

다짐 풍화토의 Duncan & Chang 모델 매개변수-초기접선계수와 극한축차응력 산정에 관한 연구

Study on the Estimation of Duncan & Chang Model Parameters-initial Tangent Modulus and Ultimate Deviator Stress for Compacted Weathered Soil

유 건 선[†]
Kunsun Yoo

Received: October 10th, 2018; Revised: October 24th, 2018; Accepted: November 27th, 2018

ABSTRACT : Duncan & Chang(1970) proposed the Duncan-Chang model that a linear relation of transformed stress-strain plots was reconstituted from a nonlinear relation of stress-strain curve of triaxial compression test using hyperbolic theory so as to estimate an initial tangent modulus and ultimate deviator stress for the soil specimen. Although the transformed stress-strain plots show a linear relationship theoretically, they actually show a nonlinearity at both low and high values of strain of the test. This phenomenon indicates that the stress-strain curve is not a complete form of a hyperbola. So, if linear regression analyses for the transformed stress-strain plot are performed over a full range of strain of a test, error in the estimation of their linear equations is unavoidable depending on ranges of strain with non-linearity. In order to reduce such an error, a modified regression analysis method is proposed in this study, in which linear regression analyses for transformed stress-strain plots are performed over the entire range of strain except the range the non-linearity is shown around starting and ending of the test, and then the initial tangent modulus and ultimate deviator stresses are calculated. Isotropically consolidated-drained triaxial compression tests were performed on compacted weathered soil with a modified Proctor density to obtain their model parameters. The modified regression analyses for transformed stress-strain plots were performed and analyzed results are compared with results estimated by 2 points method (Duncan et al., 1980). As a result of analyses, initial tangent moduli are about 4.0% higher and ultimate deviator stresses are about 2.9% lower than those values estimated by Duncan's 2 points method.

Keywords : Duncan-Chang model, Parameter, Linear regression analysis, Two points method

요 지 : Duncan & Chang(1970)는 던컨-창 모델을 제안하면서 흙시료의 초기 접선계수와 극한 축차응력을 구하기 위하여 쌍곡선 이론을 사용하여 삼축압축시험의 응력-변형률의 비선형관계를 변환된 변형률/축차응력-변형률의 선형관계로 재구성하였다. 그러나 변환된 응력-변형률 관계는 이론적으로 선형관계를 나타내지만, 실제로는 시험이 시작되는 변형률이 작은 구간과 시료가 파괴에 이르는 변형률이 큰 구간에서는 비선형관계를 보인다. 이러한 현상은 삼축압축시험의 응력-변형률 곡선이 완전한 쌍곡선 형태가 아님을 나타낸다. 따라서 변환된 응력-변형률 곡선의 전 구간에 대하여 선형 회귀분석을 실시하여 직선의 식을 구하게 되면, 비선형관계를 나타내는 구간의 범위에 따라 선형관계식의 산정에 편차가 발생하게 된다. 이러한 편차를 줄이기 위하여 본 연구에서는 변환응력-변형률 관계에서 비선형을 나타내는 초반과 중반 구간을 제외한 구간에 대하여 선형회귀분석을 실시함으로써 초기접선계수와 극한 축차응력을 산정하는 수정회귀분석법을 제안하였다. 수정회귀분석법을 검증하기 위하여, 풍화토의 다짐시료에 대하여 압밀-배수 삼축압축시험을 실시하였다. 삼축압축시험의 응력-변형률 곡선으로부터 구한 변환응력-변형률 관계에 대해서 수정회귀분석을 실시하여 Duncan et al.(1980)이 제안한 2점법으로 구한 결과와 비교하였다. 분석결과 수정회귀분석법에 비해 Duncan의 2점법으로 산정한 초기 접선계수는 4.0% 크게, 그리고 극한 축차응력은 2.9% 작게 평가되었다.

주요어 : 던컨-창 모델, 매개변수, 선형 회귀분석, 2 점법

1. 서 론

흙으로 뒷채움을 하는 압거와 개착식 터널구조물과 같이

흙과 접하는 구조물에 대한 응력해석을 할 경우, 흙은 구조물에 대한 상대적인 움직임에 따라 구조물에 하중으로 작용하기도 하고 또한 반력을 제공하기도 한다. 이러한 구조물

[†] Professor, Department of Civil Engineering, Halla University (Corresponding Author : ksyoo@halla.ac.kr)

의 응력해석에는 흙-구조물 상호작용을 고려한 유한요소법 및 유한차분법이 사용된다. 이때 흙의 비선형거동을 모사할 수 있는 흙모델을 사용하는 것이 중요하다. Lade(2005)는 다양한 조건에 적용할 수 있는 흙모델들의 원리, 특징, 실험 자료 등을 비교 및 평가하였다. 여러 흙모델 중에서 모델의 매개변수를 쉽게 산정할 수 있는 던컨-창 모델이 구조물의 흙-구조물 상호작용 해석에 많이 사용되고 있다. Kim & Yoo (2005)는 암거에 작용하는 하중을 산정하기 위하여 뒤채움흙과 원지반에 대하여 던컨-창 모델을 사용하였다. 최동호 외 (2001)는 유한요소해석으로 과형강판 암거의 단면력을 계산할 때 던컨-창 모델을 사용하여 뒤채움흙을 모사하였으며, 정지승 외(2018)는 개착식 지하철공사현장에서 지반굴착 시 바닥부 변위거동 특성 분석을 위해 원지반을 던컨-창 모델로 구현하여 수치해석을 수행하였다. Duncan & Chang(1970)는 던컨-창 모델을 제안하면서 흙시료의 초기 접선계수, E_i 와 극한 축차응력, $(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}$ 를 구하기 위하여 삼축압축시험의 응력-변형률의 비선형관계를 변환된 변형률/축차응력-변형률의 선형관계로 재구성하였다. 그러나 변환된 응력-변형률 관계는 이론적으로 선형관계를 나타내지만, 실제로는 시험이 시작되는 변형률이 작은 구간과 시료가 파괴에 이르는 변형률이 큰 구간에서는 비선형관계를 보인다. 이러한 사실은 삼축압축시험의 응력-변형률 곡선이 완전한 쌍곡선 형태가 아님을 나타낸다. 따라서 변환된 응력-변형률 곡선의 전 구간에 대하여 선형 회귀분석을 실시하여 직선의 식을 구하게 되면, 비선형관계를 나타내는 구간의 범위에 따라 선형관계식의 산정에 편차가 발생하게 된다. 이러한 편차를 줄이기 위하여 Duncan & Chang(1970)과 Duncan et al.(1978, 1980)는 시행착오를 거쳐 변환응력-변형률 관계에서 응력레벨이 파괴 시 축차응력의 70%와 95%인 두 점을 선택하여 이들을 통과하는 선형관계식으로부터 모델의 매개변수를 구하는 방법을 제안하였다. 현재까지 Duncan & Chang 모델의 매개변수 산정에 대한 연구는 주로 모래(Duncan & Chang, 1970; Duncan et al., 1978; 1980), 실트(Stark et al., 1994), 점토(Likitlersuang et al., 2013)에 대하여 이루어졌으나, 다짐 풍화토에 대한 연구는 부족한 실정이다. 본 연구에서는 다짐 풍화토에 대한 던컨-창 모델의 매개변수들 중에서 가장 기본이 되는 초기접선계수와 극한축차응력을 산정할 때 편차를 줄이기 위해 수정회귀분석법을 제안하였다. 수정회귀분석법을 검증하기 위하여 국내의 5개 지역의 풍화토의 다짐시료에 대하여 압밀-배수 삼축압축시험을 실시하였다. 삼축압축시험의 응력-변형률 곡선으로부터 구한 변환응력-변형률 관계에 대해서 수정회귀분석을 실시하여 던컨-창 모델의 매개변수를 산정하였으며, Duncan et al.(1980)이 제안한 방법으로 구한

결과와 비교하였다. 제안한 방법을 사용하면 상기한 매개변수를 산정할 때 실험자의 분석편차를 줄일 수 있을 것으로 기대된다.

2. Hyperbolic 형태의 비선형 탄성모델

Kondner(1963)와 Kondner & Zelasko(1963a, 1963b)와 Kondner & Horner(1965)는 점토와 모래에 대한 비선형 응력-변형률 곡선들을 Fig. 1과 같은 형태로 표현하였다. 이러한 곡선들은 해석적으로 Eq. (1)과 같은 쌍곡선 관계식으로 나타낼 수 있다.

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \frac{\varepsilon}{ae+b} \quad (1)$$

여기서, σ_1 과 σ_3 는 각각 최대주응력과 최소주응력이며, ε 은 최대주응력 변형률이고 a 와 b 는 모델 매개변수이다. Kondner는 Fig. 2에서 보는 바와 같이 응력-변형률 곡선 자료를 변환된 종축상에 플롯하여 선형회귀분석함으로써 이 매개변수들의 값을 쉽게 결정하였다. 이때 Eq. (1)은 Eq. (2)가 되며, a 와 b 는 각각 직선의 기울기와 절편이 된다.

$$\frac{\varepsilon}{\sigma_1 - \sigma_3} = a\varepsilon + b \quad (2)$$

Fig. 1에서 σ_3 를 일정하다고 가정하면, 접선계수, E_i 는

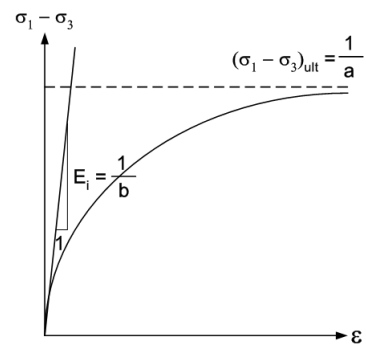


Fig. 1. Hyperbolic stress-strain curve

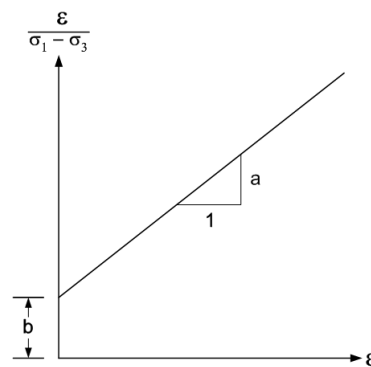


Fig. 2. Transformed hyperbolic stress-strain curve

Eq. (3)으로 주어진다.

$$E_i = \frac{\partial(\sigma_1 - \sigma_3)}{\partial \varepsilon} = \frac{(a\varepsilon + b)(1) - a\varepsilon}{(a\varepsilon + b)^2} = \frac{b}{(a\varepsilon + b)^2} \quad (3)$$

Eq. (1)로부터 ε 을 구하면 Eq. (4)가 되며,

$$\varepsilon = \frac{b(\sigma_1 - \sigma_3)}{1 - a(\sigma_1 - \sigma_3)} \quad (4)$$

Eq. (4)를 Eq. (3)에 대입하면 Eq. (5)가 된다.

$$E_i = \frac{1}{b} [1 - a(\sigma_1 - \sigma_3)]^2 \quad (5)$$

한편, 초기 접선계수, E_i 는 $(\sigma_1 - \sigma_3) = 0$ 일 때 응력-변형률 곡선의 경사이므로, Eq. (5)로부터 Eq. (6)이 성립한다.

$$E_i = \lim_{(\sigma_1 - \sigma_3) \rightarrow 0} E_i = \frac{1}{b} [1 - a(0)]^2 = \frac{1}{b}$$

$$\therefore E_i = \frac{1}{b} \quad (6)$$

또한 $(\sigma_1 - \sigma_3)$ 가 $(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}$ 에 접근함에 따라 E_i 는 영에 수렴한다. 따라서 Eq. (5)로부터 Eq. (7)을 얻는다.

$$E_i = \frac{1}{b} [1 - a(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}]^2 = 0$$

$$\therefore (\sigma_1 - \sigma_3)_{ult} = \frac{1}{a} \quad (7)$$

따라서 Fig. 1의 시험자료를 Fig. 2와 같이 변환축에 플롯하여 구한 직선의 기울기, a 와 절편, b 를 구하면, 이론적으로 해당 시료의 극한 축차응력과 초기 접선계수를 산정할 수 있다. 한편 a 와 b 를 Eq. (5)에 대입하면, 접선계수, E_i 에 대한 Eq. (8)을 구할 수 있다.

$$E_i = E_i \left[1 - \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)}{(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}} \right]^2 \quad (8)$$

Duncan & Chang(1970)과 Duncan et al.(1978, 1980)는 Janbu (1963)의 실험결과를 인용하면서, 상수 a 와 b 는 유효 최소주응력 σ_3 에 의해 좌우된다고 하였다. 즉, E_i 가 다음 방식으로 변한다고 제안하였다.

$$E_i = \frac{1}{b} = KP_a \left(\frac{\sigma_3}{P_a} \right)^n \quad (9)$$

여기서, K 는 무차원의 “modulus number”, P_a 는 대기압

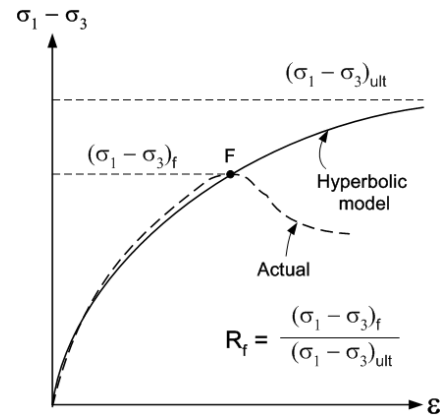


Fig. 3. Comparison between actual stress strain curve and hyperbolic model

(σ_3 와 같은 단위를 갖음), 그리고 n 은 “modulus exponent”이며, 이 값은 σ_3 의 변화에 따른 E_i 의 변화율을 결정한다. 또한 파괴 시 축차응력, $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$ (Fig. 3에서 F점)와 그 극한값, $(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}$ 사이의 관계를 Eq. (10)으로 제안하며, 파괴비($R_f \leq 1.0$)의 개념을 도입했다.

$$R_f = \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)_f}{(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}} \quad (10)$$

Eq. (8)에 Eq. (10)의 파괴비, R_f 를 대입하면 Eq. (11)과 같다.

$$E_i = E_i \left[1 - \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)}{(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}} \right]^2 = E_i \left[1 - \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)_f}{(\sigma_1 - \sigma_3)_f} R_f \right]^2$$

$$= E_i [1 - S_L R_f]^2 \quad (11)$$

여기서, 임의 요소에서 유발되는 축차응력을 나타내는 응력레벨, S_L 은 Eq. (12)와 같다.

$$S_L = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{(\sigma_1 - \sigma_3)_f} \quad (12)$$

3. 실내시험

3.1 기본 물성시험 및 다짐시험

5개 지역의 시료에 대하여 각각 기본 물성시험(입도시험, 액성한계시험, 소성한계시험, 비중시험)을 실시하여 각 시료를 통일분류법으로 분류하였으며, 그 결과를 Table 1에 요약하였다. 또한 각 시료에 대한 수정다짐시험을 실시하여 최대건조단위중량과 최적함수비를 각각 구하였으며, 시험결과를 Table 1에 요약하였다.

Table 1. Summary of physical properties and modified proctor test

Site	Specific gravity	#200 passing (%)	Plasticity index (%)	Unified soil classification system	Modified proctor test	
					Max. dry density (kN/m ³)	Optimum moisture content (%)
A	2.717	24.5	N.P	SM	19.7	10.0
B	2.703	22.2	2.0	SM	19.6	13.0
C	2.681	18.3	8.0	SC	20.4	11.0
D	2.696	10.5	N.P	SM-SW	20.2	8.9
E	2.658	11.0	9.6	SC-SP	18.2	12.5

3.2 압밀-배수 삼축압축시험

3.2.1 시험방법

삼축압축시험 시료는 직경 50mm, 높이 100mm 크기로 제작되었다. 시료 제작은 수정다짐시험에서 구한 최적함수비로 조성한 흙을 일주일 동안 보관한 후, 최대건조단위중량의 90%의 건조단위중량을 갖도록 5개 층으로 나누어 정다짐하여 이루어졌다. 삼축압축시험은 영국 GDS사의 삼축압축시험기를 사용하여 다음의 세 단계를 거쳐 수행되었다:

- 1) 포화단계: 구속압력 50kPa 하에서 0.3m의 정수압으로 24시간 자연 포화 후, 배압(back pressure)을 가해 간극수압계수, B값이 0.95 이상이 되도록 포화시킴.
- 2) 압밀단계: 포화시킨 시료에서 배압을 유지한 채 시험하고자 하는 유효응력(150kPa, 300kPa, 600kPa)만큼 기

존의 구속압력을 증가시킨 후, 배압 valve를 열어 back volume의 변화가 10mm³/분 이하가 될 때까지 압밀시킴.

- 3) 전단단계: 압밀이 완료된 시료를 과잉간극수압이 발생하지 않도록 분당 0.01mm 속도로 전단함.

시험도중의 시료의 축변위량, 축차응력, 간극수압, 시료의 체적변화를 10분 간격으로 실시간으로 측정하였다.

3.2.2 시험결과

5개 지역의 삼축압축시험결과는 다음과 같다. 축차응력-축변형률을 플롯하여 Fig. 4에 나타냈다.

3.2.3 던컨-창 모델의 매개변수 분석

던컨-창 모델은 흙의 응력-변형률 곡선이 쌍곡선의 형상을 보인다는 가정에 따른 모델이므로 이론적으로 응력경화

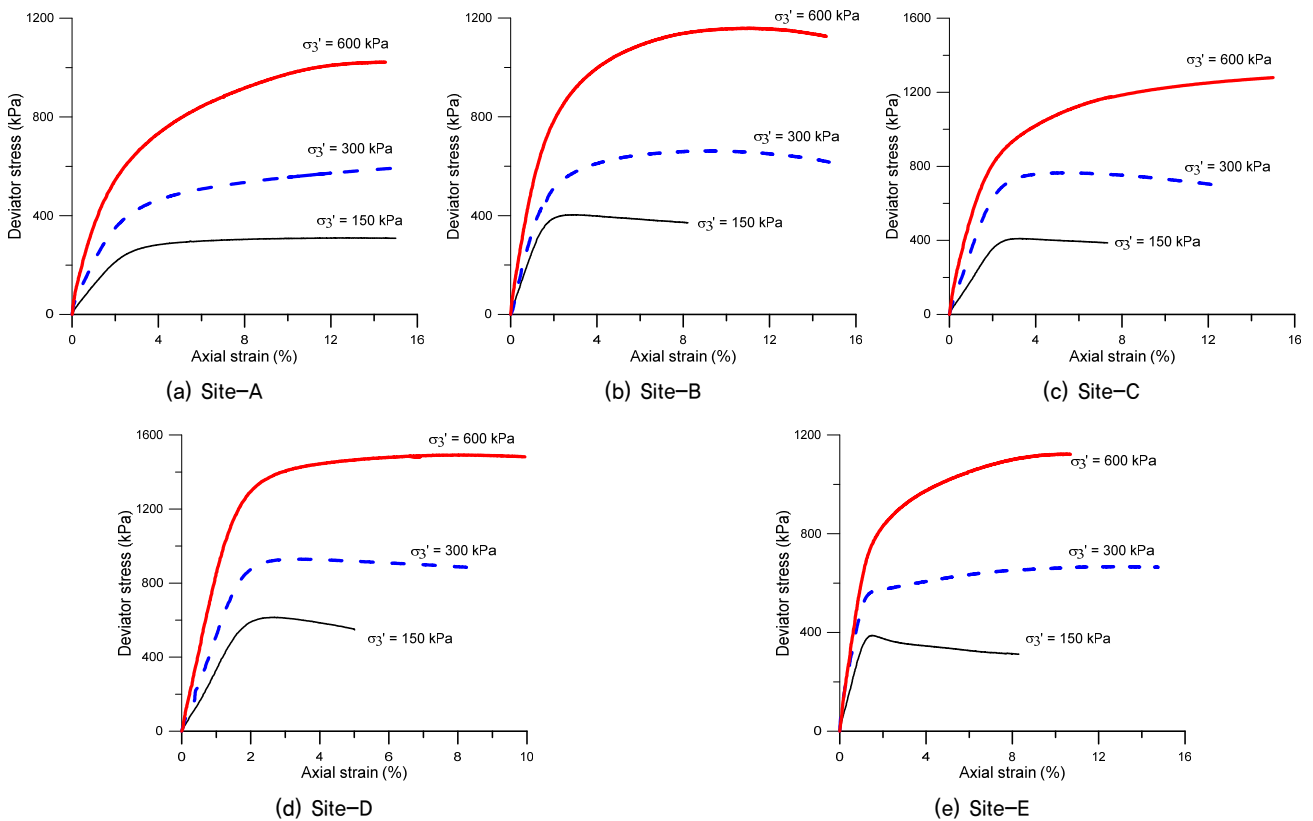


Fig. 4. Deviator stress – axial strain plot for 5 Sites

(strain hardening)현상을 나타내는 응력-변형률 곡선을 근사하게 모델링할 수 있다. 따라서 시험결과가 응력연화(strain softening)현상을 나타낼 경우, 던컨-창 모델의 매개변수를 산정할 때 최대 축삭응력을 나타내는 범위(Fig. 3에서 F점까지)까지만 분석하였다. 대표적으로 삼축압축시험결과 중 상대적으로 응력경화현상을 나타내는 Site-A와 응력연화현상을 나타내는 Site-C에 대한 시험결과를 비교분석하였다.

(1) 시험 전구간에 대한 분석

Site-A 시료에 대한 응력-변형률 플롯과 축변형률을 축

차응력으로 나눈 값을 종축으로 하여 플롯한 변환응력-변형률 플롯을 Fig. 5에 나타내었다. 각 그림의 아래 그림에 변환응력-변형률 플롯에 대하여 선형회귀분석하여 구한 추세선(AD)을 함께 나타내었으며, 매개변수를 Table 2에 정리하였다.

Fig. 5에 의하면 모든 변형률 범위에서 변환응력-변형률 관계가 쌍곡선이론과 같이 직선으로 나타나지 않는다. 응력-변형률 곡선의 형상에 따라 변형률이 작은 초반구간(AB)과 변형률이 큰 중반구간(CD)에서 변형응력-변형률 값들이 추세선에서 벗어남을 볼 수 있다. 이러한 현상은 구속압력

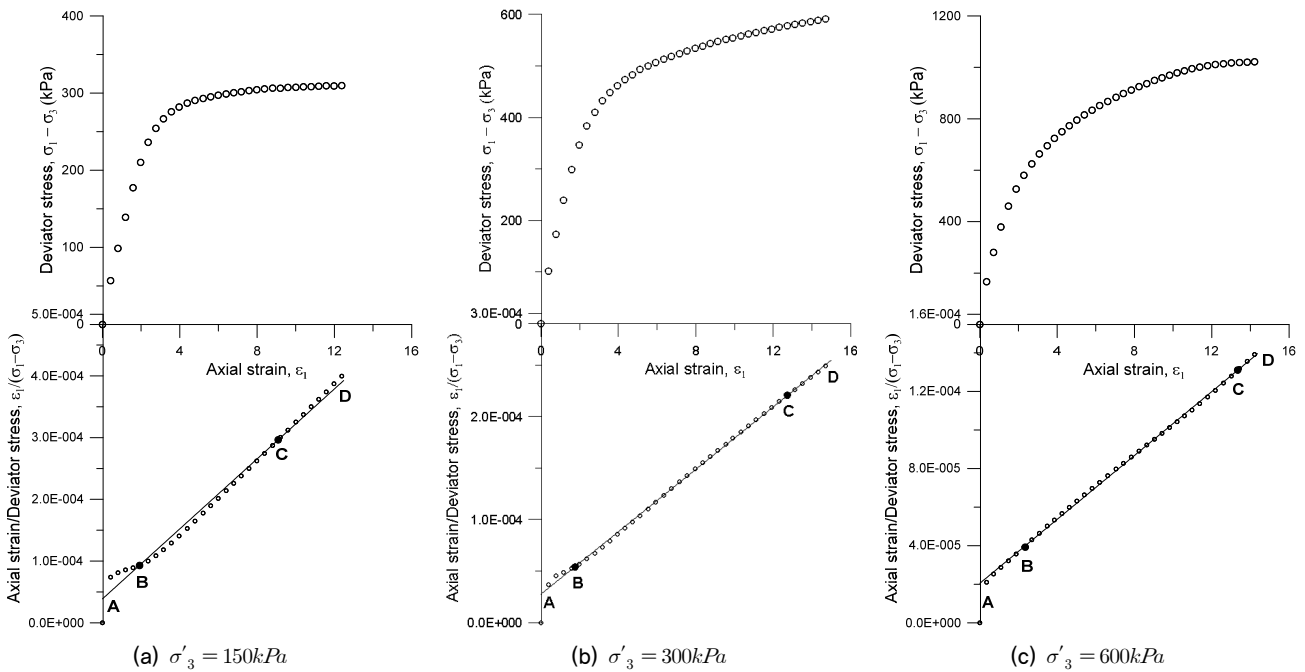


Fig. 5. Stress-strain plot and transformed stress-strain plot for Site-A

Table 2. Duncan-Chang model parameters calculated within range of AD for 5 Sites

Site	σ_3 (kPa)	$(\sigma_1 - \sigma_3)_f$ (kPa)	a	b	E_i (kPa)	$(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}$ (kPa)	R_f
A	150	310	2.83E-03	3.87E-05	25,840	353	0.878
	300	593	1.51E-03	2.76E-05	36,232	662	0.896
	600	1,023	8.27E-04	2.05E-05	48,780	1,209	0.846
B	150	403	1.27E-03	2.80E-05	35,714	787	0.512
	300	662	1.25E-03	1.82E-05	54,945	800	0.828
	600	1,159	7.48E-04	1.08E-05	92,593	1,337	0.867
C	150	410	8.45E-04	4.41E-05	22,676	1,183	0.346
	300	765	8.75E-04	1.83E-05	54,645	1,143	0.669
	600	1,279	7.05E-04	1.12E-05	89,286	1,418	0.902
D	150	615	5.28E-04	2.42E-05	41,322	1,894	0.325
	300	930	4.73E-04	1.53E-05	65,359	2,114	0.440
	600	1,492	5.74E-04	5.87E-06	170,358	1,742	0.857
E	150	388	9.51E-04	2.19E-05	45,662	1,052	0.369
	300	668	1.44E-03	7.55E-06	132,450	694	0.962
	600	1,123	7.96E-04	9.21E-06	108,578	1,256	0.894

이 작을수록 크게 나타났으며, 이는 다이레이턴시에 의한 응력연화현상의 영향인 것으로 판단된다. Fig. 5에서 구한 변환응력-변형률 플롯에 대한 추세선의 기울기(a)와 절편

(b)(Table 2 참조)을 사용하여 Eq. (2)로부터 계산한 응력값과 실제 측정값과 비교하여 Fig. 6에 나타내었다.

상대적으로 응력연화현상을 보이는 Site-C 시료에 대한

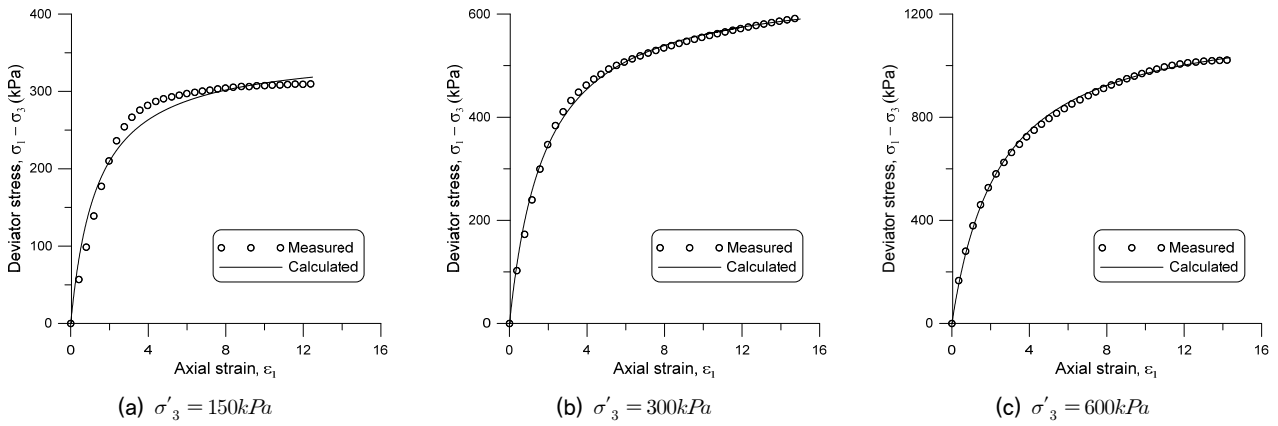


Fig. 6. Comparison between measured plot and calculated result due to regression analysis of A-D range for Site-A

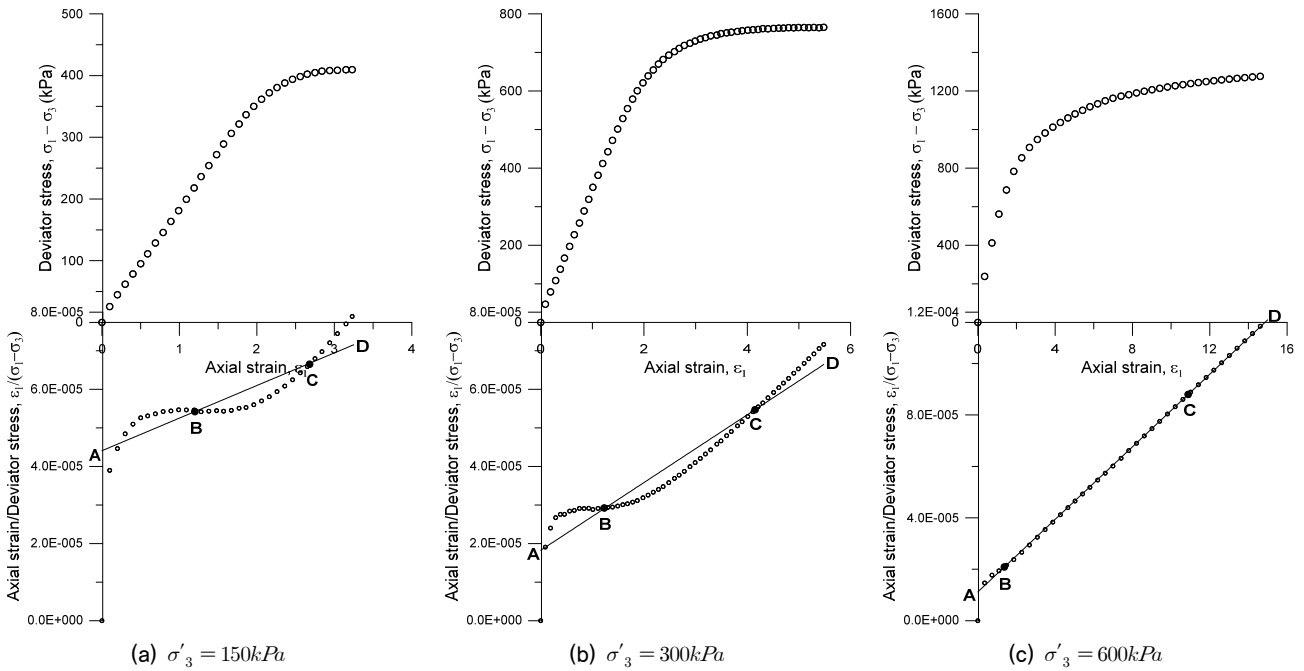


Fig. 7. Stress-strain plot and transformed stress-strain plot for Site-C

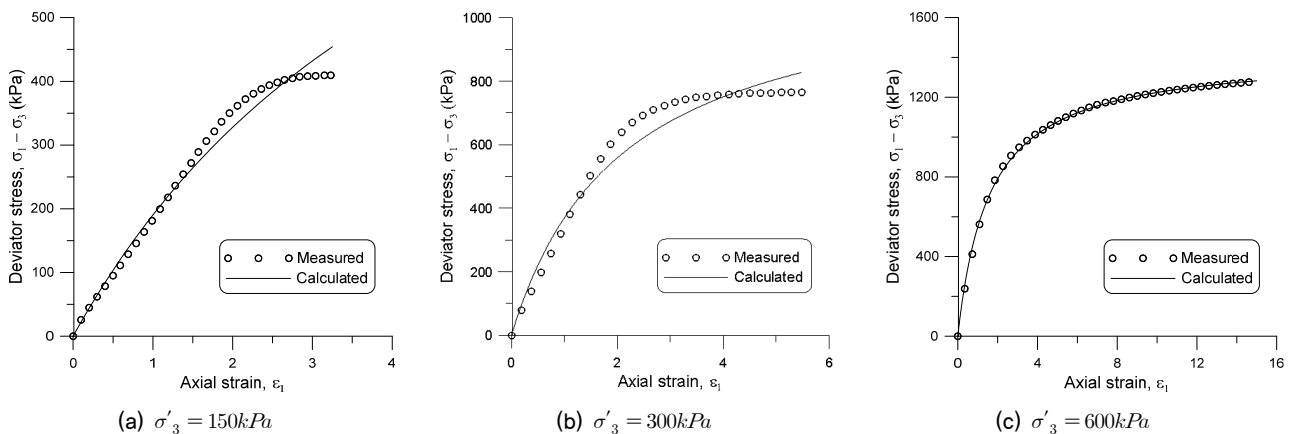


Fig. 8. Comparison between measured plot and calculated result due to regression analysis of A-D range for Site-C

응력-변형률 곡선과 변환응력-변형률 곡선을 Fig. 7에 그리고 측정된 응력-변형률 곡선과 계산한 응력-변형률 곡선을 비교하여 Fig. 8에 각각 나타내었다.

Fig. 6과 Fig. 8에 의하면, 흙의 종류에 관계없이 응력-변형률 곡선의 형상이 쌍곡선에 가까울수록, 즉 구속압력이 상대적으로 커서 응력경화현상을 나타낼수록 던컨-창 모델은 측정값과 잘 일치한다. 그러나 상대적으로 구속압력이 작아지면, 응력연화현상으로 응력-변형률 곡선의 형상이 쌍곡선에서 멀어지며 던컨-창 모델은 측정값과 잘 일치하지 않는다.

(2) 비선형 구간을 제외한 분석(수정 회귀분석법)

응력-변형률 곡선에 대한 던컨-창 모델의 계산값과 측정값의 차이를 줄이기 위하여 변환응력-변형률 플롯에서 비선형 관계를 나타내는 구간을 제외한 구간에 대해서 선형회귀분석을 재실시하는 수정회귀분석법을 사용하여 수정 추세선을 구할 필요가 있다. 본 연구에서는 비선형 관계를 나타내는 구간을 Fig. 5와 Fig. 7에서 AB구간과 CD구간으로 가정하여 BC구간에 대해서만 선형회귀분석을 재실시하였다. 이러한 가정이 응력경화현상을 나타내어 응력-변형률 곡선의 형상이 쌍곡선에 가까울 경우에는 문제가 되지 않는다. 그러나 응력연화현상을 보여 쌍곡선 형상에서 멀어질 경우에는 던컨-창 모델의 계산값과 측정값 사이에 편차가 발생하는데 정도의 차이는 있지만 응력-변형률 곡선의 변

형률이 작은 초반 구간에서는 편차가 작게 발생하며, 변형률이 큰 중반 구간에서는 편차가 상대적으로 크게 발생한다. 흙-구조물 상호관계에서는 구조물의 변위가 작으므로 흙의 응력-변형률 곡선의 초반 구간에서의 편차가 중요하므로 본 연구의 가정은 문제가 되지 않을 것으로 판단된다. 수정한 회귀분석으로부터 구한 추세선의 기울기(a)와 절편(b)의 값을 Table 3에 정리하였다. 최초 추세선(\overline{AD})과 수정 추세선($\overline{A'D'}$)의 변화를 비교하기 위하여 Site-A와 Site-C 시료의 구속압력이 150kPa인 경우에 대하여 Fig. 9에 두 추세선을 함께 나타냈다. Site-A의 경우와 같이 응력-변형률 곡선의 형상이 쌍곡선에 가까울수록 최초 추세선과 수정 추세선의 차이는 작아지나, Site-C의 경우와 같이 쌍곡선에서 멀수록 그 차이는 증가하며, 이 차이가 응력-변형률 곡선의 실측값과 계산값의 차이를 유발하는 것으로 나타났다. Table 2와 Table 3에서 최초 추세선과 수정 추세선을 사용하여 구한 초기접선계수, E_i 와 극한축차응력, $(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}$ 값들을 Fig. 10에 플롯하여 비교하였다. 최초 추세선으로 산정한 초기접선계수와 극한 축차응력이 수정 추세선에 의해 산정된 값보다 8.1%와 3.4% 각각 과소 평가한 것으로 나타났다.

Site-A와 Site-C에 대하여 수정 추세선의 식으로 재계산한 응력-변형률 곡선과 측정값을 비교하여 Fig. 11과 Fig. 12에 각각 나타냈다.

Fig. 11과 Fig. 12에서 볼 수 있듯이, 최초 추세선을 사용하여 구한 계산값 보다 수정 추세선을 사용하여 구한 계산

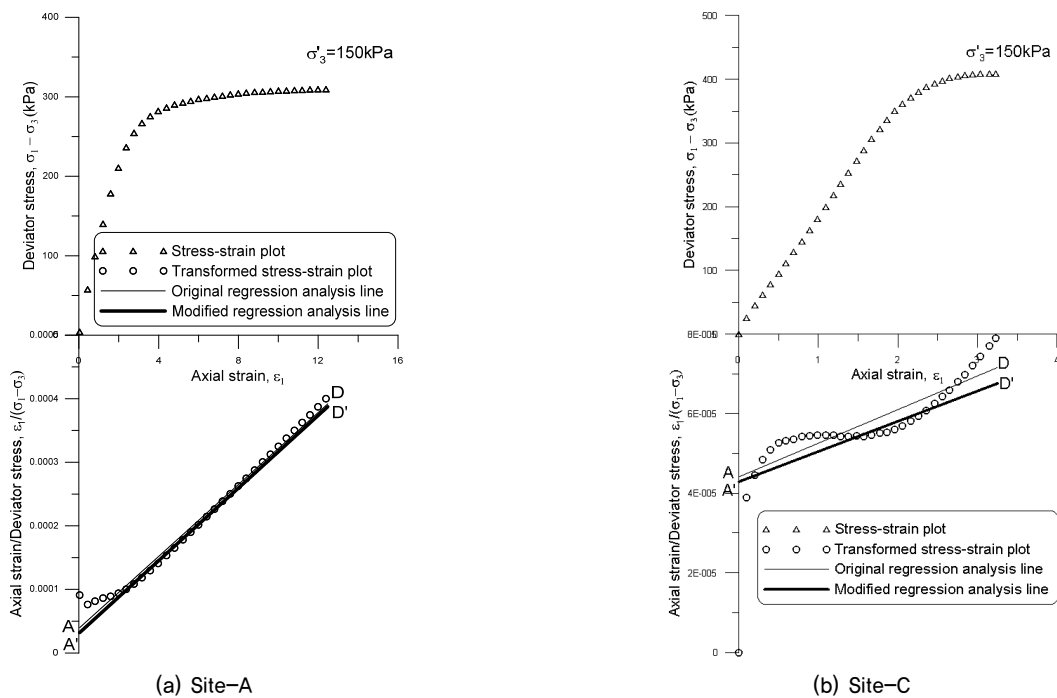
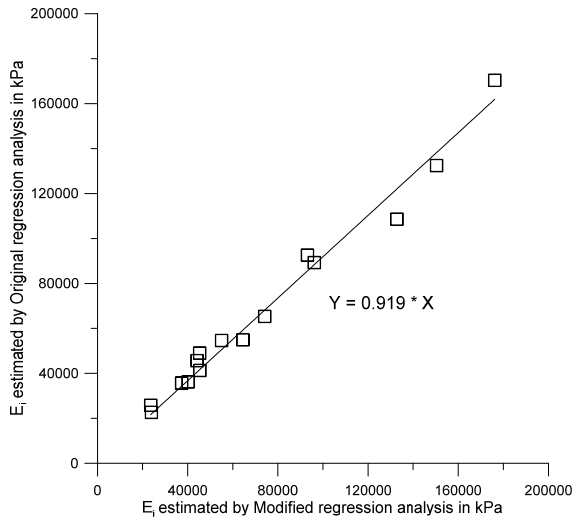


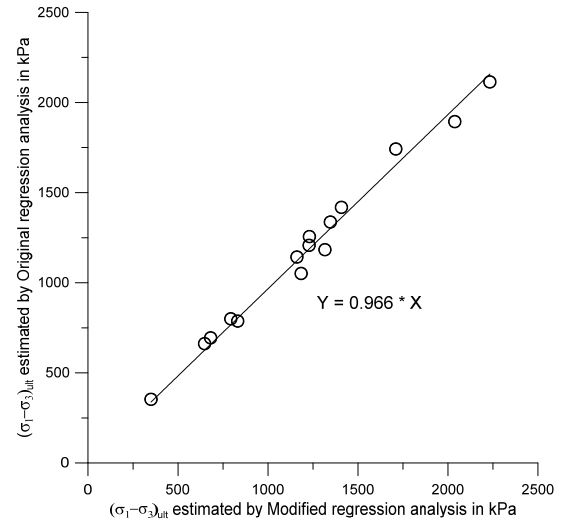
Fig. 9. Comparison of original regression analysis line and modified regression analysis line of transformed stress-strain plot for Site-A and Site-C

Table 3. Duncan–Chang model parameters calculated within range of BC for 5 Sites

Site	σ_3 (kPa)	$(\sigma_1 - \sigma_3)_f$ (kPa)	a	b	E_i (kPa)	$(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}$ (kPa)	R_f
A	150	310	2.86.E-03	3.09.E-05	32,373	350	0.886
	300	593	1.54.E-03	2.52.E-05	39,659	648	0.916
	600	1,023	8.14.E-04	2.18.E-05	45,859	1,228	0.833
B	150	403	1.20.E-03	2.66.E-05	37,546	832	0.485
	300	662	1.26.E-03	1.53.E-05	65,306	793	0.835
	600	1,159	7.43.E-04	1.06.E-05	94,498	1,347	0.861
C	150	410	7.60.E-04	4.29.E-05	23,323	1,316	0.311
	300	765	8.61.E-04	1.60.E-05	62,411	1,161	0.659
	600	1,279	7.10.E-04	1.07.E-05	93,665	1,408	0.908
D	150	615	4.91.E-04	2.32.E-05	43,042	2,038	0.302
	300	930	4.48.E-04	1.41.E-05	70,686	2,233	0.416
	600	1,492	5.85.E-04	4.36.E-06	229,580	1,710	0.872
E	150	388	8.44.E-04	2.21.E-05	45,283	1,184	0.328
	300	668	1.47.E-03	6.24.E-06	160,138	681	0.981
	600	1,123	8.13.E-04	8.14.E-06	122,896	1,230	0.913

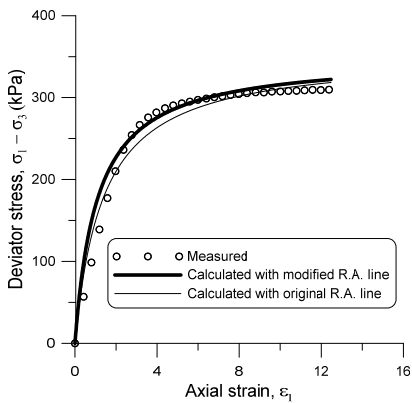


(a) Initial tangent modulus, E_i

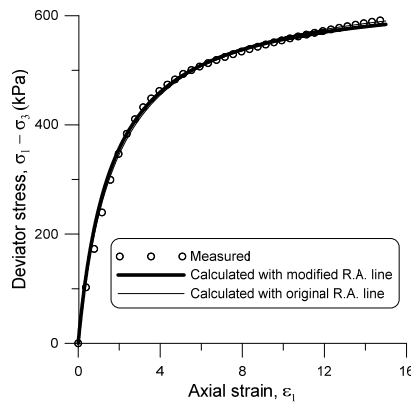


(b) Ultimate deviator stress, $(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}$

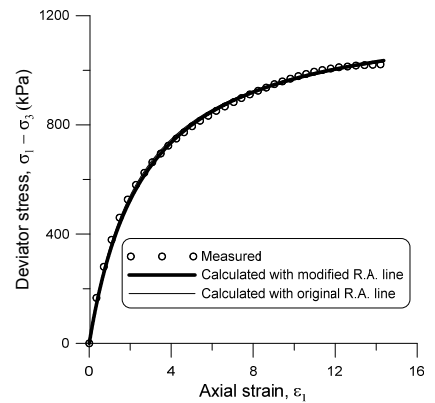
Fig. 10. Comparison of E_i and $(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}$ of original regression analysis and modified regression analysis for 5 Sites



(a) $\sigma'_3 = 150kPa$



(b) $\sigma'_3 = 300kPa$



(c) $\sigma'_3 = 600kPa$

Fig. 11. Stress–strain curve calculated with original regression analysis line and modified regression analysis line for Site–A

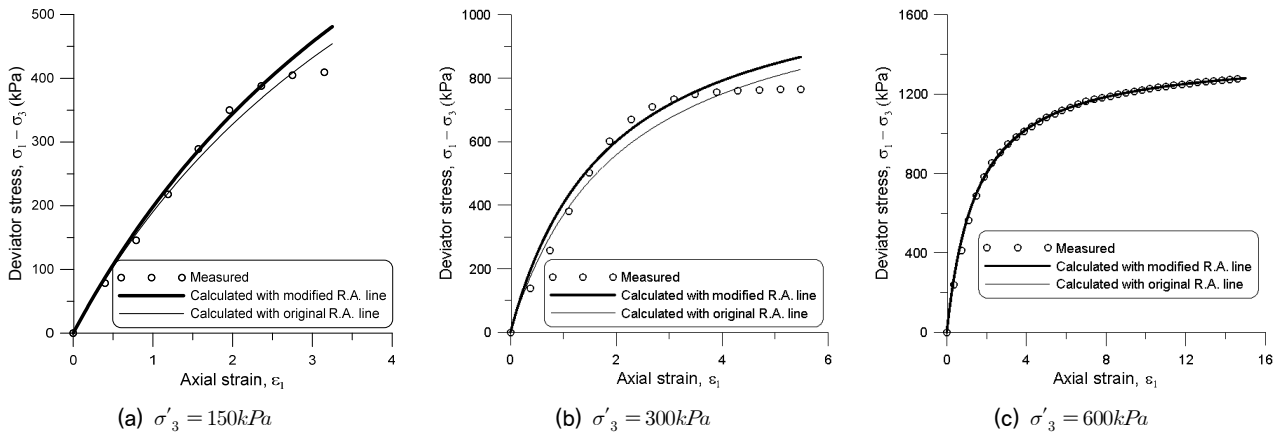


Fig. 12. Stress-strain curve calculated with original regression analysis line and modified regression analysis line for Site-C

값이 측정값을 보다 근사하게 모델링함을 알 수 있다. 따라서 본 연구에서는 던컨-창 모델의 매개변수를 수정 추세선의 식으로 산정하기로 한다.

(3) 수정 매개변수 산정을 위한 2점법

Fig. 13에 나타난 바와 같이 수정 추세선($\overline{A'D'}$)은 변형 응력-변형률 곡선과 B' 와 C' 에서 만나므로 이 두 점의 좌표를 구할 수 있다면 수정 추세선의 식을 쉽게 구할 수 있다. 그런데 이 두 점은 응력-변형률 곡선상의 E 점과 F 점과 1:1로 대응한다. 따라서 응력-변형률 곡선상의 E 점과 F 점의 위치, 즉 응력레벨, $\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{(\sigma_1 - \sigma_3)_f}$ 를 알 수 있다면, 이에 상

응하는 변형응력-변형률 곡선상에서의 B' 점과 C' 점을 구하여 추정 추세선의 식을 구할 수 있다. 이러한 방법으로 수정 추세선의 식을 구하는 방법을 2점법으로 칭하기로 한다. 따라서 본 연구에서는 5개 지역의 15개의 삼축압축시험 결과에서 응력-변형률 곡선상의 E 점과 F 점의 응력레벨을 산정하였으며 그 값을 Table 4에 정리하였다. 15개 시료에 대한 E 점과 F 점의 평균 응력레벨은 $67.7 \pm 6.2\%$ 와 $95.0 \pm 2.1\%$ 로 각각 산정되었다.

(4) 측정값과 계산값의 비교

상기 (3)절에서 언급한 2점법을 사용하여 수정 추세선의 식을 산정하는 방법을 Site-A와 Site-C의 구속압력이 150kPa

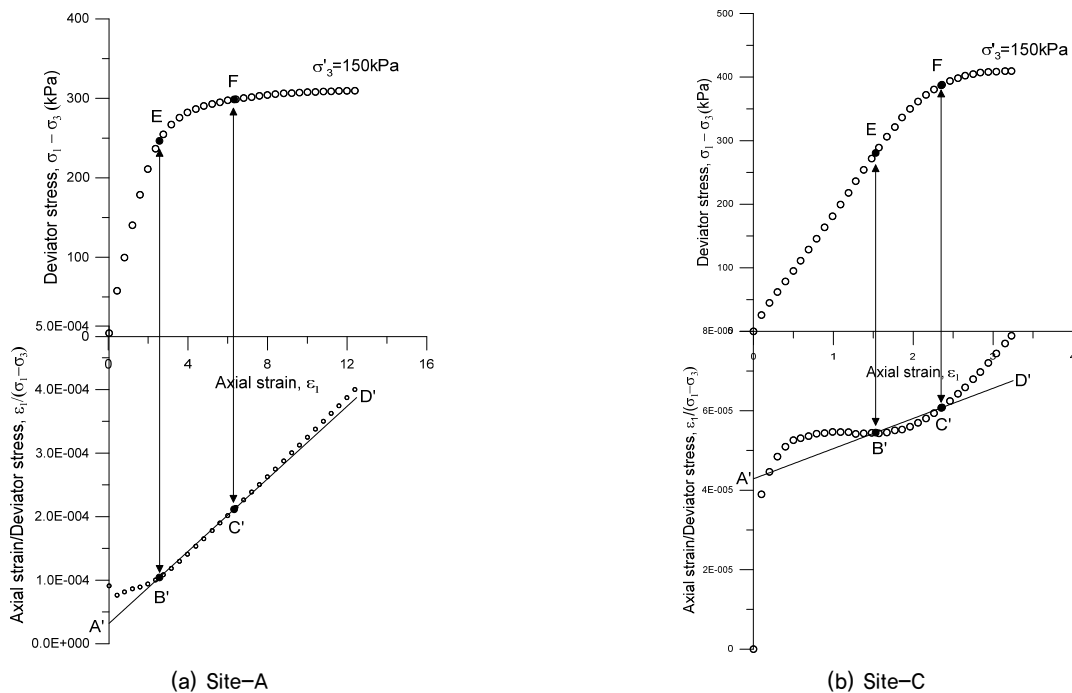


Fig. 13. Finding representative two points so as to determine the equation of modified regression analysis line ($\overline{A'D'}$) for Site-A and Site-C

Table 4. Stress level, $\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{(\sigma_1 - \sigma_3)_f}$ of two points on stress-strain curve for 5 Sites

Site	σ_3' (kPa)	$(\sigma_1 - \sigma_3)_f$ (kPa)	Point B'				Point C'			
			ϵ	$\frac{\epsilon}{\sigma_1 - \sigma_3}$	$\sigma_1 - \sigma_3$	$\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{(\sigma_1 - \sigma_3)_f}$	ϵ	$\frac{\epsilon}{\sigma_1 - \sigma_3}$	$\sigma_1 - \sigma_3$	$\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{(\sigma_1 - \sigma_3)_f}$
A	150	310	0.0257	1.04.E-04	247	0.795	0.0632	2.12.E-04	299	0.963
	300	593	0.0237	6.18.E-05	384	0.647	0.1066	1.90.E-04	562	0.947
	600	1,023	0.0366	5.16.E-05	709	0.694	0.1283	1.26.E-04	1,016	0.994
B	150	403	0.0106	3.93.E-05	270	0.669	0.0191	4.96.E-05	385	0.955
	300	662	0.0135	3.24.E-05	417	0.630	0.0428	6.92.E-05	619	0.934
	600	1,159	0.0246	2.88.E-05	853	0.736	0.0694	6.21.E-05	1,117	0.964
C	150	410	0.0153	5.45.E-05	281	0.685	0.0235	6.07.E-05	387	0.944
	300	765	0.0163	3.01.E-05	542	0.708	0.0331	4.46.E-05	742	0.970
	600	1,279	0.0168	2.27.E-05	740	0.579	0.0702	6.04.E-05	1,163	0.909
D	150	615	0.0110	2.86.E-05	384	0.625	0.0183	3.22.E-05	568	0.923
	300	930	0.0114	1.93.E-05	592	0.637	0.0207	2.34.E-05	884	0.951
	600	1,492	0.0150	1.31.E-05	1,143	0.766	0.0407	2.81.E-05	1,446	0.969
E	150	388	0.0079	2.88.E-05	274	0.705	0.0114	3.17.E-05	360	0.927
	300	668	0.0092	1.96.E-05	468	0.701	0.0636	9.97.E-05	638	0.955
	600	1,123	0.0112	1.72.E-05	651	0.579	0.0656	6.15.E-05	1,067	0.950

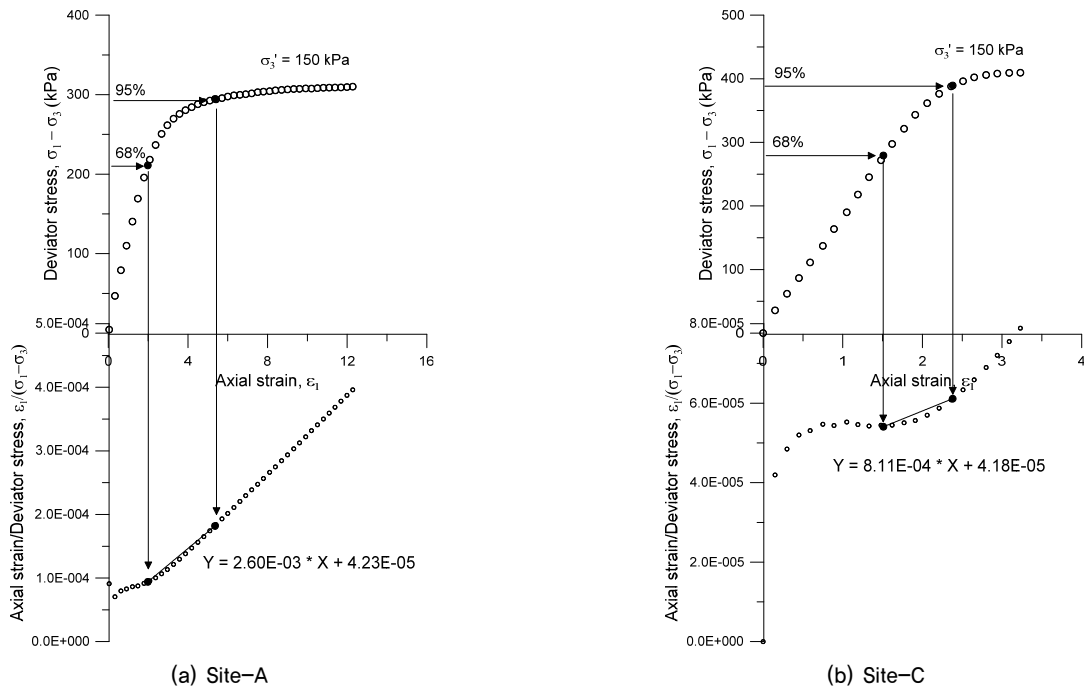


Fig. 14. Estimation of parameter a and b using 2 points method for Site-A and Site-C

인 경우에 대해서 설명하면 다음과 같다. Fig. 14에 나타낸 바와 같이 응력-변형률 곡선상에서 최대 축차응력, $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$ 의 68%와 95%에 해당하는 두 점을 찾고, 이에 상응하는 변형률-변형률 곡선상의 두 점을 결정한다. 이 두 점을 통과하는 직선의 기울기, a 와 절편, b 를 Eq. (1)에 대입하여 각 변형률에 해당하는 축차응력을 계산한다. 이와 같은 방법으로 5개 지역의 15개 시료의 응력-변형률 곡선에 대한 계산

값과 측정값을 비교하여 Fig. 15에 나타내었다.

3.2.4 변환응력-변형률 관계식을 구하는 방법에 따른 매개변수값의 비교

5개 지역의 풍화잔류토에 대하여 총 15개의 수정다짐시료(상대다짐도 90%)를 제작하여 압밀-배수 삼축압축시험하여 얻은 응력-변형률 곡선으로부터 Duncan et al.(1980)이

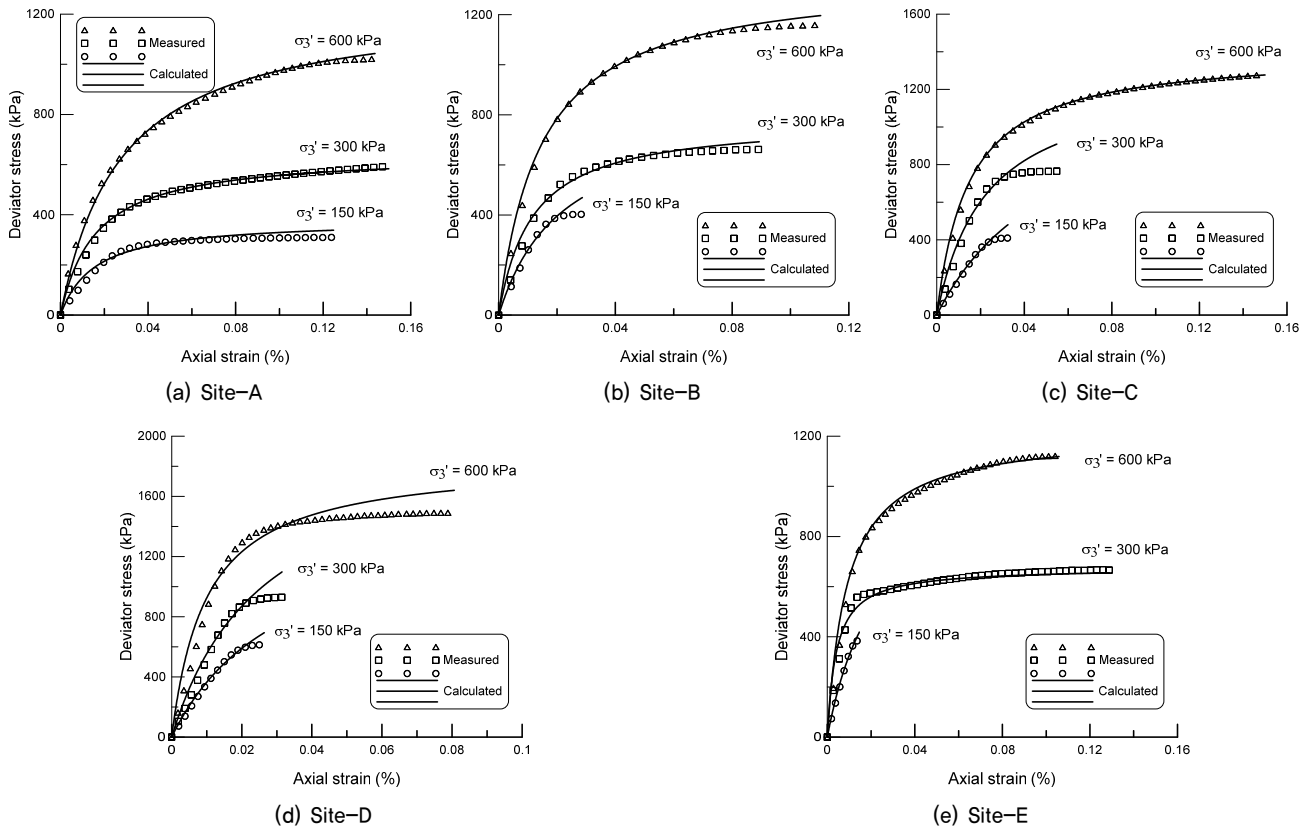


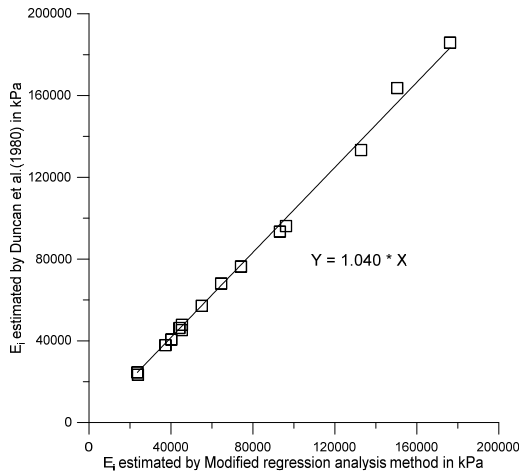
Fig. 15. Measured and calculated stress–strain curves for drained triaxial tests on compacted weathered soils at 5 Sites

Table 5. Comparison of E_i and $(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}$ of Duncan et al.(1980) and Modified regression analysis

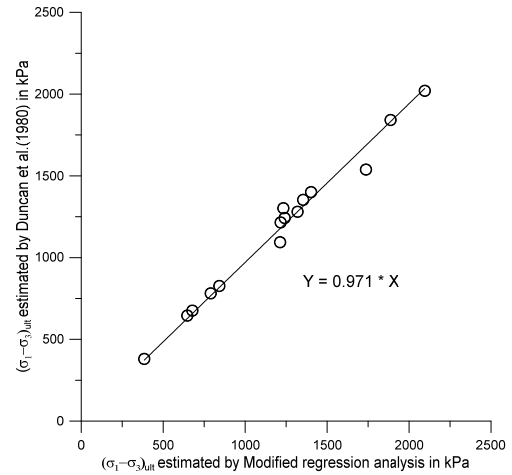
Site	σ'_3 (kPa)	Duncan et al.(1980)				Modified regression analysis			
		a	b	E_i (kPa)	$(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}$ (kPa)	a	b	E_i (kPa)	$(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}$ (kPa)
A	150	2.63.E-03	4.07.E-05	24,570	380	2.60.E-03	4.23.E-05	23,616	384
	300	1.55.E-03	2.46.E-05	40,650	645	1.55.E-03	2.49.E-05	40,180	647
	600	8.05.E-04	2.21.E-05	45,249	1,242	8.06.E-04	2.21.E-05	45,316	1,241
B	150	1.21.E-03	2.64.E-05	37,879	826	1.19.E-03	2.68.E-05	37,309	842
	300	1.28.E-03	1.47.E-05	68,027	781	1.27.E-03	1.55.E-05	64,494	789
	600	7.39.E-04	1.07.E-05	93,458	1,353	7.39.E-04	1.07.E-05	93,134	1,354
C	150	7.68.E-04	4.27.E-05	23,419	1,302	8.11.E-04	4.18.E-05	23,913	1,233
	300	7.81.E-04	1.75.E-05	57,143	1,280	7.58.E-04	1.82.E-05	55,042	1,319
	600	7.14.E-04	1.04.E-05	96,154	1,401	7.13.E-04	1.04.E-05	96,156	1,402
D	150	6.50.E-04	2.09.E-05	47,847	1,538	5.76.E-04	2.20.E-05	45,375	1,737
	300	4.95.E-04	1.31.E-05	76,336	2,020	4.77.E-04	1.35.E-05	74,155	2,096
	600	5.43.E-04	5.38.E-06	185,874	1,842	5.30.E-04	5.68.E-06	176,186	1,887
E	150	9.14.E-04	2.16.E-05	46,296	1,094	8.24.E-04	2.27.E-05	44,149	1,213
	300	1.48.E-03	6.11.E-06	163,666	676	1.48.E-03	6.65.E-06	150,394	678
	600	8.23.E-04	7.50.E-06	133,333	1,215	8.22.E-04	7.53.E-06	132,768	1,216

제안한 방법과 수정 회귀분석법의 두 방법을 사용하여 초기 접선계수, E_i 와 극한 축차응력, $(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}$ 값들을 산정하였다. 두 방법으로 구한 값들을 Table 5에 요약하였으며, Fig. 16에 플롯하였다. 수정 회귀분석법에 비해 Duncan et al.(1980)의 방법으로 산정한 초기접선계수는 4.0% 크게, 그리고 극한축차응력은 2.9% 작게 평가한 것으로 나타났다. 이러한

차이는 응력-변형률 곡선의 형상에 의해 영향을 받는다. 응력-변형률 곡선이 완벽한 쌍곡선의 형상에 가까울수록 변형률-변형률 곡선이 직선을 나타내므로 차이가 발생하지 않는다. 그러나 시료에 따라 응력-변형률 곡선이 쌍곡선 형상과 다를수록, 특히 최대 곡률을 나타내는 구간 이후의 후반부 곡선의 구간이 길수록 차이가 발생하였다.



(a) Initial tangent modulus, E_t



(b) Ultimate deviator stress, $(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}$

Fig. 16. Comparison of E_t and $(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}$ between Duncan et al.(1980) and modified regression analysis for 5 Sites

4. 결 론

풍화잔류토의 수정다짐시료(상대 다짐도=90%)에 대하여 압밀-배수 삼축압축시험을 실시하였으며, 변환응력-변형률 플롯으로부터 던컨-창 모델의 매개변수 중 초기접선계수와 극한축차응력을 산정할 때 수정 회귀분석법을 사용하여 얻은 결론은 다음과 같다.

- (1) 최초 회귀분석법으로 산정한 초기 접선계수와 극한 축차응력이 수정 회귀분석법에 의해 산정된 값보다 8.1%와 3.4% 각각 과소 평가된 것으로 나타났다.
- (2) 수정 회귀분석법으로 구한 2점법의 응력레벨은 $67.7 \pm 6.2\%$ 와 $95.0 \pm 2.1\%$ 로 산정되었다. 이 값은 표본수가 15개에 불과하므로 추가 시험을 통한 검증이 필요하다.
- (3) 수정 회귀분석법에 비해 Duncan et al.(1980)의 방법으로 산정한 초기 접선계수는 4.0% 크게, 그리고 극한 축차응력은 2.9% 작게 평가된 것으로 나타났다.

References

1. 정지승, 신영완, 김만화, 국윤모, 정규경, 김필수, 이상환 (2018), “지반굴착 해석모델에 따른 변위거동에 관한 연구”, 한국지반환경공학회 논문집, 2018, 제19권 제4호, pp. 27~32.
2. 최동호, 김원철, 김기남 (2001), “파형광관 암거의 근사해석”, 한국지반환경공학회 논문집, 2001, 제2권 제4호, pp. 15~27.
3. Duncan, J. M. and Chang, C-Y. (1970), Nonlinear analysis of stress and strain in soils, Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE, 96(SM5): 1629~1653.
4. Duncan, J. M., Byrne, P., Wong, K. S. and Mabry, P. (1978), Strength, stress-strain and bulk modulus parameters for finite element analyses of stresses and movements in soil masses,

Report No. UCB/GT/78-02, University of California, Berkeley.

5. Duncan, J. M., Byrne, P., Wong, K. S. and Mabry, P. (1980), Strength, stress-strain and bulk modulus parameters for finite element analysis of stresses and movements in soil masses, Geotechnical Engineering Report No. UCB/GT/80-01, University of California, Berkeley.
6. Janbu, N. (1963), “Soil compressibility as determined by oedometer and triaxial test”, Proceedings of the European Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Wiesbaden, Vol. 1, pp. 19~25.
7. Kondner, R. L. (1963), Hyperbolic stress-strain response: cohesive soils, Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE, Vol. 89, No. SM1, Proc. paper 3429, 1963, pp. 115~143.
8. Kondner, R. L. and Zelasko, J. S. (1963a), A hyperbolic stress-strain formulation for sands, Proceedings of the 2nd Pan American Conference on Soil Mechanics and Foundations Engineering, Brazil, Vol. 1, 1963a, pp. 289~324.
9. Kondner, R. L. and Zelasko, J. S. (1963b), Void ratio effects on the hyperbolic stress-strain response of a sand, Laboratory Shear Testing of Soils, ASTM STP No. 361, Ottawa.
10. Kondner, R. L. and Horner, J. M. (1965), Triaxial compression of a cohesive soil with effective octahedral stress control, Canadian Geotechnical Journal, Vol. 2, No. 1, pp. 40~52.
11. Kim, K. S. and Yoo, C. H. (2005), Design loading on deeply beried box culverts, Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, Vol. 131, No. 1, January, 2005, pp. 20~27.
12. Lade, P. V. (2005), Overview of constitutive models for soils, ASCE Geotechnical Special Publication No. 128, Soil Constitutive Models; Evaluation, Selection, and Calibration, Edited by J. A. Yamamuro and V. N. Kaliakin, January, 2005, pp. 1~34.
13. Likitlersuang, S., Surarak, C., Balasubramania, A., Oh, E., Kim, S. R. and Wanatowski D. (2013), Duncan-Chang parameters for hyperbolic stress strain behaviour of soft Bangkok clay, Proceedings of the 18th International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering, Paris, France, September, 2013, pp. 381~384.
14. Stark, T. D., Ebeling, R. M. and Vettel, J. J. (1994), Hyperbolic stress-strain parameters for silts, Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, Vol. 120, No. 1, February, 1994, pp. 420~44.