

彈·粘塑性構成式을 사용한 粘性土地盤의 變形解析

An Analysis on the Deformation of Clayey Foundation Using Elasto-Viscoplastic Model

李 汶 樹
Lee, Moon Soo

Summary

This study aims at predicting the behavior of saturated soft clayey foundation subjected to earth structure loads such as tidal dike, embankment etc. by using Biot's consolidation equation coupled with elasto-viscoplastic constitutive model. To validate the computer program developed by author, a case study was performed for the site of Kwang-yang steel works improved by sand drain, where since the beginning of the works, field measurements (settlement, lateral displacement and excess pore water pressure) had been accurately achieved.

Comparisons between numerical results and observation values were carried out.

The main results obtained are summarized as follows :

1. Settlement and lateral displacement between numerical and observation values show satisfactory accordance.
2. As for the excess pore water pressure, numerical results appear to be larger than observation values, which may be due to the existence of sand seams which were not found during soil investigation.
3. Useful data available for failure prediction of soft foundation can be secured by examining lateral displacement, settlement, excess pore water pressure and stress paths.

* 全南大學校 農科大學

키워드 : 彈粘塑性모델, 塑性포텐셜, 有限要素解析,
샌드드레인, 沈下, 側方變位, 間隙水壓, 應
力經路

I. 緒 論

粘性土로 이루어진 軟弱地盤에 방조제, 도로, 철도, 임해공업단지 부지조성 등으로 인하여 盛土荷重이 作用하게 되면 壓密에 의한 沈下, 側方變位 및 間隙水壓 등이 발생한다. 그런데 이들 舉動에 관한 精確한 예측을 위해서는 精確한 壓密方程式의 選定과 精度높은 構成方程式을 結合해야 한다. 多次元 壓密인 경우에 Terzaghi¹⁾의 一次元 壓密의 단순한 擴張에 의한 이론 보다는 전혀 별개의 관점에서 Biot²⁾는 壓密方程式을 제안하였다.

즉 대부분의 壓密現象이 흙요소의 連續條件으로부터 過剩間隙水壓을 未知數로 취한 支配方程式을 유도한 것에 반하여 Biot는 變位까지 미지수로 취한 흙요소에서의 平衡式을 중심으로 하여 여기에 連續條件式을 聯立시켜서 支配方程式을 세웠다. 이것은 이론상으로 Terzaghi系에 비하여 완전하지만, 支配方程式이 미지수로서 過剩間隙水壓과 變位の 兩者를 포함한 聯立偏微分方程式으로 構成되기 때문에 數學的 解를 구하기가 극히 어렵게 되어 있다. 그러나 1960년대 후반 이후에 數值解析方法의 발달과 컴퓨터의 大型化에 힘입어 Biot이론은 그 價値를 더욱 크게 인정 받게 되었다. 따라서 本文에서도 Biot의 壓密式을 支配方程式으로 選定하였다.

진정한 應力-變形率關係式을 확립하기 위하여 과거부터 많은 연구가 이루어 졌고 현재로서는 이전에 많이 사용했던 彈性 모델보다 더욱 現象을 잘 설명할 수 있는 여러가지의 構成式이 提案되고 있다. 이 가운데서 비록 時間效果를 고려되어 있지 않지만 Roscoe 등³⁾의 Cam-clay모델은 그 최초의 統一的 理論이라 해서 높이 평가되고 있다. 이것은 降伏條件 및 後續降伏條件을 하나의 曲面으로 定義한 것으로서 비교적 간단한 數式에 의해서 粘土의 特性이 明瞭하게 기술되고 있다. 이어서 다시 Roscoe와

Burland⁴⁾의 의해서 修正 Cam-clay 모델이 제안되었으며 繼續하여 Ohta와 Sekiguchi등⁵⁾에 의하여 土體의 非等方性을 고려한 모델이 제안되었고, 최근에는 크리프나 應力緩和 등 時間效果를 포함한 粘塑性 및 彈·粘塑性 모델도 제안되고 있다.

본 연구에서는 Biot 壓密論에 彈·粘塑性모델을 構成方程式으로 選定·結合하고, Christian-Boehmer⁶⁾系의 數值解析 技法을 導入, 새로운 多次元 壓密 프로그램을 개발⁷⁻¹⁰⁾하여, 軟弱地盤의 모든 壓密解析 뿐만 아니라 地盤處理工法의 전반적인 해석에도 이용할 수 있도록 개발한 프로그램에 의하여 프랑스의 Magnan¹¹⁾ 등이 Qubzac-les-ponts에서 연구한 바 있는 試驗盛土의 實測資料 및 解析値와 그들이 이용했던 土質媒介變數를 입력하여 본 프로그램에 의한 해석치를 비교분석하여 精度를 확인하고, 우리나라에서는 최초로 沈下, 側方變位, 間隙水壓 등에 관하여 精巧한 現場관측을 하면서 샌드드레인공법에 의한 제철소 부지조성공사를 수행하고 있는 광양제철소 슬래브처리장(slab yard)에 대한 사례 연구를 통하여 이들 觀測値와 解析値와의 비교를 하였다.

II. 彈·粘塑性 構成式

彈·粘塑性 모델(Sekiguchi et al.)의 제1가정은 變形率 速度 텐서를 다음 식과 같이 粘塑性成分 $\dot{\epsilon}_{ij}^p$ 와 彈性成分 $\dot{\epsilon}_{ij}^e$ 의 합으로 표시할 수 있다.

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \dot{\epsilon}_{ij}^p + \dot{\epsilon}_{ij}^e \quad \dots\dots\dots(1)$$

그리고 變形率 速度 텐서의 粘性성분에 대하여는 粘塑性 포텐셜 함수 F를 사용하여 다음과 같이 表現한다.

$$\dot{\epsilon}_{ij}^p = A \partial F / \partial \sigma'_{ij} \quad \dots\dots\dots(2)$$

여기서 A : 比較係數

σ'_{ij} : 有效應力 텐서

또 함수 F의 구체적인 형태는 正規壓密粘土의 二次壓縮特性 및 다이러턴시(체적팽창; dilatancy)의 時間依存性を 고려한 體積變形率 有效應力 時間關係式에 기초하여 다음 식으로 구해진다.

$$F \equiv \alpha l_n \left\{ 1 + \frac{\dot{v}_0 \cdot t}{\alpha} \exp\left(\frac{f}{\alpha}\right) \right\} = v^p \quad \dots\dots(3)$$

단, α : 二次壓縮指數

t : 經過時間

\dot{v}_0 : 初期體積變形率速度

v^p : 體積變形率의 粘性成分

f : 平均有效應力 p와 一般화된 主應力 差 q의 함수로서 다음 식으로 정의된다.

$$f = \frac{\lambda - \kappa}{1 + e_0} l_n \left(\frac{p}{p_0} \right) + D \left(\frac{q}{p} - \frac{q_0}{p_0} \right) \quad \dots\dots\dots(4)$$

여기서 $D = \frac{\lambda - \kappa}{M(1 - e_0)}$ (다이러턴시 계수)

λ : $e - l_n \sigma'$ 에서 處女 壓密曲線의 기울기

κ : $e - l_n \sigma'$ 에서 膨脹曲線의 기울기

M : p-q 응력경로에서 한계상태선의 기울기
 식(2)의 比例係數 A를 결정하기 위하여 粘塑性流動의 連續條件式으로 부터 다음 식을 유도한다.

$$\dot{F} = \frac{\partial F}{\partial \sigma'_{ij}} \dot{\sigma}'_{ij} + \frac{\partial F}{\partial t} = \dot{v}^p \quad \dots\dots\dots(5)$$

한편, 變形率速度 텐서의 彈性成分과 有效應力 速度 텐서 關係에 있어서 等方的이고 線形關係를 가정한다면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \dot{\sigma}'_{ij} &= L \cdot \dot{v}'^e \delta_{ij} + 2G \cdot \varepsilon_{ij}^e \\ &= L \cdot (\dot{v} - \dot{v}^p) \delta_{ij} + 2G \cdot (\varepsilon_{ij} - \varepsilon_{ij}^p) \quad \dots\dots(6) \end{aligned}$$

여기서 L 및 G : Lamé 정수

δ_{ij} : 단위 텐서이다.

식(2)를 식(6)에 대입하여 구한 關係를 식(5)에 대입하여 연산을 하면, 比例係數 A는 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$A = \frac{L \frac{\partial F}{\partial p} \dot{v} + 2G \frac{\partial F}{\partial \sigma'_{kl}} \dot{\varepsilon}_{kl} + \frac{\partial F}{\partial t}}{L \left(\frac{\partial F}{\partial p} \right)^2 + 2G \frac{\partial F}{\partial \sigma'_{mn}} \cdot \frac{\partial F}{\partial \sigma'_{mn}} + \frac{\partial F}{\partial p}} \quad \dots\dots(7)$$

따라서 應力~變形率~時間關係는 增分形式으로써 다음과 같이 구해진다.

즉 構成式의 最정적인 표현은 식(2), (7)을 식(6)에 대입하여 다음 식을 구한다.

$$\begin{aligned} \dot{\sigma}'_{ij} &= L \cdot \dot{v} \delta_{ij} + 2G \dot{\varepsilon}_{ij} - \\ & \frac{\left(L \frac{\partial F}{\partial p} \delta_{ij} + 2G \frac{\partial F}{\partial \sigma'_{ij}} \right) \left(L \frac{\partial F}{\partial p} \dot{v} + 2G \frac{\partial F}{\partial \sigma'_{kl}} \dot{\varepsilon}_{kl} + \frac{\partial F}{\partial t} \right)}{L \left(\frac{\partial F}{\partial p} \right)^2 + 2G \frac{\partial F}{\partial \sigma'_{mn}} \cdot \frac{\partial F}{\partial \sigma'_{mn}} + \frac{\partial F}{\partial p}} \quad \dots\dots\dots(8) \end{aligned}$$

위 식을 실제로 사용할 때는 粘塑性 포텐셜 F의 有效應力成分 및 經過時間에 관한 偏微係數의 구체적 표현이 필요하기 때문에 이를 위해서 이 偏微係數를 식(4)로 정의되고 있는 함수 f와 關聯지으면 편리하다. 즉 간단한 演算후에 식(3)을 사용하여 경과시간 t를 消去한다면 위의 偏微係數는 다음과 같이 된다.

$$\frac{\partial F}{\partial \sigma'_{ij}} = \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{v^p}{\alpha}\right) \right\} \frac{\partial f}{\partial \sigma'_{ij}} \quad \dots\dots\dots(9)$$

$$\frac{\partial F}{\partial t} = \dot{v}_0 \exp\left(\frac{f - v^p}{\alpha}\right) \quad \dots\dots\dots(10)$$

또 偏微係數 $\partial F / \partial p$ 에 대하여는, 比例係數 A를 유도하는 과정에서 이미 다음 식을 이용하게 된다.

$$\frac{\partial F}{\partial p} = \frac{\partial F}{\partial \sigma'_{xx}} + \frac{\partial F}{\partial \sigma'_{yy}} + \frac{\partial F}{\partial \sigma'_{zz}} \quad \dots\dots\dots(11)$$

식 (8)~(11)을 軸對稱問題 및 二次π平面變

形率問題에 적용할 수 있도록 구체적으로 표현하면 다음과 같다.

$$\begin{pmatrix} \dot{\sigma}'_r \\ \dot{\sigma}'_z \\ \dot{\tau}_{rz} \\ \dot{\sigma}'_\theta \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} L+2G & L & O & L \\ L & L+2G & O & L \\ O & O & G & O \\ L & L & O & L+2G \end{bmatrix} \begin{pmatrix} C_1^2 \\ C_1 \cdot C_2 \\ 2G \cdot f_{rz} \cdot C_1 \\ C_1 \cdot C_3 \\ C_2^2 \\ C_2 \cdot C_3 \\ 4G^2 \cdot f_{rz}^2 \\ 2G \cdot f_{rz} \cdot C_3 \\ C_2 \cdot C_3 \\ C_2 \cdot C_3 \\ 2G \cdot f_{rz} \cdot C_3 \\ C_3^2 \end{pmatrix} \quad \dots\dots\dots(12)$$

단, 위 식에서 사용한 기호는 아래와 같다.

$$f_{rz} = \frac{\partial f}{\partial \tau_{rz}}$$

$$C_1 = L \frac{\partial f}{\partial p} + 2G \frac{\partial f}{\partial \sigma'_r}$$

$$C_2 = L \frac{\partial f}{\partial p} + 2G \frac{\partial f}{\partial \sigma'_z}$$

$$C_3 = L \frac{\partial f}{\partial p} + 2G \frac{\partial f}{\partial \sigma'_\theta}$$

$$C_4 = [L(\frac{\partial f}{\partial p})^2 + 2G\{(\frac{\partial f}{\partial \sigma'_r})^2 + (\frac{\partial f}{\partial \sigma'_z})^2 + (\frac{\partial f}{\partial \sigma'_\theta})^2 + 2(\frac{\partial f}{\partial \tau_{rz}})^2\}] \cdot C_5 + \frac{\partial f}{\partial p}$$

$$C_5 = 1 - \exp(-\frac{v^p}{\alpha})$$

$$C_6 = \frac{\partial f}{\partial t} = \dot{v}_0 \exp(\frac{f-v^p}{\alpha})$$

단, 함수 f의 有效應力成分에 관한 偏微係數는 다음과 같다.

$$\frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} = \frac{D}{3p} \left\{ \frac{\lambda - \kappa}{D(1+e_0)} - \frac{q}{p} \right\} \delta_{ij} + \frac{3}{2} \frac{D}{p} \frac{s_{ij}}{q}$$

$$\frac{\partial f}{\partial p} = \frac{D}{p} \left\{ \frac{\lambda - \kappa}{D(1+e_0)} - \frac{q}{p} \right\}$$

또 Lamé 정수 L과 G에 대하여는 종래부터의 실험결과를 참고로 하여 다음 식에 따라 변동하는 土質媒介變數로 본다.

$$L = \frac{D(1+e_0)}{\kappa} - \frac{2}{3} G$$

$$G = G_0 \exp(-\frac{e-e_0}{\lambda}) \quad \dots\dots\dots(13)$$

여기서 G₀는 初期剛性率이다.

III. 壓密解析의 有限要素定式化

彈·粘塑性構成모델을 사용한 增分式을 이용하여 平面變形率條件과 軸對稱條件에 동시에 사용할 수 있는 有限要素式을 다음과 같이 유도한다.^{6~8)}

全應力增分벡터 {Δσ}와 有效應力增分벡터 {Δσ'} 및 間隙水壓增分벡터 {Δu}는 각각 다음 식으로 나타낸다.

$$\{\Delta\sigma\}^T = \{\Delta\sigma_x, \Delta\sigma_y, \Delta\tau_{xy}, \Delta\sigma_z\} \quad \dots\dots\dots(14)$$

$$\{\Delta\sigma'\}^T = \{\Delta\sigma'_x, \Delta\sigma'_y, \Delta\tau_{xy}, \Delta\sigma'_z\} \quad \dots\dots\dots(15)$$

$$\{\Delta u\}^T = \{\Delta u, \Delta u, 0, \Delta u\} \quad \dots\dots\dots(16)$$

有效應力原理에 의하면 全應力增分벡터 {Δσ}는 다음과 같다.

$$\{\Delta\sigma\} = \{\Delta\sigma'\} + \{\Delta u\}$$

變形率增分벡터 {Δε}는 다음과 같다.

$$\{\Delta\epsilon\}^T = \{\Delta\epsilon_x, \Delta\epsilon_y, \Delta\gamma_{xy}, \Delta\epsilon_z\} \quad \dots\dots\dots(17)$$

有效應力增分과 變形率增分과의 관계식은 다음과 같다.

$$\{\Delta\sigma\} = [C^{ep}] \cdot \{\Delta\epsilon\} \dots\dots\dots(18)$$

表面作用荷重 増分벡터를 $\{\Delta P\}$, 體積力増分 벡터 $\{\Delta b\}$, 變位増分벡터를 $\{\Delta V\}$ 라고 하고 δ 를 임의의 微小假想増分이라 하면 假想일의 원리에 의하여 다음과 같이 표현된다.

$$\begin{aligned} & \int_s \{\Delta P\}^T \delta\{\Delta V\} dS + \int_v \{\Delta b\}^T \delta\{\Delta V\} dV \\ & = \int_v \{\Delta\sigma\}^T \delta\{\Delta\epsilon\} dV = \int_v \{\Delta\sigma'\}^T \delta\{\Delta\epsilon\} dV \\ & + \int_v \{\Delta u\}^T \delta\{\Delta\epsilon\} dV \dots\dots\dots(19) \end{aligned}$$

요소 내부의 임의 지점에서 變位増分은 節點座標 x, y 의 線形函數로 가정하였으며 다음식으로 표시된다.

$$\{\Delta V\} = [M] \cdot [A]^{-1} \cdot \{\Delta V_N\} \dots\dots\dots(20)$$

이 식에서 $[M]$ 은 x 와 y 의 1차항을 포함하고 $[A]^{-1}$ 은 節點變位増分벡터 $\{\Delta V_N\}$ 를 線形展開를 위한 적절한 係數로 변환시키는 行列 표기이다. 식(20)을 微分하여 요소내의 變形率 増分값과 節點變位값의 關係를 표현하면 다음과 같다.

$$\{\Delta\epsilon\} = [B] \cdot \{\Delta V_N\} \dots\dots\dots(21)$$

식(18), (20), (21)을 식(19)에 대입하고 계속적으로 代數演算을 하면 다음과 같이 行列方程式이 구해진다.

$$\begin{aligned} \delta\{\Delta V_N\}^T \{\Delta P_N\} & = \delta\{\Delta V_N\}^T ([K_N] \{\Delta V_N\} \\ & + \int_v [B]^T \{\Delta u\} dv) \dots\dots\dots(22) \end{aligned}$$

여기서 $\delta\{\Delta V_N\}$ 의 크기는 임의로 정할 수 있으므로 단위벡터를 취하면 다음과 같은 식이 된다.

$$\{\Delta P_N\} = [K_N] \{\Delta V_N\} + \int_v [B]^T \{\Delta u\} dv \dots\dots(23)$$

여기서

$$\begin{aligned} \{\Delta P_N\} & = [A]^{-1} (\int_s [M]^T \{\Delta P\} ds \\ & + \int_v [M]^T \{b\} dv) \dots\dots\dots(24) \end{aligned}$$

$$\{K_N\} = \int_v [B]^T [C^{ep}] [B] dv \dots\dots\dots(25)$$

식(23)은 節點變位増分벡터 $\{\Delta V_N\}$ 를 節點力増分벡터 $\{\Delta P_N\}$ 에 剛性行列로 關連시키고 있다. 일반적으로 有限要素式에는 間隙水壓이 해석에 고려되지 않기 때문에 식(23)의 마지막 항이 없으나 非排水條件에서는 間隙水壓이 平衡에 關連되기 때문에 間隙水壓 項이 포함된 것이다. 식(23)의 마지막 項을 더 상세하게 검토하면

$$\{\Delta u\}^T = [1, 1, 0, 1] \Delta u \dots\dots\dots(26)$$

이기 때문에

$$\{G\} = [1, 1, 0, 1] \dots\dots\dots(27)$$

로 정의하면 편리하다. 식(23)의 마지막 項은 $\{G\} \cdot [B] \cdot \Delta u \cdot \text{Vol.}$ 로 되며, Vol.은 要素의 體積이다. 2개의 미지수의 크기를 비슷하게 하기 위하여 過剩間隙水壓을 體積係數($K_B = E/3(1 - 2\nu)$)로 나눈 새로이 도입된 미지수 ΔH_N 을 다음과 같이 나타낸다.

$$\Delta H_N = \frac{\Delta u}{K_B} \dots\dots\dots(28)$$

따라서 식(23)은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\{\Delta P_N\} = [K_N] \cdot \{\Delta V_N\} + [K'_N] \cdot \Delta H_N \dots\dots(29)$$

여기서

$$[K'_N] = \{G\} \cdot [B] \cdot \text{Vol.} \cdot K_B \dots\dots\dots(30)$$

식(29)는 일반적인 有限要素式에 없는 間隙水壓 未知數가 포함되어 있다. 그리하여 두개의 未知數에 하나의 식이 되므로 이 문제를 풀려면 하나의 식이 더 필요하다. 여기서 필요한 또 하나의 식은 體積變化 制御에 관한 식이며 다음과 같이 유도된다.

즉 軸對稱條件에서 體積變形率 増分, $\Delta\epsilon_v$ 는 다음과 같이 표현한다.

$$\Delta\epsilon_v = \Delta\epsilon_x + \Delta\epsilon_y + \Delta\epsilon_z = [1 \ 1 \ 0 \ 1] [B] \{\Delta V_N\}$$

$$= \{G\}^T [B] \cdot \{\Delta V_N\} \dots\dots\dots(31)$$

식(31)의 양변에 $K_B \cdot \text{Vol.}$ 을 곱하면 다음과 같다.

$$K_B \cdot \text{Vol.} \cdot \Delta\epsilon_v = \{G\}^T \cdot [B] \cdot \{\Delta V_N\} \cdot \text{Vol.} \cdot K_B$$

$$[K'_N]^T \cdot \{\Delta V_N\} \dots\dots\dots(32)$$

식(29)와 식(32)를 결합하면 要素에 대한 일반화된 다음과 같은 行列方程式을 얻을 수 있다.

$$\begin{bmatrix} K_N & K'_N \\ K'_N{}^T & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta V_N \\ \Delta H_N \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta P_N \\ K_B \cdot \text{Vol.} \cdot \Delta\epsilon_v \end{bmatrix} \dots\dots(33)$$

여기서 $\text{Vol.} \cdot \Delta\epsilon_v$ 는 要素內的 體積增量이며, 非壓縮性인 경우는 0이다.

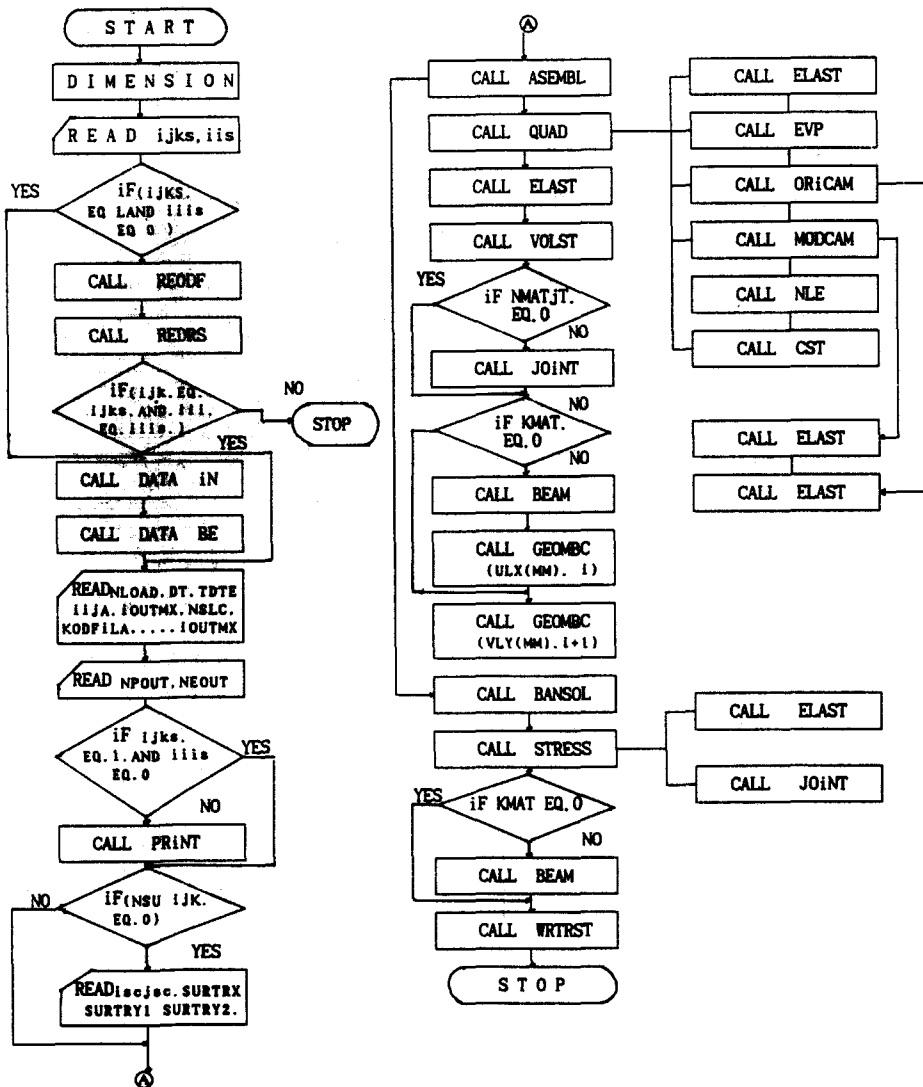


Fig. 1. Flow chart of FEM program for consolidation analysis

그리하여 非排水解析을 할 경우 $K_B \cdot Vol. \cdot \Delta \epsilon_v = 0$ 으로 未知數 ΔH_N 을 구하여 要素의 過剩間隙水壓을 계산하고, 排水條件일 때는 $\Delta H_N = 0$ 으로 要素의 體積變形率增分을 구한다.

이 研究에서 使用된 有限要素 프로그램의 흐름도는 Fig. 1과 같다.

이 프로그램은 多層土, 非等方性, 異質材料 등 실제 현장을 비교적 滿足스럽게 再現할 수 있다는 것이 그 特性이라고 볼 수 있다.

IV. 事例研究

1. 概 說

앞에서 논의하여 온 이론을 기초로 하여 著者 등^{8~10)}이 개발한 汎用壓密解析프로그램의 精度를 확인하기 위하여 Magnan 등¹¹⁾이 연구목적으로 프랑스의 Qubzac-les-ponts에 試驗盛土하여 실측한 자료와 그들이 개발한 彈·塑性

Melanie 모델을 사용하여 수치해석한 결과를 제안된 프로그램에 의한 수치해석 결과와 비교하여 이 범용프로그램의 適用性이 매우 좋다는 것을 확인하고 이를 샌드드레인공법으로 軟弱地盤改良工事を 한 바 있는 光陽製鐵所 原料積置場(slab yard) 부지에 대하여 解析하고자 한다.

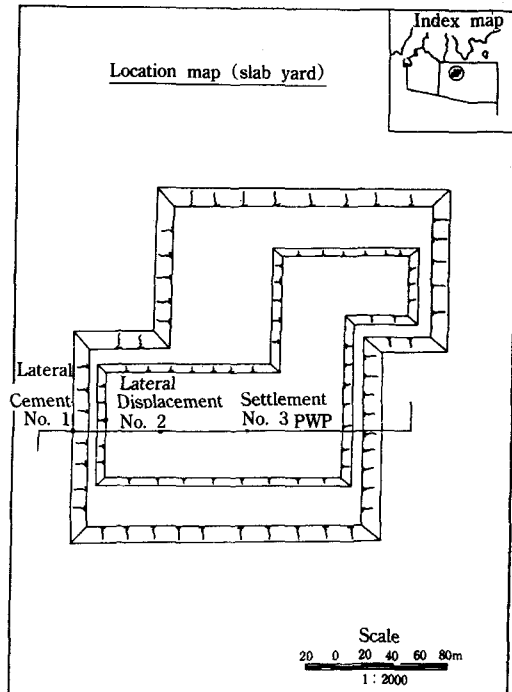


Fig. 2. Site map

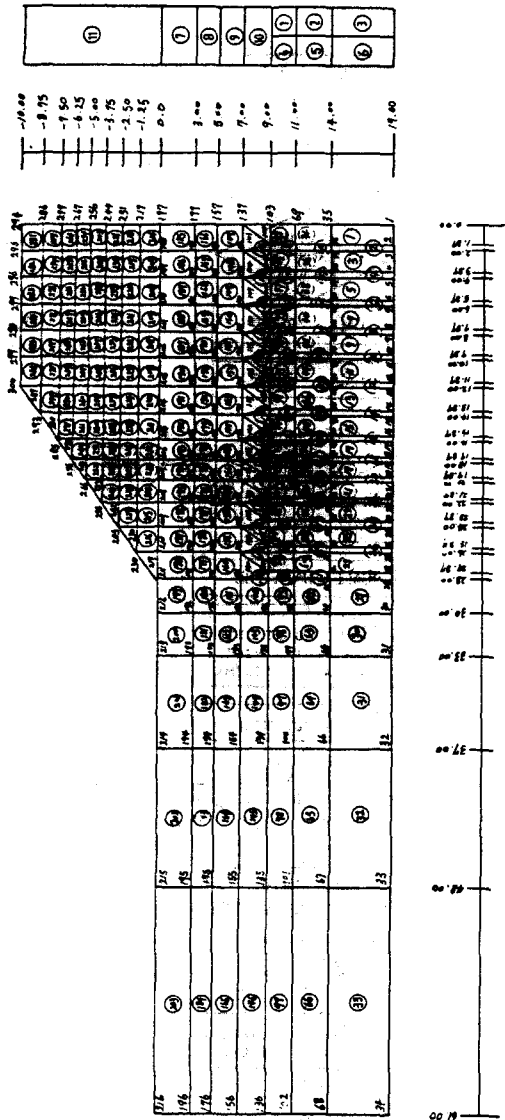


Fig. 3. FEM grid

2. 現場條件

現場條件은 Fig. 9와 같으며 FEM 格子와 지층의 구성을 Fig. 3과 4에 각각 나타낸다. 原地盤을 浚渫砂로 5.0m 盛土하고 샌드파일 타설후 先行載荷(preloading)목적으로 10.0m로 다시 盛土하였다. 성토개시부터 점증하중에 의한 壓密이 진행되었다.

샌드드레인은 Fig. 5와 같이 중심간격 2.0m 이고 직경이 0.4m, 改良深度는 10.0m이다. 이를 平面變形率條件으로 환산한 결과, 점토층의 분할폭 1.87m마다 샌드드레인이 0.13m가 된다. FEM의 요소분할은 성토층까지도 要素化하여

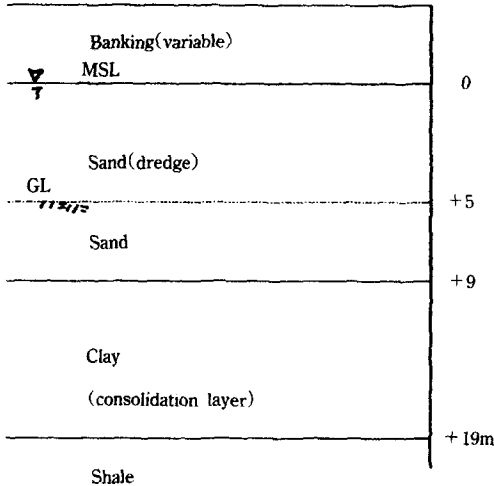


Fig. 4. Soil profile

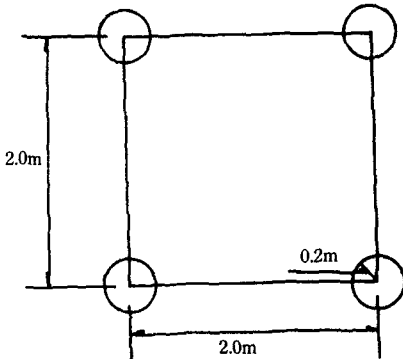


Fig. 5. Lay-out of sand-drain

성토하중은 등가의 집중 하중으로 입력하지 않고 체력(body force)으로 처리하였다.

또한 성토시공속도는 현장조건에 따라 Fig. 6에 나타난 바와 같이 10.0m높이로 48일간 균일하게 증가시켰다. (0.33t/m²/day)

사용된 土質媒介變數 및 物性値는 Table-1과 같으며 층별로 각각 대응하는 자료가 입력된다.

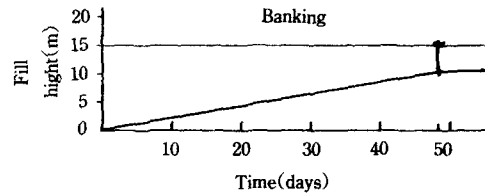


Fig. 6. Loading condition

3. 解析 結果 및 考察

가. 沈 下

盛土 中央部の 沈下에 대하여 Barron⁹⁾의 이론해와 본 프로그램에 의한 FEM결과와 現場實測値를 비교한 것이 Table-2와 Fig. 7이다.¹⁰⁾

Fig. 7에서와 같이 最終壓密沈下量은 비슷한 크기를 나타내지만 壓密 初期에는 Barron의 이론이나 有限要素解析의 結果値는 現場觀測値보다 상당히 작게 나타난다. 또한 대체적으로 이론해와 FEM의 결과는 비슷한 경향을 보이고 있으며 FEM의 결과가 약간 작게 나타나고 있다.

現場의 初期 沈下크게 나타나고 있는 이유중의 하나는 現場調查 당시에 확인이 되지 않았던 모래 관입층(sand seam)이 존재하기 때문일 것으로 판단된다.

나. 側方變位

Fig. 8은 側方變位에 대한 解析結果와 現場計測의 比較를 나타낸 것이다. 盛土上端部인 No. 1 지점에서는 아주 좋은 일치를 보이고 있는 반면 盛土下端部인 No. 2지점은 양자간에 약간의 차이를 보이고 있지만 有意義의 차이는

Table-1. Matertial propertles & paramenters used in calculation

(Unit : Length : m, Mass : ton, Time : day)

Layer	λ	κ	M	C_u	G_0	ν	σ'_{vc}	K_{oc}^*	σ'_{v0}
1	0.325	0.049	1.27	0.003	100	0.374	10.00	0.470	10.00
2	0.325	0.049	1.27	0.003	100	0.374	11.75	0.470	11.75
3	0.325	0.049	1.27	0.003	100	0.374	14.20	0.470	14.20
4	0	0	38+	0	100	0.250	5.00	0.470	5.00
5	0	0	38	0	100	0.250	6.50	0.470	6.50
6	0	0	38	0	100	0.250	8.00	0.470	8.00
7	0	0	38	0	250	0.374	2.55	0.470	2.55
8	0	0	38	0	250	0.374	5.80	0.470	5.80
9	0	0	38	0	250	0.374	7.20	0.470	7.20
10	0	0	38	0	250	0.374	8.60	0.470	8.60
11	0	0	40	0	250	0.250	2.00	0.333	2.00

Layer	K_0	e_0	γ_t	ν_0	λ_k	k_{x0}	k_{y0}
1	0.470	1.00	0.6	10^{-5}	0.325	0.806×10^{-3}	0.086×10^{-3}
2	0.470	0.92	0.6	10^{-5}	0.325	0.634×10^{-3}	0.634×10^{-3}
3	0.470	0.86	0.6	10^{-5}	0.325	0.524×10^{-3}	0.525×10^{-3}
4	0.470	1.20	0.6	0	0	0	0
5	0.470	1.10	0.6	0	0	0	0
6	0.470	1.00	0.6	0	0	0	0
7	0.470	0.73	1.7	0	0	0	0
8	0.470	0.73	0.7	0	0	0	0
9	0.470	0.73	0.7	0	0	0	0
10	0.470	0.73	0.7	0	0	0	0
11	0.333	0.73	1.6	0	0	0	0

* $K_0 = 1 - \sin\phi' = 1 - \sin 32^\circ$ 에 의한 계산치

+ 모래 및 성토재료의 내부마찰각.

Table-2. Comparisons of settlement

unit = cm

Day Method	3	6	10	20	30	40	50	62	72	82	92	102	142	242	342	542	1042	2040
Barron	35	42	46	48	66	72	74	79	89	96	103	108	125	128	130	137	141	142
FEM	33	38	42	45	62	68	70	74	84	90	96	101	120	123	125	132	139	140
Field	50	56	62	74	74	86	95	98	108	116	123	128	140	142	145	146	148	150

아니라고 생각되나 이 차이는 現場觀測誤差일 가능성이라고 판단된다. 그러나 최종변위량은 측정한 2개소가 실측치와 해석치가 잘 일치한다고 볼 수 있으며, 이는 盛土部를 要素化 하였기 때문에 盛土部와 軟弱層의 境界에 相互

抑作用이 해석에 고려되어 精度높은 예측이 가능하다고 判斷된다.

이와 같이 설계 당시부터 沈下와 側方變位를 豫測할 수 있기 때문에 施工管理에 대한 情報를 확보할 수 있다. 즉 側方變位와 沈下와의 關係

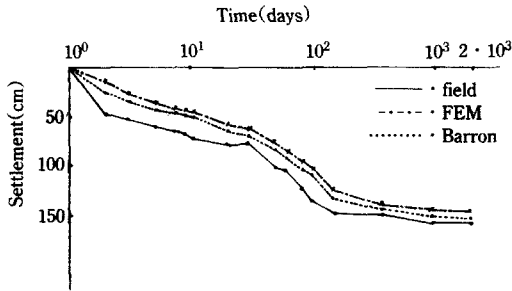


Fig. 7. Settlement vs. time

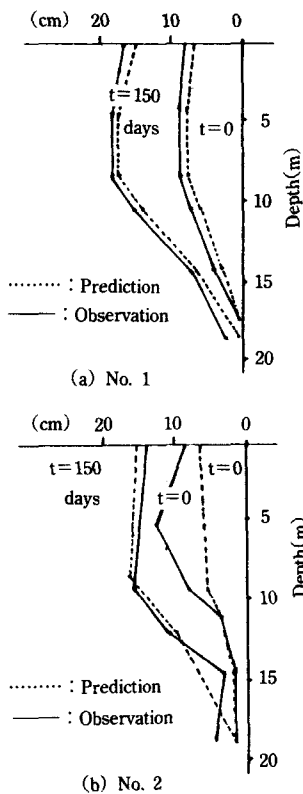


Fig. 8. Lateral displacement with depth

등으로 破壞豫測이 가능하기 때문에(Matsuo, Kawarmura), 소정의 안전률을 유지하면서 施工期間을 줄일 수 있게 된다.

다. 間隙水壓

Fig. 9는 粘性土地盤의 上層部의 中央部, 盛土 斜面 끝部分, 그리고 샌드드레인을 하지 않는

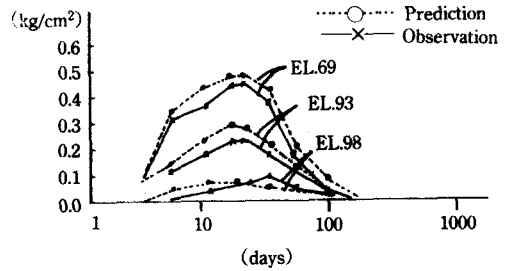


Fig. 9. Excess PWP vs. time relation (upper layer)

無處理區間의 각 要素에 대한 間隙水壓을 나타내고 있다.

중앙부에서는 크고 중앙에서 멀어짐에 따라 작은 順序로 나타나고 있으며 간극수압의 發生 및 消散의 시기에 대하여는 거의 비슷한 傾向을 보인다. 즉 載荷가 完了될 때까지 增加하다가 盛土中央部는 급속히 減少하고 中央에서 멀어짐에 따라 그 傾向이 줄어진다.

Fig. 10은 粘土中間層의 中央部, 盛土斜面 下端部分, 그리고 無處理區間의 間隙水壓과 時間과의 關係를 보이고 있으며 이것도 上層부와 아주 비슷하다. 대체로 보아 數值解析 結果보다 觀測值가 작게 나타나고 있는 것은 沈下에서 기술 한 바와 같이 土層 調査 당시 발견되지 않았던 얇은 모래층(sand seam)의 存在 可能性이 추측된다. 이와같은 間隙水壓의 豫測에 의해서도 施工管理의 資料로 이용하여 施工速度를 조정할 수 있게 된다.

또 상부의 샌드매트층에 가까울수록 하부의

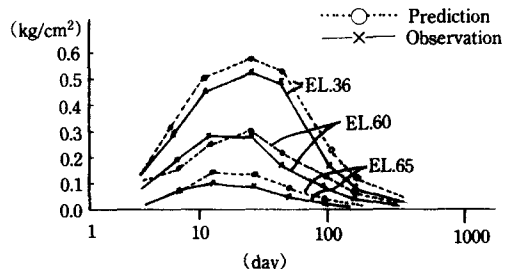


Fig. 10. Excess PWP vs. time relation (middle layer)

不透水層에 있는 要素보다 間隙水壓은 작게 發生되고 또한 빨리 消散되고 있음을 알 수 있다.

라. 應力經路

粘土層의 應力舉動이 복잡할 것이라고 추정되는 要素에 대하여 그 有效應力經路(effective stress path)와 全應力經路(total stress path)를 각각 나타낸 것이 Fig. 11이다. 여기서 全應力과 有效應力과의 차이가 間隙水壓이다. 한계상태인 CSL(critical state line)의 기울기 M은 $M = \frac{6 \sin \phi'}{3 - \sin \phi'}$ 에 의하여 1.29로 구하였으며 K_0 -선의 기울기는 $P = \frac{1}{3}(\sigma_1' + 2\sigma_3')$ 와 $q = \sigma_1' - \sigma_3'$ 의 관

계에서 $\sigma_3' = K_0 \sigma_1'$ 을 대입한 기울기이며 이 때의 K_0 는 정지 토압계수이다. 본 문에서는 Table-1에 밝힌바와 같이 $\phi = 32^\circ$ 를 대입한 결과이며 Jaky에 의하여 $K_0 = 1 - \sin \phi' = 0.47$ 을 使用하였다.

이 경우의 K_0 -선의 기울기는 $\eta = 0.82$ 이다.

어느 要素나 연직응력 및 수평응력이 재하와 함께 증가하므로 전응력경로는 모두 K_0 -선으로부터 右上向으로 이동하지만 유효응력경로가 관심의 대상이 된다. 따라서 本文에서는 유효응력경로에 관하여만 고찰하기로 한다.

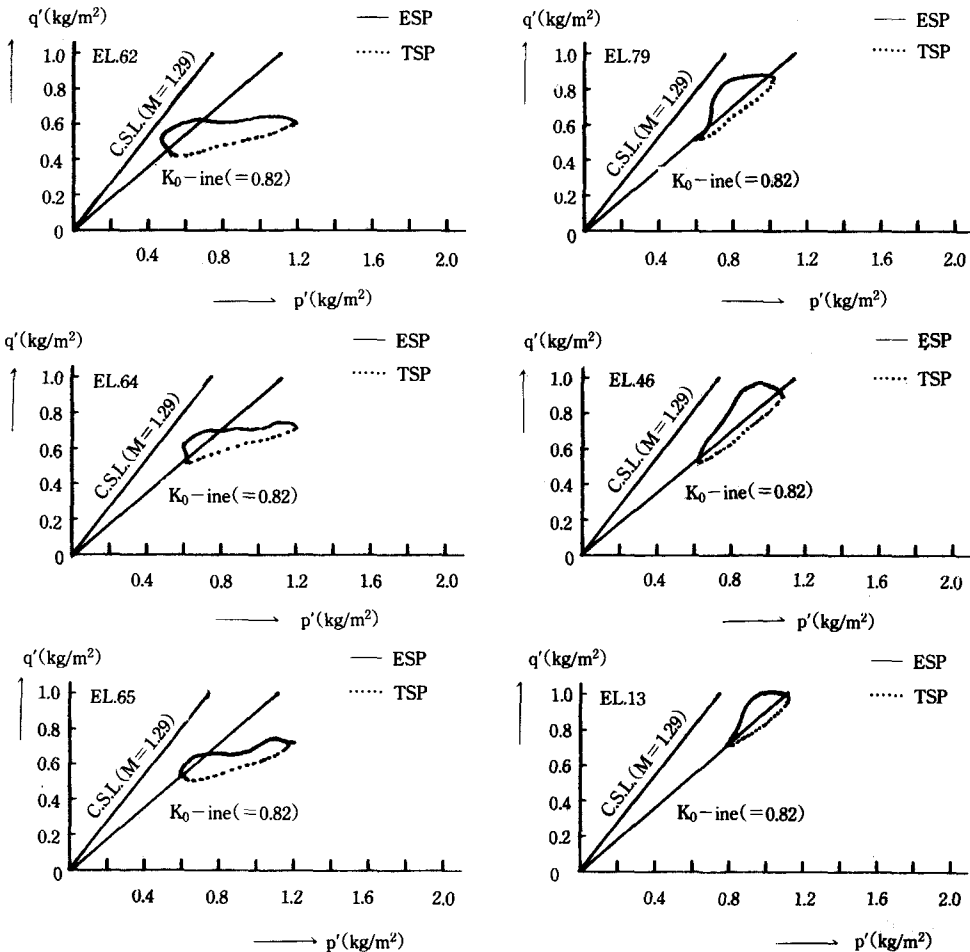


Fig. 11. Stress paths.

$$M = \frac{6 \sin \phi'}{3 - \sin \phi'} = \frac{6 \sin 32^\circ}{3 - \sin 32^\circ} = \frac{6 \times 0.53}{3 - 0.53} = 1.29, \quad \eta = \frac{q'}{p'} = \frac{1}{3} \frac{\sigma_1' - \sigma_3'}{\sigma_1' + 2\sigma_3'} = 0.82$$

先載荷의 영향이 작은 要素(62, 64, 65)를 제외하고는 일반적으로 K_0 -선에서 시작하여 바로 연직응력의 증가와 수평응력의 증가가 동시에 일어나므로 K_0 -선을 따라 우측상향으로 이동하면서 安定狀態에 도달하여 壓密이 끝난다. 즉 준설로써 5m의 성토와 先行載荷의 목적으로 10m의 과도한 성토하중에 대한 성토 종료시 상부 끝점의 연직면의 임의 요소에 대한 應力經路를 검토한 바 언제나 安定狀態에 있음을 알 수 있다.

그러나 이증에서 要素 62는 가장 破壞에 대한 위험이 크게 나타나고 있으며 有效應力經路가 限界狀態線(critical state line : CSL)으로 접근하지만 시간이 경과함에 따라 다시 안정상태로 회복되고 있으며 결론적으로 有限要素解析을 통하여 沈下, 側方變位, 間隙水壓, 應力經路 등 점성토의 거동을 예측함으로써 소정의 安全率을 유지하면서 盛土 施工速度를 조정하여 工事費를 절감하고 지반의 파괴를 예측할 수 있는 유용한 資料를 확보할 수 있다. 要素 64, 65 모두 全應力經路가 수평응력의 증가 때문에 受動領域(K_0 -선 아래부분)으로 이동하고 있음이 注目된다.

마. 綜合考察

앞에서 論述한 침하, 측방변위, 간극수압 등에 있어서 관측치와 해석치에 약간의 차이가 있는 이유로써는 모래관입층의 존재가능성 이외에도 현장토질상수와 교란된 실내시험자료에서 구한 토질상수와 차이 때문에 해석결과에 압밀이 지연되는 경향으로 나타날 것이며 이와는 반대로 현장에서 샌드드레인 타설시 필연적으로 발생하는 스미어효과(smear effect) 때문에 현장압밀이 오히려 지연되는 要因도 고려할 수 있겠으며, 또한 채취된 시료가 현장의 대표치로서 타당한가의 문제도 제기 될 수 있다.

따라서 精巧한 研究結果를 얻기 위해서는 모형토조에서와 같이 등질의 연약지반을 만들어서 재하시험에 의한 현장 관측치와 수치해석 결과

를 비교함이 권장되고 있음을 간과해서는 안될 것이다.

V. 結 論

Biot 壓密方程式과 Sekiguchi의 彈·粘塑性構成모델을 結合하여 개발한 有限要素프로그램에 의하여 실제지반을 解析하고 그 결과도 現場觀測值과 비교한 바 다음과 같은 結論을 얻었다.

1. 初期沈下는 理論解와 現場觀測化사이의 차이를 보이고 있으나, 最終沈下는 Barron의 理論解, 現場觀測值 및 FEM 數值解析值가 잘 일치하고 있다.

2. 側方變位の 豫測值와 觀測值가 잘 일치하고 있다.

3. 間隙水壓은 觀測值와 잘 일치하지 않고 있다. 現場 解析值가 解析結果보다 작게 나타나고 있는 것은 土質調査 당시 발견되지 않았던 얇은 모래관입층(sand seam)의 존재가능성과 관련 지을 수 있다.

4. 應力經路는 K_0 -선에서 시작하여 荷重의 증가에 따라 대체적으로 K_0 -선을 따라 가면서 다시 安定狀態에 이르게 되나 側方變位가 많이 일어나고 있는 요소에서는 限界 狀態線에 접근한 후에 시간이 경과함에 따라 다시 受動領域으로 이동하면서 安定狀態에 이른다.

參 考 文 獻

1. Terzaghi, K. 1943 "Theoretical Soil Mechanics", John Wiley and Sons. pp.265-296.
2. Biot, M. A. 1941 "General Theory of Three-Dimensional Consolidation", Physical Research of Columbia University, pp. 155-161.
3. Roscoe, K. H. and Schofield, A. N. 1963 "Mechanical Behaviour of an Idealized "Wet" Clay", 2nd European Conf. Soil Mech. Wiebaden, Vol. 1, pp.47-54.

4. Roscoe, K. H. and Burland, J. B. 1968 "ON the Generalized Stress-Strain Behaviour of "Wet" Clay", Engineering Plasticity, Cambridge Univ. Press. pp. 535-609.
5. Sekiguchi, H. and Ohata, H. 1977 "Induced Anisotropy and Time Dependency in Clays", Proc. Speciality Session 9, 9th. ICS-MFE. Tokyo, pp. 229-238.
6. Christian, J. T. and Boehmer, J. W. 1970 "Plane strain Consolidation by Finite Elements", Journal of the SMFD, ASCE, No. SM 6, pp. 1333-1344.
7. 박병기, 정진섭, 이문수, 강권수, 1991 "탄소성 Work-Hardening 모델에 대한 program개발 - Lade모델을 中心으로 -", 91년도 한국지방공학회 학술 발표회 논문집, pp. 255-270.
8. 이문수, 1985, 유한요소법에 의한 다차원 압밀의 변형해석", 고려대학교 대학원 박사 학위논문, pp. 104-118.
9. 박병기, 정진섭, 이문수, 강병선, 1987 "한국연약지반 개량 공법에 이용 될 범용프로그램 개발", 87 한국과학재단 연구보고서.
10. 이문수, 1988 "연약지반(점토층) 대책시공을 위한 전산 프로그램 개발", 88 한국과학재단 연구보고서.
11. Magnan, J. P., Belkeziz, A., Humbert, P. and Mouratidis, A., 1982 "Finite Element Analysis of Soil Consolidation with Special Reference to the Case of Strain Hardning Elasto-Plastic Stress-Strain Models", Numerical Methods in Geomechanics. Ebmonton, pp. 327-336.
12. Barron, R. A., 1984 "Consolidation of Fine Grained Soils by Drain Wells", ASCE, Vol. 113, pp. 718-742.