

Creep 변형을 고려한 압밀해석 프로그램의 개발과 적용성 분석

The Study on the Development and the Applicability
of Consolidation Analysis Program Considering the Creep Strain

김 수 삼*¹

Kim, Soo - Sam

정 승 용*²

Jung, Seung-Yong

안 상 료*³

Ahn, Sang - Ro

Abstract

This research is focused on the inducement of the constitutive equation considering the creep strain component and on the development of a finite element method program. The purpose of this research was to contribute to the design of construction structures or to the construction management in soft clay ground through predicting the long-term strain of construction structures reasonably based on the above program.

Modified Cam Clay model was adopted to describe the elastic-plastic behavior of clayey soil. And in the calculation of the creep strain, the secondary coefficient of consolidation C_s was applied for considering the volumetric creep element and the constants m , α , A were used by the empirical creep equation proposed by Singh & Mitchell for considering the deviatoric creep element. To examine the reliability of the program which is developed in this study, the estimated values by this program were compared with the theoretical solution and the experimental results. And the applicability of the developed program was found to be reliable from the sensitive analysis of each parameters used in this study.

According to the results obtained from the application of the program on the field measurement data, the estimated values by the program were found with be consistent with the actual values. And from the analysis of the displacement of embankments, the case of considering the creep behavior induced much fewer errors than the case of neglecting it. But the results obtained from considering the volumetric creep behavior only were slightly underestimated the results from considering the deviator creep behavior showed the slightly overestimated values. Therefore, it

*1 정회원, 중앙대학교 공과대학 건설환경공학과 교수

*2 정회원, 중앙대학교 대학원 토목공학과 박사수료

*3 정회원, 시설안전기술공단 수리시설본부 부장

remains the task of further studies to develop the laboratory test devices to obtain the reliable creep parameters, and to select the appropriate soil parameters, etc.

요 지

본 연구에서는 파괴강도이내의 일정하중 상태에서 장기적으로 진행되는 연약지반의 침하특성을 파악하기 위하여 Creep 변형성분을 고려한 구성방정식을 유도하고, 유한요소해석 프로그램을 개발하여 이를 바탕으로 토공구조물의 장기적인 변형을 합리적으로 예측함으로써 연약지반상 토공구조물의 설계 및 시공관리에 기여하고자 하였다.

점성토의 탄·소성거동을 표현하기 위해 Modified Cam Clay 모델이 사용되었으며, Creep 변형을 계산하는데 있어서는 체적 Creep 요소를 고려할 경우 2차 압밀계수 C_c 를 적용하였고, 축차 Creep 요소를 고려할 경우 Singh & Mitchell의 Creep 경험식을 통한 m , a , A 상수를 이용한 것으로 개발된 프로그램의 신뢰성을 검증하기 위하여 이론해 및 실험치와 비교하였고, 적용된 각 상수들의 민감도를 분석한 결과, 개발된 프로그램은 적용성이 좋은 것으로 판단되었다.

또한 국내의 2개의 현장에 적용한 결과, 제방의 변형해석에 있어 Creep을 고려하지 않은 경우보다 Creep을 고려한 경우가 오차가 적게 나타나고 체적 Creep만을 고려한 경우는 약간 과소평가되고 축차 Creep까지 고려한 경우는 약간 과대평가됨을 알 수 있었다. 따라서 Creep 정수를 얻기 위한 실험기의 개발, 적정 토질정수의 선택 등 향후에도 지속적인 연구가 요구된다.

Keywords : Creep, Modified Cam-Clay model, Constitutive equation, Finite element method, settlement

1. 서 론

우리나라의 서·남해안은 실트질 점토로 구성된 연약한 해성퇴적층으로 형성되어 있어 토공구조물을 건설할 때 설계 및 시공에 있어서 많은 문제점을 내포하고 있다. 특히 지반의 응력-변형해석에 있어서 지금까지는 탄성 또는 탄소성모델을 근거로 한 한계평형상태 방정식에 의한 해석법을 주로 사용하여 토공단면의 안정성을 검토하고, 장기적인 침하거동 분석시 Terzaghi의 1차원 압밀이론에 근거해서 침하량 및 침하속도를 계산하고 있는 실정이다.

그러나 최근 외국에서는 연약지반해석에 적합한 탄소성-점소성 모델(elasto plastic-viscoplastic model)을 적용한 해석법과 토질체계의 장기적 변형해석에 있어 매우 중요시되는

Creep 거동을 포함한 압밀해석기법에 대하여 연구가 활발히 진행되고 있다.

따라서 국내에서도 연약 점성토층에서 발생하는 시간의존적인 Creep 현상을 설계에 반영할 필요가 절실히 요구됨에 따라 본 연구에서는 Creep 변형을 포함한 구성방정식 및 알고리즘을 개발하고 압밀과 Creep을 동시에 고려할 수 있는 프로그램을 개발함으로써 시공에 부합하는 현실성이 있는 안정해석 기법으로 토공구조물의 장기적인 변형을 합리적으로 예측하여 연약지반상 토공구조물의 설계 및 시공관리에 기여하고자 한다.

2. 구성방정식의 전개

포화 점성토 지반에 축조된 토공구조물의

장기거동은 일반적으로 압밀과 Creep 영향과 관련된다. 초기의 압밀침하 현상은 간극수의 배출에 의해서 발생하는 반면 Creep 변형은 일정한 응력하에서의 시간의존변형을 뜻한다.

본 연구에서는 점성토의 탄·소성거동을 표현하기 위해 Modified Cam Clay 모델이 사용되었고, Creep 변형을 계산하는데 있어서는 체적 Creep 요소를 고려할 경우 2차 압밀계수 C_c 를 적용하였고, 축차 Creep 요소를 고려할 경우 Singh & Mitchell (1968)의 Creep 경험식을 통한 m , α , A 상수를 이용한 것으로 방정식의 유도과정은 다음과 같다.

2.1 응력-변형 관계식

전체 변형성분은 탄성 변형성분, 소성 변형성분, Creep 변형성분의 합으로 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\{d\epsilon\} = \{d\epsilon^e\} + \{d\epsilon^p\} + \{d\epsilon^c\} \quad (1)$$

이때, 탄성변형 증분은

$$\{d\epsilon^e\} = [D^e]^{-1} \{d\sigma'\} \quad (2)$$

이고, 소성변형 증분은

$$\{d\epsilon^p\} = d\lambda_p \left\{ \frac{\partial F}{\partial \sigma'} \right\} \quad (3)$$

이며, Creep 변형 증분은

$$\{d\epsilon^c\} = d\lambda_c \left\{ \frac{\partial F_c}{\partial \sigma'} \right\} dt \quad (4)$$

로 표현될 수 있다.

여기서 Modified Cam-Clay 이론식으로부터 항복면방정식 F 는

$$F = \frac{q^2}{M^2} + P'(P' - P'_0) = 0 \quad (5)$$

으로 제시되어 있고 평형 항복면방정식은

$$F_c = \frac{q^2}{M^2} + P'(P' - P'_c) = 0 \quad (6)$$

이때,

$$P'_c = \frac{q^2}{M^2 P'} + P' \quad (7)$$

로 유도된다.

또한 탄성변형 증분에 적용되는 체적 탄성계수는 등방 압축시험으로부터

$$B_k = \frac{2.3(1+e_0)}{C_r} = P' \quad (8)$$

으로 구할 수 있으며, 포아슨비 ν 가 일정하다면 전단 탄성계수는 다음과 같이 구한다.

$$G = 3.45 \frac{(1-2\nu)(1+e_0)}{(1+\nu) C_r} P' \quad (9)$$

그리고 소성변형 증분에 적용되는 소성변형 비율상수는 다음과 같다.

$$d\lambda_p = \frac{\left\{ \frac{\partial F}{\partial \sigma'} \right\}^T [D^e] \{ (d\epsilon) - (d\epsilon^c) \} + P_n}{\left\{ \frac{\partial F}{\partial \sigma'} \right\}^T [D^e] \left\{ \frac{\partial F}{\partial \sigma'} \right\} - P_d} \quad (10)$$

$$\text{여기서, } P_n = \frac{\partial F}{\partial P'_0} \frac{P'_0}{t_v} \frac{C_\alpha}{(C_c - C_r)} dt \quad (11)$$

$$P_d = \frac{\partial F}{\partial P'_0} \frac{\partial F}{\partial P'} \frac{2.3(1+e_0)}{(C_c - C_r)} P'_0 \quad (12)$$

한편 Creep 변형증분에 적용되는 Creep 변형 비율상수는

$$d\lambda_c = \frac{\eta}{M} d\lambda_d + \left(1 - \frac{\eta}{M}\right) d\lambda_v \quad (13)$$

$$\text{여기서, } \eta = \frac{q}{P'} \quad (\text{응력비}) \quad (14)$$

로 표현되고 여기에 사용되는 체적증분 비율상수 $d\lambda_v$ 와 전단증분 비율상수 $d\lambda_d$ 는 각각 다음과 같다.

$$d\lambda_v = \frac{C_\alpha}{2.3(1+e_0)t_v} \left(\frac{\partial F_c}{\partial P'} \right)^{-1} \quad (15)$$

$$\text{이때 } t_v = t_{vi} \left(\frac{P'_0}{P'_c} \right)^{\frac{C_c - C_r}{C_\alpha}} \quad (16)$$

$$d\lambda_d \sqrt{\frac{3}{2}} A e^{\alpha \eta} \left(\frac{t_{dl}}{t} \right)^m \left[\frac{\partial F_e}{\partial \sigma'_{ij}} \frac{\partial F_e}{\partial \sigma'_{ij}} - \frac{1}{3} \left(\frac{\partial F_e}{\partial P'} \right)^2 \right]^{-\frac{1}{2}} \quad (17)$$

따라서 이상의 응력-변형 관계로부터 유효 응력증분은

$$\{d\sigma'\} = [D^{ep}] \{d\epsilon\} - \{d\sigma'_c\} \quad (18)$$

과 같고 이때 증분탄소성 매트릭스는

$$[D^{ep}] = [D^e] - \frac{[D^e] \left\{ \frac{\partial F}{\partial \sigma'} \right\} \left\{ \frac{\partial F}{\partial \sigma'} \right\}^T [D^e]}{\left\{ \frac{\partial F}{\partial \sigma'} \right\}^T [D^e] \left\{ \frac{\partial F}{\partial \sigma'} \right\} - P_d} \quad (19)$$

이고 Creep와 관련된 응력증분은

$$\{d\sigma'_c\} = [D^{ep}] \{d\epsilon^c\} + \frac{[D^e] \left\{ \frac{\partial F}{\partial \sigma'} \right\} P_n}{\left\{ \frac{\partial F}{\partial \sigma'} \right\}^T [D^e] \left\{ \frac{\partial F}{\partial \sigma'} \right\} - P_d} \quad (20)$$

이 됨을 알 수 있다.

2.2 Creep 변형을 고려한 구성방정식

항복하는 동안 힘은 응력증분의 항복계적으로 움직이므로 구성방정식은

$$dF = \left\{ \frac{\partial F}{\partial \sigma'} \right\}^T \{d\sigma'\} + \frac{\partial F}{\partial P'_0} dP'_0 = 0 \quad (21)$$

로 표현할 수 있다. 이때 선형압밀압력 증분은

$$dP'_0 = \frac{2.3(1+e_0)}{(C_c - C_r)} P'_0 d\epsilon_v^p + \frac{C_\alpha}{(C_c - C_r)} \frac{P'_0}{t_v} dt \quad (22)$$

로 구할 수 있고, 이때 소성체적변형 증분은 다음과 같다.

$$d\epsilon_v^p = d\lambda_p \frac{\partial F}{\partial P'} \quad (23)$$

또한 유효응력 증분을 $d\lambda_p$ 의 항으로 표현하면 다음과 같다.

$$\{d\sigma'\} = [D^e] \left(\{d\epsilon\} + d\lambda_p \left\{ \frac{\partial F}{\partial \sigma'} \right\} \right) - \{d\epsilon^c\} \quad (24)$$

3. 유한요소 프로그램의 개발

3.1 유한요소 공식화

본 연구에서 유한요소 유도식은 Kim(1982)에 의해 개발된 식으로부터 관성효과를 무시함으로써 얻을 수 있다. 여기서, 포화된 다공체는 정적 상태에서 거동한다는 가정하에 유한요소 공식을 유도하였고 이러한 공식들은 압밀뿐만 아니라 Creep 해석에 적용이 가능하다.

먼저 지배방정식을 유한요소 공식화하기 위하여 유효응력은

$$\sigma_{ij} = \sigma'_{ij} + \delta_{ij} \cdot u \quad (25)$$

로 표현될 수 있으므로 흙골격에 대한 연속법칙을 적용하면

$$\{d\sigma'\} = [D^{ep}] \left(\{d\epsilon\} - \frac{1}{3K_g} \{1\} du \right) - \{d\sigma'_c\} \quad (26)$$

가 되고, 여기서 Creep와 관련된 응력증분 $\{d\sigma'_c\}$ 는 식 (20)과 같다.

또한 연속방정식은

$$du = \bar{m}_2 d\epsilon_v + \bar{m} \cdot n (d\epsilon_F - d\epsilon_v) \quad (27)$$

여기서,

$$\bar{m} = \frac{1}{\left[\frac{1}{K_m} - \frac{K_s^{ep}}{K_g^2} \right]} \quad (28)$$

$$\bar{m}_2 = \left[1 - \frac{K_s^{ep}}{K_g} \right] \cdot \bar{m} \quad (29)$$

이고, 체적행렬에 대한 미분방정식은

$$\sigma_{ij} + \rho \cdot b_i = 0 \quad (30)$$

이 되므로 간극유체의 지배방정식은 Kim 등 (1986)에 의해 제시된 바와 같이 다공체 속에서의 흐름식으로 다음과 같이 나타내진다.

$$u_i + \rho_f \cdot b_i = k' \cdot W_i \quad (31)$$

$$\text{여기서, } k' = \frac{\mu}{\alpha} + \frac{\rho_f}{\beta} |W_i| \quad (32)$$

이때, α, β 는 다공체 속의 유체 성질과 무관한 다공체의 재질에 따른 흐름계수들이다.

특히 각 요소내의 변수들은 요소의 절점에서의 수치들로서 다음과 같이 표현된다.

$$\{\Delta x\} = [N] \{\Delta \underline{x}\}_e \quad (33)$$

$$\{\Delta \epsilon\} = [B] \{\Delta \underline{x}\}_e \quad (34)$$

$$\{\Delta w\} = [N] \{\Delta \underline{w}\}_e \quad (35)$$

$$\{\Delta w_{i,j}\} = \{I\}^T [B] \{\Delta \underline{w}\}_e \quad (36)$$

따라서 식 (27)은 다음과 같은 증분형태로 바꿀 수 있다.

$$\Delta u = \bar{m}_2 \cdot \Delta x_{ij} + \bar{m} \cdot \Delta w_{i,j} \quad (37)$$

한편 2개의 전체 평형방정식은 해석장에 대한 변수항과 유한요소 절점에서의 변수항으로 구성된다.

첫번째는 전체 내부응력에 체적력을 더하면 적용 경계접착과 같아지므로 흙골격의 이동을 가상의 δx 변위로 할 때, 체적행렬에 대한 전체 평형방정식은

$$\int_V \{\delta \epsilon\}^T \{\sigma\} dv = \int_V \{\delta x\}^T \{T\} ds + \int_V \{\delta x\}^T \rho \{b\} dv \quad (38)$$

이 성립한다. 여기에서 $\delta \epsilon$ 는 가상변위 δx 에 상응하는 가상변형이다.

두번째는 경계상의 적용 간극수압이 내부 간극수압, 유체저항력, 다공체속 체적력과 합과 같으므로 외전상의 상대 유체이동을 가상변위 δw 로 하면 간극수압에 행해진 내부가상

일은 외부가상일과 동일해야 한다. 즉,

$$\int_V \{\delta w_{i,j}\}^T u dv = \int_V \{\delta w\}^T u ds + \int_V \{\delta w\}^T k' \{w\} dv + \int_V \{\delta w\}^T \rho_f \{b\} dv \quad (39)$$

식 (38)과 (39)에서의 지배상수들 식 (31)을 이용하는 분산 절점변수로 치환하면 시간 t 에서 다음의 전체 평형방정식이 주어진다.

$$\begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & H \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x_n \\ w_n \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} K_t + EE & C \\ C^T & E \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Delta x_n \\ \Delta w_n \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} F_n \\ G_n \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} R_{n-1}^s + R_{n-1}^f \\ R_{n-1}^f \end{Bmatrix} \quad (40)$$

$$K_t = \sum \int_V [B]^T [D^{ep}] [B] dv \quad (41)$$

$$H = \sum \int_V K [N]^T [N] dv \quad (42)$$

$$EE = \sum \int_V \bar{m}_1 [B]^T \{I\} \{I\}^T [B] dv \quad (43)$$

$$C = \sum \int_V \bar{m}_2 [B]^T \{I\} \{I\}^T [B] dv \quad (44)$$

$$E = \sum \int_V \bar{m} [B]^T \{I\} \{I\}^T [B] dv \quad (45)$$

$$F_n = \sum \int_S [N]^T \{T\} ds + \sum \int_V [N]^T \rho \{b\} dv \quad (46)$$

$$+ \sum \int_S [N]^T u_n ds + \sum \int_V [N]^T \rho_f \{b\} dv \quad (47)$$

$$R_{n-1}^s = \sum \int_V [B]^T \{\sigma'_{n-1}\} dv \quad (48)$$

$$R_{n-1}^f = \sum \int_V [B]^T \{I\} u_{n-1} dv \quad (49)$$

Newmark & Wilson (Kim 등, 1986)에 의해 소개된 시간적분법을 이용하면 식 (40)은 하나의 방정식으로 될 수 있고, 각 단계에서 변위증분에 대해 동일하게 풀이될 수 있다.

3.2 프로그램의 알고리즘

수치해석 프로그램의 흐름도는 그림 1과 같이 구성된다. 원편의 흐름도는 일반 탄소성 해석 프로그램의 알고리즘과 유사하며, 본 연구에서 추가된 오른쪽의 Creep 해석 부프로그램은 강성매트릭스 \bar{K} 와 하중벡터 P_i 에 적용되어 Creep 거동을 고려할 수 있는 프로그램 알고리즘이다.

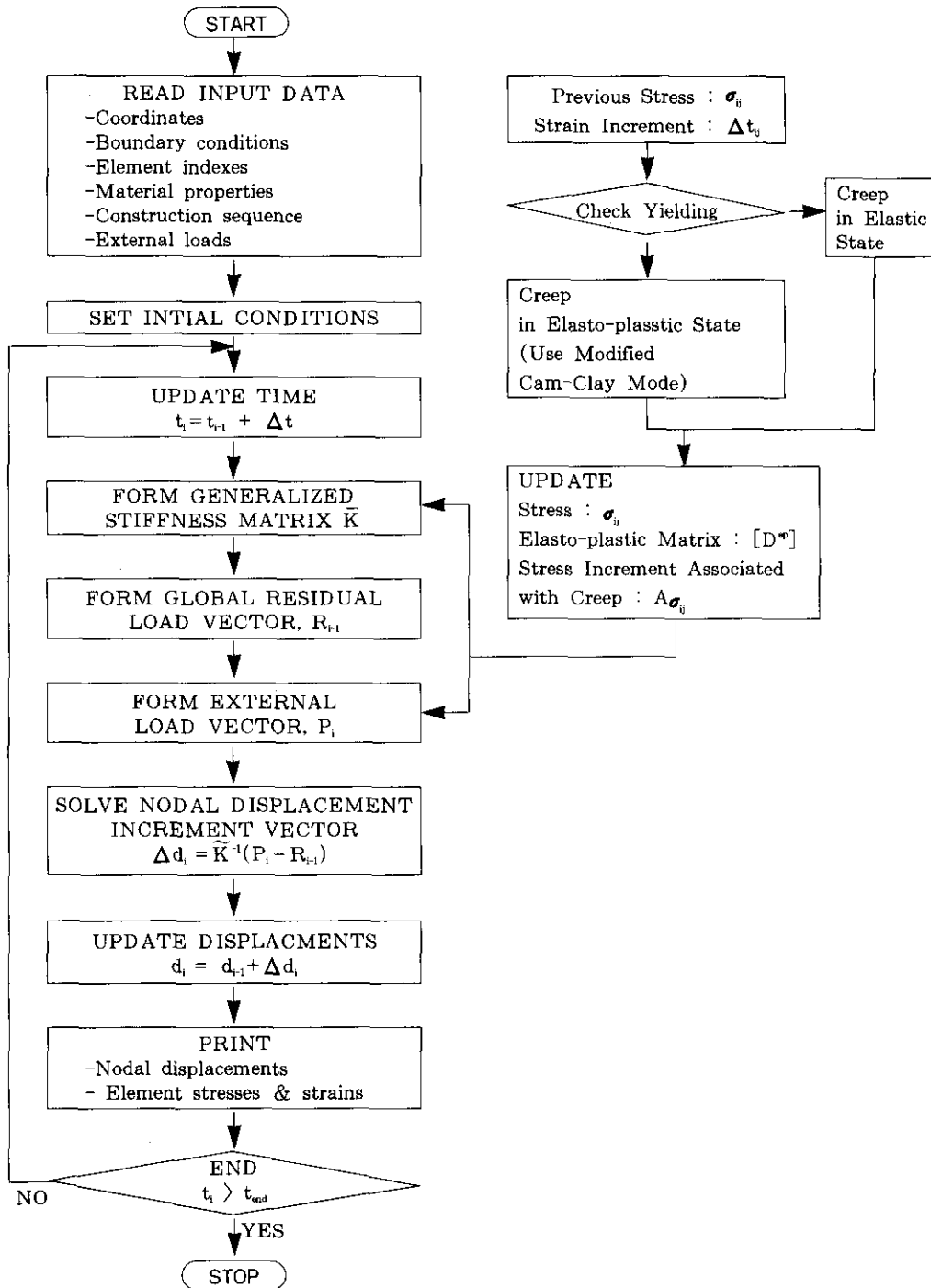


그림 1. 수치해석 프로그램의 흐름도

4. 프로그램의 검증

4.1 유한요소해석 수식화의 검증

본 절에서는 Modified Cam Clay-Creep 모델의 탄소성-Creep 행렬의 수식화 및 Creep을 포함한 비선형 다단계 매체의 유한요소 수식화에 대한 검증예제를 논하고자 한다.

본 절에서 검토된 검증 문제는 이론해 및 실험치와의 비교를 통하여 프로그램의 신뢰성을 검토하였다.

4.1.1 비배수상태에서의 체적 Creep

동방향 유효압축응력 P_0 를 받고 있는 시료가 비배수상태에서의 체적 Creep이 작용할 경우, 이에 대한 Borja(1992)의 정밀해는 다음과 같이 주어진다.

시간 t 에서의 유효압축력 P 는

$$P = P_0 \left[1 + \frac{C_c}{C_r} \left(\frac{t}{t_0} - 1 \right) \right]^{\frac{e_0}{C_c}} \quad (50)$$

으로 나타낼 수 있고, 여기서, t_0 는 초기시간이며 유효응력의 감소에 따른 과잉간극수압 U 의 증가는 $U = P_0 - P$ 이다.

수치해석에 사용된 초기조건 및 재료의 물성치는 다음과 같다.

초기조건	재료의 물성치
$e_0 = 1.339$	$C_c = 0.508$
$t_0 = 1$	$C_r = 0.254$
$P_0 = 1$	$C_s = 0.0374$

수치해석 및 정밀해석 결과로부터 구해진 유효응력의 감소와 과잉간극수압의 증가가 그림 2에 시간의 함수로서 도시되었다. 수치해석결과는 정밀해와 거의 일치함을 보여주고 있다.

4.1.2 비배수상태에서의 축차 Creep

Lacerda(1973)의 실내 Creep 실험으로 동방향 유효압축응력 P_0 를 받고 있는 시료를 비배수상태에서 비배수 전단강도의 80%까지 축방

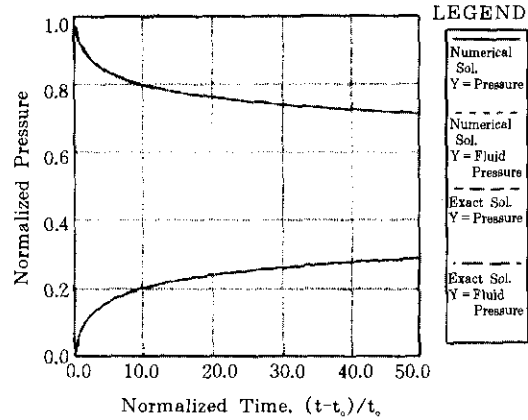


그림 2. 비배수 체적 Creep 시험에서 시간에 따른 유효응력 및 과잉간극수압의 변화 비교

향력을 가한 후 시간에 따라 발생하는 축차 Creep 현상을 모델링한 것이다.

축방향력을 가한 후의 초기응력상태 및 재료의 물성치는 다음과 같다.

초기조건	$\sigma'_{axial} = 94.67 \text{ kPa}$, $U = 32.73 \text{ kPa}$, $\sigma'_{radial} = 45.67 \text{ kPa}$
재료의 물성치	$e_0 = 2.529$, $\nu = 0.3$, $M = 1.4$, $C_c = 0.85$, $C_r = 0.124$, $C_s = 0.015$, $m = 0.75$, $\alpha = 4.45$, $A = 0.35 \times 10^{-5}$

수치해석 결과와 실험 결과로부터 구해진 유효응력의 감소와 과잉간극수압의 증가가 그림 3에 시간의 함수로서 도시되었고 시간에 따른 축변형률의 변화는 그림 4에 나타냈다. 수치해석결과는 실험치와 잘 일치함을 보여주고 있다.

4.2 Creep 정수의 민감도 분석

본 절에서는 프로그램에 있어서 Creep 정수의 민감도 분석을 위하여 4개항의 Creep 정수에 대하여 정수값의 변화에 대한 결과치의 변화를 제시함으로써 각 상수들이 프로그램 해석에 영향을 미치는 정도를 파악하고자 한다.

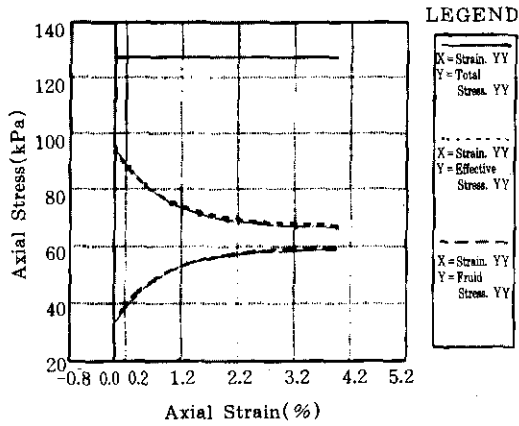


그림3. 비배수 축차 Creep 시험에서 응력-변형률의 관계

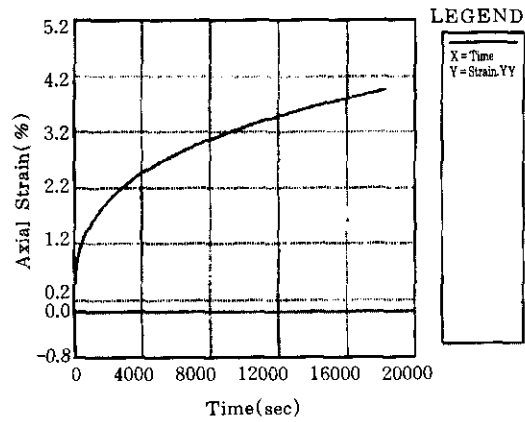


그림4. 비배수 축차 Creep 시험에서의 시간에 따른 축 변형률의 증가

해석에 적용한 토질상수는 San Francisco Bay Mud에 대하여 삼축압축시험 결과로부터 얻은 것으로 표 1과 같고, 기본적인 물성은 함수비 90%, 액성한계 88%, 소성지수 40%이다.

표 1. San Francisco Bay Mud의 토질상수

Parameter	Symbol	Value
Virgin compression index	λ	0.37
Recompression index	κ	0.054
Secondary compression Coefficient	C_s	0.015
Singh & Mitchell creep Parameter	A	$3.5 \times 10^{-5}/\text{min}$
	$\bar{\alpha}$	4.45
	m	0.75
Failure parameter	M	1.4
Void ratio at $P_c = 1\text{kPa}$	e_s	2.52
Instant volumetric time	$(t_v)_i$	1.00min
Instant volumetric time	$(t_v)_i$	1.00min

따라서 표 1의 Creep 정수중에서 실험결과치를 기준(100%)으로 하여 가중치를 120%, 110%, 90%, 80%씩 증가 또는 감소시켜가면서 Creep 인자에 따른 해석결과치의 변화를 검토하였으며, 이 중에서 110%와 90%의 가중치에 의한 해석결과치를 기준값(100%)에 의

한 해석 결과치와 비교하면 그림 5 및 그림 6과 같이 나타난다.

그림에서 체적 Creep 인자인 C_s 값과 축차 Creep 인자인 A , $\bar{\alpha}$ 값이 커질수록 변형률은 커지지만 축차 Creep 인자인 m 값이 커질수록 변형률은 감소하는 것을 알 수 있고, 같은 가중치에서 C_s , A 값의 변화에 따른 변형률의 차이는 상대적으로 작지만 $\bar{\alpha}$, m 값의 변화에 따른 변형률의 차이는 상대적으로 크게 나타나고 있다. 특히 $\bar{\alpha}$ 값의 증가시 변형률 증가치가 $\bar{\alpha}$ 값의 감소시 변형률 감소치보다 훨씬 큼을 알 수 있고, m 값의 증가시 변형률 감소치가 m 값의 감소시 변형률 증가치보다 훨씬 작음을 알 수 있다.

또한 그림 5에서 가중치의 증가시 $\bar{\alpha}$ 값과 m 값은 변형률의 증가, 감소치가 비슷한 크기를 보여주지만 그림 6에서 가중치의 감소시 $\bar{\alpha}$ 값과 m 값은 m 값의 감소에 따른 변형률의 증가치가 $\bar{\alpha}$ 값의 감소에 따른 감소치보다 훨씬 큼을 알 수 있다.

따라서 민감도 분석결과, $\bar{\alpha}$ 값과 m 값이 예민한 parameter로서 프로그램을 사용할 때 주의해야 할 입력변수로 판단된다.

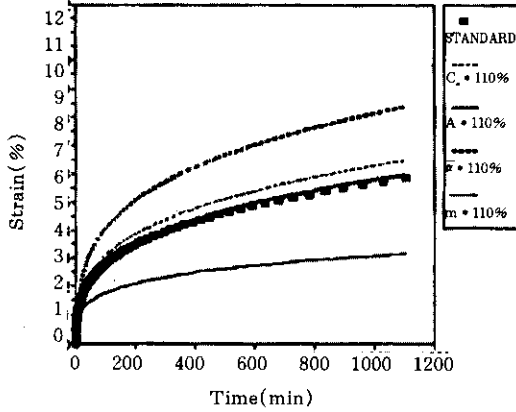


그림5. Parameter 값의 증가에 따른 시간-변형률 관계 변화도

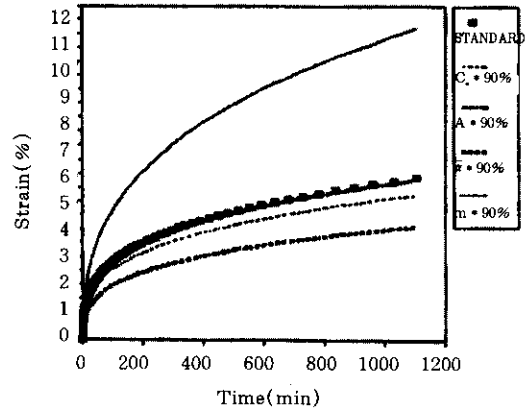


그림5. Parameter 값의 감소에 따른 시간-변형률 관계 변화도

5 적용사례 연구

5.1 MIT 시험시공 사례분석

5.1.1 현장 개요와 입력데이터의 구성

본 사례는 보스톤의 북쪽 연약 점토퇴적층을 가로지르는 고속도로의 건설계획에 따라 1967년에 축조된 제방을 대상으로 하였으며, 이는 MIT의 지반공학부에서 시험시공한 것으로 본 연구에서는 제방직하 중앙부의 침하와 간극수압을 측정하여 제방의 거동을 분석한 자료를 활용하였다.

MIT에서 진행된 심포지움(1973년)에서 10개의 지반공학 연구집단이 약 1.8m의 추가성토에 대한 변형과 간극수압 변화를 예측하여 보고하였는데 이들 예측은 비배수 분석을 사용하여 실시되었고 해석에 제공된 각종 토질정수들이 제시되어있다. 해석기간은 1967년부터 1973년의 추가성토까지 이다.

제방단면의 형태 및 토층구성은 그림 7에 나타냈으며, 중앙부에서 점토층 두께는 약 11.21m이고 모래층 두께는 약 2.56m, 그리고 제방의 높이는 약 1.83m이다. 이를 바탕으로

유한요소망을 구성하였으며, 유한요소망의 총 요소수는 1131개이고 총절점수는 1220개로 구성되어 있다.

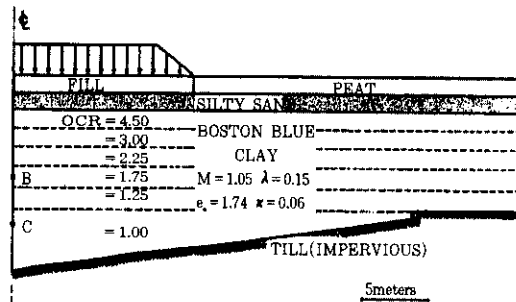


그림 7. MIT 시험시공 제방단면의 형태 및 토층구성

해석대상지반중 점토층은 Boston Blue Clay로써 토질정수는 표 2와 같다. 표에서 λ , κ , M 값은 Worth et al.(1974)에 의해 제시된 값이고, C_0 값은 Ladd(1965)에 의해서 실험된 결과치이며, Creep 정수 A , $\bar{\alpha}$, m 값은 Duncan(1974)에 의해 제안된 값이다. 또한 k_v , k_h 값은 Poepfel(1984)에 의해 실험된 값이다.

표 2. Boston Blue Clay에 대한 토질정수

Parameter	Symbol	Value
Virgin compression index	λ	0.147
Recompression index	κ	0.060
Secondary compression Coefficient	C_s	0.00274
Singh & Mitchell creep Parameter	A $\bar{\alpha}$ m	1.44×10^{-4} /day 2.475 0.642
Permeability Coefficient	K_h K_v	0.000113 m/day 0.000054 m/day
Failure parameter	M	1.05
Void ratio at $P_c = 1\text{kPa}$	e_s	3.56
Instant volumetric time	$(t_v)_i$	1.00 day
Instant volumetric time	$(t_v)_i$	1.00 day

5.1.2 해석결과의 분석

작성된 입력 데이터를 바탕으로 대상지반의 침하량을 예측한 결과와 계측치를 그림 8에 나타냈는데 MIT 지반공학부에서 계측한 현장침하량이 ■ 표시이고, Borja(1984)가 예측한 침하량이 □ 표시이며, 본 연구에서 개발한 해석 프로그램을 통한 Creep을 고려하지 않고 예측한 침하량이..... 선과 체적 Creep을 고려한 침하량이 —— 선 및 축차 Creep까지 고려한 침하량이 - - - - 선이다.

Creep을 고려하지 않은 침하량은 Borja가 예측한 값과 유사하지만 계측침하량과는 큰 차이가 있음을 알 수 있었고, 체적 Creep 만을 고려하여 예측한 침하량은 계측침하량에 훨씬 접근되고 있지만 약간 과소평가되고 있으며, 축차 Creep까지 고려하여 예측한 침하량은 과대 평가되는 것을 알 수 있다.

Borja(1984)에 의하면 Creep을 고려하지 않은 암밀해석치와 체적 Creep 해석치는 현장계측치에 비하여 과소평가(40%이상의 오차가 발생하기도 함)될 수 있고 축차 Creep 해석치는 현장계측치에 비하여 과대평가될 수 있으므로 이를 적절히 조합하는 것이 필요하며 따라서 적절한 Time Step이 중요한 인자로 작용한

다고 밝힌 바 있다. 또한 간극수압의 변화를 파악하여 시공중 간극수압의 변화를 예측할 필요가 있음을 제안하였다.

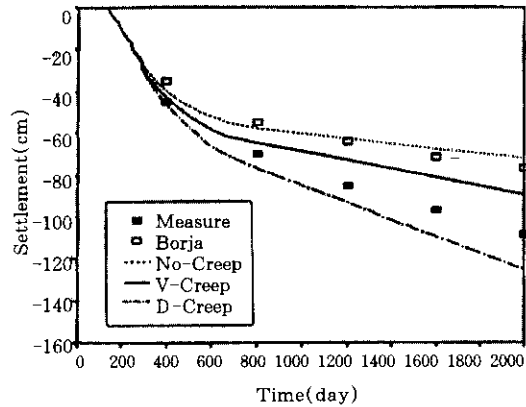


그림 8. MIT 시험시공에서 제방직하 중앙부의 침하량 비교

5.2 오이도 방조제 시험시공 사례분석

5.2.1 현장 개요

오이도 이주단지는 서해안 인천인근 시화지구내에 위치하고 있으며, 방조제를 설치한 단면하의 지반은 상부로부터 ML(평균두께:약 4m), CL(평균두께:약 14m), SM(평균두께:약 3m), 풍화암(평균두께:약 2m), 연암(평균:약 23m이하)의 순으로 분포되어 있고 그 중에서 중간 CL층의 토질정수는 표 3.과 같다.

표 3. 이주단지의 토질정수

W_n (%)	G_c	PI	#200 통과율 (%)	q_c	C_u (kg/cm^2)	C_s	P_c (kg/cm^2)
41	2.70	19	99	0.45	0.25	0.28	0.97

대상 단면의 개략적인 형상은 그림 9에 나타낸 바와 같은데 제체높이는 최대 8m이고, 기초지반은 점토층이 이주단지의 경우 약 14m 로써 수치해석시 Creep의 효과를 충분히 검토

할 수 있을 것으로 예상된다. 이주단지의 방조제단면 제체의 거동과 기초지반의 침하량, 측방유동, 간극수압 분포를 분석하기 위하여 침하판과 경사계 및 간극수압계가 설치되었다.

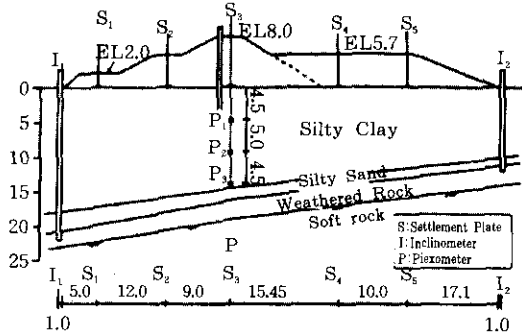


그림 9. 오이도 방조제의 단면 형태 및 토층 구성

5.2.2 입력데이터의 구성

해석에 적용한 Time Step은 현장조건에 근사시키기 위하여 먼저 4단계 성토하중으로 구분하고 각 단계별로 1, 2단계는 각각 42일씩, 3단계는 49일, 4단계는 33일까지 재하하고 이후 총재하 일수가 316일까지 재하하였으며 상세한 Time Step은 표 4에 나타낸 바와 같다.

유한요소 프로그램에 있어서 Mesh의 형태는 해석 대상지반을 대표할 수 있고 재료상수의 입력을 고려하여야 하며 분석시의 계측지점의 위치를 절점에 일치시켜야 하는데 이를 위하여 본 해석에서는 총 2343개의 절점과 2208개의 요소로 구성하였다.

실내실험을 통하여 프로그램 해석에 필요한 토질정수를 구하였으며 특히 재료구분과 지층 깊이에 따른 토질상수값의 변화를 고려하여 재료상수의 구분을 10개 영역으로 하였고 이중 상부 ML층 1개 영역, 중간 CL층은 깊이에 따라 7개 영역, 하부 SM층 1개 영역, 제방층 1개 영역으로 구분하여 각각 재료상수값을 입력

표 4. 해석에 적용한 Time Step

성토단계	Time Step	단계별 재하일수	누적 재하일수
1단계 (1차 성토)	1.0일	42일	42일
	3.0일		
	8.0일		
	30.0일		
2단계 (2차 성토)	"	42일	84일
3단계 (3차 성토)	3.0일	49일	133일
	6.0일		
	40.0일		
4단계 (4차 성토)	1.0일	33일	166일
	2.0일		
	4.0일		
	6.0일		
	20.0일		
5단계 (이후 재하)	30일씩 5회	150일	316일

하였다. 특히 압밀해석의 주요 대상이 되는 중간 CL층의 입력 토질정수는 표 5와 같다.

표 5. 점성토지반 토질정수의 입력치

토질정수 기호	이주단지
e_c	1.107
C_c	0.28
C_i	0.012
C_u	2.216×10^{-3}
λ	0.6244
κ	0.02676
M	1.15
m	0.82321
$\bar{\alpha}$	0.04
A	0.024

5.2.3 해석결과에의 분석

(1) 연직침하

해석결과, 4단계 성토 하부지반의 중앙부에서 계측한 연직침하량과 예측한 결과치를 비교

하면 그림 10과 같다.

316일후의 연직침하량에 대하여 계측치는 63.2cm인 반면 Creep을 고려하지 않은 압밀침하량은 51.1cm이고 체적 Creep을 고려한 침하량의 경우 60.6cm이며 축차 Creep을 고려한 경우 66.1cm로서, 계측치를 100%로 보았을 때 Creep을 고려하지 않은 경우 압밀침하량은 약 81%이고 체적 Creep을 고려한 침하량의 경우 약 96%를 나타내며, 축차 Creep을 고려한 침하량의 경우 약 105%를 나타내고 있어 침하량의 예측에는 Creep를 고려한 예측치가 더욱 정확한 값을 나타냄을 알 수 있다.

또한 침하속도에 있어서도 Creep를 고려한 예측치가 계측치에 더 가깝다는 것을 알 수 있는데 이는 Creep을 고려하지 않은 경우 2차압밀의 영향이 무시되어 압밀의 종료가 빨리 도달한 반면 최종침하량은 감소되는 경향이 있음을 알 수 있다.

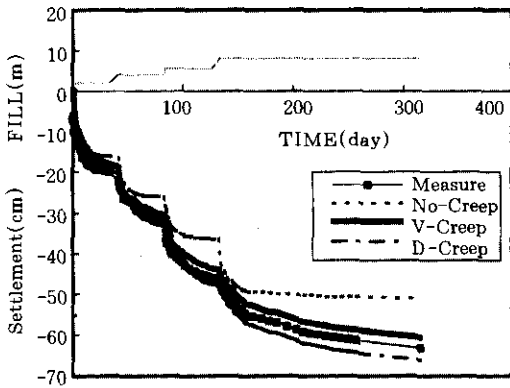


그림 10. 오이도 방조제에서 제방직하 중앙부의 침하량 비교

(2) 측방유동

해석결과, 성토부의 양단에서 계측한 측방변위와 예측한 결과치를 비교하면 그림 11과 같다.

측방변위량에 대하여 계측치는 좌측단부 지표면에서 측방유동량은 63.9cm인 반면 Creep을 고려하지 않은 경우는 49.9cm이고 체적

Creep을 고려한 경우 60.7cm, 축차 Creep을 고려한 경우 66.5cm로서, 계측치를 100%로 보았을 때 Creep을 고려하지 않은 경우의 측방유동량은 약 80%이고 체적 Creep을 고려한 경우 약 95%, 축차 Creep을 고려한 경우 약 104%를 나타내고 있어 Creep를 고려한 예측치가 더욱 정확한 값을 나타냄을 알 수 있다. 우측단부 지표면에서 측방유동량이 50.7cm인 반면 Creep을 고려하지 않은 경우는 39.6cm이고, 체적 Creep을 고려한 경우 47.7cm, 축차 Creep을 고려한 경우 54.3cm로서, 좌측단부와 유사한 경향을 보이니 좌측단부보다 값이 적게 나타나는 것은 지반의 깊이에 있어서 6m 정도의 차이와 성토고의 차이 때문인 것으로 사료된다.

또한 5m이하의 깊이에서는 계측치와 예측치에서 모두 측방유동량이 거의 나타나지 않았으며 이로부터 본 지반의 소성유동의 영향범위가 5m 내외임을 알 수 있다.

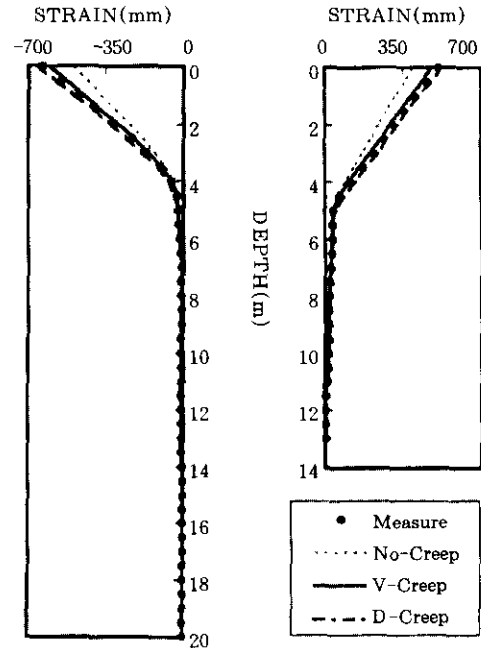


그림 11. 오이도 방조제에서 제방 양단에서의 측방유동량 비교

6. 결 론

본 연구에서는 해성 점토의 침하거동을 해석하는데 있어서 최근 연구의 필요성이 증대되고 있는 Creep 개념을 포함시키기 위하여 구성관계식을 유도하고 이를 바탕으로 Creep 거동을 감안한 압밀해석 프로그램을 개발하였다. 또한 실증해석을 통하여 개발된 프로그램의 신뢰성을 파악하고, 국내외 2개의 현장에 그 적용성을 검토하였다. 따라서 그 결과를 요약하면 다음과 같다.

- (1) 기존의 Creep이론으로부터 체적 Creep 요소는 2차압밀계수 C_c 로, 축차 Creep 요소는 Singh & Mitchell의 Creep정수 m , $\bar{\alpha}$, A 로 표현할 수 있음을 파악하였고, 이들 상수를 포함한 경험식을 이용하여 Creep 변형성분을 고려할 수 있는 구성방정식을 유도하였다.
- (2) 개발된 프로그램은 Modified Cam Clay 모델에 Creep이론식을 적용한 Modified Cam Clay - Creep 모델에 기초를 둔 유한요소 프로그램으로서 지반의 탄-소-점성 특성을 고려할 수 있도록 제작된 것이다.
- (3) 개발된 프로그램의 검증을 위하여 Creep이론해 및 실험치와 비교하였고, Creep정수에 대하여 민감도를 분석한 결과, m , $\bar{\alpha}$ 의 변화에 민감하므로 이들 정수의 결정에 주의해야 함을 알 수 있었다.
- (4) 사례분석을 위하여 MIT 시험시공 자료를 수집, 분석하였으며, 본 프로그램을 적용한 결과, 기존의 수치해석 결과나 Creep을 고려하지 않은 예측치보다 본 프로그램에서 Creep을 포함하여 해석한 결과치가 현장계측치에 보다 더 접근함을 알 수 있었다.
- (5) 국내외 방조제 시험시공사례로부터 구한 현장계측치와 본 프로그램을 통하여

구한 예측치를 비교한 결과, 제방의 변형해석에 있어 Creep을 고려하지 않은 경우보다 Creep을 고려한 경우가 오차가 적지만 체적 Creep만을 고려한 경우는 약간 과소평가되고 축차 Creep까지 고려한 경우는 약간 과대평가되므로 해석결과를 통한 지반의 침하예측시 이를 조합하여 판단해야 할 것이다.

본 연구를 통하여 Creep변형을 고려한 프로그램은 현장적용성이 뛰어난 것으로 나타나고 있으나, 실제 적용시에는 실내실험을 통한 대상지반의 Creep정수를 구하는데 어려움이 있으며, 특히 Creep시험을 위한 정밀한 실험기의 개발이 요구되고 있어 향후 이에 대한 지속적인 관심과 연구가 이루어져야 할 것으로 본다.

감사의 글

본 연구는 삼성중공업 건설기술연구소의 연구비 지원에 의하여 이루어진 것으로 본 난을 통하여 깊은 감사의 뜻을 전하며, 또한 프로그램 개발에 조언을 아끼지 않은 김광진 박사께 감사드립니다

참 고 문 헌

1. Borja, R. I.(1984), "Finite element analysis of the time-dependent behaviour of soft clays", Ph. D. thesis, Stanford Univ., Stanford, CA.
2. Borja, R. I., Kavazanjian, E.(1985), "A constitutive models for the stress-strain- time behavior of 'wet' clays", Geotechnique, Vol.35, No.3, pp.283-298.
3. Borja, R. I.(1992), "Generalized creep and Stress Relaxation model for clays", ASCE, GE, Vol.118, No.11.
4. Duncan, J. M.(1974), "Foundation deformation prediction", Proceedings of the Foundation Deformation Prediction Symposium 2, Appendix D, Report No. FHWARD-75- 516, D-1-D-21.

5. Kim, K. J.(1982). "Finite element analysis of nonlinear consolidation", Ph.D. Thesis, Univ. of Illinois.
6. Kim, K. J., Blouin, S. E., Timian, D. A.(1986), "Experimental and theoretical response of multi phase porous media to dynamic loads", Annual Report No.1 to Air Force Office of Scientific Research.
7. Lacerda, W. A. and Houston, W. N.(1973), "Stress Relaxation in Soils", Proc. of the 8th ICSMFE, Vol.1, pp.221-226.
8. Ladd, Charles C., and Preston, William B.(1965), "On the secondary compression of saturated clays", Research in Earth Physics, Phase Report No. 6, Research Report R-65-59, Massachusetts Institute of Technology.
9. Massachusetts Institute of Technology (1974), "Proceedings of the Foundation Deformation Prediction Symposium 1: Symposium Summary", Report No.FHWA -RD-75-515, November 13-15, 1-18.
10. Poepsel, Patrick(1984), "Finite element analysis of embankment construction and foundation consolidation: two case histories", Engineer's thesis, Stanford Univ., Stanford, CA.
11. Roscoe, K. H., Burland, J. B.(1968), "On the Generalized Stress-Strain Behavior of Wet Clay", Engineering Plasticity, Edited by Heyman & Leckie, Cambridge Univ. Press, pp.535-609
12. Singh, A., Mitchell, J. K.(1968), "General Stress-Strain-Time Function for Soils", ASCE, Vol.94, No. SM1, pp21-46.
13. Wroth, C. P., Thompson, S. A., and Hughes, J. M. O.(1974), "MIT foundation prediction symposium", Proceedings of the Foundation Deformation Prediction Symposium 2, Report No. FHWA-RD- 75-516, Appendix G, G-1-G-12.

(접수일자 1998. 5. 30)