

平面變形率 狀態에 있는 鉛直地盤앵커의 破壞모－드

Failure Modes of Vertical Ground Anchor in Plane Strain

林 鍾 鐵*

Im, Jong-Chul

龍岡 文夫**

Tatsuoka, Fumio

朴 性 栽***

Park, Sung-Zae

Abstract

In order to get ultimate pullout resistance of ground anchor, the position of failure surface, normal stress and friction angle on the failure surface should be known. In this study, the position of failure surface is obtained by observing deformation of ground around anchor, and stresses on the anchor surface are analyzed by measuring normal and shear stresses on the anchor surface through model anchor test in plane strain. In addition, the relationship between lateral earth pressure and the position of failure surface is analyzed and the formula for calculating ultimate pullout resistance of anchor is proposed by using non-dimensional coefficient of ultimate pullout resistance.

要 旨

地盤앵커의 極限引拔抵抗力을 구하기 위해서는 破壞面の 位置, 破壞面 위의 垂直應力 및 摩擦角을 알지 않으면 안된다. 本 研究에서는 平面變形率 模型實驗을 통해서, 앵커周邊地盤의 變形을 觀察하여 破壞面の 位置를 구하고, 앵커表面의 垂直應力, 剪斷應力을 實測하므로써 앵커表面의 應力狀態를 分析했다. 그리고, 側壓係數와 破壞面の 位置의 關係(파괴모－드)를 구하고, 無次元係數인 極限引拔抵抗力係數를 利用하여 極限引拔抵抗力의 算定式을 提案했다.

1. 序 論

摩擦型 앵커는 英語로는 ground anchor 이

다. 이것을 分類하면, 岩盤에 定着하는 것은 通商 rock anchor, 모래, 粘土 등의 堆積土砂 中에 定着하는 것은 soil anchor 또는 alluvial anchor 等으로 불리운다.¹⁾ 日本에서 잘 使用되

* 正會員, 釜山大學校 工科大學 土木工學科 講師

** 日本 東京大學 助教授

*** 正會員, 釜山大學校 工科大學 土木工學科 教授

있던 어-드앵커(earth anchor)라는 말은 soil anchor를 가리키는 경우가 많았던 것 같으나, 總稱으로 ground anchor의 意味에 使用되고 있는 경우도 있었다. 最近에는 總稱語로서 어-드앵커를 使用하기 보다는, 각각의 경우에 따라 soil anchor, rock anchor를 使用하고, 總稱語로는 ground anchor를 쓰는 傾向이 있다. 日本土質工學會²⁾에서도 種類를 區別하지 않고 總稱으로 ground anchor를 使用하고 있는데, 地盤앵커라고 불리어 질 때도 있다. 本 研究에서는 總稱의인 “地盤앵커”라는 用語를 使用하기로 한다. 地盤앵커는 從來, 假設構造物로서 많이 使用되어 왔지만, 最近에는 프리텐션에 의해 周邊地盤의 變形을 極小化 시킬 수 있는 것과, 海上構造物이나 地下水위가 높은 地盤의 構造物 등에 생기는 浮力에 의한 浮上防止工法, 높은 擁壁을 建設할 때의 段階의 切土에의 使用工法으로서 長點이 많으므로, 永久構造物로서도 많이 使用되고 있다.

一般的으로, 앵커에 대한 研究의 最終의인 目標은 極限引拔抵抗力을 구하는 것이다. 極限引拔抵抗力은 周邊地盤에서 적절한 面(예를 들면, 應力特性面(plane of stress characteristics) 등)을 택해, 그 面 위의 剪斷抵抗力의 鉛直成分을 積分해서 구할 수 있다. 그 積分에는 될 수 있는대로 ϕ (地盤의 內部摩擦角)나 ν_d (地盤의 다이러턴시角)와 같은 客觀的인 物質定數를 포함하고 있는 것이 바람직하다. 이를 위해서는 塑性平衡狀態, 즉 極限應力狀態에 있는 面(破壞面)의 位置 및 形態를 알지 않으면 안된다. 破壞面이 決定되고, 그 面 위의 剪斷抵抗角과 垂直應력이 구해지면 極限引拔抵抗力은 구할 수 있다.

從來, 앵커의 極限引拔抵抗力의 算定法이 여러가지 提案되었는데, 이런 算定法 中 앵커의 引拔에 따른 周邊地盤의 變形 및 破壞面의 位置와 形態를 精密하게 觀察한 例는 거의 없고, 破壞面을 단지 앵커表面^{11), 17-21)} 또는 앵커表面과 어떤 角度를 이루는 曲面²²⁻²⁴⁾으로 假定하고 있다. 또한, 앵커表面에서 깊이 方向으로 垂直應력을 實測하므로써 極限引拔抵抗力의 算定時 使用되는 側壓係數와 剪斷抵抗角(摩擦角)을

구한 研究와, 摩擦角을 要素試驗에 의해 구하는 方法에 대해 說明한 研究는 극히 적다. 드물게, Wernick¹³⁾는 앵커表面에서 實測한 摩擦角을 利用해서 要素試驗에 의해서 이를 구하는 方法을 提案하고 있으나, 3.4에 記述되어 있는 바와 같이 여러가지 問題點이 있다. 그리고, 現在까지 破壞面의 位置와 앵커表面 위의 應力과의 關係에 대해 精度 높은 實測值를 利用해서 理論的으로 說明한 研究는 거의 없다. 從來의 研究에 대한 보다 詳細한 說明은 文獻 4)에 記述되어 있다.

本 研究에서는 모래地盤內의 剛한(rigid) 鉛直 地盤앵커(이하, 간단히 「앵커」라고 함)의 破壞모-드에 대해 考察하고, 各 모-드에서의 極限引拔抵抗力의 算定式을 提案하는 것을 目的으로 하고 있다. 여기서, 破壞모-드라고 하는 것은 앵커의 引拔에 따라 最終적으로 생기는 破壞面의 位置와 形態를 말한다. 앵커의 表面에는 깊이 方向으로 多數의 二方向 로-드셀을 設置해서 垂直應力, 剪斷應력을 精度 높게 測定했다. 앵커는 圓筒型이 一般的이나, 本 論文은 앵커 周邊地盤의 變形을 比較的 쉽게 觀察할 수 있는 平面變形率 앵커에 대한 것이며, 平面變形率 앵커는 直徑이 無限大인 圓筒型 앵커의 特別한 경우라고 생각할 수 있으므로, 圓筒型 앵커의 直徑의 影響에 대한 極限값을 提供할 수 있다.

2. 室內模型實驗

2.1 實驗裝置

實驗裝置는 그림 1과 같다. 土槽의 側壁面에 는 앵커의 引拔中의 周邊地盤의 變形을 測定하기 위해서와, 可能的限 側壁面과 地盤의 摩擦을 除去하기 위해서 고무 membrane(0.2mm 두께)을 60 cm × 50 cm의 範圍에 그리이스層(0.1mm 두께) 위에 붙였다. 地盤은 空氣乾燥狀態의 豊浦標準砂(Toyoura standard sand)를 使用해서 空中落下法에 의해 製作되었다. 앵커의 表面에는 샌드페이퍼 #80을 붙여서 實際의 앵커와 같이 充分히 거칠게 했다. 여기서, 充分히 거칠다고 하는 것은 「그 이상 거칠게(粒徑을

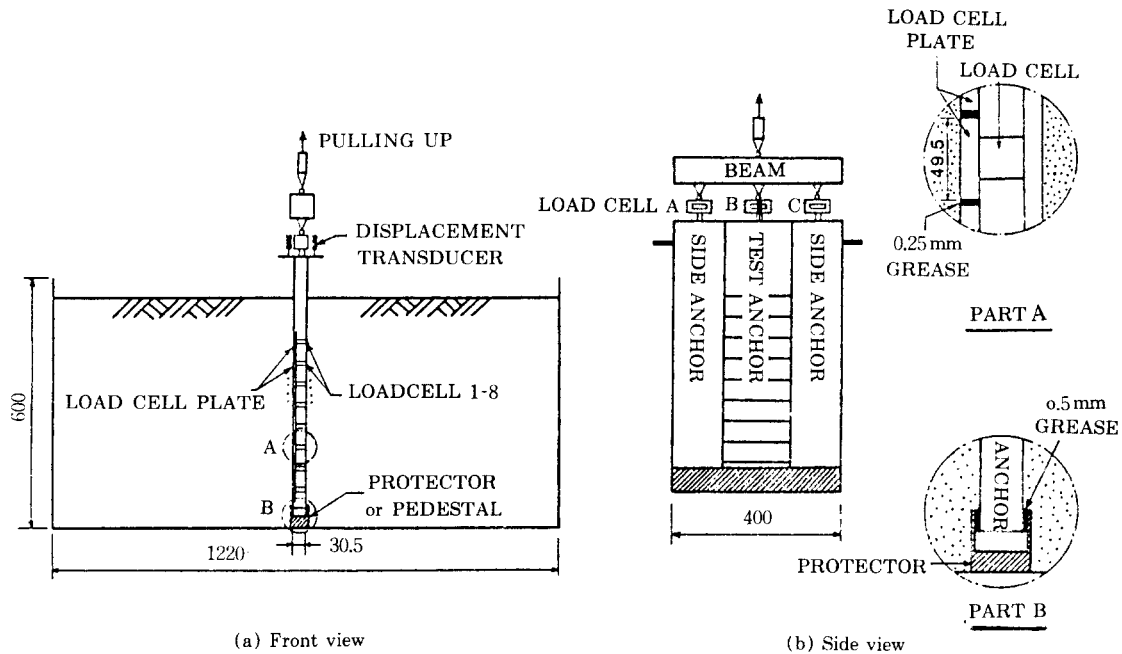


그림 1. Apparatus for pullout test of anchor, unit : mm

크게)해도 摩擦角이 增大하지 않는다」 또는 「앵커表面과 地盤사이에는 미끄러짐이 없이 剪斷變形이 發生한다」고 하는 意味이다. JIS 規定에 의하면 샌드페퍼 # 80은 粒徑이 0.17 ~ 0.21 mm의 範圍여서 豊浦砂의 平均粒徑($D_{50} = 0.16\text{mm}$)보다 크다고 하는것과, Uesugi et al.¹²⁾에 의한 充分히 거친 鋼材表面의 粗度는 約 30 μm 라는 것으로 보아, 여기서 使用된 앵커의 表面은 充分히 거칠다고 할 수 있다. 載荷는 約 0.1 mm / min의 速度로써 變位制御로 行했고, 荷重은 側壁面 摩擦의 影響을 받지 않도록 中央 1/3의 앵커에 대한 값을 使用했으며 깊이 方向으로 設置된 八個의 二方向 로-드셀을 利用해서 앵커表面에 使用하는 垂直應力, 剪斷應力을 測定했다. 二方向 로-드셀은 平衡 平板 모-드를 利用한 構造로서, 垂直 및 剪斷力의 相互干涉이 無視할 수 있을 정도로 작고, 設計荷重內에서의 線形성이 좋은 長點을 갖고 있다.

앵커의 引拔實驗은 原位置와 같이 깊은 地盤中의 앵커로써 行하는 것이 바람직 하나, 室內에서 그와 같은 大型實驗을 行하는데는 어려움이

많다. 따라서, 여기서는 地表面에 上載壓^{15), 4)}을 加해서, 깊은 地盤에서의 土被壓에 近似시켰다. 上載壓은 地表面에 놓인 10枚의 分割載荷板 (398×116.5×20 mm) 위에 20個의 氣壓式 bellofram cylinder를 設置해서 載荷板을 下方으로 누름으로써 加했다.

앵커의 底部에서는, 앵커의 引拔에 의해 생긴 앵커下端의 空洞의 影響으로 모래가 流動(sand flow)하는 現象이 發生해서 應力狀態가 變할 수 있다. 따라서, 流動의 影響을 調査하기 위해서 流動防止用 프로텍터를 設置한 實驗과 設置하지 않은 實驗을 行해서 比較했다.

2.2 地盤內의 變形測定

앵커를 引拔함에 따라 생기는 周邊地盤의 變形을 觀察하기 위해서, 本研究에서는 寫眞法을 利用했다. 土槽의 側壁面에 있는 透明한 아크릴판(30 mm 두께) 위에, 앞에서 언급한 바와 같이 그리이스를 利用해서 membrane을 붙였다. 이 membrane의 表面에는 四角形의 그물모양으로 된 線들이 그어져있는데, 地盤의 變形에

따라 이 線들의 交差點이 移動하게 된다. 이 點들을 適當한 時間間隔으로 撮影해서 地盤의 變形을 分析했는데, 變形率(또는 變形率增分)은 有限要素法에서 잘 使用되는 一次의 四節點 isoparametric 要素를 利用해서 計算했다.

3. 實驗結果 및 考察

앵커의 引拔抵抗力에 미치는 上載壓, 地盤의 密度, 프로텍터 및 過壓密 등의 影響을 調査하기 위해서 18회의 實驗을 行했다. 이 中에서 1회의 實驗(APP16)에서는 앵커表面에서의 破壞面을 觀察하기 위해서 깊이 2cm間隔으로 두께 1cm의 검정색 모래층을 두었는데, 觀察結果 앵커表面에서는 미끄러짐이 없이 앵커表面 近傍 地盤要素의 單純剪斷變形이 發生한다는 것을 알았다. 실험은 주로 앵커低部에서의 모래의 流動

(flow)과 suction이 생기지 않도록 하기 위해 프로텍터를 해서 行했다. 그러나, 流動과 suction이 앵커의 極限引拔抵抗力에 미치는 影響을 調査하기 위해서 프로텍터가 없는 경우도 3회 行했다. 流動은 주로 cementation이 없는 느슨한 乾燥 모래地盤과 飽和모래地盤에서 생기고, suction은 주로 粘性土地盤에서 생긴다고 생각되는데, 앵커를 打設하는 現場에서 이와 같은 地盤은 적을 것이다. 표 1은 여러가지 地盤의 密度(γ)와 上載壓($\Delta\sigma_v$)에 의한 앵커 單位幅當의 極限引拔抵抗力(P_u)을 정리한 것이다. 여기서, H는 앵커의 길이이다. OCR은 地盤의 過壓密比로 앵커의 깊이 $z=H/2$ 에서의 깊이 的 概算에는 式(1)을 使用했다.

$$OCR = \frac{\gamma \cdot z + \Delta\sigma_{v0}}{\gamma \cdot z + \Delta\sigma_{vu}} \quad (1)$$

여기서, $\Delta\sigma_{v0}$ 는 先行荷重 載荷時의 上載壓,

표 1. Test results of pullout of plane strain anchor

| Test name | H (cm) | γ (gf/cm ³) | e | D_r (%) | $\Delta\sigma_v$ (kgf/Cm ²) | OCR | P_u (kgf/cm) |
|-----------|--------|--------------------------------|-------|-----------|---|-----|----------------|
| APP 14 | 45.8 | 1.611 | 0.641 | 90.19 | 0.000 | 1 | 1.838 |
| AP 2-4 | 49.3 | 1.596 | 0.656 | 86.27 | 0.000 | 1 | 2.304 |
| APP 17 | 45.8 | 1.592 | 0.661 | 84.93 | 0.015 | 1 | 2.939 |
| APP 4 | 45.7 | 1.569 | 0.685 | 78.49 | 0.042 | 1 | 4.516 |
| APP 12 | 45.6 | 1.612 | 0.640 | 90.54 | 0.065 | 1 | 4.632 |
| APP 3 | 45.7 | 1.561 | 0.693 | 76.34 | 0.065 | 1 | 3.592 |
| APP 5 | 45.7 | 1.413 | 0.871 | 28.49 | 0.065 | 1 | 2.968 |
| APP 6 | 45.6 | 1.605 | 0.647 | 88.71 | 0.103 | 1 | 7.033 |
| APP 9 | 45.7 | 1.587 | 0.666 | 83.60 | 0.165 | 1 | 7.610 |
| APP 8 | 45.6 | 1.589 | 0.664 | 84.14 | 0.337 | 1 | 12.350 |
| APP 10 | 45.5 | 1.590 | 0.663 | 84.53 | 0.454 | 1 | 15.809 |
| APP 11 | 45.6 | 1.570 | 0.684 | 78.79 | 0.454 | 1 | 16.768 |
| APP 13 | 45.6 | 1.406 | 0.881 | 25.90 | 0.454 | 1 | 9.486 |
| AP 1-5 | 49.0 | 1.608 | 0.644 | 89.52 | 0.000 | 1 | 2.037 |
| APP 15 | 45.7 | 1.601 | 0.651 | 87.55 | 0.454 | 1 | 16.656 |
| APP 16 | 45.6 | 1.576 | 0.677 | 80.58 | 0.454 | 1 | 13.944 |
| APOP 1 | 45.6 | 1.594 | 0.657 | 86.00 | 0.165 | 2.4 | 9.711 |
| APOP 2 | 45.6 | 1.600 | 0.652 | 87.35 | 0.015 | 9.5 | 2.736 |

* Normally consolidated ground
(Protected : from APP 14 to APP 13, Unprotected : from AP 1-5 to APP 16)

* Overconsolidated ground (Protected : from APOP 1 to APOP 2)

$\Delta\sigma_{vu}$ 는 先行荷重 除荷後 앵커의 引拔時 使用된 上載壓이다. 實驗 APOP2의 경우는 $\Delta\sigma_{v0}=0.454 \text{ kgf/cm}^2$, $\Delta\sigma_{vu}=0.015 \text{ kgf/cm}^2$ 이다.

3.1 引拔抵抗力

그림 2는 몇몇 實驗에서의 앵커의 引拔(δ)에 의한 引拔抵抗力을 나타내고 있다. 이 그림으로부터, 引拔의 初期段階(느슨한 地盤인 APP 13의 경우는 극히 初期段階)에서 極限引拔抵抗力이 發生한다는 것을 알 수 있다. 이 傾向은 玉野等⁵⁾, Ostermayer et al.⁶⁾ 등의 實驗結果와도 비슷하다. 앵커의 變位가 극히 작을때 極限引拔抵抗力이 생기는 이 性質은 pretension에 의한 앵커의 變位가 극히 작고, 앵커를 設置한 構造物의 變形도 極小化 할 수 있다고 하는 長點이 될 수 있다고 생각된다.

그림 3은 上載壓과 極限引拔抵抗力의 關係를

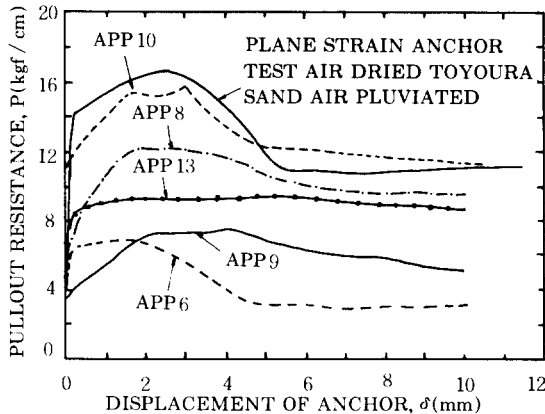


그림 2. Pullout resistance during pullout of anchor in plane strain.

Normally consolidated, $\Delta\sigma_v=0.103\sim 0.454 \text{ kgf/cm}^2$, protected

나타내고 있다. 이 그림으로부터 알 수 있는 바와 같이, 正規壓密地盤內的 平均相對密度에 따른 앵커의 極限引拔抵抗力은 上載壓과 거의 直線比例 關係에 있고, 모래의 流動(프로텍터)이 極限引拔抵抗力에 미치는 影響은 無視할 수 있는 程度라는 것을 알 수 있다.

3.2 앵커周邊地盤의 變形

앵커를 引拔함에 따라 周邊地盤에는 變形이

생겨서 어느 면에 따라 破壞에 이른다. 여기서는 앵커의 引拔에 의한 周邊地盤의 變形과 破壞面의 位置 및 形態에 미치는 여러가지 影響에 대해 分析한다.

조밀한 地盤에서 프로텍터가 있는 경우의 實驗中에서 上載壓이 대단히 낮은 경우(APP 17, $\Delta\sigma_v=0.015 \text{ kgf/cm}^2$)와 높은 경우(APP 10, $\Delta\sigma_v=0.454 \text{ kgf/cm}^2$)의 두 實驗을 比較한다. 各各의 앵커의 變位(δ)에 대한 周邊地盤의 變位の 鉛直成分은 그림 4와 같다. 이 그림으로부터, 上載壓이 낮을 수록 同一한 앵커變位에 대한 周邊地盤의 變位는 크다는 것을 알 수 있다. 그러나, APP17의 경우라도 δ 가 4mm를 넘으면 變位가 거의 進行하지 않고, 오히려 低部에서는 變位가 下方으로 되돌아가는 現象(彈性回復 現象)마저 보인다. 따라서, 變形의 集中面인 A面에서는 깊이 方向으로 同時에 破壞(peak

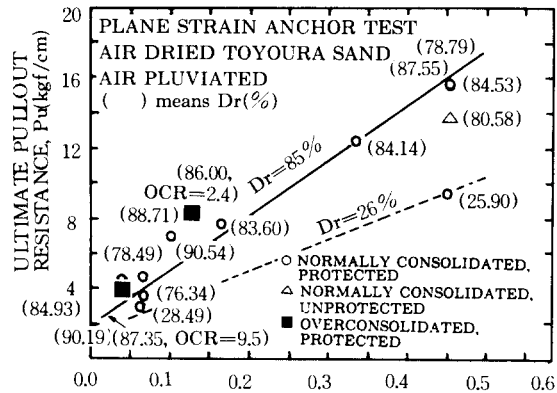


그림 3. Ultimate pullout resistance of plane strain anchor by each surcharge and relative density.

應力 狀態)에 달하지 않고, 앵커 表面에서만 同時에 破壞에 달한다는 것을 알 수 있다. 그런데, A面의 位置는 그림 4의 變位分布로써는 判斷하기 어려우므로, 剪斷變形率이 最大로 되는 면으로써 구하는 것이 보다 客觀的이라 하겠다. 그림 5는 APP17의 경우의 앵커의 變位가 8mm인 때의 地盤의 最大剪斷變形率($\gamma_{max}=\epsilon_1-\epsilon_3$)의 等高線을 나타내고 있다. 이 그림에서 A面은 앵커表面과 約 $12^\circ\sim 13^\circ$ 의 角度를 이루는 直線이라는 것을 알 수 있다. 또한, 이 角度는 A面 위의 地盤要素의 다이러턴시角(ν_d)과 거의 一致했는데, ν_d 를 구하기 위해서는

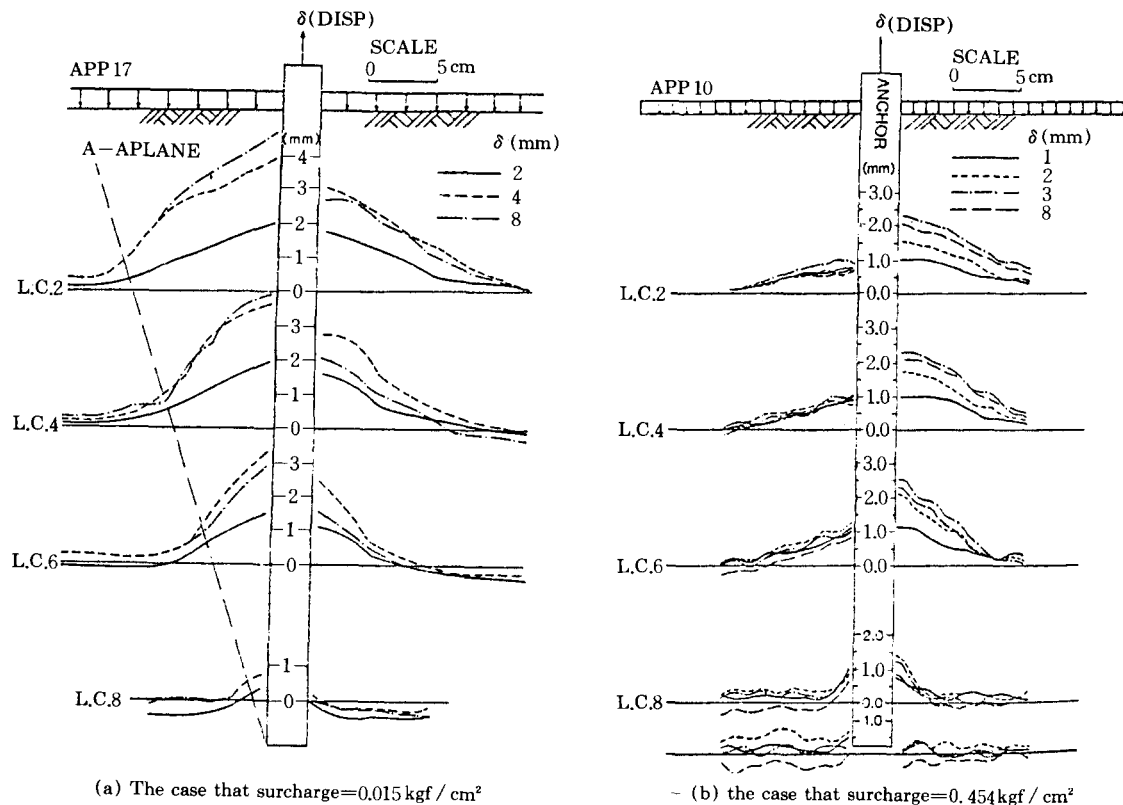


그림 4. Vertical displacement of ground around anchor by pulling out anchor (dense, protected)

地盤은 一般的으로 強度의 異方性이 크다. 異方性을 定義하는 데는 普通 最大主應力(σ_1)과 다음과 같은 方法을 利用했다.

自然堆積地盤이나 空中落下法에 의해 만든 堆積面이 이루는 角度(ω)를 使用한다. 그런데, 模型地盤內의 σ_1 의 方向은 觀察에 의해 直接 구할 수가 없기 때문에, 여기서는 地盤解析에 잘 利用되고 있는 co-axiality 假定(σ_1 方向= $d\varepsilon_1$ 方向)을 利用해서 구했다. 實驗 APP17 (조밀한 正規壓密地盤)의 경우, $\delta=4\sim 8$ mm 인 때의 $d\varepsilon_1$ 의 方向으로써 ω 를 구한 結果(本 實驗에서의 堆積面은 水平面이다), A面 위의 地盤要素의 平均的인 ω 는 大略 35° ($\nu_d=20^\circ$ 인 조밀한 경우는 $\omega=45^\circ-\nu_d/2=35^\circ$ 가 되어 破壞面의 方向이 zero-extension 方向과 거의 一致한다는 證明도 된다) 前後이고, A面의 內側에서는 錨커 表面 근처까지 增加해서 錨커 表面에서 約 55° ¹³⁾가 되고, A面의 外側에서는 錨커에서 멀수록

90° 에 가깝게 되는 것을 알 수 있었다. 本 實驗에 使用된 豊浦砂의 경우 $\sigma_3=0.1$ kgf/cm²이고, $\omega=35^\circ$ 일 때의 平面變形率 壓縮試驗^{7), 8)}의 結果, A面 위의 γ_{max} (平均的으로 5.5%程度)으로써 구한 ϕ_{mob} 는 約 43.8° 이고, 이때의 ν_d 를 Rowe⁹⁾에 의한 stress-dilatancy 關係式 (2)로 부터 구하면 $\nu_d=13.6^\circ$ 이다(단, K_{sd} 는 $R=K \cdot D$ (여기서, $R=\sigma_1/\sigma_3$, $D=-d\varepsilon_3/d\varepsilon_1$)로 부터 구해지는데, 여기서는 $K_{sd}=3.4$ ⁷⁾이다).

$$\sin \nu_d = \frac{(1-K_{sd}) + \sin \phi_{mob}(1+K_{sd})}{(1+K_{sd}) + \sin \phi_{mob}(1-K_{sd})} \quad (2)$$

이 ν_d 의 값은 A面과 錨커의 表面과의 角度 ($\alpha=12^\circ\sim 13^\circ$)와 거의 一致한다. 즉, 變形의 集中面 (A面)과 錨커 表面과의 角度는 A面 위의 地盤要素의 다이러턴시角과 一致한다. 實驗結果, 이 傾向은 조밀한 地盤에서 上載壓의 크기 및 프로텍터의 有無에 無關했다. 그림 6

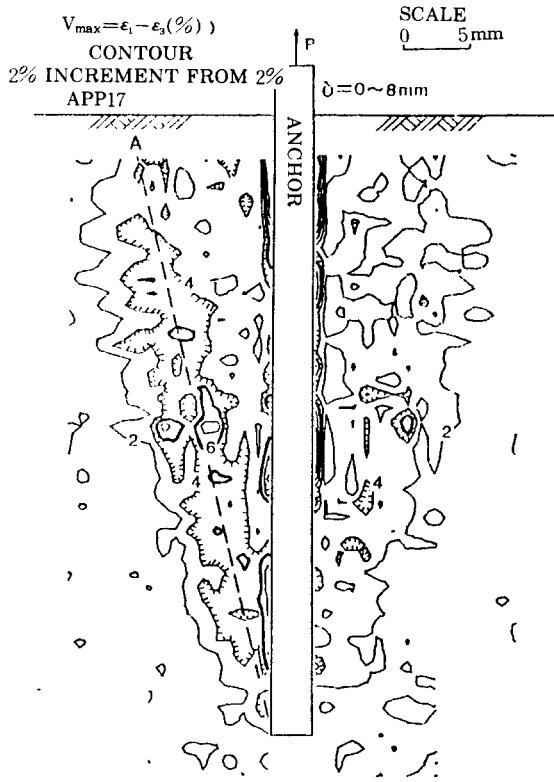


그림 5. Distribution of maximum shear in γ_{max} of ground by pulling out anchor(dense, protected)

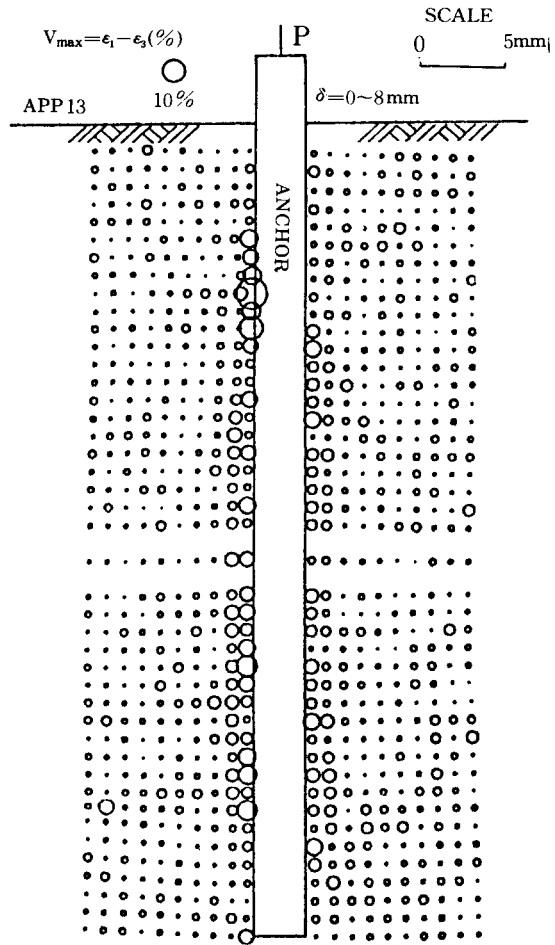


그림 6. Distribution of γ_{max} of ground around anchor when displacement of anchor(δ) is 8 mm (Test APP 13, loose)

은 느슨한 地盤의 경우(APP13)의 γ_{max} 의 分布를 나타내고 있는데, 「A面=앵커表面」이 되어 $\nu_d=0$ 인 느슨한 地盤에서도 「 $\alpha=\nu_d$ 」의 關係가 成立한다는 것을 알 수 있다.

過壓密地盤의 경우(APOP1, APOP2)에는 앵커의 引拔 初期에는, 地表面에 가까울 수록 變形集中面이 周邊地盤으로 넓어지는 圓形이지만, 初期段階를 지나서는 變形集中面의 位置 및 形態가 變하여, 앞에서 언급한 正規壓密地盤의 경우와 같이 直線이며, 앵커表面 以外의 周邊地盤에 破壞面이 生길 경우, 그 破壞面은 앵커表面과 ν_d 角(이 때의 ν_d 는 식(2)에서 $\phi_{mob}=\phi$ 일 때의 값)을 이루는 直線이라고 생각할 수 있다. 이 事實을 基礎로 해서 4.1의 理論解를 提案하게 되었다.

3.3 앵커表面의 垂直應力

앵커表面의 垂直應力은 周邊地盤의 아-치作用(arching effect), 다이러턴시, 포아송效果(周邊地盤要素의 鉛直方向의 引張에 의해 앵커의 垂直應力이 減少하는 效果), 앵커低部에서의 流動, 地盤의 OCR 등 여러가지 複雜한 影響을 받고 있고, 또한 깊이 方向으로도 差異가 크므로¹⁵⁾ 삼각형 土壓과는 전혀 다른 양상을 나타내고 있어서 從來의 土壓理論을 利用해서 理論적으로 구하기는 어렵다. 따라서, 實驗結果를 利用해서

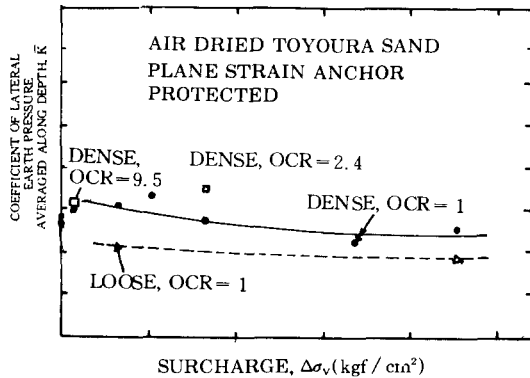


그림 7 Variation of coefficient of lateral earth pressure averaged along depth by surcharge

앵커의 極限引場抵抗力이 發揮될 때의 垂直應力을 經驗的으로 구하기 위해 一般的으로 잘 使用되는 것은 側壓係數 K 이다. 따라서, K 是 앵커 表面 近傍의 地盤要素에서의 σ_n / σ_v 이며, σ_n 是 垂直應力(水平土壓), σ_v 是 鉛直應力이다. 그런데, 實際問題에 利用할 때에 σ_v 를 理論的으로 計算하는 것은 대단히 어렵고, 信賴할 수 있는 方法이 아직 提案되지 않고 있다. 따라서, 一般的으로 使用되고 있는 方法으로는 静止狀態에서의 鉛直應力(σ_{v0})을 利用해서 求한 側壓係數 K 및 K 를 앵커의 깊이 方向으로 平均한 값 \bar{K} 를 經驗值로서 使用한다. 그림 7은 K 의 上載壓에 따른 變化를 나타내고 있다. 이 값들은 프로텍터가 있는 경우에 對한 것인데, 프로텍터가 없는 경우도 거의 差가 없으므로 그 傾向은 프로텍터가 있는 경우에 準한다고 생각해도 좋다. 이 그림에서, 正規壓密地盤의 경우, K 是 上載壓에는 그다지 影響이 없고, 上載壓이 0.2 kgf/cm^2 以上이 되면 거의 一定(조밀한 地盤: $\bar{K} \approx 0.5$, 느슨한 地盤: $\bar{K} \approx 0.4$)인 것을 알 수 있다. 過壓密地盤의 경우에 對해서는 今後 보다 많은 研究가 必要하다고 생각된다.

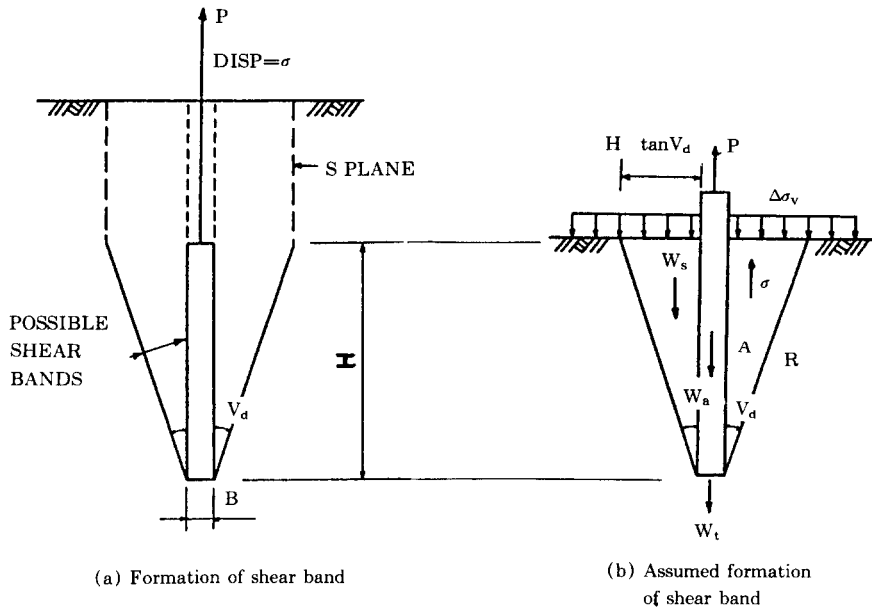
3.4 앵커表面의 摩擦角

앵커의 引拔에 의해 一般的으로 앵커表面에 破壞面이 생긴다. 이 경우의 引拔抵抗力을 求하기 위해서는 앵커表面의 摩擦角을 求할 필요가

있다. 本 研究에서는 앞에서도 언급한 바와 같이 앵커表面이 充分히 거친 狀態에 한정한다. 지금까지, 앵커表面에서의 垂直應力(σ_n), 剪斷應力(τ)을 直接 測定해서 摩擦角 $\mu_{mob} (= \arctan(\tau / \sigma_n))$ 를 求한 例는 극히 적다. 實測한 例로는 Wernick¹¹⁾의 모래地盤內의 鉛直앵커의 室內模型實驗을 들 수 있는데, 앵커表面에서 實測한 垂直應力, 剪斷應力을 利用하여 摩擦角을 求했다. 그 結果, 앵커表面의 最大摩擦角은, 自作한 "True direct shear test apparatus"(이것은, 剪斷時 上部 剪斷箱子의 回轉을 防止한 改良型 直接剪斷試驗機의 一種이다)에 의한 直接剪斷試驗으로 부터 求한, 剪斷面 위의 最大剪斷抵抗角과 一致한다고 하고 있다. 그러나, 이 兩者의 實驗(模型實驗, 直接剪斷試驗)에서는 σ_1 方向~堆積面의 角度(ω , 즉 모래의 強度의 異方性)과 拘束壓(σ_3)의 影響에 對해서는 考慮하고 있지 않는 것에 注意할 必要가 있다. 모래의 種類에 따라서 程度의 差는 있지만, 一般的으로 모래地盤의 強度는 拘束壓의 影響과 異方性이 상당히 크다. Tatsuoka et al.⁷⁾에 의하면, 豊浦砂의 平面變形率 壓縮試驗의 結果, ω 에 의한 内部摩擦角의 差는 最大 5° 以上인 것을 알 수 있다. 따라서, 위에서 논한 데이터의 一致에 對해서는 檢討의 餘地가 있다. 또, 앵커表面의 特性方向(最大應力 傾角面의 方向(stress characteristics) 또는 zero-extension 方向(strain rate characteristics)에 對한 考察도 없다.

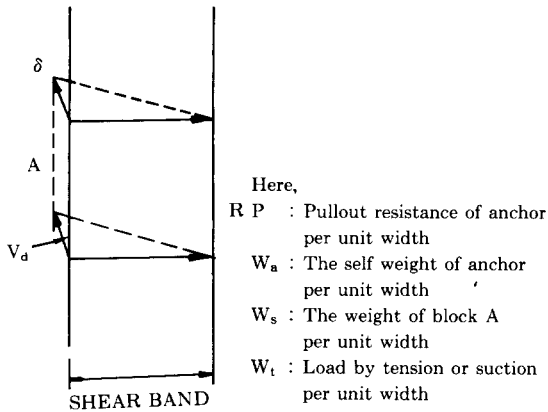
本 研究에서는 앵커表面의 最大摩擦角과 平面變形率 壓縮試驗에 의한 값(모래의 強度의 異方性, 拘束壓 等を 考慮한 값임)을 比較한 結果, 다음과 같은 結論을 얻었는데, 文獻¹³⁾에 이에 對해 詳細히 說明되어 있다.

- (1) 앵커表面의 摩擦角은 깊이 方向으로 거의 同時에 發揮된다.
- (2) 殘留狀態의 摩擦角에 도달하는 앵커의 變位는 上載壓이 작을수록 크다.
- (3) 앵커表面 近傍의 地盤要素에서, 앵커 깊이 方向의 破壞面의 特性方向은 zero-extension 方向이다.
- (4) 앵커表面의 最大摩擦角은 平面變形率 壓縮試驗에 의한 zero-extension 方向의 面위의



(a) Formation of shear band

(b) Assumed formation of shear band



(c) Deformation of an element in shear band

그림 8. Kinematically admissible failure mechanism of ground around anchor under plane strain condition

最大剪斷抵抗角과 거의一致한다.

(5) (1)~(4)의關係는 過壓密地盤의 경우에도 앵커表面에서 破壞面이 생기는 한 成立한다.

4. 앵커 周邊地盤의 破壞모－드의 判別 및 極限引拔抵抗力 算定

4.1 理想化된 狀態에서의 理論的 考察

3.2에서 앵커의 引拔에 따른 周邊地盤의 變形을 觀察한 結果, 破壞面은 다음의 두가지로 나눌 수 있으며, 極限引拔抵抗力은 各各의 破壞面 위의 힘의 平衡에 의해 求해진다. 여기서는, 破壞面 위의 應力과 變形을 “① 破壞面 以外의 地盤은 剛이다. ② 側壓係數 및 剪斷抵抗角(앵커表面에서는 摩擦角)은 깊이 方向으로 一定하다”라고 理想化해서 理論的으로 考察한다.

(1) 破壞모－드 1(쇄기형)

破壞面이 直線인 kinematically admissible strain field에 대하여, ν_d (地盤의 다이러턴시角)가 ϕ (地盤의 内部摩擦角)와 같다고 假定(associated flow rule)하면 上界值(upper bound solution)를 求할 수 있다. 그런데, 實際의 地盤에 대해서는, $\phi > \nu_d$ 이므로 여기서는 co-axiality 條件과 stress-dilatancy 關係를 利用하므로써 上界值보다 正解에 가까운 解를 求한다. 本 研究에서는 그림 8(a)와 같은 앵커의 問題는 (b)와 같이 上載壓($\Delta\sigma_v$)로써 單純化 했다. 이때 A와 R 領域은 剛이라고 假定한다. 또, S面(正確한 位置는 알 수 없으나)에서의 剪斷抵抗力은 極限引拔抵抗力이 發揮된 뒤, 즉 앵커의 變位가 相當히 發生하고 난 後에 發揮될 것이라고 생각되므로 (b)와 같이 이것을 無視한 모델화는 妥當할 것이라고 생각된다.

그림 9에서 앵커 단위幅當의 힘의 平衡條件으로 부터 式(3)이 成立한다.

$$P_u - (W_a + W_t + 2H \cdot \tan \nu_d \cdot \Delta \sigma_v) = \gamma \cdot H^2 \cdot \tan \nu_d + 2 \int_0^{H/\cos \nu_d} (\tau \cdot \cos \nu_d - \sigma_n \cdot \sin \nu_d) dl \quad (3)$$

여기서, P_u 는 앵커의 極限引拔抵抗力, W_a 는 앵커의 自重, W_t 는 suction과 流動에 의한 힘이다. 앵커의 周邊地盤의 여러가지 特性面과 特性方向은 그림 10(a), (b)와 같다. (c)는 (a)의 變形增分率 方向의 Mohr圓에 의한 表現의 決定된다. 그림 8(b)에서의 A領域의 變位는 鉛直方向이라고 하면(實驗에 의해 觀察된 變位를 나타내는 그림 11에 의하면 實際의 變位의 方向도 거의 鉛直인 것을 알 수 있다), 그림 8(c), 그림 10(a)에서 알 수 있듯이 破壞面의 이다. (d)는 co-axiality 條件을 利用해서 作圖한 應力の Mohr圓이다. 이 圓의 幾何學的인 條件으로 부터 $\sigma_n = \sigma_v (= \gamma \cdot l \cdot \cos \nu_d + \Delta \sigma_v)$ 인 것을 알 수 있다. $\tau / \sigma_n = \tan \mu$ 라고 하면,

$$\begin{aligned} & 2 \int_0^{H/\cos \nu_d} (\tau \cdot \cos \nu_d - \sigma_n \cdot \sin \nu_d) dl \\ &= 2(\tau / \sigma_n \cdot \cos \nu_d - \sin \nu_d) \int_0^{H/\cos \nu_d} \sigma_n dl \\ &= 2(\tan \mu \cdot \cos \nu_d - \sin \nu_d) \int_0^{H/\cos \nu_d} (\gamma \cdot l \cdot \cos \nu_d + \Delta \sigma_v) dl \\ &= (\tan \mu - \tan \nu_d)(\gamma \cdot H^2 + 2\Delta \sigma_v \cdot H) \quad (4) \end{aligned}$$

이므로, 式(3)은 式(5)와 같이 된다.

$$P_u = W_a + W_t + \gamma \cdot H^2 \cdot \tan \mu + 2\Delta \sigma_v \cdot H \cdot \tan \mu \quad (5)$$

그런데, 그림 10(d)의 幾何學的 條件에서, 「側壓係數 $K = \sigma_n / \sigma_v = 1 + 2 \tan \nu_d \cdot \tan \mu$ 」 이므로 모-드1의 경우의 K 는 物質定數인 ν_d, μ 에

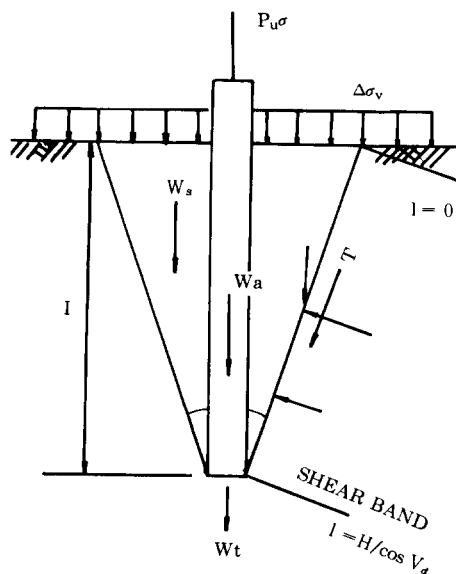
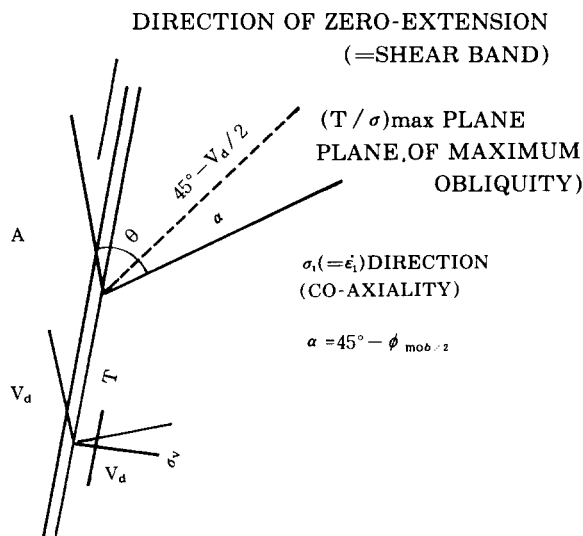
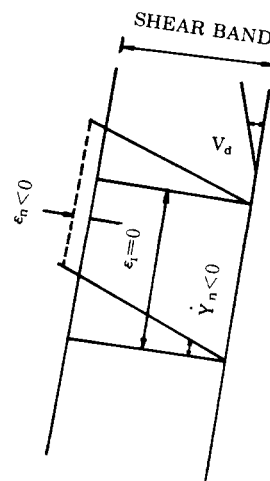


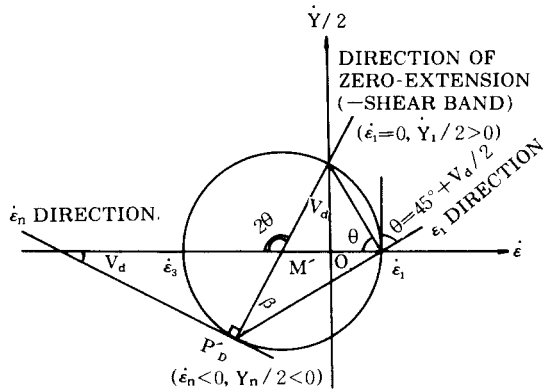
그림 9. Stresses on the shear band in the case of failure mode 1.



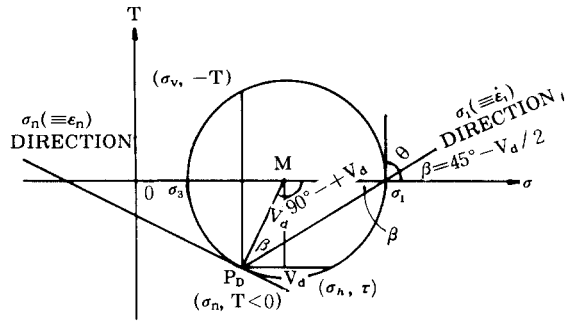
(a) Directions of characteristics



(b) Deformation of an element in shear band



(c) $d\epsilon_1$ direction by Mohr's circle of strain increment



(d) An explanation that (σ_n, τ) coincides with P_D , and σ_n equals to σ_v by the assumption of co-axiality by geometry, $\angle MP_DN = 90^\circ$. Therefore, the point (σ_n, τ) coincides with P_D , and $\sigma_n = \sigma_v$.

그림 10. Directions of stress and strain characteristics, and expression by Mohr's circle of stress and strain increment

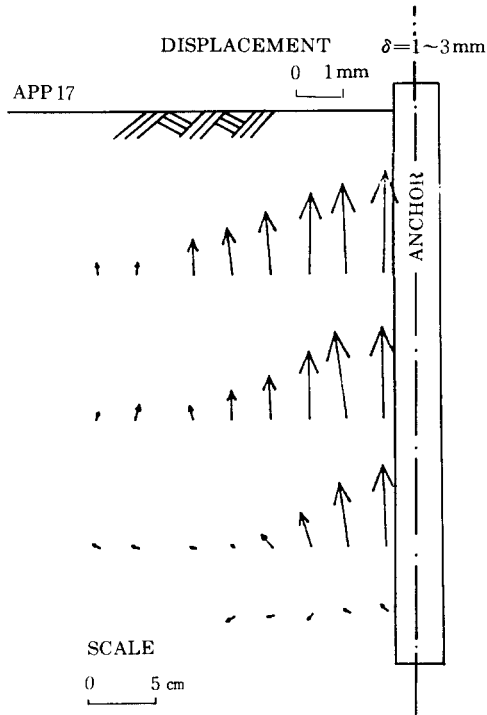


그림 11 Direction of displacement of ground around anchor (Test App 17) ($\delta = 1 \sim 3 \text{ mm}$)

方向은 zero-extension 方向이 된다. 즉, μ 는 zero-extension 方向의 面위의 最大剪斷抵抗角이다. 이 μ 에 대해서는 여러가지 研究結果가

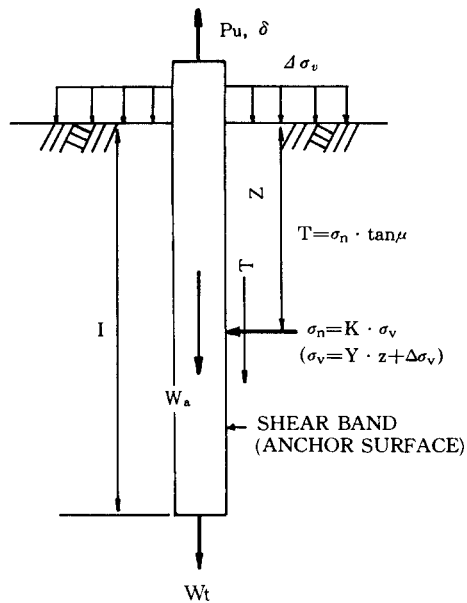


그림 12. The mechanism of failure mode 2

있으나, 一般적으로 널리 利用되고 있는 Davis¹⁴⁾와 Rowe⁹⁾에 의한 式을 利用해서 구하면 다음과 같다. 여기서, 式(6)의 ν_d 는 式(2)로부터 구할 수 있다.

$$\tan \mu = \frac{\sin \phi \cdot \cos \nu_d}{1 - \sin \phi \cdot \sin \nu_d} \quad (\text{極限狀態}) \quad (6)$$

$$\tan \mu_{res} = \sin \phi_{cv} \quad (\text{Davis})$$

$$\quad \quad \quad (\text{殘留狀態}) \quad (7)$$

$$\quad \quad \quad (\text{Rowe})$$

(2) 破壞모-드 2(앵커表面型)

이 모-드는 그림 12와 같이, 앵커의 引拔에 의한 周邊地盤의 變形은 앵커表面에서 集中的으로 생기며, 그 以外的 領域은 剛이라고 하는 모-드이다. 이 경우, 單位幅當의 앵커의 極限引拔抵抗力은 式(8)과 같다.

$$P_u = W_a + W_t + 2 \int_0^H \tau dz$$

$$= W_a + W_t + 2 \int_0^H K(\gamma \cdot z + \Delta\sigma_v) \tan \mu dz$$

$$= W_a + W_t + K \cdot \tan \mu (\gamma \cdot H^2 + 2\Delta\sigma_v \cdot H) \quad (8)$$

(3) 모-드의 判別

식(5), (8)에서 W_a , W_t 를 無視하여(W_a 는 알 수 있고 W_t 는 無視할 수 있을 정도로 작으므로), 各 모-드에서의 「앵커表面(片面)의 單位幅當」의 極限引拔抵抗力을 無次元化한 極限引拔抵抗力係數 C_{pu} 로 나타내면 式(9), (10)과 같이 된다. 단, 여기서의 P_u (片面에 대한 값)은 표 1과 式(5), (8)에서의 P_u (兩面に 대한 값) 2에 해당된다.

$$\text{모-드 1: } C_{pu1}$$

$$= \frac{P_u}{\tan \mu_1 (\gamma \cdot H^2 / 2 + \Delta\sigma_v \cdot H)}$$

$$= 1 \quad (9)$$

$$\text{모-드 2: } C_{pu2}$$

$$= \frac{P_u}{\tan \mu_2 (\gamma \cdot H^2 / 2 + \Delta\sigma_v \cdot H)}$$

$$= K \quad (10)$$

여기서, μ_1, μ_2 는 各 모-드 1, 2의 破壞面위의 最大剪斷抵抗角을 意味하는데, 等方性 地盤의 경우는 $\mu_1 = \mu_2$ 이다. 式(9), (10)의 $K \sim C_{pu}$ 의 關係를 同一한 圖上에 나타내기 위해서 고쳐 쓰면 式(11), (12)와 같이 된다.

$$\text{모-드 1: } C_{pu1} = \frac{P_u}{\tan \mu_2 (\gamma \cdot H^2 / 2 + \Delta\sigma_v \cdot H)} = \frac{\tan \mu_1}{\tan \mu_2} \quad (11)$$

$$\text{모-드 2: } C_{pu2} = \frac{P_u}{\tan \mu_2 (\gamma \cdot H^2 / 2 + \Delta\sigma_v \cdot H)} = K \quad (12)$$

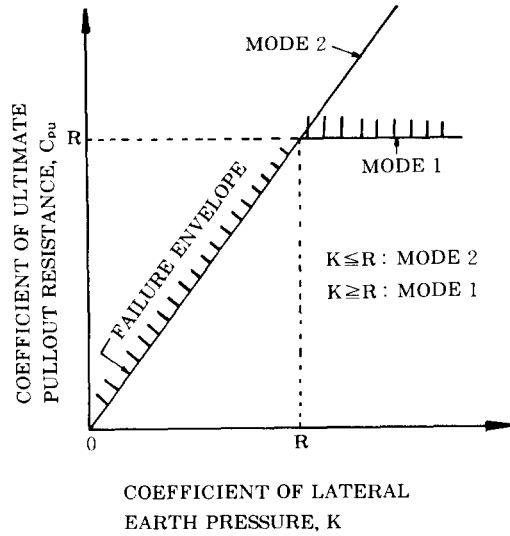


그림 13. Failure modes and failure envelope

式(11), (12)를 圖式化 하면 그림 13과 같다. 이 그림에서 알 수 있듯이 破壞모-드의 判別은 式(13)에 의한다.

$$\text{모-드 1: } K \geq R : C_{pu} = R \quad (\text{단, } K = 1 + 2 \tan \nu_d \cdot \tan \mu_1)$$

$$\text{모-드 2: } K \leq R : C_{pu} = K \quad (13)$$

여기서, $R = \tan \mu_1 / \tan \mu_2$

4.2 理論式에 의한 計算値와 實驗結果와의 比較 考察

3.2에서 앵커 周邊地盤의 實際의 變形을 檢討한 結果, 4.1의 理想化된 破壞모-드에 가까운 것을 알 수 있었다. 즉, 破壞모-드 1은 앵커表面과 ν_d 의 角度를 이루는 面에서, 破壞모-드 2는 앵커表面에서 破壞面이 생긴다. 各各의 理想化된 破壞모-드에 대한 앵커의 極限引拔抵抗力係數는 式(11), (12)와 같은데, 여기서는 實驗結果를 利用해서 理想化된 理論解의 適用性에 대해 考察한다. 표 2는 앵커 周邊地盤의 側壓係數 K 와 極限引拔抵抗力係數 C_{pu} 의 關係를 나타내고 있다. 여기서, K 로는 極限引拔抵抗力이 發揮된 때의 앵커의 깊이 方向의 平均側壓係數, μ 로는 앵커表面의 最大摩擦角의 앵커의 깊이 方向의 平均值를 使用했다. 따라서, K 와

표 2. The relationship between K and C_{pu}(Protected)

| Test name | $\Delta\sigma_v$ (kgf/cm ²) | K | μ (degree) | C _{pu} | Remark |
|-----------|--|------|-------------------|-----------------|----------------|
| APP 14 | 0.000 | 0.54 | 47.1 | 0.51 | Dense |
| AP 2-4 | 0.000 | 0.56 | 45.0 | 0.59 | Dense |
| APP 17 | 0.015 | 0.60 | 44.2 | 0.64 | Dense |
| APP 12 | 0.065 | 0.62 | 45.2 | 0.50 | Dense |
| APP 6 | 0.103 | 0.66 | 46.2 | 0.53 | Dense |
| APP 9 | 0.165 | 0.55 | 43.4 | 0.44 | Dense |
| APP 8 | 0.337 | 0.45 | 41.9 | 0.40 | Dense |
| APP 10 | 0.454 | 0.51 | 42.7 | 0.38 | Dense |
| APP 13 | 0.454 | 0.37 | 33.7 | 0.32 | Loose |
| APOP 1 | 0.165 | 0.70 | 44.0 | 0.55 | Dense, OCR=2.4 |
| APOP 2 | 0.015 | 0.60 | 43.3 | 0.62 | Dense, OCR=9.5 |

μ 는 반드시 동시에發揮된다고는 할 수 없다. 그림 14는 그림 13의 理論的인 關係와 표 2의 實驗結果에 의해 얻어진 K~C_{pu}의 關係를 나타내고 있다. 여기서, 조밀한 地盤의 경우, R의 최소값은 $\tan\mu_1 / \tan\mu_2 \doteq \tan\phi_1(\omega \doteq 35^\circ) / \tan\phi_2(\omega \doteq 55^\circ) \doteq 0.87 / 0.95 \doteq 0.92^{(7), (8)}$ 이며, 최대값은 느슨한 地盤의 경우로 R=1이므로, R의 範圍는 大略 $0.92 \leq R \leq 1.0$ 이 된다. 그림 14에서 알 수 있듯이, 本 實驗에서와 같이 상당히 過壓密된 (OCR=9.5) 地盤에서도 破壞모-

드2, 즉 앵커表面에서 破壞面이 發生한다는 것을 알 수 있고, 이는 周邊地盤의 變形의 觀察에서도 確認한바 있다. 또, 理論値와 實驗値는 大略 一致하고 있으나, 實驗値가 약간 낮은 것은 K와 μ 가 동시에發揮되지 않기 때문인 것으로 생각된다. 이 誤差는 약간의 安全率로써 補完할 수 있을 것이다.

5. 結論

지금까지 記述한 것을 要約하면 다음과 같다.

(1) OCR>9.5인 경우에 대해서는 本 研究結果 만으로는 알 수 없으나, OCR≤9.5인 경우에는 K<R이 되어 全部 破壞모-드2가 되었다. 따라서, 모-드1의 破壞는, 대단히 過壓密되든가 側壓이 커서 K≥R(等方性地盤의 경우는 K≥1)이 될 때 發生한다. 破壞모-드의 判別은 式(13)에 의한다.

(2) 各 破壞모-드에서의 極限引拔抵抗力係數는 式(11), (12)와 같다.

(3) 極限引拔抵抗力이 發揮될 때의 앵커의 깊이 方向의 平均側壓係數는 正規壓密地盤의 경우 다음과 같다. OCR의 影響에 대해서는 今後의 研究가 必要하다 하겠다.

① 조밀한 地盤(D_r>80%) ; K≐0.5

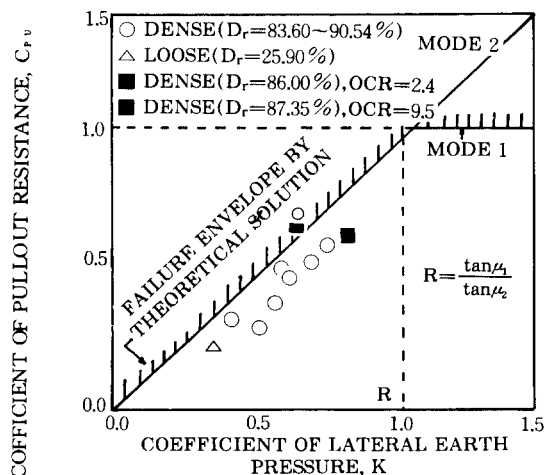


Fig. 14 Failure modes and theoretical C_{pu}~K relation by the limit equilibrium method and experimental C_{pu}~K relation in the case of plane strain anchor

② 느슨한 地盤 ($D_r \doteq 30\%$) ; $K \doteq 0.4$

(4) 破壞모-트 1, 2에서의 破壞面의 方向은 zero-extension 方向이며, co-axiality 假定을 使用하면 σ_1 方向과 堆積面(本 研究에서는 水平面)이 이루는 角度 ω 는 다음과 같다.

破壞모-트 1 : $\omega = 45^\circ - \nu_d / 2$ (그림 10 (d)의 β)

破壞모-트 2 : $\omega = 45^\circ + \nu_d / 2$

(5) 앵커表面의 最大摩擦角은 앵커表面 近傍의 地盤要素의 ω 및 σ_3 를 考慮한 平面變形率壓縮試驗에 의한 zero-extension 方向의 面위의 最大剪斷抵抗角과 거의 一致한다.

參考文獻

1. 鷹野 昭治, "그라운드 앵커," 地質と調査, 1984. 4, pp.38-44.
2. 日本 土質工學會, 그라운드 앵커-基準改正委員會, "그라운드 앵커-設計·施工基準," 土と基礎, Vol. 35, No. 9, 1987. 9, pp.73-80.
3. 榎並昭, "新しい基礎工法(永久 앵커를 中心として)," 最近의 土質·基礎에 關する 諸問題講習會, 1987. 9, pp.149-155.
4. 林鍾鐵, "砂地盤內의 그라운드 앵커의 引抜き抵抗 메카니즘에 關する 研究," 東京大學 博士學位論文, 1989. 3.
5. 玉野 富雄, 植下 協, 村上 仁, 結城 庸介, "打設狀態 가 앵커의 引抜き抵抗 力에 及ぼ는 影響," 土と基礎, Vol. 30, No. 4, 1982. 4, pp.13-18.
6. Ostermayer, H. and Scheele, F., "Research on ground anchor in non-cohesive soils, 9th ICSMFE, Ground anchors, 1977, pp.22-97.
7. Tatsuoka, F., Sakamoto, M. and Kawamura, T., "Strength and deformation characteristics of sand in plane strain compression at extremely low pressures," Soils and Foundations, Vol. 26, No. 1, 1986. 3, pp.65-84.
8. 龍岡 文夫, 플라단 테지 B. S., 林 換群, 堀井 宣幸, "各種의 せん斷試驗 による 砂의 內部摩擦角," 土と基礎, Vo. 35, No. 12, 1987. 12, pp. 55-60.
9. Rowe, P.W., "The relations between the shear strength of sands in triaxial compression, plane strain and direct shear," Geotechnique 19, No. 1, 1969, pp. 75-86.
10. 林鍾鐵, 龍岡 文夫, "正規壓密及 び 過壓密 砂地盤內의 앵커의 引抜き抵抗 力係數と 周邊地盤의 變形," 土木學會 第 43 回 年次學術講演集 第 3 部, 1988. 10, pp. 310-311.
11. Wernick, E., "Stresses and strains on the surface of anchors, "Proc. of the 9th ICSMFE, Ground Anchors, 1977, pp. 113-119.
12. Uesugi, M. and Kishida, H.(1986. 12): "Frictional resistance at yield between dry sand and mild steel," Soils and Foundations, Vol. 26, No. 4, pp. 139-149.
13. 林鍾鐵, 宮崎 啓一, 龍岡 文夫, "砂地盤內의 鉛直 앵커-表面의 應力狀態," 第 24 回 土質工學研究發表會, 1989. 6, pp. 1495-1498.
14. Davis, E.H., "Theories of plasticity and the failure of soil masses," Soil mechanics-selected topics(ed. Lee, I.K.), Butterworth.
15. 林鍾鐵, 龍岡 文夫, "砂地盤內의 平面變形率 鉛直 앵커의 模型實驗," 大韓土木學會 1980 年度 學術發表會 概要集, 1989. 10, pp. 460-163.
16. 宮崎 啓一, 林鍾鐵, 龍岡 文夫, "砂中의 鉛直 앵커-表面의 水平土壓係數," 土木學會 第 44 回 年次學術講演集 第 3 部, 1989. 10.
17. 日本土質工學會, "어스 앵커-工法," 1987. 2, pp.47-51.
18. Meyerhof, G.G., "Uplift resistance of inclined anchors and piles," Proc. 8th ICSMFE, Vol. 2, 1973, pp.167-172.
19. Ismael, N.F. and Klym, T. W., "Uplift and bearing capacity of short piers in sand," Jour. of the Geotechnical Eng. Div., Vol. 105, No. GT 5, 1979. 5, pp.579-594.
20. Hettler, A., "Approximation formulae for piles under tension," IUTAM Conference on Deformation and Failure of Granular Materials," Delft, 1982, pp.603-608.
21. Das, B.M., "A procedure of inclined anchors and piles," Proc. 8th ICSMFE, Vol. 2, 1983. 9, pp. 167-172.
22. Tejchman, A., "Skin resistance of tension piles," Proc. 6th ECSMFE, Vol. 1, 1976, pp.573-576.
23. Chattopadhyaya, B.C. and Pise, P.J., "Uplift capacity of piles in sand," Journal of Geotechnical Eng. ASCE, Vol. 112, No. 9, 1986. 9, pp. 888-904.
24. 勝見 雅, 岩成 敬介, "어스 앵커의 引抜き抵抗 力에 關하여," 日本土木學會 第 35 回 年次學術講演集 第 3 部, 1980. 9, pp.470-471.

(접수일자 1990. 1. 4)