

砂地盤内の剛な鉛直アンカーの引抜き抵抗メカニズム

Mechanism of Pull-Out Resistance of Vertical Rigid Anchor in Sand

林 鍾 鉄 (いむ じょんちよる)

韓国釜山大学校 工科大学土木工学科

龍 岡 文 夫 (たつおか ふみお)

東京大学助教授 生産技術研究所

宮 崎 啓 一 (みやざき けいいち)

西松建設(株) 技術研究所

1. はじめに

摩擦タイプの鉛直アンカーの極限引抜き抵抗力 P_u は、周辺地盤内の任意面でその面上の力の鉛直成分が分かればこれを積分して求められる。しかし、砂の内部摩擦角 ϕ やダイレイタンシー角 ν_d のような明確な物質に特有な定数を用いた破壊面上での積分の方が合理的である。アンカーを引抜くと周辺地盤は変形し、最終的にある位置に破壊面が生じて破壊に至る (図-1)。一般に地盤内の側圧係数が大きいほど(1)破壊モード1 (くさび状せん断層) が生じやすく、小さいほど(2)破壊モード2 (アンカー表面でのせん断層) が生じやすいことが知られている¹⁾。破壊面の位置・形状を仮定して P_u を計算し、実験で測定した P_u と比較した研究の例は多いが、地盤の破壊形態やアンカー表面の応力状態を詳しく測定した結果に基づいて理論的に解析した例²⁾ はほとんどないようである。

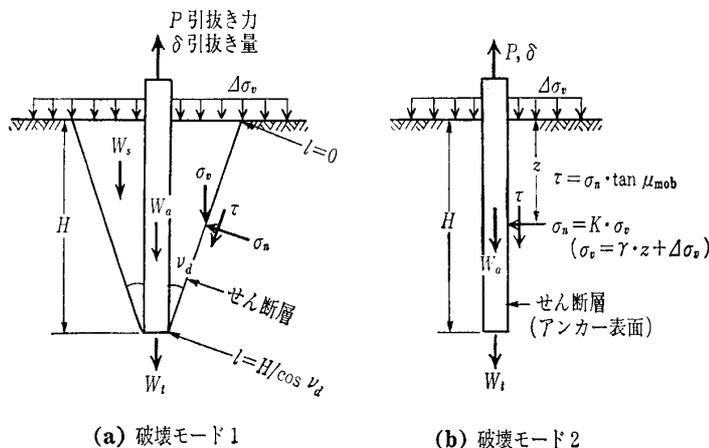


図-1 アンカー引抜き時の地盤の破壊の模式図

(W_a =アンカーの自重, W_s =せん断面上の土くさびの重量, W_t =アンカー先端でのサクシオン)

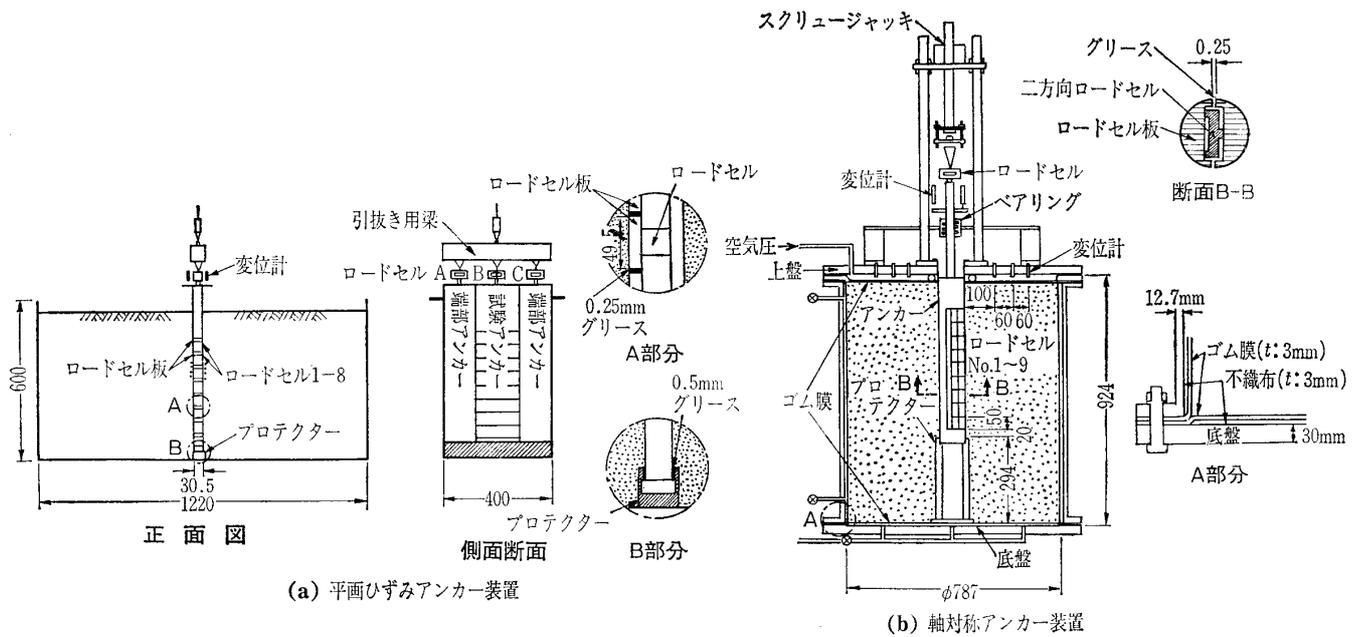
本研究では室内模型実験結果に基づいて二つの破壊モード (図-1) の生じる条件と P_u の推定法およびアンカー直径等、諸条件の影響を検討した。

2. 実験装置と実験方法

平面ひずみと軸対称の実験を行った (図-2)。平面ひずみ実験は、引抜き時の地盤の変形を観察するため、アンカーの直径の影響を調べるために無限大の直径のアンカーのモデルとして行った。透明な厚さ 30 mm のアクリル板の側壁を持つ砂箱 (長さ 1 220×深さ 608×幅 400 mm, 口絵写真-3) を用いた。側壁面の摩擦を除去するために、内面に厚さ 0.1 mm のシリコングリースを塗り、これに厚さ 0.2 mm のメンブレンをかぶせてから砂を投入した。この方法で本実験条件のもとで摩擦角を 0.1 度以下にできる。メンブレン表面には 1 cm 角の格子を印刷し、格子の変形状態を実験中に撮影した写真から 0.02 mm の測定精度で読み取り、1 cm 角の要素内の局所的ひずみを求めた。また土槽壁面摩擦力は小さいにせよ、その影響を避けるためアンカーは 3 分割し、幅 149 mm の中央部分内部に二方向ロードセルを深さ方向に 8 個組み込んだ^{3),4)}。

軸対称実験は、内径 787 mm, 深さ 924 mm の円筒形土槽の中央部に ϕ 101 mm の円筒形アンカーを設置して行った。このアンカー内部にも二方向ロードセルを深さ方向に 9 個組み込んだ⁵⁾。またアンカー周辺の地表変位を測定した。

表面を #80 のサンドペーパーを貼って十分に粗くした模型アンカーを土槽内に設置してから、気乾豊浦砂 ($G_s=2.64$, $D_{50}=0.162$ mm, $U_c=1.44$, $e_{\max}=0.977$, $e_{\min}=0.605$) を用いて空中落下法

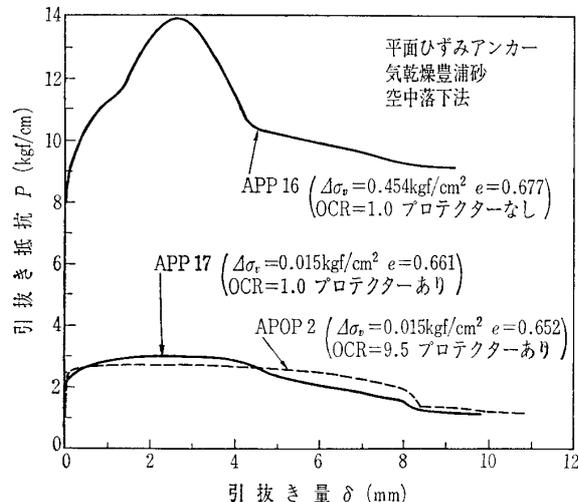


図—2 実験装置

で模型地盤を作製した。現場のアンカーは地盤深部に設置されるが、この実験では模型アンカー周辺の砂層表面に上載圧を加えてこれを再現した。上載圧を加えたことによる砂の沈下が落ち着いた後、0.08 mm/分の変位制御でアンカーを引き抜いた。

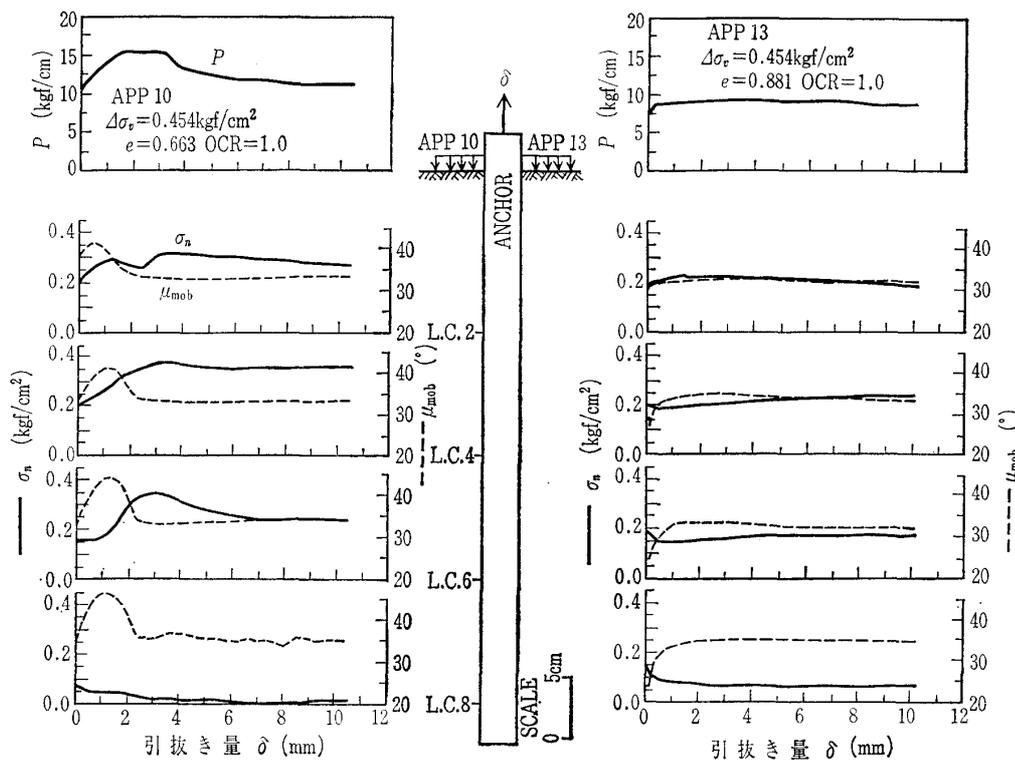
3. 周辺地盤の破壊モードとアンカー引抜き力

測定されたアンカーの引抜き量 δ と引抜き抵抗力 P の関係は平面ひずみと軸対称でほぼ同様の傾向を示し、2 mm 程度の小さな引抜き量で極限引抜き抵抗力 P_u を示した (図—3, 4)。平面ひずみアンカー周辺の地盤では、図—5 に示すように緩い砂ではアンカー表面にひずみが集中した (図—1 のモード 2)。

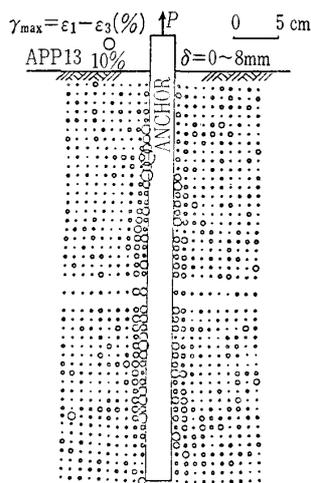


図—3 引抜き荷重 $P \sim$ 引抜き量 δ 関係 (平面ひずみ)

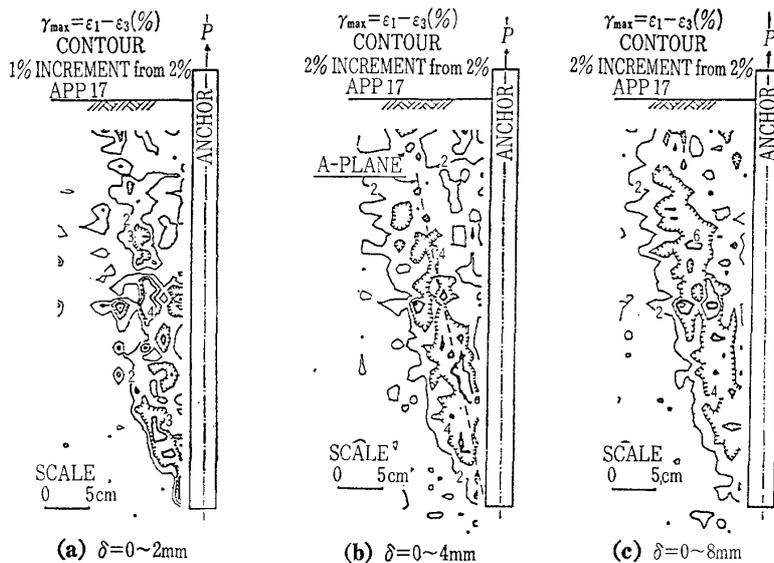
一方、密な正規圧密砂では引抜き進行とともにモード 1 のひずみ集中領域が現れ、これが深部から浅部へ伝達して行った (図—6)。しかし、どの領域でもせん断ひずみ γ_{\max} は破壊ひずみ (約 6%) を越えることがなく、 $\delta = 8 \text{ mm}$ 以上でも γ_{\max} の値は増加しなかった。一方、過圧密地盤では $\delta = 8 \text{ mm}$ までに現れたひずみ集中領域 (図—7 の B-plane) は引抜きに伴い発達し、正規圧密地盤の場合 (図—6 での A-plane) よりも外側に広がった。これは、後に理論的に説明するように初期の側圧係数が大きいほどモード 1 が生じやすいからであろう。しかし、この場合も γ_{\max} は破壊ひずみを越えておらず、 δ が 8 mm を越えるとひずみ分布に大きな変化はみられなかった。すなわち、正規圧密と過圧密の密な地盤でも引抜き初期にはモード 1 の傾向が見られるが、この時発生したひずみ集中領域内は完全なせん断層へ発達してゆかず、引抜き量が更に大きくなると緩い砂地盤の場合と同様にアンカー表面にひずみが集中するようになった (図—1 のモード 2)。口絵写真—4 と 5 は黒着色した豊浦砂の層を入れた特殊な実験 (APP16, 図—3 参照) で、試験後砂層を湿らせてから中央断面を切り出して撮影した。砂の平均粒径の約 20 倍である厚さ約 3 mm 程度のせん断層がアンカー表面にだけ現れている。今回はすべての実験 (平面ひずみ, 軸対称) で完全なせん断層はアンカー表面で発達した。したがって現場でも非常に過



図—4 アンカー引抜き力 P , 各深度での垂直圧 σ_n と摩擦角 μ_{mob} の変化



図—5 緩い砂地盤のひずみ分布 (○の直径が引抜き量 $\delta = 8 \text{ mm}$ に生じた $\epsilon_1 - \epsilon_3$ (%) を表す) (APP13)



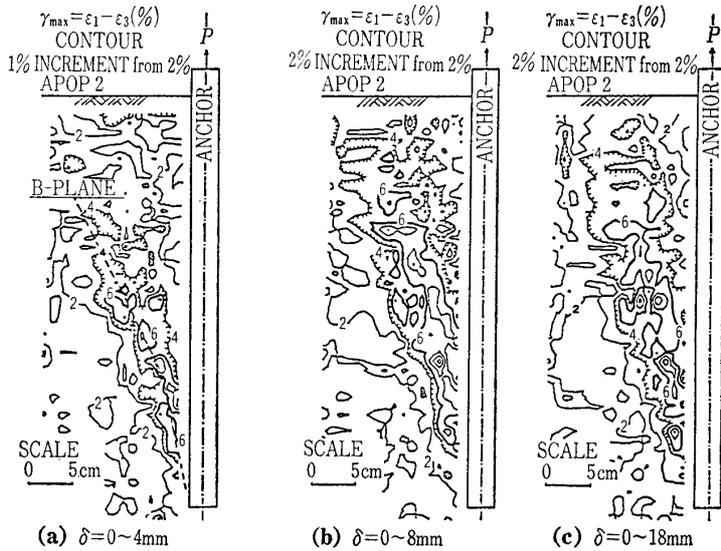
図—6 密な正規砂地盤内の $\epsilon_1 - \epsilon_3$ (%) のコンター (APP17)

圧密で上載圧がない地盤での浅いアンカーでないとは破壊モード1は生じないものと推定される。

一方、アンカーの深部では引抜き初期の段階で垂直応力 (σ_n) の減少が生じ、垂直応力がほとんどゼロの状態となった (図—4)。これは、アンカーの引抜きによってアンカー近傍の地盤内では鉛直方向に伸びひずみが生じてその結果水平応力が減少し (ポアソン効果)、アンカー深部ほど下方の静止状態にある地盤に近いため σ_n の減少が顕著になるものと思われる。この様に σ_n の値の各深さでの変化は複雑

であり、この変化を直接取り入れてアンカー引抜き力を予測することは大変難しいと思われる。これに対して、各深度でのアンカー表面で最大摩擦角 $\mu = \arctan(\tau/\sigma_n)_{max}$ は約 1~2 mm 程度の引抜き量でほぼ同時に発揮されていて、その値も似ているので、この値の推定は困難ではないであろう。以上の結果に基づいて、図—1 に示す二つの破壊モードに対して以下の様な単純化した方法を検討した。

(1) 破壊モード1 (くさび状せん断層): アンカー底部からダイレイタンシー角 ν_a で斜め上方に直線



図—7 密な過圧密砂地盤内の $\epsilon_1 - \epsilon_3$ (%) のコンター (APOP2)

の破壊面(せん断層)が生じるとする。 $\nu_a = 0$ である非常に緩い砂ではモード1はモード2と同一になる。 P_u の発揮時に破壊面上の動員された摩擦角を μ_{mob} , 上載圧を $\Delta\sigma_v$ とすると, 平面ひずみでは次式が得られる(図—1(a)参照)。

$$P_u = W_a + W_t + W_s + 2H \tan \nu_a \Delta\sigma_v + 2 \int (\tau \cos \nu_a - \sigma_n \sin \nu_a) dl, \quad \tau = \sigma_n \tan \mu_{mob} \dots (1)$$

破壊面の方向が伸び縮みの無い方向(zero-extension方向)であり, 応力とひずみ増分の主方向が同軸であると仮定すると, 応力のモール円での検討から $\sigma_n = \sigma_v$ (鉛直応力)となる。(1)式で W_a および W_t を無視すると, アンカー表面(片面)の鉛直方向の単位幅あたりの引抜き力を表す式

$$P_u/2 = \tan \mu_{mob} (\gamma H^2/2 + \Delta\sigma_v H) \dots (2)$$

が得られる。軸対称の場合も同様にして,

$$P_u/(\pi D) = \tan \mu_{mob} \cdot A \quad (D: \text{アンカー直径}) \dots (3)$$

$$A = \gamma H^2 \{1/2 + (H/3D) \tan \nu_a\} + \Delta\sigma_v H \{1 + (H/D) \tan \nu_a\} \dots (4)$$

$D = \infty$ の時は軸対称アンカーは平面ひずみアンカーになるが, この時式(3)の $P_u/(\pi D)$ も式(2)の $P_u/2$ と一致する。

(2) 破壊モード2(アンカー表面でのせん断層): アンカー表面に沿う破壊面以外の地盤は剛であると考える。平面ひずみでは, アンカー表面での側圧係数を K , 鉛直力を σ_v として,

$$P_u = W_a + W_t + 2 \int \tau dz, \quad \tau = K \sigma_v \tan \mu_{mob} \dots (5)$$

W_a と W_t が無視できて K と μ_{mob} が深さ方向で一定とすると,

$$P_u/2 = K \cdot \tan \mu_{mob} (\gamma H^2/2 + \Delta\sigma_v H) \dots (6)$$

となる。また軸対称アンカーでは次式となる。

$$P_u/(\pi D) = K \cdot \tan \mu_{mob} (\gamma H^2/2 + \Delta\sigma_v H) \dots (7)$$

P_u を無次元化した極限引抜き抵抗力係数(C_{pu})で表し, μ_{mob} が最大摩擦角 μ であると仮定すると, 平面ひずみでは, (2), (6)式から次式が得られる。

$$\text{モード1: } C_{pu1} = P_{u1}/\tan \mu (\gamma H^2 + 2 \Delta\sigma_v H) = 1 \dots (8)$$

$$\text{モード2: } C_{pu2} = P_{u2}/\tan \mu (\gamma H^2 + 2 \Delta\sigma_v H) = K \dots (9)$$

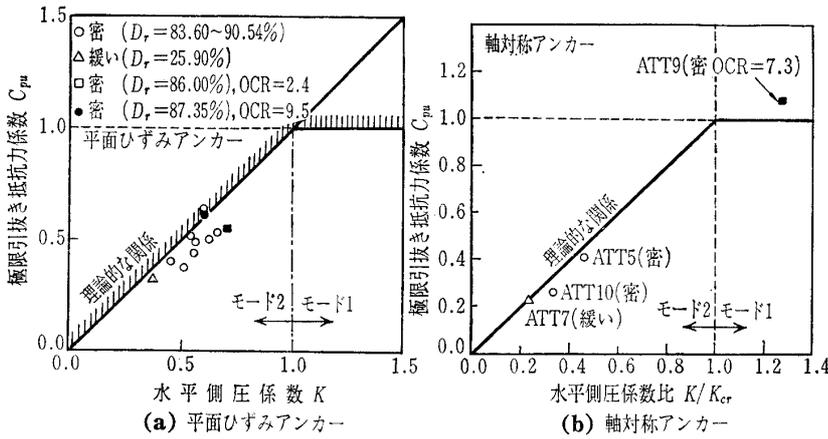
なお, 後で述べるように μ は内部摩擦角 ϕ とは異なる。式(8), (9)から, $K \leq 1$ では $C_{pu1} \geq C_{pu2}$, $K \geq 1$ では $C_{pu1} \leq C_{pu2}$ になり, 小さい方の引抜き極限荷重でアンカーは引き抜けるので, 図—8(a)に示すように $K \leq 1$ ではモード2, $K \geq 1$ ではモード1の破壊になる。また, モード1での破壊時の K の値はその初期値にかかわらず応力のモール円の幾何学から, $K = 1 + 2 \tan \mu \tan \nu_a (\geq 1)$ になる。

平面ひずみ試験ではモード2だけが観察されたので, P_u が測定された時の K と μ の測定値のアンカー深さ方向の平均値を用いて(9)式から C_{pu} を求めた(図—8(a))。理論的關係よりも実験で得られた關係の方が若干下にあるのは, P_u が発揮されたときの μ_{mob} は μ よりも若干小さかったからである。実際の場合も通常考えられる側圧係数以下では破壊モード2になると思われる。この場合に破壊モード1を想定して P_u を求めると, P_u を過大評価することになり危険側となるので, 注意する必要がある。

軸対称アンカーではモード1と2が生じる境界の側圧係数 K_{cr} は, 式(3), (7)で P_u が等しくなる時の K であり, アンカー径 D と長さ H と上載圧 $\Delta\sigma_v$ の関数となる。すなわち,

$$K_{cr} = 1 + \{2/3 + 2 \Delta\sigma_v / (\gamma H)\} H \tan \nu_a / \{[1 + 2 \Delta\sigma_v / (\gamma H)] D\} \dots (10)$$

平面ひずみアンカーでは $K_{cr} = 1$ であるが, 式(10)で $D = \infty$ とすると $K_{cr} = 1$ となる。 $K \leq K_{cr}$ の場合



図—8 アンカーの破壊モードと引抜き抵抗力～側圧係数の関係
(a) 平面ひずみ, (b) 軸対称アンカー

モード2になり、 $K \geq 1$ の場合モード1になる(図—8(b))。 K_{cr} は1.0以上であり、 D が小さいほど大きくなるので、同一の K に対しては径が小さいほどモード2が生じやすくなる。しかし、 D が小さいほど K が大きくなるので問題は単純ではない。正規化した関係は式(4)の A を用いて、

$$\text{モード1: } C_{pu} = P_u / (\pi D \cdot \tan \mu \cdot A) = 1 \quad \dots\dots\dots(11)$$

$$\text{モード2: } C_{pu} = P_u / (\pi D \cdot \tan \mu \cdot A) = K / K_{cr} \quad \dots\dots\dots(12)$$

となる。図—8(b)に平面ひずみアンカーの場合と同様にして実験結果をプロットした。モード2の場合はピーク値 μ を用いて C_{pu} を計算したため実験値が理論値より若干小さくなっている。また一つの実験でだけモード1で P_u が決定されたようである(最終的せん断層はモード2であったが)。この場合、鉛直方向から ν_a の角度をなす破壊面上の μ の値は強度異方性のためにアンカーの鉛直面での μ よりも小さくなる。したがって、せん断層上の μ は平面ひずみ圧縮試験での伸びひずみのない面での応力傾角 ϕ_{ZE} と同じとして、それを用いて C_{pu} を計算した。

以上から今回示した方法はほぼ妥当であると思われる。すなわち、 K/K_{cr} が分かれば C_{pu} が求まり P_u を計算できる。ここで K_{cr} は地盤物性とアンカーの形状寸法などから理論的にある程度予測できるが、破壊時の K の理論的予測は容易ではないので次に示すような経験的手法が必要となろう。

4. 破壊面上の最大摩擦角 μ と側圧係数 K

モード2の場合、アンカー表面の摩擦角 $\mu_{mob} = \arctan(\tau/\sigma_n)_{mob}$ は近傍の地盤要素の鉛直面上の応

力傾角であると考えられる。剛なアンカーは伸び縮みが無いので、アンカー表面近傍の地盤の変形は鉛直方向をせん断方向とする平面ひずみ状態にある単純せん断変形に類似して考えると考えられる。したがって、アンカー表面の σ_n と τ の測定値から求めた μ の値から、応力とひずみ増分の同軸性を仮定して Rowe(ロウ)⁶⁾ の応力・ダイレイタンシー式(13)と式(14)を用いて、地盤内の応力状態 (σ_1 と σ_3 の値とその方向) を求めることができる。

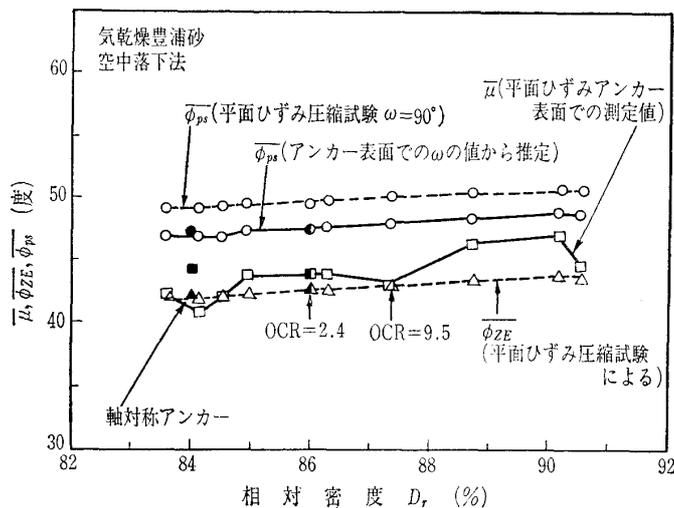
$$\sin \nu_a = \{(1 - K_{sd}) + \sin \phi(1 + K_{sd})\} / \{(1 + K_{sd}) + \sin \phi(1 - K_{sd})\} \quad \dots\dots\dots(13)$$

$$\tan \mu = \tan \phi_{ZE} = \sin \phi \cos \nu_a / \{1 - \sin \phi \sin \nu_a\} \quad \dots\dots\dots(14)$$

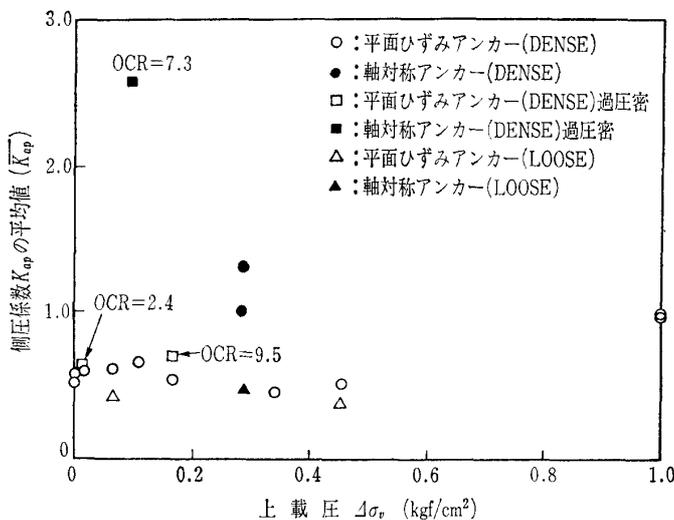
K_{sd} はダイレイタンシー係数である。強度異方性のため $\phi_{ps} = \arcsin\{(\sigma_1 - \sigma_3)/(\sigma_1 + \sigma_3)\}_{max}$ は σ_1 方向が堆積面となす角 ω の関数である。この方法で求めた σ_3 と ω を用いて別途行った平面ひずみ圧縮試験の結果から求めた ϕ_{ps} と、これから式(14)を用いて求めた ϕ_{ZE} を、アンカーの深さ方向に平均して図—9にプロットした。アンカー表面の μ の実測値(平均値)は、これと理論的に一致すべき ϕ_{ZE} と大変良く似ている。このことは摩擦角 μ は適切な平面ひずみ圧縮試験の結果から推定できることを示している。この場合、 $\mu =$ 「通常の平面ひずみ圧縮試験で得られる $\omega = 90$ 度での ϕ_{ps} 」とすると μ の過大評価になるのはもち論、 $\mu =$ 「図—9に示す砂の強度異方性 (ω) を考慮して求めた ϕ_{ps} 」としても μ の過大評価になり危険側となることに注意する必要がある。

一方、アンカー引抜きによってアンカー周辺地盤内の応力状態はダイレイタンシー効果、ポアソン効果、アーチ効果などのため非常に複雑に変化し、かつ深さによって大きく変動する。このため、実際のアンカーの表面に働く σ_n を理論的に求めて P_u を推定するのは困難であろう。したがって、以下のように初期鉛直応力 $\sigma_{v0} = \gamma z + \Delta \sigma_v$ を用いて定義したアンカー周辺地盤の見かけの側圧係数 $K_{av} = \sigma_n / \sigma_{v0}$ を用いて P_u を推定する方法を検討する。アンカー引抜き時のアンカー表面での鉛直応力は σ_{v0} から変化しているので、 K_{av} は実際の K の値ではない。

図—10を見ると K_{av} の値の深さ方向の平均値



図—9 アンカー表面でのせん断抵抗角

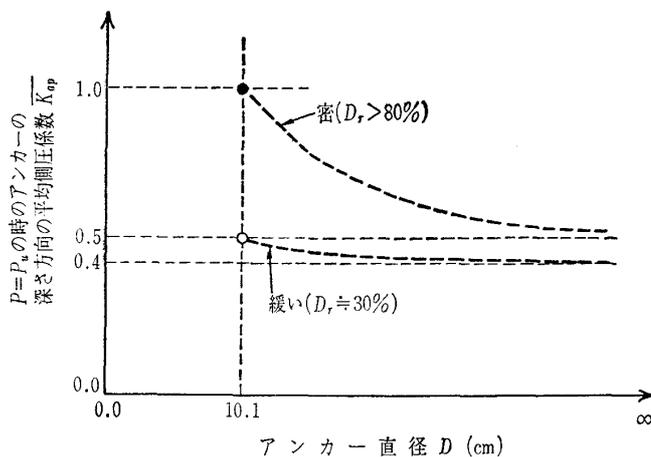


図—10 K_{av} の深さ方向の平均値

($\overline{K_{av}}$) は上載圧，すなわちアンカー設置深度にあまり影響されないことが分かる。図—11に $\overline{K_{av}}$ のまとめを示す。平面ひずみアンカーは軸対称アンカーの径が無限大の場合に相当するので、 $\overline{K_{av}}$ の値はアンカー径が大きいかほど小さくなる事が分かる。 $\overline{K_{av}}$ は地盤が密なほど大きく、また軸対称アンカーでは過圧密の影響が平面ひずみアンカーよりも大きいようである。Hettler (ヘットラー)⁷⁾ はこれらの影響は、破壊モード2で生じるアンカー表面のせん断層の膨張量 Δ をアンカー径で除した値、すなわちアンカー外周での地盤内水平ひずみに支配されている、と考えることで説明している。 Δ は粒子径に比例するから、ここに粒子径の影響が入ることになる。

5. おわりに

剛な摩擦型アンカーの砂地盤内での引抜きメカニ



図—11 アンカー直径と地盤密度による $\overline{K_{av}}$ の変化

ズムの検討に基づき、2, 3の仮定を用いた極限引抜き抵抗力の推定法を提案した。この場合、地盤が非常に密で非常に過圧密でかつ浅いアンカーでなければ、アンカー表面にせん断層が生じると考えて良いと思われる。

謝辞 実験は東京大学生産技術研究所で行った。実験装置の製作には生研佐藤剛司氏、試作工場の方に御世話になった。また、卒論とした参加して下さった法政大学(当時)井川広視君に感謝致します。

参考文献

- 1) Kulhawy, G.H.: Uplift behavior of shallow soil anchors—an overview, Uplift behavior of anchor foundations in soil (ed. S.P. Clemence), ASCE, pp. 1~25, 1985.
- 2) Wernick, E.: Stresses and strains on the surface of anchors, Proc. of the 9th ICSMFE, Ground Anchors, pp. 113~119, 1977.
- 3) 林 鍾鉄・龍岡文夫: 砂地盤内の平面ひずみ模型鉛直アンカー表面の応力状態, 第22回土質工学研究発表会, pp. 1361~1364, 1987.
- 4) 林 鍾鉄: 砂地盤内のグラウンドアンカーの引抜き抵抗メカニズムに関する研究, 東京大学博士論文, 1989.
- 5) 宮崎啓一・林 鍾鉄・龍岡文夫: 砂地盤内の鉛直アンカーの引抜き実験, 第24回土質工学研究発表会, pp. 1491~1494, 1989.
- 6) Rowe, P.W.: The relations between the shear strength of sands in triaxial compression, plane and direct shear, Geotechnique, Vol. 19, No. 1, pp. 75~86, 1969.
- 7) Hettler, A.: Approximation formulae for piles under tension, IUTAM Conference on Deformation and Failure of Granular Materials, Delft, pp. 603~608, 1982.

(原稿受理 1990.1.30)