

정량적인 거칠기 파라미터를 고려한 절리면 전단거동의 수치해석

A Numerical Study of the Shear Behavior of a Rock Joint Considering Quantitative Roughness Parameters

김 대 복*¹ Kim, Dae-Bok
손 봉 기*² Son, Bong-Ki
이 정 인*³ Lee, Chung-In

Abstract

The discontinuities in rock mass give a significant influence on the stability of an underground opening. Analyses on the influence of discontinuities, constitutive models have been researched. But studies on shear behavior using objective roughness parameters leave much to be desired. In this study, two constitutive models of rough rock joints using quantitative roughness parameters were presented and shear behavior of rock joint was simulated. In the first constitutive model, discrete finite joint element with zero thickness and six nodes is constructed. The fundamental assumptions were based on the classical elasto-plastic theory. In the second constitutive model, the method proposed by Ohnishi, considering a roughness degradation, used the direct data of 3D laser roughness measurement. Using two constitutive models for rock joints, shear behavior of rock joint was simulated numerically. The results of the simulation showed that the proposed model could reproduce conspicuous phenomena commonly encountered in actual shear test of rock joints such as the strain hardening and softening phenomena and residual strength.

요 지

암반내에 존재하는 불연속면은 지하구조물의 안정성에 큰 영향을 미친다. 불연속면을 해석하기 위한 구성법칙에 대한 많은 연구가 진행되어 왔으나, 객관적인 거칠기 파라미터를 이용한 전단거동 모사에 관한 연구는 아직 미흡한 실정이다. 본 연구에서는 정량적인 거칠기 파라미터를 이용한 두 가지의 새로운 구성방정식을 만들어 절리 거동을 모사하였다. 첫 번째 구성법칙은 탄소성 이론에 근거하여 두께가 없는 개별절리요소 이용한 방법이고, 두 번째 구성법칙은 3차원 레이저 변위 측정 데이터를 직접 이용하여 Ohnishi가 제안한 거칠기 손상모형을 도입하였다. 제안된 두 모형을 가지고 직접 전단시험을 모사해본 결과 실제 실험에 나타나는 변형을 경화 및 연화현상 그리고 잔류전단강도와 같은 현상을 볼 수 있었다.

Keywords : Degradation, Discrete joint finite element, 3D laser roughness measurement

1. 서 론

지하에 존재하는 암반은 전체적으로는 연속체라고

할 수 있지만, 세부적으로는 단층이나 절리, 균열 등을 포함한 불연속체이다. 특히 단층이나 절리는 암반 구조물의 안정성에 결정적인 영향을 미치므로 이들의 변

* 1 정회원, 동명기술공사 구조부/터널팀
* 2 서울대학교 지구환경시스템공학부 박사과정
* 3 정회원, 서울대학교 지구환경시스템공학부 교수

형 및 파괴거동과 여러 물성 등을 조사, 연구하는 것은 매우 중요하다. 암반절리에 대한 구성모델(constitutive model)의 정식화 과정에 어려움을 주는 항목 중의 하나가 절리 거칠기의 특성화이다. 현재까지 가장 많이 이용되는 절리면 거칠기 표현 방법으로는 Barton이 제안한 JRC(Joint Roughness Coefficient)이다(Barton 등, 1977). 이는 전단시험을 통해 역산하거나 관찰자가 육안으로 Barton & Choubey가 제시한 기준과 비교하여 결정할 수 있다. 육안으로 절리거칠기계수를 결정하는 방법에는 주관적 판단이 개입되므로 절리면의 거칠기를 객관적으로 표현하는 방법이 여러 연구자들에 의해 고안되어왔다.

절리면 거칠기를 객관적으로 표현하기 위해서는 우선 절리면의 표면형상을 수치화해야 한다. 프로파일 게이지를 이용하는 방법, 바늘을 직접 절리면 표면에 접촉시켜 측정하는 방법, 레이저를 이용하는 방법 등이 절리면의 수치화에 사용되어왔고, 정밀도와 측정 시간 면에서 유리한 점이 있기 때문에 최근에는 레이저를 이용하는 방법에 관심이 높아지고 있다(이정인, 배기운, 1999). 이러한 방법으로 얻은 절리단면 형상의 데이터로부터 평균거칠각(micro average inclination), 평방평균 거칠각(root mean square of i-angle), 절리면 높이의 표준편차(standard deviation of height), 거칠기 형상지수(roughness profile index), 거칠각의 표준편차(standard deviation of i-angle), 프랙탈차원(fractal dimension) 등의 각종 거칠기 파라미터 등을 결정할 수 있다. 거칠기의 객관적 측정에 대한 연구는 많이 진행되고 있는 반면 이러한 여러 거칠기 파라미터를 이용한 암반절리의 구성법칙의 정식화에 대한 연구는 아직 미진한 실정이다. 국내에서는 손봉기, 이연규, 이정인(2000)이 평균거칠각을 이용한 개별절리요소의 탄소성모델의 기초적인 연구가 수행되었을 뿐이다. 선진외국에서도 거칠기 프로파일

의 일차미분값 제곱의 평방평균값(Z_2)를 거칠기 손상에 이용한 새로운 구성법칙이 Ohnishi(1996)에 의해 제안되었다.

본 연구에서는 객관적인 거칠기 파라미터 특히 거칠각의 평방평균값을 수치해석에 반영시켜 새로운 구성방정식을 제안하였다. 거친 절리면의 전단거동에서 나타나는 대표적 특성인 수직팽창 현상이 전단거동에 미치는 영향을 반영시키기 위하여 탄소성 이론에 기초하였으며, 유한요소해석을 위하여 두께가 없는 개별절리요소를 사용하였다. 이상돈과 이정인(1997)이 제시한 절리면의 평방평균거칠각으로 구성된 전단강도식을 항복함수와 소성 포텐셜함수로 사용하였다. 또한 Ohnishi가 제안한 구성모델을 이용하여 실제 전단거동을 모사하였으며, 여러 경계조건 하에서 수치 직접전단시험을 실시하여 제안된 모델의 신뢰성을 검증하였다. 그리고 입력변수를 변화시켜가며 입력변수가 전단거동에 미치는 영향을 살펴보았다.

2. Ohnishi's 모델

2.1 거칠기 측정 및 거칠기파라미터

많은 연구자들에 의해 절리면 거칠기를 객관적으로 표현하는 방법이 연구되어오고 있다. 이러한 연구들은 주로 JRC와 관련하여 실험적으로 결정하나 절리면 모두를 대표할 수는 없다. Ohnishi에 의해 제안된 모델은 3차원 레이저 변위 측정기를 이용하여 얻은 절리형상의 데이터를 직접적으로 사용하는 것이다. 본 연구에서는 측정간격을 x 방향과 y 방향 모두 1mm로 측정하였으며, 절리면에 x 방향과 y 방향으로 점차 증가시키면서 절리면의 표면형상의 데이터를 3차원적으로 구하였다. 시료의 크기는 가로 × 세로가 15 × 10cm인 황등화강 암을 이용하였고, 총 측정 데이터 수는 약 14000개이다. Fig. 1은 3차원 레이저 변위 측정기를 이용하여 절리의 표면을 측정한 데이터를 3차원적으로 나타낸 것이다.

절리면의 거칠기를 표현하는 데에는 진폭, 파장, 기울기 등을 측정하는 간단한 방법으로부터 통계적 기법, 주파수 분석 등의 복잡한 방법 등 다양한 기법이 존재한다.

진폭에 관계된 파라미터로는 평균 절리면 높이에 대한 표준편차(SDH, Standard Deviation of Height), 평균 절리면 높이에 대한 평균(CLA, Centerline Average), 그리고, 평균자승(MSV, Mean Square value) 등을 들 수

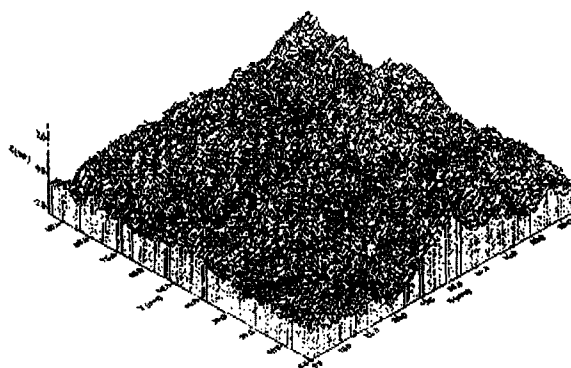


Fig. 1. Digitized surface of a rock joint(lower half)

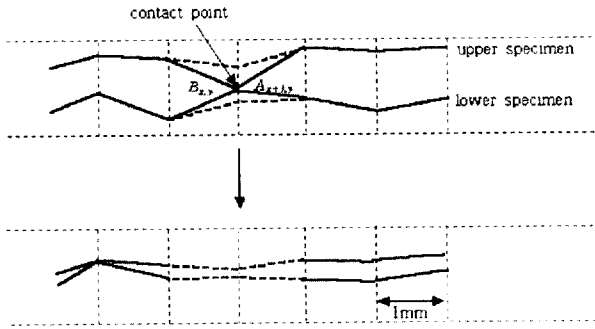


Fig. 2. Process of the asperity degradation

있다. SDH는 평방평균(RMS, Root Mean Square)으로 나타내기도 한다. 기울기와 관련된 파라미터로는 거칠기 프로파일의 일차미분값 제곱의 평방평균값(Z_2), 이차미분값 제곱의 평방평균값(Z_3), 거칠기의 방향성을 나타낼 수 있는 지수(Z_4) 등이 있다. 그 외에 절리면의 평균기울기(Average Slope of Joint Asperity) SL_{ave} , 절리면의 평균거칠각(Micro Average Inclination Angle) i_{ave} , 절리면 기울기의 표준편차(Standard Deviation of Slope) SD_{SL} , 절리 거칠각의 표준편차(Standard Deviation of i-angle) SD_i 등을 들 수 있다. 본 연구에서 사용된 파라미터는 기울기와 관련된 파라미터로 그 관계식은 다음과 같다.

$$Z_2 = \left[\frac{1}{L} \int_0^L \left(\frac{dy}{dx} \right)^2 dx \right]^{\frac{1}{2}}$$

$$= \left[\frac{1}{N} \sum_{i=1}^{N-1} \left(\frac{y_{i+1} - y_i}{x_{i+1} - x_i} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} = \tan i_{rms} \quad (1)$$

여기서 i_{rms} 는 거칠각의 평방평균값으로, Z_2 와 위와 같은 관계를 갖고, N 은 측정점의 개수이다.

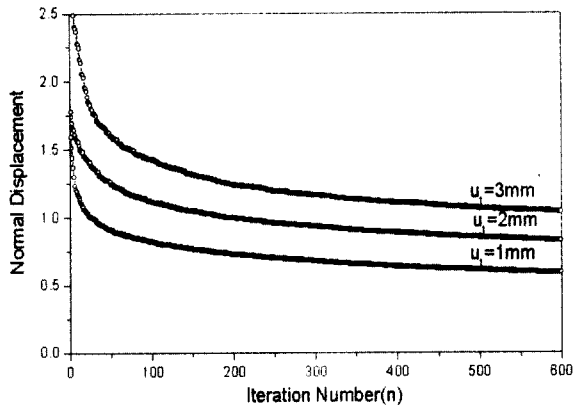


Fig. 3. Relation of normal displacement-iteration number(n)

SL_{ave} 와 i_{ave} 는 다음과 같은 식으로 표시된다.

$$SL_{ave} = \frac{1}{L} \int_0^L \left(\frac{dy}{dx} \right) dx$$

$$= \frac{1}{L} \sum_{x=1}^{N-1} |y_{i+1} - y_i| = \tan i_{ave} \quad (2)$$

양의 일차미분의 제곱의 평방평균값을 (Z_{2p})라고 할 때, 새로운 거칠기 파라미터 A_p 는 다음과 같은 식으로 나타낼 수 있다.

$$A_p = \frac{Z_{2p}}{Z_2} \quad (3)$$

여기서, $Z_{2p} = \left[\frac{1}{N_p} \sum \left(\frac{y_{i+1} - y_i}{x_{i+1} - x_i} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}}$ 이고, N_p 는 양의 기울기를 가진 미분값의 수이다.

만약 A_p 값이 1보다 크면 볼록한 거칠기(Convex Roughness), A_p 값이 1이면 보통의 거칠기(Common Roughness), A_p 값이 1보다 작으면 오목한 거칠기(Concave Roughness)로 생각할 수 있다.

제한된 모델은 절리면 거칠기를 나타내는 JRC(Joint Roughness Coefficient)나 프랙탈 차원의 수학적 방법을 사용하지 않고 절리 표면의 거칠기 데이터만을 가지고 하중-변위(응력-변위)곡선을 나타내었다. 전단 전 절리면 상부시료와 하부시료는 완전히 맞물려있고, 전단 변위가 $u=j$ 로 진행하는 때에 절리면 상부시료가 하부시료를 타고 올라간다. 이때 Fig. 2와 같이 절리면 하부시료의 $A_{x+j,y}$ 와 상부시료의 $B_{x,y}$ 가 한 점에서 접촉한다. 이러한 접촉점에서 마모율 k 를 도입하여 절리면 상부시료와 하부시료의 거칠기를 줄인다. 이러한 방법으로 수직변위가 수렴을 할 때까지 반복한다. Fig. 3은 전단변

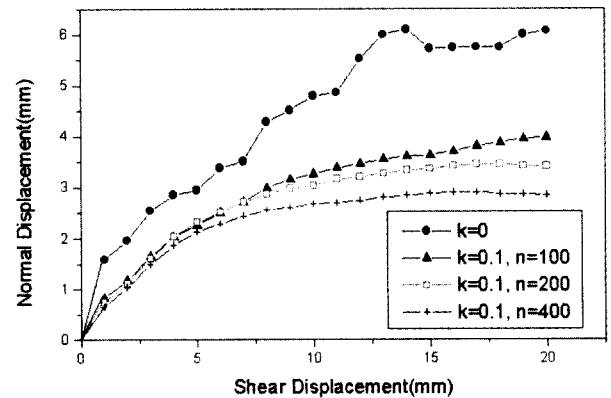


Fig. 4. Shear displacement-Normal displacement curve for different k & n values

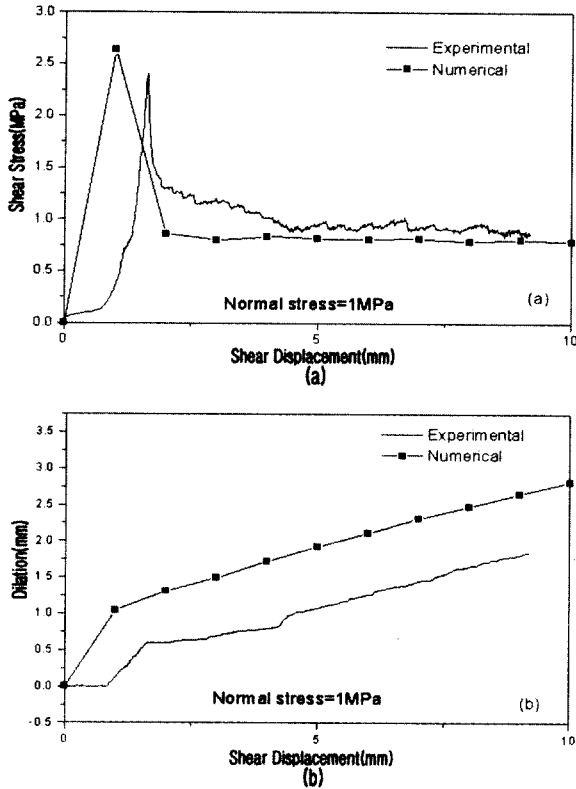


Fig. 5. The curves obtained from both numerical and experimental direct shear test.(Using Ohnishi's constitutive model) (a) shear stress, (b) dilation (granite)

위 발생시 수직변위와 접촉점에서 마모된 회수를 나타낸 것이다. 그림에서 볼 수 있듯이 모든 전단변위에서 마모된 회수 n (iteration number)이 400을 넘어가면 수직변위가 수렴한 상태에 도달함을 알 수 있다. 따라서 본 연구에서는 n 값을 400으로 하여 계산하였다. 여기서 마모율 k 는 절리면 전단시험에서 전단변위가 발생할 때 거칠기가 감소되는 비율(ratio)을 나타내는 상수이다. Ohnishi는 시멘트 모르타르 시료의 전단시험 결과를 이용해 마모율 k 를 독립변수 σ_n/σ_c 와 A_p 에 회귀시켜 다음과 같은 식을 구하였다.

$$\log_{10} k = 1.04 + 0.740 \log_{10} (\sigma_n/\sigma_c) - 1.47A_p \quad (4)$$

여기서, σ_n 과 σ_c 는 각각 수직압력과 단축압축강도를 나타낸다.

Fig. 4는 k 값과 n 값을 변화시켜 가면서 전단변위-수직변위 곡선을 나타낸 것이다. k 값이 0일 때 물리적 의미는 거칠기를 강체로 생각하여 마모가 일어나지 않는 것을 의미한다. Fig. 4에서 볼 수 있듯이 k 값의 변화에 따라 전단변위-수직변위 곡선의 변화가 크게 나타나고 있다. 따라서 이 모델에서 k 값의 결정이 전단거동 모사에

중요한 요소임을 알 수 있다.

2.2 응력-변형을 관계식

전단변위가 u'_i 일 때, 전단응력 τ_j 는 다음의 식을 사용하여 계산할 수 있다.

$$\tau_j = \sigma_n \tan \phi_b + \sigma_n (\partial u_n / \partial u)_{u'_i} \quad (5)$$

$$\tau_j = \sigma_n (\tan i + \tan \phi_b) / (1 - \tan \phi_b (\partial u_n / \partial u)_{u'_i}) \quad (6)$$

여기서, ϕ_b 는 절리면 기본 마찰각이고, i 는 이상화된 절리면의 기울기를 나타낸다. 그러나 본 연구에서는 불규칙한 절리 형상을 모사하기 때문에 절리면 기울기 i 값을 평균기울기 i_{ave} 를 사용하였다. 식(5)는 절리 거칠기의 마모를 고려하지 않고 절리 형상만을 고려하여 나타낸 전단강도 식이다. 그러나 실제 상황에서 절리의 형상 뿐만 아니라 절리 거칠기의 마모현상도 전단강도에 영향을 주기 때문에 본 연구에서는 식(6)을 사용하였다. 식(6)은 절리 거칠기의 마모현상을 고려하여 에너지 보존식으로부터 Seidel & Harberfield(1995)에 의해 제안되었다. 식(6)에서 $(\partial u_n / \partial u)_{u'_i}$ 항은 전단시험 모사 과정에서 식(7)과 같이 전단변위와 수직변위의 관계에서 계산될 수 있다.

$$(\partial u_n / \partial u)_{u'_i} = (u_n^i - u_n^{i-1}) / \Delta u_i \quad (7)$$

여기서, u_n^i 는 전단변위 $u_i = u'_i$ 일 때의 수직변위이고, Δu_i 는 증분되는 전단변위이다.

2.3 프로그램해석 결과 및 검증

절리면의 거칠기의 측정과 직접전단시험을 위한 화강암 절리 시료는 실험실에서 인위적인 균열을 형성시켜 제작하였다. 결함이 없는 무결암(intact rock)을 다이아몬드 톱을 사용하여 가로 × 세로 × 높이가 150 × 120 × 120가 되도록 절단하고, 화강암은 재료의 이방성이 크지 않아 임의의 방향으로 절단하여 시험편을 제작하였다. 일정수직응력 조건하에서 수직응력을 변화시켜 가며 실내 전단시험을 실시하였다. Fig. 5는 실험데이터와 수치화된 절리면 형상 데이터를 이용한 수치해석을 비교한 결과이다. 수치해석에 사용된 k 값은 식(4)에 의해 0.99로 입력하였으며 n 값은 앞에서 언급한바와

같이 400을 대입하였다. 실험결과와 수치해석 결과 값이 비교적 잘 일치함을 알 수 있다. Fig. 5 (a)에서 실험 결과 값은 최대 전단응력 이전의 초기 전단변위에서 비교적 작은 전단강성을 가지고 있기 때문에 수치해석으로 예측한 결과와 차이를 보이는 것이다. Fig. 5 (b)에서 수치해석으로 예측한 값이 실험값의 수직 팽창값보다 크게 예측되었는데 이는 절리면의 탄성과 블록 자체의 탄성거동은 고려하지 않았기 때문에 나온 결과라고 생각된다. 그러나 Fig. 5에서 나타나 듯이 최대전단강도, 잔류강도, 그리고 잔류 팽창각은 실험 결과와 거의 일치한다고 볼 수 있다.

따라서 수치화된 절리면 형상 데이터를 이용하는 제안된 구성모델은 절리면의 전단거동을 예측하는데 유용할 것이라고 판단된다. 또한 본 모델을 이용하면 절리 간극분포, 마모면적 그리고 거칠기의 마모등을 해석할 수 있다. 그러나 k , n 값의 결정 그리고 절리면 전단과정에서 생성되는 충전물(gouge)등에 대한 연구가 더 필요하다고 생각된다.

3. 개별절리 유한요소를 이용한 탄소성 구성법칙

3.1 개별절리 유한요소

본 연구에서는 구성법칙에 사용할 수 있는 등대개변수 개별절리요소를 이용하였다. 개별절리요소는 Fig. 6와 같이 6개의 절점과 각 절점에서는 2개의 자유도를 가지고 있다. 개별절리요소는 두께가 없으며 서로 마주보고 있는 절점간의 상대 변형을 허용한다는 특징을 가지고 있어 절리를 수치적으로 모사할 수 있는 장점이 있다.

유한요소 해석을 위해서 절리요소의 강성행렬은 가상일의 원리를 적용하여 구하였다. 즉, 임의의 미소 가상 절점 변위벡터 δd 에 대해 증분 절점 외력 Δr_e 이 한 일과 내부 응력으로부터 계산된 절점 내력이 한 일은 같아야 한다는 조건으로부터 다음의 결과를 얻을 수 있다.

$$\delta d^T \Delta r_e = \delta d^T \int_{-1}^{+1} A^T B^T T^T G h d\xi \Delta d \quad (8)$$

식(8)에서 A 는 전체 좌표계에서 6절점 요소의 증분 절점변위벡터로부터 절점의 증분 상대변위벡터를 계산하는 행렬, B 는 절점의 증분 상대변위벡터로 요소내 임의 지점의 상대변위벡터를 계산하는 행렬, T 는 전체좌

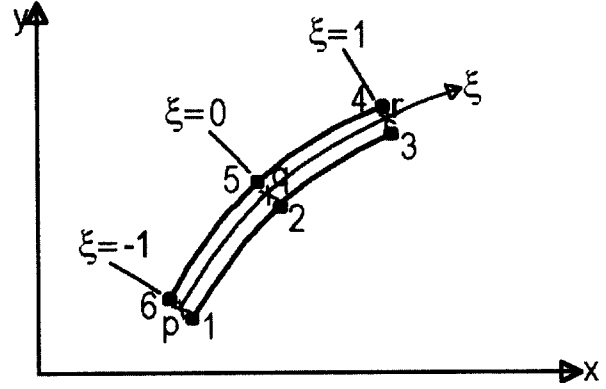


Fig. 6. Isoparametric 6-nodes discrete joint element

표계에서 정의된 변위를 절리면좌표계로 변환시키는데 필요한 행렬 및 변수이다. 식(8)은 임의의 미소 가상 변위에 대하여 성립하여야 하므로 다음과 같이 전체 좌표계에서 표현된 힘과 변위의 증분관계식이 얻어진다.

$$\Delta r_e = K \Delta d \quad (9)$$

따라서 절리 요소의 강성행렬 $[K]$ 는 다음 식으로 계산할 수 있다.

$$[K] = \int_{-1}^{+1} A^T B^T T^T D T B A h d\xi \quad (10)$$

유한요소해석 프로그램의 수행과정에서 해석모델이 평행상태에 도달했는지 여부는 총 절점외력(r_e)의 벡터 놈(vector norm)에 대한 잔류절점력의 벡터 놈의 비로 판단할 수 있다. 총 절점내력(r_i)은 잔류절점력을 구하기 위해 필요하며, 증분 절점내력 Δr_i 는 절리요소내의 전단응력과 수직응력을 이용하여 다음과 같이 계산될 수 있음을 알 수 있다.

$$\Delta r_i = \int_{-1}^{+1} A^T B^T T^T \Delta \sigma h d\xi \quad (11)$$

절리의 비선형 해법을 프로그램화하는데 있어서는 각 해석단계의 첫 번째 반복시에만 강성행렬을 다시 구하는 Newton-Raphson 방법을 사용하였다.

3.2 탄소성 응력-변위 관계식

탄소성 응력-변위 행렬은 다음과 같이 탄성행렬과 소성행렬의 차로 나타낸다.

$$D^{\text{ep}} = D^e - D^p \quad (12)$$

식(12)에서 상첨자 e, p는 각각 증분 상대변형의 탄성 및 소성성분을 표시한다.

소성변형 증분은 다음과 같은 유동법칙에 의해 계산될 수 있다고 가정하였다.

$$d\tilde{\epsilon}_r^p = \begin{cases} 0 & \text{if } F(\sigma, W_i^p) < 0 \text{ or } dF < 0 \\ d\lambda \frac{\partial Q}{\partial \sigma} & \text{if } F(\sigma, W_i^p) = 0 \text{ or } dF = 0 \end{cases} \quad (13)$$

여기서 F 는 절리의 항복 함수로서 수직응력과 단위 부피당 접선방향 소성일(plastic work) W_i^p 의 함수로 가정하였다. W_i^p 의 증분형태는 $\tau \cdot d\tilde{u}_r^p$ 로서 전단방향의 응력과 상대변위의 곱으로 나타낼 수 있다. Q 는 소성 포텐셜(slip potential) 함수로서 미끄러짐에 의한 소성변형의 방향을 결정하게 되며, $d\lambda$ 는 소성변형증분의 크기를 나타내는 항이다. 식(13)과 같이 항복 함수와 포텐셜 함수가 다른 경우를 비연상유동법칙(non-associated flow rule)이라 하고 두 함수가 같은 경우를 연상유동법칙(associated flow rule)이라 한다. 절리거동 해석시 연상유동법칙을 적용하면 과도한 수직변위가 발생하게 되는 단점이 있다(이연규, 이정인, 1998). 따라서 이 연구에서는 비연상유동법칙을 적용하였으며 사용된 항복 함수와 포텐셜 함수는 다음절에서 자세히 설명하기로 한다.

소성변형의 크기를 결정하는 $d\lambda$ 는 미끄러짐이 발생하는 동안 함수 F 가 계속 0이 되기 위한 즉 절리면에서 소성변형이 발생하는 동안 응력상태는 항상 항복곡면상에 위치한다는 조건을 이용하여 다음식을 구할 수 있다.

$$\left(\frac{\partial F}{\partial \sigma}\right)^T d\sigma + \frac{\partial F}{\partial W_i^p} dW_i^p = 0 \quad (14)$$

상대변형증분 $d\tilde{\epsilon}_r^e$ 는 탄성변형 증분과 소성변형 증분의 합으로 나타낼 수 있고, 식(13)을 이용하면 다음과 같은 식으로 변환된다.

$$d\tilde{\epsilon}_r = (D^e)^{-1} d\sigma + d\lambda \frac{\partial Q}{\partial \sigma} \quad (15)$$

식(14)과 식(15)를 연립하여 $d\lambda$ 를 구하면 다음과 같다.

$$d\lambda = \frac{\left(\frac{\partial F}{\partial \sigma}\right)^T D^e d\tilde{\epsilon}_r}{\left(\frac{\partial F}{\partial \sigma}\right)^T D^e \left(\frac{\partial Q}{\partial \sigma}\right) - H} \quad (16)$$

여기서 H 는 거칠각의 마모와 관련되는 경화 혹은 연화지수로서 다음 식으로 표현된다.

$$H = \tau \cdot \frac{\partial F}{\partial W_i^p} \cdot \frac{\partial Q}{\partial \tau} \quad (17)$$

식(16)을 식(15)에 대입하여 응력과 변형률의 증분 관계식을 다음과 같이 얻을 수 있다.

$$d\sigma = \left[D^e - \frac{D^e \left(\frac{\partial Q}{\partial \sigma}\right) \left(\frac{\partial F}{\partial \sigma}\right)^T D^e}{\left(\frac{\partial F}{\partial \sigma}\right)^T D^e \left(\frac{\partial Q}{\partial \sigma}\right) - H} \right] d\tilde{\epsilon}_r \quad (18)$$

식(18)에서 알 수 있듯이 비연상 유동법칙을 적용하면 식(18)을 이용하는 절리요소의 강성행렬이 비대칭이 되어 수치해석상 불리한 점이 있지만 거칠기를 갖는 경우 앞에서 언급한바와 같이 절리면의 해석에서 현실적인 결과를 얻기 위해서는 비연상유동법칙의 선택이 필요하다.

3.3 항복함수

현재 가장 널리 사용되고 있는 Barton의 경험식에서는 절리면 거칠기를 나타내는 파라미터 절리거칠계수는 객관성이 결여된다. 따라서 절리면의 거칠기를 객관적으로 측정할 수 있는 방법이 필요하다. 이상돈과 이정인은 볼 타입(ball type)의 측정기로 측정 절리거칠계수를 객관적이고 정량적인 방법으로 결정하고, 물리적 의미를 갖는 파라미터로 표시하였다. 또한 여러 번의 직접전단시험을 통하여 이러한 파라미터들의 변화에 따른 전단거동을 나타내었다. 본 연구에서는 평방평균거칠기(i_{rms})와 관련된 전단강도식을 항복함수로 이용하였고, 전단강도식은 다음과 같다.

$$F = |d| + \sigma_n \tan \left(\phi_b + 1.15 i_{rms} \left(\frac{JCS}{-\sigma_n} \right)^{0.108} \right) \quad (19)$$

식(19)에서 압축응력을 음의 부호로 사용하였다. 위의 식은 Barton이 제시한 식과 유사하나 절리의 거칠기를 보다 정량적이고 객관적 파라미터인 평방평균거칠각으로 표시하였으며, log함수 대신에 멱함수의 형태로 JCS/σ_n 을 나타내었다. 식(19)는 최대 전단 강도식이기 때문에 최대강도 이전이나 이후의 소성경화와 소성연화현상을 나타내기 힘들다. 이러한 제약을 극복하기 위해서는 절리의 손상을 고려할 수 있는 지수함수형태의 절리 거칠기 변화 법칙을 도입하였다.

단일 절리면의 직접전단시험에서 나타나는 전단강

도의 경화 및 연화특성은 소성변형에 따른 절리면 거칠기의 변화에서 기인한다고 할 수 있다. 이러한 거칠기의 변화는 하중이 가해지고 미끄러짐이 발생하면서 절리 거칠기의 손상으로 발생한다. 거칠기 손상의 정확한 해석 방법은 매우 복잡하고 어렵기 때문에 Plesha(1985)는 거칠기 손상의 특징을 고려하여 거칠기의 변화를 간단한 지수함수 형태로 나타내는 거칠기 변화 법칙을 제시하였다.

$$\Delta\phi = \Delta\phi_0 \exp(-cW_t^p) \quad (20)$$

여기서 $\Delta\phi_0$ 은 이상돈이정인이 제시한 전단강도식에서는 평균 거칠각(i_{rms})로 생각할 수 있다. c 는 전단변형에 대한 절리면의 거칠기의 마모 내지는 파쇄 특성과 관련된 절리면 암석의 역학적 성질로 생각할 수 있고, 2차원 해석시 [길이/힘]의 단위를 가진다. 지수함수 형태의 거칠기 변화를 나타내는 함수는 수직방향의 소성일을 고려함으로써 좀더 일반적인 공식식화가 가능하지만 수직방향의 소성변형은 전단방향에 소성변형에 비하여 매우 작다고 생각할 수 있으므로 이러한 가정이 해석결과에 큰 영향을 미치지 않는다고 할 수 있다. 또한 전단방향 소성일만을 고려하는 경우 해석 과정이 간단해지는 이점을 얻을 수 있다.

3.4 소성포텐셜 함수

소성변형의 방향을 정의하기 위해 필요한 포텐셜 함수는 Lü와 Brown(1988)의 연구에서와 같이 다음 식의 형태로 표시할 수 있다.

$$Q = |d + f(\sigma)| = const. \quad (21)$$

탄성거동에서는 수직팽창이 발생하지 않는다고 가정할 수 있으므로 함수 Q 는 절리면의 최대 수직팽창각(d_p)와 다음과 같은 관계가 있다.

$$\tan(d_p) = \frac{dv^p}{du^p} = \frac{\partial Q / \partial \sigma}{\partial Q / \partial d} = \frac{\partial f}{\partial \sigma} \quad (22)$$

식(22)에서 du^p 와 dv^p 는 각각 소성 전단변위증분과 소성 수직변위증분을 나타낸다.

Barton과 Choubey는 수 많은 인공 절리 및 자연 절리면 시험결과를 바탕으로 다음 같은 최대수직팽창각(d_p) 추정식을 제안하였다.

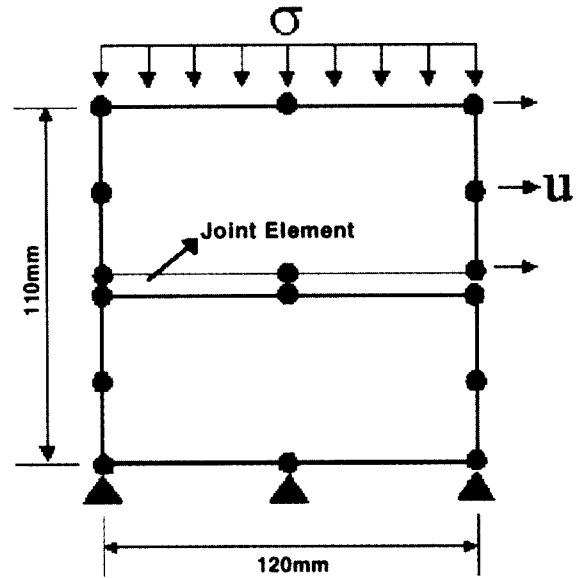


Fig. 7. Finite element meshes used for numerical direct shear tests.

$$d_p = -\frac{JRC_p}{M} \log_{10}\left(\frac{-JRC}{-\sigma}\right) \quad (23)$$

식(23)에서 M 은 전단변형에 의한 절리면 거칠기의 손상정도를 나타내는 지수이며 작은 거칠기 손상이 일어나는 경우 $M=1$, 이와 반대로 거칠기의 손상이 심한 경우에는 $M=2$ 을 제안하였고, 일반적으로 2로 가정하는 경우가 많다(Barton, 1990).

식(23)과 유사한 방법으로 이상돈이정인이 제안한 전단강도식에서 최대수직팽창각(d_p)을 다음과 같이 정의하였다.

$$d_p = \frac{1.15i_{rms}}{M} \left(\frac{-JRC}{-\sigma_n}\right)^{0.108} \quad (24)$$

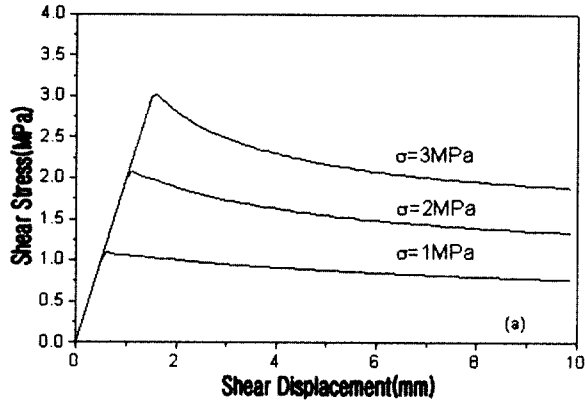
여기서 $M=2$ 로 가정하여 다음과 같은 소성포텐셜 함수를 만들었다.

$$Q = |d + \int_0^\sigma \tan\left(\frac{1.15i_{rms}}{2} \left(\frac{-JRC}{-\sigma_n}\right)^{0.108}\right) d\sigma| = const. \quad (25)$$

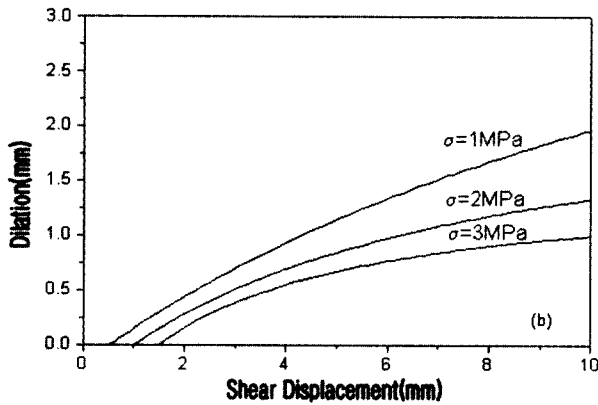
식(25)의 Q 함수는 적분항을 포함하고 있는 복잡한 형태인 것처럼 보이나 해석에서 필요한 것은 $\partial Q / \partial d$, $\partial Q / \partial \sigma$ 이므로 실제로 적분이 수행되지는 않으므로 수치적으로 어려움이 없다.

3.5 프로그램해석 결과 및 검증

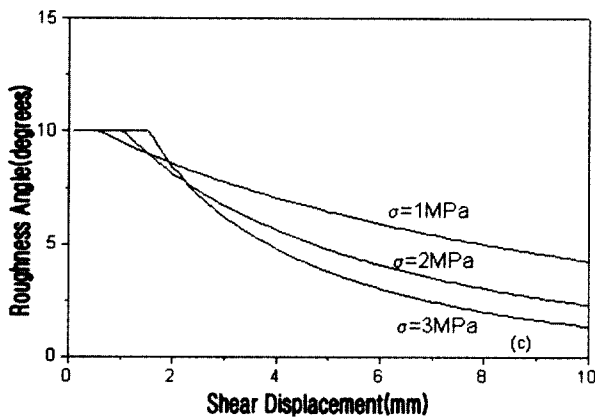
앞절에서 설명한 이론에 따라 개별절리요소를 고려



(a) shear stress



(b) dilation



(c) joint roughness angle

Fig. 8. Shear behavior for different normal stresses under constant normal stress condition.

할 수 있는 유한요소 프로그램을 작성하였으며, 프로그램의 검증에 위하여 간단한 요소망을 이용한 수치 직접 전단시험을 실시하였다. 절리 요소에 해당하는 입력자료로는 전단강성 (K_s), 수직강성 (K_n), 기본마찰각 (ϕ_b), 절리 거칠각 (i_{rms}), JCS, 절리면 손상상수 (c)이며 손상상수를 제외하고는 여러 문헌자료나 직접전단시험으로부터 비교적 손쉽게 얻을 수 있는 값들이다.

Table 1. Input parameters for constant normal stress condition.

K_s	K_n	ϕ_b	i_{rms}	JCS	c
MPa/m		degree		MPa	m/MN
2000	4000	30°	15°	50	100

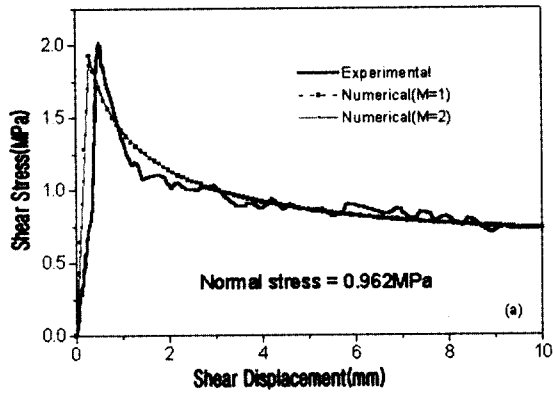
Table 2. Input parameters for constant normal stress condition. (이상돈, 1996)

K_s	K_n	ϕ_b	i_{rms}	JCS	c
MPa/m		degree		MPa	m/MN
6420	6500	34.5°	14.8°	150	250

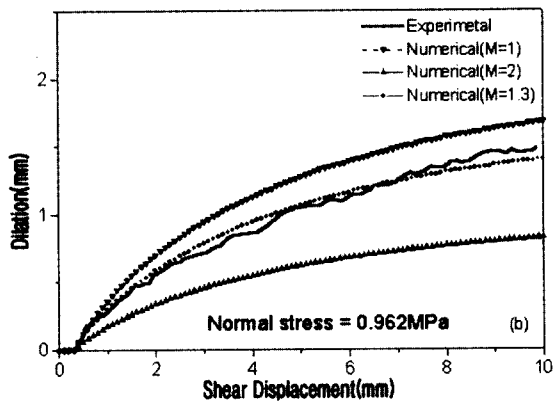
Fig. 7은 직접전단시험에 이용된 유한요소 모델의 형태와 크기 및 경계조건을 보여주고 있으며, 8절점 평면사각요소 2개와 6절점 절리요소 1개로 이루어져 있다. 요소의 크기는 Fig. 7에서 볼 수 있듯이 가로 120mm 세로가 110mm로 일반적으로 인공 인장 절리시험편과 비슷한 크기로 설정하였다. 아래 블록 하부면의 변위를 완전히 구속하였다. 일반적으로 전단 시험의 경우 최대 전단강도는 시험편크기의 1%내외에서 일어나고, 10% 안에서는 잔류 전단강도에 도달하므로 수치 전단에서 10 - 15mm의 전단변위에 이를 때까지 상부블럭이 오른쪽으로 수평으로 움직이게 하였다. 프로그램 검증을 위해서 이상돈(1996)이 인공절리를 형성시킨 화강암시료의 실험결과와 비교하였다.

수직응력을 변화시켜 가며 제안된 모델을 이용한 해석결과에 변화를 살펴보았다. 일정 수직응력 조건하에서는 Fig. 7의 요소망을 이용하여 수직응력을 1, 2, 3 MPa로 변화시키면서 해석을 실시하였다. 해석에 사용된 입력자료는 Table 1과 같다.

Fig. 8 (a), (b), (c)는 각각 해석결과로 얻어진 전단응력, 수직팽창, 절리 거칠각의 변화를 보여준다. Fig. 8(a)에서 볼 수 있듯이 수치 전단 해석결과와 일반적인 전단 시험의 결과가 유사함을 알 수 있다. 즉 최대전단응력 직전의 경화거동 및 연화거동을 나타내고 있다. 또, 수직응력이 1, 2, 3 MPa로 증가하면 최대전단강도와 최대강도가 발생하는 변위가 증가 함을 알 수 있다. 또한 최대전단강도에 대한 잔류 전단강도의 비가 수직응력이 증가함에 따라 줄어들음을 알 수 있다. 이것은 수직응력이 증가하면 절리면에 작용하는 전단응력이 증가하고 이에 따라 절리면의 손상이 급격히 일어나기 때문이다. Fig. 8(c)에서 볼 수 있듯이 수직응력이 증가하면 절리 거칠각이 급격히 줄어드는데 이것이 위의 사실을 증명



(a) shear stress



(b) dilation (granite)

Fig. 9. The curves obtained from both numerical and experimental direct shear test(Using Lee Sangdon & Lee Chung-In's empirical equation)

해준다. 수직응력이 클수록 미끄러짐 이전의 탄성거동 변위가 커 거칠각의 저하가 뒤늦게 시작되지만 일단 미끄러짐이 시작된 후부터는 급속히 절리 거칠각의 저하가 발생하고 있음을 보여주고 있다. Fig. 8(b)는 거친절리면에서 특징적으로 나타나는 전단변위에 대한 수직변위의 관계를 보여주는 것으로 전단변위 시작 이전 블록 상부면에 가해지는 압력에 의해 발생된 초기 변위를 0으로 하여 계산된 값이다. 수직응력이 커질수록 늦게 수직팽창이 되는 경향이 나타났다. 수직응력이 클수록 팽창량이 적고, 절리면의 빠른 손상에 따라 수직팽창각이 빠르게 작아지고 있음을 보여준다.

Fig. 9는 일정 수직응력 조건에서 이상돈(1996)이 인공절리를 형성시킨 화강암 시료중 대표적인 실험 결과와 본 연구에서 작성한 프로그램의 해석 결과와 비교한 것이다. 사용된 입력자료는 Table 2에 나타난 것과 같으며 이상돈의 시험조건 및 결과 값을 이용하였다. 전단강성은 최대전단강도의 약 50% 수준에서 비교적 선형구

간을 택하여 결정된 값이다. 절리 거칠기의 평방평균 기울기(i_{rms})는 시험결과를 역산하여 결정하였다. 시험에서 측정하지 않은 수직강성(K_n)과 및 절리면 손상상수(c)는 추정하여 사용하였다. 일정 수직응력 조건에서는 상부블럭이 왼쪽으로 움직일 수 있으므로 절리의 수직강성이 전단변형 특성에 큰 영향을 미치지 않으며 본 연구에서는 화강암 시료에 대해서 6500 MPa/m 로 가정하였다. 최대전단강도 이후의 거동에 큰 영향을 주는 절리면의 손상상수(c)는 유한요소 해석결과와 실험결과가 일치하도록 몇 번의 시행착오적 해석을 실시하여 개략적으로 결정된 것이다. Fig. 8의 두 결과는 매우 유사함을 보이고 있어 본 연구에서 개발한 프로그램이 절리의 전단거동 모사에 매우 유용하게 이용될 수 있음을 알 수 있다. 최대전단강도 이전 두 그래프의 차이는 입력된 전단강성의 결정방법 때문에 나타난 결과이다. 즉, 전단 시험결과에서 초기강성은 최대전단강도 50% 수준 이후의 전단강성에 비해 낮게 나타나고 있지만 수치해석에는 최대전단강도의 50% 수준에서 구한 전단강도를 입력하였기 때문이다. Fig. 9(a)와 같이 식(18)의 M값의 변화에 따라서 전단강도의 크기는 변화가 거의 없으나 Fig. 9(b)에서 볼 수 있듯이 수직팽창의 값은 상당한 차이가 있음을 보여 주고있다. 실제 실험값의 수직팽창은 M=1인 경우와 M=2인 경우 사이에 있음을 알 수 있다. 이는 Barton과 Choubey의 여러 시험에서 얻은 결과와 같이 비교적 큰 JCS값 또는 낮은 수직응력하에서 거칠기의 마모가 작은 경우 M=1을 사용하고, 이와 반대로 작은 JCS값과 높은 수직응력하에서 거칠기의 마모가 커질 경우 M=2를 사용한다는 것이다. 즉 M=1인 경우는 수직팽창의 상한값(upper bound)을 나타내고, M=2인 경우는 하한값(lower bound)을 나타내는 것으로 이 실험의 경우에는 M=1.3 이다. 다른 여러 경우에도 M값을 변화시키면서 수직팽창을 모사 할 수 있음을 보여주고 있다.

4. 결론

이 연구에서는 두 가지의 새로운 절리면 구성법칙을 제안하여 절리면 전단 거동을 모사하였다. 첫 번째 구성법칙은 수치화된 절리면 형상 데이터를 직접 이용한 해석 방법이고, 두 번째 구성법칙은 암반 불연속면의 상대 변위를 허용할 수 있는 개별절리요소를 고려한 유한요

소 해석방법이다. 절리요소를 보다 정량적으로 해석하기 위하여 객관적인 거칠기 파라미터인 A_p , i_{rms} 를 이용하였으며, 거칠기 특성과 거칠기 손상을 고려할 수 있도록 절리면 구성법칙을 개발하였다. 개별절리요소에서는 절리거동의 비선형성을 탄소성이론에 근거하여 모델링하였으며, 그 과정에서 이상돈과 이정인이 실험에 의해 제시한 전단강도식을 항복함수와 소성포텐셜 함수로 이용하였다. Ohnishi 모델에서는 마모율 k 값과 n (iteration number)값 그리고 기본마찰각과 평균거칠기만을 입력 데이터로 했으며, 개별절리요소 해석에서 입력변수는 절리의 일반적 성질을 나타내는 전단강성, 수직강성, 기본마찰각, JCS 그리고 i_{rms} 와 손상상수(c)이다. 이러한 비교적 단순한 입력자료로 직접전단시험을 수치해석적으로 모사하였다. 본 연구에서 얻은 주요 결과들은 다음과 같다.

- (1) 개발된 개별절리면 해석 모델을 검증하기 위해 수치적으로 해석한 결과 여러 문헌에 제시된 실험결과와 비교적 잘 일치함을 알 수 있었고, 거칠기를 갖는 절리면의 직접전단시험에서 나타나는 경화현상과 연화현상 그리고 최대 전단 강도 이후의 잔류강도등 대표적인 현상들이 비교적 정확히 모사 될 수 있었다.
- (2) 일정수직응력하에서 Ohnishi 모델과 이상돈-이정인의 전단강도식을 이용한 개별요소해석 모두 실제 실험 결과와 비교적 잘 일치하는 결과를 나타냈다. Ohnishi 모델에서 수직팽창 값이 실험 값에 비해 크게 예측되었는데 이는 절리면과 블록의 탄성거동을 고려하지 않았기 때문에 생긴 결과라고 생각된다. 그러나 Ohnishi 모델의 입력변수는 비교적 간단하고 정량적이기 때문에 수치해석 방법으로 장점이 있다.
- (3) 수치화된 절리면 형상 데이터를 이용하는 제안된 구성모델은 절리면의 전단거동을 예측하는데 유용하다. 본 모델은 절리 간극분포, 마모면적 그리고 거칠기의 마모등을 해석할 수 있다. 그러나 Ohnishi 모델에서 사용된 k 값과 n 값은 시멘트 모르타르를 사용하여 제시된 결과이고, 또한 절리면 전단과정에서 생성되는 충전물(gouge) 등을 고려할 수 있는 모델에 대한 연구가 더 필요하다.

- (4) 개발된 개별절리 모델은 최대전단강도 이후의 절리면 거동까지 포함하는 전반적인 전단변형 특성을 비교적 단순한 입력자료를 이용하여 모델링할 수 있으므로 실용성이 크다고 판단된다.

참 고 문 헌

1. Barton N. and Choubey V, 1977, "The shear strength of rock joints in theory and practice," Rock Mechanics, Vol.10, pp.1-54.
2. 이정인, 배기윤, 김태혁, 1999, "레이저 변위계를 이용한 암석 절리면의 3차원 거칠기 측정기 개발," 한국암반공학회 1999년도 학술발표회, 서울대학교(99.3), pp.17-23.
3. 손봉기, 이연규, 이정인, 2000, "개별절리 유한요소를 이용한 절리면 전단거동의 탄소성 해석, 한국 자원공학회지," 37권 4호, p. 272-282.
4. Y. Ohnishi, T. Chan and L. Jing, 1996, "Constitutive models for rock joints, Coupled Thermo-Hydro-Mechanical of Fractured Media Developments in Geotechnical Engineering," Vol.79, pp.57-92.
5. Sang-Don Lee, Chung-In Lee and Y. Park, 1997, "Characterization of joint profiles and their roughness parameters," Int. Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences, Vol.34, No.3-4.
6. J. P. Seidel and C. M. Harberfield, 1995, "The application of energy principles to the determination of the sliding resistance of rock joints," Rock mech. and Rock Eng, Vol.28(4), pp.211-226.
7. 이연규, 이정인, 1998, "거친 절리면의 전단거동 해석을 위한 탄소성 구성법칙," 터널과 지하공간, Vol.8, pp.234-248.
8. Plesha M.E., 1985, "Constitutive modeling of rock joints with dilation," Proc. of the 26th US Symp. on Rock Mech., pp.387-394.
9. Lü, M. and E.T. Brown, 1988, "A numerical method for the analysis of unlined pressure tunnel in jointed rock," Proc. 6th Int. Conf. on Num. Meth. in Geomech., Innsbruck, pp.1473-1480.
10. Barton, N. and S. Bandis, 1990, "Review of predictive capabilities of JRC-JCS model in engineering practice," Proc. of Int. Symp. on Rock Joints, Loen, Norway, pp.603-610.
11. Barton, N., S. Bandis and K. Bakhtar, 1985, "Strength, deformation and conductivity coupling of rock joints," Int. Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences, Vol.22, pp.121-140.
12. 이상돈, 1996, "절리형상의 정량적 측정을 통한 각종 거칠기 파라미터의 비교분석 및 전단거동 해석," 공학박사 학위논문, 서울대학교.

(접수일자 2001. 5. 2)