

불연속성 암반에서의 수치모델 검토 및 시험과의 비교·적용에 대한 연구

A Study on Comparison and Application of Numerical Models to Experiments in Discontinuous Rock Mass

정 교 철 (Jeong, Gyo - Cheol)

안동대학교 자연과학대학 지구환경과학과

요약 / ABSTRACT

불연속성암반을 수치해석하는 방법으로 여러 가지 모델들이 제안되어 있다. 따라서 실제 구조물 설계에 적용함에 있어서 많은 혼란이 야기될 수도 있어 이들 모델들의 비교·검토에 대한 연구가 필요하게 되었다. 암반을 모델링하는 방법은 암석과 불연속면을 개별로 취급하는 방법과 의사연속체(擬似連續體)로 취급하는 등가연속체(等價連續體) 모델링 등 크게 두가지로 구분할 수 있다. 본 연구에서는 후자의 등가연속체 모델 중 (1) 크랙텐서모델, (2) 등가체적결손모델, (3) 손상모델, (4) 미소구조모델 (병렬모델 및 직렬모델), 및 (5) 균질화모델 등을 서로 비교하였다. 이들 모델 대부분은 주로 대표요소용적상에서의 불연속면에 기인한 변형을 및 응력장을 다루고 있다. 마지막으로 크랙을 포함하는 세멘트몰타르 공시체를 사용한 실내시험 결과와 비교하므로써 이들 모델의 특성을 명확히 하였다.

In general, there are various approaches available in literature to model discontinuous rock masses and engineers are often confused which one to use for designing structures in rock masses. Modelling rock masses can be classified mainly into two approaches. One is discrete modelling of intact rock and discontinuities and the other is the equivalent continuum modelling. In this study five models are selected ;(1) Crack tensor model, (2) Equivalent volume defect model, (3) Damage model, (4) Micro - structure model (Parallel model and Series model), and (5) Homogenization model. Most of these models are mainly concerned with how to define additional strain due to discontinuities over the representative elementary volume (REV) and how to relate the stress field of discontinuities to that acting on the REV. The characteristics of these models are clarified by comparing with results of some laboratory tests.

서 언

암반역학 및 암반공학분야에서 이들 수치모델링은 대규모 지하공간개발, 고준위 방사성폐기물의 대/초심도 지하동굴처분등 암반구조물의 고도화에 따른 역학적 거동을 명확히 예측하기 위하여 매우 중요하게 다루어지고 있다. 또한 수치해석기법의 발달에 따른 불연속면에 대한 계산모델의 필요성이 점차 증대되고 있다.

일반적으로 불연속면은 암반중에 여러 가지 크기로 존재하기 때문에 이들 불연속면의 기하학적 성질을 어떻게 고려해야 하는가는 구조물의 크기에 크게 관계한다고 생각된다. 따라서 모델링할 때에는 암반중의 불연속면을 어떻게 취급할까가 특히 중요한 문제로 되고 있다.

불연속면을 대상으로 하는 구조물의 크기와 비교해서, 암반은 다음과 같이 세종류로 구분된다. 즉 (1) 불연속면이 대상구조물과 비교해서 매우 작고 등방으로 분포하여 무시할 수 있는 경우, (2) 불연속면이 대상구조물과 비교해서 충분히 커 불연속면 하나하나를 특정시킬 수 있는 경우, 및 (3) 불연속면과 대상구조물의 관계가 위 두경우를 모두 가지는 경우 등을 들 수 있다. (1)의 경우는 암반을 연속체로서 취급할 수 있어 해석을 위해서는 실내시험으로부터 얻어지는 재료정수를 사용하게 된다. (2)의 경우는 불연속면과 암석을 개별로 취급하기 때문에 수치해석할 경우 기하학적 정보를 명확히 모델화하고, 각각의 재료정수를 사용하게 된다. (3)의 경우는 불연속면을 완전히 파악하는 것은 불가능하기 때문에 확률통계적 방법을 이용하여 추정하게 된다. 따라서 대부분의 연구에 가장 널리 이용되고 있는 방법은 이 데이터를 기초로하여 의사연속체로서 대상암반을 취급하는 방법이라 하겠다.

그러나 실제 암반에서는 크고 작은 불연속면이 혼재하고 있어 의사연속체로서 불연속면을 취급할 때 등가연속체(equivalent continuum)로서 모델링이 쉽지않기 때문에 명확한 수치해석 결과를 얻기는 사실상 매우 어렵다. 이 때문에 정확한 해석치를 얻기위하여 지금까지 많은 모델들이 제안되어 왔다.

본 연구에서는 지금까지 제안된 모델중에 특히 불연속성압반의 기하학적 정보를 등가연속체로 치

환하는 방법에 주목하여 대표적인 모델을 제시·설명하고 그 특성과 적용범위를 비교·검토하였다. 또한 이들 모델을 실제의 실내시험결과와 비교하여 각 모델의 특성을 명확히 하였다.

등가연속체 모델

1. 크랙텐서모델(Crack tensor model, CTM)

크랙텐서모델은 Oda et al.(1993)에 의해 제안된 모델로서, 불연속면을 다량 포함하는 암반을 등가이방성탄성체로서 평가하는 방법이다. 불연속면은 암반내에 균질하게 분포한다는 가정하에 암반에서의 탄성구성방정식은 2단 및 4단 텐서로서 식 (1)과 같이 모델화 된다.

$$F_{ij} = \frac{1}{V} \sum_{(k)=1}^M S^{(k)} r^{(k)} n_i^{(k)} n_j^{(k)}$$

$$F_{ijkl} = \frac{1}{V} \sum_{(k)=1}^M S^{(k)} r^{(k)} n_i^{(k)} n_j^{(k)} n_k^{(k)} n_l^{(k)}$$
(1)

여기에서 V 는 Fig. 1과 같이 대상영역 REV의 체적이고, $S^{(k)}$ 는 k 번째의 크랙면적, $r^{(k)}$ 는 k 번째 크랙영향영역의 직경, $n^{(k)}$ 는 k 번째 크랙의 단위법선 벡터, M 은 영역내에서의 크랙수이다.

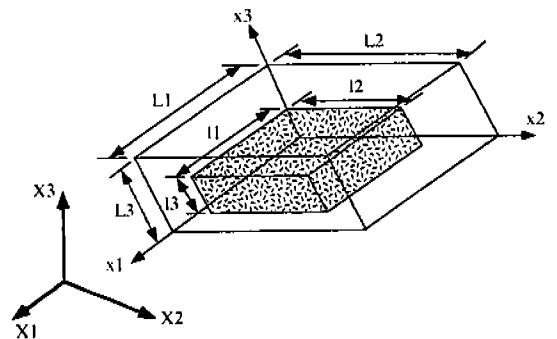


Fig. 1. Coordinate system for representative elementary volume.

불연속면의 구성방정식은 상대적인 수직, 전단변위 및 각 응력성분으로 설명된다. 또한 전단, 수직강성은 불연속면의 변형거동을 설명하기 위하여 이

용되며, REV상에 작용하는 응력텐서(stress tensor)는 불연속면에 의한 변위를 더해주는 결과가 된다. 이 변위는 선형적으로 더해져 평균변형을 ϵ_d 로서 표현된다.

$$\begin{aligned} \epsilon_d &= C_d \sigma \\ C_d &= \frac{1}{E} \left(\frac{1}{k_n} - \frac{1}{k_s} \right) F_{ijkl} \\ &\quad + \frac{1}{4k_s} (\delta_{ik} F_{jl} + \delta_{jk} F_{il} + \delta_{il} F_{kl} + \delta_{jl} F_{ik}) \end{aligned} \quad (2)$$

여기에서 C_d 는 불연속면의 콤플라이언스(compliance)이고, k_s 및 k_n 는 각각 전단 및 수직 강성, δ_{ij} 는 크로넥커델타(Kronecker delta)이다.

암반에서 REV상의 변형율은 암석에 작용하는 변형율과 불연속면에 의한 변형율로서 선형으로 나타낼 수 있고, REV상에 작용하는 응력을 암석에서의 응력과 같다고 가정하여 불연속면의 체적을 암반에서와 비교해서 무시될 수 있다고 하였다.

암석에서의 응력 - 변형율관계 구성방정식은 선형탄성으로 표현되므로, 암반에서 REV와 같이 적용된다면 암반에서의 콤플라이언스와 응력의 곱으로 나타낼 수 있어 암반에서의 콤플라이언스 C^* 는 식 (3)과 같이 계산된다.

$$C^* = C_r + C_d \quad (3)$$

2. 등가체적결손모델(Equivalent volume defect model, EVDM)

불연속면을 원형관상으로 가정한 모델로서 Kaneko et al.(1990)에 의해 제안되었다. 이 모델에는 탄성체의 유효탄성율이 이론적으로 검토되었다.

암반에서의 탄성구성방정식을 구하기 위하여 불연속면은 암반내 균질하게 분포하고, 불연속면의 크기는 유한하다고 가정하였다. REV에 작용하는 응력은 4단 체적손상텐서에 기인한다고 하여 식 (4)와 같이 표시하였다.

$$\begin{aligned} \epsilon &= C_d \sigma \\ C_d &= \frac{2\pi a^2 h}{V} \cdot \frac{1-\nu^2}{E} n_i n_k \delta_{ji} \end{aligned} \quad (4)$$

여기에서 n_i 는 불연속면의 단위법선벡터 이고, δ_{ji} 은 크로넥커델타, a 는 불연속면의 반경, h 는 불연속면의 두께이다.

REV상에서의 변형율 - 응력관계는 크랙텐서모델과 같은 결과를 가지며, 암반에서의 콤플라이언스 또한 식 (3)에서와 마찬가지로 결과가 된다.

3. 손상모델(Damage model, DM)

손상모델은 Kachanov(1958)에 의해 제안되었으며 크리프재료를 대상으로한 이론을 기초로 하고 있다. 이 이론은 Murakami(1985)에 의해 2단 텐서로 발전하여 Kyoya(1989) 및 Kawamoto et al.(1988)에 의해 암반에 응용되었다.

구성방정식을 구하기 위하여 불연속면은 암반내에 무수히 그리고 균질하게 분포하고, 그 크기는 유한하며, 불연속면 자체는 강성을 가지지 않고 응력을 전달하지도 않는다고 가정하였다. 따라서 불연속면은 텐서공간내에서 강성감소를 나타내는 2단 손상텐서 Ω 로 표현하였다. 이 손상텐서를 이용하여 평균응력(Cauchy stress) σ 와 암석부분만에 작용하는 실질응력(net stress) σ^* 과의 관계를 식 (5)와 같이 나타내었다.

$$\begin{aligned} \sigma &= (I - \Omega)\sigma^* \\ \Omega &= \Omega_s (n \otimes n), \quad \Omega_s = \frac{A_d}{A} \end{aligned} \quad (5)$$

여기에서 Ω_s 는 스칼라량으로서 불연속면의 면적밀도, A_d 는 불연속면의 면적, A 는 암반의 단면적, n 은 불연속면의 단위법선벡터이고, \otimes 는 텐서적이다.

다수의 불연속면군에 대한 손상텐서는 각 불연속면군의 선형합으로서 나타내었고, REV상에서 불연속면에 대한 암반구성방정식은 실질응력과 변형율과의 관계에서 식 (6)과 같이 표현하였다.

$$\begin{aligned} \sigma^* &= E^* \varepsilon^* \\ E &= (I - \Omega) E^* \end{aligned} \quad (6)$$

$$E^* = (I - \alpha) E_s + \alpha [(I - \lambda) C_s + \lambda C_d]^{-1} \quad (10)$$

4. 미소구조모델(Micro - structure model)

Aydan et al.(1995)은 불연속면의 폭방향 뿐만아니라 두께방향 등 기하학적 성질을 평가하여 병렬모델(Parallel model) 및 직렬모델(Series model)을 제안하였다.

불연속면은 REV중에 유한한 체적으로 존재하며, 그 모양은 입방체로서 가정하였다. 불연속면을 표현하기 위하여 두 개의 연산자(operator) α, λ 를 도입하였으며, 이들 α, λ 는 각각 응력, 변형을에 작용하며 불연속면의 각 방향에 대한 단위법선벡터 n 를 이용하면 식 (7)과 같이 표시하였다.

$$\begin{aligned} \alpha &= \sum_{i=1}^3 \alpha_i (n_i \otimes n_i) \\ \lambda &= \sum_{i=1}^3 \lambda_i (n_i \otimes n_i) \end{aligned} \quad (7)$$

여기에서 응력과 변형율은 불연속면에 의한 국소좌표계로 생각하였다.

병렬모델(Parallel model, PM)

암반에서 어떤 특성을 가진 두 개의 부분 I 및 II가 서로 병렬 및 직렬로 분포할 경우, 일정한 응력분포를 갖는 조건에서 힘의 평형방정식은 식 (8)과 같이 표현된다.

$$\sigma = \alpha \sigma^I + (I - \alpha) \sigma^{II} \quad (8)$$

부분 I에서의 변형을 ε^I 는 선형탄성체성질을 기초로하여 부분 I과 부분 II를 구성하기 위한 각 부분에서 암석의 탄성계수 E_s , 불연속면의 탄성 compliance C_d , 암석의 탄성 compliance C_s 및 각 암석, 불연속면에서의 변형율을 이용하여 식 (9)와 같은 관계식을 구할 수 있고, 이들 식으로부터 암반에서의 등가탄성텐서 E^* 를 얻을 수 있다.

$$\varepsilon^I = [(I - \lambda) C_s + \lambda C_d] \sigma^I \quad (9)$$

직렬모델(Series model, SM)

부분 I만 일정한 응력분포를 이루고 있다고 하여 힘의 평형방정식을 구하면 식 (11)과 같다.

$$\sigma^I = \alpha \sigma^{Id} + (I - \alpha) \sigma^{Is} \quad (11)$$

또한 암반에서의 변형을 ε 은 식 (12)와 같이 부분 I과 부분 II의 변형을 ε^I 과 ε^{II} 의 합으로서 나타낸다.

$$\varepsilon = \lambda \varepsilon^I + (I - \lambda) \varepsilon^{II} \quad (12)$$

병렬모델에서와 마찬가지로 선형탄성체특성을 기초로 하여 부분 I과 부분 II를 구성하기 위한 각 부분의 응력 - 변형을 구성방정식으로부터 C^* 를 식 (13)과 같이 구할 수 있다.

$$C^* = (I - \lambda) C_s + \lambda [(I - \alpha) E_s + \alpha E_d]^{-1} \quad (13)$$

5. 균질화모델(Homogenization model, HOM)

균질화모델은 미소구조가 주기적으로 반복되어 있는 복합재료에서 균질한 재료정수와 응력분포를 구하는 모델로서 Jeong(1994)에 의해 크랙을 포함하는 암반에서의 크랙진전과 응력분포해석에 제안되었다.

암반은 암석과 불연속면의 기하학적 분포에 있어서 미소주기구조를 갖는다는 생각하에, 대상으로 하는 탄성체의 미소주기구조의 주기를 ε 으로 하고, 물체중의 전체좌표 x (거시적 규모 변수)에 있어서 불연속으로 변화한다고 한다.

미소구조의 탄성계수와 물체력을 $E^\varepsilon(x)$, $f^\varepsilon(x)$ 로 하고 이들을 반영하여 변화하는 변위를 $u^\varepsilon(x)$ 로 표시하면, 이 물체에 대한 정적평형방정식을 적분영역 Ω 에서 식 (14)와 같이 약형식

(weak form)으로 표현할 수 있다(Jeong, 1994).

$$\int_{\Omega} E_{ijkl}^{\epsilon} \frac{\partial u_k^{\epsilon}(x)}{\partial x_i} \frac{\partial v_j^{\epsilon}(x)}{\partial x_j} dx = \int_{\Omega} f_i^{\epsilon}(x) v_i^{\epsilon}(x) dx + \int_{\partial\Omega} t_i^{\epsilon}(x) v_i^{\epsilon}(x) dx \quad (14)$$

여기에서 $v(x)$ 는 임의의 벡터함수이고, $t(x)$ 는 외력벡터이다.

미소스케일(micro - scale) 변수 $y=x/\epsilon$ 을 도입하여 $E^{\epsilon}(x)$, $f^{\epsilon}(x)$, $u^{\epsilon}(x)$ 는 2변수함수로 나타내고, 식 (14)의 경계치문제를 해결하기 위하여 $u^{\epsilon}(x)$, $v^{\epsilon}(x)$ 를 식 (15)와 같이 점근전개형(asymptotic expansion)으로 나타낸다음 $\epsilon \rightarrow 0$ 의 극한을 구하면 결과적으로 u^0 , u^1 에 관한 다음과 같은 식이 구해진다. 우선 u^1 에 대하여는 식 (16)이 얻어진다.

$$\begin{aligned} u^{\epsilon}(x) &= u(x, y) \\ &= u^0(x) + \epsilon u^1(x, y) + \epsilon^2 u^2(x, y) + \dots \\ v^{\epsilon}(x) &= v(x, y) \\ &= v^0(x) + \epsilon v^1(x, y) + \epsilon^2 v^2(x, y) + \dots \end{aligned} \quad (15)$$

$$u_i^1(x, y) = -\chi_p^{kl}(x, y) \frac{\partial u_k^0(x)}{\partial x_l} + c_i^1(x) \quad (16)$$

여기에서 $c_i^1(x)$ 는 임의의 함수(y 에 관한 적분정수)이다. 또 χ^{kl} 은 k, l 에 대해 대칭으로서 식 (17)에 의해 구해지는 미소주기구조를 구성하는 6개의 벡터함수 즉, 특성변형함수(characteristic deformation function)로 주어진다.

$$\begin{aligned} \int_Y E_{ipqr}(x, y) \frac{\partial \chi_p^{kl}(x, y)}{\partial y_q} \frac{\partial v_j}{\partial y_j} dy \\ = \int_Y \left(-\frac{\partial E_{ijkl}(x, y)}{\partial y_j} v_j \right) dy \\ = \int_Y E_{ijkl}(x, y) \frac{\partial v_j}{\partial y_j} dy \end{aligned} \quad (17)$$

u^0 에 대하여는 식 (18)과 같이 주어진다.

$$\int_{\Omega} E_{ijkl}^H(x) \frac{\partial u_k^0(x)}{\partial x_i} \frac{\partial v_j(x)}{\partial x_j} dx = \int_{\Omega} f_i^H(x) v_i(x) dx + \int_{\partial\Omega} t_i(x) v_i(x) dx \quad (18)$$

이 식에서 E_{ijkl}^H 와 f_i^H 는 식 (19)와 (20)으로 주어진다.

$$\begin{aligned} E_{ijkl}^H &= \frac{1}{|Y|} \int_Y E_{ijkl}(x, y) \\ &\quad - \frac{1}{|Y|} \int_Y E_{ipqr}(x, y) \frac{\partial \chi_p^{kl}(x, y)}{\partial y_q} dy \end{aligned} \quad (19)$$

$$f_i^H = \frac{1}{|Y|} \int_Y f_i(x, y) dy \quad (20)$$

여기에서 E_{ijkl}^H , f_i^H 는 각각 정적평형방정식에 서 평균거동을 나타내는 균질화탄성계수 및 균질화 물체력이다.

실내시험에의 적용

1. 공시체 및 시험방법

직방체 공시체를 작성하기 위하여 몰타르(mortar)(포트란드시멘트(portland cement) : 모래(sand) : 물(water) = 1 : 0.85 : 0.42)를 사용하였다. 몰타르를 각 몰드(mold)에 넣고 성형할때는 전동진동기 및 플라스틱 함마(plastic hammer)를 사용하여 몰타르내 공기를 거의 제거하였다.

공시체의 크기는 320mm×150mm×45mm 이며 (Fig. 2), 직방체 공시체에는 폭 26mm, 두께 0.5mm의 금속성 박판(thin plate)을 타설직후 각 각도로 투입, 4시간후 제거하여 슬릿(slit)형의 불연속면균을 가진 공시체를 제작하였다. 금속성 박판은 공시체 건조후 제거하기 쉽도록 표면에 그리스(grease)를 첨가하여 사용하였다. 또한 공시체는 타설 1일 후 몰드를 제거하고 6일간 수중에서 양생하였다.

시험장치로는 3.12×10^3 kN의 고강성시험기를

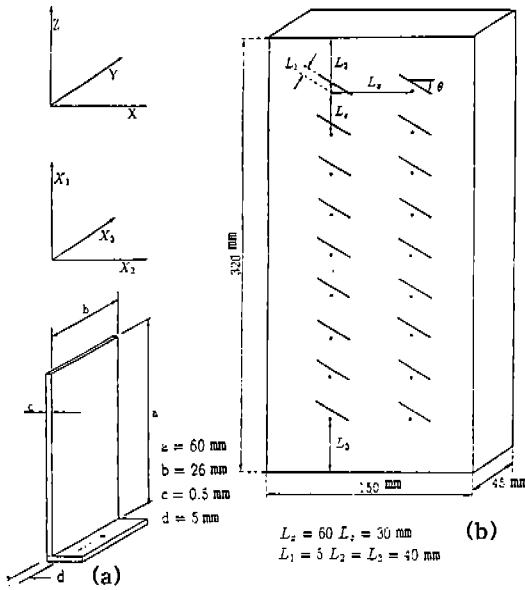


Fig. 2. Schematic diagram of mortar specimen; (a) thin plate, and (b) mortar specimen with cracks.

이용하여 변형율을속도 0.25%/min로 제어하면서 응력 및 변형율을 측정하였다. 축응력의 측정에는 최대하중 50톤의 재하판을 사용하여 측정하고, 변형율을 측정에는 정확도 1/100 mm의 변위계를 한방향으로 2개씩 총 6개를 부착하여 측정하였다.

측정장치로부터 검출된 전압은 변형율측정기 (TDS-301)를 통하여 디지털데이터로 변환시켜 3초간격으로 퍼스널컴퓨터에 전송하여 하드디스크(hard disk)에 저장하였다.

2. 시험결과

슬릿각도 30°에서의 대표적인 응력-변형율 측정결과를 Fig. 3과 같다. 제 1상한에는 축응력과 축변형을 관계를 나타내고, 제 2상한에는 축응력과 손상영향을 받는 X방향의 측방변형율과의 관계를 보여주며, 제 4상한에는 축변형율과 측방변형율의 관계를 나타내었다. 이 그래프의 특징은 X축 측방향변형율의 증가가 도중에 변화를 보이는 것은 슬릿형크랙이 취성적으로 진전한다는 것을 나타낸다.

또한 각 슬릿의 경사에 따른 일축압축시험으로

부터 탄성계수 (E_{50})가 계산되었다. 이들 각 크랙의 경사가 커질수록 표준화탄성계수(normalised elastic modulus)도 커지는 것을 알 수 있다(Fig. 4). 특히 크랙의 경사각 60°-70°에서부터 경사각이 커질수록 크랙에 의한 영향이 감소하리라 생각되었지만 크랙면이 재하축과 평행한 경우에 있어서도 영향이 있음을 나타내고 있다.

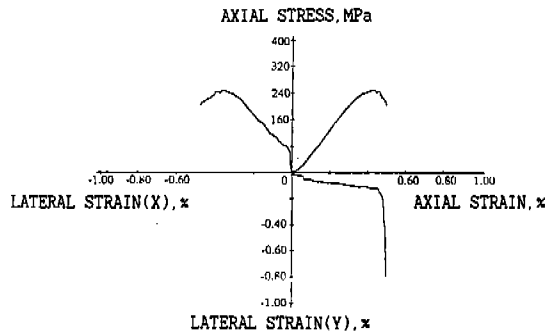


Fig. 3. Typical axial and lateral strain versus axial stress.

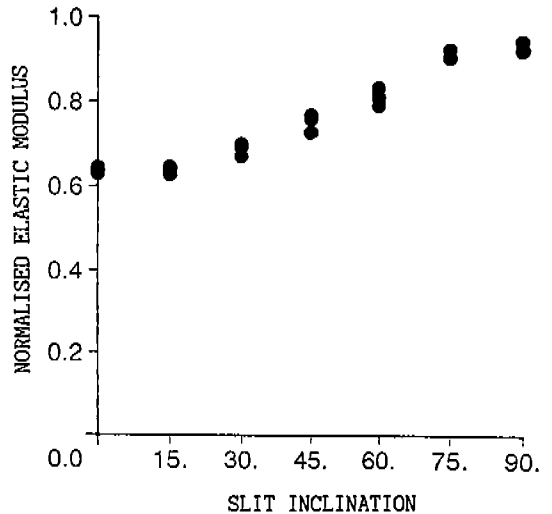


Fig. 4. Normalised elastic modulus - slit inclination relations by laboratory experiments.

3. 시험결과와 해석 및 검토

슬릿(slit)형 크랙을 포함하는 세멘트모타르 공시체에서의 압축시험결과와 시험공시체로부터 손상량

을 결정한 각 모델에서의 결과 및 일축응력 상태에서의 유한요소법(FEM)에 의한 손상결과와 비교, 해석하였다. 특히 각 모델과 실내시험을 비교, 검토함에 있어서 각 모델의 예측능력을 비교, 해석하기 위하여 특별한 가정없이 슬릿형 크랙을 갖는 공시체라는 동일한 가정하에서 실시하였다.

슬릿형 수평크랙밀도에 따른 표준화등가탄성계수(normalised equivalent elastic modulus)의 변화를 Fig. 5와 같이 등가연속체모델을 이용하여 비교하였다. 그 결과 미소구조모델에서 직렬 및 병렬모델은 FEM결과와 유사하게 나타나지만 크랙텐서모델에서의 결과는 FEM 및 미소구조모델에 비해 다소 낮은 탄성계수치를 보이고 있다.

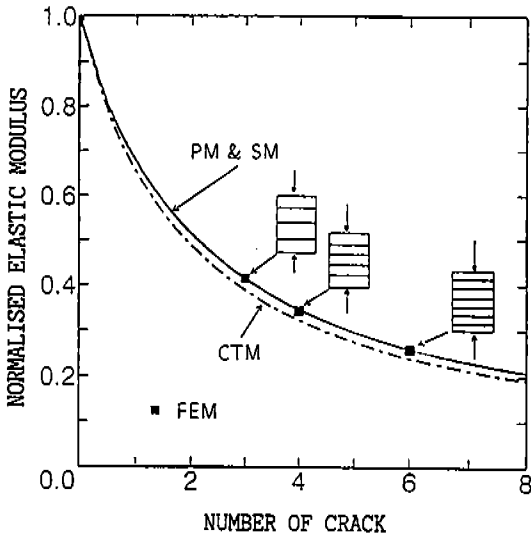


Fig. 5. Graph showing comparison of elastic modulus by number of cracks in various models.

각 모델과 시험치를 비교, 검토한 결과는 Fig. 6에서 잘 보여주고 있다. 전체적으로 볼때 직렬모델(SM)을 제외한 모든 모델에서 슬릿형 수평크랙상태에서는 시험치의 상하에 분산되어 점시되지만 크랙각도가 증가할수록 표준화탄성계수도 실내시험치와 마찬가지로 증가함을 보여주고, 크랙각도가 재하축방향과 평행한 90°에서는 실내시험치와 비교해서 다소 분산되어 나타나지만 수평크랙상태에서

와 같은 큰 오차는 보이지 않는다. 특히 직렬모델은 크랙각도의 변화에 거의 영향을 받지않고, 탄성계수가 시험치보다 크게 평가되는 것을 알 수 있다.

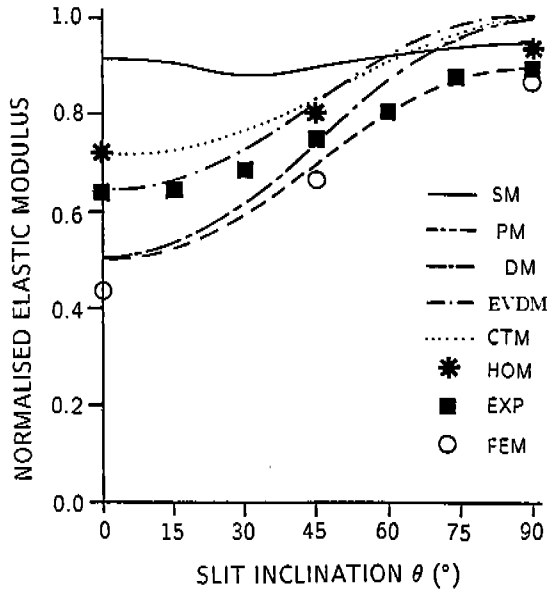


Fig. 6. Graph showing comparison of elastic modulus by slit inclination in various models.

병렬모델(PM)에서는 크랙각도 0° 즉 수평크랙에서는 실내시험치 하단에 점시되지만 크랙각도 60° 이상부터는 시험치와 거의 유사하게 나타난다. 따라서 크랙방향이 재하축 방향과 유사하게 분포할때는 병렬모델이 다른모델에 비해 보다 정확하게 예측, 표현할 수 있다는 것을 보여주고 있다. FEM에 의한 결과도 이와 유사하게 나타나지만 실내시험치 및 병렬모델에 비해 다소 낮게 나타난다.

균질화모델(HOM)과 크랙텐서모델(CTM)은 수평크랙상태에서는 표준화탄성계수가 서로 거의 동일하게 나타나지만 크랙각도가 증가할수록 균질화모델에 비해 크랙텐서모델에서 표준화탄성계수가 점차 커지는 것을 보여주고 있다. 또한 이 두 모델은 실내시험치의 경향과 거의 유사하게 나타나지만, 표준화탄성계수가 마찬가지로 실내시험치에 비해 크게 평가된다.

등가체적결손모델(EVDM)에서는 크랙의 각도가 작은 범위에서는 시험치와 거의 유사하게 나타나지만 크랙각도가 클수록 차가 커지는 등 표준화탄성계수가 시험치에 비해 크게 평가된다는 것을 알 수 있다.

손상모델(DM)은 크랙각도 45° 부근에서 시험치의 탄성계수와 잘 일치하지만 그 외 각도에서는 표준화탄성계수가 시험치보다 커지거나 작아지는 것을 알 수 있다.

특히 재하방향과 거의 평행한 크랙각도 90°에서의 탄성계수는 모든모델에서 손상영향을 적게 받지만 재하방향과 수직을 이루는 수평크랙에서는 크랙각도 90°에 비해 손상영향을 크게 받는다는 것을 보여준다. 또한 손상모델, 등가체적결손모델 및 크랙텐서모델 등에서는 크랙각도 90°에서 손상영향을 전혀 받지않는 즉, 탄성계수비가 1.0으로 되는 등 잘 표현될 수 없다는 단점을 나타내고 있다.

결 언

각 등가연속체모델에서 암반 불연속면들의 기하학적성질을 모델링에 이용할 때의 공통된 특징은 대상암반을 대표하는 REV의 결정이다.

슬릿형 크랙을 가진 세멘트모타르 공시체에서 크랙각도에 따른 압축시험결과와 각 등가연속체모델과의 비교, 해석하였다. 이들 결과로부터 등가연속체모델과 같은 수치해석은 시험치와 비교해서 직렬모델을 제외하고는 시험치와 비슷한 경향을 보이면서 다소 아래, 위에 점분포한다. 그렇지만 암반의 역학적특성을 정확히 예측하기는 어렵다는 것이 공통된 특징이다.

크랙의 각도에 따른 시험결과와 비교, 해석한 각 모델중 전체적으로 시험치와 가장 잘 일치하는 것은 등가체적결손모델과 균질화모델 이었다. 등가체적결손모델에서의 기본적인 생각은 Singh(1973)의 모델과 거의 유사한 가정과 구성방정식을 가지고 있고, 균질화모델은 불균질한 암반을 통계적으로 균질화 시켜 해석하는 방법이다.

크랙밀도와 관련한 비교에서는 등가체적결손모델 및 크랙텐서모델 등이 FEM, 병렬모델 및 직렬모델결과 보다 표준화탄성계수가 약간 낮게 나타

다.

이상의 결과로부터 암반 REV에서 수치해석을 적용할 때 불연속면의 성질을 고려한 각 모델의 세밀한 검토가 필요하다.

사 사

본 논문작성에 있어서 많은 조언을 주신 Prof. Y. Ichikawa, Dr. T. Seiki (Dept. of Geotechnical and Environmental Engineering, Nagoya University) 그리고 Prof. O. Aydan (Dept. of Marine Civil Engineering, Tokai University)에게 사의를 표한다.

참 고 문 헌

- Aydan, O., G. - C. Jeong, T. Seiki and T. Akagi, 1995, A comparative study on various approaches to model discontinuous rock mass as equivalent continuum, Int. Symp. on Mechanics of Jointed and Faulted Rock, Vienna, Balkema, p.569 - 574.
- Jeong, G - C., 1994, Micromechanics of damage process in rocks : Experimental observation and its homogenization, PhD Dissertation, Dept. of Civil Engineering, Nagoya University, p.115.
- Kachanov, L. M., 1958, The theory of creep, National Lending Library, Boston, p.563.
- Kaneko, T. and T. Shiba, 1990, Equivalent volume defect model for estimation of deformation behaviour of jointed rock, Proc. Int. Symp. Mechanics of Jointed and Faulted Rock, Vienna, Balkema, p.277 - 284.
- Kawamoto, T., Y. Ichikawa and T. Kyoya, 1988, Deformation and fracturing behaviour of discontinuous rock mass and damage mechanics theory, Int. J. Num. Anal. Meths. Geomechanics, Vol.12, p.1 - 30.
- Kyoya, T., 1989, A fundamental study on the application of damage mechanics to the

evaluation of mechanical characteristics of discontinuous rock masses, PhD Dissertation, Dept. of Civil Engineering, Nagoya University, p.151.

Murakami, S., 1985, Anisotropic damage theory and its application to creep crack growth analysis, Proc. Int. Conf. Constitutive Laws for Engineering Materials : Theory and Application, Elsevier, p.535 - 551.

Oda, M., T. Yamabe, Y. Ishizaka, H. Kumasaka, H. Tada and K. Kimura, 1993, Elastic stress and strain in jointed rock masses by means of crack tensor analysis, Rock Mechanics and Rock Engineering, Vol.26, p.89 - 112.

Singh, B., 1973, Continuum characterization of jointed rock masses. Part 1 - The constitutive equations, Int. J. Rock Mech. Sci., Vol.10, p.311 - 335.

정 교 철

경북 안동시 송천동 388

안동대학교 자연과학대학 지구환경과학과
760 - 749

TEL : 0571 - 50 - 5753

FAX : 0571 - 841 - 1627

e - mail : jeong@anu.andong.ac.kr