

アース・アンカーの引抜き抵抗に関する基礎的研究

FUNDAMENTAL STUDIES ON PULLOUT RESISTANCE
OF EARTH ANCHORS

勝 見 雅*・西 原 晃**

By Tadashi KATSUMI and Akira NISHIHARA

1. 緒 言

構造物の基礎の多くは、上部構造物から下向きの荷重を支持地盤に伝達することを目的としている。しかし、送電用鉄塔、海洋構造物などの基礎として使用されるアース・アンカーは引抜きに対して強い抵抗力を示さなければならない。著者の一人勝見は上部構造物から下向きに荷重が作用する一般的な基礎の支持力に関する一連の研究^{1)~5)}を続けているが、同じ支持力問題でも上向きの力すなわち引抜き力を期待するアンカー基礎は単に力の作用方向が逆向きというだけでかなり様子の異なることが想像された。そこで、著者らもここ数年、アース・アンカーの引抜き抵抗に関する研究を行ってきている⁶⁾。

一方、水平地表面を有する地盤内に埋設された鉛直アンカーを鉛直上方向に引き抜く場合についてはいくつかの算定法が提案されているが、これらに対しもっとも重要なことは極限状態と考えられる引抜き時に生ずる土の破壊形状、すなわち、すべり面の決定である。しかしながら、このすべり面の決定は非常にむずかしく、土すい体重量法、土圧法、せん断法、および Fröhlich・Majer 法で代表されるいわゆる簡易算定法におけるすべり面を直線と仮定する方法は、実際に観察される破壊形状と異なる場合が少なくない。これに対し、基礎が引抜き力を受けた場合、実際に生じた破壊形状を観察し、理論的考察に基づいてできるだけ実際に近い直線でないすべり面を考えて限界引抜き力を求めようとする方法に、Balla⁷⁾、松尾^{8)~11)}、Mors¹²⁾ らの算定法がある。

Balla は彼の行った室内模型実験の結果からすべり面を基礎底面の直径 $2B$ と埋設深さ D の比 $\lambda (\equiv D/2B)$ を決めれば、土の内部摩擦角 ϕ のみによって定まる円弧と仮定している。このすべり面は基礎外端で垂直に始ま

り、地表面と $(\pi/4 - \phi/2)$ の角度で交わるとしている。そして、すべり面内の土塊の重量と、すべり面上に沿って働くせん断応力を Kötter の式に適用して求め、その鉛直分力をすべり面に関して積分したものと、アンカー基礎の自重の 3 倍を加えたものを限界引抜き抵抗力としている。しかし実際すべり面上に作用する力はせん断応力だけでなくすべり面に垂直な直応力も存在しているが、Balla は後者を考慮していない。しかもこの鉛直分力は上向きになるので（後述 Fig. 13 参照）、Balla の方法による計算結果は限界引抜き抵抗力を過大評価すなわち設計計算上危険側になることに大きな問題がある。

松尾は多数の模型実験および現地実験の結果より、すべり面を Balla のように円弧を母線とする単純な回転面で表わせないことを指摘し、アンカー床版外端直上にある地表面上の点を通る直線上に中心をもつ対数らせん線と、二次元問題に関する Rankine の受働状態における直線とを合成したものと仮定している。さらに、対数らせん線より直線への移行点を上記アンカー床版外端直上にある地表面上の点と対数らせん線の中心を結ぶ線上で試行的に定め、仮定したすべり土塊に生ずる諸力の対数らせん中心点まわりのモーメントの和を零とおいて、アンカー床版部が土塊におよぼす土圧を求め、その最小値を与えるすべり面を求めるすべり面としている。そして、すべり面内の土塊の重量と、すべり面上に作用する粘着力 $c=0$ の場合のせん断抵抗合応力を Kötter の式に適用して求め、その鉛直分力をすべり面に関して積分したものと、粘着力 c のみがすべり面上に作用した場合の抵抗力の鉛直分力をすべり面に関して積分したものと、アンカー基礎の自重を加えたものを限界引抜き抵抗力としている。この方法はすべり面上に作用する力としてせん断抵抗合応力を採用しているので、いっけん、Balla の方法の欠陥を解消しているように思われるが、すべり面上に作用する力の取り方に納得できない点がある。これについて

* 正会員 工博 鳥取大学教授 工学部土木工学教室

** 学生会員 工修 京都大学研究生 工学部土木工学教室

4. で詳しく述べる。また、松尾の対数ら線と直線を合成したすべり面は曲線としては複雑であり、そのすべり面を用いた算定法を傾斜アンカーなどへ適用する場合、その算定式の誘導は相当面倒になり計算手順もこみ入ったものになることが予想される。

そこで、著者らは水平地表面を有する地盤内に埋設されたアンカーに関する上記したような研究成果の長所、欠点を念頭におき、まず引抜き力を受けた際のアンカー周辺地盤に注目し、その破壊形状を観察した。その結果、円弧と仮定する Balla のすべり面は彼の算定式を後述のように修正することにより現場実験結果とのよい対応がみられ、また、現在研究中の傾斜アンカーへの適用も比較的容易であるため、現在、送電線鉄塔関係の技術者の間で常識となっているように Balla のすべり面は適合しないとはっきりいいきってしまうのは問題があると考えられ、Balla の方法においてすべり面に垂直な直応力の鉛直分力を考慮した修正算定式を導くとともに、乾燥砂を用いた室内模型実験を行った。さらに松尾の粘性土地盤による模型実験結果ならびに現場実験の結果をも引用し、それらの結果と各種算定式による計算結果との比較検討なども試みたので、これらに関して次節以降に論述する。

2. 室内模型実験

(1) 実験の概要

模型実験装置の概略は Fig. 1 に示すとおりである。同図にみる実験用土槽は $1000 \times 800 \times 500$ mm の内寸法をもつ鋼製の箱で、前面はアンカー基礎周辺地盤の挙動

Table 1 Characteristics of model soil ground
(A-1, A-2)

	A-1	A-2
water content w (%)	0.35	0.40
specific gravity G_s	2.65	2.65
unit weight r (g/cm^3)	1.68	1.68
angle of internal friction ϕ ($^\circ$)	37.5	39
cohesion c (g/cm^2)	0	5

ならびに破壊形状などが実際に観察できるようにアクリル板を取り替えられるようになっている。さらに実験に用いたアンカー床版は厚さ 4 mm の鋼製円板で、その直径は $2B = 30, 60, 90, 120$ mm の 4 種である。また、アンカー床版の中心には $\phi = 8$ mm のアンカー棒が、アンカー棒の他端にはチェーンが取りつけられ、滑車を通して荷重箱または載荷板により荷重が伝達されるようになっている。一方、模型地盤は鳥取砂丘砂の 2 mm ふるいを通過した Table 1 に示した土質工学的性質をもつ気乾試料を用い、アンカー基礎を所定の根入れ深さに設置し、実験 A-1 では一層の厚さが 4.5 cm になるよう砂試料を入れ、一層ごとにほぼ一定の単位重量 $r \approx 1.68 \text{ g}/\text{cm}^3$ になるよう突き棒で適当回数突き固め、実験 A-2 では一層 9 cm ごとに MDV-300 型振動発生機 (1/2 HP, 八千代製作所 K.K. 製) にて 600~700 rpm を一層につき約 1 分間水平方向加振を行って締め固め、それぞれこの作業を所定の深さになるまで繰り返した。

引抜き試験の要項は杭の載荷試験¹³⁾に準じた定荷重式で行うこととした。すなわち、あらかじめ予想される引抜き抵抗力の約 1/15~1/20 の荷重を 1 ピッチとして、1 ピッチについてその荷重を作用させたときのアンカーの変位量をアンカー棒の頭部に取りつけたプレート上の左右 2 個のダイヤルゲージを用いて測定し、5 分間でその変位量増加が 1/100 mm 以内におさまったとき、あるいは変位量増加がまだ上記の範囲内におさまっていないが 20 分を経過したときをもって、アンカー周辺の地盤が安定したとみなし、次の荷重段階に進んだ。このような操作をアンカー床版が完全に抜け上るまで行い、そのときの荷重を限界引抜き抵抗力とした。本実験では次節で述べるアンカー基礎の根入れ幅比 $\lambda (\equiv D/2B)$ に注目し、実験 A-1, A-2 に対してそれぞれ Tables 2, 3 に掲げた寸法を用いた。

(2) 実験結果および考察

壁面の影響をできるだけ少なくし、土中でのすべり面を直接観察するために、前面にアクリル板を用いた土槽によるアンカー床版を半円形とした半三次元的な実験を行った。Fig. 2 はこの実験結果の一例を示したものであり、黒色のマジック補充用インキで色づけした同じ砂を一層 2 cm の互層に敷いて模型地盤を作成し、破壊形

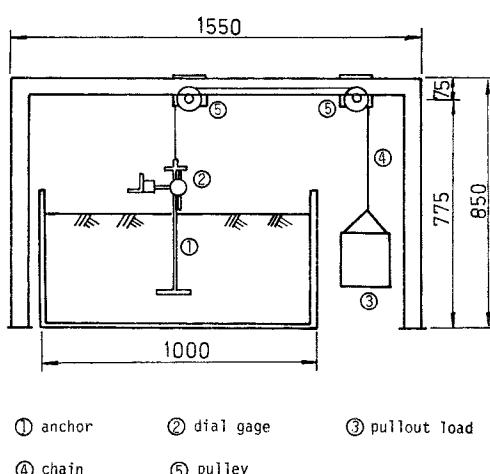


Fig. 1 Test setup and loading apparatus for model anchor test

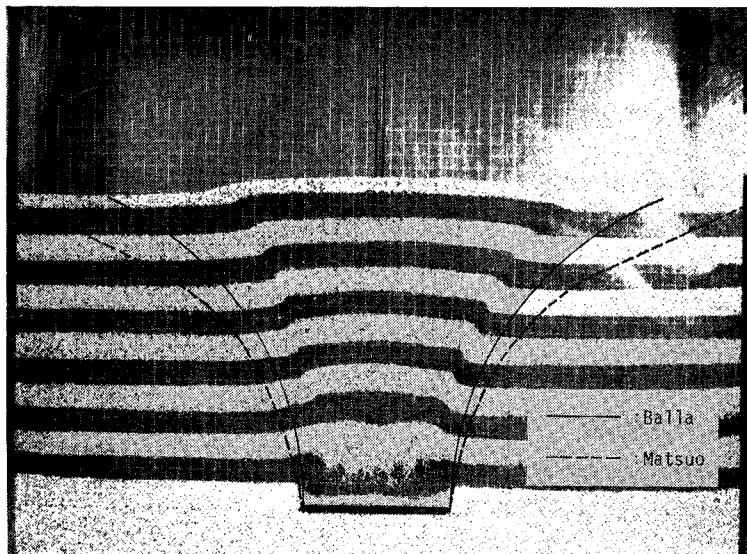


Fig. 2 Shape of failure surface

状を写真撮影した結果である。また、同図にはすべり面を円弧とした Balla、対数線と直線とを合成した松尾のすべり面もかき加えた。

Fig. 2 によると Balla のすべり面は実測すべり面に近く、算定式も比較的簡単であり、ただ Balla が無視しているすべり面に垂直な直応力の鉛直分力を考慮して修正してやれば、工学的判断よりかなり合理的な算定法になるものと思われる。

3. 新しい算定式 (Balla 法の修正式) の提案

Fig. 2 によると Balla のように円弧と仮定したすべり面が実測すべり面に比較的近い。そこで、すべり面を円弧と仮定し、Balla が考慮していないかったすべり面上に作用するすべり面に垂直な直応力の鉛直分力を考えた

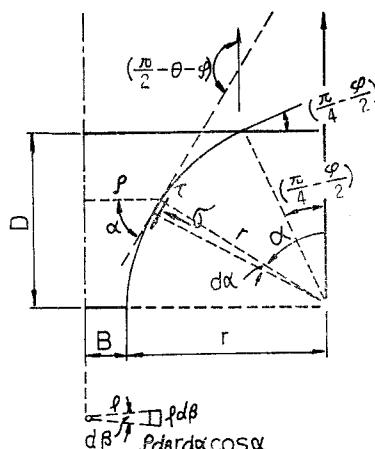


Fig. 3 Stresses acting on slip line

ので、ここではこの算定式について記述する。

(1) 土塊重量 G_1 の算定⁷⁾

すべり面内の土塊の重量 G_1 は Balla の結果と同じになるはずであるが G_1' ⁷⁾ の取り方に間違いがあり、 γ を土の単位体積重量として、Fig. 3 に示した記号を用い、結局、次式で表わされる。

$$G_1 = \pi B^2 D \gamma F_1(\phi, \lambda) \dots \dots \dots (1)$$

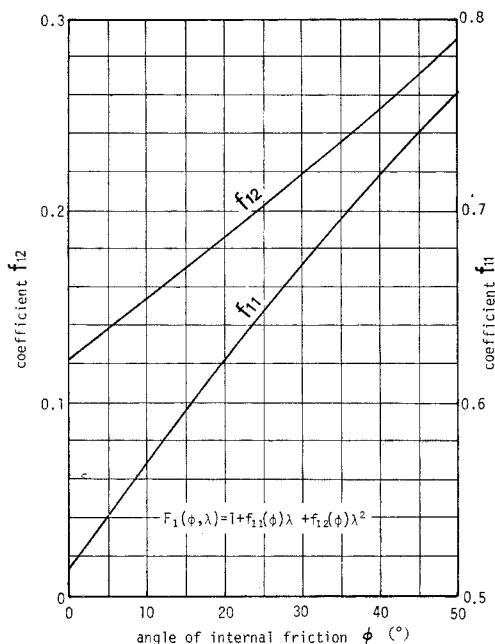
ここに、 $\lambda (\equiv D/2B)$ はアンカー基礎の根入れ幅比を表わし、

$$\pi/4 + \phi/2 = \theta_a, \quad \pi/4 - \phi/2 = \theta_p$$

とおくことにより、

$$F_1(\phi, \lambda) = 4 \lambda^2 \frac{1}{\cos^3 \theta_p} \left[\left\{ \left(1 + \frac{\cos \theta_p}{2 \lambda} \right)^2 + 1 \right\} \cos \theta_p - \left(1 + \frac{\cos \theta_p}{2 \lambda} \right) \left(\frac{1}{2} \cos \phi + \theta_a \right) - \frac{1}{3} \cos^3 \theta_p \right] \dots \dots \dots (1)'$$

である。なお、式 (1), (1)' の $F_1(\phi, \lambda)$ は無次元量を表わし、Balla はこの $F_1(\phi, \lambda)$ に $D^3 \gamma$ をかけたものを G_1 としている。この $F_1(\phi, \lambda)$ の前にかかる係数は単に長さの 3 乗に土の単位体積重量をかけたものであればよく、根入れ深さ D の 3 乗の物理的意味がはっきりしないので、著者らは D^3 の代りに半径を B 、深さを D と

Fig. 4 Pullout capacity factor $F_1(\phi, \lambda)$

した円柱の体積 $\pi B^2 D$ を用いることにした。以下に示す無次元量 ${}_r F_2(\phi, \lambda)$, ${}_r F_3(\phi, \lambda)$, ${}_o F_2(\phi, \lambda)$, ${}_o F_3(\phi, \lambda)$ などに対しても同様の考え方により、 $\pi B^2 D r$ でくくることにした。さて、 $F_1(\phi, \lambda)$ を簡単に求めるために次の形に再整理した。

$$F_1(\phi, \lambda) = 1 + \lambda f_{11}(\phi) + \lambda^2 f_{12}(\phi) \dots \quad (1)''$$

そして式 (1)'' で示した $f_{11}(\phi)$, $f_{12}(\phi)$ の計算図表を表わしたもののが Fig. 4 である。

(2) すべり面上に作用するせん断応力 τ とすべり面に垂直な直応力 σ の鉛直分力の算定

Fig. 3 に示したすべり面上に作用する τ を用いてすべり線に沿う Kötter の式を書けば、同図のように座標をとることにより次式で表わされる。

$$\frac{d\tau}{da} + 2\tau \tan \phi = r\gamma \sin \phi \sin(a + \phi) \dots \quad (2)$$

Balla は $a = (\pi/4 - \phi/2)$ において $\tau = c(1 + \sin \phi)$ なる境界条件のもとに式 (2) を解き、その鉛直分力を求め、全すべり面に関して積分することによりすべり面上に作用するせん断抵抗力 ${}_r T_v$ を次式のように導いている⁷⁾。

$${}_r T_v = \pi B^2 D r \left[\frac{c}{D r} {}_r F_2(\phi, \lambda) + {}_r F_3(\phi, \lambda) \right] \dots \quad (3)$$

ここに、

$$\begin{aligned} {}_r F_2(\phi, \lambda) &= 8\lambda^2 \frac{1}{\cos^2 \theta_p} (1 + \sin \phi) \\ &\cdot \left[\frac{1}{1 + 4 \tan^2 \phi} \left(1 + \frac{1}{2\lambda} \cos \theta_p \right) \right. \\ &\cdot \{-2 \tan \phi \cdot \exp(-2\theta_a \tan \phi) \\ &+ 2 \tan \phi \sin \theta_p + \cos \theta_p\} \\ &+ \frac{1}{4 \tan \phi} \{\exp(-2\theta_a \tan \phi) - 1\} \\ &+ \frac{1}{4(1 + \tan^2 \phi)} \{(\exp(-2\theta_a \tan \phi) \\ &+ \sin \phi) \tan \phi - \cos \phi\} \left. \right] \\ {}_r F_3(\phi, \lambda) &= 8\lambda^2 \frac{1}{\cos^3 \theta_p} \left[-\frac{1}{1 + 4 \tan^2 \phi} \sin \phi \cos \theta_a \right. \\ &\cdot (2 \tan \phi \tan \theta_a - 1) \left\{ \frac{1}{1 + 4 \tan^2 \phi} \right. \\ &\cdot \left(1 + \frac{1}{2\lambda} \cos \theta_p \right) (-2 \tan \phi \\ &\cdot \exp(-2\theta_a \tan \phi) + 2 \tan \phi \sin \theta_p + \cos \theta_p) \\ &+ \frac{1}{4 \tan \phi} \{\exp(-2\theta_a \tan \phi) - 1\} \\ &+ \frac{1}{4(1 + \tan^2 \phi)} \{(\exp(-2\theta_a \tan \phi) \\ &+ \sin \phi) \cdot \tan \phi - \cos \phi\} \lambda_u \left. \right\} + \frac{1}{4(1 + 4 \tan^2 \phi)} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} &\cdot \left(1 + \frac{1}{2\lambda} \cos \theta_p \right) \{3 \sin^2 \phi (2\theta_a + \cos \phi) \right. \\ &- \sin \phi (\cos \phi - 2 \sin \phi \tan \phi) (1 + \sin \phi)\} \\ &- \frac{1}{6(1 + 4 \tan^2 \phi)} \{3 \sin^2 \phi (5 - \sin \phi) \\ &\cdot \cos \theta_p + \sin \phi (\cos \phi - 2 \sin \phi \tan \phi) \\ &\cdot \{(1 - \sin \phi) \sin \theta_p - 2\}\} \left. \right] \end{aligned} \dots \quad (3)'$$

式 (3), (3)' は当然 $\phi \neq 0$ を対象としたものであり、 $\phi = 0$ の場合は次の式 (4), (4)' から ${}_r T_v$ を算出しなければならない。

$${}_r T_v = \pi B^2 D r \left[\frac{c}{D r} {}_r F_2(0, \lambda) + {}_r F_3(0, \lambda) \right] \dots \quad (4)$$

ここに、

$$\left. \begin{aligned} {}_r F_2(0, \lambda) &= 2\lambda \{2 - (\pi + 2 - 4\sqrt{2})\lambda\} \\ {}_r F_3(0, \lambda) &= 0 \end{aligned} \right\} \dots \quad (4)'$$

なお、式 (3)' は簡単な式ではないので、Balla は設計計算に便利なように土の内部摩擦角 ϕ をパラメーターとして、横軸に根入れ幅比 λ をとり、 ${}_r F_2(\phi, \lambda)$ と ${}_r F_3(\phi, \lambda)$ を求める図表を提示している⁷⁾。

次に、すべり面に垂直な直応力 σ を用いて、式 (2) を書き改めれば、 $\tau = c + \sigma \tan \phi$ より次式で表わされる。

$$\frac{d\sigma}{da} + 2(c + \sigma \tan \phi) = r\gamma \cos \phi \sin(a + \phi) \dots \quad (5)$$

式 (5) を解き、 $a = (\pi/4 - \phi/2)$ において $\sigma = c \cos \phi$ なる境界条件を用いれば、 $\phi \neq 0$ に対して σ は次のように求まる。

$$\begin{aligned} \sigma &= r\gamma \left[\exp(-2\alpha \tan \phi) \cdot \exp(2\theta_p \tan \phi) \right. \\ &\cdot \left\{ \frac{c}{rr} \left(\cos \phi + \frac{1}{\tan \phi} \right) \right. \\ &- \frac{\cos \phi}{1 + 4 \tan^2 \phi} \cos \theta_a (2 \tan \phi \tan \theta_a - 1) \left. \right\} \\ &+ \frac{\cos \phi}{1 + 4 \tan^2 \phi} \{2 \tan \phi \sin(a + \phi) - \cos(a + \phi)\} \\ &\left. \left. - \frac{1}{\tan \phi} \frac{c}{rr} \right] \right. \dots \quad (6) \end{aligned}$$

すべり面に垂直な直応力 σ の鉛直分力 $d_a T_v$ は次式となる (Fig. 3 参照)。

$$d_a T_v = -\sigma \cos \alpha \cdot \rho d\beta r d\alpha \dots \quad (7)$$

また、

$$\rho = r(1 + B/r - \sin \alpha)$$

なるゆえ、

$$\begin{aligned} {}_r T_v &= - \int_0^{2\pi} d\beta \int_{\theta_p}^{\pi/2} \sigma r^2 \left(1 + \frac{B}{r} - \sin \alpha \right) \cos \alpha d\alpha \\ &= \pi B^2 D r \left[\frac{c}{D r} {}_r F_2(\phi, \lambda) + {}_r F_3(\phi, \lambda) \right] \end{aligned} \dots \quad (8)$$

ここに、

$$\begin{aligned} {}_oF_2(\phi, \lambda) &= -8\lambda^2 \frac{1}{\cos^2 \theta_p} \left[\left(\cos \phi + \frac{1}{\tan \phi} \right) \right. \\ &\quad \cdot \left\{ \frac{1}{1+4\tan^2 \phi} \left(1 + \frac{1}{2\lambda} \cos \theta_p \right) \right. \\ &\quad \cdot (\exp(-2\theta_a \tan \phi)) \\ &\quad + 2 \tan \phi \cos \theta_p - \sin \theta_p \\ &\quad - \frac{1}{4(1+\tan^2 \phi)} \cdot (\exp(-2\theta_a \tan \phi)) \\ &\quad + 2 \sin \phi \left. \right\} + \frac{1}{\tan \phi} \left\{ \frac{1}{4} (1+\sin \phi) \right. \\ &\quad - \left(1 + \frac{1}{2\lambda} \cos \theta_p \right) (1-\sin \theta_p) \left. \right\} \\ {}_oF_3(\phi, \lambda) &= -8\lambda^2 \frac{1}{\cos^2 \theta_p} \left[-\frac{1}{1+4\tan^2 \phi} \right. \\ &\quad \cdot \cos \phi \cos \theta_a (2 \tan \phi \tan \theta_a - 1) \\ &\quad \cdot \left\{ \frac{1}{1+4\tan^2 \phi} \left(1 + \frac{1}{2\lambda} \cos \theta_p \right) \right. \\ &\quad \cdot (\exp(-2\theta_a \tan \phi) + 2 \tan \phi \cos \theta_p \\ &\quad - \sin \theta_p) - \frac{1}{4(1+\tan^2 \phi)} \\ &\quad \cdot (\exp(-2\theta_a \tan \phi) + 2 \sin \phi) \left. \right\} \\ &\quad + \frac{1}{4(1+4\tan^2 \phi)} \left(1 + \frac{1}{2\lambda} \cos \theta_p \right) \\ &\quad \cdot \{ \cos \phi (3 \sin \phi + 1) + 2 \theta_a (2 - 3 \cos^2 \phi) \} \\ &\quad - \frac{1}{3(1+4\tan^2 \phi)} (3 \cos \phi \sin \phi \\ &\quad \cdot (1 - \sin^3 \theta_p) + (2 - 3 \cos^2 \phi) \cos^3 \theta_p) \left. \right] \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (8)'$$

$\phi=0$ の場合は、

$$\sigma = rr \left[\frac{c}{rr} \left(1 + \frac{\pi}{2} - 2\alpha \right) + \left(\frac{1}{\sqrt{2}} - \cos \alpha \right) \right] \quad \dots\dots\dots (9)$$

となる。よって ${}_oT_v$ は、

$${}_oT_v = \pi B^2 Dr \left[\frac{c}{Dr} {}_oF_2(0, \lambda) + {}_oF_3(0, \lambda) \right] \quad \dots\dots\dots (10)$$

ここに、

$$\begin{aligned} {}_oF_2(0, \lambda) &= -2\lambda [(2+2\sqrt{2}-\sqrt{2}\pi) \\ &\quad + (4+4\sqrt{2}-3\pi)\lambda] \\ {}_oF_3(0, \lambda) &= -\lambda [(4\sqrt{2}-2-\pi) \\ &\quad + (44/3-4\sqrt{2}-2\sqrt{2}\pi)\lambda] \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (10)'$$

ゆえに、すべり面上に作用するせん断抵抗力の鉛直分力 ${}_oT_v$ とすべり面に垂直な直応力による抵抗力の鉛直分力 ${}_oT_v$ を加えたものを T_v とすれば、

$$\begin{aligned} T_v &= {}_oT_v + {}_oT_v \\ &= \pi B^2 Dr \left[\frac{c}{Dr} F_2(\phi, \lambda) + F_3(\phi, \lambda) \right] \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (11)$$

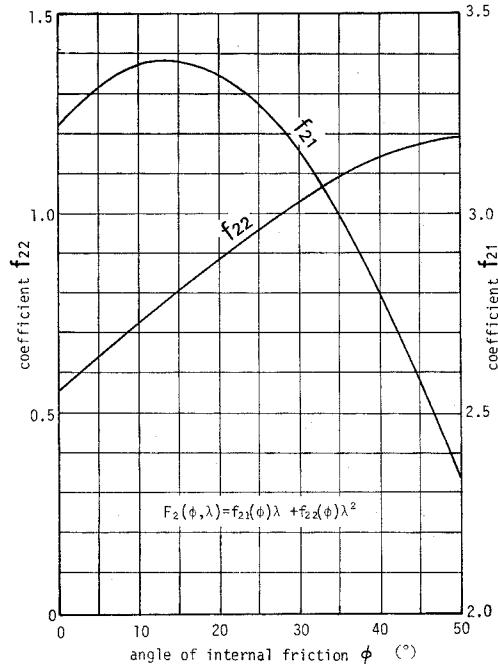


Fig. 5 Pullout capacity factor $F_2(\phi, \lambda)$

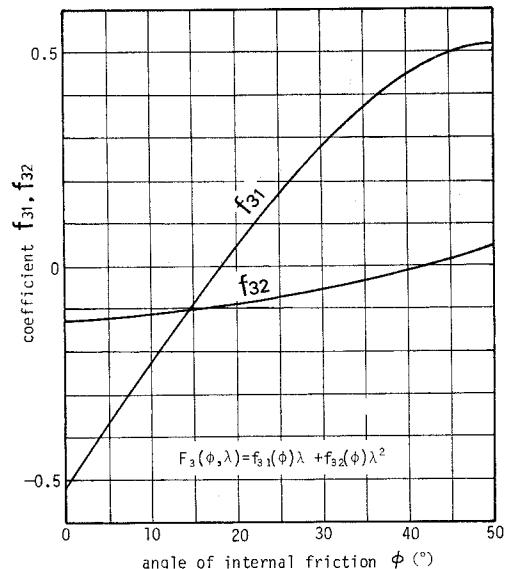


Fig. 6 Pullout capacity factor $F_3(\phi, \lambda)$

ここに、

$$\begin{aligned} F_2(\phi, \lambda) &= {}_oF_2(\phi, \lambda) + {}_oF_2(\phi, \lambda) \\ F_3(\phi, \lambda) &= {}_oF_3(\phi, \lambda) + {}_oF_3(\phi, \lambda) \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (11)'$$

のよう書くことができる。周知のように Balla はすべり面に垂直な直応力を考慮していないので、式 (11) の ${}_oT_v$ 、すなわち、式 (11)' の $F_2(\phi, \lambda)$ 、 $F_3(\phi, \lambda)$ を考えていいことになる。Figs. 5, 6 はそれぞれ式 (11)' の $F_2(\phi, \lambda)$ 、 $F_3(\phi, \lambda)$ を簡単に求めるために、次の式

(11)" のように書き改め,

$$\left. \begin{array}{l} F_2(\phi, \lambda) = \lambda f_{21}(\phi) + \lambda^2 f_{22}(\phi) \\ F_3(\phi, \lambda) = \lambda f_{31}(\phi) + \lambda^2 f_{32}(\phi) \end{array} \right\} \dots\dots\dots(11)''$$

$f_{21}(\phi)$, $f_{22}(\phi)$ と $f_{31}(\phi)$, $f_{32}(\phi)$ を求めるために図に示したものである.

したがって、限界引抜き抵抗力 Q は G_2 をアンカーベースの自重として次式で表わされる。

4. 実験結果とその考察

Tables 2, 3 は今回の実験において得られた結果を限界引抜き抵抗力 Q_u , ならびに各種算定法による計算結果と比較するために限界引抜き抵抗力の無次元量 $Q_u/\pi B^2 D_f$ を算出してそれぞれ実験 A-1, A-2 に対して示したものである。この場合、同表に示した Q_u は以下の考察を容易にするために便宜上地盤だけが受けもつ抵抗力とみなし、アンカー基礎の自重を差し引いた値を示している。

(1) 基礎の根入れ幅比に関する検討

1. で紹介した算定法、ならびに 3. に提案した算定法には基礎の根入れ幅比 λ が導入されている。ここではこの λ に注目して実験結果を検討する。

Tables 2, 3 において $\lambda=3$ に統一し、アンカー床版

Table 2 Experimental results (A-1)

$2B$ (cm)	D (cm)	λ	Q_u (kg)	$Q_u/\pi B^2 D r$
12	9	0.75	3.2	1.9
			3.3	1.9
			3.4	2.0
6	9	1.50	1.2	2.8
			1.3	3.0
3	9	3.00	0.7	6.6
			0.9	8.4
			0.9	8.4
6	18	3.00	7.4	8.7
			8.1	9.5
			8.4	9.8
9	27	3.00	28.1	9.7
			26.9	9.3
12	36	3.00	70.0	10.2
			67.2	9.8
6	27	4.50	21.4	16.7
6	30	5.00	25.4	17.8
6	36	6.00	44.4	26.0
			42.4	24.8
3	27	9.00	13.0	40.6
3	36	12.00	22.5	52.7
			21.5	50.3

Table 3 Experimental results (A-2)

$2B$ (cm)	D (cm)	λ	Q_u (kg)	$Q_u/\pi B^2 D \tau$
12	6.0	0.5	2.5	2.19
12	12.0	1.0	7.5	3.29
12	18.0	1.5	16.7	4.90
9	18.0	2.0	13.1	6.80
6	14.4	2.4	6.2	9.10
9	23.4	2.6	23.3	9.30
6	16.8	2.8	9.7	12.20
9	27.0	3.0	34.3	11.90
6	18.0	3.0	10.4	12.20
12	36.0	3.0	79.1	11.60
9	28.8	3.2	42.8	14.30
6	20.4	3.4	14.4	14.90
9	32.4	3.6	53.3	15.40
6	22.8	3.8	20.4	9.60
9	36.0	4.0	68.3	55.80
6	28.0	4.7	34.9	26.30
6	30.0	5.0	43.4	30.50
6	33.0	5.5	55.4	35.40
3	18.0	6.0	9.0	42.10
3	27.0	9.0	28.5	88.90

の直径 $2B$ を $30, 60, 90, 120\text{ mm}$ の4種 (A-2では $2B=30\text{ mm}$ を省略)に変化させて行った限界引抜き抵抗力 Q_u を無次元量 $Q_u/\pi B^2 D_r$ で表わし、その値をみると直径が 30 mm の場合を除いて、それぞれの実験に対しても一定値が得られていることがわかる。直径が 30 mm の場合はアンカー基礎を所定の条件に設置することが他の場合に比べて非常にむずかしく、その影響が実験結果に現われたものと思われる。そこで以後、 $2B=30\text{ mm}$ のアンカー基礎において得られた結果について一応除外することにした。さて、 λ が一定の場合 $Q_u/\pi B^2 D_r$ がほぼ一定値をとることから、今回のような砂地盤の場合にはアンカーの限界引抜き抵抗力はアンカー床版の面積 πB^2 を断面積、アンカー基礎の根入れ深さ D を高さとした円柱の体積 $\pi B^2 D$ に比例することがわかる。すなわち、アンカー床版の直径 $2B$ または埋込み深さ D のいずれか一方のある値に対する引抜き抵抗力がわかれば、同じ根入れ幅比 λ をもつ他のアンカーの引抜き抵抗力は簡単な計算により求めることができる。

一方、アンカー基礎が抜け上るとき、地表面に円形の盛り上がりがみられたが、これは破壊円と称せられ、アンカー基礎のすべり面と地表面の交点に相当する。本実験においては λ が小さいときこの破壊円は明瞭に現われたが、 λ がある値を越えると破壊円は現われなかつた。すなわち、その値を境にしてアンカーの挙動が異なるものと考えられる。このような境界は限界根入れ幅比 λ_c ともいべきもので、密な砂に対しては Baker・Kondoner¹⁴⁾ は $\lambda_c=6.0$ 、Meyerhof¹⁵⁾ は $\lambda_c=4.0$ 、また、傾斜アンカーに対して Harvey¹⁶⁾ は $\lambda_c=6.0$ としている。本研究でもこの λ_c をみいだすために、細心の

注意をはらい、破壊円の観察、ならびに写真撮影を行ったが、この λ_c をある一つの値で決定することは非常にむずかしく、一応 A-1においては $\lambda_c \approx 5.0 \sim 6.0$ 、A-2: $\lambda_c \approx 3.0 \sim 4.0$ の範囲をとるようと思われた。A-1とA-2においてこのような差がでた原因はよくわからないが、ただ上記した Baker-Kondner, Meyerhof が提案している値とさほどかけ離れているものではない。この点に関しては、以後継続した実験を実施し、詳細に検討を行う予定である。

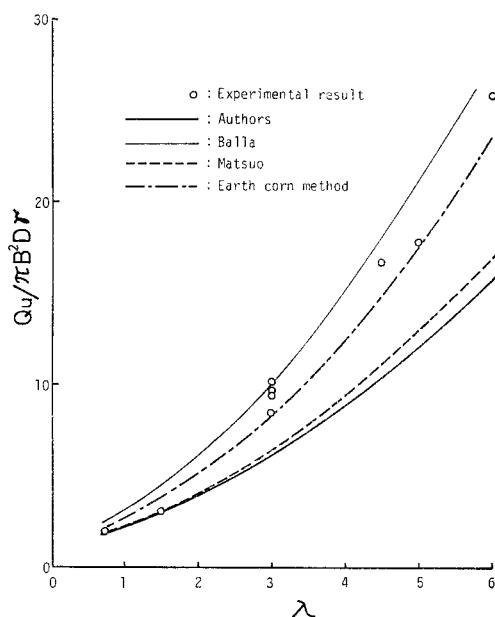


Fig. 7 Relationships between experimental and each theoretical results (A-1)

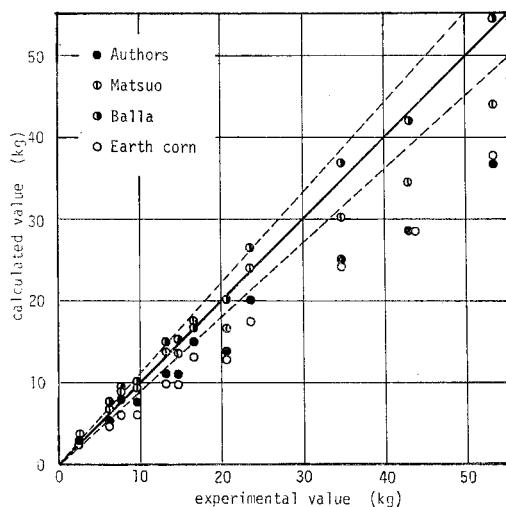


Fig. 8 Relationships between experimental and each theoretical results (A-2)

(2) 各種算定法に関する考察

ここでは各種算定法について、各計算値と実験値との比較をもとに考察を進める。Figs. 7, 9, 10 は鉛直アンカーの限界引抜き抵抗力の実験値と土すべり体重量法、Balla および松尾による方法、さらに 3. で述べた Balla 法を修正した著者らの方法によって計算した結果とを比較するために横軸に根入れ幅比 λ 、縦軸に限界引抜き抵抗力の無次元量 $Q_u/\pi B^2 D_r$ をとって図示したものである。なお、限界引抜き抵抗力の無次元量 $Q_u/\pi B^2 D_r$ は式 (12) の $G_2=0$ として式 (1)、式 (11) を用いると、

$$Q_u/\pi B^2 D_r = F_1(\phi, \lambda) + c/D_r \cdot F_2(\phi, \lambda) + F_3(\phi, \lambda)$$

となる。ゆえに、粘着力 c が零でない場合には、同一地盤において λ が一定でも $Q_u/\pi B^2 D_r$ は一定とはならな

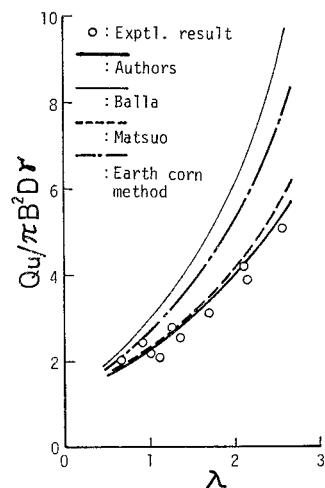


Fig. 9 Relationships between experimental and each theoretical results (M-1)

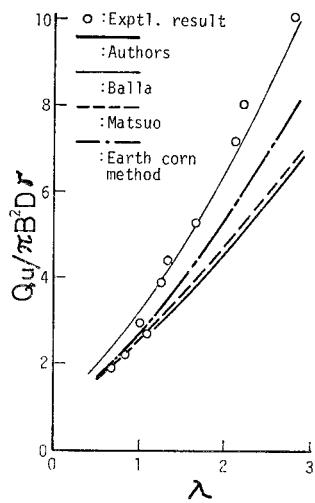


Fig. 10 Relationships between experimental and each theoretical results (M-2)

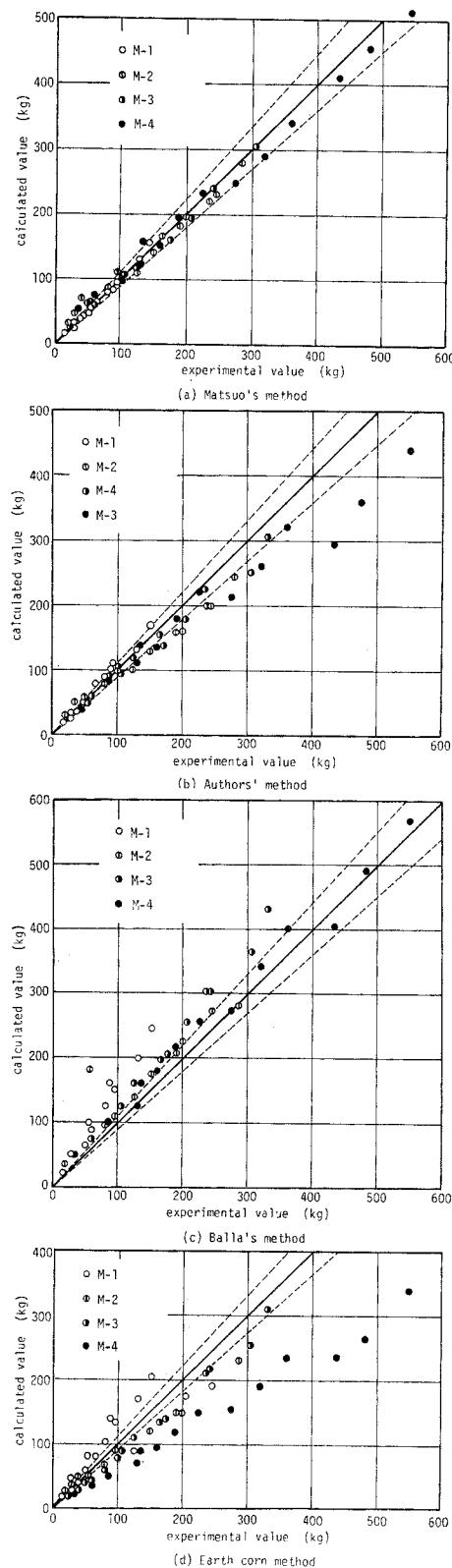


Fig. 11 Relationships between experimental and theoretical results in sand

い。そこで $c=0$ の場合 (A-1, M-1), あるいは $c=0$ とした場合 (M-2) には Figs. 7, 9, 10 のように $\lambda \cdot Q_u / \pi B^2 D_r$ なる無次元量に関して結果をまとめることにしたが、 $c \neq 0$ については Figs. 8, 11 のように無次元表示をせずに、横軸に実験値、縦軸に計算値をとって両者の対応関係をみることにした。なお、同図において実線は (実験値)=(計算値) を、実線より上にある点線は (実験値)= $1.1 \times$ (計算値) を、下にある点線は (実験値)= $0.9 \times$ (計算値) を表わす。これら Figs. 7~11 のうち Figs. 7, 8 は著者らが鳥取砂丘砂に対して行ったものを対象としたもので、計算に用いた土質工学的性質は Table 1 にみたとおりである。ついで、Figs. 9, 10 は松尾の実験資料^{8), 17)} M-1, M-2 を引用して計算したものであり、これらは dry sand で、その土質工学的性質は Table 4 に示すとおりである。さらに Fig. 11 は Table 4 に表わした松尾の wet sand M-3, M-4 を加えて M-1~M-4 の 4 種類の砂に対する各実験値と各計算値を総括して表わしたものである。この種の研究は当然より多くの資料をもとに検討されることが望ましいので、松尾の研究における実験結果をも引用させていただくことにした。

Table 4 Characteristics of model soil ground
(M-1~M-4, after Matsuo)

	M-1	M-2	M-3	M-4	
water content	w (%)	0.5	0.5	3.3	3.3
unit weight	r (g/cm^3)	1.36	1.51	1.39	1.54
angle of internal friction ϕ ($^\circ$)		37.5	42.5	34.5	37.5
cohesion	c (g/cm^3)	0	8.	10.	20.

今回の実験に採用したアンカーの寸法ならびに、Tables 1, 4 にみられた土質工学的性質を各種算定法に入れて理論値を求める (Fig. 10 の M-2 は $c=0$ として計算を行った)，特に模型地盤の粘着力 c のわずかな変動が理論値に与える影響のきわめて大きいことが認められた。したがって、引抜き抵抗力の算定において c の評価は重要な意味をもつことになる。砂の粘着力 c は粘性土に比べて非常に小さく、このような c を三軸圧縮試験などの結果から得られる τ - σ 図から求めることはむずかしく、実際ごくわずかに τ - σ 直線を動かすことによってその値は大きく変動する。このことは松尾¹⁷⁾も指摘していることであり、彼はその解決法として引抜き試験の結果から無作為にいくつかの結果をとりだし、その結果に算定式をあてはめ c を逆算し、それらの平均値をもってその砂の粘着力 c とし、この値を使って再び限界引抜き抵抗力の算定を行っている。そしてこのような方法の妥当性を粘性土における引抜き試験と一面せん断試験の結果をもとに検討している。以上のような理由から、砂地盤におけるアンカーの引抜き抵抗力の算定法は $c=$

0として論じた方が実用設計においても安全側に算出され、算定式も簡略化されるので妥当のように思える。さて、 $c=0$ の場合あるいは $c=0$ とした場合のFigs. 7, 9, 10によると著者らが考へたBalla法の修正式で計算した結果は松尾の算定法による計算結果とほとんど変わらない。また、実験結果は全体的にA-1では土すい体重量法、M-1:松尾ならびに著者らの方法、M-2:Balla法に最もよく対応しているようであるが、 λ が小なる範囲ではすべての実験において松尾ならびに著者らの方法がもっともよく対応している。次に $c \neq 0$ なるFig. 8(A-2)、松尾の4種類の砂に対する結果を総括して表わしたFig. 11によると、実験結果との対応において松尾の方法がもっともすぐれているようである。これに対し著者らの方法で計算した結果は実験値が小さい範囲ではよい対応がみられるが、大きい限界引抜き抵抗力に対しては計算値はいくぶん小さく算出されるようである。しかし、いずれにしても安全側の結果を与えている。

ついで、粘性土地盤としてTable 5に示した関東ロームを使用した松尾の模型実験の結果^{10), 18)}を松尾の方法と著者らの方法による計算結果とを対比さすために描いたのがFig. 12である。なお、図中実線、点線はそれぞれFig. 8に示したものと同じである。同図によると松尾の方法による計算結果は実験結果とかなりよい対応がみられるが、著者らの方法による計算結果は全体的に1割程度実験値よりも大きく算出されるようである。なお、松尾は粘性土地盤の場合は粘着力 c の小さい砂地盤を対象にした算定式を実験観察をもとに修正した算定式¹⁰⁾を提案しており、Fig. 12(a)は修正算定式によったものである。また、松尾は砂地盤を対象とした松尾の算定式やBallaの方法によると計算値は実験値の2倍前後の大きな値となり、これらが粘性土に対する算定式としては適当でないと述べている¹⁰⁾。このことはBallaの方法はすべり面に垂直な直応力成分を考慮していないことに、松尾の砂地盤を対象とした方法にはすべり面上に作用する力の取り方に下記に詳述するように問題があり、これがおもな原因となって実験値の2倍近くの計算値を与えたものと考えられる。Fig. 13はモールの応力円と破壊線、ならびにすべり線上に作用する各応力の関係を示したものである。Ballaは同図(b)の τ のみを考え、 σ を考慮していない。これに対し、松尾は同図(c)において p と c を考えているが、 p として同図(a)に示した p ではなくて、 $c=0$ としたときの p を採用している。すなわち、原点Oを点Aに σ 軸を平行移動したときのモールの応力円と破壊包絡線から求まる p を採用していることになる。この p が何を意味しているかよくわからない。 σ と τ との合応力はもちろん同図

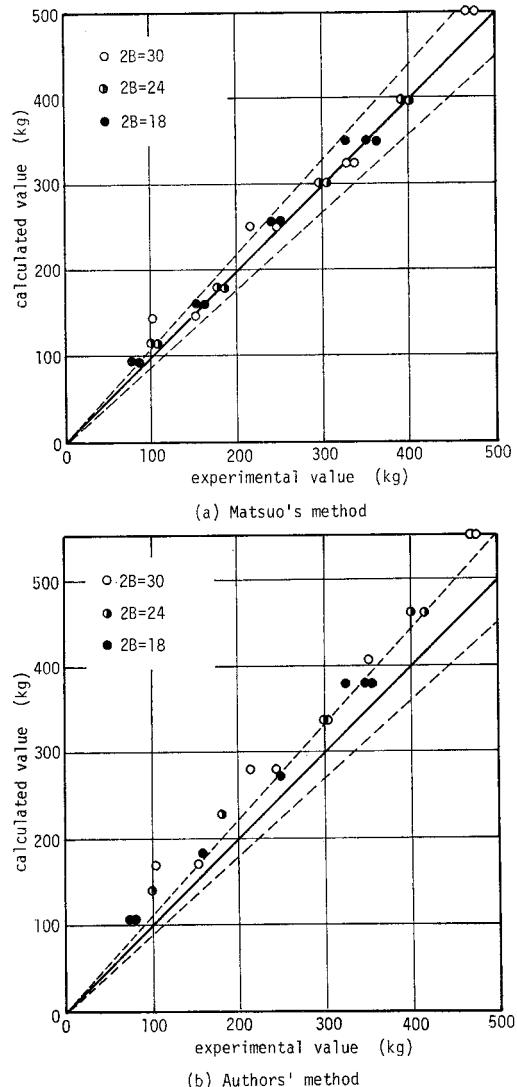


Fig. 12 Relationships between experimental and theoretical results in cohesive soil

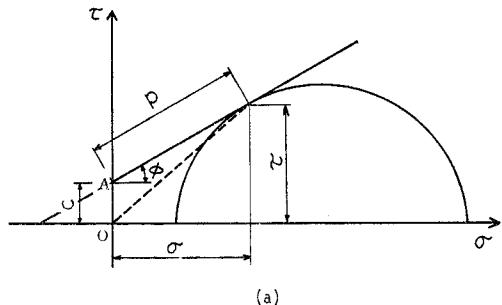
Table 5 Characteristics of model soil ground (cohesive soil, after Matsuo)

water content	w (%)	90~95
unit weight	r (g/cm ³)	1.13
angle of internal friction ϕ (°)		20
cohesion	c (g/cm ²)	80

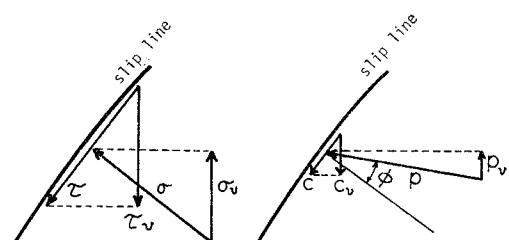
(a)に示した p と c の合応力に等しくなり、松尾のように c を別に考へたとしても p としては同図(a)の p を採用すべきである。しかば、松尾の求めているKötterの式は次式で示され、左辺の第2項が彼の場合と異なることになる。

$$\frac{\partial p}{\partial S} + 2 \left(p \tan \phi + \frac{c}{\cos \phi} \right) \frac{\partial \theta}{\partial S} = r \sin \theta \quad \dots (13)$$

式(13)を用いて松尾の算定式を修正誘導すると文献



(a)



(b) (c)

Fig. 13 Mohr's circle and stresses acting on slip line

8), p. 13, 式 (28) の K_2 のみが異なり, 次式のようになる。

$$K_2 = \pi B_e^2 \{ (a-1)(aF_s + F_r) - (a-1)^2 F_s - a(a-1)F_r \} \dots \dots \dots (14)$$

ここに, $\tilde{\alpha} = (\pi/4 + \phi/2)$ として F_s, F_r は次の式 (15) で表わされ, 式 (14), (15) に含まれているこれ以外の記号はすべて文献⁹⁾を参照されたい。

$$\left. \begin{aligned} F_s &= \frac{1}{\sin^2 \tilde{\alpha} \cos \phi (1 + \tan^2 \phi)} \left[\left(1 + \frac{1}{\sin \phi} \right) \cdot e^{-\theta_0 \tan \phi} (-\tan \phi \cos(\tilde{\alpha} + \theta_0) + \sin(\tilde{\alpha} + \theta_0)) \right. \\ &\quad \left. - \frac{1}{\sin \phi} \{ e^{\theta_0 \tan \phi} (\tan \phi \cos(\tilde{\alpha} + \theta_0) \right. \\ &\quad \left. + \sin(\tilde{\alpha} + \theta_0)) \} + \left(1 + \frac{2}{\sin \phi} \right) \tan \phi \cos \tilde{\alpha} \right] \\ F_r &= \frac{1}{4 \sin \tilde{\alpha} \cos \phi} \left[\left(1 + \frac{1}{\sin \phi} \right) \cdot \{ \cos 2(\tilde{\alpha} + \theta_0) - \cos 2\tilde{\alpha} \} + \frac{1}{\sin \phi (\tan^2 \phi + 1)} \right. \\ &\quad \left. \cdot \{ e^{-2\theta_0 \tan \phi} (\tan \phi \sin 2(\tilde{\alpha} + \theta_0) - \cos 2(\tilde{\alpha} + \theta_0)) \right. \\ &\quad \left. - \tan \phi \sin 2\tilde{\alpha} + \cos 2\tilde{\alpha} \} \right] \end{aligned} \right] \dots \dots \dots (15)$$

Table 6 は松尾の粘性土地盤による実験結果¹⁷⁾と松尾の砂地盤を対象とした算定式, 式 (13) の Kötter の式を用いて式 (14), (15) のように修正した算定式, 参考のために松尾の粘性土地盤を対象とした算定式, 3. で導いた著者の算定式による計算結果とを対比さすために一括表示したものである。なお, 同表中松尾の算定式

Table 6 Relationships between experimental and theoretical results

	$2B$ (cm)	D (cm)	λ	Exptl. value (kg)	Eqs. (13)~(15) (kg)	Matsuo (sand) (kg)	Matsuo (clay) (kg)	Authors (kg)
18	20	1.11	76.7 78.8	98.1	161.3	111.9	108.5	
	30	1.67	158.0 158.0	156.1	293.4	161.1	183.5	
	40	2.22	250.0 248.7	219.9	457.3	259.4	273.9	
	50	27.8	324.9 357.2 350.9	292.8	660.2	330.0	378.7	
24	20	0.83	102.2 103.4	131.5	197.0	125.7	140.2	
	30	1.25	183.2 180.3	207.6	348.3	168.0	231.6	
	40	1.67	305.7 301.2	291.5	535.5	301.7	338.3	
	50	2.08	414.0 401.0 398.2	381.8	754.0	394.5	462.6	
30	20	0.67	103.3 154.3	168.2	237.4	156.4	171.2	
	30	1.00	246.7 213.8	261.5	406.0	253.5	281.2	
	40	1.33	352.4 350.8	363.0	610.0	356.2	407.4	
	50	1.67	476.9 468.3	477.1	858.4	499.5	547.6	

においてはら線中心角 θ_0 を 45° ¹⁰⁾ として計算した。同表によると、松尾の砂地盤を対象とした算定式による計算結果は松尾も指摘¹⁰⁾しているように実験値の 2 倍近くの値を与えており、これに対して式 (13) の Kötter の式を用いて式 (14), (15) のように修正した算定式による計算結果は実験結果と非常によく対応している。以上の結果から、粘着力 c の小さい砂地盤を対象とした松尾の方法では式 (13) の左辺第 2 項の影響が計算結果にほとんど現われず、このことが砂地盤の場合には実験結果とのよい対応がみられ、粘性土地盤には適用できない原因を生じたものとも解釈される。

さらに、松尾の現場実験の結果^{9), 17)}を引用して計算結果とを対比させた Fig. 14 によると、室内模型実験の場合より実験値と計算値との間に多少のばらつきはみられるが、松尾の方法による計算結果と同様、著者らの方法による計算結果は実験結果と非常によく対応している。しかし、粘性土地盤の (●), (●) 印は著者らの方法による計算値は多少大きく算出されているようである。

いずれにしても、著者らの方法は Balla の方法にすべり面に垂直な直応力成分を考慮したもので、松尾の方法に比べかなり簡単であり、砂質、粘性土を問わず 1 つの算定式でかなりよい実験結果との対応がみられたことは注目に値するものと思われる。さらに傾斜アンカーへの適用も可能であり、現在研究中である。これに関しても次の機会に公表したいと考えている。

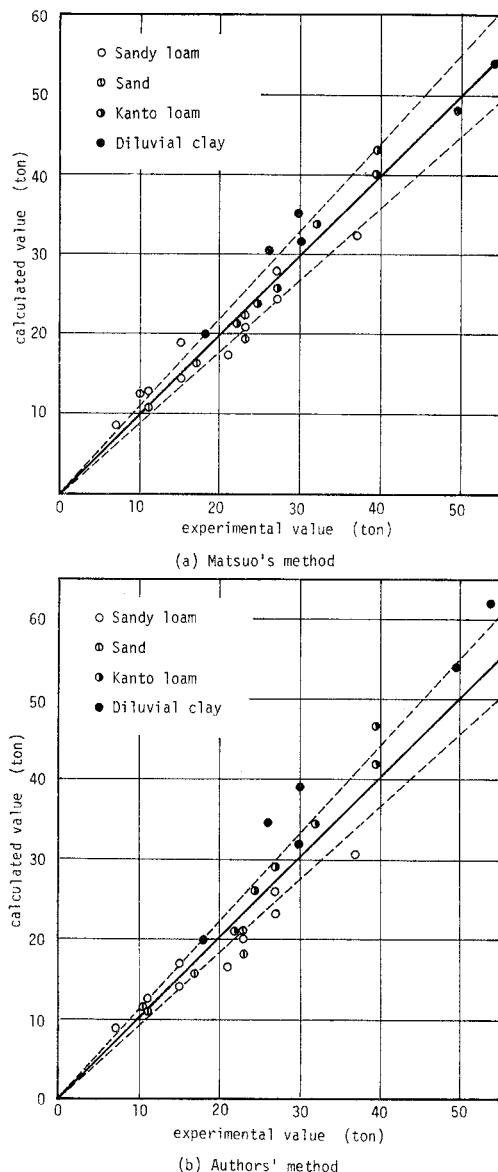


Fig. 14 Relationships between experimental and theoretical results in field test

5. 結 言

本文では以上のように、水平地表面を有する地盤内に埋設された鉛直アンカーを鉛直上方向に引抜く場合の Balla の方法において、すべり面に垂直な直応力の鉛直分力を考慮したいわゆる Balla 法の修正算定式を導くとともに、乾燥砂を用いた室内模型実験を行った。さらに松尾の粘性土地盤による模型実験結果ならびに現場実験の結果をも引用し、それらの結果と各種算定式による計算結果との比較検討などを試みてきた。本研究において

得られた成果は少なくないが、それらの主なるものを要約すると次のようである。

(1) 半三次元的な実験結果より円弧と仮定する Balla のすべり面は工学的判断より妥当であると考えられ、Balla が無視しているすべり面に垂直な直応力の鉛直分力を考慮した修正算定式を導くことができた。なお、この算定式は簡単ではないので、実用設計に簡便に使用できることを目的に非常に簡単な計算図表を作成し、提示することができた。

(2) 粘着力のない土に対し、限界引抜き抵抗力はアンカー基礎の根入れ幅比 $\lambda = D/2B$ を用いて論ずることができ、同一の λ に対して限界引抜き抵抗力はアンカー床版の面積 πB^2 を断面積、アンカー基礎の根入れ深さ D を高さとした円柱の体積 $\pi B^2 D$ に比例するものと考えられる。

(3) 模型実験によると限界根入れ幅比 λ_c が存在し、 λ_c の値そのものについてはさらに検討を加える必要があるが、 $\lambda \leq \lambda_c$ (shallow anchor) と $\lambda > \lambda_c$ (deep anchor) ではアンカーの挙動が異なることが認められた。

(4) 3. で述べた著者らの算定式は松尾の方法に比べかなり簡単であり、砂質、粘性土を問わず一つの算定式でかなりよい実験結果との対応がみられたことは注目に値するものと思われる。

なお、本研究は水平地表面を有する地盤内に埋設された鉛直アンカーを鉛直上方向に引抜く場合について考究してきたが、3. で論述した Balla 法の修正算定式を傾斜アンカーへ適用すべく、現在研究中である。これも別の機会に公表する予定である。

謝 辞：模型実験は当時の鳥取大学大学院学生松島武夫¹⁸⁾氏(現在総合技術コンサルタント勤務)に負うところが大きく、そのほか同工学部土木工学教室土質研究室の各位の協力による結果である。さらに名古屋大学松尾稔先生の研究成果を多く参考させていただいた。あわせて深謝する次第である。

参 考 文 献

- 1) 勝見 雅：3次元軸対称問題としての支持力理論、第4回土質工学研究発表会講演集、IV-25, pp. 555~560, 昭和44年6月。
- 2) 勝見 雅：杭基礎の水平抵抗ならびに鉛直支持力に関する研究、京都大学提出博士學位論文、pp. 163~242、昭和47年6月。
- 3) 勝見 雅：中間主応力に注目した円形剛基礎の支持力に関する研究、土木学会論文報告集、第252号、pp. 73~85、昭和51年8月。
- 4) 勝見 雅：円形剛基礎の支持力に関する基礎理論、鳥取大学工学部研究報告、第7巻第1号、pp. 107~125、昭和51年9月。
- 5) 勝見 雅：基礎底面があらい円形剛基礎の支持力について、鳥取大学工学部研究報告、第7巻第1号、pp. 95~106、昭和51年9月。

- 6) 勝見 雅・藤村 尚：アース・アンカーの引抜き抵抗に関する模型実験的研究，鳥取大学工学部研究報告，第8巻第1号，昭和52年9月。
- 7) Balla, A. : The Resistance to Breaking out of Mushroom Foundation for Pylons, Proc. 5th ICSMFE, Vol. 1, pp. 569~576, 1961.
- 8) 松尾 稔：送電用鉄塔基礎の引揚抵抗力について，土木学会論文集，第105号，pp. 9~18, 昭和39年5月。
- 9) 松尾 稔：基礎の引揚げ抵抗力の算定法と粘性土中の基礎の現場引揚げ試験の解析，土と基礎，No. 477, pp. 11~21, 昭和41年10月。
- 10) 松尾 稔・新城俊也：粘性土中の基礎の引揚抵抗力に関する研究，土木学会論文集，第137号，pp. 1~12, 昭和42年1月。
- 11) 松尾 稔・田河勝一：基礎の引揚抵抗力算定式の新しい展開と斜面内基礎の抵抗力について，土木学会論文集，第149号，pp. 27~35, 昭和43年1月
- 12) Mors, H. : Das Verhalten von Mastgründungen bei Zugbeanspruchung, Die Bautechnik, Helf 10, pp. 367~378, 1959.
- 13) 土質工学会：土質試験法解説（第2集），pp. 201~209, 昭和36年12月。
- 14) Baker, W.H. and Kondner, R.L. : Pullout Load Capacity of Circular Earth Anchor Buried in Sand, Highway Research Record, 108, pp. 1~10, 1966.
- 15) Meyerhof, G.G. : Uplift Resistance of Inclined Anchors and Piles, Proc. of 8th ICSMFE, Vol. 2-1, pp. 167~172, 1973.
- 16) Harvey, R.C. and Burley, E. : Behavior of Shallow Inclined Anchorages in Cohesionless Sand, Ground Engineering, pp. 48~55.
- 17) 松尾 稔：引揚力を受ける基礎と複合地盤の支持力に関する研究，京都大学提出博士学位論文，pp. 27~90, 昭和44年1月。
- 18) 松島武夫：アース・アンカーの引抜き抵抗に関する基礎的研究，鳥取大学大学院修士卒業論文，pp. 1~64, 昭和52年3月。

(1977.9.26・受付)