

정규압밀점토에서의 피에조 콘 관입에 의한 과잉간극수압에 대한 연구

Initial Excess Pore Pressure Induced by Cone Penetration in Normally Consolidated Clays

임 형 덕*¹ Lim, Hyung-Duk

이 우 진*² Lee, Woo-Jin

김 대 규*³ Kim, Dae-Kyu

Abstract

In this study, an interpretation method is proposed to evaluate the stress conditions, including individual excess pore pressure components (Δu_{oct} and Δu_{shear}), of normally consolidated clay elements adjacent to the cone face. It is assumed that the stress path of triaxial compression is representative for that of the soil element and the soil is elastic-perfectly plastic material. The proposed method is applied to the results of miniature piezocone tests conducted at Louisiana State University calibration chamber system. Based on the results of interpretation, it was found that the ratio of $\Delta u_{oct}/\Delta u$ and $\Delta u_{shear}/\Delta u$ estimated by the proposed method is affected only by the pore pressure parameter. The proposed method gives consistent and reliable values of $\Delta u_{oct}/\Delta u$ and $\Delta u_{shear}/\Delta u$ compared with early works, whereas those obtained by other solutions are significantly dependent on the accuracy in estimating soil properties such as undrained shear strength and rigidity index.

요 지

본 연구에서는 콘 선단부 주변의 정규압밀점토 요소의 응력 경로가 삼축압축시험의 응력 경로와 같고 흙 요소를 탄성-완전 소성 재료로 가정하여, 콘 관입에 따른 과잉간극수압의 두 요소를 포함한 응력 상태를 평가할 수 있는 방법을 제안하였다. 제안된 방법은 루이지애나 주립대학교 모형 토조에서 수행된 소형 피에조 콘 시험결과에 적용하였다. 해석결과에 의하면, 제안된 방법에 의해 산정된 $\Delta u_{oct}/\Delta u$ 와 $\Delta u_{shear}/\Delta u$ 는 오직 간극수압계수의 함수인 것으로 나타났다. 또한, 기존의 이론해에서는 비배수 전단강도, 강성지수와 같은 흙의 물성치 산정의 정확성에 따라 좌우되는 반면에 제안된 방법은 간극수압계수에 따른 일관된 결과를 주며 기존의 연구결과와도 일치하는 것으로 나타났다.

Keywords : Excess pore pressure, Miniature piezocone, Normally consolidated clays

1. 서 론

최근 항만과 공항용 부지, 택지, 산업기지 등의 수요

가 증가함에 따라 해안 인근 연약지반 상의 건설이 늘어나고 있으며, 이러한 연약지반의 활용이 증가함에 따라 체계적이고 경제적인 개량을 위하여 이들 지반의

*1 정회원, 고려대학교 부설 방재과학기술연구소 선임연구원 (Member, Senior Researcher, Research Center for Disaster Prevention Science and Technology, Korea Univ., hdlim@korea.ac.kr)

*2 정회원, 고려대학교 토목환경공학과 부교수 (Member, Associate Prof., Dept. of Civil & Environmental Engrg., Korea Univ.)

*3 정회원, 상명대학교 토목환경공학과 전임강사 (Member, Instructor, Dept. of Civil & Environmental Engrg., SangMyung Univ.)

압밀특성을 파악하는 것이 무엇보다 중요하다. 일반적으로 압밀특성을 평가하는 방법으로는 실내 압밀시험 또는 현장에서의 계측에 의한 역해석 등이 있다. 보편적으로 이용되고 있는 이러한 방법은 시료 크기 및 교란 효과, 그리고 지반의 불균질성 등으로 인하여 압밀계수를 추정하는데 있어서 여러 단점이 있다. 이러한 실내시험의 단점을 극복하기 위하여 여러 현장시험이 개발 및 사용되고 있으며, 그 중에서도 피에조 콘 관입시험 및 소산시험은 압밀특성뿐만 아니라 토층 판별, 강도 및 변형 정수 등의 추정을 위한 현장시험으로 널리 이용되고 있는 실정이다. 국내에서도 피에조 콘 시험의 활용은 점차 증가하고 있으며, 동시에 피에조 콘을 이용한 강도 및 변형특성, 그리고 압밀특성의 추정에 대한 연구도 활발히 진행되고 있다(이선재, 1997; 김영상 1999).

피에조 콘 소산시험은 특정 깊이에서 콘의 관입을 멈추고 시간의 경과에 따른 간극수압의 변화를 측정하는 시험으로, 소산시험을 이용하여 압밀계수를 추정하는 이론해들이 여러 학자들에 의해서 제안되었다. 이러한 방법은 공동 확장 모델(Vesic, 1972; Torstensson, 1975, 1977), 변형률 경로법(Baligh와 Levadoux, 1980; Levadoux와 Baligh, 1986; Houslsby와 Teh, 1988; Teh와 Houslsby, 1991), 경험적인 방법(Gupta와 Davidson, 1986; Sully와 Campanella, 1994), 그리고 유한요소해석(Abu-Farsakh 등, 1998) 등으로 구분될 수 있다. 공동 확장 이론은 콘 주변 지반의 복잡한 거동을 구형 또는 원통형 공동확장으로 가정하는 제한점에도 불구하고 상대적으로 사용이 간편한 점 때문에 널리 이용되고 있으며, 변형률 경로법은 3차원적인 콘 관입의 복잡한 과정을 실제와 근접하게 모사할 수 있는 반면에 그 사용이 어렵고 지반의 구성모델에 따라 그 결과가 매우 달라지는 단점이 있다. Gupta와 Davidson(1986)이 제안한 경험적인 방법은 콘의 관입에 따른 콘 상부지반의 부분적인 간극수압의 소산을 고려하고, 초기 과잉간극수압을 이론적으로 산정하지 않고 실제 측정된 간극수압을 기준으로 해석 프로그램에서 산정된 소산곡선과 실측된 소산곡선이 50%의 압밀도에서 일치하도록 반복 계산하여 압밀계수를 추정하는 방법이다. 이론적 방법을 이용하여 추정한 초기 과잉간극수압 및 소산곡선은 일반적으로 초기 과잉간극수압 분포를 정확히 모사할 수 없는 이론적 한계, 콘 관입 중지에 따른 주변지반의 응력 이완, 일정한 압밀계수의 가정, 비배수 전단강도(s_u), 전단변형 계수(G)와 같은 지반물성치 산정의 불확실성 등으로 인하여 실

측치와 일치하는 경우가 드물다. 특히 압밀계수를 산정하는데 있어서 초기 과잉간극수압의 크기 및 분포가 가장 큰 영향을 미치는데 기존의 공동확장 이론은 지반물성치(s_u 와 G)의 평가에 따라 매우 의존적이며, 비배수 전단강도와 전단변형계수는 변형률, 응력 경로, 변형률 속도, 과압밀 정도 등 여러 요소의 영향을 받으므로 정확한 값을 결정하기가 어렵다.

본 연구에서는 피에조 콘 관입에 따른 콘 선단부 주변의 흙 요소의 응력 경로는 삼축압축시험의 응력 경로로 모사할 수 있다는 기존의 연구결과(Wroth, 1984)와 흙 요소를 탄성-완전 소성(elastic-perfectly plastic) 재료로 가정하여 정규압밀점도에서의 피에조 콘 관입시험시 측정된 초기 과잉간극수압을 팔면체 수직응력(octahedral normal stress, $\Delta\sigma_{oct}$)의 변화에 의해 발생하는 과잉간극수압(Δu_{oct})과 팔면체 전단응력(octahedral shear stress, $\Delta\tau_{oct}$)의 변화에 의해 발생하는 과잉간극수압(Δu_{shear})으로 구분할 수 있는 방법을 제안하였다. 본 연구에서 제안된 방법은 루이지애나 주립대학교 모형 토조에서 수행된 소형 피에조 콘의 시험결과(Kurup 등 1994, Lim 1999)에 적용하였으며, 해석결과를 기존의 이론해와 비교하였다.

2. 초기 과잉간극수압의 평가

2.1 과잉간극수압

피에조 콘의 관입에 따라서 콘 주변의 흙 요소는 응력의 변화가 발생하며, 투수계수가 작은 포화된 점성토의 경우에는 비배수 상태가 된다. 일반적으로 콘의 관입에 의해 발생하는 과잉간극수압은 다음과 같이 팔면체 수직응력(octahedral normal stress, $\Delta\sigma_{oct}$)의 변화에 의해 발생하는 과잉간극수압(Δu_{oct})과 팔면체 전단응력(octahedral shear stress, $\Delta\tau_{oct}$)의 변화에 의해 발생하는 과잉간극수압(Δu_{shear})으로 구분할 수 있다.

$$\Delta u = \Delta u_{oct} + \Delta u_{shear} = \Delta\sigma_{oct} + \alpha_f \Delta\tau_{oct} \quad (1)$$

여기서, α_f 는 Henkel의 파괴시 간극수압계수

식 (1)과 같이 측정된 과잉간극수압을 이론적으로 두 가지 요소로 구분할 수는 있지만, 실제적으로 피에조 콘 시험시에는 전체 과잉간극수압(Δu)의 변화만 측정할 수 있고 두 가지 요소를 분리하여 측정할 수 있는 방법

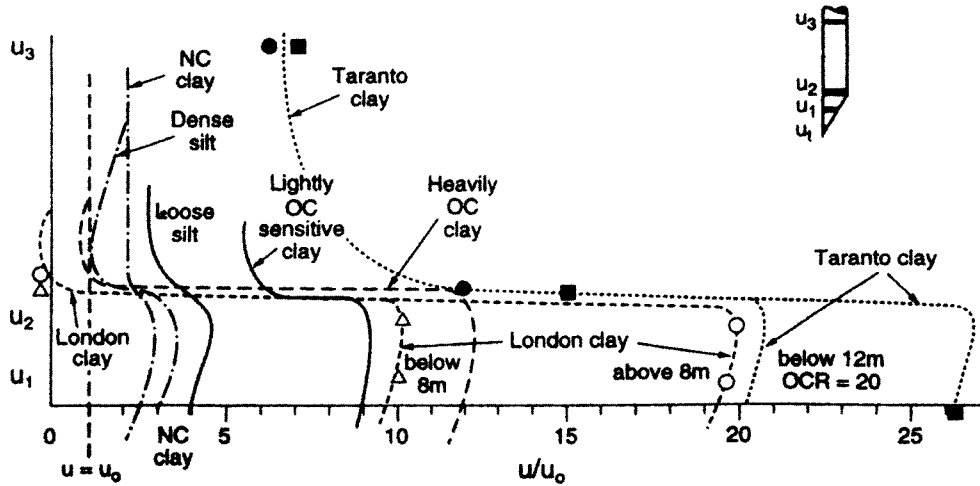


그림 1. 과압밀비와 측정위치에 따른 간극수압의 분포 (Robertson 등, 1986)

은 현재까지는 없다.

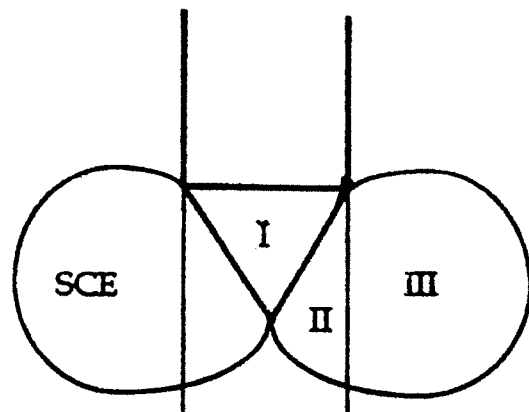
측정된 과잉간극수압은 과압밀비 및 필터의 위치에 따라 그 크기가 달라지게 되며, 콘 선단부 주변에서는 팔면체 수직응력의 변화가 주를 이루며 상대적으로 팔면체 전단응력의 변화는 20% 미만인 것으로 알려져 있다(Baligh, 1986). 그러나 콘 몸체로 갈수록 소산시험을 위한 콘의 관입 증지로 인한 응력 이완을 경험하게 되어 전단응력의 변화에 의한 과잉간극수압의 몫이 증가하게 된다. 팔면체 수직응력의 변화에 의해 발생하는 과잉간극수압은 과압밀비와 관계없이 항상 양의 값을 가지지만, 팔면체 전단응력의 변화에 의해 발생하는 과잉간극수압은 전단에 의한 체적변화 특성(압축 또는 팽창)에 따라 양 또는 부의 값을 가지게 된다. 따라서 정규압밀 또는 과압밀비가 작은 점토에서는 콘 선단부 및 몸체에서 항상 양의 과잉간극수압이 측정된다. 과압밀비가 큰 점토의 경우 일반적으로 콘 선단부에서는 항상 양의 과잉간극수압이 측정되지만 콘 몸체에서는 아주 작은 양의 과잉간극수압 또는 부의 과잉간극수압이 측정된다. 그림 1은 과압밀비와 측정위치에 따른 과잉간극수압의 분포를 나타내고 있다.

2.2 초기 과잉간극수압의 평가

Vesic(1977)에 의하면 콘의 관입에 의해서 콘 선단부 주변의 흙은 탄성영역, 전단영역, 그리고 소성 영역으로 구분되는 파괴 영역이 형성된다(그림 2). 따라서 선단부 주변의 하중 조건은 탄성 이론을 적용하여 평가할 수 있으며, Wroth(1984)는 선단부 주변 흙 요소의 주파괴

구조는 삼축압축 상태와 유사하다고 주장하였다. 따라서 콘의 관입에 따른 선단부 주변 흙 요소의 응력 상태와 과잉간극수압은 개략적으로 삼축압축시험의 응력경로를 이용하여 평가할 수 있다.

콘이 관입 되기 이전의 초기 응력상태는 그림 3의 점 A로 나타낼 수 있으며, 초기 응력상태는 지하수의 깊이, 흙의 단위중량, 그리고 횡방향 토압계수 등을 알면 비교적 정확하게 추정할 수 있다. 콘이 관입됨에 따라 콘 주변의 흙은 전응력의 변화가 발생하며 비배수 조건의 경우 과잉간극수압이 발생하게 된다. 선단부 주변 흙 요소의 전응력 경로는 탄성 이론을 이용하여 산정할 수 있으며, 축대칭 탄성 이론에 의하면 콘 선단부 중간부근(mid-face of the cone) 흙 요소의 횡방향 전응력과 연직방향의 전응력 증가량의 비는 1/2이다($\Delta\sigma_r/\Delta\sigma_z=1/2$). 따라서 p'-q



Zone I : 탄성 영역
Zone II : 전단 영역
Zone III : 소성 영역 (Spherical Cavity Expansion)

그림 2. 콘 선단부 주변 흙의 파괴 영역 (Vesic, 1977)

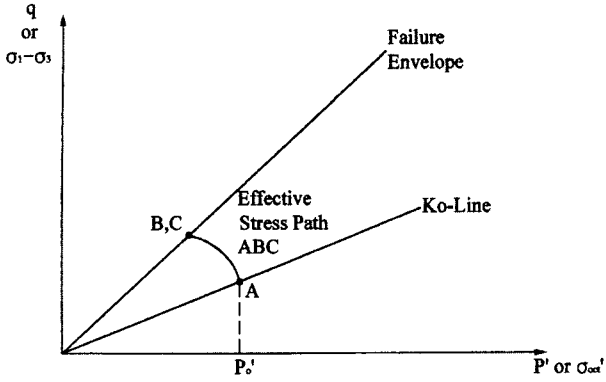


그림 3. 콘의 관입에 따른 선단부 주변 흙 요소의 응력 경로 (Wroth, 1984)

공간에서의 전응력 경로의 기울기는 3/4가 되며, 유효응력 경로는 삼축압축시험의 응력경로와 유사한 그림 3의 AB로 나타낼 수 있다. 응력 경로 AB의 과정에서 발생하는 과잉간극수압은 팽면체 수직응력의 변화에 따른 과잉간극수압과 팽면체 전단응력의 변화에 따른 과잉간극수압으로 구성된다(그림 4).

흙 요소를 탄성-완전 소성체로 가정하면 파괴 후의 강도 변화는 없게 되며, 연직방향의 전응력의 증가량과 횡방향의 전응력의 증가량이 서로 같게 된다. 따라서 과잉간극수압의 증가량은 연직방향의 전응력의 증가량 또는 횡방향의 전응력의 증가량과 같게 되며, 파괴 후의 응력 상태는 그림 3과 4의 점 C로 나타낼 수 있다.

그림 4에 나타난 바와 같이 선단부 주변의 흙 요소의 파괴 시점(점 B) 및 파괴 후(점 C)의 연직응력과 간극수압의 관계는 Henkel의 간극수압 공식을 이용하면 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$\sigma_{VB} = \sigma_{VO} + \Delta\sigma_{VB} \quad (2)$$

$$u_B = u_o + \Delta u_B = u_o + \frac{2}{3} \Delta\sigma_{VB} + \frac{1}{3\sqrt{2}} \alpha_f \Delta\sigma_{VB} \quad (3)$$

$$\sigma_{VC} = \sigma_{VO} + \Delta\sigma_{VB} + \Delta\sigma_{VC} \quad (4)$$

$$\begin{aligned} u_C &= u_{1(\text{측정치})} = u_o + \Delta u_B + \Delta u_C \\ &= u_o + \frac{2}{3} \Delta\sigma_{VB} + \frac{1}{3\sqrt{2}} \alpha_f \Delta\sigma_{VB} + \Delta\sigma_{VC} \end{aligned} \quad (5)$$

여기서, $\alpha_f = 0.707(3A_f - 1)$

위의 식 (2)~(5)에서 초기 응력상태(σ_{VO} 와 u_o)와 파괴 후의 간극수압(u_C)은 추정 또는 측정이 가능하며 간극수압계수는 삼축시험을 수행하여 평가할 수 있다. 그러나 파괴 시점 및 파괴 후의 전응력의 증가량과 과잉간

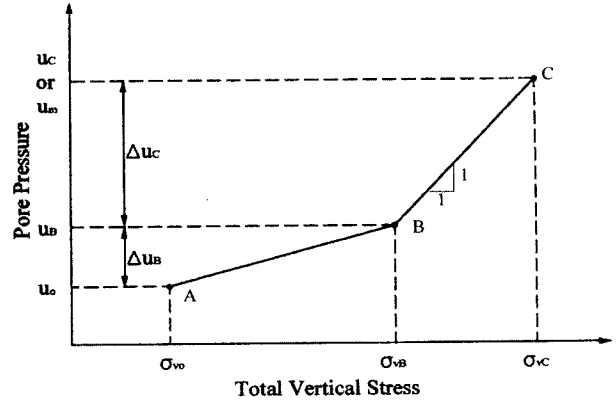


그림 4. 콘의 관입에 따른 과잉간극수압의 발생 (Konrad와 Law, 1987)

극수압의 증가량은 알 수가 없으므로 식 (2)~(5)를 풀기 위해서는 추가적인 가정사항이 필요하다. 식 (2)~(5)에서 전응력의 증가량($\Delta\sigma_{VB}$ 와 $\Delta\sigma_{VC}$)은 항상 양의 값을 가지므로 이를 만족시키는 조건은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$u_c - u_o < \sigma_{VC} - \sigma_{VO} < \frac{6(u_c - u_o)}{4 + \sqrt{2}\alpha_f} \quad (6)$$

$$\alpha_f < \sqrt{2} \text{ or } A_f < 1.0 \quad (7)$$

일반적으로 정규압밀점토의 경우 A_f 값은 매우 예민한 점토(highly sensitive clay)를 제외하고는 0.5~1.0의 분포를 보이므로 식 (7)은 항상 만족하는 조건이다. 그리고 식 (6)에서 A_f 값이 1.0인 경우에는 좌변항과 우변항이 같게 되며, A_f 값이 0.5인 경우에는 우변항이 좌변항의 4/3 배가된다. 따라서 정규압밀점토의 경우 연직 전응력의 증가량($\sigma_{VC} - \sigma_{VO}$)은 항상 과잉간극수압의 증가량보다는 크며 과잉간극수압의 4/3배 보다는 작다. 이러한 조건을 고려하여 본 연구에서는 정규압밀점토에서의 콘 관입에 따른 선단부 주변 흙 요소의 파괴 후의 연직 전응력(σ_{VC})은 초기 연직 전응력(σ_{VO})과 연직응력 증가량의 하한계와 상한계의 평균의 합으로 가정하였으며 식 (8)과 같이 표현될 수 있다.

$$\sigma_{VC} = \sigma_{VO} + \frac{u_c - u_o}{2} \left(1 + \frac{6}{4 + \sqrt{2}\alpha_f}\right) \quad (8)$$

식 (8)을 식 (2)~(5)에 대입하여 풀면 콘 관입에 따른 선단부 주변 흙 요소의 응력조건을 알 수 있으며, 측정된 과잉간극수압을 Δu_{oct} 와 Δu_{shear} 로 구분하여 산정할 수 있다. 본 연구에서 고려한 흙 요소의 위치는 콘 선단

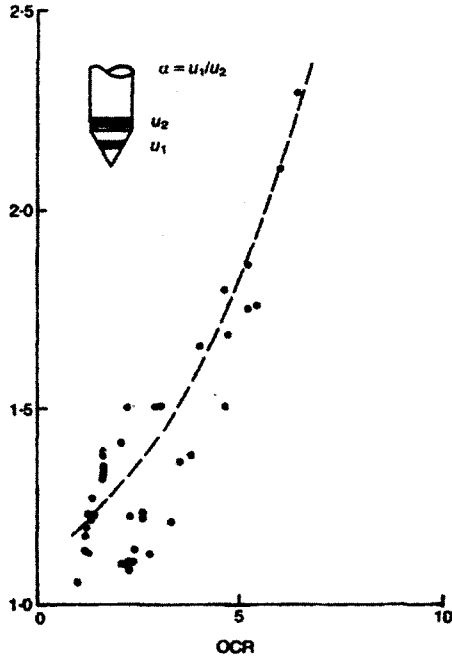


그림 5. 과압밀비에 따른 u_1 과 u_2 의 관계 (Sully 등, 1998)

부 중앙(mid-face of the cone, u_1)이므로 u_1 위치에서 측정된 간극수압은 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$\begin{aligned} \Delta u_1 &= \Delta u_{oct} + \Delta u_{shear} \\ &= \left(\frac{2}{3} \Delta \sigma_{VB} + \Delta \sigma_{VC}\right) + \left(\frac{1}{3\sqrt{2}} \alpha_f \Delta \sigma_{VB}\right) \quad (9) \end{aligned}$$

콘 선단부 뒤(behind the tip, u_2)에서 간극수압을 측정하는 경우에 선단부 뒤 흙 요소의 파괴형태는 직접전단이며, 전단응력의 변화에 의하여 발생하는 과잉간극수압은 p' 이 일정한 응력경로를 이용하면 파괴시의 팽면체 수직응력($\sigma_{(oct)}$)과 초기 팽면체 수직응력($\sigma_{(oct)}$)의 차이와 같게 된다 (Wroth, 1984; Burns와 Mayne, 1998). 따라서 본 연구에서는 콘 선단부 뒤에서 발생하는 Δu_{shear} 의 크기는 콘 선단부에서 발생하는 Δu_{shear} 의 크기와 같다고 가정하여 선단부 뒤(u_2)에서 측정된 간극수압은 다음과 같이 표현할 수 있다. 콘 선단부 뒤(u_2)에서만 간극수

압을 측정할 경우에 u_1 은 그림 5와 같이 과압밀비에 따른 u_1 과 u_2 의 관계에서 추정할 수 있다.

$$\begin{aligned} \Delta u_2 &= \Delta u_{oct} + \Delta u_{shear} \\ &= \left[\frac{2}{3} \Delta \sigma_{VB} + \Delta \sigma_{VC} - (u_1 - u_2)\right] + \left(\frac{1}{3\sqrt{2}} \alpha_f \Delta \sigma_{VB}\right) \quad (10) \end{aligned}$$

3. 실내 토조에서의 소형 콘 시험

피에조 콘 시험 결과의 해석은 콘의 크기 및 형태, 시험 방법 및 지반 특성의 영향을 받기 때문에 보다 정확한 해석을 위해서는 현장 또는 실내 보정시험(calibration test)을 필요로 한다. 현장 시험은 여러 제약조건과 지반의 불균질성 등의 단점이 있는 반면에, 실내 보정시험은 시료의 응력 상태를 특정 조건으로 조절할 수 있고, 균질한 시료 및 동일한 조건의 시료를 연속적으로 만들 수 있으며, 계측 기기를 설치하기가 용이하다는 장점이 있다. 따라서 본 연구에서는 제안된 해석법을 루이지애나 주립대학교에서 수행한 실내 토조에서의 소형 콘 시험 결과(Kurup 등 1994, Lim 1999)에 적용하여 기존의 이론적 해석법과 비교, 분석하였다.

시료 준비는 kaolin과 고운 모래를 혼합하여 슬러리 압밀기(slurry consolidometer)에서 자립할 수 있는 강도를 얻을 수 있도록 압밀을 시킨 후 모형 토조(calibration chamber)에서 원하는 특정 조건의 응력상태가 되도록 재압밀시켰다. 루이지애나 주립대학교의 모형 토조는 직경 525 mm, 높이 815 mm의 시료를 만들 수 있으며, 경계면은 이중 연성 구조로(flexible double wall) K_0 조건을 포함한 다양한 응력 경로로 시료를 압밀시킬 수 있는 장비이다. 소형 콘은 순단면적이 100 mm^2 , 선단각이 60° 이며, 간극수압의 측정 위치에 따라 u_1 과 u_2 두 가지 형태로 구분된다. 표 1은 각 시료의 응력 조건을 나타내고 있으며, 실내 시험에 의해 산정된 각 시료의 물성치는 표 2에 나타난 바와 같다.

표 1. 각 시료의 응력 조건

Specimen No.	OCR	Back Pressure u_0 (kPa)	Final Effective Stress (kPa)		Lateral Stress Coefficient (K_0)
			Vertical	Horizontal	
1*	1.0	138	207	207	1.0
2*	1.0	138	207	207	1.0
3**	1.0	138	207	207	1.0
4**	1.0	138	207	86.2	0.42
5**	1.0	193	262.2	262.2	1.0
6**	1.0	193	262.2	104.8	0.40

*Kurup 등 (1994), **Lim (1999)

표 2. 각 시료의 실내시험 결과

Specimen No.	Water Content (%)	Undrained Shear Strength (kPa)	A _r	Rigidity Index I _r =G ₅₀ /s _u
1*	23.32	60	1.10	267
2*	18.56	80	0.49	100
3**	17.36	80	0.49	100
4**	19.43	85	0.37	333
5**	17.22	98	0.71	167
6**	17.54	121	0.25	400

*Kurup 등 (1994), **Lim (1999)

루이지애나 주립대학교 수행한 소형 콘 시험 중 본 연구에서는 총 15개의 시험 결과를 이용하였다. 시험은 관입 속도 2 cm/sec로 수행되었고 깊이별로 선단저항치(q_c)와 간극수압(u_1 또는 u_2)을 측정하였으며, 부동 단면적 효과를 고려하여 보정된 선단저항력(q_T)을 산정하였다. 시험결과 보정된 선단저항력은 대부분 낮은 관입 심도에서 일정한 값에 도달하였으나 몇몇 시험에서는 간극수압이 일정한 값에 도달하지 않고 관입 심도에 따라 계속 증가하는 경향을 보였다. 각 시료별 소형 콘 시험 결과(q_T 와 u)는 표 3에 나타난 바와 같다. 표 3에서 알 수 있듯이 간극수압은 유효 상재하중이 클수록 증가하며, 연직응력이 같을 경우 K_0 조건인 경우보다 등방상태 (isotropic condition)의 시료에서 큰 간극수압이 측정되었다. 기존의 시험 및 연구결과에 의하면 선단부(u_1)에서 측정된 간극수압이 선단부 뒤(u_2)에서 측정된 간극수압보다 큰 것이 일반적이거나 소형 콘의 시험결과에서는 u_1

표 3. 소형 콘 관입시험 결과

Specimen No.	Test ID	Filter Location	Net Cone Resistance $q_T - u_o$ (kPa)	Excess Pore Pressure (kPa)
1*	PCPT1	u_2	1171.3	624.0
	PCPT2	u_1	1194.8	561.8
2*	PCPT3	u_2	1239.7	590.9
	PCPT4	u_1	1258.7	631.8
3**	PCPT5	u_1	1512.0	722.0
	PCPT6	u_1	1462.0	667.0
	PCPT7	u_1	1442.0	657.0
4**	PCPT8	u_1	1192.0	472.0
	PCPT9	u_2	1122.0	480.0
	PCPT10	u_2	1337.0	477.0
5**	PCPT11	u_1	1542.0	792.0
	PCPT12	u_2	1527.0	787.0
6**	PCPT13	u_1	1337.0	527.0
	PCPT14	u_2	1377.0	597.0
	PCPT15	u_2	1357.0	527.0

*Kurup 등 (1994), **Lim (1999)

과 u_2 가 비슷한 것으로 나타났다. 이는 콘의 크기와 관련된 것으로 사료되며, 정확한 원인은 추정할 수 없었다.

각 시험기와 시험과정에 관련된 자세한 사항은 참고문헌에 나타나 있으므로 이를 참조하기 바란다.

4. 시험해석 결과 및 분석

4.1 응력 조건

콘의 관입에 따른 선단부 주변 흙 요소의 응력 조건은 흙 요소를 탄성-완전 소성재료로 가정하고 탄성이론에 근거한 응력 경로 해석법을 이용하여 추정할 수 있다. 파괴 후의 최종 연직 전응력(σ_{vc})은 식 (8)에 의해서 산정될 수 있으며, 간극수압의 두 요소는 식 (8)을 식 (2)~(5)에 대입하여 풀면 구할 수 있다. 그림 6은 각 시료별로 산정된 파괴 후의 최종 연직 유효응력(σ'_{vc})과

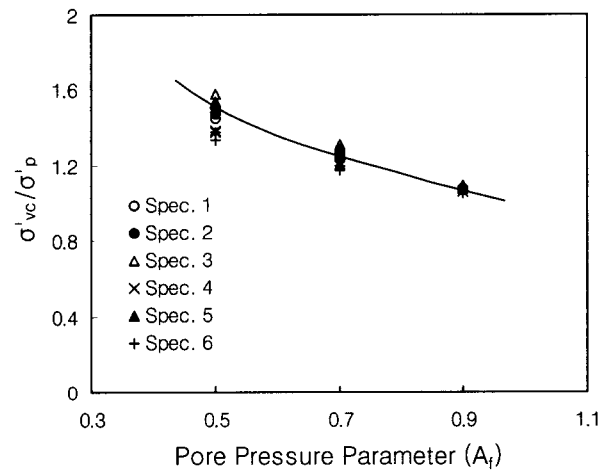


그림 6. 간극수압계수에 따른 σ'_{vc} 와 P'_c 의 관계

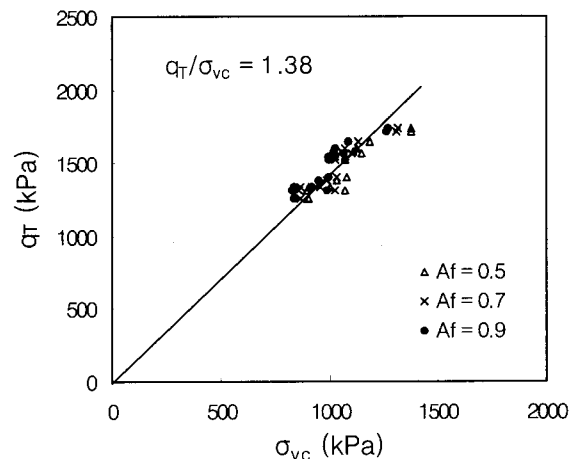


그림 7. 보정된 선단저항력(q_T)과 σ_{vc} 의 관계

선형압밀하중(σ'_p)의 관계를 나타내고 있다. 그림에서 알 수 있듯이 A_r 값이 증가함에 따라 σ'_{vc}/σ'_p 는 감소하는 것으로 나타났으며, A_r 값이 0.5인 경우 σ'_{vc}/σ'_p 값은 1.3~1.6의 분포를 보이며 A_r 값이 0.9인 경우에는 σ'_{vc}/σ'_p 값이 1.0에 근접하는 것으로 나타났다. A_r 값이 감소함에 따라 σ'_{vc}/σ'_p 값의 분산정도는 증가하는데 이는 동일한 시료에서 수행된 각각의 피에조 콘 시험에서 측정된 간극수압의 차이 때문이다. K₀ 압밀 조건(시료 4와 6)에서 산정된 σ'_{vc}/σ'_p 값은 등방압밀 조건(시료 3과 5)보다 적게 나타났으며, 이는 압밀조건에 관계없이 연직하중은 같지만, 피에조 콘 시험시 측정된 간극수압은 압밀조건의 영향을 받기 때문이다. 그림 7은 보정된 선단저항력(q_T)과 파괴 후의 최종 연직 전응력(σ_{vc})의 관계를 나타내고 있다. A_r 값이 증가함에 따라 q_T/σ_{vc} 값은 약간 증가하는 것으로 나타났으며, 평균값은 1.38로 선형적인 관계를 가지는 것으로 나타났다. 그리고 q_T/σ_{vc} 값은 σ'_{vc}/σ'_p 값과는 달리 압밀 조건의 영향을 받지 않는 것으로 나타났다.

4.2 초기 과잉간극수압 요소

콘의 관입에 의해 발생하는 과잉간극수압은 식 (1)에 표현된 바와 같이 팔면체 수직응력(octahedral normal stress)과 팔면체 전단응력(octahedral shear stress)의 함수로 나타낼 수 있으며, 현재까지는 이론적으로 과잉간극수압의 두 요소(Δu_{oct} 와 Δu_{shear})를 산정할 수 있으며, 측정치로부터 두 요소를 분리시키는 방법은 제안된 적

이 없고 두 요소를 분리하여 측정할 수도 없다. 일반적으로 가장 널리 사용되고 있는 공동 확장 이론(Vesic, 1972; Torstensson, 1977)의 경우 소성영역에서의 Δu_{oct} 와 Δu_{shear} 를 산정하는 방법은 구형 공동의 경우 다음과 같으며,

$$\Delta u_{oct} = \frac{4}{3} s_u \ln(I_r) \quad (11)$$

$$\Delta u_{shear} = 0.943 \alpha s_u \quad (12)$$

원통형 공동의 경우에는 다음과 같다.

$$\Delta u_{oct} = s_u \ln(I_r) \quad (13)$$

$$\Delta u_{shear} = 0.817 \alpha s_u \quad (14)$$

여기서, s_u : 비배수 전단강도

I_r : 강성지수 (G/S_u)

G : 전단변형 계수

Burns와 Mayne(1998)은 p' 이 일정한 응력 경로와 수정된 Cam-clay 모델을 조합하여 Δu_{shear} 를 산정하는 방법을 다음과 같이 제안하였다.

$$\Delta u_{shear} = \sigma'_{vo} \left[1 - \left(\frac{OCR}{2} \right)^\Lambda \right] \quad (15)$$

여기서, $\Lambda = (1 - C_s/C_c)$, C_s : 팽창지수, C_c : 압축지수

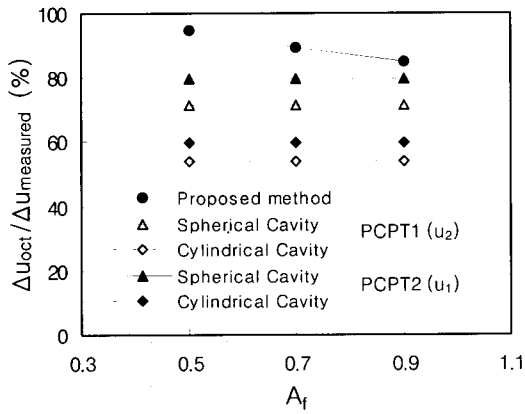
그림 8과 9는 식 (9) 또는 (10)과 기존의 이론해를 이용하여 각 시험별로 Δu_{oct} 와 Δu_{shear} 를 산정하고 이를 측정된 과잉간극수압(Δu)으로 정규화시켜 비교한 것이

표 4. 각 시험별 초기 과잉간극수압 산정 결과

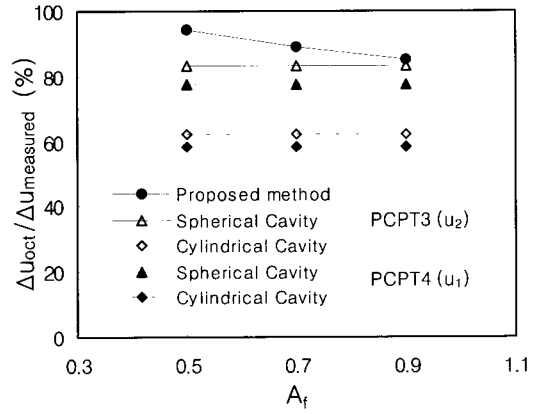
Specimen No.	Test ID	Δu_{oct} (kPa)		Δu_{shear} (kPa)		
		제안된 방법	공동확장이론 (구형/원통형)	제안된 방법	공동확장이론 (구형)	Burns와 Mayne (1998)
1	PCPT1	530 - 590	447 / 335	35 - 93	20 - 68	88
	PCPT2	478 - 530		31 - 84		
2	PCPT3	502 - 558	491 / 368	33 - 88	27 - 91	88
	PCPT4	538 - 597		35 - 94		
3	PCPT5	614 - 682	491 / 368	40 - 108	27 - 91	88
	PCPT6	568 - 630		37 - 99		
	PCPT7	559 - 621		37 - 98		
4	PCPT8	402 - 446	658 / 494	26 - 70	28 - 96	54
	PCPT9	408 - 453		27 - 72		
	PCPT10	406 - 451		27 - 71		
5	PCPT11	674 - 748	669 / 502	44 - 118	33 - 111	112
	PCPT12	670 - 743		44 - 117		
6	PCPT13	448 - 798	967 / 725	29 - 79	40 - 137	67
	PCPT14	508 - 564		33 - 89		
	PCPT15	448 - 798		29 - 79		

다. 그림 8과 9에서 Burns와 Mayne(1998)이 제안한 방법은 초기 응력조건을 등방상태로 가정하였으나, 본 연구에서는 초기 응력조건을 등방상태 및 K_0 조건 두 가지 모두를 고려하여 Δu_{shear} 를 산정하였으며, PCPT15에서 측정된 간극수압은 표 3에 나타난 바와 같이 PCPT13과 같으므로 PCPT15의 결과는 그림에서 제외시켰다. 그림에서 알 수 있듯이 본 연구에서 제안한 방법은

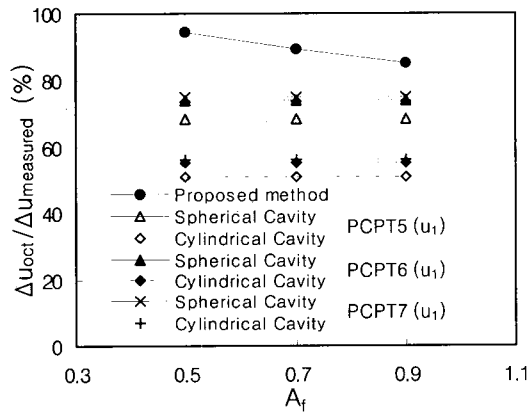
$\Delta u_{oct}/\Delta u$ 와 $\Delta u_{shear}/\Delta u$ 가 오직 간극수압계수(A_f)의 함수이며, 간극수압계수가 증가할수록 $\Delta u_{oct}/\Delta u$ 는 감소하며 $\Delta u_{shear}/\Delta u$ 는 증가하는 것으로 나타났다. A_f 값에 따라 $\Delta u_{oct}/\Delta u$ 는 85~95% 정도이며, $\Delta u_{shear}/\Delta u$ 는 20% 미만인 것으로 나타났으며, 이는 기존의 정규압밀점토에 대한 선단부 주변의 간극수압 분포에 대한 연구(Baligh, 1986)와 일치하는 것이다.



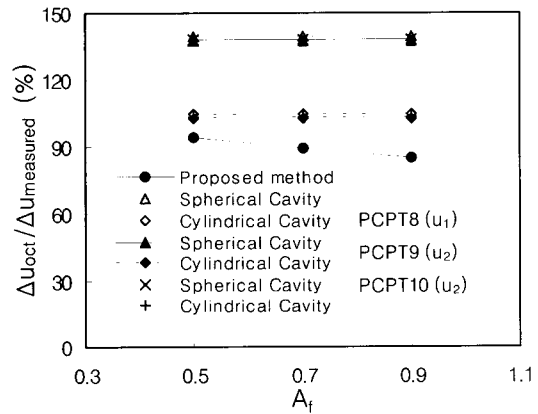
(a) 시료 1



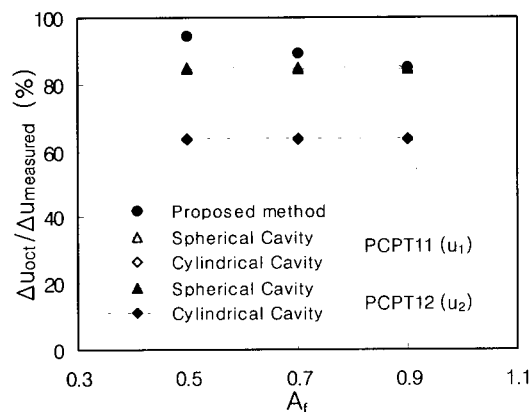
(b) 시료 2



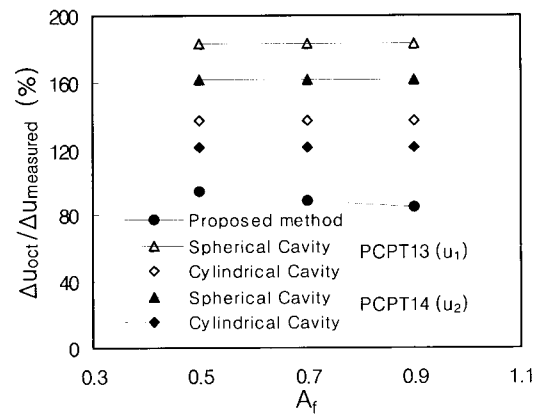
(c) 시료 3



(d) 시료 4

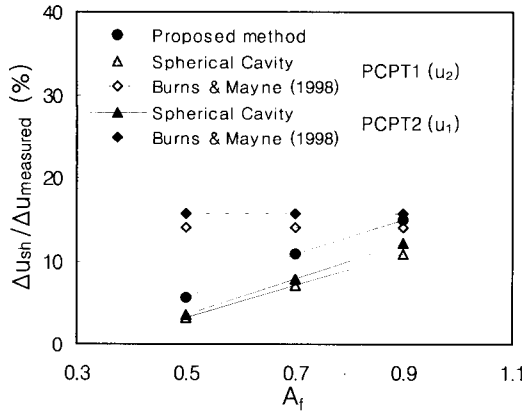


(e) 시료 5

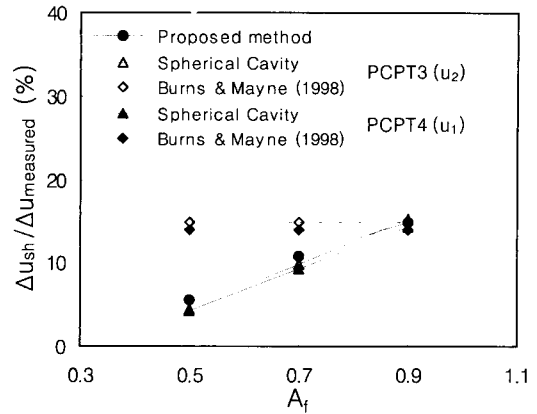


(f) 시료 6

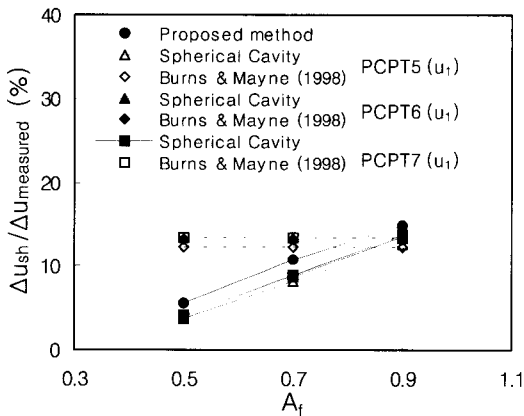
그림 8. $\Delta u_{oct}/\Delta u - A_f$ 관계



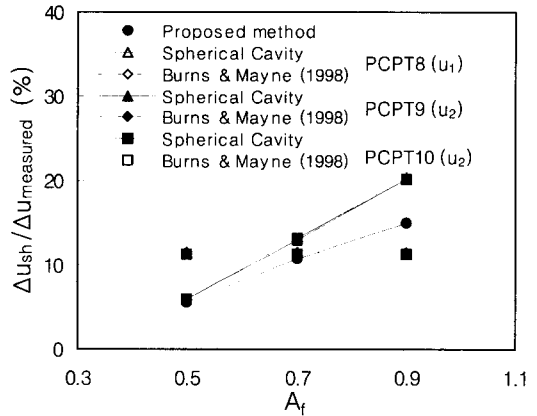
(a) 시료 1



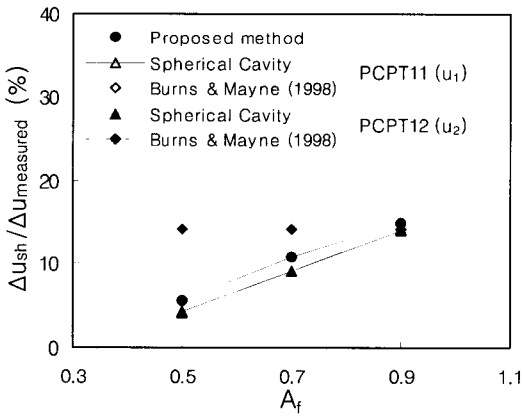
(b) 시료 2



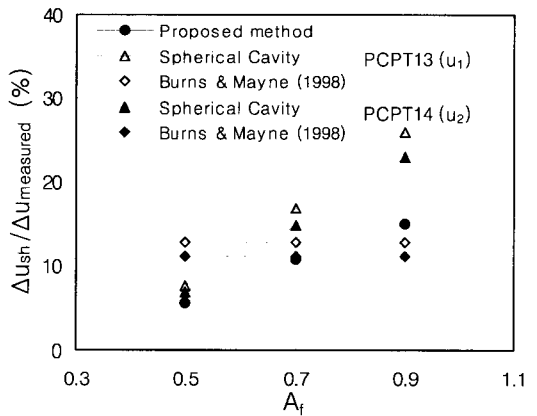
(c) 시료 3



(d) 시료 4



(e) 시료 5



(f) 시료 6

그림 9. $\Delta u_{shear} / \Delta u - A_f$ 관계

공동확장이론의 경우에는 $\Delta u_{oct} / \Delta u$ 와 $\Delta u_{shear} / \Delta u$ 가 비배수 전단강도, 강성지수 및 간극수압계수의 함수이므로 시료별 또는 시험별로 일관된 결과를 얻을 수 없으며, K_0 압밀된 시료의 경우(시료 4와 6) $\Delta u_{oct} / \Delta u$ 가 100%를 초과하였는데 이는 실내시험에 의해 산정된 비배수 전단강도 및 강성지수 값이 과대평가 되었기 때문인 것으로 판단된다. Burns와 Mayne(1998)이 제안한 방법에

서는 등방압밀 시료의 경우 A_f 가 0.85~0.9, K_0 압밀 시료의 경우에는 A_f 가 0.7~0.8의 범위에서 제안된 방법과 유사한 값을 주는 것으로 나타났다.

해석결과에서 알 수 있듯이 본 연구에서 제안된 방법은 A_f 값에 따라 항상 일관된 결과를 주는 것으로 나타났으며, $\Delta u_{oct} / \Delta u$ 와 $\Delta u_{shear} / \Delta u$ 를 기존의 공동확장이론과 달리 비배수 전단강도 및 강성지수의 산정 없이

A_f 값만으로 추정할 수 있는 장점이 있으며 해석결과도 기존의 연구결과와 유사한 것으로 나타났다. A_f 값은 전단 형태, 변형률 속도, 응력 조건, 그리고 과압밀비의 함수이며, 변형률 속도의 영향을 무시할 경우 피에조 콘 관입에서는 오직 과압밀비의 함수이다. 따라서 비배수 전단강도 및 강성지수를 정확하게 결정하는 것이 어려운 반면에 A_f 값은 실내 삼축시험 또는 기존의 연구결과(과압밀비에 따른 A_f 값의 관계)로부터 얻을 수 있으므로 제안된 방법은 기존의 해석법과 비교해서 상대적으로 쉽게 $\Delta u_{oct}/\Delta u$ 와 $\Delta u_{shear}/\Delta u$ 를 구할 수 있음을 알 수 있다. 각 시료에 대한 각각의 해석결과는 표 4에 나타난 바와 같으며, A_f 값은 일반적인 정규압밀점토의 범위인 0.5~0.9의 범위를 고려하였고, 기존의 이론해의 경우에는 표 2에 나타난 각 시료별 실내시험결과를 이용하여 산정하였다.

5. 결론

본 연구에서는 콘의 관입에 따른 콘 선단부 주변지반의 응력 경로는 삼축압축시험의 응력 경로와 동일하다고 가정하고, 흙 요소를 탄성-완전 소성(elastic-perfectly plastic)재료로 가정하여 피에조 콘 시험시 측정된 과잉간극수압을 팔면체 수직응력(octahedral normal stress)의 변화에 의해 발생하는 Δu_{oct} 와 팔면체 전단응력(octahedral shear stress)의 변화에 의해 발생하는 Δu_{shear} 로 각각 분리하여 산정하는 방법을 제안하였다. 제안된 방법은 기존의 이론해와 더불어 모형 토조에서의 소형 콘 시험에 적용하여 그 결과를 비교, 분석하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 공동확장이론에 의해 산정되는 과잉간극수압 요소는 비배수 전단강도, 강성지수 및 간극수압계수의 함수이며, 비배수 전단강도 및 강성지수는 정확한 값을 추정하기가 어렵기 때문에 실제 측정된 값과는 차이를 보이는 것으로 나타났다.
- (2) 본 연구에서 제안한 방법은 과잉간극수압 요소가 간극수압계수만의 함수이므로 비배수 전단강도 및 강성지수의 산정 없이 보다 간편하게 측정된 간극수압으로부터 두 요소를 산정할 수 있었으며, 또한 제안된 방법에 의해 산정된 콘 선단부 주변의 초기간극수압은 기존의 연구결과와 유사한 것으로 나타났다.
- (3) 제안된 방법에 의해 산정된 파괴후의 최종 연직 전

응력(σ_{vc})은 보정된 선단저항력(q_T)과 선형적인 관계를 가지는 것으로 나타났으며, 파괴 후의 연직 유효응력(σ_{vc})과 선형압밀하중의 비는 A_f 값이 증가할수록 감소하며, A_f 가 0.5일 때 1.3~1.6, A_f 가 0.9일 때 1.0의 값을 갖는 것으로 나타났다.

- (4) A_f 값이 증가함에 따라 Δu_{oct} 는 감소하고 Δu_{shear} 증가하며, Δu_{oct} 는 초기 응력조건에 따라 큰 차이를 보이나, Δu_{shear} 는 상대적으로 초기 응력조건 보다는 A_f 값에 좌우되는 것으로 나타났다. 그리고 정규압밀점토에서의 콘 선단부 주변에서 발생한 과잉간극수압은 팔면체 수직응력의 변화에 의한 것이 주를 이루며, 팔면체 전단응력의 변화에 의한 부분은 20% 미만인 것으로 나타났다.

감사의 글

본 연구는 한국과학재단 2000년 목적기초연구지원사업(과제번호: R01-2000-000-00374-0)에 의해 이루어진 것으로 이에 한국재단에 깊은 감사를 드립니다.

참고 문헌

1. 김영상 (1999), 피에조 콘 소산시험을 이용한 연약지반의 신뢰성 있는 압밀특성 추정, 박사학위 논문, 한국과학기술원.
2. 이선재 (1997), 피에조 콘을 이용한 국내 지반의 공학적 특성 연구, 박사학위 논문, 서울대학교.
3. Abu-Farsakh, M. Y., Voyiadjis, G. Z. and Tumay, M. T. (1998), "Numerical Analysis of the Miniature Piezocone Penetration Tests (PCPT) in Cohesive Soils", *International Journal for Numerical and Analytical Methods on Geomechanics*, Vol.22, pp.791-818.
4. Baligh, M. M. (1986), "Undrained Deep Penetration, II: Pore Pressures", *Geotechnique*, Vol.36, No.4, pp.487-501.
5. Baligh, M. M. and Levadoux, J. N. (1980), "Pore Pressure Dissipation after Cone Penetration", Massachusetts Institute of Technology, Cambridge Mass., Report R80-115.
6. Burns, S. E. and Mayne, P. W. (1998), "Monotonic and Dilatory Pore-Pressure Decay during Piezocone Tests in Clay", *Canadian Geotechnical Journal*, Vol.35, pp.1063-1073.
7. Gupta, R. C. and Davidson, J. L. (1986), "Piezoprobe Determined Coefficient of Consolidation", *Soils and Foundation*, Vol.26, No.3, pp.12-22.
8. Hously, G. T. and Teh, C. I. (1988), "An Analytical Study of the Cone Penetrometer Test in Clay", *Geotechnique*, Vol.41, No.1, pp.17-348.
9. Konrad, J. M., Law, K. T. (1987), "Preconsolidation Pressure from Piezocone Tests of Marine Clays", *Geotechnique*, Vol.37, No.2, pp.177-190.
10. Kurup, P. U., Voyiadjis, G. Z., and Tumay, M. T. (1994), "Calibration Chamber Studies of Piezocone Test in Cohesive Soils",

- Journal of Geotechnical Engineering*, ASCE, Vol.120, No.1, pp.81-107.
11. Levadoux, J. N. and Baligh, M. M. (1986), "Consolidation after Undrained Piezocone Penetration. I: Prediction", *Journal of Geotechnical Engineering*, ASCE, Vol.112, No.GT7, July, pp.707-726
 12. Lim, B. S. (1999), Determination of Consolidation Characteristics in Fine Grained Soils Evaluated by Piezocone Tests, Ph. D. Dissertation, Department of Civil and Environmental Engineering, LSU.
 13. Robertson, P. K., Campanella, R. G., Gillespie, D., and Greig, J. (1986), "Use of Piezometer Cone Data", *Proc. of the ASCE Specialty Conf. On Use of In-situ Tests in Geotechnical Engineering*, Blacksburg, VA, pp.1263-1280.
 14. Sully, J. P. and Campanella, R. G. (1994), "Evaluation of Field CPTU Dissipation Data in Overconsolidated Fine-Grained Soils", XIII ICSMFE, pp.201-204.
 15. Sully, J. P. and Campanella, R. G., and Robertson, P. K. (1998), "Interpretation of Penetration Pore Pressures to Evaluate Stress History in Clay", *Proceedings*, ISOPT I, Orlando, FL, Vol.2, pp.993-999.
 16. Teh, C. I. and Houlsby, G. T. (1991), "An Analytical Study of the Cone Penetration Test in Clay", *Geotechnique*, Vol.41, No.1, pp.17-34.
 17. Torstensson, B. A. (1975), "Pore Pressure Sounding Instrument", *Proceedings*, ASCE Spec. Conf. On In-situ Measurement of Soil Properties, Vol.II, Raleigh, NC, pp.48-54.
 18. Torstensson, B. A. (1977), "The Pore Pressure Probe", *Geotechnical Meeting*, Norwegian Geotechnical Society, Oslo, Paper 34, pp. 34.1-34.15.
 19. Vesic, A. S. (1972), "Expansion of Cavities in Infinite Soil Mass", *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, ASCE, Vol.98, No.SM3, pp.265-290.
 20. Vesic, A. S. (1977), Design of Pile Foundations, Synthesis of Highway Practice 42, Transportation Research Council, Washington, D.C., 68 pp.
 21. Wroth, C. P. (1984), "The Interpretation of In Situ Soil Tests", *Geotechnique*, Vol.34, No.4, pp.449-489.

(접수일자 2002. 10. 15, 심사완료일 2003. 2. 12)