

삼축 시험을 이용한 미소 변형 모델의 비선형 직교 이방 계수에 대한 평가 방법 고찰 Evaluation of Alternative Approaches for Nonlinear Cross-anisotropic Parameters on the Small Strain Model based on Triaxial Test Results

천성호¹⁾, Sung-Ho Chun, 정충기²⁾, Choong-Ki Chung

¹⁾ 서울대학교 공과대학 지구환경시스템공학부 박사과정, Ph.D. Candidate, Dept. of Civil, Urban & GeoSystem Engineering, Seoul National Univ.

²⁾ 서울대학교 공과대학 지구환경시스템공학부 교수, Professor, Dept. of Civil, Urban & GeoSystem Engineering, Seoul National Univ.

SYNOPSIS : Nonlinear cross-anisotropic properties of soil is critical for exact numerical simulation. Theoretically, initial cross-anisotropic properties can be evaluated from triaxial tests with bender element tests, and nonlinear cross-anisotropic properties over initial strain level cannot be evaluated from triaxial tests.

In this study, a supposed condition among nonlinear cross-anisotropic properties is suggested to calculate nonlinear cross-anisotropic properties from triaxial tests. Maximum strain and incremental strain energy are applied to combine triaxial test results and theoretical normalized shear modulus curve, respectively. Based on combined results, nonlinear cross-anisotropic properties are calculated. Numerical simulation for triaxial tests is carried out to verify the applicability of the supposed condition with calculated cross-anisotropic properties and simplified nonlinear cross-anisotropic model.

Key words : Nonlinearity, Cross-anisotropy, Triaxial test, Numerical simulation

1. 서론

지반은 형성과 차후 하중 조건에서 받게 되는 이방적 응력에 의한 흙 입자 배열의 방향성으로 인해 이방성을 보인다. Hardin(1978), Hardin과 Brlandford(1989), Bellotti 등(1996), Tatsuoka 등(1997)은 지반의 직교 이방성을 실험적으로 확인한 바 있다. 이러한 이방적 변형 특성은 항상 일정하게 유지되지 않으며, 변화하는 주변 조건에 상응하여 변화한다. 특히, 지반에 가해지는 응력의 증가, 즉 발생 변형률의 증가에 따라 이방성이 변화한다는 사실은 Zdravkovic와 Jardine(1997)에 의해 밝혀졌다.

일반적인 실내 시험 및 현장 시험으로부터 예측한 지반의 거동, 특히 변형 특성이 실제 지반구조물에 서 관측되는 변형 거동과 크게 다를 수 있다는 사실이 흙의 미소 변형 특성이 시험적으로 확인되면서 제기되고 있다. 최근에는 이러한 미소변형 특성에 근거하여 현장 거동을 예측할 수 있는 방안으로서 비선형 모델이 개발되고 있으며(Jung 등, 2004; 정영훈 등, 2004), 이 때 흙이 갖는 이방성을 고려하려는 시도가 이루어지고 있다(정영훈, 2004). 그러나 이러한 모델의 적용에 필요한 이방성 계수를 얻는다는 것은 매우 어렵다.

최근 시료 변형을 보다 정확하게 측정할 수 있는 Local LVDT, Hall effect gauge 등의 local gauge와 초기 전단 탄성계수를 구할 수 있는 bender element를 적용한 삼축 시험기를 이용하여 Tatsuoka와 Shibuya(1991), Kuwano와 Jardine(2002), Lings 등(2000), Hird와 Pierpoint 등(1997), Ng 등(2004),

Callisto와 Rampello(2002) 등이 지반의 비선형 직교 이방적 변형 특성에 대해 연구를 수행하였다. 그러나 기존의 연구는 대부분 0.001% 이하의 변형률 영역에서 나타나는 탄성적 직교 이방 계수를 평가하는데 국한된다. 이는 삼축시험기의 응력 조건, 즉 축대칭조건에서는 흙의 직교 이방적 변형 특성을 정의하는데 필요한 모든 값들을 결정할 수가 없기 때문이다. 따라서 이방적 비선형성을 실험적으로 규명한 연구는 Zdravkovic와 Jardine(1997)의 Hollow cylinder test를 이용하여 실트질 모래에 대한 연구가 유일한 것으로 알려져 있다.

그러나, 비선형 직교 이방 계수는 계수간 특정 가정 조건을 취함으로써 개선된 삼축 시험으로부터 이론적으로 구할 수 있다. 본 연구에서는 우선 정영훈(2004)의 DEM결과에 근거하여 응력 변화에 따른 이방성의 변화를 가정한 후, 최대 변형률 및 incremental strain energy 조건에 맞추어 개선된 삼축 시험의 결과와 이론적 전단 변형 계수의 감쇠 곡선을 단일한 결과로 통합하였다. 통합된 시험 결과에 가정 조건을 적용하여 초기 및 비선형 직교 이방 변형 계수를 계산하였다. 계산된 변형 계수를 수치 모델에 대입하여 삼축 시험을 모사하고, 이를 실제 시험 결과와 비교, 분석함으로써 제시된 방법의 유용성을 확인하였다.

2. 이론 배경

2.1 직교 이방 변형 계수

지반은 일반적으로 형성 과정 중 1차원 연직 변형만이 발생한다. 따라서 지반은 수평과 수직방향은 다르지만, 수평방향 균질한 직교 이방성을 보인다. 직교 이방적 물체에 대한 응력-변형률 관계는 식(1)과 같다.

$$\begin{bmatrix} d\epsilon_{xx} \\ d\epsilon_{yy} \\ d\epsilon_{zz} \\ d\gamma_{yz} \\ d\gamma_{zx} \\ d\gamma_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_v} & -\frac{\nu_{hh}}{E_h} & -\frac{\nu_{vh}}{E_v} & \cdot & \cdot & \cdot \\ -\frac{\nu_{hh}}{E_h} & \frac{1}{E_h} & -\frac{\nu_{vh}}{E_v} & \cdot & \cdot & \cdot \\ -\frac{\nu_{hv}}{E_h} & -\frac{\nu_{hv}}{E_h} & \frac{1}{E_v} & \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \frac{1}{G_{hv}} & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \frac{1}{G_{hv}} & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \frac{1}{G_{hh}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} d\sigma'_{xx} \\ d\sigma'_{yy} \\ d\sigma'_{zz} \\ d\tau_{yz} \\ d\tau_{zx} \\ d\tau_{xy} \end{bmatrix} \quad (1)$$

여기서, $d\epsilon_{ij}$: 변형

$d\sigma_{ij}$: 응력

E_v : 수직방향 변형 계수

E_h : 수평방향 변형 계수

G_{ij} : 전단 변형 계수

ν_{ij} : 포아송비

식(1)에서 G_{hh} 는 식(2)와 같이 E_h 와 ν_{hh} 의 관계식으로 표현할 수 있다.

$$G_{hh} = \frac{E_h}{2(1+\nu_{hh})} \quad (2)$$

따라서 식(1)은 식(3)과 같이 $E_v, E_h, \nu_{vh}, \nu_{hv}, \nu_{hh}, G_{hv}$ 의 독립적인 여섯 개의 계수로 표현된다.

$$\begin{bmatrix} d\epsilon_{xx} \\ d\epsilon_{yy} \\ d\epsilon_{zz} \\ d\gamma_{yz} \\ d\gamma_{zx} \\ d\gamma_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_v} & -\frac{\nu_{hh}}{E_h} & -\frac{\nu_{vh}}{E_v} & \cdot & \cdot & \cdot \\ -\frac{\nu_{hh}}{E_h} & \frac{1}{E_h} & -\frac{\nu_{vh}}{E_v} & \cdot & \cdot & \cdot \\ -\frac{\nu_{hv}}{E_h} & -\frac{\nu_{hv}}{E_h} & \frac{1}{E_v} & \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \frac{1}{G_{hv}} & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \frac{1}{G_{hv}} & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \frac{2(1+\nu_{hh})}{E_h} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} d\sigma'_{xx} \\ d\sigma'_{yy} \\ d\sigma'_{zz} \\ d\tau_{yz} \\ d\tau_{zx} \end{bmatrix} \quad (3)$$

2.2 삼축 시험에서의 직교 이방 변형 계수

삼축 조건에서 이용되는 응력 변수 p' 과 q 는 식(4)와 같이 수직, 수평 유효응력으로 나타낼 수 있으며, 체적 변형률(ϵ_p)과 축차 변형률(ϵ_q)는 식(5)와 같이 수직, 수평 변형률로 표현할 수 있다.

$$\begin{bmatrix} p' \\ q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/3 & 2/3 \\ 1 & -1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma'_v \\ \sigma'_h \end{bmatrix} \quad (4)$$

$$\begin{bmatrix} \epsilon_p \\ \epsilon_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 2 \\ 2/3 & -2/3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \epsilon_v \\ \epsilon_h \end{bmatrix} \quad (5)$$

또한, 삼축 조건($\Delta\epsilon_{xx} = \Delta\epsilon_{yy} = \Delta\epsilon_h$ 과 $\Delta\sigma'_{xx} = \Delta\sigma'_{yy} = \Delta\sigma'_h$)의 경우 식(3)은 식(6)과 같이 나타난다.

$$\begin{bmatrix} d\epsilon_v \\ d\epsilon_h \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_v} & -\frac{2\nu_{vh}}{E_h} \\ -\frac{\nu_{vh}}{E_v} & \frac{1-\nu_{hh}}{E_h} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} d\sigma'_v \\ d\sigma'_h \end{bmatrix} \quad (6)$$

일정한 수직 유효 응력($d\sigma'_v = 0$) 및 수평 유효 응력($d\sigma'_h = 0$)에서 삼축 시험을 수행하면, 식(6)으로부터 식(7)~(10)을 얻을 수 있고, E_v, ν_{vh} 를 전체 변형률에 대해 직접 계산할 수 있다. 그러나 $E_h, \nu_{hv}, \nu_{hh}, G_{hv}$ 는 식(9)~(10)에서 알 수 있듯이 계산할 수 없다.

$$E_v = \left(\frac{d\sigma'_v}{d\epsilon_v} \right)_{d\sigma'_h = 0} \quad (7)$$

$$\nu_{vh} = - \left(\frac{d\epsilon_h}{d\epsilon_v} \right)_{d\sigma'_h = 0} \quad (8)$$

$$\frac{E_h}{(1-\nu_{hh})} = \left(\frac{d\sigma'_h}{d\epsilon_h} \right)_{d\sigma'_v=0} \quad (9)$$

$$\frac{2\nu_{hv}}{(1-\nu_{hh})} = - \left(\frac{d\epsilon_v}{d\epsilon_h} \right)_{d\sigma'_v=0} \quad (10)$$

Bender element를 적용한 개선된 삼축 시험은 초기 탄성 영역의 전단 변형 계수들($G_{vh(0)}$, $G_{hv(0)}$, $G_{hh(0)}$)을 측정할 수 있으므로, 식(2), 식(9), 식(10)으로부터 여섯 개의 초기 직교 이방 변형 계수를 모두 구할 수 있다. 그러나 Bender element 시험은 초기 탄성 영역을 벗어난 비선형 영역의 전단 특성을 측정할 수 없으므로, 비선형 이방성은 삼축 시험으로부터 바로 구할 수 없다. 따라서 비선형 직교 이방 변형 계수를 삼축 시험으로부터 구하기 위해서는 비선형 전단 변형 계수에 대한 추가적인 정보가 필요하다.

정영훈(2004)은 DEM 기법을 이용하여 흙 입자간의 거동을 모사하였고, 그 결과로부터 입자차원에서 전단 변형 계수들의 관계를 식(11)과 같이 유추하였다.

$$M = \frac{G_{hh}}{G_{vh}} = -\frac{1}{3}\eta + M_0 \quad (11)$$

$$\text{여기서, } \eta = \frac{q}{p}$$

$$M_0 = \frac{G_{hh}^0}{G_{hh}^0}$$

G_{ij}^0 : 초기 전단 변형 계수

위의 식(11)이 실제 지반에서도 성립한다고 가정하면, 정규화 전단 변형 계수의 이론적 감쇠곡선(식(12), Ishibashi와 Zhang(1993)), 또는 공진주 시험으로 구한 정규화 G_{vh} 에 bender element로부터 구한 G_{vh}^0 및 M 을 적용하여 변형률에 따른 G_{hh} 를 구할 수 있다.

$$\frac{G_{vh}}{G_{vh}^0} = K(\gamma, PI)(\sigma'_m)^{m(\gamma, PI) - m_0} \quad (12)$$

$$\text{여기서, } K(\gamma, PI) = 0.5 \left\{ 1 + \tanh \left[\ln \left(\frac{0.000102 + n(PI)}{\gamma} \right)^{0.492} \right] \right\}$$

$$m(\gamma, PI) - m_0 = 0.272 \left\{ 1 - \tanh \left[\ln \left(\frac{0.000556}{\gamma} \right)^{0.4} \right] \right\} \exp(-0.0415 PI^{1.3})$$

$$n(PI) = \begin{cases} 0.0 & PI=0 \\ 3.37 \times 10^{-6} PI^{1.404} & 0 < PI \leq 15 \\ 7.00 \times 10^{-6} PI^{1.404} & 15 < PI \leq 70 \\ 2.70 \times 10^{-6} PI^{1.404} & 70 < PI \end{cases}$$

PI : 소성지수

σ'_m : 유효 구속 응력

위에서 언급한 경험적 상관관계 또는 별도의 실험 결과로 얻어진 G_{hh} 값들을 삼축 시험 결과와 결합하여 활용하기 위해서는 상호 대응되는 조건에서 전체 해를 구해야 한다. 즉 변형 계수들이 일정하지 않고, 특히 변형률의 크기에 따라 민감하게 변화하므로, 양 축의 등가 변형률 조건에 대한 고려가 필요

하다. 일반적으로 해당 응력조건에서 나타난 최대 변형률 혹은 incremental strain energy(식(13))을 토대로 통합하는 것을 합리적인 방안으로 생각할 수 있다. 그림 1은 비선형 직교 이방 변형 계수를 가정 조건을 이용하여 구하는 흐름도이다.

$$d\epsilon_{unified} = \sum_0^{\epsilon_p} (p' - p_0) d\epsilon_p + \sum_0^{\epsilon_q} (q - q_0) d\epsilon_q \quad (13)$$

$$= \sum_0^{\epsilon_v} (\sigma'_v - \sigma'_{v0}) d\epsilon_v + 2 \sum_0^{\epsilon_h} (\sigma'_h - \sigma'_{h0}) d\epsilon_h$$

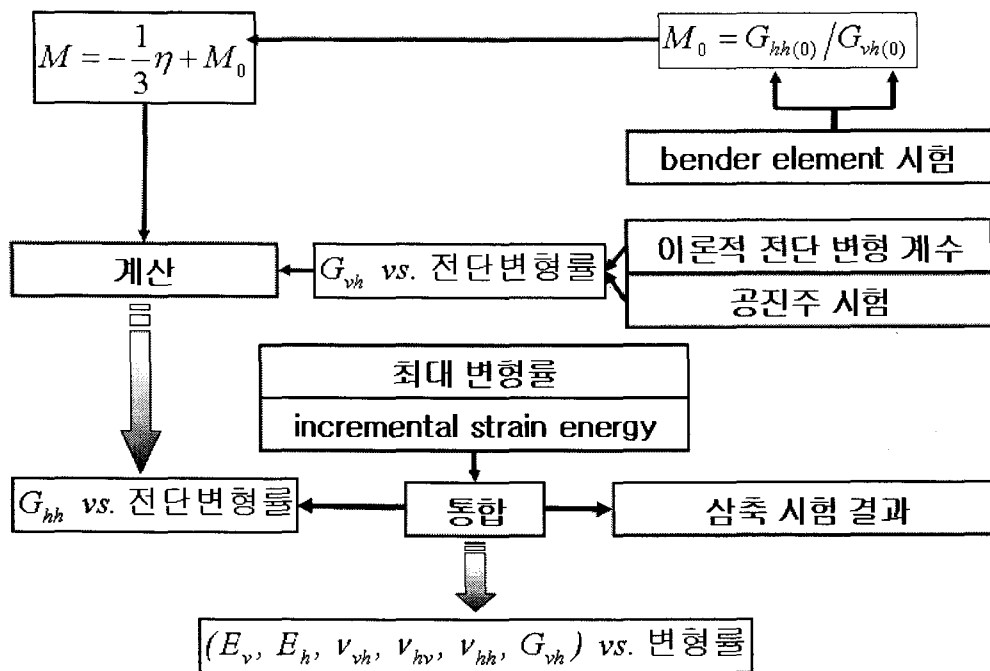


그림 1. 비선형 직교 이방 변형 계수의 계산 과정

2.3 Simplified nonlinear cross-anisotropic model

본 연구에서는 Jung 등(2004)이 제안한 파괴 이전의 미소 변형 영역에 대한 간단한 비선형 직교 이방 모델을 예측 모델로 활용하였다. 이 모델에서 응력-변형률 관계는 그림 2와 같이 곡선을 초기 탄성 구간과 비선형 구간으로 구분하여 표현된다. 초기 탄성 구간은 탄성 변형($d\epsilon^{el}$)만이 발생하며 초기 변형 계수(E^0), 탄성 한계 변형(ϵ_e), 탄성 한계 응력(σ'_e)으로 정의된다. 비선형 구간은 탄성 및 소성 변형이 함께 발생하고, 전체 변형($d\epsilon$)은 탄성 변형과 소성 변형($d\epsilon^{pl}$)의 합으로 표현되며 비선형 변형 계수(E^{tan})에 의해 정의된다. 비선형 구간의 탄성 변형은 등가 변형 계수(E^{eq})로 정의되며, 소성 변형은 Modified Ramberg-Osgood(Ramberg와 Osgood, 1943)이 제안한 응력-변형의 관계에 의해 식(14)~(16)와 같이 나타낼 수 있다. 표 1은 Jung 등이 제안한 수치 모델에 필요한 응력-변형률 관계의 구간별 표현식 및 관련 계수들이다.

$$d\epsilon_v^{pl} = \frac{R_v C_v}{E_v^0} \left(\frac{\sigma'_v - \sigma'_{ve}}{E_v^0} \right)^{R_v - 1} d\sigma'_v \quad (14)$$

$$d\epsilon_h^{pl} = \frac{R_h C_h}{E_h^0} \left(\frac{\sigma'_h - \sigma'_{he}}{E_h^0} \right)^{R_h - 1} d\sigma'_h \quad (15)$$

$$d\gamma_{vh}^{pl} = \frac{R_{vh} C_{vh}}{G_{vh}^0} \left(\frac{\tau_{vh} - \tau_{vhe}}{G_{vh}^0} \right)^{R_{vh} - 1} d\tau_{vh} \quad (16)$$

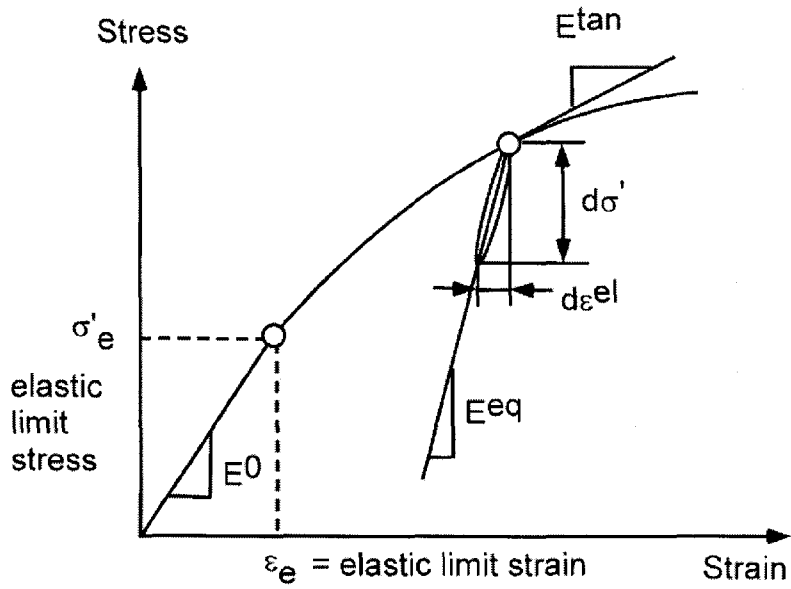


그림 2. 변형 계수의 정의

표 1. 응력-변형률 관계의 구간별 계수 및 표현식

구간	구분	계수	표현식
초기 탄성	초기 변형 계수	A_v, A_h, A_{vh} $b (\approx 0.5)$	$E_v^0 = A_v (\sigma'_{v0}/p'_r)^b$ $E_h^0 = A_h (\sigma'_{h0}/p'_r)^b$ $G_{vh}^0 = A_{vh} (p'_0/p'_r)^b$
	탄성 한계 변형	ϵ_e	$\epsilon = \text{minimum of } (\epsilon_{ve}, \epsilon_{he}, \gamma_{vhe})$ $\sigma'_{ve} = E_v^0 \epsilon_e + \sigma'_{v(0)}$ $\sigma'_{he} = E_h^0 \epsilon_e + \sigma'_{h(0)}$ $\tau'_{vhe} = G_{vh}^0 \epsilon_e + \tau'_{vhe(0)}$
비선형	등가 변형 계수		$E_v^{eq} = E_v^0 (\sigma'_v / \sigma'_{ve})^m$ $E_h^{eq} = E_h^0 (\sigma'_h / \sigma'_{he})^m$ $G_{vh}^{eq} = G_{vh}^0$
	비선형 변형 계수	$m (\approx 0.3)$ R_v, C_v R_h, C_h	$E_v^{\tan} = \frac{E_v^0}{\left(\frac{\sigma'_v}{\sigma'_{ve}}\right)^m + R_v C_v \left(\frac{\sigma'_v - \sigma'_{ve}}{E_v^0}\right)^{R_v - 1}}$ $E_h^{\tan} = \frac{E_h^0}{\left(\frac{\sigma'_h}{\sigma'_{he}}\right)^m + R_h C_h \left(\frac{\sigma'_h - \sigma'_{he}}{E_h^0}\right)^{R_h - 1}}$
		R_{vh}, C_{vh}	$G_{vh}^{\tan} = \frac{G_{vh}^0}{1 + R_{vh} C_{vh} \left(\frac{\tau_{vh} - \tau_{vhe}}{G_{vh}^0}\right)^{R_{vh} - 1}}$
전체	포아송비	$\nu_{vh}, \nu_{hv}, \nu_{hh}$	전체 변형률 구간의 평균 사용

3. 직교 이방 변형 계수의 평가

3.1 실내 시험

직교 이방 변형 계수를 평가하기 위해 Pennington(1999)에 의해 수행된 삼축 시험 결과를 이용하였다. 그림 3은 Pennington이 수행한 삼축 시험의 응력 경로이며, 본 논문에서는 직교 이방 변형 계수의 평가를 위해 ConV2와 ConH1의 시험 결과를 활용하였다. Pennington은 미소변형 측정을 위해 Hall effect gauge와 bender element를 사용하였다. 시험에 사용된 시료의 특성은 표 2와 같으며, bender element로부터 측정된 M_0 는 2.25로 나타났다.

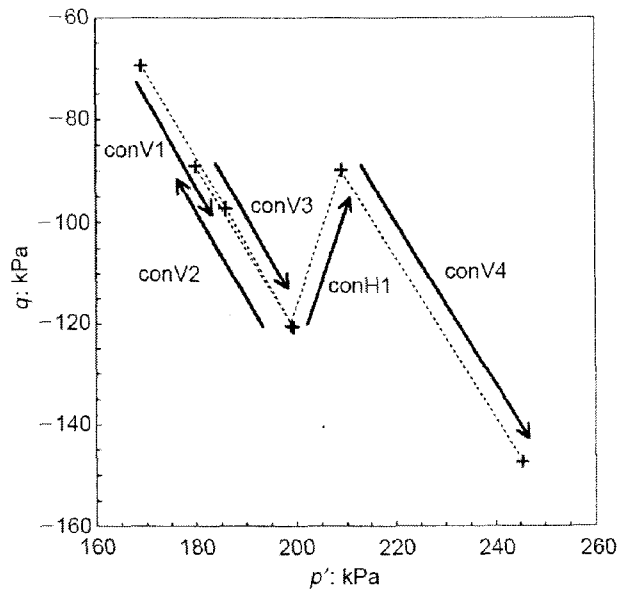


그림 3. 삼축 시험의 응력 경로

표 2. 시료의 기본 정보

구분	값
Bulk density	1900~2000 kg/m^3
PL	26~32%
LL	75~80%
w_n	29~31%
K_0	1.9~2.1
Depth	6~8m
OCR	40±10
M_0	2.25 (bender element 시험으로부터)

3.2 직교 이방 변형 계수의 평가

표 1의 초기 탄성 영역의 모델 계수들은 그림 4와 같이 응력-변형률 곡선을 직접 도시하여 초기 선형 부분으로부터 구한다. 시험 결과로부터 구한 초기 직교 이방 변형 계수는 표 3과 같다.

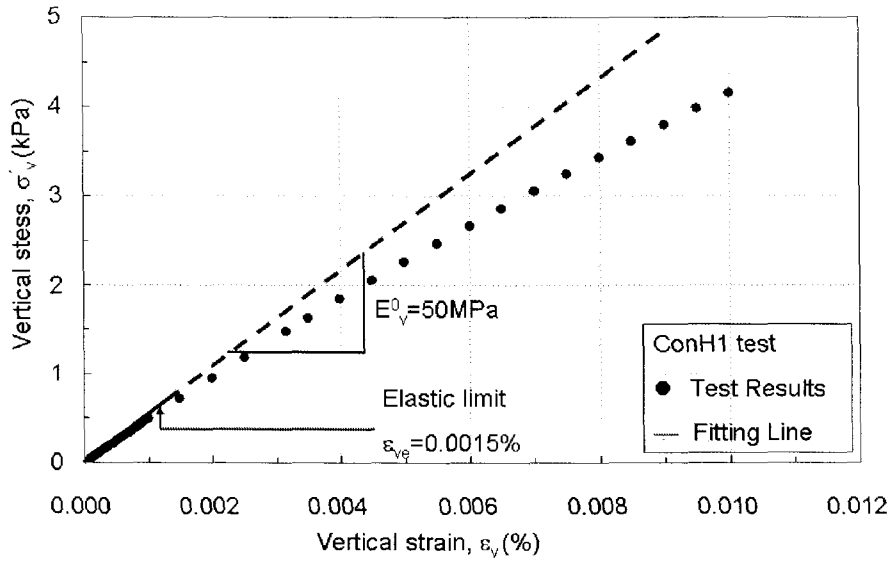


그림 4. 초기 직교 이방 변형 계수의 평가 예시

표 3. 초기 직교 이방 탄성 변형 계수

구분	계수	비교
초기 변형 계수	$A_v = 45.50$	$E_v^0 = 50 MPa$
	$A_h = 265.01$	$E_h^0 = 411 MPa$
	$A_{vh} = 63.64$	$G_{vh}^0 = 90 MPa$
	$b = 0.5$	
탄성 한계 변형	$\epsilon_e = 0.0006\%$	$\epsilon_{ve} = 0.0015\%$ $\epsilon_{he} = 0.0007\%$ $\gamma_{vhe} = 0.0006\%$ $\sigma'_{ve} = 120.3 kPa$ $\sigma'_{he} = 242.5 kPa$ $\tau'_{ve} = 0.5 kPa$

비선형 직교 이방 변형 계수를 구하기 위해 이론적 정규화 전단 변형 계수 곡선에 bender element 시험에서 구한 초기 전단 변형 계수(G_{vh}^0)와 M 을 적용하여 변형률에 따른 G_{hh} 를 획득하였다. 삼축 시험 결과와 획득한 G_{hh} 를 최대 변형률과 incremental strain energy 기준에 맞추어 통합하였다. 표 1에 제시된 초기 직교 이방 변형 계수와 등가 변형 계수를 이용하여 비선형 탄성 변형을 계산하고, 이를 실험 결과로부터 얻어진 전체 변형에서 제외하여 실험 시 소성 변형을 평가하였다. 이후 그림 5에서처럼 식(14)~(16)을 실험의 소성 변형에 맞추어 곡선 회귀 분석하여 비선형 직교 이방 변형 계수를 평가하였다. 표 4는 시험으로부터 구한 비선형 직교 이방 변형 계수 및 포아송비이다. 제시된 포아송비는 시험의 전체 변형률 구간에 대한 평균이다.

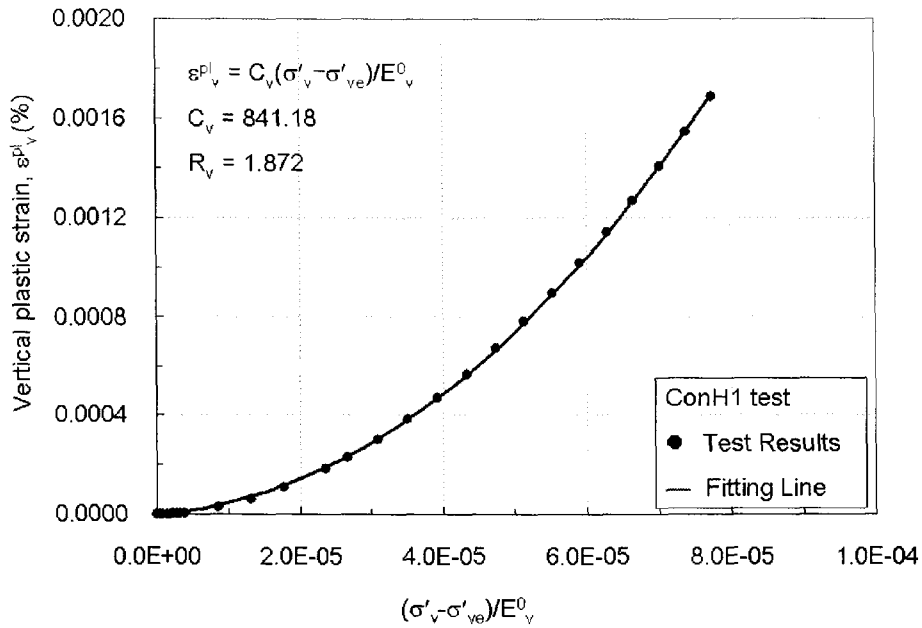


그림 5. 비선형 직교 이방 변형 계수의 평가 예시

표 4. 비선형 직교 이방 변형 계수 및 포아송비

구분	비선형 직교 이방 변형 계수	포아송비
최대 변형률 기준	$R_v = 1.872$	$\nu_{vh} = 0.025$
	$R_h = 2.046$	$\nu_{hv} = 0.497$
	$R_{vh} = 1.903$	$\nu_{hh} = -0.025$
	$C_v = 841.2$	
	$C_h = 11710.6$	
	$C_{vh} = 290.6$	
	$m = 0.3$	
Incremental strain energy 기준	$R_v = 1.788$	$\nu_{vh} = 0.025$
	$R_h = 2.023$	$\nu_{hv} = 0.482$
	$R_{vh} = 2.048$	$\nu_{hh} = 0.006$
	$C_v = 386.8$	
	$C_h = 10880.9$	
	$C_{vh} = 1120.3$	
	$m = 0.3$	

표 4에서 알 수 있듯이 비선형 직교 이방 변형 관련 모델 계수들은 통합 방법에 따라 상이하며, 특히 C_{vh} 가 큰 차이를 보인다.

4. 수치해석

3.2절에서 구한 초기 및 비선형 직교 이방 변형 계수를 Jung 등이 제안한 Simplified nonlinear cross-anisotropic model에 적용하여 ConV2, ConH1을 역해석하였다. 또한 일정한 p' 조건에서 수행된 시험을 예측하여 제안된 비선형 직교 이방 변형 계수 평가 방법의 유효성을 검증하였다.

높이 200 mm, 지름 100 mm의 시료를 그림 6과 같은 총 100개의 8절점 요소로 구성하였고, 삼축 시험의 Hall effect gauge 설치 위치를 고려하여 Pt. 1의 수치 해석 결과를 삼축 시험 결과와 비교하였다.

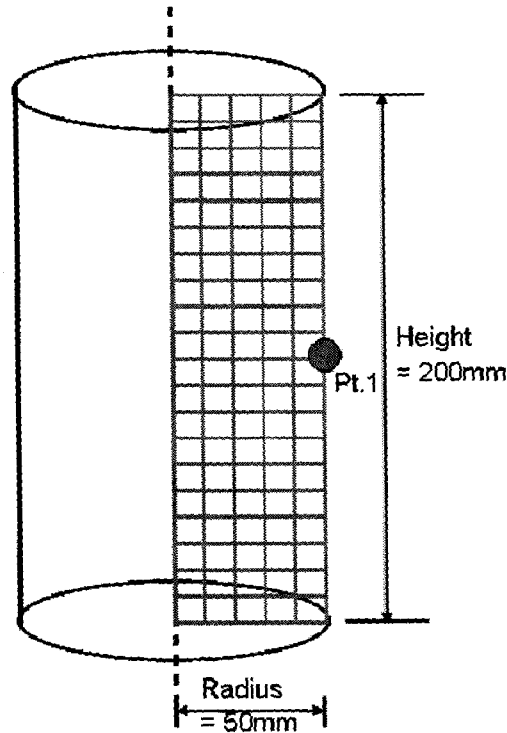
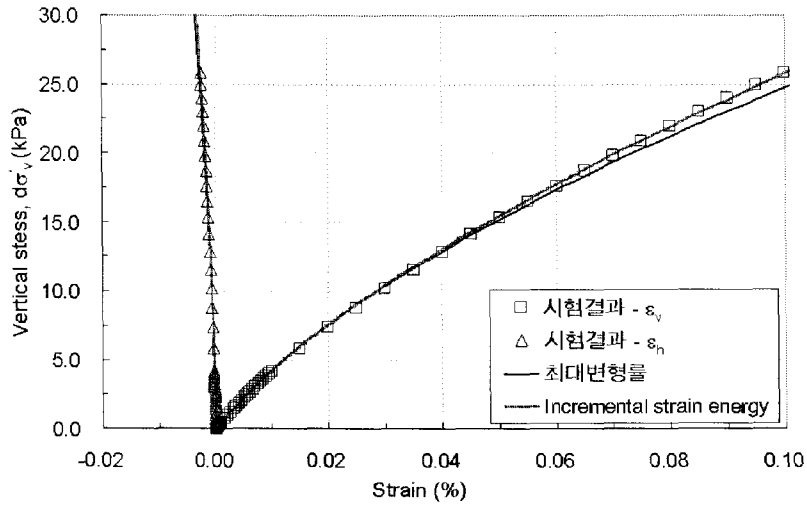


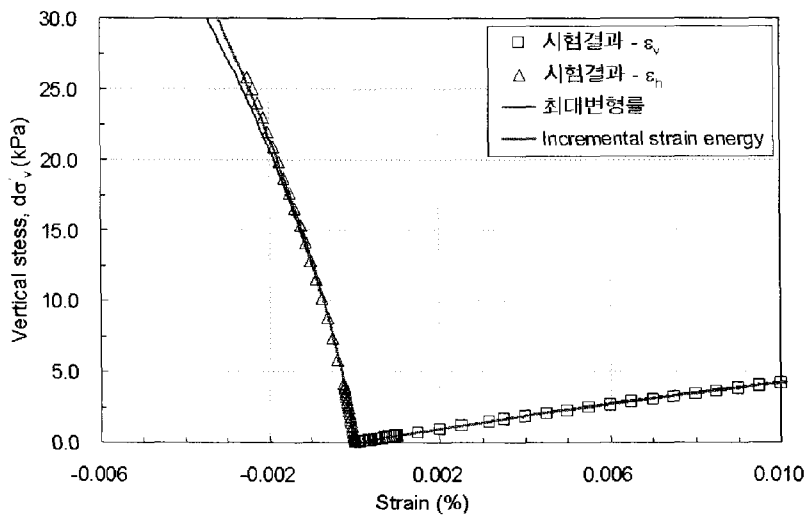
그림 6. 삼축 시험에 대한 유한 요소망

4.1 역해석 결과 - 일정한 수직 응력 및 수평 응력 조건

ConH1과 ConV2를 역해석한 결과를 그림 7, 그림 8에 각각 도시하였다. 최대 변형률과 incremental strain energy 기준에 의한 역해석은 거의 동일한 결과를 보인다. 그러나 그림 7의 ConH1의 결과에서 보듯이 최대 변형률보다 incremental strain energy 기준에 의한 역해석이 실제 시험 결과를 미소하지 만 더 잘 모사하고 있다.



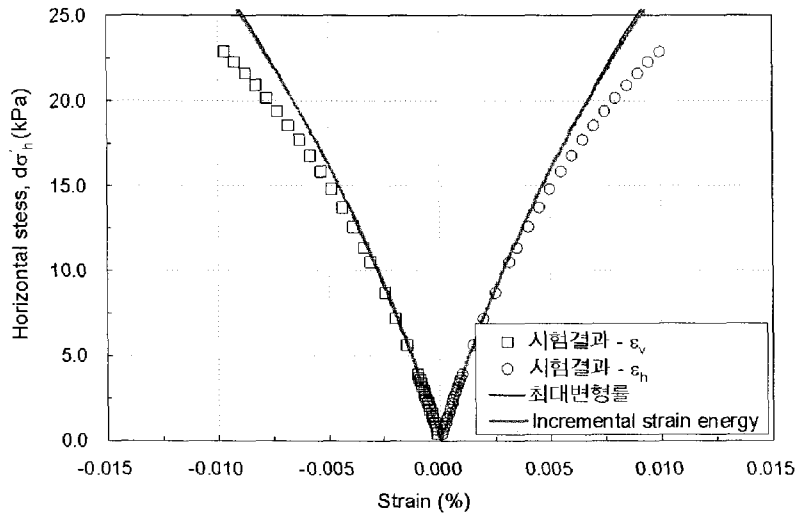
(a) 전체 변형률 구간



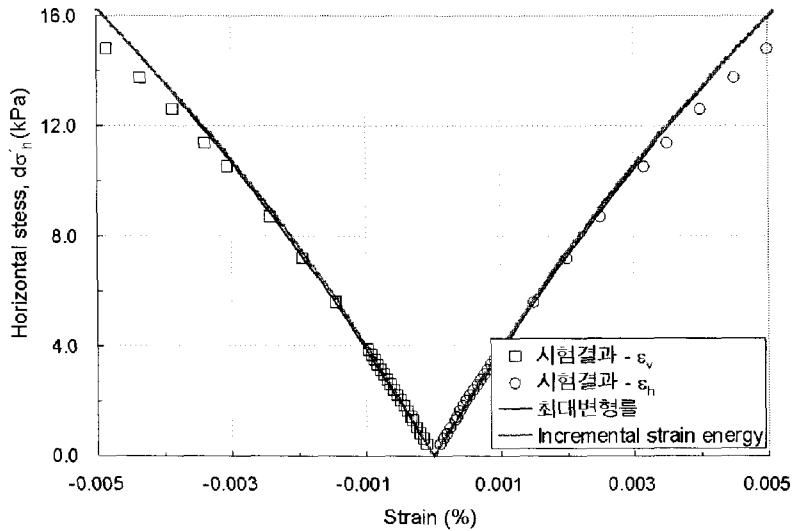
(b) 미소 변형률 구간

그림 7. ConH1의 시험 결과와 수치해석 결과의 비교

그림 8의 ConV2의 결과에서도 두 통합 기준의 차이는 매우 작지만, 수평 변형이 0.003% 이상 발생한 부분에서 계측 결과가 실제 시험 결과와 오차를 보이기 시작한다. 이러한 결과는 실제 시험 결과가 좁은 변형률 구간에 한정되어 제안된 통합 방법들이 비선형적인 응력-변형률 관계를 효율적으로 반영할 수 없었거나, 미소변형을 측정하기 위해 사용된 Hall effect gauge의 부정확성일 수 있다. 또한, 정영훈 등의 논문에서도 일부 제안된 사용된 수치 모델의 한계, 즉 소성 거동 예측의 한계일 수 있다. 따라서 제안된 통합 방법들의 유용성 검증을 위해 더 정밀한 미소변형 시험 장비를 이용하고, 더 큰 변형률 영역까지 시험한 결과가 필요하다.



(a) 전체 변형률 구간

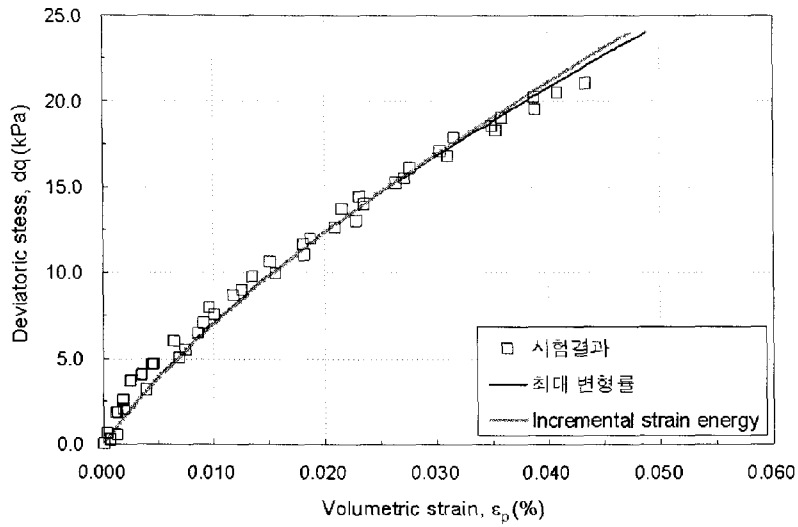


(b) 미소 변형률 구간

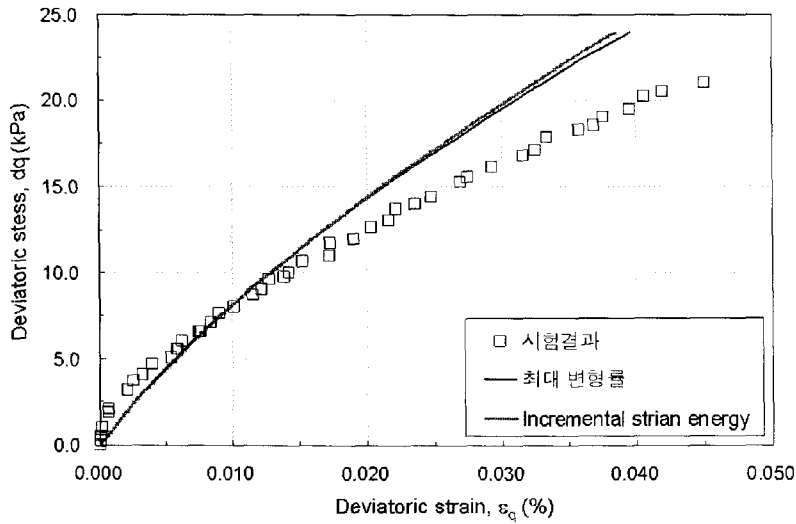
그림 8. ConV2의 시험 결과와 수치 해석 결과의 비교

4.2 역해석 결과 - 일정한 p' 조건

본 연구에서 제시된 비선형 직교 이방 계수의 평가 방법을 모델 입력치를 얻는 데 사용하지 않은 일정한 p' 재하 조건의 삼축 시험을 모사하고, 그림 9와 같이 실험 결과와 비교하였다. ConH1 및 ConV2의 결과처럼 최대 변형률과 incremental strain energy에 따른 차이는 거의 없다. 또한 $\epsilon_p - dq$ 의 관계는 실험 결과와 매우 유사하게 잘 모사하고 있으며, $\epsilon_q - dq$ 의 경우 0.15% 변형률에 이르기까지는 모델의 예측이 비교적 정확하나, 그 이후 실험 결과보다 변형률이 작게 예측되고 있다. 즉, 그림 8에서 나타난 바와 같이 횡방향 변형률이 관계된 응력-변형률 관계의 예측에서 실험 결과와 동일한 경향으로 차이가 나타나고 있다. 이러한 오차는 수평 방향 변형 계수들로 기인한 것으로 판단되며, 이는 ConV2 실험이 낮은 변형률 구간에서만 수행되어 비선형성이 수평 방향 변형 계수에 적절히 반영되지 못하여 나타난 것으로 추정된다.



(a) $\epsilon_p - dq$



(b) $\epsilon_q - dq$

그림 9. 일정한 p' 조건의 시험 결과와 수치 해석 결과의 비교

5. 요약 및 결론

실제 지반구조물의 변형 거동을 정확히 표현할 수 있는 비선형 이방성 모델의 활용성을 극대화하기 위하여 삼축 시험을 이용한 모델 계수 결정 방법을 연구하였다. 삼축 시험으로부터 직접 계산할 수 없는 비선형 직교 이방 변형 계수를 구하기 위하여 응력 변화에 따른 전단 변형 계수들의 관계를 가정하고, 삼축 시험과 이론적 정규화 전단 변형 계수 또는 공진주 시험 결과를 통합하는 방법을 제안하였다. 상이한 시험 결과를 결합하기 위하여 최대 변형률 및 incremental strain energy의 등가 변형률 조건을 활용하였다.

제안된 통합 방법들에 의해 삼축 시험으로부터 비선형 직교 이방 변형 계수를 평가할 수 있었으며, 평가된 계수를 이용한 삼축 시험의 수치 해석 시 통합 방법에 따른 차이는 미소하였다. 또한, 횡방향 변형률이 관계된 응력-변형률 관계의 예측에서 실험 결과와 차이를 보였으며, 이는 제안된 통합 방법들은

연직 변형 보다는 수평 변형 계수의 결정과 이에 따른 수평 거동 예측의 정확성이 낮음을 의미한다. 그러나 비선형 직교 이방 변형 계수 평가 시 저변형률에 한정된 실험 결과에 의해 비선형적인 응력-변형률 관계가 적절히 반영되지 못한 것으로 추정되며, 추후 제안된 통합 방법들의 전반적인 비선형성의 모사 정확성 증진을 위해 수직, 수평 모두 넓은 변형률 영역의 실험 결과가 필요하다.

참 고 문 헌

1. 정영훈, 정충기(2004), "미시역학을 이용한 사질토의 이방적 변형 특성의 해석", 2004 한국지반공학회 봄 학술발표회 논문집, 서울, pp. 129~136.
2. 정영훈(2004), *파괴 이전 상태에서 사질토의 비선형 이방적 변형 특성에 대한 수치 모델링*, 박사학위 논문, 서울대학교.
3. Bellotti, R., Jamiolkowsky, M., Lo Presti D. C. F., and O'Neill D. A.(1996), "Anisotropy of small strain stiffness in Ticino sand", *Geotechnique*, Vol. 46, No. 1, pp.115-131.
4. Callisto, L. and Rampello, S.(2002), "Shear strength and small-strain stiffness of a natural clay under general stress conditions", *Geotechnique*, Vol. 52, No. 8, pp.547-560.
5. Hardine, B. O.(1978), "The nature of stress-strain behaviour of soils", *Earthquake Eng. and Soil Dyn.*, Vol. 1, pp.3-90.
6. Hardin, B. O and Blandford, G.(1989), "Elasticity of particulate materials", *Journal of Geotechnical Engineering*, Vol. 115, No. 6, pp.788-804.
7. Hird C. C. and Pierpoint, N. D.(1997), "Stiffness determination and deformation analysis for a trial excavation in Oxford clay", *Geotechnique*, Vol. 47, No. 3, pp.665-691.
8. Ishibashi, I. and Zhang, X.(1993), "Unified dynamic shear moduli and damping ratios of sand and clay", *Soils and Foundations*, Vol. 33, No. 1, pp.182-191.
9. Jung, Y. H., Chung, C. K., and Finno, R. J(2004), "Development of nonlinear cross-anisotropic model for the pre-failure deformation of geomaterials", *Computers and Geotechnics*, Vol. 31, No. 2, pp.89-102.
10. Kuwano, R. and Jardine, R. J.(2002), " On the applicability of cross-anisotropic elasticity to granular materials at very small strains", *Geotechnique*, Vol. 52, No. 10, pp.727-749.
11. Lings, M. L., Pennington, D. S., and Nash, D. F. T.(2000), "Anisotropic stiffness parameters and their measurement in a stiff natural clay", *Geotechnique*, Vol. 50, No. 2, pp.109-125.
12. Ng, C. W. W., Leung, E. H. Y., and Lau, C. K.(2004), "Inherent anisotropic stiffness of weathered geomaterial and its influence on ground deformations around deep excavations", *Can. Geotech. J.*, Vol. 41, No. 1, pp.12-24.
13. Pennington, D. S.(1999), *The anisotropic small strain stiffness of Cambridge Gaulty clay*, PhD thesis, University of Bristol.
14. Ramberg, W. and Osgood, W. R.(1943), "Description of stress-strain curves by three parameters", *In Technical Note 902*, National Advisory Comm Aeronaut.
15. Tatsuoka, F., Jardine, R. J., Lo Presti D., Di Benedetto, H., and Kodata, T.(1997), "Characterising the pre-failure deformation properties of geomaterials", *Proc of 14th Inter. Conf. on Soil Mech. and Found. Eng.*, Hamburg, Vol. 4, pp.447-482.
16. Tatsuoka, F. and Shibuya, S.(1991), "Deformation characteristics of soils and rocks from field and laboratory tests", Keynote lecture, *IX ACSMFE*, Bangkok, Vol. 2, pp.101-170.
17. Zdravkovic, L. and Jardine, R. J.(1997), "Some anisotropic stiffness characteristics of a silt under general stress conditions", *Geotechnique*, Vol. 47, No. 3, pp.407-438.