

탄-점성 압밀이론에 의한 버티칼 드레인 타설지반의 잔류침하 예측 (II) - 현장조건에의 적용 -

Prediction of Residual Settlement of Ground Improved by Vertical Drains Using the Elasto-Viscous Consolidation Model - Application for Field Condition -

백 원 진¹ Baek, Won-Jin
이 강 일² Lee, Kang-Il
김 우 진³ Kim, Woo-Jin

Abstract

In this study, in order to propose the prediction method of the residual settlement of clayey ground improved by vertical drains, a series of numerical analyses for a model ground were carried out using the elasto-viscous consolidation model. And the effects of ground improvement conditions of the ratio of effective radii (r_e/r_w), consolidation pressure (Δp) on normally consolidated state, and the OCR (overconsolidation ratio) on overconsolidated state to reduce the residual settlement in three-dimensional consolidation by vertical drains were investigated by performing a series of numerical analyses. Furthermore, based on the results of a series of numerical analyses for the model ground, the predicting method of the residual settlement of clayey ground with vertical drains and the determination method of the value of OCR required to control the residual settlement within an acceptable value are proposed.

요 지

본 연구에서는 버티칼 드레인으로 개량된 점성토 지반의 잔류침하 예측법을 제안하기 위하여 모델지반에 대해 탄-점성 압밀이론을 이용한 일련의 수치해석을 행하였다. 그리고 수치해석을 통하여 정규압밀영역에 대해 유효반경비, 압밀압력의 영향과 버티칼 드레인에 의한 3차원압밀에 있어서의 잔류침하를 감소시키기 위한 과압밀영역에서의 과압밀비의 영향을 조사하였다. 또한, 모델지반의 수치해석결과에 기초하여 버티칼 드레인 타설지반의 잔류침하 예측법과 잔류침하를 허용치 이내로 제어하기 위해 필요한 과압밀비의 결정법을 제안하였다.

Keywords : Clayey ground, Elasto-viscous model, Numerical analysis, Overconsolidation ratio, Vertical drain

1. 서 론

연약지반상에 구조물을 축조할 경우, 사회기반구조물의

유지보수와 건설비용 절감을 위해 선행재하공법과 병행하여 버티칼 드레인 공법에 의한 지반개량이 주를 이루고 있다. 이러한 개량 지반에 있어서 정도 높은 잔류

1 정회원, 서정엔지니어링 주식회사 부설 연구소 부장 (Member, Assitant Director, Seojung Engrg. Co., LTD., bhsy0004@hanmail.net, 교신저자)

2 정회원, 대전대학교 공과대학 건설시스템공학과 부교수 (Member, Associate Prof., Dept. of Civil Engrg., Dajin Univ.)

3 정회원, 전남대학교 공과대학 토목공학과 박사과정 (Member, Ph. D. Candidate, Dept. of Civil Engrg., Chonnam National Univ.)

* 본 논문에 대한 토의를 원하는 회원은 2007년 12월 31일까지 그 내용을 학회로 보내주시기 바랍니다. 저자의 검토 내용과 함께 논문집에 게재하여 드립니다.

침하 예측의 중요성은 크게 인식되어져 왔다. 특히, 버티칼 드레인 타설에 의한 3차원 압밀조건의 지반에서는 간극수의 이동방향(수평방사흐름)과 변형방향(연직방향)이 일치하지 않는다(Baek and Moriwaki, 2004). 현재의 일반설계에서는 버티칼 드레인으로 개량된 지반의 압밀침하는 Barron(1948), Yoshikuni와 Nakanodo(1974), 吉国洋(1993)등이 제안한 탄성 이론이나 탄소성 FEM 해석에 의해서 예측되어지고 있으나, 이들 해석모델에서는 점성토의 시간 의존성 거동에 의한 2차압밀을 표현할 수 없기 때문에 간극수압 소산 후에 발생하는 잔류 침하를 예측할 수 없다. 한편, 2차압밀을 표현할 수 있는 압밀모델로서 정규압밀영역에 대해 Taylor(1948)의 점-탄성모델, Sekiguchi & Toriihara(1976)의 탄-점-소성모델, Adachi & Oka(1982)의 점-소성모델에 기초한 점-탄-소성모델과 과압밀영역에 대한 Kutter & Sathialingam (1992), Yoshikuni(1994, 1995), Imai(2003) 등의 압밀모델이 제안되어져 왔다. 이들 이론 중에서 Yoshikuni가 제안한 탄-점성압밀모델은 과압밀 영역과 정규압밀 영역의 구별 없이 2차압밀 및 유효응력 완화현상을 고려할 수 있는 장점이 있으나, 1차원압밀 조건하에서 제안된 이론으로 버티칼 드레인에 의해 개량된 점토지반의 압밀현상에 적용이 곤란하다. 이에 저자는 버티칼 드레인 타설지반의 압밀거동을 명확히 하기 위해 축대칭 조건하의 등연직변형률 조건하에서 3차원으로 확장한 이론의 적용성에 대해 정규압밀 및 과압밀 상태에 대한 압밀거동에 미치는 압밀 토질정수의 영향을 비교/검토하였다(백원진, 2007). 또한 샌드 드레인으로 개량된 지반에 대한 모형실험 결과를 이용하여 3차원 탄-점성 압밀이론에 대한 적용성을 검증하였다(백원진, 2006).

본 연구에서는, 버티칼 드레인공법이 적용된 전형적인 모델지반을 설정하고 정규압밀영역에서의 버티칼 드레인 간격 등의 개량조건(r_e/r_w) 과 최종압밀하중 조건을 변화시킨 수치모델실험을 수행하여 압밀거동에 미치는 영향에 대해 조사하고, 각각의 조건과 관련한 잔류 침하거동에 대해 고찰하였다. 그리고 과압밀영역에서의 개량조건 및 과압밀비가 점성토의 압밀에 미치는 영향에 대해 조사하였다. 또한, 모델지반에 대한 수치해석결과를 토대로 버티칼 드레인 타설지반의 잔류침하를 예측하는 수법 및 잔류침하를 허용치 이내로 억제하기 위해 필요한 선행재하 하중의 크기(OCR)를 결정하는 방법을 제안하고자 한다.

2. 탄-점성압밀이론

저자는 버티칼 드레인으로 개량된 수평방향 방사흐름에 의한 3차원압밀에서의 공시체내부의 변위를 계측할 수 있는 압밀시험 장치를 개발(Baek 등, 2002)하고, 버티칼 드레인에 의한 3차원 압밀거동을 명확히 함과 동시에, Yoshikuni 등(1994)이 제안한 3차원 탄-점성압밀이론을 3차원 조건으로 확장하고 그 적용성을 검토하였다(Baek 등, 2006; 백원진 2007). 여기서는 탄-점성압밀이론의 개요를 간단히 나타내고자 한다.

식 (1)은 점토의 골격을 비선형 탄-점성액체(Maxwell model)로 하였을 때의 3차원 유변학적 방정식이다(森脇 등, 2003; Baek 등, 2006).

$$\dot{\sigma}'_{ij} = \left(K + \frac{4}{3} G \right) \dot{\epsilon}_{kk} \delta_{ij} - 2G (\dot{\epsilon}_{kk} \delta_{ij} - \dot{\epsilon}_{ij}) - \left(\frac{K}{\eta_K} + \frac{G}{\eta_G} \right) \frac{\sigma_{kk}}{3} \delta_{ij} - \frac{G}{\eta_G} \sigma'_{ij} \quad (1)$$

여기서, K와 G는 각각 체적탄성계수와 전단탄성계수, η_K 와 η_G 는 체적점성계수와 전단점성계수이며, 응력과 변형률(간극비)에 의존한다(Yoshikuni 등, 1995). 이 3차원 레올로지 방정식을 이용해서 버티칼 드레인에 의한 압밀의 가장 대표적인 경계조건인 내주면과 외주면의 변위를 구속하고, 등연직변형률 조건하에서 일정하중이 작용하는 축대칭 조건하에서 수평방사방향 흐름에 의한 3차원 압밀방정식은 다음 식과 같다.

$$\frac{\partial u}{\partial t} = \frac{k}{\gamma_w} \left(K + \frac{4}{3} G \right) \frac{\partial^2 u}{\partial x_i \partial x_i} + \frac{1}{\gamma_w} \left(K + \frac{4}{3} G \right) \frac{\partial k}{\partial x_i} \frac{\partial u}{\partial x_i} + \frac{p-u}{T_G} + \frac{T_G - T_K}{T_G T_K} \left(\frac{p+2p_i}{3} - u \right) \quad (2)$$

여기서, T_K 와 T_G 는 $T_K = \eta_K / K$, $T_G = \eta_G / G$ 로 정의되며, 체적변형과 전단변형에 관한 완화시간을 의미한다.

식 (2)에서 알 수 있는 것처럼, 우변의 제 1항과 2항이 배수에 따른 간극수압의 감소항, 제 3항이 3차원적인 변형을 고려한 유효응력완화에 따른 간극수압의 증가항, 제 4항이 체적변형과 전단변형의 완화시간의 차이에 의한 간극수압의 증가항을 나타내며, 압밀현상이 단지 간극수압의 소산현상뿐이 아니라 소산과 증가가 동시에 진행되는 현상임을 알 수 있다. 또한, 우변의 제 4항으로부터 전단변형에 관한 완화시간 T_G 가 체적변형에 의한 완화시간 T_K 보다 큰 경우에는 간극수압의 발생이 부가되므로 T_G 와 T_K 보다 작은 경우에 비교하여 2차압밀이 크게 됨을 알 수 있다.

이 연구에서의 수치해석에서는, 우선 식 (2)의 간극수압에 관한 2계 비선형 편미분방정식을 시간에 관해서

전진차분, 위치에 관해서는 중간차분에 의해 차분화하고, 주어진 경계조건과 초기조건에 대해서 다음 시점의 간극수압을 구한다.

유한차분법에 의해 압밀방정식의 해를 구하기 위한 차분식을 나타내면 다음과 같다.

$$\frac{\partial u}{\partial t} = \frac{u_{i,j+1} - u_{i,j}}{\Delta t_i} \quad (3)$$

$$\frac{\partial u}{\partial z} = \frac{u_{i+1,j} - u_{i-1,j}}{2\Delta z} \quad (= U_1) \quad (4)$$

$$\frac{\partial^2 u}{\partial z^2} = \frac{u_{i+1,j} - 2u_{i,j} + u_{i-1,j}}{\Delta z^2} \quad (= U_2) \quad (5)$$

$$\frac{\partial k}{\partial z} = \frac{k_{i+1,j} - k_{i-1,j}}{2\Delta z} \quad (= K_1) \quad (6)$$

식 (3)~(6)에서 $u_{i,j+1}$ 가 미지수이므로, 식 (2)에 식 (3)~(6)을 대입하여 정리하면 다음과 같다.

$$u_{i,j+1} = A_{i,j} \cdot U_2 + \frac{1}{r_i} \cdot (A_{i,j} \cdot U_1) + \frac{A_{i,j}}{k_{i,j}} \cdot K_1 \cdot U_1 + B_{i,j} + C_{i,j} + u_{i,j} \quad (7)$$

여기서,

$$A_{i,j} = \Delta t_j \frac{k_{i,j}}{\gamma_w} \left(K_{i,j} + \frac{4}{3} G_{i,j} \right), \quad B_{i,j} = \Delta t_j \frac{p - u_{i,j}}{T_{G_{i,j}}}, \quad C_{i,j} = \Delta t_j \left(\frac{1}{T_{k_{i,j}}} - \frac{1}{T_{G_{i,j}}} \right) \cdot \sigma'_{m_{i,j}}$$

위 식을 이용하여 시간 $t + \Delta t$ 에서의 주어진 경계조건에 대한 간극수압 $u_{i,j+1}$ 은 식 (7)로부터 구해지고, 시간 t 에서 $t + \Delta t$ 까지의 변형증분 Δw_z 와 연직변형률 증분 $\Delta \epsilon_z$ 는 간극수압과 응력의 평형방정식으로부터 유효응력을 구하고 식 (1)을 전진차분에 의해 차분화한 레올로지 방정식에 대입하여 다음 시점의 변형률, 변위 및 간극비를 구하는 방법으로 반복계산을 행한다.

또한 수평방향 변위의 증분 Δw_r 은 수평방향 변형률 증분인 $\Delta \epsilon_r + \Delta \epsilon_\theta$ 로부터 다음 식과 같은 차분방정식에 의해 구해진다.

$$\Delta w_{r,i,j+1} = \frac{r_i}{r_i + \Delta r} \{ \Delta w_{r,i-1,j+1} - (\Delta \epsilon_r + \Delta \epsilon_\theta)_{i,j+1} \cdot \Delta r \} \quad (8)$$

여기서 r 은 드레인으로부터 중심거리를 나타내며, 주어진 경계조건으로부터 $\Delta w_{r|i=0,j+1}$ 은 항상 0이고, $r_{i=0} = r_w$ 이다. 따라서 수평 및 원주방향의 변형률 증분은 $\Delta w_{r|i,j+1}$ 을 이용해서 다음과 같이 계산된다.

$$\Delta \epsilon_{\theta|i,j+1} = - \frac{\Delta w_{r|i,j+1}}{r_i} \quad (9)$$

$$\Delta \epsilon_{r|i,j+1} = (\Delta \epsilon_r + \Delta \epsilon_\theta)_{i,j+1} - \frac{\Delta w_{r|i,j+1}}{r_i} \quad (10)$$

이상에서 계산된 간극수압과 변형률 값을 이용해서, 유효응력증분은 식 (1)의 3차원 탄-점성 방정식에 대입하여 계산할 수 있다. 이와 같이, 전술한 방법에 의해 시간 t 에서 $t + \Delta t$ 까지의 변형률, 응력, 변위의 증분 값이 계산되어지면, 시간 $t + \Delta t$ 에서의 각 변수의 값은 시간 t 에서의 값에 증분 값을 더하여 얻을 수 있다.

3. 수치 모형실험

이 장에서는 버티칼 드레인으로 개량된 대표적인 모델지반을 대상으로 탄-점성 압밀이론에 의한 1차원압밀과 3차원압밀의 압밀거동 메카니즘 및 정구압밀영역과 과압밀영역에서의 버티칼 드레인 타설지반의 개량조건의 영향을 규명하기 위한 해석조건과 방법에 대해 설명한다.

3.1 수치해석을 위한 해석조건

본 연구에서 수치해석에 이용한 모델지반은, Fig. 1에 나타난 것처럼, 상부에 모래층과 하부에 불투수층(상부로의 편면배수 조건)을 가진 점토층 두께 10m의 연약 점성토 지반을 대상으로 하였다. 또한 모델지반은 균일한 지반으로 설정하고 수치해석에 이용한 지반정수는 일본 교토의 Maizuru 항에서 채취한 중적 점성토의 Maizuru 점토를 참고로 그림에 나타난 값을 사용하였다. 이와 같이 해석모델 지반을 설정한 이유는 연약지반 개량공법 선정에 있어서 보다 합리적이고 신뢰성 있는 잔류침하 예측을 하기 위한 일련의 과정을 설명하기 위한 것으로 일반 현장지반에의 대표성은 낮다고 할 수 있다. 지반

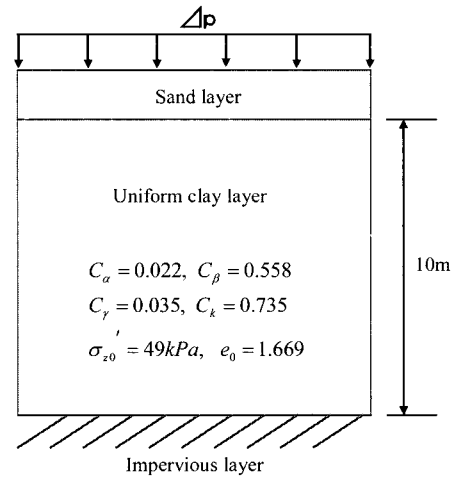


Fig. 1. Model ground of numerical analysis

조건에 따른 연약지반의 압밀정수가 버티칼 드레인 타설지반의 압밀거동에 미치는 영향에 대해서는 참고문헌을 참조하기 바란다(백원진, 2007). 모델지반에서의 체적 압축계수 $m_v=1.16 \times 10^{-3} \text{m}^2/\text{kN}$, 압밀계수 $c_v=80 \text{cm}^2/\text{day}$ 로 설정하였다.

버티칼 드레인으로 개량된 지반의 수치해석에서는 실제의 변형조건에 가까운 등연직변형률 조건을 사용하였다(吉国 洋 1993). 또한, 해석에 있어서 표준적인 개량조건으로 드레인 직경 $d_w=40 \text{cm}$, 등가유효경 d_e 와 드레인 직경 d_w 의 비 $n=d_e/d_w=5.0$ 를 적용하였다. 다음으로 버티칼 드레인타설지반의 압밀거동에 미치는 개량

조건과 하중조건을 명확히 하기 위해, 등가유효경의 비 $n(d_e/d_w)$, 압밀하중 증분 Δp 의 크기 및 선행재하 공법을 적용한 경우의 과압밀비(OCR)를 1.1~2.0까지 변화시킨 경우에 대해서도 수치해석을 수행하고 결과를 비교하였다. 각각의 해석조건을 Table 1~3에 나타낸다.

3.2 수치해석에 의한 1차원 및 3차원압밀 메카니즘

탄-점성 압밀이론을 이용한 모델지반의 수치해석결과로부터 1차원(지표면 상부의 일면배수; 무개량지반) 및 3차원($d_e/d_w=5$) 탄-점성압밀해석을 수행하여 얻어진

Table 1. Analysis condition of one-dimensional consolidation

Case	Initial pressure (kPa)	Consolidation pressure (kPa)	OCR	Drainage condition
NC1-1	49	98	1.0	Top surface

Table 2. Analysis condition of 3-D consolidation at normally consolidated states

Case	Initial pressure (kPa)	Consolidation pressure Δp (kPa)	d_w (cm)	d_e/d_w (n)	OCR
NC2-1	49	49	40	2	1.0
NC2-2				3	
NC2-3				5	
NC2-4				7	
NC2-5				10	
NC2-6				15	
NC3-1	49	24.5	40	5	
NC3-2		49			
NC3-3		73.5			
NC3-4		98			
NC3-5		122.5			
NC3-6		147			

Table 3. Analysis condition of 3-D consolidation at overconsolidated states

Case	Initial pressure (kPa)	Consolidation pressure (kPa)	d_w (cm)	d_e/d_w (n)	OCR
OC2-1	49	98	40	2	1.2
OC2-2				3	
OC2-3				5	
OC2-4				7	
OC2-5				10	
OC2-6				15	
OC3-1	49	98	40	5	1.0
OC3-2					1.1
OC3-3					1.2
OC3-4					1.3
OC3-5					1.4
OC3-6					1.5
OC3-7					2.0

압밀침하(변형률)-시간관계를 나타낸 것이 Fig. 2이다. 그림으로부터 탄-점성 압밀이론을 이용한 수치해석에 있어서 1차압밀 종료시점에서의 침하량은 3차원압밀의 경우가 1차원압밀보다 적으나, 간극수압이 소산된 후의 잔류침하속도는 1차원압밀보다 큰 값을 나타낸다. 또한, 비교를 위해 버티칼 드레인에 의한 3차원압밀조건을 해석결과로부터 얻어진 지반내부의 반경방향변위의(경시) 경과시간별 변화를 나타낸 것이 Fig. 3이다. 그림에서 반경방향 변위는 압밀초기에 드레인 측으로 향한 변위가 일어나고 최고치를 보인 후, 비배수면 측으로 일어나며 완전히 원위치까지는 회복되지 않고 배수면 근방의 요소에서 수평방향 변위가 크게 일어남을 알 수 있다. 이 결과로부터, 버티칼 드레인에 의한 3차원압밀에서는 먼저 배수거리가 짧은 드레인 근방의 요소에서 배수에 따른 체적변형률이 크게 일어나므로, 조밀하게 된 요소가 등연직변형률 조건하에서 연직하중을 보다 많이 분담하게 되므로, 1차압밀 종료시의 연직변형률은 연직하

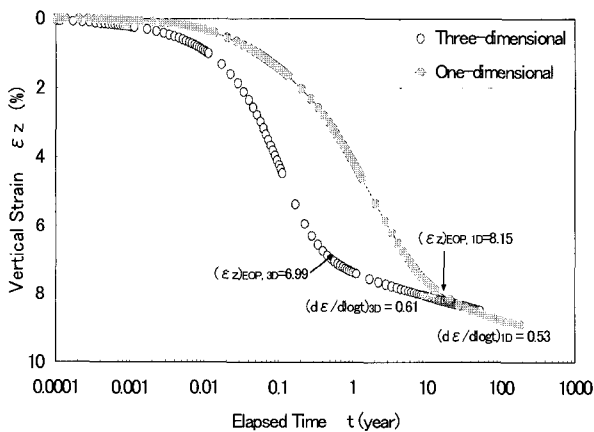


Fig. 2. Comparison with 1-D and 3-D vertical strain for numerical analysis

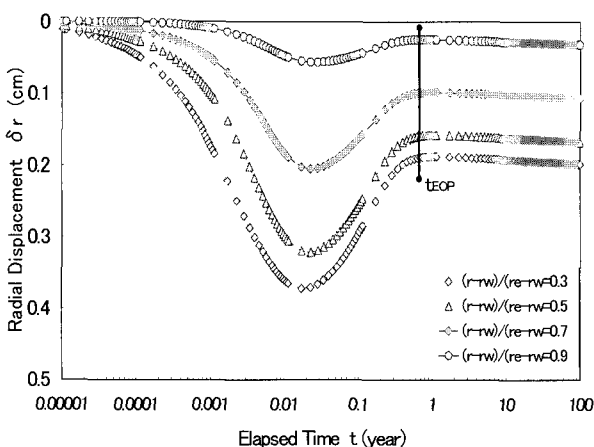


Fig. 3. Radial displacement-time curves (NC state, $n=5$)

중이 심도방향으로 균등하게 작용하는 1차원압밀의 경우보다 작게 일어난 것으로 판단된다. 그리고, 탄성성분의 압축이 종료한 2차압밀과정에서는 흐름압축(Flow compression)이 진행되어 응력의 재배분으로 인하여 등연직변형률 조건하에서는 지연된 비배수면측 요소가 압축되어지기 때문에 1차압밀 종료 후의 잔류침하속도는 1차원 압밀에 비해 크게 일어난 것으로 판단된다 (Baek 등, 2006).

4. 버티칼 드레인 타설지반의 잔류침하예측

이 장에서는 버티칼 드레인 타설지반의 잔류침하거동을 예측하는 방법 및 잔류침하를 허용치 이하로 억제하기 위해 필요한 선행재하공법 적용에 있어서 필요한 재하하중의 크기를 결정하기 위한 수치해석방법에 대해 검토하였다. 해석에서 얻어진 침하량이나 침하속도 등의 수치는 본 연구에서 설정한 모델지반에 한해서 주어진 지반조건이나 하중조건에 따른 값으로, 수치는 극히 표준적인 값이긴 하나 수치 그 자체에 보편성은 가지지 않는다. 따라서 이 장에서는 수치 그 자체를 논의하기 보다는 버티칼 드레인 타설지반의 잔류침하에 관한 일반적인 경향과 메카니즘을 나타냄과 동시에 본 연구에서 제안하는 수치해석법에 의해서 버티칼 드레인 타설지반의 잔류침하예측 및 합리적인 대책공법의 선정이 가능함을 나타내고자 한다.

4.1 정규압밀 영역에서의 1차압밀침하와 잔류침하

정규압밀상태의 모델지반에 타설한 버티칼 드레인의 타설간격($n=d_c/d_w$)을 변화시킨 경우의 침하-시간관계와 평균간극수압의 소산과정을 Fig. 4, 5에 각각 나타낸다. Fig. 4로부터 간극수압이 거의 소산된 후의 2차압밀영역의 침하곡선은 시간과 더불어 동일한 직선상에 수렴함을 알 수 있다. 이는 본 연구의 해석에서, 응력과 간극비가 동일한 경우는 변형률속도가 동일하게 되는 Isotache type(吉國 洋 1995)의 유변학적 모델을 적용한 것과 모델지반의 초기상태가 균일하기 때문에 간극수압의 소산으로 인한 응력의 재배분에 의해 최종적으로는 응력과 간극비가 개량조건 $n(d_c/d_w)$ 에 관계없이 모든 경우에 동일한 값을 가지기 때문으로 판단된다. 또한 Fig. 5에서 n 의 증가와 더불어 수평방향 배수거리가 증가하게 되므로 간극수압소산에 지연현상이 나타남을 알 수 있다.

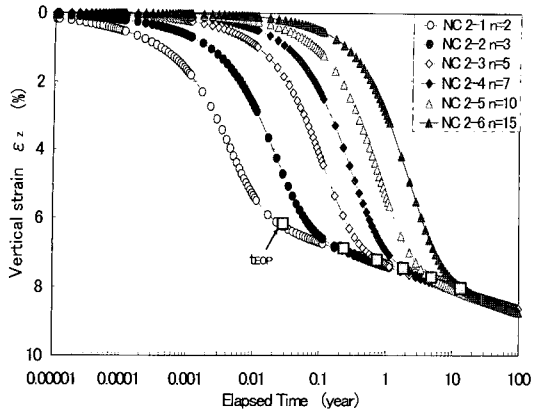


Fig. 4. Vertical strain-time curves (NC)

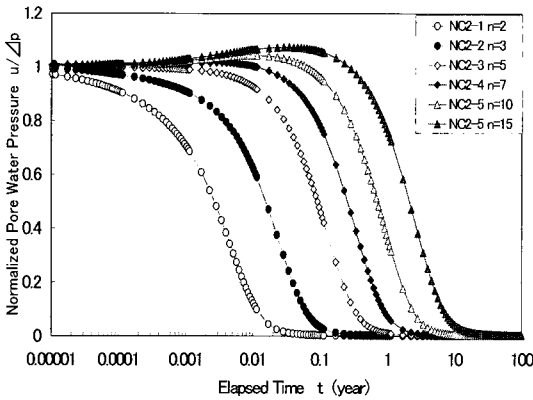


Fig. 5. Normalized average excess pore water pressure-time curves (NC)

정규압밀 지반에 대한 드레인 타설간격의 변화에 따른 드레인과 점토지반의 중심위치 $[(r-r_w)/(r_e-r_w)=0.5]$ 에서의 반경방향 변위의 시간변화를 나타낸 것이 Fig. 6이다. 그림에서 타설간격이 커질수록 점토 내부의 반경방향 변위가 크게 나타나며, 타설간격의 증가에 따른 배수거리의 증가로 간극수압 소산의 지연으로 최고치를 나타내는 경과시간도 배수거리의 증가와 더불어 지연됨을 알 수 있다. 또한, 간극수압소산 후의 압밀후반에 2차압밀과 더불어 배수면을 향한 반경방향 변위가 미소하나 발생함을 알 수 있다. 이러한 해석결과로부터 탄-점성이론에 의한 해석결과가 2차압밀 과정에서의 응력의 재배분 현상을 표현 가능함을 알 수 있다.

Fig. 4와 5의 해석결과로부터 1차압밀 종료시간 t_{EOP} (비배수면의 간극수압이 98% 이상 소산된 시점), 1차압밀 종료 시의 침하량 S_{EOP} , 1차압밀 종료 후의 잔류침하속도 $(dS/dt)_{EOP}$ (1차압밀 종료 후 1년간에 걸쳐서 발생하는 연간침하속도) 및 허용 잔류침하속도에 도달할 때까지의 압밀기간 t_{ASR} (고속도로의 유지관리 기준에 따라 10mm/year로 설정(龜田 등, 2003)하여, 잔류침하속도가

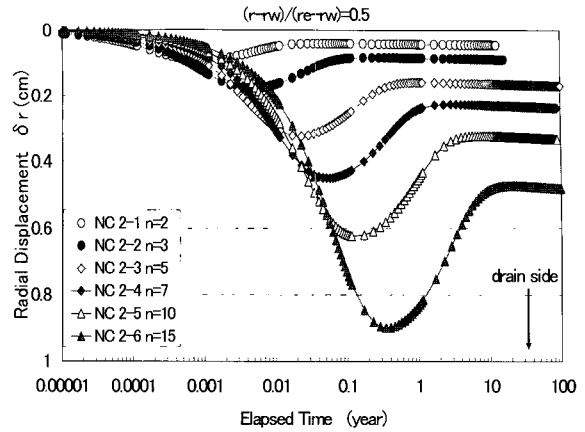
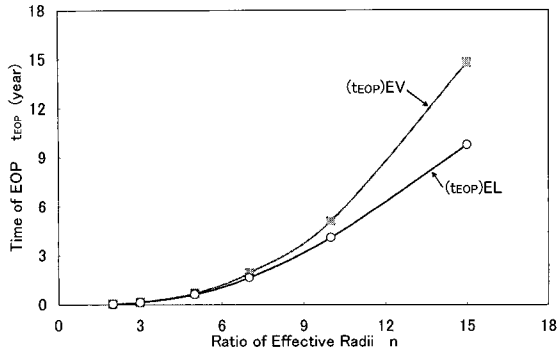


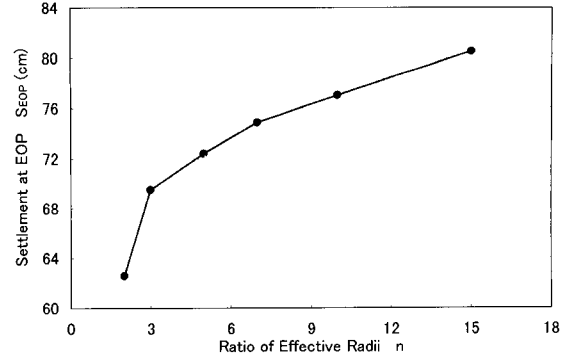
Fig. 6. Radial displacement-time curves (NC)

이 침하속도까지 감소하는데 필요한 압밀기간)과 n의 변화에 따른 영향을 나타낸 것이 Fig. 7이다. Fig. 7(a)에는 Barron의 탄성압밀이론을 이용하여 구한 1차압밀 종료시간을 함께 나타내었다. 탄성 및 탄-점성 해석결과로부터 n의 증가와 더불어 배수거리가 길어지므로 t_{EOP} 가 증가하며, 탄-점성 이론에서는 1차압밀과정 중에 포함된 크리프의 영향으로 인해 그 차이는 n의 증가와 더불어 크게 나타난다. Fig. 7(b)에 나타낸 바와 같이, S_{EOP} 도 n의 증가와 더불어 증가하며, 이는 탄-점성해석에서 이용한 Maxwell Liquid 모델에서의 흐름압축에 따라 2차압밀(크리프 침하)이 1차원 압밀과정에서도 일어나기 때문에 n의 증가에 따른 배수거리의 증가로 압밀기간이 길어질수록 그 기간에 포함된 흐름압축량이 증가하여 침하량이 크게 된다. Fig. 7(c)로부터, $(dS/dt)_{EOP}$ 는 n의 증가와 더불어 S_{EOP} 가 크게 되어 1차압밀 종료 시의 간극비가 감소하는데 따른 점성의 저하에 기인하여 감소경향을 나타낸다. Fig. 7(d)에서 허용잔류침하속도(10mm/year)에 도달할 때까지의 방치기간은 n의 증가와 더불어 증가하는 경향을 나타낸다.

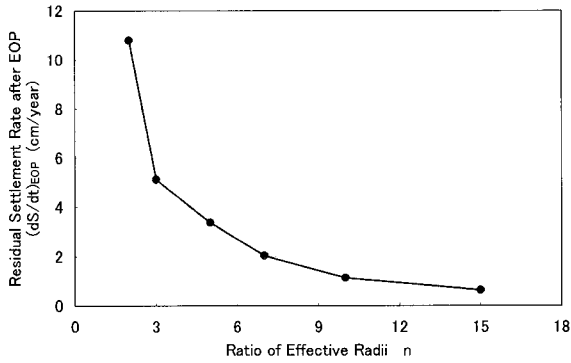
Fig. 8은 $n=5.0$, $r_w=20\text{cm}$ 에 대해 하중 증분비($\Delta p/p$)를 변화시킨 경우에 대해 Fig. 7과 동일하게 t_{EOP} , S_{EOP} , $(dS/dt)_{EOP}$, t_{ASR} 의 변화를 나타낸 것이다. Fig. 8(a)와 (b)로부터 t_{EOP} 는 $\Delta p/p$ 의 증가와 함께 감소한 후 일정치에 수렴하며, 압밀하중증분 Δp 가 증가 할수록 S_{EOP} 는 증가하지만 Cc법에 의해서 계산된 침하량 $(S_{EOP})_{EL}$ 와의 비 $(S_{EOP})_{EL}/(S_{EOP})_{EV}$ 는 감소한다. 이는 해석에서 사용한 탄-점성 모델에서는 흐름압축의 양은 Δp 에 영향을 거의 받지 않으나 탄성압축의 양은 Δp 에 단순히 비례하여 증가하기 때문에 Δp 가 크면 클수록 1차압밀과정에 포함된 흐름압축의 비율이 감소하기 때문이다. 또한, Fig. 8(c)와 (d)에



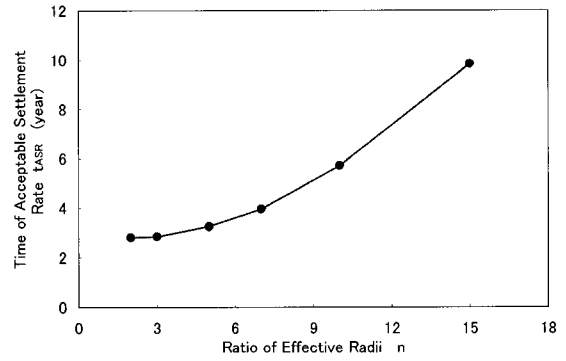
(a) End of primary consolidation time



(b) Settlement at EOP

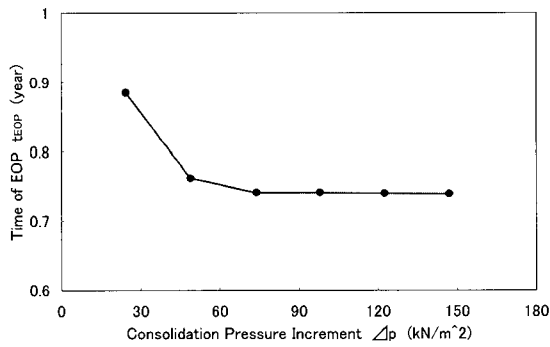


(c) Residual settlement rate after EOP

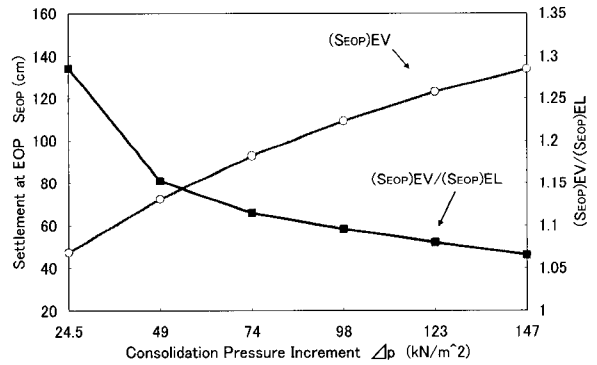


(d) Required time of acceptable settlement rate

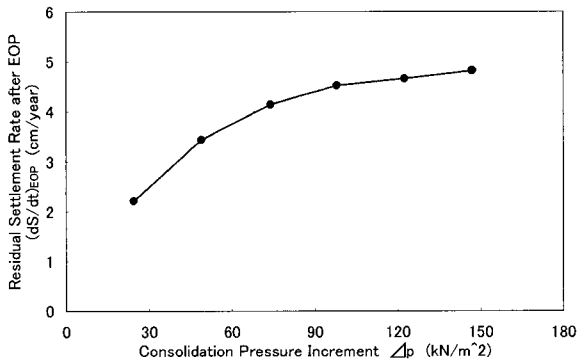
Fig. 7. Effect of ratio of effective radius on NC state



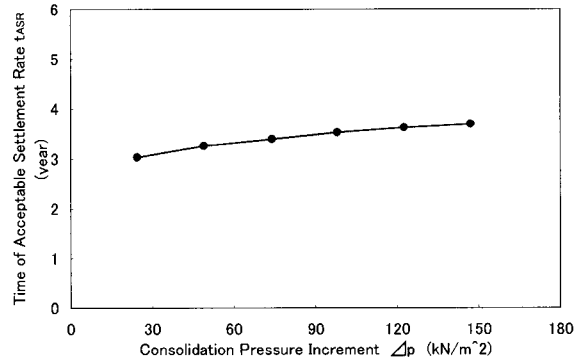
(a) End of primary consolidation time



(b) Settlement at EOP



(c) Residual settlement rate after EOP



(d) Required time of acceptable settlement rate

Fig. 8. Effect of consolidation increment pressure Δp on NC state

서 Δp 의 증가와 더불어 $(dS/dt)_{EOP}$ 는 증가하지만 t_{ASR} 은 거의 변화가 일어나지 않는다. 이와 같은 결과는 Δp 가 증가하면 침하량이 증가하기 때문에 t_{EOP} 에서의 침하속도는 크게 되지만 전술한 바와 같이 흐름압축 성분은 상대적으로 감소하기 때문에 침하속도의 감소비율은 크고, 간극수압이 완전히 소산되어 흐름압축이 주를 이루는 단계에서의 등변형률 속도선이 배수거리가 동일할 경우에는 압밀응력에 관계없이 압밀기간에 의해서 결정되어지기 때문이다(Yoshikuni et al, 1995).

이상의 결과로부터, 정규압밀상태의 모델지반에 대해서는, 버티칼 드레인에 의해서 1년 이내에 잔류침하속도를 10mm/year 이하로 할 수 있는 개량형식은 모델지반에서 설정한 압밀변수를 갖는 해석조건에서는 존재하지 않으므로 선행재하공법 등에 의한 대책이 필요한 것으로 나타났다.

4.2 선행재하공법에 의한 잔류침하의 억제

4.2.1 과압밀 영역에서의 개량조건의 영향

본 절에서는 잔류침하 억제를 위한 선행재하공법이 병용된 과압밀 상태($OCR=1.2$)에 있는 버티칼 드레인 타설지반의 압밀거동에 미치는 버티칼 드레인 타설간격의 영향을 검토하고자 한다. Fig. 10과 11은 과압밀 상태($OCR=1.2$)에 대한 해석결과로부터 연직변형률~시간관계와 비배수면에서의 간극수압소산과정을 나타낸 것이다. Fig. 10에서 ●표기로 나타낸 점이 $n=2.0$ 일 때의 1차압밀 종료시점의 일례를 나타내며, □표기는 모델지반에서의 잔류침하와 관련된 입력정수 C_α 에 대응한 정규압밀상태와 동일한 흐름압축이 발생하는 직선(2)에 도달하는 점을 나타내며, 흐름압축 개시점 t_{SFC} (Start of flow compression)으로 정의하였다.

Fig. 10으로부터 흐름압축 개시점은 등가유효경비 n 가 10이하일 경우, n 의 차이에 관계없이 거의 동일한 값을 나타내며, $t_{SFC} \approx 2.8$ 년이 얻어진다. 또한, 1차압밀 종료시점으로부터 흐름압축 개시점까지는 직선(2)로 근사시킬 수 있으며, 이 사이의 영역을 과압밀 상태에서부터 정규압밀 상태로 이행하는 과도영역으로 정의하는 것이 가능하다. 또한 해석모델에 있어서는 흐름압축을 지배하는 점성계수 η 는 유효응력 σ' 과 간극비 e 의 함수로 일의적으로 주어지며, 이 $\log \eta \sim e \sim \log \sigma'$ 평면은 점성계수평면으로 정의되어진다(Yoshikuni 등, 1995). 정규압밀점토란 상태점이 이 점성계수평면에 있는 상태

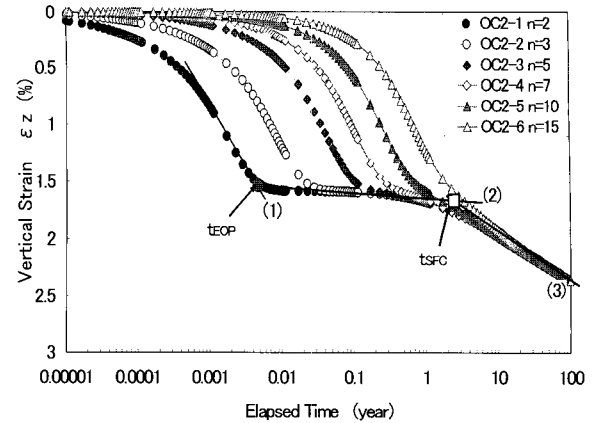


Fig. 10. Vertical strain-time curves (OC)

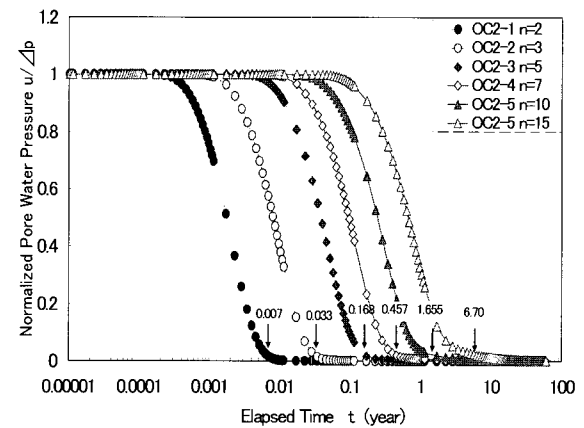
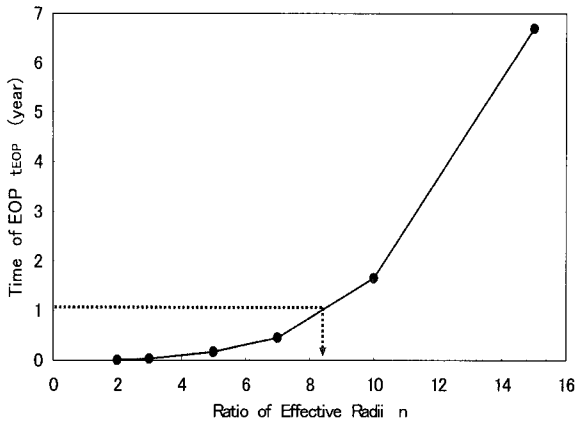


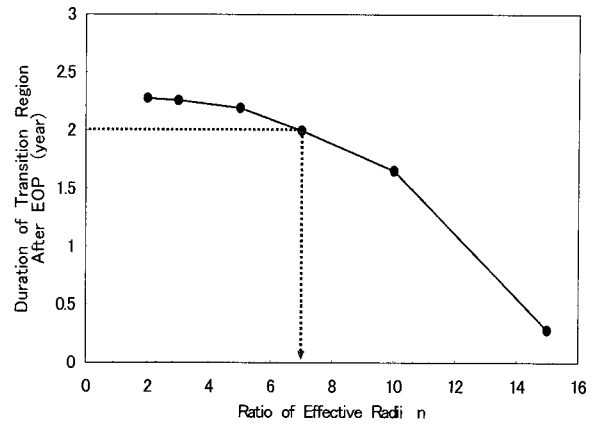
Fig. 11. Normalized excess pore water pressure-time curves (OC:undrained side)

를 의미하고, 과압밀 상태란 이 점성계수평면보다 큰 점성계수를 가진 상태로 정의되어진다. 따라서 과압밀 상태에서는 1차압밀이 종료된 후에도 점성계수 η 가 정규압밀상태의 값보다 크기 때문에 흐름압축은 정규압밀상태보다 느린 속도로 진행하게 된다. 그러나 이 과정에서 간극비 e 가 감소하여 상태점이 점성계수평면에 도달하면 정규압밀상태와 동일한 상태로 되므로 C_α 로 설정한 정규압밀상태의 흐름압축선상으로 수렴하게 된다. Fig. 11에는 n 의 변화에 따른 비배수면의 간극수압소산과정을 나타낸 것으로, 정규압밀상태의 Fig. 5와 비교하면, 과압밀 상태에서의 체적압축계수 m_v 의 감소로 압밀계수 $C_v(k/(m_v \cdot \gamma_w))$ 의 증가로 압밀 진행속도가 빠를 수 있다.

과압밀 상태의 $OCR=1.2$ 에 대한 등가유효경비 n 을 변화시킨 경우의 t_{EOP} 와 1차압밀 종료 후의 과도영역에서의 방치기간(Fig. 10에서 점 (1)에서 (2)까지의 기간)의 변화를 Fig. 12(a), (b)에 나타낸다. Fig. 12(a)에서, n 가 증가하면 정규압밀 상태와 마찬가지로 t_{EOP} 는 크게 되

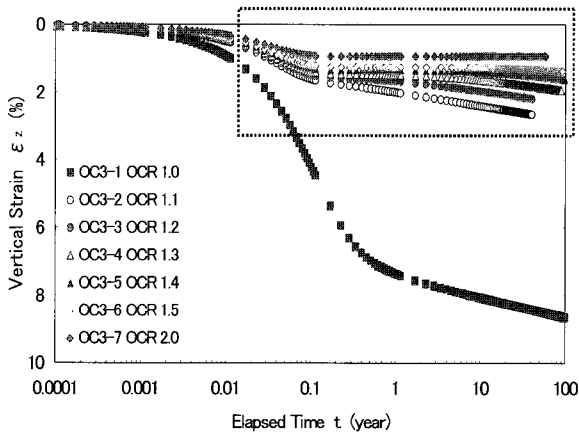


(a) End of primary consolidation time

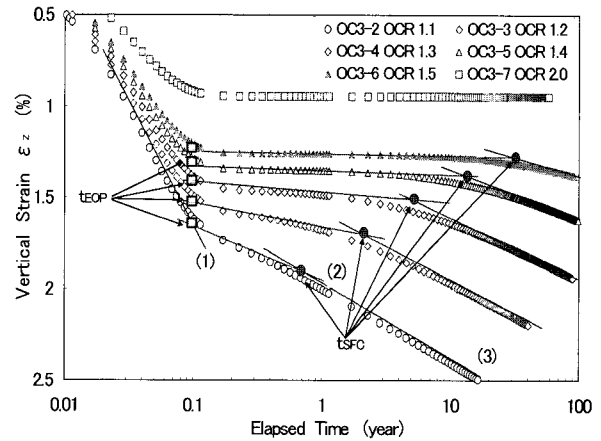


(b) Residual settlement rate at Transition region

Fig. 12. Effect of ratio of effective radius (OCR=1.2)



(a) Strain-time curves



(b) Enlarged curves at OC state

Fig. 13. Vertical strain-time curves on difference OCR

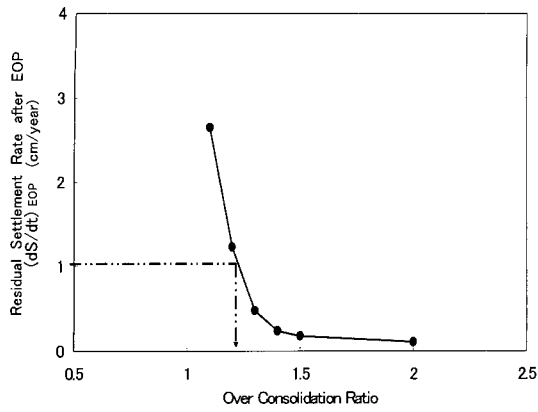
며, n 이 8정도 이하에서는 1차압밀의 종료가 1년 이내로 가능한 것으로 나타났다. 또한, Fig. 12(b)로부터, 1차압밀 종료 후에 정규압밀상태의 크리프 침하로 이행하기까지의 방치기간은 n 의 증가와 더불어 감소하지만, $n \leq 7$ 에서는 흐름압축 개시까지 2년 이상의 방치기간(과압밀 영역에서와 같이 압밀침하가 거의 일어나지 않는 기간)이 얻어짐을 알 수 있다.

4.2.2 과압밀비의 차이에 의한 영향

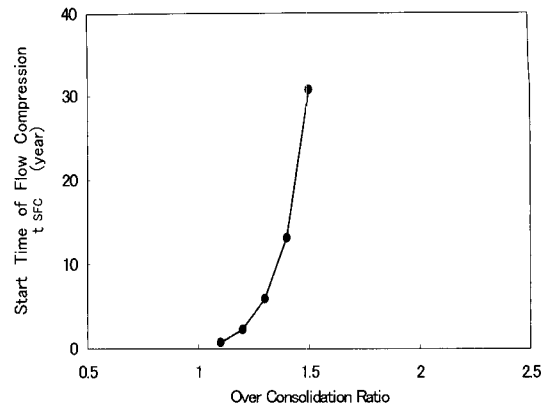
이 절에서는 과압밀비 OCR의 차이가 버티칼 드레인 타설지반의 압밀거동에 미치는 영향을 검토하고자 한다. Fig. 13은 $d_w=40\text{cm}$, $n=5$ 에서 수행한 과압밀비에 따른 침하(평균 연직변형률)~시간관계를 나타내며, 비교를 위해 정규압밀상태의 결과도 병기하였다. 또한, Fig. 13 (b)에는 과압밀 상태에 대한 확대 그림을 나타낸다. 그림에서 정규압밀상태에 비해 과압밀 상태로 되면서

변형률이 크게 감소함을 알 수 있다. 또한 과압밀비가 적은 경우에는 1차압밀 종료 직후에 정규압밀 상태에서의 크리프 침하에 상응하는 흐름압축이 발생하며, OCR=1.5 이상에서는 점성계수의 증가에 기인하여 1차압밀 종료 후의 잔류침하가 거의 발생하지 않음을 알 수 있다.

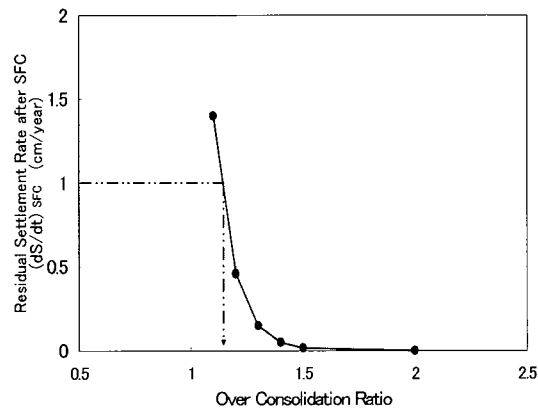
Fig. 14는 Fig. 13의 결과를 Fig. 10과 동일한 방법으로 정리한 것으로, $(dS/dt)_{EOP}$, t_{SFC} , $(dS/dt)_{SFC}$ 및 t_{ASR} 과 OCR의 관계를 나타낸 것이다. 그림으로부터 $(dS/dt)_{EOP}$ 는 OCR의 증가와 더불어 크게 감소하며, t_{SFC} 는 OCR의 증가와 함께 급격히 증가하고, OCR=1.5의 경우에 약 30년간, OCR=2.0의 경우에는 반영구적으로 과압밀 상태를 유지함을 알 수 있다. 또한, 모델지반에서 설정한 지반정수를 이용한 해석결과로부터 허용잔류침하속도 10mm/year 이하로 되는데 요하는 과압밀비는 1.2로 나타났다으며, 잔류침하속도를 허용치 이하로 억제하기 위해서는 과압밀비가 비교적 적은 OCR=1.1의 경우에 2년



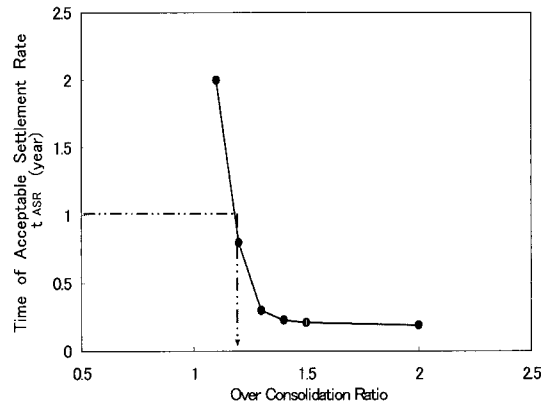
(a) $(dS/dt)_{EOP}$



(b) t_{SFC}



(c) $(dS/dt)_{SFC}$



(d) t_{ASR}

Fig. 14. Effect of OCR at $n=5$, $r_w=20\text{cm}$

간의 방치기간이 필요하지만, OCR=1.2 이상일 경우에는 1년 이내에 잔류침하속도를 허용치 이하로 제어 가능함을 알 수 있다.

4.3 수치해석결과의 고찰

4.1절과 4.2절의 해석결과를 토대로, 본 연구에서 제안한 버티칼 드레인 타설지반의 잔류침하예측 방법의 실무에의 응용방법으로는 Life cycle 비용을 최소화 하기 위한 지반개량조건을 결정이 가능하게 된다. 버티칼 드레인에 의한 개량과 병행하여 선행재하공법을 적용할 경우, 선행재하 하중의 크기, 즉 과압밀비(OCR)의 크기를 결정함에 있어서 OCR을 크게 하면 필요한 선행재하하중이 증가하게 되므로 필요 성토량이 증가하여 초기건설 비용이 증대하게 되지만, 공용 후의 잔류침하량은 감소하게 된다. 한편, 구조물의 내용연수를 예를 들어 100년으로 할 경우, 그 기간에 Over-lay를 위해 필요한 성토량과 빈도는 본 연구의 수치해석방법을 이용

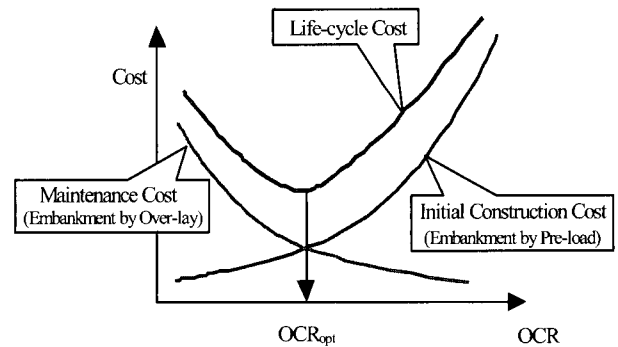


Fig. 15. Conceptual diagram of life-cycle cost

하여 얻어진 잔류침하거동으로부터 예측하는 것이 가능하게 된다. 이로부터, OCR을 크게 하면 유지관리비용을 어느 정도까지 감소 가능한지 예측할 수 있다. 얻어진 초기건설비용과 유지관리비용의 관계는 Fig. 15와 같은 경향을 나타낼 것으로 예상되며, 이들 관계로부터 Life cycle 비용을 최소화하기 위한 OCR의 결정이 가능하게 된다. 이 예에서는 OCR의 관점에서 설명하였으나 버티칼 드레인 타설간격이나 시공기간에 대해서도 동

일한 방법의 적용이 가능하기 때문에 본 연구에서 제안한 해석방법을 이용함으로써 Life cycle 비용을 최소화하기 위한 성능설계에 필요한 지반의 변형거동을 예측하는 것이 가능할 것으로 판단된다.

5. 결론 및 고찰

버티칼 드레인으로 개량된 연약점성토 지반에 대해 정도 높은 잔류침하 예측을 위해 Yoshikuni의 1차원 탄-점성압밀 이론을 등연직변형률 조건에서 축대칭 3차원으로 확장한 3차원 탄-점성압밀이론을 이용하여 설정한 모형지반에 대한 수치해석을 행하였다. 일련의 수치해석을 통해 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 1차원 및 3차원 탄-점성 압밀이론에 의한 수치해석 결과, 버티칼 드레인으로 개량된 3차원 압밀과정에서 지반내부의 응력과 변형률의 반경방향 분포로 인해 1차압밀 종료시점의 침하량은 통상의 1차원 압밀의 경우보다 작지만, 간극수압이 소산된 후의 2차 압밀과정에서의 잔류침하 속도는 응력의 재배분 등으로 1차원 압밀의 경우에 비해서 크게 되었다.
- (2) 모델지반에 대한 일련의 수치해석 결과, 버티칼 드레인을 타설한 지반의 압밀특성(t_{EOP} , S_{EOP} , $(dS/dt)_{EOP}$, t_{ASR})과 개량조건(등가유효직경비 n 와 OCR 등)의 관계를 분명히 하고, 주어진 설계조건을 만족시키는 개량조건을 결정하는 방법을 나타내었다.
- (3) 본 연구에서 얻어진 잔류침하 및 침하속도 등의 압밀 특성치는 설정한 해석조건에 따른 결과로서 특성의 조건에 대한 결과이며, 실제 현장에서 적용할 경우 각 압밀정수에 대한 고려가 필요하다.
- (4) 현장에의 적용을 위해 주어진 현장의 압밀 특성치를 이용한 일련의 해석을 통해 본 연구에서 제안한 방법에 의해 잔류침하를 허용치 이내로 제어하기 위해 필요한 개량조건 및 선행재하하중은 용이하게 산출 가능할 것으로 판단된다.

감사의 글

이 논문은 건설교통부 건설핵심기술 연구개발사업 친환경·지능형 도로설계 기술개발 연구단('05~'10)의 친환경·지능형 도로설계 및 평가시스템 개발(제1세부과제) 연구결과의 일부입니다.

참고 문헌

1. 백원진 (2006), “샌드 드레인으로 개량된 점토지반의 내부거동에 대한 압밀변형 메카니즘”, *한국농공학회 논문집*, 제48권, 제6호, pp.69-77.
2. 백원진 (2007), “탄-점성 압밀이론에 의한 버티칼 드레인 타설지반의 잔류침하 예측(I)-이론의 적용성 검증-”, *한국지반공학회 논문집*, 제23권, 제4호, pp.69-77.
3. 吉田洋 (1993), “バーチカルドレーン工法の設計と施工管理”, 技報堂出版, pp.29-36.
4. 竜田尚希, 稲垣太浩, 三嶋信雄, 藤山哲雄, 石黒健, 太田秀樹 (2003), “軟弱地盤上の道路盛土の供用後長期変形挙動予測と性能設計への応用”, *土木学会論文集*, No.743/III-64, pp.173-187.
5. 森脇武夫, 加納誠二, 吉田洋 (1993), “弾粘性圧密理論の三次元化とバーチカル土レーンによる圧密への適用(その1)”, *第33回地盤工学研究発表論文集*, pp.483-484.
6. Adachi, H. and Oka, R. (1982), “Constitutive equations for normally consolidated clay based on elasto-visco plasticity”, *Soils and Foundations*, Vol.22, No.4, pp.57-70.
7. Barron, R.A. (1948), “Consolidation of fine-grained soils by drain wells”, *Transactions ASCE*, Vol.113, No.2346, pp.718-742.
8. Baek, W., Moriwaki, T. and Kikuchi, Y. (2002), “Measurement and interpretation of three-dimensional consolidation behavior in clayey ground improved by vertical drains”, *Ground Engineering (Journal of Chugoku Branch, JGS)*, Vol.20, No.1, pp.71-79 (in Japanese).
9. Baek, W. and Moriwaki, T. (2004), “Internal behavior of clayey ground improved by vertical drains in 3D consolidation process”, *Soils and Foundations*, Vol.44, No.3, pp.25-37.
10. Baek, W., Moriwaki, T. and Sasaki, Y. (2006), “Numerical analyses on consolidation of clayey ground improved by vertical drain system based on 3-D Elasto-Viscous model”, *Soils and Foundations*, Vol.46, No.2, pp.159-172.
11. Imai, G., Tanaka, Y. and Saegusa, H. (2003), “One-dimensional consolidation modeling based on the isotache law for normally consolidated clays”, *Soils and Foundations*, Vol.43, No.4, pp.173-188.
12. Kutter, B.L. and Sathialingam, N. (1992), “Elastic-visco plastic modeling of the rate-dependent behavior of clays”, *Geotechnique*, Vol.42, No.3, pp.427-441.
13. Sekiguchi, H. and Toriihara, M. (1976), “Theory of one-dimensional consolidation of clays with consideration of their rheological properties”, *Soils and Foundations*, Vol.16, No.1, pp.27-44.
14. Taylor, D.W. (1948), “*Fundamentals of soil mechanics*”, John Wiley & Sons, pp.208-249.
15. Yoshikuni, H. and Nakanodo, H. (1974), “Consolidation of soils by vertical drain wells with finite permeability”, *Soils and Foundations*, Vol.14, No.2, pp.35-46.
16. Yoshikuni, H., Kusakabe, O., Hirao, T. and Ikegami, S. (1994), “Elasto-Viscous modeling of time-dependent behavior of clay”, *Proc. of the 13th ICSMFE*, New Delhi, India, Vol.1, pp.417-420.
17. Yoshikuni, H., Okada, M., Ikegami, S. and Hirao, T. (1995), “One-dimensional consolidation analysis based on an elasto-viscous liquid model”, *Proc. of the International Symposium on Compression and Consolidation of Clayey Soils*, IS-Hiroshima'95, pp.233-238.

(접수일자 2006. 12. 13, 심사완료일 2007. 6. 20)