

거친 절리면의 전단거동 해석을 위한 탄소성 구성법칙

이연규¹⁾ · 이정인²⁾

An Elasto-Plastic Constitutive Law for Modeling the Shear Behaviour of Rough Rock Joints

Youn-Kyou Lee and Chung-In Lee

ABSTRACT This paper presents a new constitutive model for numerical modeling the shear behaviour of rough rock joints. The model incorporates the dilatancy of joints on the basis of elasto-plastic theory. Barton's empirical shear strength formula are adopted in the formulation process. The mobilized JRC concept is evoked to address the shear strength hardening and softening phenomena. The mobilized JRC in the pre- and post-peak range is approximated by assuming that the variation of JRC is a function of tangential plastic work. Discrete finite joint element is used to implement the proposed constitutive model. The model is validated by the numerical direct shear test on a single joint which is subjected to different boundary conditions. The test results are in good agreement with the experimental observations reported by other authors. The numerical tests also exhibit that the proposed model can simulate the salient features envisaged in the behaviour of rough rock joints.

Key words : joint, roughness, shear strength, elasto-plastic analysis, FEM

초 록 거친 절리면의 수직팽창 특성이 전단거동에 미치는 영향을 고려할 수 있는 새로운 전단거동 구성법칙을 탄소성 이론에 근거하여 제시하였다. 공식화 과정에서는 항복함수 및 소성포텐셜 함수로 Barton의 경험적 강도식들이 이용되었다. 전단강도의 경화 및 연화현상을 반영시키기 위해 mobilized JRC 개념이 적용되었다. 최대전단강도 이전과 이후의 JRC 변화는 절리면 전단방향 소성일의 함수로 표현할 수 있다고 가정하였다. 제안된 구성모델을 개별체 절리 유한요소 에 적용하여 실행시켰다. 경계조건을 달리한 수치 직접전단시험을 통하여 제안된 모델을 검증하였다. 해석결과는 여러 문헌에 보고된 실험결과들과 잘 일치하였다. 또한 제안된 모델은 거친 절리면의 전단시험에서 특징적으로 나타나는 현상들을 잘 모사할 수 있음을 보였다.

핵심어 : 절리, 거칠기, 전단강도, 탄소성해석, 유한요소법

1. 서 론

암반에 포함된 불연속면들은 암반구조물의 역학적 안정성에 결정적인 영향을 미칠 수 있다. 이러한 현상은 특히 대상 암반이 경암이거나 낮은 응력조건하에 있을 때 더욱 문제가 될 수 있다. 자연 절리면은 여러가지 지질학적 원인에 의하여 형성되며 그 과정에서 정도의 차이는 있지만 절리면의 거칠기를 수반한다. 거친 절리면의 대표적인 특성은 전단변형 발생시 절리면에 수직 한 방향으로 발생하는 수직변형으로서 절리의 위치 즉, 경계조건에 따라 절리면 전단거동 특성에 지대한 영향을 미친다. 암반사면의 경우 절리면을 따라 미끄러지는

암반 블록은 절리면에 수직 한 방향으로 자유롭게 수직 변형이 허용되며, 미끄러짐이 발생하는 동안 절리면에 작용하는 수직응력은 일정하게 유지된다. 반면에 터널 주변에 형성된 암반블록이 터널내부로 움직이는 경우 주변암반의 강성에 따라 차이는 있지만 절리면에 수직 한 방향으로의 변형은 구속을 받게 된다. 미끄러짐이 일어나는 동안 수직응력은 일정하지 않으며 증가하는 경향을 보이게 된다. 이것은 다시 전단저항의 증가로 나타난다. 이러한 상황은 절리면 주변암반을 일정 강성

- 1) 서울대학교 공과대학 부설 에너지·자원 신기술연구소 특별연구원
- 2) 서울대학교 공과대학 지구환경시스템공학부 교수

을 갖는 스프링으로 가정한 실내 직접전단으로 모사될 수 있다. 스프링의 강성이 0인 경우는 다시 일정수직응력 조건이 되며, 강성이 무한대인 경우는 수직변위가 완전히 구속된 일정수직변위 조건이 된다. 실제 현장 조건은 이 두 조건 사이에 있다고 가정할 수 있다.

따라서 절리면 거동을 해석하기 위한 구성모델(constitutive model)이 현실성을 갖기 위해서는 절리면 거칠기 특성이 효과적으로 반영되어야 한다. 잘 알려진 Patton(1966), Ladanyi & Archambault(1970), Barton 모델(Barton & Choubey, 1977)과 같은 절리면의 강도모델은 거칠기의 특성을 반영하고 있으나 최대 전단강도 이전이나 이후의 강도 경화 및 연화 특성을 설명하지는 못한다. Goodman(1976)은 전단변위-전단응력, 전단변위-수직변위 곡선을 개별적으로 정의하여 반복적인 수치해석 기법에 의해 절리면의 전단거동을 해석하였지만 두 곡선은 서로 독립적인 것이 아니며 거칠기 때문에 나타나는 하나의 메카니즘이란 측면에서 그의 모델은 이론적 배경이 부족하다. Ghaboussi *et al.* (1973)와 Xiurun(1981)의 연구는 거친 절리면의 수직팽창 특성이 탄소성 이론에 기초하여 모델링 될 수 있다는 이론적 가능성을 제시하였으나 실질적인 모델링 결과는 제시하지 못했다. Plesha(1987)는 전단변형에 따른 거칠기의 변화와 수직팽창 현상을 유기적으로 설명할 수 있는 탄소성 절리거동 모델을 제안함으로써 개별 절리의 거동해석에 큰 진전을 가져왔다. Barton의 경험적 전단강도 모델에도 최대전단강도 이전과 이후의 거칠기 변화특성을 반영하기 위해 JRC_m (mobilized JRC, Barton *et al.*, 1985) 개념이 도입됨으로써 이 경험식이 수치해석에 보다 쉽게 반영될 수 있게 되었다.

이 연구에서는 거친 절리면의 전단거동에서 나타나는 대표적 특성인 수직팽창 현상이 전단거동에 미치는 영향을 효과적으로 수치해석에 반영시키기 위하여 탄소성 이론에 기초한 새로운 절리면 전단거동 구성법칙을 제안하였다. 공식화 과정에서는 오늘날 가장 널리 적용되고 있는 Barton의 경험적 전단강도 관련식들이 항복함수 및 소성 포텐셜함수로 이용되었다. 최대전단강도 이전과 이후의 강도 경화 및 연화특성은 절리면 거칠기의 변화에 기인된다는 가정하에 Barton *et al.* (1985)의 무차원 전단강도-전단변위 곡선의 형태에 착안하여 절리면의 거칠기가 소성일의 함수로 표현되는 새로운 거칠기 변화법칙을 제시하였다. 구성법칙을 개별체 절리 유한요소 적용하여 실행시켰으며 여러 경

계조건하에서 수치 직접전단시험을 실시하여 제안된 모델의 신뢰성을 검증하였다.

2. 절리의 탄소성 구성법칙

2.1 기본 가정

암석 절리면에 대한 직접전단시험에서 얻어지는 전단변위-전단응력 곡선에서는 초기의 탄성거동과 그 이후부터 최대강도 지점까지 나타나는 강도경화 그리고 최대강도 이후부터 잔류강도에 이르기까지 구간에서 나타나는 강도연화 현상이 뚜렷히 관찰된다. 이러한 현상은 절리면의 거동이 탄소성 이론에 근거하여 해석될 수 있음을 보여준다. 탄소성 이론의 기본적인 가정을 채택할 경우 절리면에서 발생하는 상대변형증분($d\tilde{\epsilon}_s$)은 탄성 변형증분($d\tilde{\epsilon}_s^e$)과 소성 변형증분($d\tilde{\epsilon}_s^p$)의 합으로 다음과 같이 표시할 수 있다.

$$d\tilde{\epsilon}_s = d\tilde{\epsilon}_s^e + d\tilde{\epsilon}_s^p \quad (1)$$

응력증분($d\sigma$)은 탄성 상대변위증분으로부터 다음과 같이 계산된다.

$$d\sigma = D^e d\tilde{\epsilon}_s^e \quad (2)$$

(2)식의 D^e 는 절리면의 전단강성(k_s)과 수직강성(k_n)을 이용하여 다음과 같이 표현된다.

$$D^e = \begin{bmatrix} k_s & 0 \\ 0 & k_n \end{bmatrix} \quad (3)$$

소성 상대변위증분은 다음과 같은 유동법칙에 의해 계산된다.

$$d\tilde{\epsilon}_s^p = \begin{cases} 0 & \text{if } F(\sigma, W_i^p) < 0 \text{ or } dF < 0 \\ d\lambda \frac{\partial Q}{\partial \sigma} & \text{if } F(\sigma, W_i^p) = 0 \text{ and } dF = 0 \end{cases} \quad (4)$$

(4)식에서 F 는 절리면에서 소성거동 여부를 판단하는 기준함수로서 일반적으로 항복함수로 지칭된다. 이 연구에서 항복함수는 응력과 절리면의 전단방향 소성일(W_i^p)의 함수로 가정하였다. 수직방향의 소성일을 고려할 때 보다 일반적인 공식화가 가능하지만 그 양은 전단방향 소성일에 비하여 매우 적기 때문에 앞의 가정은 타당성이 있으며, 공식화 과정이 단순화되는 장점도 있다. Plesha(1987), Cuisiat *et al.*(1990)도 동일한 가

정을 채택하였다. Q 는 소성포텐셜 함수로서 소성변형이 발생하는 방향을 결정하는 함수이다. $d\lambda$ 는 소성 변형 증분의 크기를 나타내는 것으로 양의 값을 갖는다. (4)식에서 Q 와 F 가 다른 형태의 함수인 경우를 비연상유동법칙(non-associated flow rule)이라 하며 두 함수가 동일한 경우를 연상유동법칙(associated flow rule)이라 한다. 연상유동법칙을 절리면의 거동에 적용할 경우 실제 실험결과와 다른 과도한 수직변위가 발생하므로 주의가 요구된다. 예를 들어 이연규와 이정인(1997)은 연상유동법칙을 적용하면 거칠기가 없는 평면 절리면의 경우에도 절리면의 기본마찰각에 해당하는 수직팽창각을 갖는 실제 현상과 모순된 수직변위가 발생되는 것을 보였다.

2.2 항복함수

소성이론에 근거하여 절리면의 거동을 해석하기 위해서는 소성거동 여부를 판단하는 기준식이 필요하다. 이 역할을 하는 것이 항복함수이며 종래에는 수식의 간편성 때문에 Mohr-Coulomb 식 형태의 항복함수가 자주 이용되었다. 그러나 Mohr-Coulomb 식에서 강도정수로 정의된 점착력과 마찰각은 많은 절리면 직접전단시험 결과들이 보여주듯이 수직응력의 크기에 따라 변화하는 값으로 이 값들을 상수로 하여 설계에 적용하는 것은 많은 위험부담이 따른다. Barton & Choubey(1977)는 수많은 자연 절리면과 인공 절리면에 대한 직접전단시험 결과를 바탕으로 절리면의 최대전단강도(τ)와 수직응력(σ)의 관계를 다음과 같은 비선형 경험식으로 제안하였다.

$$|\tau| = -\sigma \tan \left(JRC \log_{10} \left(\frac{JCS}{-\sigma} \right) + \phi_r \right) \quad (5)$$

여기서 JRC 는 절리면의 거칠기를 나타내는 지수, JCS 는 절리면의 압축강도, 그리고 ϕ_r 는 절리면의 잔류 마찰각이다. 이 연구에서는 압축응력의 부호를 음으로 하는 규칙을 사용하였다. Fig. 1은 $\phi_r = 30^\circ$ 를 가정하고 JRC 가 0, 5, 10, 15 경우에 대해 (5)식을 JCS 로 정규화 하여 $0.01 \leq -\sigma/JCS \leq 1$ 범위에서 도시한 것이다. JRC 가 증가함에 따라 함수의 비선형성이 커짐을 보여준다.

본래의 Barton 경험식은 최대전단강도를 바탕으로 얻어진 것으로 탄소성 해석의 항복함수로 이용되는 데는 문제가 있었다. 전단변위-전단응력 곡선은 최대전단

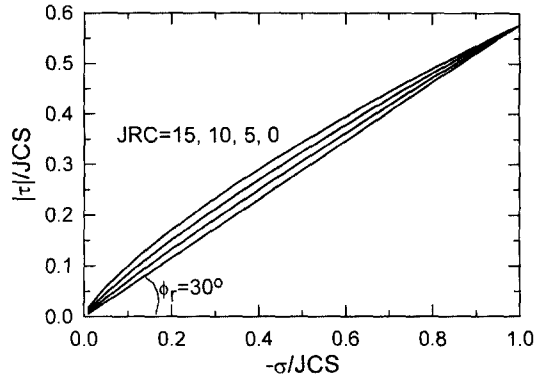


Fig. 1. Normalized plot of Barton and Choubey's shear strength criterion.

강도 이전에 이미 항복 즉, 영구변형이 발생하고 최대전단강도 이후에도 어느 정도의 전단저항을 유지하고 있음을 보여준다. 따라서 (5)식은 최대강도 이전이나 이후의 소성거동을 판단하는 기준으로 이용하기에는 적합하지 못했다. 이러한 제약을 극복하기 위하여 Barton et al.(1985)는 Fig. 2와 같은 JRC_m 개념을 도입하였다. Fig. 2의 무차원 전단강도-전단변위 모델의 의미는 다음과 같다: (i) 절리면의 미끄러짐 시작과 동시에 전단변위와 비례하는 마찰저항이 발생한다; (ii) 절리면의 수직팽창은 $JRC_m = 0$ 인 시점부터 시작된다; (iii) $JRC_m / JRC_p = 1$ 시점에서 최대전단강도가 발휘된다; (iv) 정점

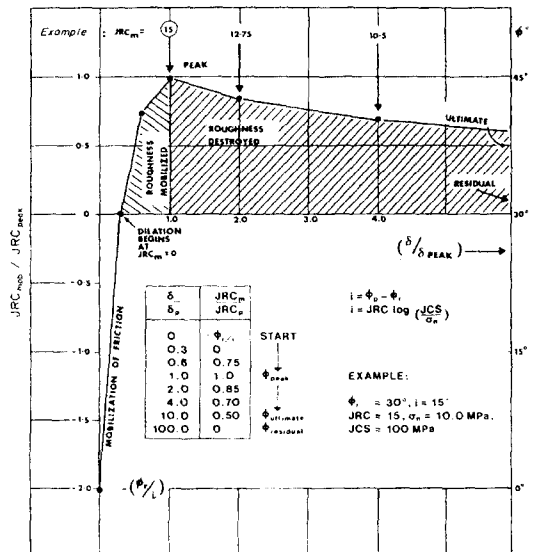


Fig. 2. Dimensionless model of shear behaviour of joints (after Barton et al. 1985).

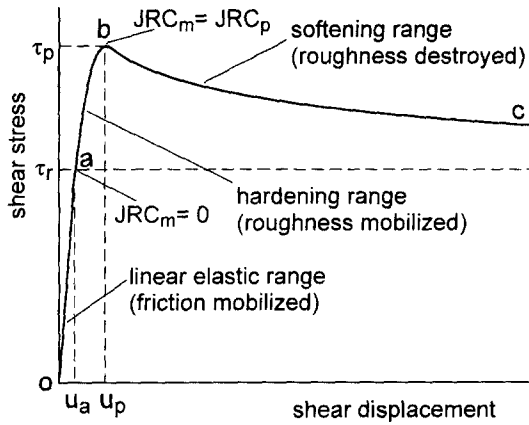


Fig. 3. Elasto-plastic shear stress-shear displacement model.

전단변위 이후부터 JRC_m 는 감소하고 이에 따라 수직팽창각도 점차 감소한다; (v) 전단변위가 충분히 커졌을 때 JRC_m 는 0이 되고 전단강도도 잔류전단강도에 도달한다. JRC_m 개념의 도입에 의해 (5)식은 임의의 전단변위 조건에 적용될 수 있는 다음과 같은 형태의 항복함수로 변환될 수 있다.

$$F = |\tau| + \sigma \tan \left(JRC_m \log_{10} \left(\frac{JCS}{-\sigma} \right) + \phi \right) = 0 \quad (6)$$

JRC_m 이 발휘되기 이전의 거동이 탄성적이라고 가정하면 (6)식은 전단강도의 소성경화 및 소성연화 구간에서 항복함수로 이용될 수 있는 형태를 갖추었다고 할 수 있다. Lü & Brown(1988)은 이러한 JRC_m 개념에 근거하여 Fig. 3과 같은 탄소성 전단응력-전단변위 모델을 제시하였으며 이 연구에서도 동일한 모델을 채택하였다. o-a 구간에서는 선형 탄성거동을 하며, a-b 구간에서는 소성경화 그리고 b 이후의 구간에서는 소성연화 거동을 가정하였다. 절리면의 수직팽창은 a 지점부터 시작된다.

2.3 소성포텐셜 함수

소성변형의 방향을 정의하기 위해 필요한 포텐셜 함수는 Lü & Brown(1988)의 연구에서와 같이 다음식의 형태로 표시할 수 있다.

$$Q = |\tau| + f(\sigma) = \text{const.} \quad (7)$$

탄성거동에서는 수직팽창이 발생하지 않는다고 가정할 수 있으므로 함수 Q는 절리면의 수직팽창각(d)과 다

음과 같은 관계가 있다.

$$\tan(d) = \frac{dv^p}{du^p} = \frac{\partial Q / \partial \sigma}{\partial Q / \partial |\tau|} = \frac{\partial f}{\partial \sigma} \quad (8)$$

(8)식에서 du^p 와 dv^p 는 각각 소성 전단변위증분과 소성 수직변위증분을 나타낸다.

Barton & Choubey(1977)는 수많은 인공 절리 및 자연 절리면 시험결과를 바탕으로 다음과 같은 최대수직팽창각(d_p) 추정식을 제안하였다.

$$d_p = \frac{JRC_p}{M} \log_{10} \left(\frac{JCS}{-\sigma} \right) \quad (9)$$

(9)식에서 M은 전단변형에 의한 절리면 거칠기의 손상 정도를 나타내는 지수이며 수직응력이 커져 거칠기의 손상이 심한 경우에는 M=2를 그리고 낮은 수직응력 조건에서는 M=1을 제안하였고 일반적으로 2로 가정하는 경우가 많다(Barton *et al.*, 1985, Barton & Bandis, 1990). M=2로 가정한 경우 JRC_m 개념을 도입하여 d_m (mobilized dilation angle)은 다음식으로 표시할 수 있다.

$$d_m = 0.5 JRC_m \log_{10} \left(\frac{JCS}{-\sigma} \right) \quad (10)$$

따라서 (7), (8), (10)식으로 부터 다음과 같은 소성 포텐셜함수를 얻을 수 있다.

$$Q_1 = |\tau| + \int_0^\sigma \tan \left(0.5 JRC_m \log_{10} \left(\frac{JCS}{-\sigma} \right) \right) d\sigma = \text{const.} \quad (11)$$

Pande & Xiong(1982)는 Barton & Choubey(1977)의 실험자료를 분석하여 또다른 형태의 포텐셜함수를 제안하였으며 이 함수에 JRC_m 를 적용하면 다음과 같다.

$$Q_2 = |\tau| + \frac{\sigma \tan(A)}{B} - \frac{\pi \cdot JRC_m}{180 \log_e 10} \frac{\sigma^2}{JCS} = \text{const.} \quad (12)$$

여기서 $A = JRC_m \log_{10} (-JCS/\sigma)$, $B = 1 - \tan(A) \tan(\phi)$ 이다.

Q_1 함수는 적분항을 포함하고 있는 복잡한 형태인 것처럼 보이나 해석에서 필요한 것은 $\partial Q_1 / \partial |\tau|$, $\partial Q_1 / \partial \sigma$ 이므로 실제로 적분이 수행되지는 않는다. Q_1 함수의 형태를 도식하는 경우 적분이 필요하지만 이 경우도 수치적분을 이용하면 손쉽게 그 형태를 파악할 수 있다. Fig. 4는 몇가지 JRC_p (peak JRC) 값에 대해 두

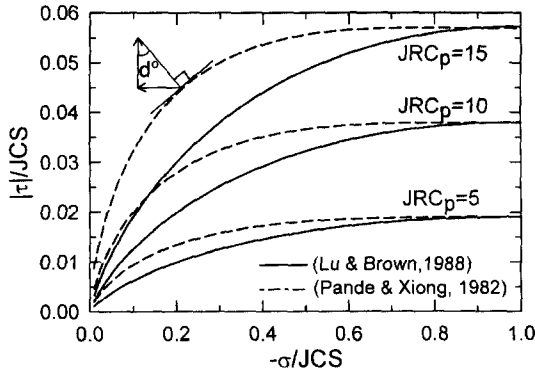


Fig. 4. Normalized plot of plastic potential functions.

포텐셜함수 Q_1 , Q_2 를 대비하여 도시한 것이다. 해당 응력조건에서 곡선의 기울기가 수직 팽창각의 탄젠트 값을 나타낸다. Fig. 5는 수직응력의 변화에 따라 두 포텐셜 함수에 해당하는 수직팽창각의 변화를 보여준다.

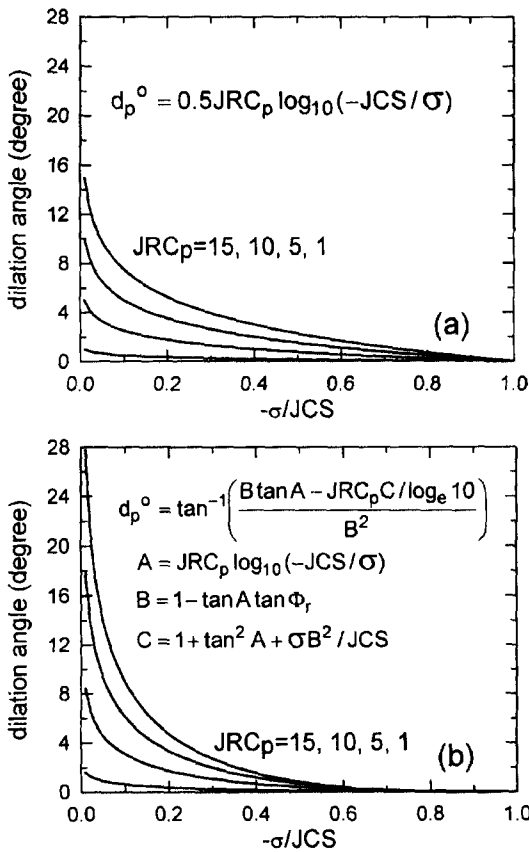


Fig. 5. Variation of dilation angle with changing normal stress (a) Potential function, Q_1 , (b) Potential function, Q_2 .

Fig. 4와 Fig. 5에서 보여주듯이 절리면의 거칠기가 클수록 그리고 수직응력이 낮을수록 수직팽창각이 커지는 경향을 보여준다. Q_1 함수를 적용할 경우 낮은 수직응력에서는 Q_2 함수에 비하여 낮은 수직팽창각을 계산하고 $-\sigma/JCS$ 가 약 0.1 이상인 높은 수직응력하에서는 Q_2 함수의 경우에 비해 높은 수직팽창각을 계산함을 알 수 있다. 이 연구에서는 예제를 통하여 두 포텐셜 함수가 해석 결과에 미치는 영향을 살펴보았다.

2.4 소성 경화 및 연화법칙

단일 절리면의 직접전단시험에서 나타나는 전단강도의 경화 및 연화특성은 소성변형에 따른 절리면 거칠기의 변화에서 기인한다고 할 수 있다. JRC를 변화시켜 전단강도의 경화 및 연화거동을 설명하려는 시도는 JRC_m 개념이 도입되기 이전부터 이미 시작되었다. Pande & Xiong(1982)는 최대전단강도 이후의 강도연화 현상을 JRC 값을 잔류전단강도까지 선형적으로 변화시킴으로써 설명하였다. Pande(1985)는 'Bounding surface' 개념(Dafalias & Herrman, 1982)을 이용한 절리거동의 탄소성 해석에서 정점전단변위 이전 JRC의 변화를 지수함수 형태로 가정하였다. Pande의 모델은 비록 단일 절리면해석 모델이 아닌 다층절리 해석모델(Zienkiewicz & Pande, 1977)에 적용되었고 강도연화 특성을 반영하지 않았지만 최대전단강도 이후 강도연화 현상을 보이지 않는 실험결과는 비교적 정확히 모델링할 수 있었다. JRC_m 개념이 제시된 이후 Cuisiat(1992)는 Barton *et al.*의 무차원 전단변위-전단강도 곡선(Fig. 2의 곡선)의 경화부분과 연화부분을 각각의 곡선으로 근사시켜 단일절리면 거동의 탄소성해석에 이용하였다. 그러나 Barton *et al.*(1985)이 언급하였듯이 무차원 전단강도 곡선의 기본형태는 JRC_p , JCS, ϕ , 그리고 수직응력의 크기에 따라 달라질 수 있기 때문에 Cuisiat가 근사시킨 곡선은 JRC_m 의 변화를 일반화시킨 것이라고 볼 수는 없다. 또한 근사시킨 곡선을 해석에 이용하기 위해서는 정점전단변위의 추정이 선행되어야만 한다. Barton *et al.*(1985)이 정점전단변위의 경험적 추정식을 제안하였지만 이 경험식의 상관성은 높지 않은 것으로 알려져 있다(Barton & Bandis, 1990).

이 연구에서는 이러한 이전 연구들의 단점을 극복하기 위하여 Barton *et al.*의 무차원 전단강도-전단변위 모델에 기초하여 새로운 절리면 거칠기의 변화 법칙을 제안하였다. 무차원 전단강도-전단변위 모델은 탄소성

해석에서 나타나는 전형적인 강도경화 및 연화 형태를 보여준다. 이 모델이 비록 전단변위에 따른 JRC의 변화를 나타내지만 전단강도의 경화 및 연화는 결국 JRC_m의 경화 및 연화에 의한 결과이므로 JRC_m의 경화 및 연화 법칙을 적절하게 정의함으로써 절리면 전단강도의 경화 및 연화특성을 모델링할 수 있다. Fig. 2의 무차원 곡선에서 볼 수 있듯이 JRC_m가 발휘되기 시작한 시점에서부터 정점까지는 점차 곡선의 기울기가 감소하는 특징을 보이며 정점 이후 부터는 음의 기울기를 가지며 지수함수적으로 감소하는 형태를 나타낸다. Fig. 2의 JRC_m 변화곡선의 이러한 형태에 착안하여 JRC가 소성 전단일, $W_i^p = \int \tau du^p$ 의 함수로 다음과 같이 표시되는 JRC 경화 및 연화법칙을 가정하였다.

$$JRC_m = JRC_p \left[1 - \exp \left(-\frac{RMC}{JRC_p} W_i^p \right) \right], W_i^p \leq W_{i, peak}^p \quad (13)$$

$$JRC_m = JRC_p \exp \left[-\frac{RDC}{JRC_p} (W_i^p - W_{i, peak}^p) \right], W_i^p > W_{i, peak}^p \quad (14)$$

(13)식, (14)식에서는 새로운 상수 RMC(roughness mobilization coefficient)와 RDC(roughness degradation coefficient)가 도입되었고 이들은 최대전단강도 이전과 이후에서 JRC_m의 증가와 감소 특성을 결정하는 암석절리면의 마모와 관련된 역학적 상수로 가정하였다. RMC와 RDC는 (길이)(각도)/(힘)의 단위를 갖으며 이 두 상수들이 클수록 최대전단강도 이전에는 거칠기의 발휘가 빠르며 이후에는 쉽게 절리면의 거칠기 저하가 발생하게 된다. $W_{i, peak}^p$ 는 최대전단강도에 이르기까지 즉, JRC_p가 발휘되는 시점까지 필요한 소성일을 나타낸다. 최대전단강도 이전의 JRC_m 변화는 (13)식과 같은 지수 함수 형태의 법칙을 가정하였다. 최대전단강도 이후의 변화는 최대전단강도 이후부터 가해진 소성일에 의해 지배되는 것으로 가정하여 (14)식과 같은 형태를 적용하였다. (13)식의 JRC_m이 정확히 JRC_p와 일치하기 위해서는 무한대의 소성일이 필요하지만 식에 포함된 지수함수 항의 특성상 유한한 값에서 충분히 JRC_p와 가까워진다. 따라서 JRC_m이 JRC_p에 충분히 가까워졌을 때를 암석절리면이 최대전단강도를 발휘하는 시점으로 가정하면 (13)식, (14)식에 의해 Barton

*et al.*의 무차원 전단강도 곡선을 이 연구에서와 같은 탄소성 이론에 접목시킬 수 있다. 이 논문에서는 JRC_m 값이 JRC_p의 99%에 도달했을 때를 최대전단강도 발휘 시점으로 가정하였다. 1%의 오차는 실제 설계에 적용하는데 있어 무시할 수 있을 정도라고 판단할 수 있다. 이 가정하에서 $W_{i, peak}^p = 2 JRC_p \log_{10} / RMC$ 로 계산된다. (13)식과 (14)식의 근거와 내포되어 있는 특징을 몇가지 항목으로 나누어 더 자세히 설명하면 다음과 같다.

첫째, RMC와 RDC는 전단변형에 대한 절리면의 거칠기의 마모 내지는 파쇄 특성과 관련된 절리면 암석의 역학적 성질로 생각할 수 있다. 이러한 가정은 현재 관련 실험자료가 없는 상태에서 논의의 여지가 충분히 있을 수 있으며 다만 간접적으로 가정의 타당성을 유추해 볼 수는 있다. Patton(1966)의 연구처럼 주어진 대상 시료의 크기와 수직응력 조건에서 암석절리면의 거칠기를 1차 거칠기(first order irregularities)와 2차 거칠기(second order irregularities)로 나누어 생각할 때 최대전단강도 이전의 소성일은 1차 거칠기면에 존재하는 적은 규모의 거칠기인 2차 거칠기의 마모 내지는 파쇄에 관련된다는 가정이 가능하다. 소성일이 커짐에 따라 2차 거칠기가 점차 저하되며 2차 거칠기의 저하가 충분히 발생한 후에 비로소 보다 큰 규모의 1차 거칠기의 영향으로 최대 전단강도에 도달한다고 유추할 수 있다. 최대전단강도 값으로부터 역산할 수 있는 JRC_p는 결국 1차 거칠기에 의해 발휘되는 것이라는 가정이 가능하며 최대전단강도 이후의 소성거동은 1차 거칠기의 감소와 관련된 현상이라 생각해 볼 수 있다. 따라서 RMC는 2차 거칠기의 마모저항과 관련된 상수로 생각할 수 있으며 RDC는 1차 거칠기의 마모저항 특성과 관련된 것으로 추측할 수 있다. 동일한 소성일에 대하여 2차 거칠기 저하는 1차 거칠기에 비하여 매우 빠르게 진행된다는 것을 예상할 수 있으며 이것은 다시 RMC가 RDC에 비하여 매우 커야 한다는 것을 의미한다. 또한 JRC_p와 수직응력이 동일하고 절리면 암석의 강도가 다른 경우를 가정하면 강도가 큰 취성 암석일수록 전단응력이 급격히 증가하고 또한 정점 이후 급격히 감소하는 현상이 직접전단시험에서 일반적으로 나타나는데 이러한 현상도 이러한 가정을 뒷받침한다.

둘째, JRC_m의 증가와 감소 형태를 결정하는 것은 RMC/JRC_p와 RDC/JRC_p이며 이들 값이 클수록 최대전단강도 이전에서는 JRC_m의 증가가 더 빠르고 최대전단강도 이후에는 저하가 더 급격해진다. RMC가

같다면 최대전단강도 이전에서 같은 소성일의 양에 대해 JRC_p 가 작을수록 JRC_m/JRC_p 의 증가율이 크게 예상된다. 또한 RDC가 같다면 최대전단강도 이후 동일한 양의 소성일에 대하여 JRC_p 가 작을수록 거절기의 빠른 저하가 발생하여 JRC_m/JRC_p 의 감소율이 크다는 것을 직관적으로 알 수 있다. Cundall & Hart의 연속항복모델(ITASCA, 1993)을 이용한 절리면 거동모델에서도 유사한 개념이 적용되었다.

셋째, 소성일 경화와 연화개념이 적용되었다. 소성변형 경화와 연화개념을 고려할 수도 있지만 소성일을 바탕으로 할 때 물리적 의미가 더욱 뚜렷해 진다고 볼 수 있다. 거친 절리면의 소성거동에 관한 최근의 연구들도 소성일 개념을 적용하는 경우가 많다(Plesha, 1987; Jing, 1990). JRC_m 의 변화는 전단방향의 소성일에만 영향을 받는 것으로 가정하였다. 수직방향의 소성일을 고려함으로써 좀 더 일반적인 공식화가 가능하지만 수직방향의 소성변형은 전단방향에 소성변형에 비하여 매우 적다고 생각할 수 있으므로 이러한 가정이 해석결과에 큰 영향을 미치지 않는다고 할 수 있다(Plesha, 1987). 또한 전단방향 소성일만을 고려하는 경우 공식화 과정이 간단해지는 이점도 얻을 수 있다.

넷째, 수직응력의 크기가 JRC_m 의 변화에 미치는 영향이 간접적으로 고려되었다. 암석 절리면의 직접전단 시험시 수직응력이 클수록 절리면의 전단변형을 일으키는 데에는 더 큰 전단응력이 필요하고 전단응력 곡선의 비선형성은 감소하는 경향을 보이며 정점 이후에는 더 급속한 거절기의 저하 즉 전단응력의 감소가 발생한다. 이 논문에서 제안한 JRC_m 변화 모델은 이러한 암석절리면의 거동특성을 반영하고 있다. 다른 조건이 동일하다면 수직응력이 클수록 최대전단강도 이전 영역에서는 동일한 소성변형량에 대응되는 소성일이 크기 때문에 JRC_m 의 증가율이 커진다. 즉, 전단강도 곡선의 비선형성은 작아지게 된다. 그리고 최대전단강도 이후 영역에서도 수직응력이 클수록 역시 같은 이유로 더 급속한 JRC_m 의 감소를 보이게 된다.

2.5 탄소성 응력-변위 행렬

절리면의 탄소성 해석에서 응력증분($d\sigma$)와 절리면의 상대변형증분($d\tilde{\epsilon}$)의 관계는 탄소성 응력-변위 행렬(D^{ep})을 이용하여 다음식과 같이 표현된다.

$$d\sigma = D^{ep} d\tilde{\epsilon} \quad (15)$$

$$D^{ep} = D^e - D^p \quad (16)$$

(16)식에서 D^e 는 (3)식으로 표시되는 탄성행렬이고 D^p 는 소성행렬을 나타낸다. 절리면에서 소성변형이 발생하는 동안 응력상태는 항상 항복곡면상에 위치하여야 한다는 다음 조건,

$$\left(\frac{\partial F}{\partial \sigma} \right)^T d\sigma + \frac{\partial F}{\partial W_i^p} dW_i^p = 0 \quad (17)$$

그리고 (1), (2), (4)식을 이용하면 D^p 는 다음과 같이 유도된다.

$$D^p = \frac{D^e \left(\frac{\partial Q}{\partial \sigma} \right) \left(\frac{\partial F}{\partial \sigma} \right)^T D^e}{\left(\frac{\partial F}{\partial \sigma} \right)^T D^e \left(\frac{\partial Q}{\partial \sigma} \right) - H} \quad (18)$$

(18)식에서 H는 경화 혹은 연화와 관련된 지수로 다음식으로 표현된다.

$$H = \tau \frac{\partial F}{\partial W_i^p} \frac{\partial Q}{\partial \tau} \quad (19)$$

(18)식의 특성상 비연상 소성유동법칙을 적용할 경우 유한요소법에서 구성되는 전체모델의 강성행렬은 비대칭이 되게 된다. 따라서 컴퓨터 기억장소의 소모가 크고 많은 계산시간을 요한다는 불리한 점이 수반되게 되지만 거절기를 갖는 절리면의 해석에서 현실적인 결과를 얻기 위해서는 비연상 유동법칙의 선택이 불가피하다. 유한요소법에서 나타나는 대부분의 강성행렬은 대각항을 중심으로 0이 아닌 값들이 물려있는 sparse system이며 이러한 특성을 적절히 이용한 효과적인 해법들(Golub & Van Loan, 1996)을 이용할 경우 비연상 유동법칙을 적용하는 경우라도 계산시간을 많이 줄일 수 있다. 한편 Pande & Pietruszczak(1986)에 의해 비연상 유동법칙을 적용하는 경우라도 D^{ep} 행렬을 대칭으로 유지시키는 방법이 제안되기도 하였다.

3. 유한요소 해석

3.1 개별체 절리 유한요소

2절에서 제안된 탄소성 구성법칙을 개별체 절리 유한요소에 적용하여 실행시켰다. 이 연구에서는 이연규와 이정인(1997)에 의해 개발된 등매개변수 개별체 절리요소를 이용하였다. Fig. 6은 이용된 6개의 절점을

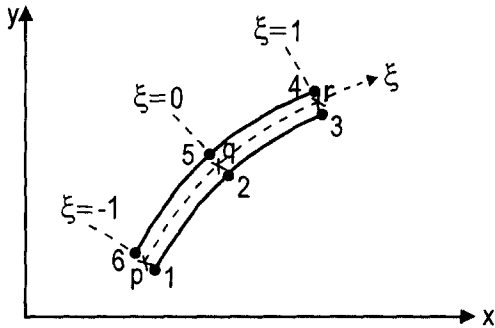


Fig. 6. Isoparametric 6-node discrete joint element.

갖는 절리 요소를 보여주며 상부면과 하부면의 마주보는 절점은 동일한 좌표값을 갖는 두께가 0인 요소이다. 특정 유한요소의 특성은 요소의 강성행렬 ($[k]$)로 나타나며 강성행렬이 정의되면 탄소성 해석과 같은 비선형 해석에서 절점 외력증분(Δr_i)과 절점 변위증분(Δd)의 증분관계식은 다음과 같이 표현된다.

$$\Delta r_i = [k] \Delta d \quad (20)$$

이연구와 이정인은 가상일의 원리를 적용하여 Fig. 6에 나타낸 절리요소의 강성행렬을 다음과 같이 유도하였다.

$$[k] = \int_{-1}^{+1} A^T B^T T^T D T B A h d\xi \quad (21)$$

(21)식에서 A는 전체 좌표계에서 절점변위로부터 절리면의 상대변위를 계산하는 행렬, B는 절점의 상대변위로부터 요소내 임의 지점의 상대변위를 내삽하는 행렬, T는 전체좌표계에서 정의된 변위를 절리면좌표계로 변환시키는데 필요한 행렬 및 변수, 그리고 D는 (16)식으로 정의되는 행렬이다. D 행렬은 비선형 해법의 종류에 따라 탄성행렬(D^e)이나 탄소성행렬(D^p)이 된다. h는 다음과 같이 정의된다.

$$h^2 = \left(\frac{\partial x}{\partial \xi} \right)^2 + \left(\frac{\partial y}{\partial \xi} \right)^2 \quad (22)$$

3.2 비선형 해법

절리면의 거동이 소성영역에 접어들면 비선형 증분 해석기법이 사용된다. 이 연구에서는 초기강성법과 접선강성법 그리고 이 두가지 방법을 조합한 형태(Owen & Hinton, 1980) 중에서 해석 상황에 맞게 적절한 것

을 선택할 수 있도록 프로그램을 구성하였다. 초기강성법에서는 모든 해석단계에서 요소의 강성행렬이 일정하게 유지되며, 접선강성법에서는 각 해석단계의 매 반복시 강성행렬이 다시 구성된다. 세 번째 방법에서는 각 해석단계의 첫 번째 반복시에만 강성행렬이 다시 구성되게 된다. 이 연구에서는 세 번째 방법이 주로 이용되었다.

각 비선형 해석단계에서 수렴여부는 총 절점외력의 벡터 놈(vector norm)에 대한 잔류절점력의 벡터 놈의 백분율로 판단하였다. 이 연구에서는 수렴기준을 0.1%로 설정하였다. 잔류절점력의 계산과정에서 필요한 절점내력(r_i)은 절리면에 작용하는 전단 및 수직응력으로 부터 다음과 같이 계산된다.

$$r_i = \int_{-1}^{+1} A^T B^T T^T \sigma h d\xi \quad (23)$$

(23)식에서 $\sigma = (\tau, \sigma)^T$ 이다. (23)식에서 유추할 수 있듯이 이 연구에서는 절리요소의 수치적분점에서 응력 성분을 절리면 좌표계의 성분 즉 절리면에 작용하는 전단응력과 수직응력으로 계산하여 저장하는 방법을 사용하였으며 이는 절리면의 탄소성 구성법칙을 유한요소법에서 실행시키는데 많은 편리를 제공한다.

4. 모델의 검증

2절에서 설명한 탄소성 절리거동 모델의 실행에 필요한 입력자료는 절리면의 전단강성, 수직강성, JRC_m , JCS , 잔류마찰각, RMC , RDC 이다. 관련 실험자료가 없는 현 시점에서 RMC 와 RDC 는 실험을 통해 실제 절리거동 특성이 결정되면 간단한 해석모델을 이용하여 실제결과와 해석결과를 적합시키면 어렵지 않게 결

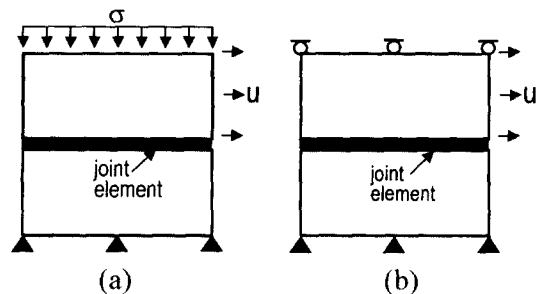


Fig. 7. Finite element models for numerical direct shear test (a) Constant normal stress condition (b) Constant normal displacement condition.

정할 수 있으며 나머지 입력자료는 직접전단시험이나 문헌자료를 통하여 쉽게 얻을 수 있다.

단일절리면에 대하여 경계조건을 달리하며 제안된 모델의 신뢰성을 검증하였다. 검증에 이용된 모델은 Fig. 7에 보인 바와 같이 일정수직응력 모델과 일정수직변위 모델이며 전단변위를 단계적으로 증가시키면서 해석을 수행하였다. 일정수직강성 모델은 Fig. 7(b)의 상부불력 상부면에 또 하나의 절리면을 가정하고 절리면의 수직강성을 적절히 변화시킴으로써 근사적으로 구현시킬 수 있다. 4.4절의 해석결과를 제외하고는 절리면의 소성포텐셜함수로 (11)식이 이용되었다.

4.1 일정수직응력 조건하의 거동

먼저 수직응력과 JRC_p 를 변화시켜 가며 제안된 모델을 이용한 해석결과를 변화를 살펴보았다. Fig. 8에

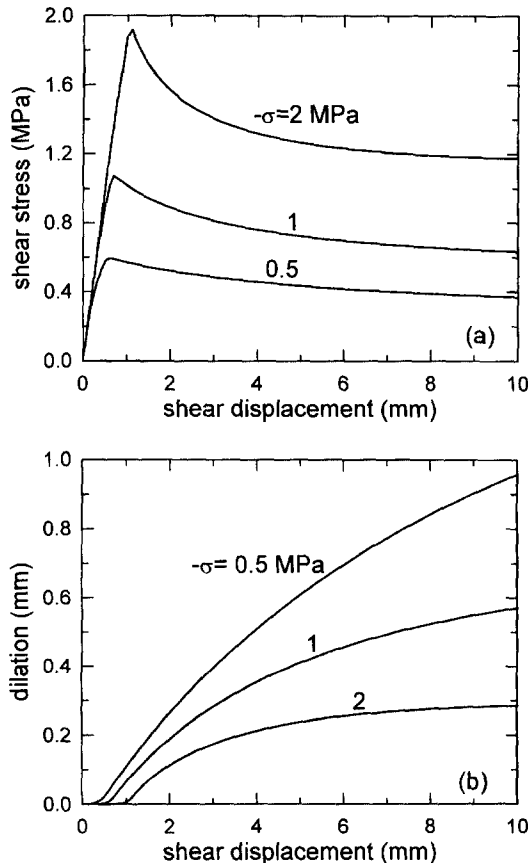


Fig. 8. Shear behaviour for different normal stresses under constant normal stress condition (a) shear stress (b) dilation.

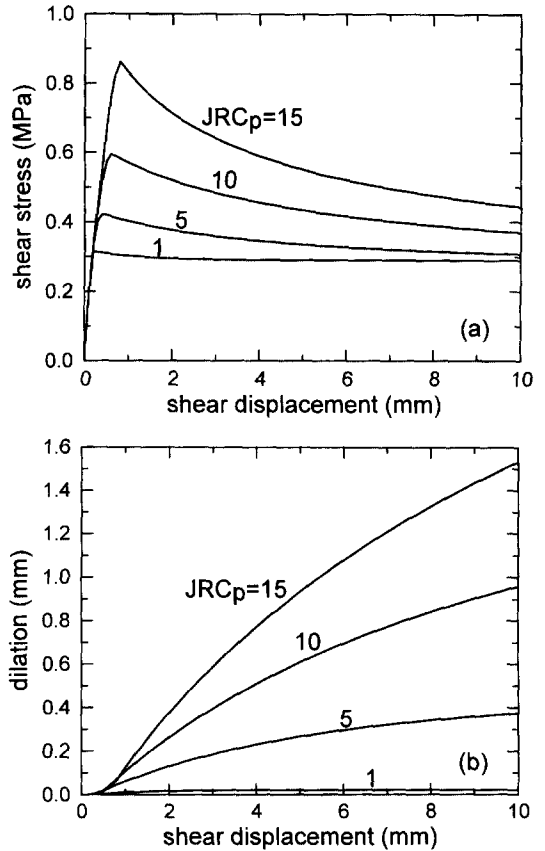


Fig. 9. Shear behaviour for different JRC_p under constant normal stress condition (a) Shear stress (b) Dilation.

Table 1. Input parameters for constant normal stress condition. (unit of k_s, k_n : MPa/m, unit of RMC, RDC : (m)(rad)/MN

k_s	k_n	ϕ_r	JRC_p	JCS	RMC	RDC
2000	4000	30°	10	50 MPa	5000	50

서는 수직응력을 변화시켰으며 Fig. 9에서는 JRC_p 를 변화시켰다. Fig. 8의 해석에 이용된 입력자료를 Table 1에 표시하였다. Fig. 9는 JRC_p 를 제외한 나머지 입력자료를 Table 1과 동일하게 하여 해석한 결과이며 수직응력은 0.5 MPa으로 고정시켰다. 예상한 바와 같이 수직응력이 적을수록 그리고 거친 절리면일수록 수직팽창량이 커지고 있다. 수직팽창각도 최대전단응력에 도달하는 시점에서 최대로 나타나고 있다. 수직응력이 클수록 최대전단강도 이후 급속한 거칠기 저하현상이 나타나며, JRC_p 가 클수록 JRC_m 이 0에 이르기까지

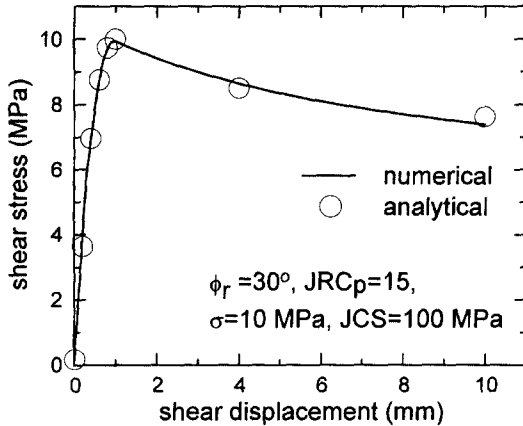


Fig. 10. Comparison between numerical result and analytical result from Barton's dimensionless JRC model.

더 많은 전단변형이 필요하다는 것을 잘 보여주고 있다.

Fig. 10은 Fig. 2의 무차원 전단강도 곡선을 이용하여 얻어진 전단변위-전단응력 곡선과 수치해석 결과를 비교하였다. 무차원 모델에서 정점전단위를 1 mm로 가정하면 특정 전단변위에서의 JRC_m 을 알 수 있고 이를 이용하여 전단응력을 계산할 수 있다. Fig. 10에서 원으로 표시한 것이 무차원 모델을 이용하여 계산한 전단응력이다. 해석적 결과에 이용된 입력자료는 Fig. 10에 표시되어 있다. 수치해석에서는 $k_s=20000$ MPa/m, $RMC=300(m)(rad)/MN$, $RDC=3(m)(rad)/MN$ 를 사용하였고 기타 자료는 무차원 모델과 동일한 입력자료를 적용하였다. Barton *et al.*의 무차원 전단변위-전단강도 모델은 경험적으로 얻어진 것이어서 이 연구와 같은 소성이론에 근거한 결과와 완전한 일치를 기대하기에는 무리가 있지만 해석결과가 보여 주듯이 두 결과는 만족할 수 있을 정도로 근사하고 있음을 보여준다.

실제 실험결과와 이 연구에서 제안된 모델의 수행결과를 비교하기 위하여 Bandis *et al.*(1981)의 직접전단 시험 결과를 이용하였다. 이들은 전단거동의 치수효과를 고찰하기 위하여 자연절리면을 본뜬 여러 크기의 인공절리면을 이용하여 수많은 전단시험을 수행하였다. 그들의 실험결과는 일정수직응력 조건하에서 수직응력 및 JRC_p 의 변화에 따른 절리면 전단거동 특성을 수치해석 결과와 비교하여 볼 수 있는 좋은 기회를 제공한다. 여기에서는 그 중 일부 실험결과를 이용하였다. 해

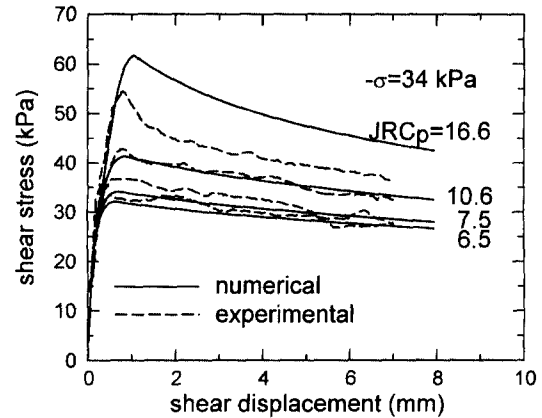


Fig. 11. Simulation results of Bandis *et al.*'s direct shear test for different JRC_p values.

석에 필요한 입력자료는 가능한 Bandis *et al.*의 논문에서 제시된 값을 적용하였고 그들의 논문에서 얻을 수 없는 자료는 적절히 추정하였다. 실험에 이용된 인공절리면의 잔류마찰각은 32° , JCS는 2 MPa 였다. 실험에서는 4가지 JRC_p 즉 16.6, 10.6, 7.5, 6.5를 갖는 시료가 이용되었다. 전단변위-전단응력 곡선의 기울기로부터 절리면의 전단강성은 200 MPa/m로 추정하였고 논문에서 언급되지 않는 수직강성은 1000 MPa/m로 가정하였다. 일정수직응력 조건에서 상부절리면은 수직방향으로 자유롭게 변형이 허용되므로 수직강성의 크기는 전단강도 특성에 영향을 미치지 않는다. Fig. 11은 수직응력이 34 kPa 이고 JRC_p 가 4가지로 변화하는 경우에 대한 결과를 보여주고 있다. 수치해석 결과들은 $JRC_p=10.6$ 인 실험곡선과 근사하도록 $RMC=40(m)(rad)/GN$, $RDC=0.4(m)(rad)/GN$ 으로 하여 계산한 것이다. $JRC_p=16.6$ 인 경우를 제외하고는 해석결과와 실험결과는 비교적 잘 일치하고 있다. $JRC_p=16.6$ 인 경우의 차이는 Bandis *et al.*의 논문에서 JRC_p 가 여러 실험결과를 역산하여 평균적으로 결정된 것인 반면에 전단변위-전단응력 곡선은 대표적인 것을 제시하였기 때문이라 판단된다. 제시된 자료를 이용하여 $JRC_p=16.6$ 인 경우 최대전단강도를 계산해 보면 수치해석 결과처럼 62.3 kPa이 얻어져야 하지만 실제 실험결과는 약 55 kPa를 나타낸다는 것이 이러한 판단의 근거가 될 수 있다. Fig. 12는 JRC_p 를 10.6으로 고정시키고 수직응력을 90 kPa, 34 kPa로 변화시키면서 해석한 결과로 나머지 입력자료는 Fig. 11과 동일하게 하였다. 해석결과는 실험결과와 매우 근사함을 보여준다.

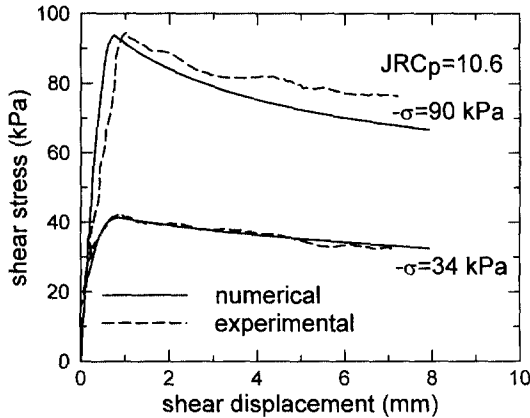


Fig. 12. Simulation results of Bandis *et al.*'s direct shear test for different normal stresses.

Table 2. Input parameters for constant normal displacement condition. (unit of k_s, k_n : MPa/m, unit of RMC, RDC : (m)(rad)/MN)

k_s	k_n	ϕ_r	JRC_p	JCS	RMC	RDC
5000	10000	30°	10	100 MPa	2000	20

4.2 일정수직변위 조건하의 거동

일정수직변위 조건하에서는 절리면 상하부 암반블럭의 강성을 충분히 크게하고 상부블럭 상부면의 수직변형을 0으로 구속하여 해석을 실시하였다. 먼저 초기 수직응력을 1, 5, 10 MPa로 변화시키면서 전단변형에 따른 전단응력 및 수직응력의 변화를 살펴보았다. 해석에 이용된 입력자료는 Table 2와 같다.

Fig. 13에 전단변위에 따른 전단강도 및 수직응력의 변화를 도시하였다. 3가지 경우 모두 미끄러짐이 시작된 이후 수직변형의 구속에 기인한 수직응력의 증가를 보여준다. 수직응력의 증가 정도는 초기 수직응력의 크기가 클수록 작게 나타난다. 이것은 초기 수직응력의 크기가 클수록 미끄러짐 발생 이후 절리면 거칠기의 파쇄가 심하기 때문이다. 즉 거칠기 저하가 클수록 수직변형의 증가율이 낮아지고 이것은 다시 수직응력 증가율의 저하로 나타난다. 거칠기의 저하가 적을수록 수직응력의 증가율이 커 전단강도곡선에서는 강도경화현상이 뚜렷하게 나타나고 있다. Fig. 14는 초기 수직응력을 5 MPa로 하고 JRC_p 를 1, 5, 10, 15로 변화시키면서 해석한 전단응력 및 수직응력의 결과이다. 나머지 입력자료는 Table 2와 동일하게 적용하였다. JRC_p 가 클수록 미끄러짐 발생 이후 수직변형이 발생하려는 경향이 커지지만 이것을 억제시킴으로써 더 큰 수직응력

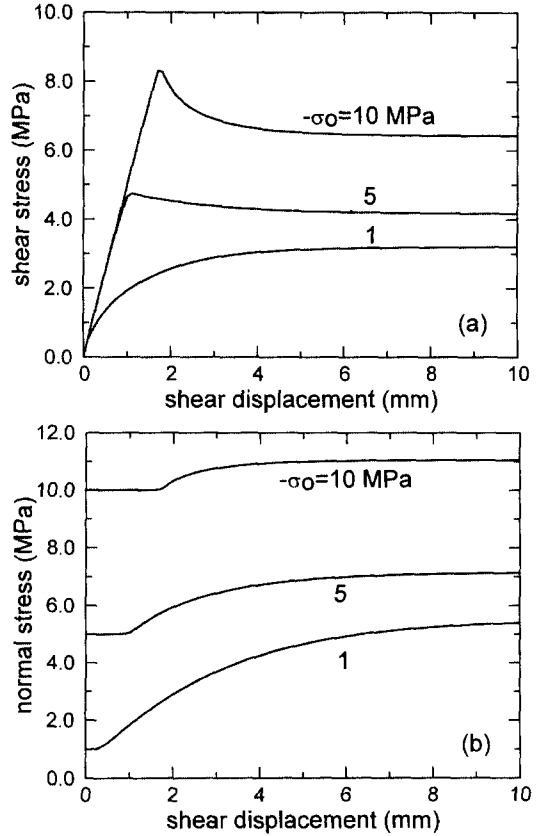


Fig. 13. Shear behaviour for different initial normal stresses under constant normal displacement condition (a) Shear stress (b) Normal stress.

의 증가가 예상된다. Fig. 14는 이러한 특징을 잘 보여주고 있다. 수직응력의 증가율은 최대전단강도 지점에서 최대를 보이지만 이후 증가된 수직응력에 의해 거칠기의 파괴 정도 역시 커지므로 수직응력의 증가율은 급속히 감소하는 경향을 보이며 이러한 현상은 다시 전단응력의 감소현상으로 나타나고 있다.

초기 수직응력을 5 MPa로 하고 RMC와 RDC를 Fig. 15에 표시한 것과 같이 변화시키면서 그 영향을 살펴보았다. 나머지 입력자료는 Table 2와 동일한 값들을 사용하였다. RMC가 작을수록 최대전단강도 이전 JRC_m 의 증가가 느리다는 것을 즉 전단변위-전단강도 곡선의 비선형성이 커진다는 것을 의미하며 RDC가 클수록 정점 이후 거칠기의 파괴가 빨리 일어난다는 것을 의미한다. Fig. 15에 전단강도 및 수직응력 변화를 함께 나타내었다. 3가지 경우 모두 최대전단강도 이후부터 수직응력의 증가 현상을 뚜렷하게 보여준다. 그러나 RDC가 클수록

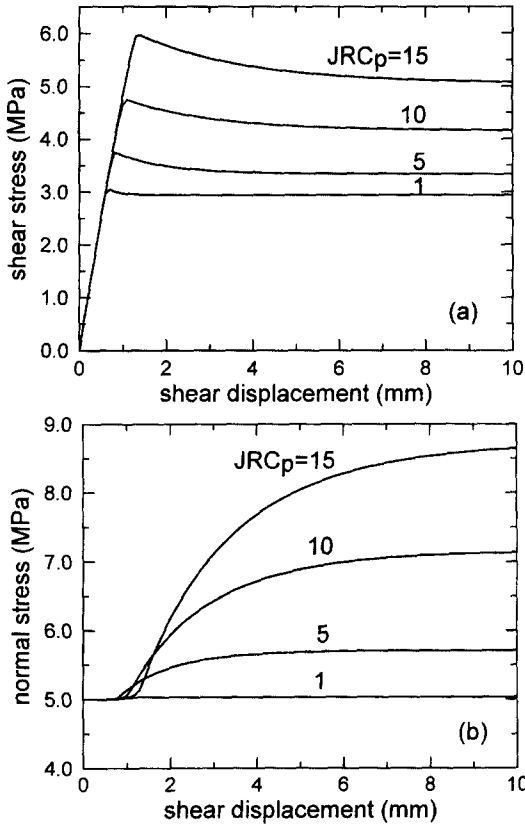


Fig. 14. Shear behaviour for different JRC_p under constant normal displacement condition (a) Shear stress (b) Normal stress.

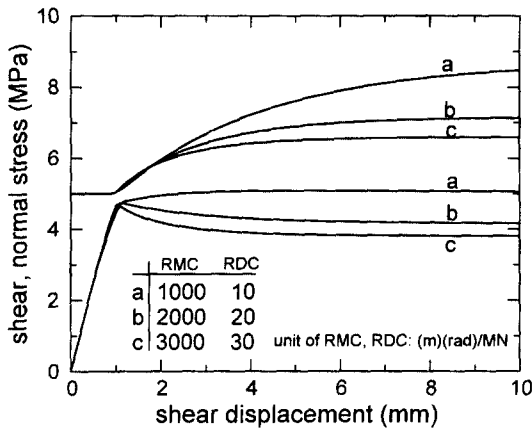


Fig. 15. Effect of roughness mobilization and degradation constants on shear behaviour.

즉 거칠기 마모저항성이 작을수록 수직응력의 증가 정도가 약해지며 수직응력의 증가속도도 더 빠르게 감소한

다. 이러한 수직응력의 변화특성은 직접적으로 전단응력의 변화에 영향을 미쳐 RDC가 클수록 점차 강도경화 현상이 강도연화 현상으로 전이되고 있다. 이러한 현상은 앞서도 언급하였듯이 마모저항성이 약한 절리면일수록 소성변형이 발생함에 따라 거칠기의 저하가 급속히 발생하여 수직팽창성이 약해지기 때문이다.

4.3 일정수직강성 조건하의 거동

실험실에서 일정수직강성 조건은 시료와 가압판 사이에 강성 스프링을 삽입하여 구현시킬 수 있다. 이러한 경우 Lechnitz(1985)가 지적 하였듯이 실험에서 말하는 수직강성은 절리의 수직강성 및 스프링 강성의 영향이 결합되어 나타나는 실험 시스템의 수직강성을 의미한다. 이 연구에서는 Fig. 7(b)의 상부블럭 상부면에 또 하나의 절리면을 가정하여 수치해석적으로 일정수직강성 조건을 구현시켰다. 상부절리면의 전단저항이 중앙 부분 절리면에 비해 매우 작도록 입력자료를 설정하고 두 절리면의 등가 수직강성이 실험시 적용한 시스템의 수직강성과 같도록 하여 일정수직강성 조건을 근사적으로 모사하였다. 이 때 전체 모델의 수직강성이 절리면의 영향에 의해 나타나도록 중앙 절리면 상하부 암반블럭의 강성은 매우 큰 값으로 입력하였다. 여기에서는 Lechnitz(1985)의 일정수직강성하의 암석절리면 직접전단시험결과를 수치해석적으로 계산한 결과와 비교하였다. 그는 전단면적이 0.045 m^2 인 인장절리 사암 시료를 이용하였다. 실험에서 적용한 시스템의 수직강성은 30 kN/mm 였다. 수치해석에 필요한 기타 입력자료는 실험조건으로부터 혹은 Lechnitz의 실험결과를 역산

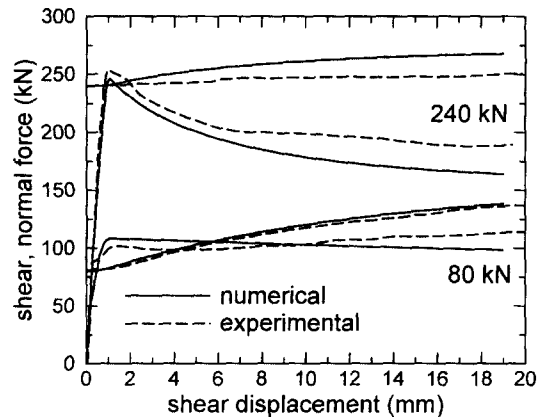


Fig. 16. Simulation results of Lechnitz's direct shear test under constant normal stiffness condition.

하여 결정하였다; $k_s=7000$ MPa/m, $k_n=667.67$ MPa/m, $\phi_s=30^\circ$, $JRC_p=15$, $JCS=60$ MPa, $RMC=1000$ (m)(rad)/MN, $RDC=8$ (m)(rad)/MN.

Fig. 16에서 절리면에 가해지는 초기 수직하중을 80, 240 kN으로 변화시키면서 해석한 결과와 실험결과를 비교 도시하였다. Leichnetz는 실험결과를 응력이 아닌 힘으로 표시하였기 때문에 이 논문에서도 직접적인 비교를 위해 해석결과를 힘으로 환산하여 나타내었다. 두 결과는 비교적 잘 일치하고 있다. 이러한 결과가 보여 주듯이 일정수직강성실험에 비하여 상대적으로 실험이 손쉬운 일정수직응력 조건의 실험결과만을 이용하여 수치해석적으로는 일정수직강성하의 절리면거동을 모델링할 수 있다는 것을 보여주고 있다.

4.4 소성포텐셜 함수의 영향

비연상 유동법칙을 적용하는 경우 거칠기를 갖는 절리면의 탄소성해석에서 어떤 형태의 소성포텐셜 함수를 이용하는가에 따라 해석결과에 차이를 보일 수 있다. 이 연구에서는 Q_1 (11)식과 Q_2 (12)식을 적용하여 그 차이를 검토하였다. Fig. 17은 일정수직응력 조건하에서 해석한 결과로 수직응력은 0.5 MPa로 하였고 나머지 입력자료는 Table 1과 동일한 수치를 적용하였다. 예상한 것과 같이 일정수직응력 조건에서 두 포텐셜함수에 따라 수직팽창량에는 차이가 있지만 전단응력의 변화특성은 거의 영향을 받지 않는다는 것을 알 수 있다. 수직팽창은 Fig. 4와 Fig. 5에서 암시하듯이 Q_2 함수를 적용한 경우가 Q_1 의 경우에 비하여 크게 나타나고 있다. 동일한 전단변형증분에 대응되는 수직변

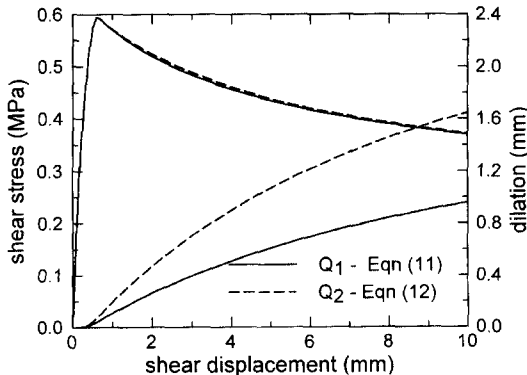


Fig. 17. Effect of plastic potential functions on shear behaviour under constant normal stress condition.

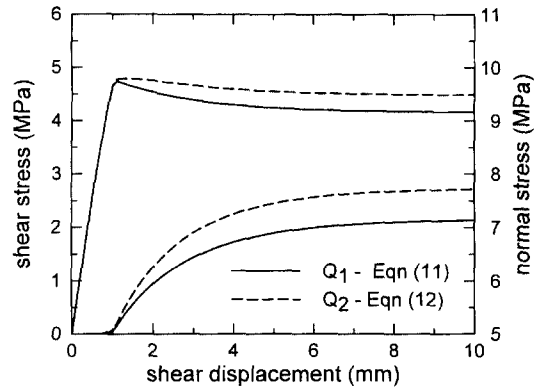


Fig. 18. Effect of plastic potential functions on shear behaviour under constant normal displacement condition.

형증분은 포텐셜함수에 따라 달라지지만 일정수직응력 조건의 경우 상부불력의 수직변형이 구속되지 않기 때문에 수직변형증분의 차이가 수직응력증가의 차이로 즉 전단응력증가의 차이로 나타나지 않는다. Fig. 18은 일정수직변위 조건에서 해석한 결과로 초기수직응력을 5 MPa로 하였고 나머지 입력자료는 Table 2에 제시된 값을 이용하였다. 일정수직변위 조건에서 수직팽창성이 큰 것으로 나타났던 Q_2 함수를 적용한 경우가 최대 전단응력 이후 수직응력의 증가가 크고 이로 인해 전단응력 역시 크게 나타난다. 일정수직변위 조건이나 일정수직강성 조건의 경우 수직방향의 변위가 구속되므로 수직변형증분의 차이는 결국 전단응력증분의 차이로 나타나게 된다. 이와 같은 해석결과는 암반 터널 주변에 분포하는 절리면 거동의 탄소성 해석시 포텐셜함수의 선택에 따라 해석결과가 큰 차이를 보일 수 있다는 것을 보여준다.

5. 결 론

거친 절리면의 전단거동시에 발생하는 수직팽창 현상과 관련된 전단거동 특성을 탄소성 이론에 근거하여 모델링할 수 있는 새로운 구성모델을 제시하였다. 제시된 모델의 기본 가정들은 고전적인 탄소성 이론에 근거를 두고 있다. 절리면의 응력변화는 탄성변형에 의해 발생되며, 절리면의 수직팽창은 소성변형과 관련되는 것으로 가정하였다. 소성변형이 시작된 후 전단응력의 경화 및 연화현상은 수직응력-전단응력 좌표상에서 JRC의 변화에 의한 항복함수의 팽창 및 수축에 따른 결과로 나타

나는 것으로 가정하였다. Barton *et al.*(1985)의 무차원 전단변위-전단강도 곡선에서 제시된 최대전단강도 이전 및 이후의 JRC 변화는 전단방향의 소성일의 함수로 근사시켜 표현하였다. 절리면의 항복함수, 포텐셜함수로 오늘날 가장 널리 적용되고 있는 Barton의 경험적 전단강도 관련식들을 적용하였다.

제안된 절리면 탄소성거동 모델을 개별체 절리 유한 요소에 적용하였다. 모델의 검증을 위하여 여러 경계조건에서 단일절리면에 대한 직접전단시험을 수치해석적으로 모사하여 보았다. 여러문헌에 제시된 실험결과와 수치해석 결과는 비교적 잘 일치하였다. 해석결과 이 연구에서 제안된 모델을 적용한 수치해석에 의해 거칠기를 갖는 절리면의 직접전단시험에서 나타나는 대표적인 현상들이 비교적 정확히 시뮬레이션될 수 있음을 보였다. 해석결과들은 또한 절리면 거동의 수치해석시 어떤 경계조건과 포텐셜 함수를 선택하는가에 따라 해석결과가 큰 영향을 받는다는 것을 분명히 보여주었다. 특히 상대적으로 실험이 쉬운 일정수직응력하의 직접전단시험 결과에서 얻어진 입력자료를 이용하여 보다 현장조건에 가까운 일정수직강성 조건의 절리면 거동을 수치해석적으로 모사할 수 있다는 것을 보여주었다.

참 고 문 헌

- 이연규, 이정인, 1997, 절리면의 거칠각의 손상을 고려한 개별체 절리 유한요소, 터널과 지하공간. Vol. 7, pp. 20-30.
- Bandis, S., A.C. Lumsden and N.R. Barton, 1981, Experimental studies of scale effects on the shear behaviour of rock joints. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, Vol. 18, pp. 1-21.
- 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.
- Barton, N., S. Bandis and K. Bakhtar, 1985, Strength, deformation and conductivity coupling of rock joints. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, Vol. 22, pp. 121-140.
- Barton, N. and V. Choubey, 1977, The shear strength of rock joints in theory and practice. *Rock Mechanics*, Vol. 10, pp. 1-54.
- Cuisiat, F.D.E., A.J. Hyett and J.A. Hudson, 1990, Numerical investigation of the boundary conditions effect on rock joint behaviour. *Proc. of Int. Symp. on Rock Joints*, Loen, Norway, pp. 611-616.
- Cuisiat, F.D.E., 1992, In situ rock stress estimation. Ph.D. Thesis, University of London.
- Dafalias, Y.F. and L.R. Herrmann, 1982, Bounding surface formulation of soil plasticity. *Soil Mechanics-Transient and cyclic loads*. G.N. Pande and O.C. Zienkiewicz (Ed.), pp. 254-282.
- Golub, G.H. and C.F. Van Loan, 1996, *Matrix computations*, 3rd Ed., The Johns Hopkins University Press.
- Ghaboussi, J., Wilson E.L. and Isenberg J., 1973, Finite element for rock joints and interfaces. *J. Soil Mech. and Found. Div. ASCE*. Vol. 99, pp. 833-848.
- Goodman, R.E., Taylor R.L. and Brekke T.L., 1968, A model for the mechanics of jointed rock. *J. Soil Mech. and Found. Div. ASCE* Vol. 94, pp. 637-659.
- Goodman, R.E., 1976, *Methods of geological engineering in discontinuous rocks*. West Publishing Company.
- ITASCA Consulting Group, Inc, 1993, *Universal Distinct Element Code Ver.2.0*, Vol.III, Appendix F.
- Jing, L., 1990, A two dimensional constitutive model of rock joints with pre- and post-peak behaviour. *Proc. of Int. Symp. on Rock Joints*, Loen, Norway, pp. 633-638.
- Ladanyi, B. and Archambault, G., 1970, Simulation of behavior of a jointed rock mass. *Proc. 11th US Symp. on Rock Mechanics*, pp. 105-125.
- Leichnitz, W., 1985, Mechanical properties of rock joints. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, Vol. 22, pp. 313-321.
- 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.
- Owen, D.R.J. and E. Hinton, 1980, *Finite element in plasticity: theory and practice*. Pineridge Press Limited, Swansea, U.K.
- Pande, G.N. and W. Xiong, 1982, An improved multi-laminated model of jointed rock masses. *Proc. Int. Symp. on Num. Models in Geomech.*, Zurich, pp. 218-226.
- Pande, G.N., 1985, A constitutive model of rock joints. *Proc. Int. Symp. on Fundamentals of Rock Joints*, Bjorkliden, pp. 429-439.
- Pande, G.N. and S. Pietruszczak, 1986, Symmetric tangential stiffness for nonassociated flow rule. *Computers and Geotechnics*, Vol. 2, pp. 89-99.
- Patton, F.D., 1966, Multiple modes of shear failure in rock. *Proc. 1st Congr. ISRM*, Lisbon,

- Vol. 1, pp. 509-513.
23. Plesha, M.E., 1987, Constitutive models for rock discontinuities with dilatancy and surface degradation, *Int. J. for Num. and Anal. Meth. in Geomech.*, Vol. 11, pp. 345-362.
 24. Xiurun, Ge, 1981, Non-linear analysis of a joint element and its application in rock engineering. *Int. J. for Num. and Anal. Meth. in Geomech.*, Vol. 5, pp. 229-245.
 25. Zienkiewicz, O.C. and G.N. Pande, 1977, Time-dependent multilaminate model of rocks-A numerical study of deformation and failure of rock masses. *Int. J. for Num. and Anal. Meth. in Geomech.*, Vol. 1, pp. 219-247.