

## 불포화토에서 공극비의 추정

### The Prediction of Void Ratio in Unsaturated Soils

이 달 원\*

Lee, Dal Won

#### Abstract

This study was carried out to investigate the soil water characteristic curve and prediction of void ratio with net stress and matric suction using the linear elastic and volumetric deformation analysis method on unsaturated silty. The unsaturated soil tests were conducted using a modified oedometer cell and specimens were prepared at water content 2 times of liquid limit and required void ratio. The axis translation technique was used to create the desired matric suctions in the samples. It is shown that soil water characteristic curve and volumetric water content were affected significantly by preconsolidation pressure. As a matric suction increases, the reduction ratio of void ratio was shown to considerably small. Also, the predicted and measured void ratio for unsaturated soils using the linear elastic and volumetric deformation analysis showed good agreement as net stress and matric suction increases.

*Keywords : Soil water characteristic curve, Unsaturated soils, Void ratio, Matric suction*

#### I. 서 론

불포화토는 부(-)의 간극수압을 가지고 있기 때문에 그의 공학적 거동은 포화토 보다 복잡하게 나타나고 포화도와 밀접한 관련이 있다.

포화 또는 불포화토의 압밀해석에 있어서 가장 공통적인 문제는 가해진 하중으로 인한 지하수위가 어느 깊이에 존재하는 가이다. 지표면에 가해진 하

중으로 인하여 부간극수압이 발생되어 체적변화가 발생하고, 포화-불포화 해석을 하기 위해서는 발생하는 체적변화 거동을 정확하게 모델화 하여야 한다. 또한 이론과 분석적인 결과를 실제 현장에 적용시키기 위해서는 여러 단계를 거쳐서 효과적이고 적절한 방법으로 검토하여야 한다.

불포화토의 거동에 관한 본격적인 연구는 1970년대부터 시작되었고, 수행된 이론은 포화토에서 수행된 침투압, 전단강도, 체적변화 등과 같은 고전적인 구성관계식으로부터 시작되었다. 불포화토의 여러 가지 구성관계는 일반적인 포화토 거동을 기초로 제안되었고, 실험적인 방법으로 구성식을 입증하기 위해 연구되었다(Fredlund & Morgenstern,

\* 충남대학교 농업생명과학대학 지역환경토목전공  
\* Corresponding author. Tel.: +82-42-821-5793  
Fax: +82-42-821-8877  
E-mail address: dwlee@cnu.ac.kr

1976, 1977; Fredlund et al., 1978, 1979; Fredlund, 1979, 2000).

그 후 다양한 지반공학문제를 해결하기 위해 수학적 함수형태의 수치모델이 일반적인 기술로서 도입되었다. Wong 등(1998)은 불포화토의 압밀이론식과 구성관계, 체적변형과 응력구성관계 등을 수치적으로 제안하고 실험적으로 검증하였고, Ausilio 등(1999)은 외부하중이 작음하였을 경우 불포화토의 일차원 압밀방정식을 유도하였고, 얇은 기초의 시간에 따른 침하량을 추정하는데 이용하였다. 또한, 불포화토의 압밀이론식을 Biot의 압밀이론식을 기초로 간단한 결합 구성식을 제안하였고, 불포화토의 다차원 압밀방정식을 결합식과 분리식으로 유도하고 유한요소법을 이용하여 현장에 적용하였으며, 불포화토의 체적변형을 추정하기 위하여 유효응력 개념을 이용한 구성식을 제안하고 적용성을 검증한 연구가 수행되었다(Ng et al., 2000; Loret et al., 2002; Conte, 2004; Khalili et al., 2004).

최근에는 불포화 토질역학의 현장 실험에 초점을 맞추어 연구가 진행되고 있지만 불포화토의 성질을 실험적으로 측정하기 위해서는 과도한 시간과 비용이 요구되고, 실험 후 적용성을 검증하기가 매우 어려운 단점을 가지고 있다. 따라서 현장 실험을 용이하게 하기 위해서는 방법론에서 발상의 전환이 요구되며, 기술개발이 여러 단계에 걸쳐 적절하고 정확하게 진행되어야 한다.

불포화토에서 가장 중요한 응력상태 변수는 순응력( $\sigma - u_a$ )과 흡인력[matric suction: ( $u_a - u_w$ )] 이고, 이러한 응력상태로 인하여 공극비, 함수비, 포화도 등의 변화가 발생된다. 체적변화 구성관계는 응력상태 변화에 대한 공극비 변화로서 나타낼 수 있다. 공극비 구성면에서 흙의 압축계수는 불포화토의 함수로 나타낼 수 있고, 불포화토 거동에 관계된 흙의 성질은 응력상태의 함수가 되며, 일반적으로 비선형이지만 수치모델에 적용하기 위해서는 주로 선형탄성 함수로 변환한다.

따라서 본 연구에서는 불포화토에서 선형압밀압력

변화에 따른 함수특성곡선, 체적함수비 및 공극비의 변화를 분석하고, 선형탄성 및 비선형 체적변형 해석방법으로 순응력과 흡인력에 따른 공극비를 추정하고 실측치와 비교하여 적용성을 검증하고자 한다.

## II. 불포화토에서 공극비의 추정식

불포화토의 체적변화는 흙의 변형 또는 상대적인 이동으로서 토립자, 물, 공기의 합으로 나타낼 수 있다. 불포화토에서 응력-변형관계를 Hooke's 선형 탄성식을 이용하고, 1차원 압밀동안에는 수직방향으로만 변형된다고 가정하여 응력상태 변수인 순응력( $\sigma - u_a$ )과 흡인력[matric suction: ( $u_a - u_w$ )]을 고려하면 체적변형은 다음과 같다(Fredlund et al., 1976, 1977, 1979).

$$d\epsilon_v = \frac{\Delta V_v}{V_o} = \frac{(1+\mu)(1-2\mu)}{E(1-\mu)} d(\sigma - u_a) + \frac{(1+\mu)}{H(1-\mu)} d(u_a - u_w) \dots (1)$$

여기서,  $E$ : modulus of elasticity associated with a change in ( $\sigma - u_a$ )

$\mu$ : poisson's ratio

$\sigma$ : total normal stress

$H$ : modulus of elasticity associated with a change in ( $u_a - u_w$ )

공극비의 변화와 체적변형, 공극비와 흡인력과의 경사는 다음과 같다.

$$de = \frac{d\epsilon_v}{(1-n)} \dots (2)$$

$$\frac{de}{d(u_a - u_w)} = \frac{d\epsilon_v}{(1-n)d(u_a - u_w)} \dots (3)$$

만일 불포화토에서 흡인력항만이 변한다면 증가된 체적변형과 공극비와 흡인력과의 경사는 다음과 같다.

$$\frac{d\epsilon_v}{d(u_a - u_w)} = \frac{1 + \mu}{H(1 - \mu)} \dots\dots\dots(4)$$

$$\frac{de}{d(u_a - u_w)} = \frac{1 + \mu}{(1 - n)H(1 - \mu)} \dots\dots\dots(5)$$

따라서 선형탄성해석에서 체적변형을 공극비로 변환하여 log 형태로 나타내면 다음과 같다.

$$de = \frac{(1 + \mu)(1 - 2\mu)}{(1 - n)E(1 - \mu)} d\log(\sigma - u_a) + \frac{(1 + \mu)}{(1 - n)H(1 - \mu)} d\log(u_a - u_w) \dots\dots(6)$$

포화토에서 공극비의 변화는 일반적으로 체적변형 상태의 변수로서 다음과 같이 사용된다.

$$de = a_v d(\sigma - u_w) \dots\dots\dots(7)$$

여기서  $a_v$  : coefficient of compressibility

또한, 불포화토의 구성방정식에서는 응력상태변수의 경사를 지수로서 표현하고 체적변형지수는 하중조건에 대하여 공극비로 나타내면 다음과 같다 (Fredlund et al., 1976, 1979).

$$de = c_t d\log(\sigma - u_a) + c_m d\log(u_a - u_w) \dots\dots(8)$$

여기서  $c_t = \frac{de}{d\log(\sigma - u_a)}$ ; compressive index

with respect to net normal stress.

$c_m = \frac{de}{d\log(u_a - u_w)}$ ; compressive

index with respect to matric suction.

체적변형지수는 비선형이므로 하중조건에 따라 달라지고, 지수  $c_t$ 는 여러 가지 하중조건에서 측정하고,  $c_m$ 은 등방하중에서 측정하기 때문에 일반적으로 더 큰 값을 나타낸다. 또한 포화도가 감소하면  $c_t$ 는  $c_m$ 보다 크게 된다.

Table 1 Properties of soil used

Gs	LL (%)	PL (%)	Maximum dry density ( $\gamma_{dmax}$ ) ( $kN/m^3$ )	Optimum moisture content (%)	Air entry value (kPa)
2.65	20.5	14.5	18.8	12.5	20

### III. 재료 및 실험방법

#### 1. 사용시료

사용된 시료는 호주 시드니 근교의 Bourke 지역에서 채취한 실트로서 물리적 성질은 Table 1과 같다. 사용된 시료는 균등한 입경상태에서 재성형하기 위해 400  $\mu m$ 를 통과한 시료를 사용하였다. 시료성형은 함수비 10.5%, 건조밀도 15.3  $kN/m^3$ 로 조절하고 요구된 공극비를 얻기 위하여 전동식 압축시험기를 이용하여 높이 2 cm로 성형하였다. (Sample No. ; B01, B03)

성형된 시료를 포화시키기 위해서 하부의 간극수압 장치를 이용하여 약 50 kPa 압력으로 시료가 완전히 포화될 때까지(약 7일) 증류수를 시험장치 하부에 연결하여 천천히 시료속으로 공급하였다.

또 다른 시료성형은 함수비를 액성한계의 2배로 조절한 후 압밀링에 부어 공극비가 최대인 상태에서 시료를 성형하였다. (Sample No.: B02)

#### 2. 실험장치 및 시험순서

사용된 압밀시험기는 간극공기압, 간극수압, 침하량, 체적변화 등을 독립적으로 조정하고, 측정할 수 있도록 표준압밀시험기를 개량한 것이고, 모든 측정 장치는 데이터 수집 시스템을 통하여 컴퓨터로 연결되어 있다.

불포화토에서의 흡인력[matric suction:  $(u_a - u_w)$ ]의 조절은 실험시 공동을 방지하기 위하여 보편적으로 적용되고 있는 축 변환 기술(Hilf, 1956)을

이용하였다. 간극공기압은 시료상부에 위치한 다공 판을 통하여 조절할 수 있고, 간극수압은 시료하부에 위치한 15 bar의 세라믹 디스크를 통하여 조절하였다. 세라믹 디스크는 시험시료와 흡인력의 작용범위를 고려하여 선정하였고, 아래의 나선형 홈에는 증류수로 가득차 있어 압력을 가할 수 있으며, GDS 디지털 컨트롤러를 사용하여 체적을 측정하기도 한다. Fig. 1은 개량된 불포화압밀시험 장치를 나타낸 것이다.

전동식 압축시험기를 이용한 시료는 수직하중을 3.6, 15.8, 53.8, 165.6, 438, 847, 1120 kPa로 압밀시켰다. 압밀후 수직응력이 1120 kPa(B01) 및 206 kPa(B03)로 일정하게 유지되는 동안 축변환 기술을 이용하여 흡인력을 10, 20, 50, 100, 200, 400, 650(B03 : 700)kPa로 작용시켰다.

액성한계의 2배로 성형한 시료는(B02) 수직하중을 3.6, 9, 16, 29, 53.8 kPa로 압밀시킨 후, 15.8 kPa로 제하(unloading)하였다. 제하 후에 흡인력을 690 kPa로 일정하게 유지시키면서 수직응력을 43, 70, 98, 166, 234, 370, 506, 642, 779, 997 kPa로 작용시켰다. 흡인력이 작용하는 동안 침하량과 체적변화량을 측정하고, 체적변화가 평형상태에 도달되면(약 7일) 다음 단계의 흡인력을 가하였다.

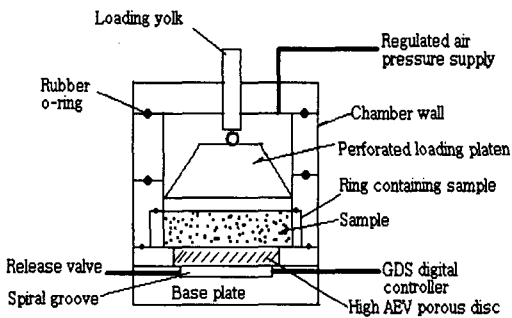


Fig. 1 Schematics of the modified oedometer chamber for unsaturated samples.

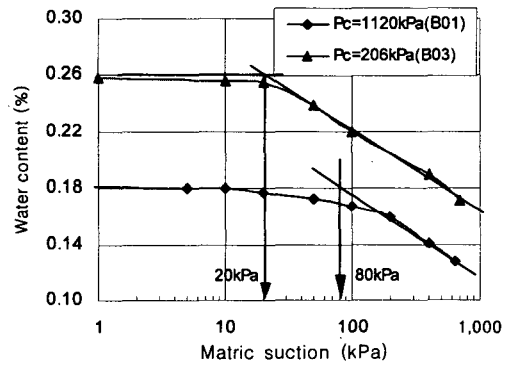
#### IV. 결과 및 고찰

##### 1. 함수 특성 곡선

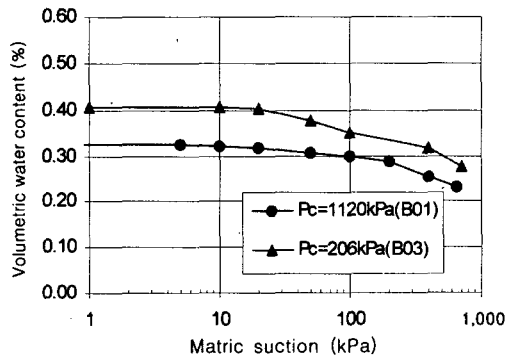
함수특성곡선에서 구해지는 공기함입치(air entry value)는 선행압밀압력, 공극비, 토립자의 구조, 시료성형 방법 등에 따라 달라진다.

Fig. 2는 선행압밀압력을 206(B03), 1120 kPa(B01), 흡인력[matric suction:  $(u_a - u_w)$ ]을 10~700 kPa로 변화시켰을 경우 함수특성곡선과 체적함수비의 변화를 나타낸 것이다.

흡의 선행압밀압력이 높은 상태에서는 간극의 크기도 작고 포화가 느리게 진행되기 때문에 공기함



(a)  $\omega - s$



(b)  $\theta - s$

Fig. 2 Soil water characteristic curve and volumetric water content

입치는 커지게 된다. 그 결과 선행압밀압력이 큰 시료가 작은 시료보다 더 낮은 함수비를 나타내고 변화폭도 작다.

따라서 선행압밀압력이 다를 경우, 흡인력에 따른 초기함수비의 변화( $\omega-s$ )는 선행압밀압력에 따라 크게 달라지고, 공기투과압도 다르게 나타나기 때문에 동일한 곡선은 적용할 수 없다. 흡인력에 따른 체적함수비( $\theta-s$ )는 선행압밀압력이 큰 경우가 작은 경우보다 낮게 나타났다.

## 2. 수직응력과 흡인력에 따른 공극비의 추정

Fig. 3은 포화 및 불포화 시료에서 실험한 공극비-수직응력과의 관계를 나타낸 것이다.

시험은 흡인력이 0 kPa로 일정하게 유지시킨 후 수직응력을 3.6~1,120 kPa로 변화시켰다(B01). 또 다른 시험은 수직하중을 3.6~53.8 kPa로 압밀시킨 후, 15.8 kPa로 재하 후에 흡인력을 690 kPa로 일정하게 유지시키면서 수직응력을 43~997 kPa로 작용시켰다(B02).

흡인력이 zero일 경우의 공극비는 매우 급격하게 감소하고, 흡인력이 690 kPa일 경우에는 매우 작은 공극비의 변화를 나타냈다.

Fig. 4는 흡인력에 따른 비체적의 변화를 나타낸 것이다.

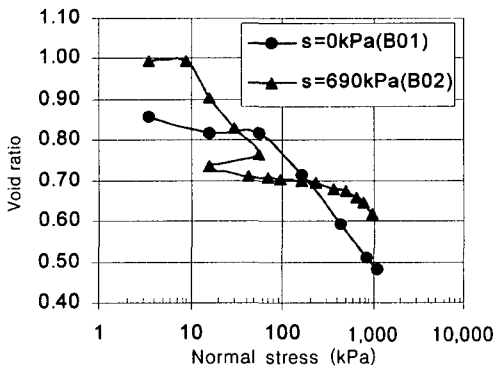


Fig. 3 Oedometer test results conducted at constant matric suction

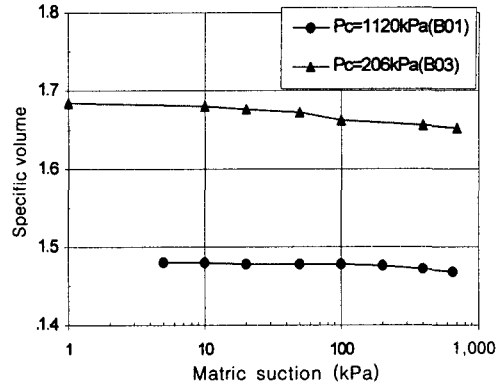


Fig. 4 The relationships between void ratio vs. matric suction at different preconsolidation pressure.

흡인력의 증가에 따른 비체적의 변화는 선행압밀압력이 큰 경우(B01)와 작은 경우(B03) 모두 매우 작은 감소율을 나타냈다.

Fig. 5는 수직응력에 따른 공극비를 추정하고 실측치와 비교한 것이다.

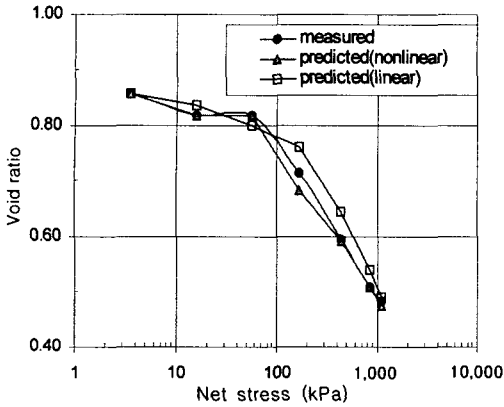
공극비의 추정은 1차원 압밀시험시의 선형탄성 구성식을 이용하는 방법과 비선형 체적변형 구성식을 이용하여 구하였다.

흡인력이 zero일 경우(B01) 선형탄성으로 추정한 공극비는 약간 오차를 나타냈고, 비선형체적변형식으로 추정한 공극비는 실측치와 매우 근접하게 나타났다.

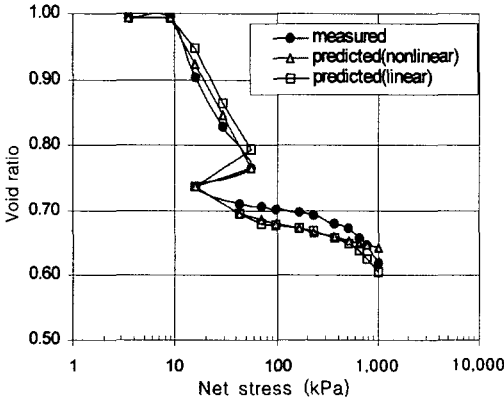
흡인력이 0 kPa, 690 kPa로 일정하게 유지시킨 후(B02) 선형탄성식으로 추정한 공극비는 흡인력이 0 kPa에서는 실측치보다 약간 크고, 690 kPa일 경우에는 실측치보다 약간 작게 추정되었다. 또한 비선형 체적변형식으로 추정한 공극비(B02)는 흡인력이 0 kPa에서는 일치하였지만, 흡인력이 690 kPa에서는 선형탄성식으로 추정한 공극비와 유사하게 나타났다.

Fig. 6은 흡인력에 따른 공극비를 추정하고 실측치와 비교한 것이다.

수직응력이 큰 경우(B01)와 작은 경우(B03)에서 선형탄성 구성식으로 추정한 결과와 비선형 체적변형 구성식으로 추정한 공극비는 실측치와 일치



(a) B01



(b) B02

Fig. 5 Comparison between the measured and the predicted void ratios with net stress.

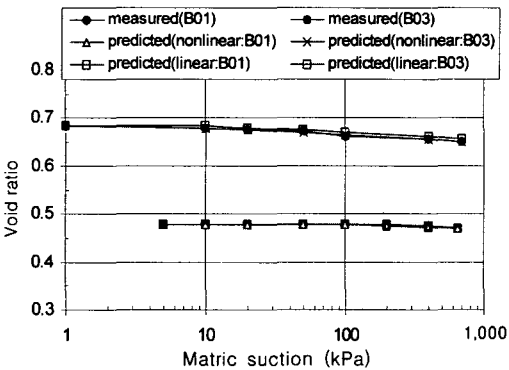


Fig. 6 Comparison between the measured and the predicted void ratios with matrix suction.

하였다.

일반적으로 흡인력에 따른 공극비의 변화는 공기 함입치 이상에서는 급격하게 감소하고, 공기함입치 이하에서는 매우 작은 감소율을 나타내지만, 본 연구에서는 공기함입치의 영향에 관계없이 매우 작은 감소율을 나타냈다.

이상의 두가지 구성식으로 추정한 공극비는 각 구성식의 가정조건 등을 고려하면 실측치와 매우 유사하게 나타나서 적용성이 우수한 것으로 판단된다.

Ng 등(2000)은 불포화토의 압밀이론식을 Biot의 압밀이론식을 기초로 간단한 결합 구성식을 제안하고, 유한요소법을 이용하여 침투압 문제에 적용한 결과 유용하게 이용할 수 있다고 하였다. Conte(2004)는 불포화토의 다차원 압밀방정식을 결합식과 분리식으로 유도하고 유한요소법을 이용하여 현장에 적용한 결과, 분리식(uncoupled)으로 구한 결과는 매우 큰 단순성에도 불구하고 실제 현장에 정확하게 사용할 수 있다고 하였다. Khalili 등(2004)은 불포화토의 체적변화를 추정하기 위하여 유효응력 개념을 이용한 구성식을 제안하고, 수정된 압밀시험기를 이용하여 실내시험을 수행한 결과, 유효수직응력과 흡인력에 따른 축변형은 실측치와 일치하였으며, 여러 문헌결과로부터 수행된 실험자료를 이용하여 제안식의 적용성을 검증하였다.

## V. 결 론

불포화토에서 선행압밀압력에 따른 함수특성곡선, 체적함수비 및 공극비의 변화를 분석하고, 선형탄성 및 비선형 체적변형 해석방법으로 순응력과 흡인력에 따른 공극비를 추정하고 실측치와 비교분석한 결과를 요약하면 다음과 같다.

1. 흡인력에 따른 함수비와 체적함수비는 선행압밀압력에 따라 다르게 나타났고, 선행압밀압력이 크면 공기함입치는 크게 나타났다.

2. 포화상태의 공극비는 수직응력의 증가에 따라 매우 급격하게 감소하고, 불포화 상태에서는 매우

작은 공극비의 변화를 나타냈으며, 흡인력의 증가에 따라 공극비의 감소율은 매우 작게 나타났다.

3. 불포화토에서 선형탄성 및 비선형 체적변형 구성식으로 순응력과 흡인력에 따른 공극비를 추정 한 결과 실측치와 매우 유사하게 나타나서 적용성이 우수한 것으로 판단된다.

### References

1. Ausilio, E. and E. Conte, 1999, Settlement rate of foundation on unsaturated soils, *Can. Geotech. J.*, 36(5): 940-946.
2. Conte, E., 2004, Consolidation analysis for unsaturated soils, *Can. Geotech. J.*, 41(4): 599-612
3. Fredlund. D. G. and N. R. Morgenstern, 1976, Constitutive relations for volume change in unsaturated soils, *Can. Geotech. J.*, 13: 261-276
4. Fredlund. D. G. and N. R. Morgenstern, 1977, Stress state variables for unsaturated soils, *J. of Geotech. Engrg. ASCE*, 103(GT5): 447-466.
5. Fredlund. D. G., N. R. Morgenstern and R. A. Widger, 1978, The shear strength of unsaturated soils, *Can. Geotech. J.*, 15(3): 313-321.
6. Fredlund. D. G., 1979, Second Canadian Geotechnical Colloquium: Appropriate concepts and technology for unsaturated soils, *Can. Geotech. J.*, 16: 121-139.
7. Fredlund. D. G. and J. U. Hansan, 1979, One-dimensional consolidation theory: unsaturated soils, *Can. Geotech. J.*, 16: 521-531
8. Fredlund. D. G., 2000, The 1999 R. M. Hardy Lecture; The implementation of unsaturated soil mechanics into geotechnical engineering, *Can. Geotech. J.*, 37(5): 963-986.
9. Khalili, N., F. Geiser and G. E. Blight, 2004, Effective stress in unsaturated soils: Review with new evidence, *International J. of Geomechanics, ASCE*, 4(2): 115-126.
10. Loret, B. and N. Khalili, 2002, An effective stress elastic-plastic model for unsaturated porous media, *Mechanics of Materials*, 34: 97-116.
11. Ng. A. K. L, and J. C. Small, 2000, Use of coupled finite element analysis in unsaturated soil problems. *Int. J. Numer. Anal. Meth. Geomech.*, 24: 73-94
12. Wong, T. T., D. G. Fredlund and J. Krahn, 1998, A numerical study of coupled consolidation in unsaturated soils, *Can. Geotech. J.*, 36(6): 926-937