

자가굴착식 프레스미터 시험을 이용한 점성토의 압밀특성 산정

Determination of Consolidation Characteristics of Clayey Soils from the Self-boring Pressuremeter Test

장 인 성* ¹	Jang, In-Sung	정 충 기* ²	Chung, Choong-Ki
김 명 모* ³	Kim, Myoung-Mo	조 성 민* ⁴	Cho, Sung-Min

Abstract

The strain holding test(SHT) of the self-boring pressuremeter test(SBPT) has been effectively utilized to determine the horizontal coefficient of consolidation(c_h) of clayey soils. However, a commonly used procedure proposed by Clarke et al.(1979) can lead to an erroneous estimation of c_h because of its simplified assumptions. This paper deals with numerical analyses based on realistic test conditions of the generally accepted testing procedure, and using the most commonly used type of pressuremeter. The effects of pressuremeter geometry, partial drainage during cavity expansion, and the cavity strain level for the holding test are investigated with the radial distributions of the initial excess pore pressure and their dissipation rate. Based on the results of the numerical analyses, the curve of the time factor for the 50% degree of consolidation(T_{50}) needed to estimate c_h is proposed. Comparisons are made between c_h values estimated from the SHT of the SBPT and those obtained from other in situ and laboratory tests performed at two sites in Korea. These results suggest the improved capability of the T_{50} curve proposed herein.

요 지

자가굴착식 프레스미터를 이용한 변형률 유지 시험은 점성토 지반의 수평방향 압밀계수를 추정하는데 있어 효과적으로 사용되고 있다. Clarke 등(1979)이 제시한 일반적인 해석 방법은 여러 가지 단순화한 가정으로 인해 압밀계수 산정에 문제점을 내포하고 있다. 따라서, 본 논문에서는 실제 시험 과정 및 조건들을 최대한 반영하기 위하여 프레스미터 시험기의 유한한 길이, 재하시의 부분배수, 소산시험 시작시의 공동 변형률 등의 여러 가지 해석 조건들이 초기 과잉간극수압의 분포 및 소산 거동에 미치는 영향을 고려한 유한요소해석을 수행하였다. 그 결과, 수평방향 압밀계수를 추정하는데 필요한 50% 압밀도에서의 시간계수를 제안하였고, 이를 국내 2개 현장에서 수행한 변형률 유지시험에 적용하여 압밀계수를 산정하고, 다른 현장 시험 및 실내시험 결과와 비교·분석하여 그 적용성을 확인하였다.

Keywords : Horizontal coefficient of consolidation(c_h), Numerical analysis, Self-Boring Pressuremeter Test(SBPT), Strain holding test(SHT), Time factor

1. 서 론

자가굴착식 프레스미터 시험(self-boring pressuremeter

test, SBPT)은 지반의 교란을 최소화하면서 지중에 관입한 프레스미터 멤브레인(프루브)을 질소가스를 이용하여 일정한 변형률 속도로 가압하고 이때의 압력과

*1 정회원, 한국해양연구원 연안항만공학연구본부 연수연구원 (Member, Coastal & Harbor Engrg. Laboratory, Korea Ocean Research of Deveopment Institute, isjang@kordi.re.kr)
 *2 정회원, 서울대학교 공과대학 토목공학과 부교수 (Member, Dept. of Civil Engrg., Seoul National Univ.)
 *3 정회원, 서울대학교 공과대학 토목공학과 교수 (Member, Dept. of Civil Engrg., Seoul National Univ.)
 *4 정회원, 한국도로공사 연구개발실 책임연구원 (Member, Highway Research Center, Korea Highway Corporation)

공동 반경을 측정하는 시험법으로, 멤브레인 중간의 간극수압셀을 이용하여 지반의 과잉간극수압을 측정할 수 있다(그림 1). 이렇게 측정한 시간에 따른 과잉간극수압의 소산정도를 이용하여 점성토 지반의 압밀계수를 산정할 수 있는데, 최소한의 교란과 함께 명확한 경계조건을 이용한 해석 기법, 그리고 비교적 큰 시험영역으로 인해 아주 효과적인 시험법으로 알려져 있다.

SBPT로부터 점성토의 압밀특성을 파악하는 방법은 변형률 유지시험(strain holding test, SHT)과 하중 유지시험(pressure holding test, PHT)의 두가지가 있다. SHT는 프레스미터 멤브레인을 특정 변형률(일반적으로 10%; Clarke 등, 1979)까지 재하한 후 변형률을 일정하게 유지시킨 상태에서 시간에 따른 과잉간극수압의 소산정도를 파악하는 시험이고, Fahey와 Carter(1986)가 제안한 PHT는 초기의 공동 팽창 이후 일정한 변형률에 도달하였을 때 하중을 일정하게 유지시키면서 과잉간극수압의 소산정도를 측정하는 시험법이다.

해석이 어려운 PHT와는 달리 SHT에 대해서, Clarke 등(1979)은 말뚝 주변 지반의 압밀특성과 관련하여 정해를 제시한 Randolph와 Wroth(1979)의 연구에 근거하여 SHT로부터 점성토의 압밀계수를 산정할 수 있는 간편법을 제안하였다. Clarke 등(1979)은 지반의 압밀 거동에 가장 큰 영향을 미치는 요소인 소산시험 시작시의 초기 과잉간극수압 분포를 추정하고, 이를 이용하여 압밀해석을 수행하였다. 그 결과, 그림 2와 같이 $\Delta u_{max}/s_u$ (Δu_{max} : 최대 과잉간극수압, s_u : 지반의 비배수 전단강도)에 대한 T_{50} (50% 압밀도에 해당하는 시간계수)을 제시하였다. 이 때 가정된 조건들은 다음과 같다. 1) 흙은 균질하고 등방이며 선형탄성-완전소성 거동을 보인다. 2) 프레스미터 프루브의 크기는 무한하고, 따라서 유체의 흐름과 지반 변위는 방사방향(수평방향)으로만 발생한다. 3) 프레스미터 프루브의 팽창은 완전 비배수 상태에서 발생한다.

실험에서 직접적으로 측정되는 Δu_{max} 와 시험곡선으로부터 추정 가능한 s_u 에 대하여 $\Delta u_{max}/s_u$ 에 해당하는 T_{50} 을 그림 2로부터 구하고, 이를 식 (1)에 적용하여 지반의 수평방향 압밀계수(c_h)를 산정하게 된다. SHT에 대한 구체적인 설명은 장인성과 정충기(1999), 또는 Jang(2001)에 자세히 나타나 있다.

$$c_h = \frac{T_{50} r_0^2}{t_{50}} \quad (1)$$

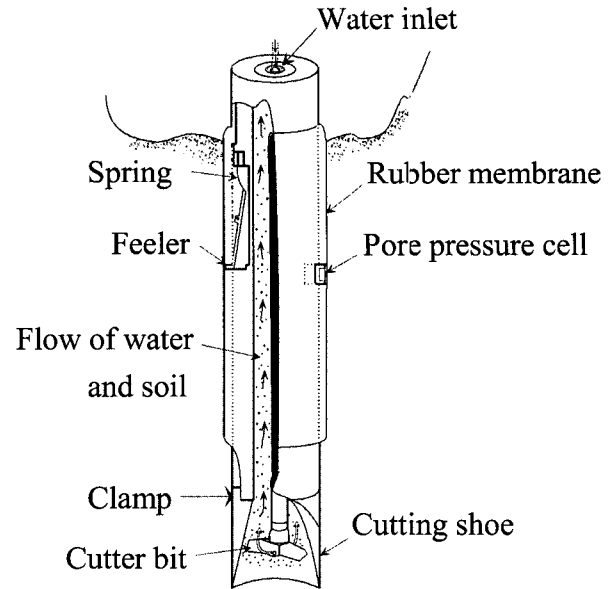


그림 1. 자가굴착식 프레스미터 시험기

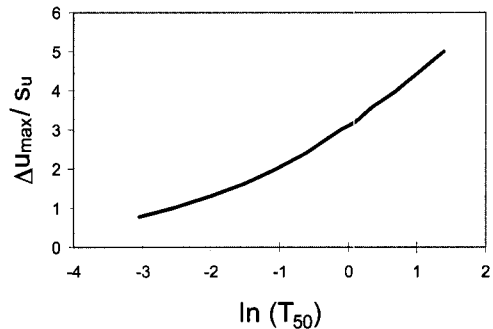


그림 2. $\Delta u_{max}/s_u$ 에 대한 T_{50} (after Randolph & Wroth, 1979)

여기서, r_0 는 소산시험 시작시 공동의 반경이고, t_{50} 은 50% 압밀도에 해당되는 소산시간을 나타낸다.

한편, Clarke 등(1979)이 제시한 SHT의 해석방법은 해석의 간편성에도 불구하고, 여러 가지 가정조건들에 의해 실제 시험방법이나 조건들을 정확하게 모사하지 못한다는 한계를 가지고 있다. 즉, 일반적인 프레스미터 시험기의 길이비 L/D (L : 프루브의 길이, D : 프루브의 직경)가 6 정도이므로 공동 팽창 및 압밀 과정 동안의 실제 지반에서의 거동이 무한한 길이에 근거한 1차원 거동보다는 방사방향 뿐만 아니라 연직방향으로의 흐름 및 변위가 발생하는 2차원 거동에 더욱 더 가까울 수 있다. 또한, 지반의 투수성에 따라서 공동 팽창시 지반 내에서 부분배수가 발생할 가능성이 충분히 있다. 그리고, Clarke 등(1979)의 해석방법에는 소산시험 시작시의 공동 변형률의 크기(r_0)에 대한 영향이 포함되지 않은 문제점을 가지고 있다.

따라서 본 논문에서는 프레셔미터의 유한한 길이, 재하시 부분배수, 그리고 소산시험 시작시의 공동 변형률의 크기의 영향을 고려한 유한요소해석을 통하여 소산시험 시작시 초기 과잉간극수압의 분포 형태를 비교·분석하고, 기존에 제시한 Clarke 등(1979)의 해석방법을 보완하고자 하였다. 또한, 국내 2개 현장에서 수행한 SHT 결과를 다른 현장시험 및 실내시험 결과와 비교하여 본 연구에서 제시한 해석방법의 적용성을 확인하고자 하였다.

2. 유한요소해석

일반적으로 널리 사용되는 프레셔미터(길이비 $L/D=6$)에 대하여 시험을 모사하기 위해 유한요소 범용 해석 프로그램인 ABAQUS(1998)를 사용하였다. 9개의 적분점을 가지는 8절점 축대칭 사각형 요소를 사용하였고, 절점 및 요소의 수는 각각 7646개와 2479개이다. 격자형태로 나타낸 유한요소망 및 경계조건은 장인성과 정충기(1999)에 나타나 있다.

지반의 구성모델로는 Von Mises 모델을 사용하였다. 이 모델은 점성토의 비선형적인 소성거동을 정확하게 구현하지는 못하지만, 지반을 s_u 와 전단탄성계수(G)의 형태로 간단하게 모사할 수 있다는 장점을 가지고 있다. 또한, 단순화한 구성모델의 사용으로 인해 본 연구에서 중점적으로 분석하고자 하는 각 변수들의 영향을 보다 효과적이고 명확하게 파악할 수 있다. 표 2는 수치해석

에 사용한 입력변수를 나타낸 것으로, 흙의 강성지수 ($I_r=G/s_u$)는 7~417 정도로 일반적인 점성토의 범위에 해당되는 값(G 는 1,250~10,000kPa, s_u 는 24~176kPa)을 사용하였다.

본 해석에서는 프레셔미터 프루브의 유한한 길이, 재하시의 부분배수, 그리고 소산시험 시작시의 공동 변형률의 크기 등이 초기 과잉간극수압의 분포 및 c_h 의 산정에 미치는 영향에 대하여 중점을 두고 해석하였다. 다양한 강성지수를 가지는 지반에 대하여 $L/D=6$ 이외에도 뱀브레인의 길이가 무한한 경우의 해석도 함께 수행하였고, 재하시 부분배수의 영향을 알아보기 위하여 $1.0 \times 10^{-9} \sim 1.0 \times 10^{-14}$ m/s 등의 다양한 투수계수를 가지는 지반을 고려하였다. 여기서, 1.0×10^{-14} m/s의 투수계수는 완전 비배수 조건을 모사하기 위하여 사용하였다. 그리고, 소산시험 시작 시의 공동 변형률의 크기는 6%, 10%, 20%, 50% 등으로 구분하여 해석하였다. 모든 경우에 대하여 등방의 투수계수를 사용하였으며, 재하시 변형률 속도는 1%/min이다. 표 2는 다양한 해석 조건에 대하여 요약한 것이다.

3. 해석 결과 및 분석

3.1 멤브레인의 유한한 길이의 영향

앞서 언급한 바와 같이 프레셔미터 시험과 관련한 기존의 연구(Gibson과 Anderson, 1961; Randolph와 Wroth,

표 1. 입력 변수

입력변수	G (kPa)	포아송비(ν)	건조단위중량($\gamma_d, t/m^3$)	정지토압계수(K_0)	s_u (kPa)	I_r (G/s_u)	투수계수($k, m/s$)
값	1,250~10,000	0.3	1.018	1.0	24~176	7~417	$1.0 \times 10^{-9} \sim 1.0 \times 10^{-14}$

표 2. 유한요소 해석 조건

L/D ratio	소산시험 시작시의 변형률 (ϵ_c)	투수계수 (k)	강성지수 (I_r)
6	6%	1.0×10^{-10} m/s	28, 38, 63, 89, 125, 156, 209, 313, 417
		1.0×10^{-9} m/s	28, 38, 63, 89, 125, 156, 209, 313, 417
	10%	1.0×10^{-10} m/s	19, 28, 38, 63, 89, 125, 156, 209, 313, 417
		1.0×10^{-11} m/s	19, 28, 38, 63, 89, 125, 156, 209, 313, 417
		1.0×10^{-14} m/s	19, 28, 38, 63, 89, 125, 156, 209, 313
	20%	1.0×10^{-10} m/s	7, 10, 14, 19, 28, 38, 63, 89, 125, 156, 209
50%	1.0×10^{-10} m/s	7, 10, 14, 19, 28, 38, 63, 89, 125, 156, 209	
	1.0×10^{-14} m/s	7, 10, 14, 19, 28, 38, 63, 89, 125, 156	
Infinite	10%	1.0×10^{-10} m/s	19, 28, 38, 63, 89, 125, 156, 209, 313, 417
	50%	1.0×10^{-14} m/s	19, 28, 38, 63, 89, 125, 156, 209

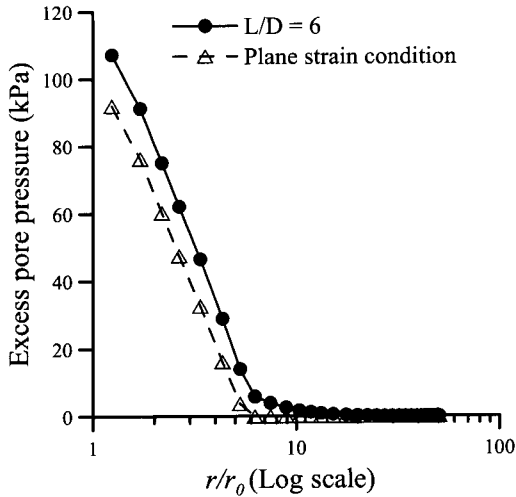


그림 3. 멤브레인의 길이에 따른 초기 과잉간극수압의 분포 ($l_f=156$, $\epsilon_c=10\%$, $k=1 \times 10^{-10}$ m/s)

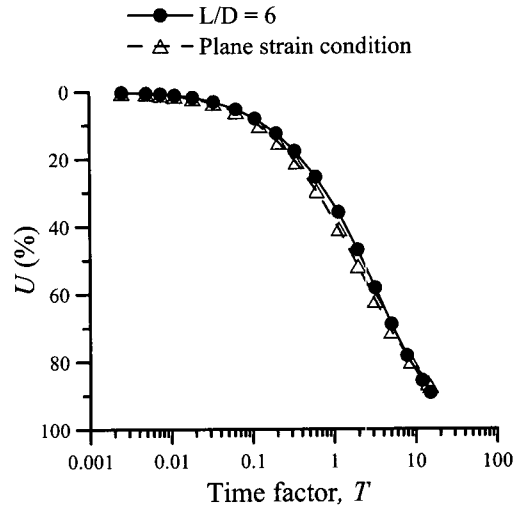


그림 4. 멤브레인의 길이에 따른 시간계수-압밀도 곡선 ($l_f=156$, $\epsilon_c=10\%$, $k=1 \times 10^{-10}$ m/s)

1979; Clarke 등, 1979)들은 대부분 재하 및 압밀 동안의 거동 분석에 있어 멤브레인의 길이가 무한하다는 평면 변형률 조건을 가정하였다. 하지만 이러한 가정은 실제 시험조건과 차이가 있는 것으로 본 연구에서는 멤브레인의 유한한 길이가 압밀 거동에 미치는 영향을 알아보았다.

그림 3은 방사방향 거리비, r/r_0 (r : 방사방향 거리, r_0 : 공동의 초기 반경)에 따른 초기 과잉간극수압의 분포를 평면 변형률 조건과 $L/D=6$ 인 조건에 대하여 비교한 것으로, 지반의 투수계수(k)가 1×10^{-10} m/s이고 방사방향 변형률(ϵ_c)이 10%일 때 강성지수(l_f)가 156인 지반에서의 결과를 나타낸 것이다. 그림을 보면, $L/D=6$ 과 평면 변형률 조건에서 모두 과잉간극수압이 공동 벽면으로부터 방사방향 거리에 따라 대수적으로 감소하는 것으로 나타나 Randolph와 Wroth(1979)가 가정한 초기 과잉간극수압의 분포와 유사하고, 동수경사를 의미하는 분포곡선의 기울기가 큰 차이가 없는 것으로 나타났다. 따라서 멤브레인의 길이에 따른 소산 정도는 거의 일치하지만, $L/D=6$ 일 때가 평면 변형률 조건에 비해 큰 과잉간극수압을 나타내는 것으로 보아 Baguelin 등(1986)이 제시한 바와 같이 멤브레인의 유한한 길이가 발생 과잉간극수압에 영향을 미친다는 것을 확인할 수 있다.

그림 4는 그림 3의 초기 과잉간극수압 분포 곡선을 바탕으로 압밀 해석을 실시한 결과로서, 시간계수(T)에 따른 압밀도(U)를 $L/D=6$ 조건과 평면 변형률 조건으로 구분하여 나타낸 것이다. 여기서 식 (2)와 같이 무차원화한(non-dimensionalized) 시간계수를 사용하여 다양한

조건에 대한 압밀 거동을 분석하였다.

$$T = \left[\frac{2G(1-\nu')}{1-2\nu'} \cdot \frac{k_h}{\gamma_w} \right] \cdot \frac{t}{r_c^2} \quad (2)$$

여기서, ν_w 는 물의 단위중량, t 는 소산시간, r_c 는 소산시험 시작시 공동의 반경을 나타낸다. 또한 압밀도는 아래의 식 (3)과 같이 정의된다.

$$U(\%) = \left[1 - \frac{\Delta u}{\Delta u_{max}} \right] \times 100 \quad (3)$$

여기서, Δu 는 임의 시간의 과잉간극수압, Δu_{max} 는 초기 과잉간극수압의 크기를 나타낸다. 그림을 보면, 멤브레인의 길이에 관계없이 압밀도 곡선에서 큰 차이를 보이지 않고, Clarke 등(1979)이 제안한 바와 같이 압밀계수를 산정할 때 일반적으로 사용되고 있는 50% 압밀도에서의 시간계수(T_{50}) 또한 멤브레인의 길이와 관계없이 큰 차이를 보이지 않음($L/D=6$ 조건의 T_{50} 이 평면 변형률 조건에 비해 약 20%정도 큼)을 알 수 있다. 이러한 결과는 그림 3에서 알 수 있듯이 초기 과잉간극수압의 분포가 서로 유사하기 때문이며, 멤브레인 길이의 유한성이 시간계수에 미치는 영향은 미소하다는 것을 확인할 수 있다. 한편, 이러한 경향은 강성지수가 다른 지반에 대해서도 동일하게 나타난다.

3.2 재하시 부분배수의 영향

지반의 투수성에 따라서 재하시 부분배수로 인해 초

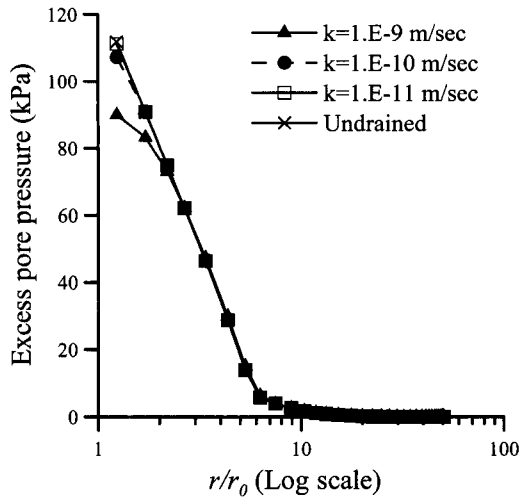


그림 5. 투수계수에 따른 초기 과잉간극수압의 분포 ($l_r=156, L/D=6, \epsilon_c=10\%$)

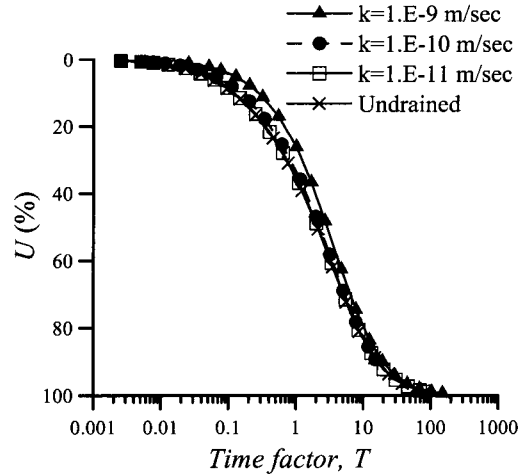


그림 6. 투수계수에 따른 시간계수-압밀도 곡선 ($l_r=156, L/D=6, \epsilon_c=10\%$)

기 과잉간극수압 분포가 다르게 나타나게 되고, 따라서 압밀거동에도 영향을 미치게 된다. 본 연구에서는 재하 동안 발생하는 부분배수가 압밀 거동에 미치는 영향을 알아보기 위하여 완전 비배수 조건($k=1 \times 10^{-14}$ m/s)과 점성토의 일반적인 투수계수 범위에 해당되는 $k=1 \times 10^{-11} \sim 1 \times 10^{-9}$ m/s에 대한 수치해석을 실시하였다. 이 때 $L/D=6$ 이고 ϵ_c 는 10%로 각 경우에 대하여 동일하다.

그림 5는 강성지수가 156인 지반에서 $\epsilon_c=10\%$ 일 때 초기 과잉간극수압의 분포를 여러 가지 투수계수에 따라 나타낸 것이다. 투수계수가 1×10^{-10} m/s 보다 작은 경우에는 발생 과잉간극수압의 크기 및 분포가 완전 비배수 조건과 거의 일치하지만 $k > 1 \times 10^{-10}$ 인 경우 부분배수의 영향이 뚜렷이 나타나 발생 과잉간극수압이 작게 산정되고 분포 곡선의 기울기 또한 완만해짐을 알 수 있다. 이러한 차이는 투수계수에 따른 시간계수-압밀도 곡선을 나타낸 그림 6으로부터 확인할 수 있는데, 압밀 완료시간은 투수계수의 크기와 관계없이 거의 일치하지만 50% 압밀도에서의 시간계수는 $k=1 \times 10^{-9}$ 인 경우 완전 비배수 조건보다 약 40% 정도 큰 값을 보이고 있다. 한편, $k \leq 1 \times 10^{-10}$ 에서는 50% 압밀도에서의 시간계수가 완전 비배수 조건과 거의 일치하는 것으로 나타나 부분배수의 영향을 무시할 수 있는 것으로 판단된다.

3.3 SHT 시작시의 변형률 크기의 영향

시간계수 유도에 대한 이전의 연구는 한계상태에서의 초기 과잉간극수압 분포를 가정하였다. 즉, 공동에

가해지는 압력이 한계압에 이르렀을 때의 변형률에서 SHT를 시작하는 것으로 모사하여 압밀 해석을 실시하였다. 그러나 현재 일반적으로 사용하고 있는 프래셔미터 시험기를 이용하여 한계상태까지 재하하는 것은 불가능하고, 소산 시험 시작시의 변형률 크기(ϵ_c)는 Δu_{max} 의 추정, 따라서 c_h 의 산정에 상당히 큰 영향을 미치게 되기 때문에 실제 변형률 수준을 고려한 압밀 해석이 필요하다. 본 연구에서는 ϵ_c 가 압밀 거동에 미치는 영향을 알아보기 위하여 $L/D=6$ 이고 투수계수가 1×10^{-10} m/s 일 때 다양한 ϵ_c (=6%, 10%, 20%, 50%)에서의 수치해석을 수행하였다.

그림 7은 $l_r=156$ 인 지반에서 다양한 ϵ_c 에 따른 초기 과잉간극수압의 분포를 나타낸 것으로 ϵ_c 이 커짐에 따라 발생하는 과잉간극수압의 크기가 커지고 공동 벽면에 가까운 부분에서 분포곡선의 기울기가 완만해짐을 알 수 있다. 이러한 분포곡선의 차이는 압밀 시간(t)과 압밀도를 나타낸 그림 8의 결과에 영향을 미치는데, ϵ_c 가 커짐에 따라 소산이 느리게 진행되고, 50% 압밀도에서의 압밀 시간(t_{50})은 크게 나타난다($\epsilon_c=50\%$ 의 t_{50} 이 $\epsilon_c=10\%$ 일 때의 2.3배 정도).

하지만, 그림 9에서 나타난 바와 같이 무차원화한 시간계수에 따른 압밀도 곡선은 다양한 ϵ_c 에 대하여 큰 차이를 보이지 않고 있다($\epsilon_c=50\%$ 의 T_{50} 이 $\epsilon_c=10\%$ 일 때의 1.2배 정도). 이는 ϵ_c 가 커짐에 따라 초기 과잉간극수압 분포의 차이로 인해 압밀 시간이 커지지만 공동 반경(r_c) 또한 커지기 때문에 식 (2)에서의 시간계수에 미치는 영향이 그만큼 줄어들기 때문이다.

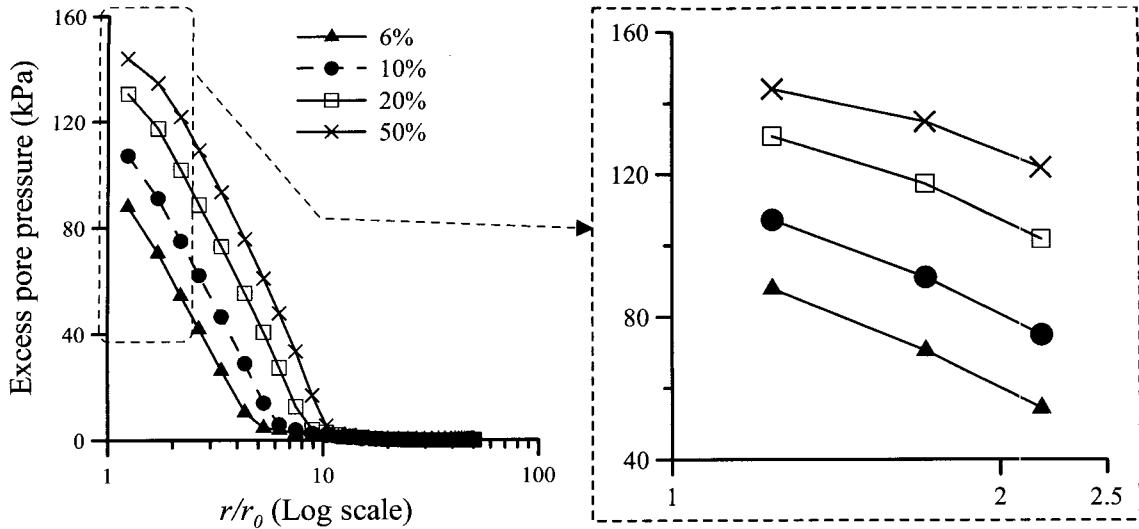


그림 7. 소산시험 시작시의 변형률 크기에 따른 초기 과잉간극수압의 분포
($l_i=156$, $L/D=6$, $k=1 \times 10^{-10}$ m/s)

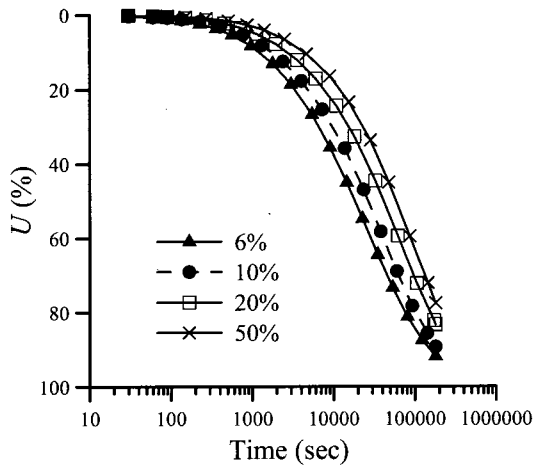


그림 8. 소산시험 시작시의 변형률 크기에 따른 시간-압밀도 곡선
($l_i=156$, $L/D=6$, $k=1 \times 10^{-10}$ m/s)

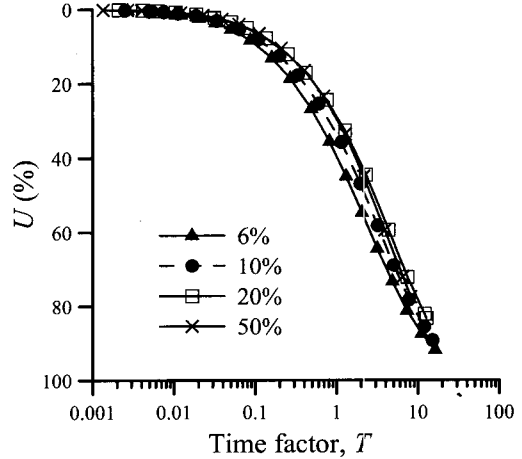


그림 9. 소산시험 시작시의 변형률 크기에 따른 시간계수-압밀도 곡선
($l_i=156$, $L/D=6$, $k=1 \times 10^{-10}$ m/s)

3.4 시간계수

SBPT의 변형률 유지 시험으로부터 지반의 압밀계수를 평가하기 위해서는 식 (1)에 나타난 바와 같이 시간계수가 필요하다. 그림 10은 앞서 수행한 다양한 해석 조건에 대한 $\Delta u_{max}/s_u-T_{50}$ 곡선을 Randolph와 Wroth(1979)가 제안한 정해와 함께 나타낸 것이다. 여기서 일반적으로 강성지수의 함수로 표현될 수 있는 $\Delta u_{max}/s_u$ 를 사용함으로써 다양한 지반조건을 대변하고자 하였고, T_{50} 은 각 해석 조건에 대한 시간계수-압밀도 곡선으로부터 구하였다. 그리고, Δu_{max} 이외에 s_u 또한 SBPT 결과로 얻어지는 값이기 때문에, 실제 시험곡선으로부터 s_u 를 산정하는 일반적인 해석 방법인 Gibson과 Anderson(1961)의 방법을 이용하여 s_u 를 산정하였다.

그림을 보면, Randolph와 Wroth(1979)의 가정과 유사한 조건(Case 1; $\epsilon_c=50\%$, $k=1 \times 10^{-14}$ m/s, 평면 변형률 조건)의 수치해석 결과가 정해와 거의 일치하게 나타나 본 해석의 적용성을 확인할 수 있을 뿐 아니라, 각 해석 조건에 따른 결과의 차이를 구분하여 파악할 수 있을 것으로 판단된다.

같은 투수계수($k=1 \times 10^{-10}$ m/s)와 $\epsilon_c(=10\%)$ 에서 멤브레인의 길이에 따른 영향을 분석해 보면, $L/D=6$ 일 때(Case 2)의 T_{50} 이 같은 $\Delta u_{max}/s_u$ 에서의 평면 변형률 조건(Case 1)보다 큰 값을 보이고 있다. 이는 초기 과잉간극수압 분포 곡선에서는 차이가 크게 나타나지 않지만(그림 3), Houlby와 Carter(1993)가 밝힌 바와 같이 멤브레인의 길이가 유한할 경우 평면 변형률 조건에 비해 큰 s_u 를 산정하고, 이러한 s_u 에서의 차이가 Δu_{max} 의 차이보다 크

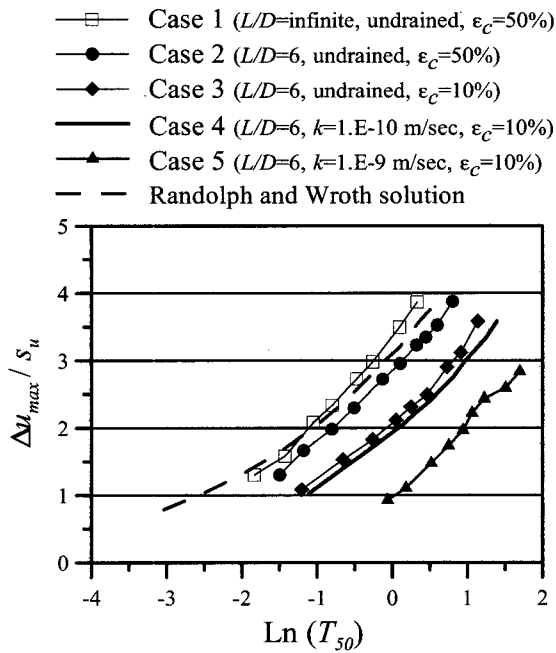


그림 10. 다양한 해석 조건에 따른 $\Delta u_{max}/s_u - T_{50}$ 곡선

게 나타나 상대적으로 작은 $\Delta u_{max}/s_u$ 를 보이기 때문이다.

그리고, $L/D=6$ 이고 $\epsilon_c=10\%$ 에서 지반의 투수계수만을 달리 하였을 때의 해석 결과를 살펴보면, $k=1 \times 10^{-9}$ m/s일 때(Case 5)가 $k=1 \times 10^{-10}$ m/s(Case 4; 완전 비배수 조건과 거의 일치 - 그림 6)일 때보다 2.8~4.3배 정도로 큰 T_{50} 을 보이고 있다. 이는 그림 5에서 보인 바와 같이 초기

과잉간극수압의 분포에 따른 차이(시간계수의 차이) 이외에도 재하시 부분배수로 인하여 $\Delta u_{max}/s_u$ 가 그만큼 작게 나타나기 때문이다. 즉, 같은 $\Delta u_{max}/s_u$ 의 지반이라 하더라도 투수성이 클 경우, 이전의 해석방법에서 가정한 완전 비배수 조건은 실제 압밀계수를 과소 평가할 수 있기 때문에 시간계수의 선택시 상당한 주의가 필요하다.

이와 같은 결과들을 종합해볼 때, 기존에 제시된 Randolph와 Wroth(1979)의 정해는 실제 압밀계수를 과소 평가할 수 있고, 따라서 다양한 지반에서 수행한 변형률 유지 시험으로부터 압밀계수를 산정하기 위해서는 실제와 유사한 시험조건 및 지반 조건(멤브레인의 유효한 길이, 재하시 부분배수 그리고 소산시험 시작시의 공동 변형률의 크기)의 영향을 고려한 시간계수의 선택이 필요하다고 판단된다. 한편, 지반의 투수계수를 정확하게 판정하는 것이 상당히 힘들기 때문에 본 연구에서는 안전측의 설계를 위해 $k=1 \times 10^{-10}$ m/s에 해당하는 그림 10의 실선을 제안하는 바이다.

4. 현장시험에의 적용

4.1 시험 지반의 특성

본 연구에서 제안한 시간계수의 현장지반에 대한 적

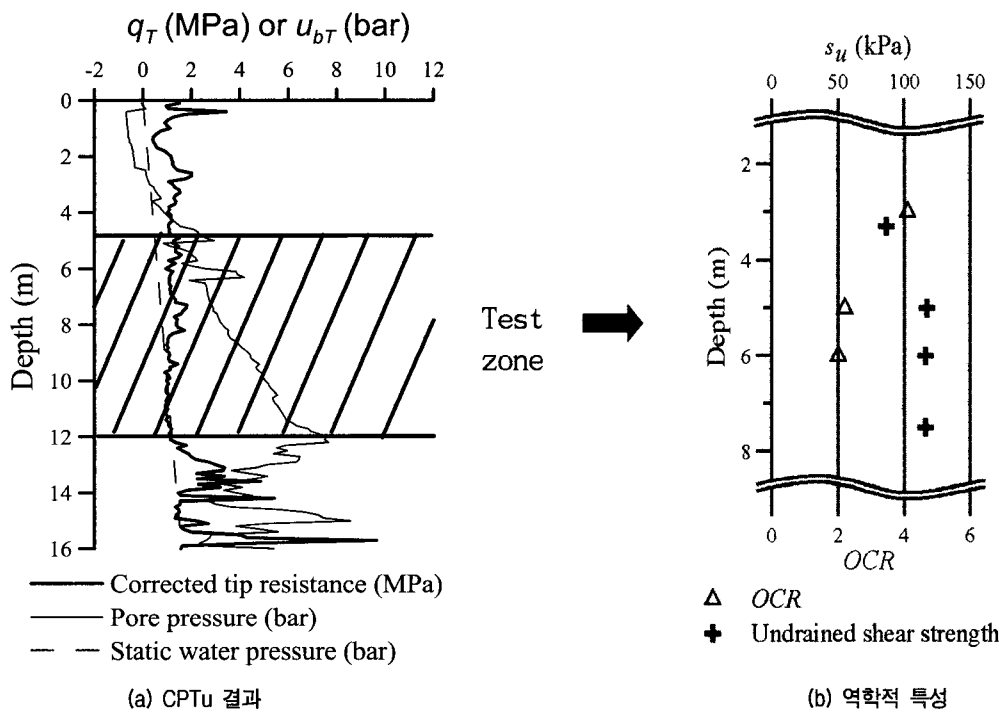


그림 11. 김제 시험지점의 주상도 및 역학적 특성

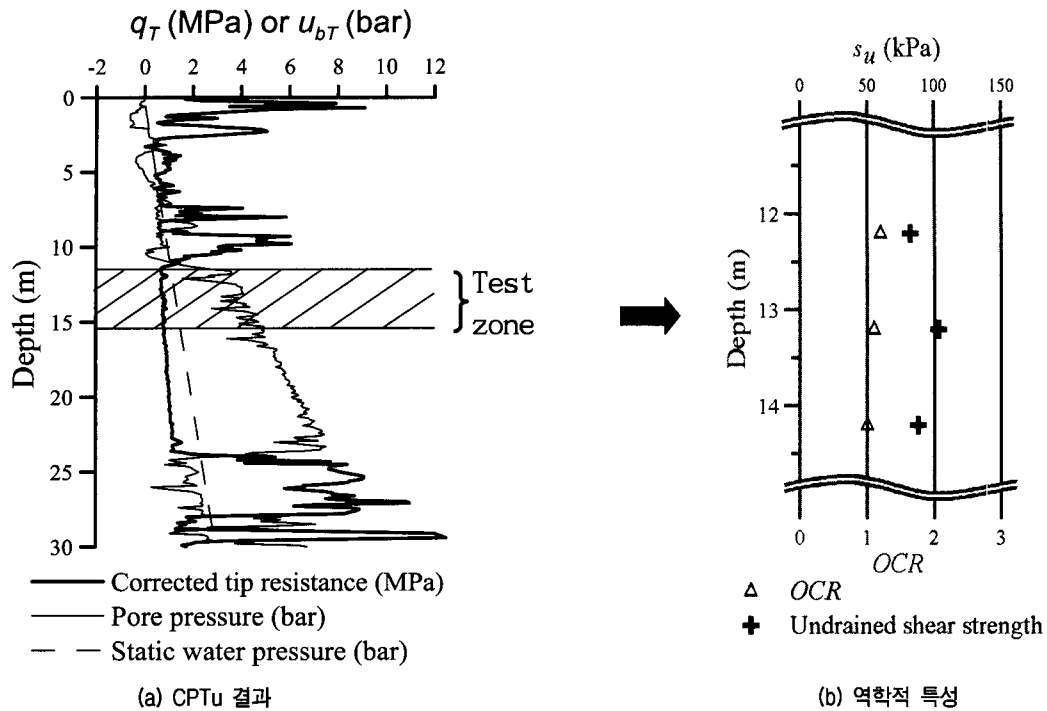


그림 12. 양산 시험지점의 주상도 및 역학적 특성

용성을 알아보기 위해 전북 김제와 경남 양산의 2개 지역에서 6회의 SHT를 수행하였다. SBPT를 수행한 시험공 근처에서 간극수압 소산시험을 포함한 피에조콘 관입시험도 함께 실시하였다. 이 외에도 불교란 시료를 채취하여 표준압밀시험과 Rowecell 시험을 병행하였다.

2개 시험지점 지반의 주상도 및 역학적 특성을 그림 11과 그림 12에 나타내었다. 여기서 주상도는 선단지력(q_T , MPa)과 관입 과잉간극수압(u_{bT} : 다공질 필터가 원추 뒷면에 위치, bar)을 측정하는 피에조콘 관입시험의 결과에 근거한 것이며, 응력이력은 표준압밀시험, 그리고 비배수 전단강도는 Gibson과 Anderson(1961)의 방법을 이용하여 SBPT 결과로부터 구한 것이다.

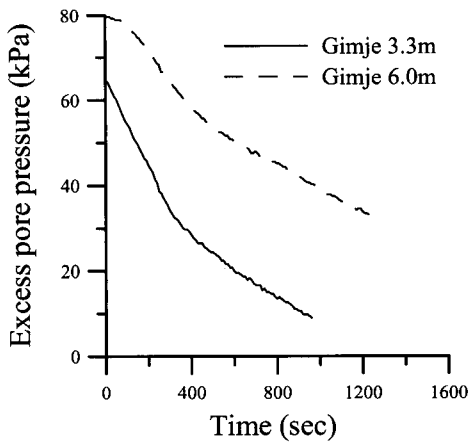
김제 현장의 경우, 지표부터 13m 깊이까지는 약간 과압밀(OCR=2~4) 되어 있고, 비배수 전단강도가 80~120 kPa로 비교적 균질하였다. 양산 현장의 경우, 지표부터 10m까지는 실트성 점토와 모래로 이루어져 있으며, 그 하부에는 비배수 전단강도가 100 kPa 정도이고 과압밀비가 1.5 이하인 정규압밀 점성토로 이루어져 있었다.

4.2 시험방법 및 시험결과

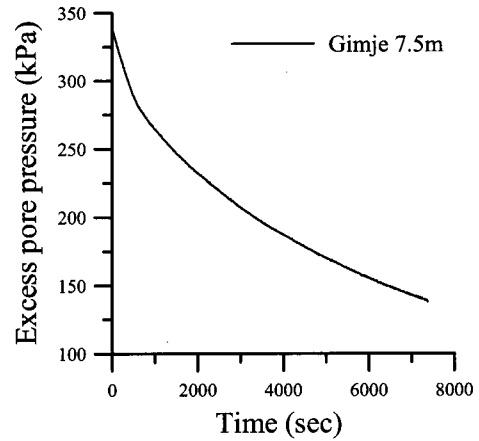
SBPT는 1%/min 속도의 변형률 제어시험으로 재하를 하였고 약 10%의 변형률에서 변형을 일정하게 유지시

킨 상태에서 6회의 SHT를 수행하였다. 관입시 발생하는 과잉간극수압을 완전히 소산시키기 위해 충분한 시간을 기다린 다음, 시험을 실시하였다. 피에조콘 관입시험 중에는 일정한 심도에서 관입을 멈추고 시간에 따른 과잉간극수압의 소산정도를 측정하였다. 본 연구에서는 2곳의 시험장소에서 총 8회의 CPTu 소산시험을 실시하였고 Teh와 Houlsby(1991)의 해석방법을 이용하여 압밀계수를 산정하였다. 그림 13은 시간에 따른 과잉간극수압 소산을 나타낸 SHT 곡선이다. 김제 현장의 경우, CPTu 결과에서도 예측할 수 있듯이 초기 과잉간극수압의 크기가 다른 두 심도에서의 값에 비해 상당히 크게 나타나 소산 곡선을 구분하여 나타내었다. 그림에서 보는 바와 같이, 모든 시험에서 50% 압밀도에 해당될 때까지 과잉간극수압을 소산시켰기 때문에 소산곡선으로부터 직접적으로 t_{50} 을 계산할 수 있고, 이를 이용하여 수평방향 압밀계수를 산정하였다.

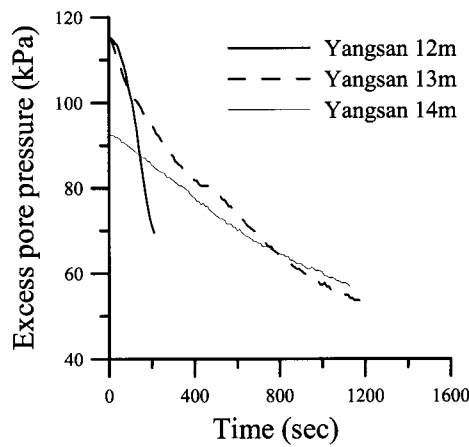
표 3은 김제 현장과 양산 현장에서 여러 시험방법으로 구한 압밀계수(대수좌표)를 심도에 따라 각각 비교하여 나타낸 것이다. 그림 10의 실선(Case 4)을 이용하여 c_h 를 산정한 SHT 외에도 CPTu의 소산시험을 비롯하여 표준압밀시험과 Rowecell 시험 등의 실내시험 결과도 함께 나타내었다. 여기서, 표준압밀시험을 제외한 나머지 결과는 수평방향의 압밀계수이다. 표를 보면, 표준압밀시



(a) 김제 현장 3.3m, 6.0m



(b) 김제 현장 7.5m



(c) 양산 현장

그림 13. SHT 곡선

힘으로부터 구한 연직방향 압밀계수가 Rowe cell 시험이나 CPTu 결과보다 작게 나타나는데, 이는 Larcercda 등 (1977), Jamiolkovski 등(1979)이 밝힌 바와 같이 연직방향 투수성이 일반적으로 더 작기 때문이다. 그리고, Rowe cell 시험으로부터 구한 c_h 는 같은 수평방향 값임에도 불구하고 실험 시료의 교란 효과, 현장 지반의 균열, 현장 점토층에 혼재하는 실트 등으로 인해 CPTu로부터 구한 값보다 작게 나타난다.

김제 현장의 경우, 본 연구에서 제안한 T_{50} 을 SHT 결과에 적용하여 산정한 압밀계수가 다른 시험 결과(표준 압밀시험 결과를 포함)와 같은 단위의 값을 보이며 비교적 비슷하게 나타났다. 양산현장의 경우, 여러 시험 결과들 사이의 분산이 심하기 때문에(이는 양산 현장의 투수성이 비교적 크기 때문에 제하-재재하 시험으로 인한 부분배수의 영향을 많이 받아서 그만큼 SBPT에서 측정된 ΔU_{max} 이 작게 나타났기 때문인 것으로 판단된다.) 하나의

표 3. 압밀계수의 비교

Site	depth(m)	$\Delta U_{max}/S_u$	c_h or c_v ($\times 10^{-3}$ cm ² /sec)				
			SBPT		Rowe cell test	CPTu	표준압밀 시험
			Randolph와 Wroth	This study			
Gimje	3.6	0.77	3.2	12.5	2.7	2.7	3.9
	6.0	0.68	0.9	3.8	2.6	3.5	2.0
	7.5	2.92	3.7	7.6	3.7	-	-
Yangsan	12.0	1.37	14.6	38.8	30.7	41.5	8.6
	13.0	1.12	2.3	6.8	9.5	28.2	4.7
	14.0	1.05	1.1	3.6	16.3	-	4.0

경향성을 설명하기가 힘들다. 하지만, 그림 10의 실선으로부터 산정한 압밀계수가 Randolph와 Wroth(1979)의 정해로 구한 압밀계수에 비해 2.0~4.2배 크게 나타나고, 다른 시험(특히, CPTu와 Rowecell 시험)과 유사한 결과를 보이는 것을 확인할 수 있었다. 결론적으로 Randolph와 Wroth(1979)의 정해는 실제 압밀계수를 과소평가하며, 본 연구에서 제안한 시간계수의 신뢰성이 더 높은 것으로 판단된다.

5. 결론 및 향후 연구방향

SBPT로부터 점성토 지반의 압밀계수를 구하는데 필요한 시간계수를 산정하기 위해서는 초기 과잉간극수압 크기 및 분포, 경계조건 등을 고려해야 한다. 이 글에서는 유한요소해석을 통해서 멤브레인 길이의 유한성, 재하시 부분배수, 그리고 소산시험 시작시의 변형률 크기가 시간계수에 미치는 영향을 정량적으로 평가하였다.

- (1) 프레셔미터 멤브레인의 유한한 길이를 고려한 경우의 초기 과잉간극수압 분포는 평면 변형률 조건의 분포와 큰 차이를 보이지 않았으나, 발생 과잉간극수압 (Δu_{max})은 평면변형률 조건에 비해 크게 나타났다.
- (2) 일반적인 점성토의 투수계수를 적용하여 부분배수의 영향을 살펴본 결과, 투수성이 나쁜 지반($k \leq 1 \times 10^{-10}$ m/s)에서는 부분배수의 영향을 무시할 수 있으나, 투수성이 좋은 지반($k \geq 1 \times 10^{-9}$ m/s)에서는 초기 과잉간극수압 분포곡선의 기울기가 완만해지고 Δu_{max} 는 감소하여 부분배수의 영향이 두드러지는 것으로 나타났다. 따라서 투수성이 큰 지반의 경우, 기존의 해석법에서 가정한 완전 배수 조건은 실제 압밀계수를 과소 평가할 수 있기 때문에 시간계수의 선택 시 상당한 주의가 필요하다.
- (3) 실제 시험시의 변형률 크기를 고려한 시간계수를 Randolph와 Wroth의 해와 비교한 결과, SHT 시작시의 변형률($\epsilon_c=4\% \sim 50\%$)이 커짐에 따라 초기 과잉간극수압 분포곡선의 기울기는 완만해지는 반면, 소산시험 시작시의 공동반경(r_c)이 커지고 Δu_{max} 가 커진다.
- (4) 실제 시험 조건 및 지반 조건(멤브레인의 유한한 길이, 지반의 투수성에 따른 재하시 부분배수, 소산시험 시작시의 변형률 크기)을 고려한 해석을 통해 제안한 새로운 시간계수는 기존의 정보보다 2.0~4.2배 크게 나타났다.

- (5) 국내에서 수행한 6회의 SHT에 대하여 다른 시험들로부터 구한 압밀계수를 서로 비교한 결과, 이번 연구에서 제안한 시간계수를 이용하여 구한 압밀계수가 Rowecell 시험 및 피에조콘 시험으로부터 구한 값과 유사하게 나타나, 이 방법의 신뢰성을 확인할 수 있었다.

감사의 글

이 연구는 한국도로공사의 지원 하에 수행된 것으로 이에 감사드립니다.

참 고 문 헌

1. 장인성, 정충기(1999), "유한요소 해석을 이용한 SBPT시험의 결과해석 - 점성토 지반의 압밀특성," 99가을 학술발표회 논문집, 한국지반공학회, pp.67~74.
2. ABAQUS manual(1998), Version 5.8, Hibbit, Kalsson and Sorensen Inc.
3. Baguelin, F. J., Frank, R. A. and Nagra, R.(1986), "A theoretical study of pore pressure generation and dissipation around the pressuremeter," *Proc. 2nd Int. Symp. Pressuremeter Marine Appl.*, Texam, USA, ASTM STP 950, pp.169~186
4. Clarke, B. G., Carter, J. P. and Wroth, C. P.(1979), "In situ determination of the consolidation characteristics of saturated clay," *Proc. 7th Eur. Conf. Soil Mech.*, Brighton, Vol.2 pp.207~213.
5. Fahey, M. and Carter, J. P.(1986), "Some effects of rate of loading and drainage on pressuremeter tests in clay," *Proc. of speciality geomechanics symposium on interpretation of field testing for design parameters*, Adelaide. Adelaide: Institution of Engineers, Australia, pp.50~55.
6. Gibson, R. E. and Anderson, W. F.(1961), "In situ measurements of soil properties with the pressuremeter," *Civil Engng Public Wks. Rev.* Vol.56, pp.615~618.
7. Houlsby, G.T. and Carter, J.P.(1993), "The effect of pressuremeter geometry on the results of tests in clay," *Geotechnique*, Vol.43, No.4, pp.567~576.
8. Jamiolkovski, M., Ladd, C. C., Germaine, J. T. and Lancellotta, R.(1979), "New developments in field and laboratory testing of soils. State-of-the art report," *Proceeding of the 11th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, San Francisco Vol.1, pp.57~153.
9. Jang, I. S.(2001), *Evaluation of strength and consolidation characteristics of clayey soils using CPTu and SBPT*, Ph. D thesis, Seoul National University, 128p.
10. Lacerda, W. A., Costa-Filho, L. M. and Duarte, A. E. R.(1977), "Consolidation characteristics of Rio de Janeiro soft clay," *Proceeding of International Symposium on Soft Clay*, Bangkok, pp.231~243.
11. Randolph, M. F. and Wroth, C. P.(1979), "An analytical solution for the consolidation around a driven pile," *Int. J. Numer. Mech. Geomech.*, Vol.3, No.3, pp.217~230.
12. Teh, C. I. and Houlsby, G. T.(1991), "An analytical study of the cone penetration test in clay," *Geotechnique*, 41(1), pp.17~34.

(접수일자 2001. 12. 19, 심사완료일 2002. 4. 2)