放のままに放置されるが、その支持力や沈下の算定に当たって先端の支持面積をあたかもくい先が閉鎖されているごとくに全閉鎖面積をとった場合に対する関連において考えようとしたものである。しかし本文にもなお多くの仮定があり、特に鋼管内の土の影響、さらに支持層の降伏も対象とした極限支持状態における支持力と沈下などの研究も今後の課題であり、引き続き研究したく思っている。また大径鋼管ぐいに関するこの方面の実物実験がさらに数多く実施されて、有益な資料が集積されることが望まれる。

本研究における数値計算に当たっては京都大学電子計算機 KDC-II が使用され、模型実験は当時の大学院学生松浦 佐君(現在建設省四国地建)に負うところが大きく、現地実験はわれわれ研究室一同の協力による結果である。さらに京都工芸繊維大学山肩先生の研究成果を多く参照させて頂いた。あわせて深謝する次第である。

#### 参 考 文 献

- 1) 園田頼孝・榎本貞治・斎藤外吉：鋼杭の杭先支持面の効率について、第17回土木学会年次学術講演会、講演概要 III-53, pp. 117~118, 昭 37. 5.27
- 2) 園田頼孝・榎本貞治：鋼杭の杭先支持面の効率について(第2回)、第19回土木学会年次学術講演会、講演概要 III-69, pp. 69-1~2, 昭 39. 5.31
- 3) 山原 浩：鋼管ぐいの閉塞効果と支持力機構(その1, その2)、日本建築学会論文報告集、第96,97号, pp. 28~

- 35, pp. 34~41, 昭 39. 3 4
- 4) Chellis, R.D. : Pile Foundations, McGraw-Hill, p.42. 1951
- 5) 横山幸満 : 鋼杭の設計と施工, 山海堂, p. 71, 昭 41. 5
- 6) Timoshenko, S. and Goodier, J.N. : Theory of Elasticity, McGraw-Hill, pp. 366~372, 1951
- 7) Seed, H. and Reese, L. : The Action of Soft Clay along Friction Piles, ASCE, Vol. 81, Paper No. 842, pp. 842-17~19, Dec 1955
- 8) 後藤尚男・勝見 雅・松浦 佐 : 橋脚用大径鋼管杭に関する実験的研究, 京都大学工業教員養成所研究報告, 第1号, pp. 66~72, 昭 39.10
- 9) 松本 正・後藤尚男・吉田喜七郎・勝見 雅 : 橋脚基礎用大径鋼管杭の現地試験結果について, 昭和38年度土木学会関西支部年次学術講演会, 講演概要 III-13, pp. 103~104, 昭 38.11.10
- 10) 後藤尚男・勝見 雅・松浦 佐 : 橋脚用大径鋼管杭の支持機構に関する実験的研究, 第19回土木学会年次学術講演会, 講演概要 I-51, pp. 51-1~2, 昭 39. 5.30
- 11) 三井建設株式会社・京都大学工学部土木工学教室 後藤研究室 : 大阪府泉北2号橋(仮称)下部工鋼杭試験報告書, 昭 39. 2
- 12) 上掲 6), p. 370, 式(212)を變形
- 13) 山肩邦男 : 支持杭の沈下に関する理論的考察, 日本建築学会論文報告集, 第68号, pp. 89~97, 昭 36.6
- 14) 横尾義貫・原田 守・山肩邦男・佐藤 寛 : 各種基礎クイの比較実験, 土と基礎, Vol. 9, No. 5, pp. 20~40, 昭 36.10
- 15) 村山朔郎・大崎順彦編集 : 基礎工学ハンドブック, 朝倉書店, p. 436, 表 9.1, 昭 39.11
- 16) たとえば, 上掲 3), その 2, p. 40

(1966. 6. 8・受付)