

## 피에조콘 소산시험시 지연소산이 발생한 경우에 대한 압밀계수 평가 방법 Evaluation of Coefficient of Consolidation for Dilatory Dissipation Result of Piezocone Test

하태균<sup>1)</sup>, Tae-Gyun Ha, 정충기<sup>2)</sup>, Choong-Ki Chung

1) 서울대학교 건설환경공학부 박사과정, Ph.D Candidate, Dept. of Civil and Environmental Engineering, Seoul National University

2) 서울대학교 건설환경공학부 교수, Professor, Dept. of Civil and Environmental Engineering, Seoul National University

**SYNOPSIS** : For a commonly used piezocone with a shoulder filter element, dilatory dissipation behavior, which shows an initial temporary increase in pore pressure, has been observed in overconsolidated cohesive soils. However, there is no appropriate way to estimate a consolidation parameter from a dilatory dissipation curve because currently available interpretation methods were developed based on the monotonic decrease of the excess pore pressure. In this study, the interpretation method for evaluation of coefficient of consolidation from a dilatory dissipation result of piezocone test was developed by performing the finite difference analysis on the dissipation after cone penetration. The distribution of the initial excess pore pressure induced by cone penetration, which is the core of the analysis, was estimated from the empirical modification of a solution proposed by cavity expansion theory and critical state concept. And the proposed interpretation method was applied to the field piezocone data and the results were compared to those obtained from laboratory tests. Its reliability was confirmed by the insignificant difference between the values of coefficient of consolidation from piezocone tests and laboratory consolidation tests.

**Key words** : dilatory dissipation, piezocone test, coefficient of consolidation, finite difference analysis

### 1. 서론

피에조콘 관입시험(piezocone penetration test, CPTu)은 지반 내부에 원추형 관입체를 일정한 속도(2cm/s)로 관입시키면서 원추 관입저항력( $q_c$ ), 주면마찰력( $f_s$ ), 그리고 간극수압( $u$ )을 측정하는 원위치 시험이다. 이 시험은 측정 결과를 심도에 따라 연속적으로 얻을 수 있고 토층 구분을 원활하게 할 수 있으며 지반의 강도와 변형 및 압밀 특성들을 비교적 정확하게 평가할 수 있어, 현재 북미 및 유럽 등 전세계적으로 널리 활용되고 있으며 국내에서도 본격적으로 도입된 1990년대 후반부터 점차적으로 활용성이 증대되고 있다.

피에조콘 관입시험에서 현장 지반의 수평압밀계수( $c_h$ )는 특정 깊이에서 콘의 관입을 멈춘 후 시간의 경과에 따른 간극수압의 변화를 측정하는 소산시험(dissipation test)을 수행하여 산정한다. 간극수압은 그림 1에 제시된 것처럼 원추 선단( $U_1$ ), 원추 후면( $U_2$ ), 주면마찰부( $U_3$ ) 등에서 측정되는데, 이 중 장비의 내구성을 확보하고 지반 특성 변화에 민감하게 반응하기 위하여  $U_2$  위치가 일반적으로 이용된다. 소산시험의 결과로 얻게 되는 간극수압 소산곡선은 그림 2와 같으며, 일반적으로 소산시험 초기부터 단조적으로 감소하는 경향을 보인다. 이 곡선으로부터 각 압밀도( $U$ )에 해당하는 시간( $t$ )을 구할 수 있고, 이

를 각 해석 모델에 적용하면 점성토 지반의 압밀계수를 산정할 수 있다. 소산시험으로부터 압밀계수를 산정하는 데 적용되는 이론적 피에조콘 소산 모델은 Torstensson(1977), Baligh & Levadoux(1986), Teh & Houlsby(1991) 등에 의해 제안되었으며(그림 3), 장인성 등(2002), 박찬국 등(2002), 이강운 등(2003)은 이러한 해석 방법을 국내 연약지반에 직접 적용한 바 있다.

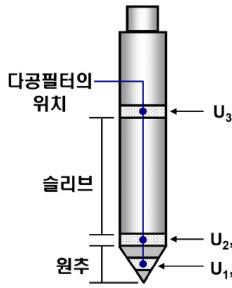


그림 1. 간극수압 필터

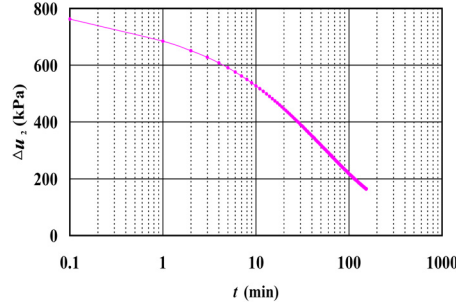


그림 2. 일반적인 간극수압 소산곡선

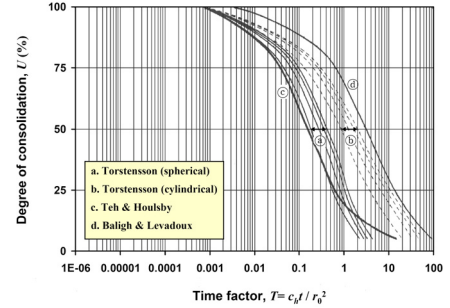


그림 3. 이론적 피에조콘 소산 모델

하지만, 정규적인 소산거동과는 차별되는 지연소산(dilatatory dissipation)이 국내외의 다양한 현장에서 수행된 피에조콘 소산시험 결과에서 계측되었다(Burns & Mayne 1998; 장인성 등 2002; Kim, 2005; 하태균 등 2007). 지연소산은 그림 4(a)에 제시된 것처럼 소산시험 초기값( $\Delta u_{2i}$ )에서부터 과잉간극수압이 증가하여 최고치( $\Delta u_{2max}$ )에 도달한 후 다시 감소하는 현상을 의미하며, 과압밀 점성토 지반에서 발생한다. 기존의 이론적 피에조콘 소산 모델에서는 시간의 경과에 따라 과잉간극수압이 단조적으로 감소하기만 할 뿐 지연소산에서 나타나는 과잉간극수압의 일시적 증가현상이 묘사되지 않으므로 이를 통해 지연소산 곡선으로부터 압밀계수를 산정할 수 없다. 이에, Sully & Campanella(1994)는 최대 과잉간극수압이 나타난 이후의 곡선만을 활용하는 상쇄법(Off-set method)을 경험적으로 제안하였으며(그림 4(b)), Lunne et al.(1997)은 시간축을  $\sqrt{t}$ 로 도식한 후 초기 선형 구간을 확장하여 최대 과잉간극수압을 추정하는  $\sqrt{t}$  그래프의 연장법(Extension of  $\sqrt{t}$  graph method)을 제안하였다(그림 4(c)). 그러나 이러한 지연소산의 간편 해석기법들은 그 이론적 배경이 명확하지 않고, 지반의 강성지수( $I_p$ )에 대한 정보가 있어야 적용이 가능하며, 과잉간극수압 증가도(Degree of Excess Pore Pressure Increment,  $DEPPI = \Delta u_{2max} / \Delta u_{2i}$ )가 커질수록 오차가 급격히 증가하는 문제가 있다.

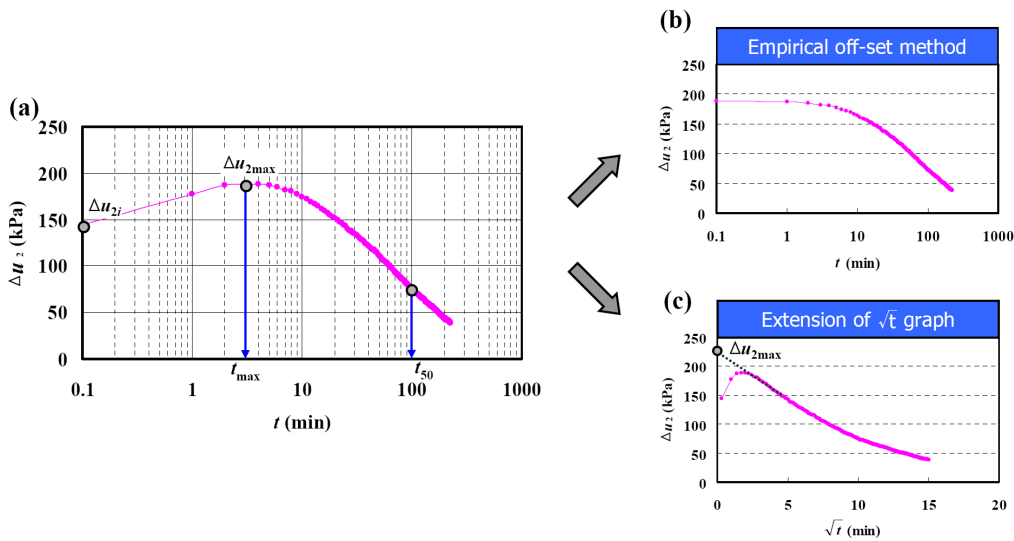


그림 4. 지연소산 곡선과 간편 해석기법: (a) 지연소산 곡선, (b) 상쇄법, (c)  $\sqrt{t}$  그래프의 연장법

본 연구에서는 선행연구에서 규명한 과압밀 점성토 지반의 지연소산 메커니즘을 토대로 간극수압 소산

에 대한 유한차분해석을 수행하여 자연소산 곡선으로부터 압밀계수를 산정하는 새로운 해석기법을 제안하였다. 유한차분해석의 초기조건이 되는 관입하는 콘 주위의 간극수압 분포양상은 공동팽창이론(cavity expansion theory)과 한계상태 토질역학(critical state soil mechanics)의 이론적 기반, 그리고 현장 및 실내 모형토조시험에서 측정된 결과를 근간으로 도출하였다. 또한, 제안된 해석기법을 이용하여 산정한 현장 수평압밀계수를 실내 압밀시험 결과와 비교함으로써 개발된 해석기법의 신뢰성을 검증하였다.

## 2. 자연소산 메커니즘

투수성이 낮은 점성토 지반에서 콘의 관입은 과잉간극수압을 유발한다. 콘의 관입이 중지되고 소산시험이 시작되면 콘 주위의 과잉간극수압은 구배(gradient)에 따라 전파되고 소산된다. 따라서 소산시험 초기에 과잉간극수압이  $U_2$  필터로 유입되어 간극수압이 증가하는 현상인 자연소산은 콘 주위의 과잉간극수압 분포양상에 영향을 받는다. 하태균 등(2007)은 과압밀 점성토 지반에서 발생하는 자연소산 메커니즘을 과잉간극수압의 횡방향과 연직방향 전파로 규정하고 다음과 같이 설명하였다.

콘의 관입으로 발생하는 원추 후면( $U_2$ )에서의 초기 과잉간극수압( $\Delta u_{2i}$ ) 횡방향 분포양상은 식 (1)에 제시된 것처럼 관입시 연직응력성분에 의해 발생하는 과잉간극수압( $\Delta u_{2oct}$ )과 관입시 전단응력성분에 의해 발생하는 과잉간극수압( $\Delta u_{2shear}$ )의 합으로 표현된다. 이 중 구형 공동팽창이론으로부터 식 (2)를 통해 산정되는  $\Delta u_{2oct}$ 는 항상 양의 값을 가지며, 소성영역 내에서 중심으로부터 거리에 따라 반대수적으로 감소하는 분포를 갖는다.  $\Delta u_{2shear}$ 는 Worth(1984)가 제안한 콘의 관입에 따른 응력경로와 Modified Cam-Clay 모델을 통해 식 (3)으로 표현되며, 전단영역 내에서 선형적으로 분포한다. 과잉간극수압이 발생하는 범위인 소성영역의 반경( $r_p$ )은 구형 공동팽창이론으로부터 식 (4)로 구하고, 전단영역의 범위( $r_s$ )는 1~10mm로 가정한다. 따라서  $1 < OCR \leq 2$ 인 지반에서  $\Delta u_{2shear}$ 는 양의 값을 가지며 전체적인 횡방향 분포양상은 그림 5(a)와 같게 되고,  $2 < OCR \leq 4$ 인 지반에서는  $\Delta u_{2shear}$ 가 음의 값을 갖지만 그 절대값이  $\Delta u_{2oct}$ 에 비하여 상대적으로 작기 때문에 그림 5(b)와 같은 횡방향 분포양상이 된다. 결국, 약간 과압밀된 점성토( $OCR \leq 4$ )에서는  $U_2$  필터에서 가장 큰 과잉간극수압이 발생하고 콘에서 횡방향으로 멀어질수록 그 값이 감소하는데, 이는  $U_2$  필터로 주위의 과잉간극수압이 횡방향 유입될 수 없음을 의미한다. 반면, 매우 과압밀된 지반( $OCR > 10$ )에 콘이 관입되는 경우에는 식 (3)에서 확인되는 것처럼  $\Delta u_{2shear}$ 가 0보다 작고 그 절대값이 크므로 그림 5(c)와 같이 콘의 중심에서 전단영역의 끝으로 갈수록 과잉간극수압이 증가하다가 전단영역을 넘어서면서 다시 감소한다. 따라서 소산시험 초반부에 과잉간극수압이 평형상태로 도달하는 과정에서 주위의 큰 과잉간극수압이 횡방향으로 전파되므로  $U_2$  필터에서 측정되는 간극수압이 증가하게 된다.

$$\Delta u_{2i} = \Delta u_{2oct} + \Delta u_{2shear} \quad (1)$$

$$\Delta u_{2oct} = \frac{4}{3} s_u \ln I_r \quad (2)$$

$$\Delta u_{2shear} = p'_0 [1 - (OCR/2)^A] \quad (3)$$

$$r_p = r_0 I_r^{0.333} \quad (4)$$

여기서,  $s_u$ : 비배수 전단강도,

$I_r$ : 지반의 강성지수( $I_r = G/s_u$ ,  $G$ 는 전단탄성계수)

$p'_0$ : 평균 주응력(mean principle effective stress)

$A$ : 소성 체적 변형률 비( $A = 1 - C_s/C_c$ ,  $C_s$ 는 팽창지수,  $C_c$ 는 압축지수)

$r_0$ : 콘의 반경(=1.78cm)

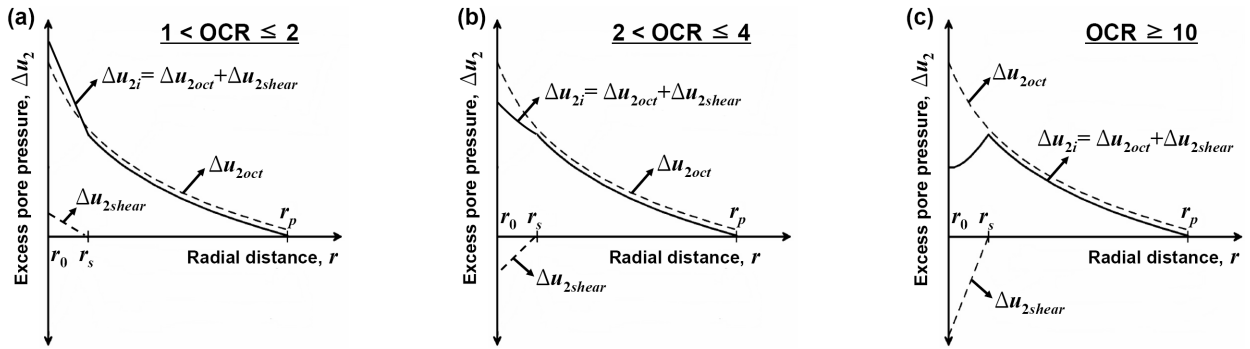


그림 5. U2 필터에서의 과잉간극수압 횡방향 분포양상: (a)  $1 < OCR \leq 2$ , (b)  $2 < OCR \leq 4$ , (c)  $OCR \geq 10$

한편, Robertson et al.(1986)은 현장 계측 결과를 바탕으로 관입하는 콘 주위의 간극수압 연직방향 분포양상을 그림 6처럼 제시하였다. 각 연직 위치에서의 관입 직후 간극수압( $u_i$ )은 시험 심도에서의 정수압( $u_0$ )으로 정규화되어 있다. 원추 선단의 초기 간극수압( $u_{1i}$ )은 원추 후면의 초기 간극수압( $u_{2i}$ )보다 항상 큰 값을 가지며, U<sub>2</sub> 필터 위의 주면마찰부를 따라서는 초기 간극수압의 변화가 크지 않다. 그리고 정규압밀 점성토의 경우에는  $u_{1i}$ 와  $u_{2i}$ 의 차이가 미비한 반면, OCR이 증가하면  $u_{1i}$ 와  $u_{2i}$ 의 차이가 확연히 증가한다. 따라서 과압밀 점성토의 경우 원추 선단면(U<sub>1</sub>)의 큰 간극수압이 U<sub>2</sub> 필터로 전파되어 소산 시험 초기에 과잉간극수압이 증가할 수 있으며, 이는 약간 과압밀된 점성토에서도 가능하다.

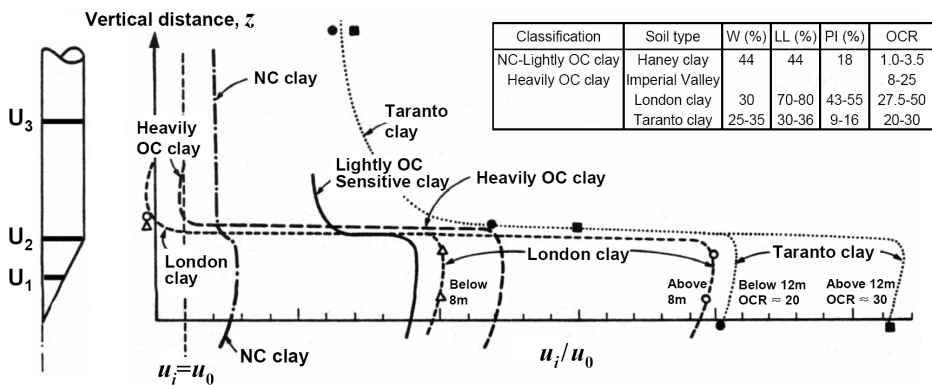


그림 6. 관입하는 콘 주위의 간극수압 연직방향 분포양상(Robertson et al., 1986)

종합적으로, 자연소산은 과잉간극수압의 횡방향과 연직방향 전파가 복합적으로 관련된다. 매우 과압밀된 지반에서는 과잉간극수압이 횡방향으로 유입되며, 이와 더불어 연직방향으로도 유입되기 때문에  $\Delta u_2$ 가 크게 증가한다. 그에 반해 약간 과압밀된 지반에서는 과잉간극수압이 횡방향으로 유출되지만, 이 양보다 원추 선단에서 유입되는 양이 더 클 경우에  $\Delta u_2$ 가 증가하여 자연소산이 발생하게 된다.

### 3. 유한차분해석을 통한 자연소산 해석기법 개발

기존의 피에조콘 소산시험 해석 모델들은 콘의 관입으로 발생하는 과잉간극수압의 초기 분포양상을 산정함에 있어 앞서 제시한 원추 선단과 주면부의 차이, 그리고 과압밀비에 따른 U<sub>2</sub> 위치에서의 과잉간극수압 횡방향 분포양상을 제대로 반영하지 못했기에 자연소산을 모사할 수 없었다. 이에 본 연구에서는 공동팽창이론과 한계상태 토질역학의 이론적 기반과 더불어 현장 및 실내 모형토조시험에서 계측된 과잉간극수압의 분포양상에 근거하여 콘의 관입에 의해 발생하는 초기 과잉간극수압장을 산정하고, 이를 초기조건으로 하여 유한차분해석을 수행하였다. 그리고, 정규압밀 점성토에서 매우 과압밀된 점성토까지의 다양한 지반조건에서 해석된 결과들을 토대로 자연소산 곡선으로부터 압밀계수를 산정하는 방법을 개발하였다.

### 3.1 유한차분 해석기법

콘의 관입은 축대칭 조건이므로 원통형 좌표계(cylindrical coordinate)를 사용했으며, 알고리즘의 편의성을 위하여 외재적기법(explicit method)과 중앙차분법(central difference method)을 채택했다. 콘의 형상을 고려한 유한차분 메쉬는 그림 7과 같으며, 콘의 관입으로 발생하는 과잉간극수압의 영향반경( $r_p$ )을 충분히 포함하도록 외주면은  $25r_0$ , 상하부 경계는  $U_2$  필터에서  $12.5r_0$  만큼 떨어지도록 구성하였다. 또한, 외주면과 하부 경계는 영향반경에서 충분히 떨어져 있으므로 과잉간극수압이 발생하지 않는 Dirichlet 경계조건을 적용하였으며, 콘 중심과 상부 경계는 외부로의 흐름이 발생하지 않는 Neumann 경계조건을 적용하였다. 압밀해석은 축대칭의 선형 비혼합 압밀이론(axisymmetric linear uncoupled consolidation theory)을 바탕으로 수행된다. 식 (5)에 제시된 Terzaghi-Rendulic 압밀방정식을 지배방정식으로 사용했으며, 중앙차분법으로 구한 유한차분방정식은 식 (6)과 같다.

$$\frac{\partial u_e}{\partial t} = c_h \frac{\partial^2 u_e}{\partial r^2} + \frac{c_h}{r} \frac{\partial u_e}{\partial r} + c_v \frac{\partial^2 u_e}{\partial z^2} \quad (5)$$

$$u_{i,j}^{t+1} = u_{i,j}^t + c_v \frac{\Delta t}{\Delta z^2} (u_{i,j+1}^t - 2u_{i,j}^t + u_{i,j-1}^t) + c_h \frac{\Delta t}{\Delta r^2} [u_{i+1,j}^t - 2u_{i,j}^t + u_{i-1,j}^t + \frac{\Delta r}{2r_i} (u_{i+1,j}^t - u_{i-1,j}^t)] \quad (6)$$

여기서,  $c_v(c_h)$ : 연직방향(횡방향) 압밀계수

$\Delta r, \Delta z$ : 절점 간격

### 3.2 초기 과잉간극수압 분포양상

콘의 관입으로 발생하는 초기 과잉간극수압장의 전체적 형상은 Whittle & Aubeny(1993)가 변형률 경로법과 Modified Cam-Clay 모델을 혼합하여 수행한 수치해석의 결과에 근거하여 그림 7처럼 구형의 하부와 원통형의 상부로 가정하였다. 원추 하부의 구형 과잉간극수압장은 소성영역( $r_p$ ) 내에서  $\Delta u_{1i}$ 가 콘의 중심에서부터 반대수적으로 감소한다고 가정하였으며, 주변마찰부의 원통형 과잉간극수압장은 그림 6에 제시된 것처럼  $U_2$  위치에서의 횡방향 분포양상이 연직방향으로 동일하게 확장됨을 가정하였다.

$\Delta u_{2i}$ 의 크기 및 초기 과잉간극수압의 횡방향 분포양상은 식(1)~(4)를 이용하여 그림 5처럼 산정하였다. 이때, 소성 체적 변형률 비( $\lambda$ )는 Mayne(1998)이 제안한  $\lambda=0.8$ 을 사용했으며, 전단영역의 범위( $r_s$ )는 Kim(2005)이 실내 모형토조시험을 수행하여 확인한  $r_s=1.5r_0$ 로 가정하였다. 한편,  $\Delta u_{1i}$ 의 크기는 Sully et al.(1988)이 현장계측을 통해 제안한 식 (7)을 변형한 식 (8)을 이용하여 구하였다.

$$OCR = 0.66 + 1.43 \frac{u_{1i} - u_{2i}}{u_0} \quad (7)$$

$$\Delta u_{1i} = \Delta u_{2i} + \frac{OCR - 0.66}{1.43(u_{2i} - u_0)} \Delta u_{2i} u_0 \quad (8)$$

이상을 종합하면, 초기 과잉간극수압장을 산정하는 데 요구되는 지반물성은 비배수 전단강도( $s_u$ ), 강성지수( $I_p$ ), 평균 주응력( $p'_0$ ), 과압밀비( $OCR$ ), 그리고 정수압( $u_0$ )이다. 이 중  $s_u$ 와  $p'_0$ , 그리고  $OCR$  사에는 상관관계가 성립하며, Jamiolkowski et al.(1985)은 저소성성 점성토에 대하여 식 (9)를 제안하였다.

$$\frac{s_u}{p'_0} = (0.23 \pm 0.04) OCR^{0.8} \quad (9)$$

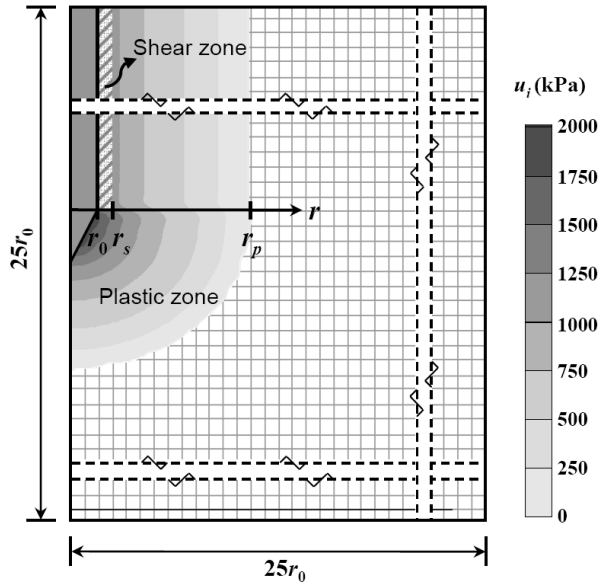


그림 7. 유한차분 메쉬와 초기 과잉간극수압장

한편, 과잉간극수압의 분포양상은 제안된 모델의 특성상 원추 선단면( $U_1$ )과  $U_2$  필터 사이의 과잉간극수압 연직구배, 전단영역의 끝( $r=r_s$ )에서부터  $U_2$  필터까지의 과잉간극수압 횡구배, 그리고 소성영역( $r_p$ )과 전단영역( $r_s$ )의 반경으로 표현이 가능하다. 원추 선단면( $U_1$ )과  $U_2$  필터 사이의 연직구배는 두 지점 사이의 정규화된 연직 과잉간극수압 차(Normalized Vertical Difference of excess pore pressure, NVD)로 정량화되며, NVD는 식(1)~식(3), 식(8), 식(9)를 혼합한 식 (10)으로 정의된다.

$$NVD = \frac{\Delta u_{1i} - \Delta u_{2i}}{\Delta u_{2i}} = \frac{OCR - 0.66}{[1.43(0.307 \ln I_r - 0.574)OCR^{0.8} + 1]} \frac{u_0}{p'_0} \quad (10)$$

$OCR$ ,  $I_r$ ,  $u_0/p'_0$ 이 NVD에 영향을 미치며, NVD가 양의 값을 가지면 과잉간극수압이  $U_2$  필터로 연직방향 유입된다. 또한, NVD가 증가할수록 지연소산이 유발되고 과잉간극수압 증가도(DEPPI)가 커진다. 마찬가지로, 전단영역의 끝과  $U_2$  필터 사이의 과잉간극수압 횡구배는 두 지점 사이의 정규화된 횡방향 과잉간극수압 차(Normalized Horizontal Difference of excess pore pressure, NHD)로 정량화되며, NHD는 식(1)~식(3)과 식(9)를 혼합한 식 (11)으로 정의된다.

$$NHD = \frac{\Delta u_{2i(r=r_s)} - \Delta u_{2i(r=r_0)}}{\Delta u_{2i(r=r_0)}} = \left[ 1 - \frac{\ln(1.5)}{\ln I_r^{0.333}} \right] \left( \frac{0.307 \ln I_r}{0.307 \ln I_r + OCR^{-0.8} - 0.574} \right) - 1 \quad (11)$$

$OCR$ ,  $I_r$ 이 NHD에 영향을 미치며, NHD가 양의 값을 가지면 과잉간극수압이  $U_2$  필터로 횡방향 유입되고 음의 값을 가지면 과잉간극수압이  $U_2$  필터에서 횡방향 유출된다. NHD가 증가할수록 지연소산이 유발되고 과잉간극수압 증가도(DEPPI)가 커진다. 소성영역의 반경( $r_p$ )은 구형 공동팽창이론으로부터 식 (4)로 정의된다. 이는 과잉간극수압의 소산속도에 밀접하게 연관되는데,  $r_p$ 가 증가할수록 소산속도는 늦춰진다. 그리고 전단영역의 범위( $r_s$ )는 본 모델에서 그 크기가  $r_s=1.5r_0$ 로 고정되어 있으며, 과잉간극수압 횡구배의 단위길이로서 횡방향 전파 속도와 관련된다. 이상의 NVD, NHD,  $r_p$ ,  $r_s$ 는 지반물성과 과잉간극수압장 사이의 매개변수로서 이를 활용하면 지연소산의 매커니즘인 과잉간극수압의 연직방향 그리고 횡방향 전파에 대한 개별적 고찰이 가능하다. 또한  $r_s$ 의 크기가 고정된 상황에서 3개의 변수만으로 과잉간극수압장의 전체 형상을 대표할 수 있기에 매개변수 연구(parametric study)를 수행함에 있어 변수의 개수를 최소화할 수 있는 장점이 있다.

### 3.3 해석조건

표 1에는 본 연구에서 수행한 90회의 유한차분해석에 해당하는 입력 매개변수 값이 정리되어 있다. 정규압밀에서 OCR 30 이상의 매우 과압밀된 점성토에 해당하는 지반물성을 모두 고려하여 NVD=0~4, NHD=-0.3~0.65로 해석하였다. 그리고 일반적인 점성토의  $r_p$ 를 고려하여  $r_p=4r_0 \sim 10r_0$ 로 가정하였다.

표 1. 피에조콘 소산시험에 대한 유한차분 해석 조건

	NVD	NHD	$r_p$	$r_s$
입력값	0, 0.5, 1, 2, 3, 4	-0.3, -0.18, 0, 0.37, 0.65	$4r_0, 7r_0, 10r_0$	$1.5r_0$

### 3.4 해석결과

피에조콘 소산시험에 대한 유한차분해석의 대표적인 결과는 그림 8(a)~8(c)와 같다. 해석결과는  $U_2$  필터에서의 정규화된 과잉간극수압( $\Delta u_2/\Delta u_{2i}$ )과 로그 스케일의 시간계수( $T=c_h t/r_0^2$ )로 표현되는 무차원의 소산곡선으로 제시하였다. 단, 본 연구에서는 등방의 압밀계수( $c_v=c_h$ )를 가정하고 해석을 수행하였다.

해석결과를 보면 동일한  $r_p$ 와 NHD 조건에서 NVD가 증가할수록 과잉간극수압 증가도(DEPPI)가 증가한다. 마찬가지로 동일한  $r_p$ 와 NVD 조건에서는 NHD가 증가할수록 지연소산이 심화된다. NHD가 0보다 작은 경우에는 NVD의 크기에 따라 지연소산이 유발되기도 하고 단조적으로 감소하는 일반적인 소산거동이 나타나기도 한다. 이는  $U_2$  필터에서 과잉간극수압이 횡방향으로 유출되는 상황에서 원추 선단에서 유입되는 양이 횡방향 유출량보다 클 경우에  $\Delta u_2$ 가 증가하는 지연소산 메커니즘에 타당성을 부여한다. 동일한 NVD와 NHD 조건에서는  $r_p$ 가 증가할수록 소산속도가 느려진다. 이러한 현상은 과잉간극수압장이 클수록 발현된 과잉간극수압이 소성영역 밖으로 빠지는데 오랜 시간이 소요되기 때문이다.

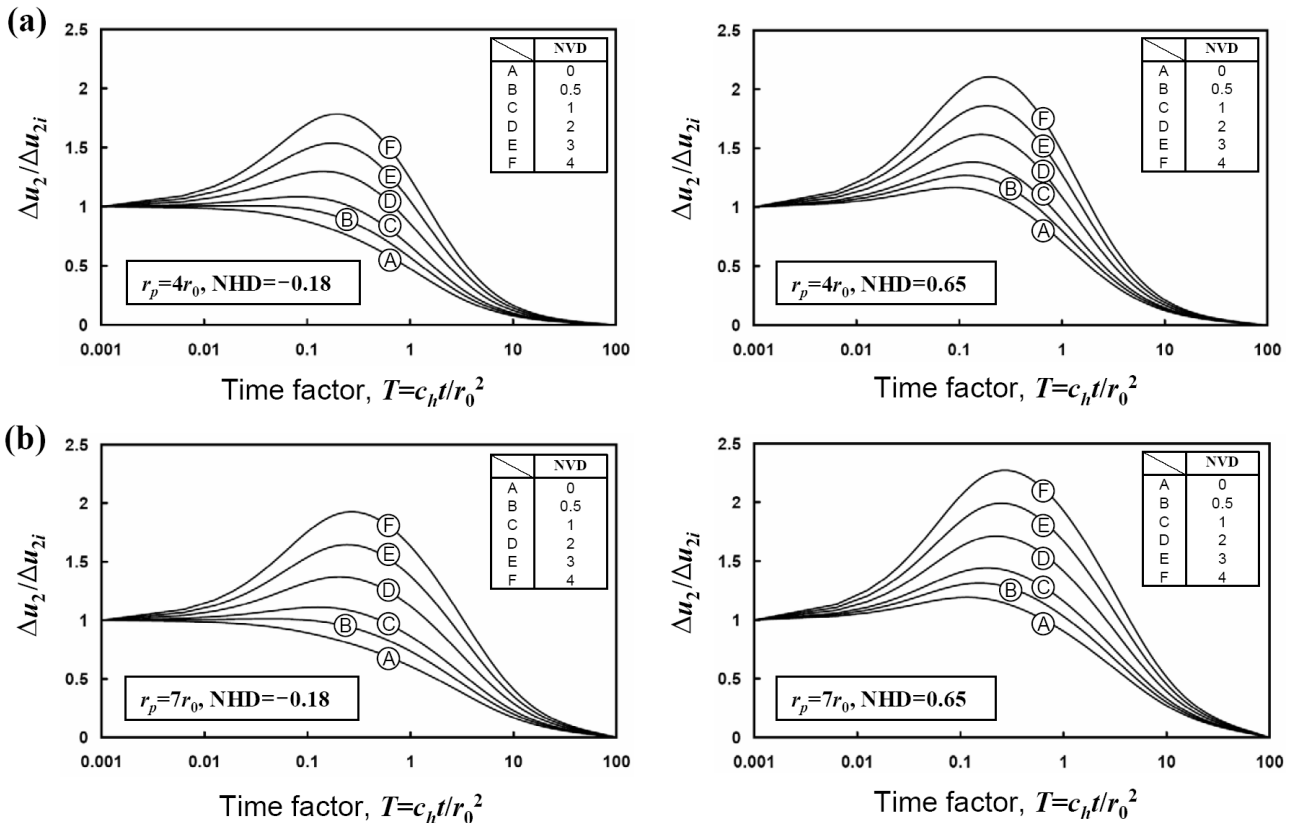


그림 8. 유한차분 해석결과: (a)  $r_p=4r_0$ , (b)  $r_p=7r_0$

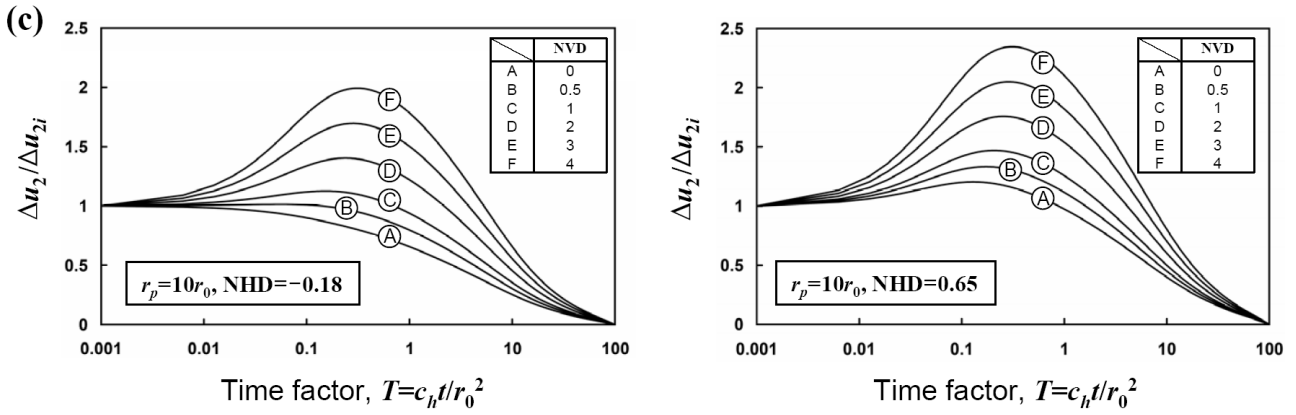


그림 8. 유한차분 해석결과(계속): (c)  $r_p=10r_0$

그림 9(a)는 과잉간극수압의 증가가 발생한 75개의 해석결과에 대하여 압밀도 50%에서의 시간계수 ( $T_{50}$ )와 과잉간극수압 증가도(DEPPI)의 상관관계를 분석한 결과이다. 각각의  $r_p$ 에 대하여  $T_{50}$ 과 DEPPI 사이에는 선형적인 상관관계가 존재한다. 그리고 이러한 상관관계는 NHD의 부호, 다시 말해 과잉간극수압의 횡방향 유입 혹은 유출 여부와 무관하게 선형성을 띤다. 한편, Teh & Houlsby(1991)가 제안한 방법과 유사하게 수정 시간계수(modified time factor,  $T_{50}^* = T/(r_p/r_0)^{1.5}$ )를 정의하면, 그림 9(b)에 제시된 것처럼  $r_p$ 에 무관하게  $T_{50}^*$ 과 DEPPI 사이에는 식 (12)로 표현되는 하나의 선형적 상관관계가 성립한다.

$$T_{50}^* = 0.31(\Delta u_{2\max}/\Delta u_{2i}) - 0.13 \quad (12)$$

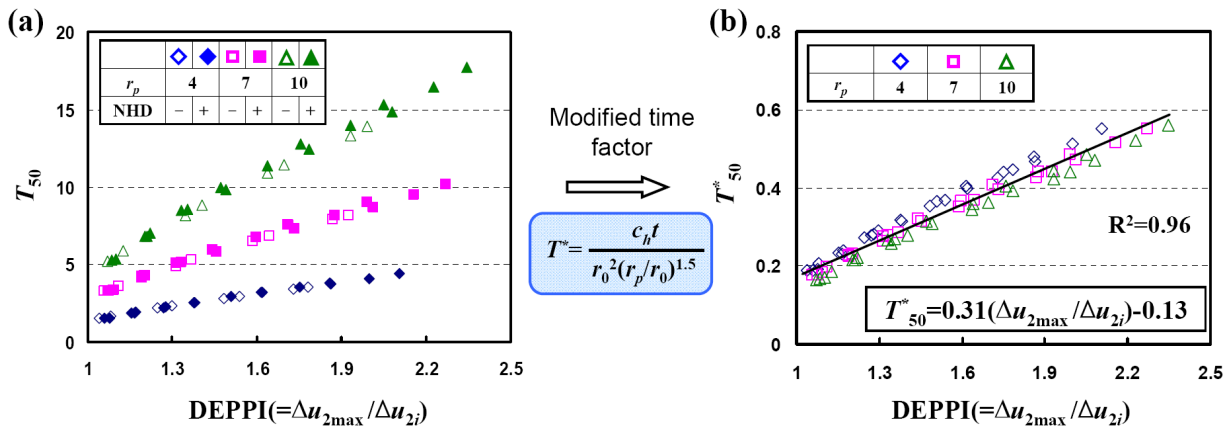


그림 9. 시간계수( $T$ )와 과잉간극수압 증가도(DEPPI)의 상관관계: (a)  $T$  vs. DEPPI, (b)  $T^*$  vs. DEPPI

지연소산이 발생한 해석결과에 대하여 압밀도 50%에서의 시간계수( $T_{50}$ )는 DEPPI와 무관하게 최대과잉간극수압이 발생할 때의 시간계수( $T_{\max}$ )와 일정한 비를 갖는다. 그림 10(a)~10(c)는 각각의  $r_p$ 에서 일정한 상수로 나타나는  $T_{50}/T_{\max}$ 를 보여준다.  $T_{50}/T_{\max}$ 는 NHD의 부호로 대변되는 지연소산의 메커니즘과는 무관하게 일정하게 나타난다. 또한, 그림 10(d)는 식 (13)으로 표현되는  $T_{50}/T_{\max}$ 와  $r_p$ 의 상관관계를 보여준다.  $T_{50}/T_{\max} = t_{50}/t_{\max}$ 이므로  $t_{50}/t_{\max}$ 를 알고 식 (13)을 이용하면 지반의 강성지수( $I_f$ )에 대한 정보가 없더라도  $r_p$ 를 구할 수 있다. 참고로  $I_f$ 은 변형률 수준, 변형률 속도, 응력 경도 등에 따라 그 값이 달라지므로 현장 및 실내시험을 통해 획득하기 어려운 지반물성치이다. 그간 피에조콘 소산곡선을 해석하는 데 있어서 가장 큰 어려움도  $I_f$ 을 결정하는 문제였다. 따라서 지연소산이 발생하는 경우라면  $t_{50}/t_{\max}$ 만으로  $r_p$ 를 산정할 수 있고 식 (4)로부터 역으로  $I_f$ 을 구할 수 있다.

$$t_{50}/t_{\max} = T_{50}/T_{\max} = 4.65(r_p/r_0) + 0.1 \quad (13)$$



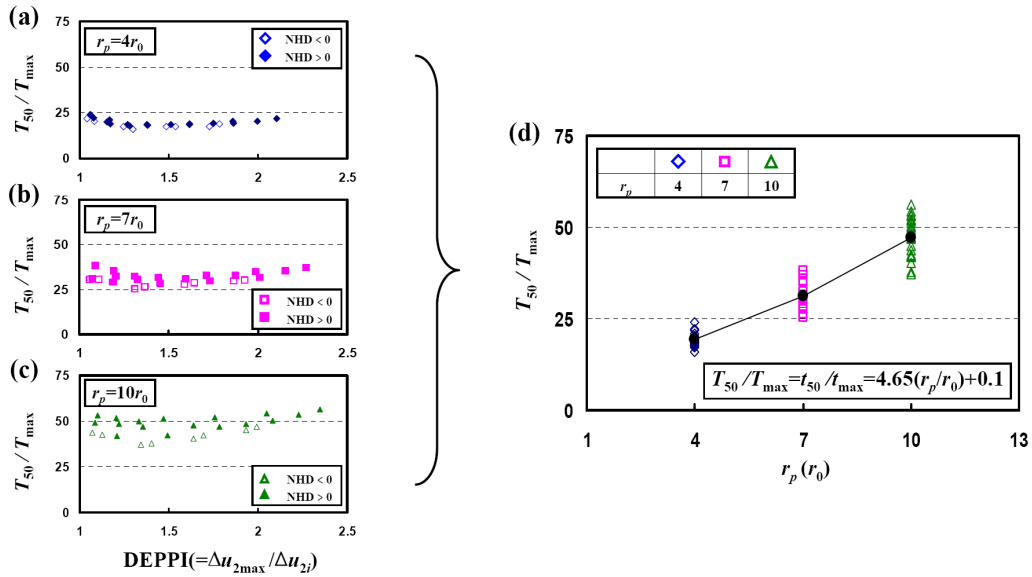


그림 10.  $T_{50}/T_{\max}(=t_{50}/t_{\max})$ 와 소성영역 크기( $r_p$ )와의 상관관계: (a)  $r_p=4r_0$ , (b)  $r_p=7r_0$ , (c)  $r_p=10r_0$ , (d)  $T_{50}/T_{\max}(=t_{50}/t_{\max})$  vs.  $r_p$

### 3.5 지연소산에 대한 압밀계수 해석기법

유한차분 해석을 통해 확인된 DEPPI와  $T_{50}^*$ 의 상관관계,  $r_p$ 와  $T_{50}/T_{\max}(=t_{50}/t_{\max})$ 의 상관관계를 바탕으로 지연소산 곡선으로부터 현장의 수평압밀계수를 산정하는 방법을 다음과 같이 제안한다.

- (1) 피에조콘 지연소산 곡선으로부터  $DEPPI(=\Delta u_{2\max}/\Delta u_{2i})$ ,  $t_{50}$ ,  $t_{\max}$ 를 결정한다.
- (2) 식 (12)와 식 (13)을 이용하여 무차원의  $T_{50}^*$ ,  $r_p/r_0$ 를 구한다.
- (3) 식 (14)로부터 현장의 수평압밀계수( $c_h$ )를 산정한다.

$$c_h = \frac{T_{50}^* r_o^2 (r_p/r_0)^{1.5}}{t_{50}} \quad (14)$$

기존의 간편 해석기법은 그 이론적 배경이 불명확하고 지반의  $I_r$ 에 대한 선행정보가 있어야만 적용 가능하다. 반면, 본 연구에서 제안한 해석기법은 지연소산의 메커니즘을 토대로 과잉간극수압의 소산에 대한 유한차분해석을 수행하여 제안하였으며,  $I_r$ 과 같은 지반물성에 대한 추가적인 정보 없이 소산시험 곡선만으로 현장의 수평압밀계수를 산정할 수 있는 장점이 있다.

### 4. 제안된 해석기법의 적용성 검증

국내외의 다양한 현장에서 측정한 피에조콘 지연소산 곡선에 개발된 해석기법을 적용하여 현장의 수평압밀계수를 산정하였다. 문헌을 통해 수집한 지연소산 자료와 표 2에 정리된 압밀계수를 포함한 지반 물성치는 다음과 같다.

장인성 등(2002)이 국내의 양산과 김제 현장에서 수행한 소산시험 결과는 그림 11(a)~11(b)에 제시되어 있다. 각 현장에서 수행한 소산시험 중 최하부 심도를 제외하고는 모두 지연소산이 발생하였다. 양산 현장의 점성토층은  $OCR=1.0\sim 2.3$ 의 저소성성 점토(CL)로 구성되어 있으며, 김제 현장은  $OCR=3.0\sim 4.7$ 이고 저소성성 점토(CL)와 고소성성 점토(CH)가 모두 나타난다. 두 현장의  $I_r$ 은 자가굴착식 프레스미터 시험을 수행하여 평가하였으며,  $c_h$ 는 방사배수 Rowe cell 시험으로부터 산정하였다. 표 2에 제시된  $c_h$ 는 현장의 응력이력을 고려한 제하/재제하 단계에서 획득한 결과이다. Kim(2005)은 모래

와 카올리나이트의 혼합시료를 대상으로 다양한 과압밀비 조건에서 모형토조시험을 수행하였다. 모형토조의 크기는 직경 1.2m, 높이 1m이고, 시험에는 표준 피에조콘이 사용되었다. 그림 11(c)는 자연소산의 계측된 OCR=10, 20의 소산곡선이다.  $I_r$ 은 삼축압축시험을 수행하여 평가했고,  $c_h$ 는 표준압밀시험으로부터 산정하였다. 단 제시된  $c_h$ 는 재하 단계에서 획득한 정규압밀에 해당하는 압밀계수이다. Sully et al.(1999)이 캐나다 밴쿠버의 Strong Pit에서 수행한 소산시험 결과는 그림 11(d)와 같다. 이 현장의 점성토층은 OCR=2~15의 저소성성 점토(CL)로 구성되어 있으며, 시험에는  $U_1$ ,  $U_2$ , 그리고  $U_3$ 에서 간극수압이 동시에 측정되는 다중 피에조콘이 활용되었다.  $I_r$ 은 현장의 배인전단 시험과 탄성파 시험으로부터 구하였고,  $c_h$ 는 표준압밀시험의 재하/재재하 단계에서 획득하였다. Lutenegger & Kabir(1987)가 미국 뉴욕의 St. Lawrence Seaway에서 수행한 소산시험 결과는 그림 11(e)에 제시되어 있다. 이 현장은 OCR=3의 연약한 점토로 구성되어 있으며, DEPPPI는 4%이다.  $I_r$ 에 대한 정보는 없으며,  $c_v$ 는 표준압밀시험으로부터 산정하였다.

개발된 해석기법을 적용하여 자연소산 곡선으로부터 현장의 수평압밀계수를 산정한 결과가 표 2에 제시되어 있다. 추가적으로, 간편 해석기법을 적용한 결과도 함께 제시하였다. 실내시험으로 구한 압밀계수  $c_{h(lab.)}$ 와 비교할 때 제안된 해석기법은  $I_r$ 에 대한 정보 없이도 비교적 양호하게 현장의  $c_h$ 를 산정하였다. 특히, 현장의 응력이력을 고려하여 압밀계수를 제시한 양산, 김제, 그리고 Strong Pit 현장의 경우에는  $c_h/c_{h(lab.)}$ 이 0.57~2.22로서 압밀계수의 변화폭을 감안할 때 매우 정확하게  $c_h$ 를 판정했다. 모형토조에서는  $c_{h(lab.)}$ 가 정규압밀 상태에서 제시된 값이므로  $c_h/c_{h(lab.)}$ 가 3.21~5.43으로 크게 나타났다. 그러나 일반적으로 과압밀 상태의 압밀계수가 정규압밀 상태보다 크기 때문에  $c_h$ 를 적절하게 산정한 것으로 판단된다. St. Lawrence Seaway 현장은 압밀계수의 응력이력에 대한 정보가 없으나 과압밀 상태임을 감안하여 제시된  $c_v$  중 상한값을 가지고 비교하면  $c_h/c_v(lab.)$ 가 2.30이 된다. 압밀계수의 이방성을 고려할 때 이 현장 또한  $c_h$ 를 양호하게 평가한 것으로 판단된다. 한편, 간편 해석기법과 제안된 해석기법을 비교하면 제안된 기법이 전반적으로 실내 압밀시험의 결과에 근접하게  $c_h$ 를 산정했다. 또한 간편 해석기법은 양산 현장의 2.8m, 김제 현장의 3.5m 소산시험 결과에서 확인되듯이 DEPPPI가 크면 그 오차가 급격히 증가하는데 반해 제안된 해석기법은 DEPPPI가 크더라도 비교적 안정적으로  $c_h$ 를 산정했다.

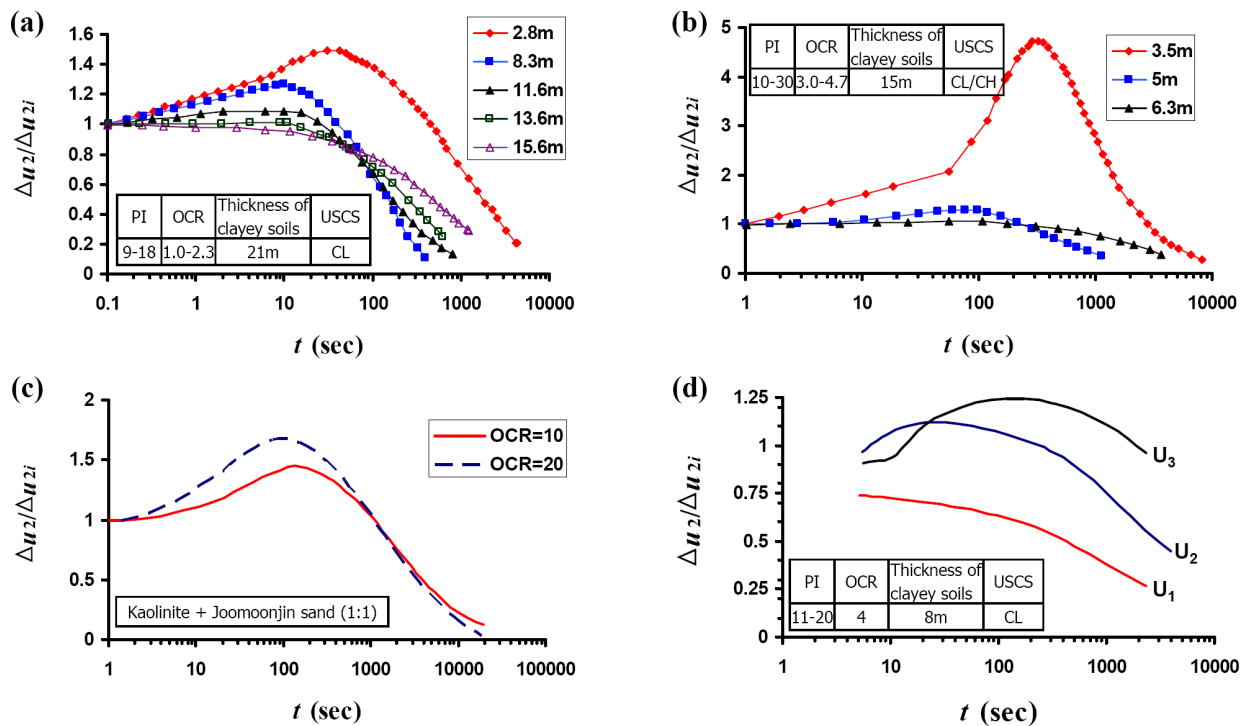


그림 11. 자연소산 자료: (a) 양산(장인성 등, 2002), (b) 김제(장인성 등, 2002), (c) 모형 토조(Kim, 2005), (d) Strong Pit(Sully et al., 1999)

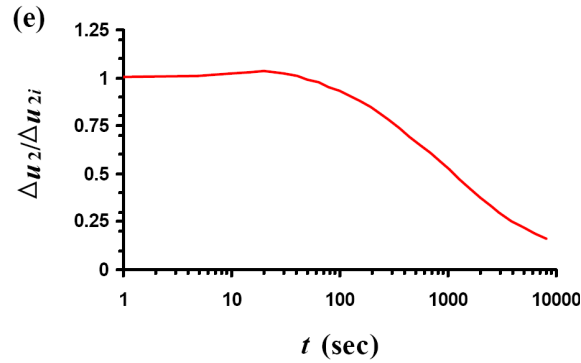


그림 14. 지연소산 자료(계속): (d) St. Lawrence Seaway(Lutenegger and Kabir, 1987)

표 2. 제안된 해석기법의 적용성 검증 결과

Site	Depth (m)	OCR	$I_r$	$t_{50}$	$t_{max}$	$\Delta u_{2max} / \Delta u_{2i}$	$c_h (x 10^{-3} \text{ cm}^2/\text{sec})$				$c_h/c_h(\text{lab.})$	비고	Reference
							Lab.	Off-set method	Root t method	Proposed method			
양산	2.8	2.3	69	1600	40	1.53	30.3	6.5	10	17.14	0.57	$c_h(\text{OC})$ Rowe cell test (방사배수)	장인성 등 (2002)
	8.3	1.44	54	150	10	1.25	51.8	63.7	81.9	31.20	0.60		
	11.6	1.31	78	160	10	1.13	30.7	55.1	76.5	27.58	0.90		
	13.6	1.27	72	250	12	1.03	9.5	27.6	28.8	22.59	2.38		
김제	3.5	4.7	336	5100	327	4.72	2.69	12.22	21.24	5.04	1.87	$c_h(\text{NC})$ Oedometer test	Kim(2005)
	5	3.59	160	750	76	1.3	2.56	18.61	34.49	3.51	1.37		
모형토조	0.5	10	48	4000	130	1.46	1.35	6.064	8.931	4.33	3.21	$c_h(\text{OC})$ Oedometer test	Sully et al. (1999)
	0.5	20	47	3500	100	1.69	1.35	5.411	7.509	7.33	5.43		
Strong Pit, Vancouver	6.65	4	200	3000	30	1.1	4~10	4.598	5.517	22.19	2.22	$c_h(\text{OC})$ Oedometer test	Lutengger & Kabir(1987)
St. Lawrence Seaway, N.Y.	6.1	3.5	-	700	20	1.04	2.8~8	N.A.	N.A.	18.04	2.30	$c_v$ Oedometer test	

## 5. 결론 및 제언

- (1) 피에조콘 소산시험에 대한 유한차분해석을 수행하여 지연소산을 모델링 하였다. 유한차분해석의 핵심인 관입하는 콘 주위의 과잉간극수압 분포양상은 공동팽창이론과 한계상태 토질역학의 이론적 기반, 그리고 현장 및 실내 모형토조시험에서 측정된 과잉간극수압의 분포양상에 근거하여 산정하였다.
- (2) 정규압밀에서 과압밀 점성토에 이르는 다양한 지반조건에서 수행된 유한차분해석 결과를 토대로 지연소산 곡선으로부터 압밀계수를 산정하는 해석기법을 제안하였다. 제안된 해석기법에서는 최대간극수압에 도달하는 시간( $t_{max}$ )과 50% 소산에 소요된 시간( $t_{50}$ ), 그리고 과잉간극수압 증가도( $DEPPI = \Delta u_{2max} / \Delta u_{2i}$ )가 현장수평압밀계수를 도출하는 지표로서 활용된다.
- (3) 국내외의 다양한 현장에서 제안된 해석기법을 활용하여 지연소산 곡선으로부터 압밀계수를 평가하고 이를 실내 압밀시험 자료와 비교한 결과, 제안된 해석기법은 우수한 적용성을 보였다.
- (4) 향후 현장의 불확실성을 배제한 모형토조시험을 수행하여 콘의 관입으로 발생하는 과잉간극수압의 분포양상에 대하여 실험적으로 규명하고 이를 본 연구 결과에 활용한다면 제안된 해석기법의 적용성이 보다 증대할 것으로 기대된다.

## 감사의 글

본 연구는 서울대학교 SIR BK21 (안전하고 지속가능한 사회기반건설)사업단과 서울대학교 공학연구소의 연구비 지원으로 수행되었으며, 이에 감사의 뜻을 표합니다.

## 참고문헌

1. 박찬국, 송정락, 김수일 (2002), “피에조콘 소산시험을 통한 해성연약지반의 압밀특성에 대한 실험적 연구”, 한국지반공학회 논문집, 제 18권, 제 2호, pp.137-146.
2. 이강운, 윤길림, 채영수 (2003), “Piezocone 시험을 이용한 해성점토의 수평압밀 특성 연구”, 한국지반공학회 논문집, 제 19권, 제 5호, pp.133-144.
3. 장인성, 이선재, 정충기, 김명모 (2002), “CPTu를 이용한 국내 점성토 지반의 압밀계수 산정”, 대한토목학회논문집, 제 22권, 제 1호, pp.67-79.
4. 하태균, 정종홍, 김홍중, 박래선, 정충기 (2007), “약간 과압밀된 점성토에서 발생하는 피에조콘 지연 소산 메커니즘”, 한국지반공학회 논문집, 제 23권, 제 10호, pp.73-84.
5. Baligh, M.M., and Levadox, J.M. (1986), "Consolidation after Undrained Piezocone Penetration II: Interpretation", *Journal of Geotechnical Engineering, ASCE*, Vol. 112, No. 7, pp. 727-745.
6. Burns, S.E., and Mayne, P.W. (1998), "Monotonic and dilatatory pore-pressure decay during piezocone tests in clay", *Canadian Geotechnical Journal*, Vol. 35, pp. 1063-1073.
7. Kim, T.J. (2005), "Dissipation of pore water pressure due to piezocone penetration in OC clay", Ph. D. Dissertation, Korea University, Seoul, Korea.
8. Lunne, T., Robertson, P.K., and Powell, J. J. M. (1997), "Cone penetration testing in geotechnical practice", Blackie academic and professional, Chapman and hall, London.
9. Lutenegeger, A.J., and Kabir, M.G.(1987), "Pore pressures generated by two penetrometers in clays", Department of Civil and Environmental Engineering, Clarkson University, Potsdam, N.Y., Report 87-2.
10. Mayne, P.W., (1988), "Determining OCR of clays from laboratory strengths", *Journal of Geotechnical Engineering, ASCE*, Vol. 114, No. 1, pp. 76-92.
11. Robertson, P.K., Campanella, R.G., Gillespie, D., and Grieg, J. (1986), "Use of piezometer cone data", *Proceedings of ASCE Specialty Conf. In Situ' 86: Use of In Situ Tests in Geotechnical Engineering*, New York. pp. 1263-1280.
12. Sully, J.P., and Campanella, R.G. (1994), "Evaluation of field CPTU dissipation data in overconsolidated fine-grained soils", *Proceedings of 13th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, New Delhi, Vol. 1, pp. 201-204.
13. Sully, J.P., Campanella, R.G., and Robertson, P.K. (1988), "Overconsolidation ratio of clays from penetration pore water pressures", *Journal of Geotechnical Engineering, ASCE*, Vol.114, No.2, pp. 209-215.
14. Sully, J.P., Robertson P.K., Campanella, R.G., and Woeller D.J. (1999), "An approach to evaluation of field CPTU dissipation data in overconsolidated fine-grained soils", *Canadian Geotechnical Journal*, Vol. 36, pp.369-381.
15. Teh, C.I. and Houlsby, G.T. (1991), "An analytical study of the cone penetration test in clay", *Geotechnique*, No. 41, Vol. 1, pp. 17-34.
16. Torstensson, B.A. (1977), "The pore pressure probe", *Nordiske Geotekniske Mte*, Oslo, Paper No. 34, pp. 34.1-34.15.
17. Whittle, A. J., and Aubeny, C. P. (1993), "The effects of installation disturbance on interpretation of in situ tests in clay", *Predictive soil mechanics*, pp. 742-767.
18. Worth, C.P. (1984), "The interpretation of in-situ soil tests: 24th Rankine Lecture", *Geotechnique*, Vol. 34, No. 4, pp.449-489.