

절리면의 거칠기 특성이 절리암반의 거동에 미치는 영향에 대한 수치해석적 연구

이연규¹⁾

Numerical Evaluation of the Influence of Joint Roughness on the Deformation Behavior of Jointed Rock Masses

Youn-Kyou Lee

Abstract. The roughness of rock joint is one of the most important parameters in developing the shear resistance and the tendency of dilation. Due to the damage accumulated with shearing displacement, the roughness angle is lowered continuously. It is known that dilation, shear strength hardening, and softening are directly related to the degradation of asperities. Much effort has been directed to incorporate the complicated damage mechanism of asperities into a constitutive model for rock joints. This study presents an elasto-plastic formulation of joint behavior including elastic deformability, dilatancy and asperity surface damage. It is postulated that the plastic portion of incremental displacement can be decomposed into contributions from both sliding along the asperity surface and damage of asperity. Numerical cyclic shear tests are presented to illustrate the performance of the derived incremental stress-displacement relation. A laboratory cyclic shear test is also simulated. Numerical examples reveal that the elasto-plastic joint model is promising.

Keywords : elasto-plastic analysis, joint roughness, cyclic shear test, dilation, rock joint

초 록. 암반 절리면의 거칠기는 전단강도 및 변형거동에 가장 중요한 영향을 미치는 요소 중의 하나이다. 절리면은 전단변형이 발생하는 동안 손상을 받게 되고 이에 따라 거칠기각은 연속적으로 낮아진다. 절리면의 수직팽창성과 강도 경화 및 연화 현상도 거칠기의 변화와 관련이 있는 것으로 이해되고 있다. 따라서 절리면의 거칠기의 변화를 효율적으로 반영시킬 수 있는 수치해석 모델의 개발이 중요하다. 이 연구에서는 탄소성이론을 바탕으로 거칠기 변화를 고려할 수 있는 탄소성 응력-변형 증분식을 유도하여 절리면 거칠기 변화가 절리면 전단거동에 미치는 영향을 정량적으로 평가하는데 이용하였다. 유도된 탄소성 증분식을 검증하기 위하여 수치 주기전단시험을 실시하였다. 수치시험결과 개발된 탄소성 증분식은 거친 절리면의 주기전단시험에 나타나는 일반적인 현상들을 모사하는데 효과적임을 알 수 있었다.

핵심어: 탄소성해석, 절리면 거칠기, 주기전단시험, 수직팽창, 암석절리면

1. 서 론

암반은 여러 지질학적 요인들에 의해 생성된 수많은 불연속면들을 포함하고 있다. 암반 구조물을 건설할 경우 암반의 거동은 이러한 불연속면들의 특성에 크게 영향을 받는다. 특히 경암이거나 지압이 작게 작용하는 경우에는 무결암질(intact rock material)의 역학적 특성보다는 불연속면들의 공간적 분포특성 및 역학적 특성에 의해 암반 구조물의 안정성이 좌우될 가능성이 매우 높다. 현실적으로 부지 선정시 불연속면이 존재하지 않는

곳을 찾는다는 것이 불가능하기 때문에 이미 존재하는 불연속면들이 구조물의 안정성에 어떠한 영향을 미칠 것인가를 미리 평가하고 적절한 대책을 세우는 것이 무엇보다도 중요하다. 그러므로 오늘날 암반구조물 관련 대형 프로젝트들의 증가 추세와 더불어 설계와 시공에서 필수적인 과정이 되고 있는 안정성 해석과정에서 불연속면들의 영향을 간편하고 정량적으로 평가할 수 있는 수치모델의 도입은 시급한 과제가 되고 있다.

절리면들이 암반의 거동에 미치는 영향을 수치해석적으로 평가하는 방법들 중 개별절리면에서 상대변위를 허용하는 개별체 접근법은 몇 개의 뚜렷한 주불연속면들이 암반 구조물의 안정성을 좌우하는 경우에 특히 필요하게 된다. 그러나 개별 절리면들의 안정성 해석으로부터 신뢰성 있는 결과를 얻기 위해서는 절리면들의 거

¹⁾정회원, 군산대학교 해양과학대학 해양응용공학부 조교수
접수일 : 2001년 5월 21일
심사 완료일 : 2001년 6월 27일

동을 지배하는 강성도(stiffness) 및 여러 강도변수들을 적절하게 해석에 반영시킬 수 있는 적절한 구성모델(constitutive model)의 개발이 우선되어야 한다.

절리의 강도 및 변형 특성을 좌우하는 여러 변수들 중에서 절리면의 기하학적 형상 즉, 거칠기(roughness) 특성이 특히 중요하다. 거친 절리면에서 전단변형 발생 시 거칠기의 존재로 인하여 수직변형이 발생하며 수직변형의 구속여부에 따라 암반블럭의 안정성은 크게 달라진다. 또한 전단변형이 발생하는 동안 절리면의 거칠기는 연속적으로 변화되기 때문에 각 변형단계에 따라 절리면의 강도도 달라지게 된다. 절리면 거칠기의 중요성이 인식되면서 절리면의 거칠기와 절리거동특성 관계를 규명하려는 실험적, 이론적 연구가 최근 암반공학 분야의 주요 관심사가 되고 있다. 절리면의 전단시험도 일방향 전단시험 뿐만아니라 절리면 거칠기 마모특성 연구와 동허중하에서 절리면거동을 예측하기 위한 주기전단시험(이희석, 1999, Huang, 1990, Hutson & Dowding, 1990)으로까지 발전되고 있다.

축적된 전단시험결과를 바탕으로 개별 절리면 전단거동을 수치해석적으로 모사하려는 연구도 병행되었다. 유한요소법을 이용한 초기의 연구 예로 Goodman & St. John(1975), Xiurun(1981)을 들 수 있으나 구성방정식이 증분식으로 표현되지 못하였거나, 절리면 거칠기의 마모특성을 반영시키지는 못했다. Plesha(1985, 1987)는 절리의 탄성 및 영구변형 특성을 절리면 거칠기의 마모현상과 결합시켜 설명할 수 있는 최초의 완전한 형태의 탄소성 증분 구성방정식을 제안하였다. 비록 Patton(1966)이 제안한 단순한 톱니모양의 거칠기면을 가정하였지만 Plesha 구성모델은 거친 절리면의 수직팽창(dilation)특성을 비교적 잘 모사할 수 있었다. 국내에서도 이연규와 이정인(1997)이 Plesha 모델을 적용한 예가 있고, Barton의 경험적 전단강도식을 이용한 탄소성 절리구성모델이 제안되기도 하였다(이연규와 이정인, 1998). 그러나 Plesha 모델은 제하(unloading)시 과도한 잔류 수직변형이 생긴다는 단점을 가지고 있기 때문에 주기전단시험과 같이 전단변위의 증감이 발생하는 상황에서는 적용하기 곤란하다. 이러한 단점을 보완하기 위하여 Plesha & Haimson(1988), Dowding et al.(1991)은 절리면의 주기전단 과정에서 발생하는 수직변형을 조절할 수 있는 새로운 모델을 제안하였다.

이 연구에서는 개선된 Plesha 모델을 바탕으로 절리면의 전단시 발생하는 거칠기 변화와 이에 따르는 절리면 변형 및 강도 변화를 수치해석적으로 평가하기 위하여 완전한 형태의 절리면 탄소성 증분구성방정식을 유

도하였다. 유도된 모델에서는 절리면의 소성변형을 거칠기 경사면을 따른 미끄러짐(sliding)에 의한 변형성분과 절리면 거칠기의 마모에 의한 손상(damage) 성분으로 분리하여 설명하였다. 구성모델을 양쪽면의 상대변위를 허용할 수 있는 6절점 2차원 인터페이스 유한요소체에 적용하여 개별절리요소의 거동을 해석하였다. 수치적으로 주기전단시험을 실시하여 절리면의 거칠기 변화에 영향을 주는 여러 변수들이 절리면의 강도특성에 미치는 영향을 조사하였다. 유도된 구성모델을 이용한 수치해석 결과와 실제 주기전단시험 결과를 비교함으로써 모델의 적용성을 검토하였다.

2. 거칠기 손상을 고려한 전단거동 모델

2.1 주기전단시험하의 절리면 거동

암석 절리면의 거칠기 손상특성을 파악하기 위해서는 상당한 전단변위를 발생시키는 것이 필요하다. 주기전단시험은 이러한 목적에 적합하며 전진전단(forward shear)과 역전단(reverse shear)을 반복하여 거칠기를 저하시키고 이 과정에서 거칠기의 점차적인 감소에 따른 절리면의 강도 및 변형특성을 관찰할 수 있다.

Fig. 1은 이희석(1999)이 화강암 인공절리 시료를 이용한 주기전단시험에서 얻은 전형적인 전단변위-전단응력(Fig. 1(a)) 및 전단변위-수직변위(Fig. 1(b)) 곡선으로서 첫번째 및 두번째 주기(점선)의 결과를 보여준다. 수직응력을 1 MPa로 유지하는 일정수직응력(constant normal stress) 조건에서 최대전단변위를 ± 15 mm로 설정하여 시험이 실시되었다. O-A, C-D, E-F, H-I 구간은 탄성구간으로써 전단거동과 수직거동은 각각 절리면의 전단강성(shear stiffness)과 수직강성(normal stiffness)에 의해 지배된다. 탄성거동 구간에서는 수직과 전단거동의 커플링(coupling)을 무시할 수 있다. 특히 C-D와 H-I 구간은 거칠기 돌출면을 따라 미끄러져 내려오는 구간으로서 돌출부의 경사가 양에서 음으로 바뀌기 때문에 D 및 I에서의 전단응력의 크기가 C 및 H점의 전단응력에 비하여 낮게 나타나는 것을 확인할 수 있다. 그러나 궁극적으로 거칠기의 마모가 완료되어 평면절리가 된다면 네 점에서 전단응력의 크기는 동일하게 된다. 첫번째 주기 A점 및 F점에서 나타나는 정점전단응력은 이후 급격히 감소하여 두번째 주기부터는 변형연화현상이 거의 나타나지 않고 있음을 보여준다. 이는 첫번째 주기에서 거칠기의 대부분이 마모되었음을 말해준다. 수직변위도 초기 탄성압착(O'-A') 이후 전단변위와 함께 증가하지만 거칠기의 마모에 의해 그 증가율은 점

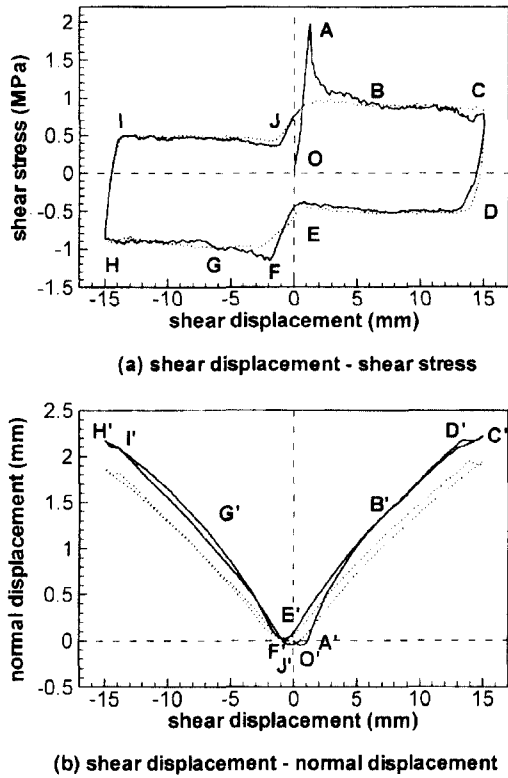


Fig. 1. Typical behavior of rock joint in cyclic direct shear test.

차 낮아지고 있음을 보여준다. 주기가 반복될수록 수직 변위 곡선은 점차 평탄해져서 결국 평면절리의 경우처럼 수직변위가 발생되지 않을 것이라는 것을 유추할 수 있다.

2.2 탄소성 절리구성모델

2.1절의 주기전단시험의 예에서 살펴보았듯이 절리면의 전단강도 및 수직변형은 절리면의 거칠기 마모특성과 밀접한 관계가 있기 때문에 개별 절리면의 해석을 위한 수치해석 모델은 마모에 의한 절리면 거칠기의 손상현상을 효과적으로 반영시키는 것이 무엇보다도 중요하다. 이 연구에서는 Plesha의 모델을 적용하여 거친 절리면의 전단거동 해석에 적합한 탄소성 증분방정식을 유도하였다.

2.2.1 Plesha의 절리모델

Fig. 2와 같이 이상화된 절리면의 전체좌표계 x-y에서 절리면의 변형증분 $du = [du_x, du_y]^T$ 는 다음과 같이 탄성성분과 소성성분의 합으로 표시할 수 있다.

$$du = du^e + du^p \tag{1}$$

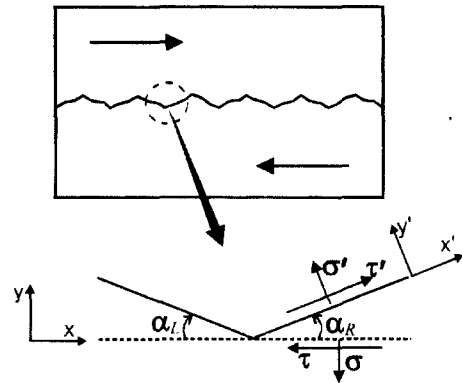


Fig. 2. Idealization of joint asperities.

수식에서 상첨자 e와 p는 각각 탄성 및 소성성분을 의미하며, 하첨자 t와 n은 각각 절리면에 대한 전단성분과 수직성분을 나타낸다.

응력증분은 절리면의 전단강성, k_t 와 수직강성 k_n 을 이용하여 탄성변형증분으로부터 계산될 수 있다.

$$d\sigma = Ddu^e \tag{2}$$

$$D = \begin{bmatrix} k_t & 0 \\ 0 & k_n \end{bmatrix} \tag{3}$$

소성변형증분은 다음과 같은 비연상유동법칙(non-associated flow rule)에 의해 계산될 수 있다.

$$du^p = \begin{cases} 0 & \text{if } F(\sigma, W_p^t) < 0 \text{ or } dF < 0 \\ d\lambda \frac{\partial Q}{\partial \sigma} & \text{if } F(\sigma, W_p^t) = 0 \text{ and } dF = 0 \end{cases} \tag{4}$$

여기서 F는 절리면의 항복함수, Q는 소성변형의 방향을 결정하는 포텐셜함수, 양수 $d\lambda$ 는 소성변형증분의 크기를 나타낸다. 그리고 $\sigma = [\tau, \sigma]^T, W_p^t = \int \tau du_x^t$ 이다. 절리면의 거칠기를 Fig. 2와 같이 톱니모양으로 이상화할 경우 거칠기면 좌표계 x'-y'에서 미끄러짐에 대한 항복함수는 Fig. 3에 표시한 것과 같이 Coulomb의 마찰법칙을 이용하여 간단히 함수로 표현할 수 있다. 이를 x-y좌표계에서의 응력성분 τ, σ 로 표현하면 다음과 같다.

$$F = |\tau \cos \alpha + \sigma \sin \alpha| + (-\tau \sin \alpha + \sigma \cos \alpha) \tan \phi_b \tag{5}$$

여기서 ϕ_b 는 절리면의 기본마찰각(basic friction angle)이다. 거칠기면 좌표계 x'-y'에서 소성변형은 x'방향으로만 발생하고 y'방향으로는 발생될 수 없으므로

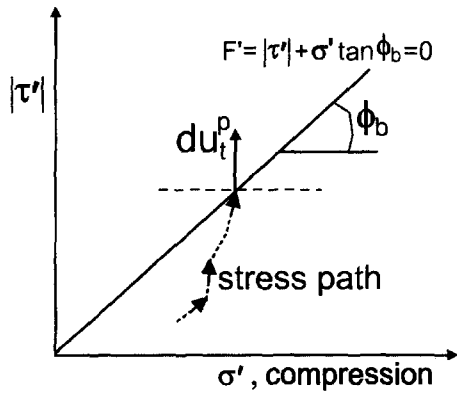


Fig. 3. Yield function and direction of plastic flow in local asperity coordinate.

포텐셜함수는 $Q' = |\tau'| + \text{constant} = 0$ 으로 표현할 수 있고 이를 전체좌표계에서의 응력성분으로 표시하면 다음과 같다.

$$Q = |\tau \cos \alpha + \sigma \sin \alpha + \text{constant} = 0 \quad (6)$$

식 (5), (6)에서 전진전단의 경우 $\alpha = \alpha_r (\geq 0)$, 역전단의 경우 $\alpha = \alpha_l (< 0)$ 이 적용된다. 전단변형에 따라 절리면의 거칠기각 α 는 점차 낮아지며 다음과 같은 전단방향 소성일 W_t^p 의 지수함수에 의해 표현될 수 있다고 가정한다.

$$\alpha = \alpha_0 \exp(-cW_t^p) \quad (7)$$

여기서 α_0 는 초기 거칠기각, c 는 거칠기각의 손상 용이성과 관련된 손상상수(damage coefficient)이다. 거칠기 손상은 거칠기면의 파쇄보다는 주로 점차적인 마모에 의해 진행된다는 가정하에 식 (7)이 제안되었다.

2.2.2 거칠기면 좌표계 회전의 영향

Fig. 2의 거칠기면 좌표계 $x'-y'$ 은 거칠기각 α 의 저하에 따라 연속적으로 회전하게 된다. 그러므로 임의의 시점에서 발생된 소성변형 증분에는 α 의 변화가 가져오는 영향이 고려되어야 하고, 이를 위해 다음과 같은 수식화가 가능하다.

$$du^p = du^s + \frac{du^p}{d\alpha} d\alpha \quad (8)$$

식 (8) 우변 첫째항 du^s 은 거칠기면을 따라 발생하는 소성변형으로 식 (4)에 의해 계산될 수 있는 미끄러짐 소성변위 증분이다. 두번째 항이 $x'-y'$ 좌표계 회전의 영향을 나타내는 항으로써 절리면 거칠기의 손상에 의한 소성변형증분으로 이해될 수 있다.

한편 $x'-y'$ 좌표계로 표현한 소성변형과 전체좌표계 $x-y$ 에서 표현된 소성변형은 다음과 같은 변환관계가 성립된다.

$$\begin{pmatrix} u_i^p \\ u_n^p \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \alpha & -\sin \alpha \\ \sin \alpha & \cos \alpha \end{bmatrix} \begin{pmatrix} u_i^p \\ u_n^p \end{pmatrix} \quad (9)$$

여기서 u_i^p 와 u_n^p 는 $x'-y'$ 좌표계로 표현된 소성변형이다. 따라서 식 (9)를 식 (8)에 대입하면 다음의 결과를 얻을 수 있다.

$$\begin{pmatrix} du_i^p \\ du_n^p \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} du_i^s \\ du_n^s \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} -u_n^p \\ u_i^p \end{pmatrix} d\alpha \quad (10)$$

Zubelewicz *et al.*(1987)은 주기전단시험에서 발생하는 수직변위량을 조절하기 위하여 변수 β 를 도입하여 식 (10)을 다음과 같이 변화시키고 이를 강체블럭모델(rigid block model)에 적용하였다.

$$\begin{pmatrix} du_i^p \\ du_n^p \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} du_i^s \\ du_n^s \end{pmatrix} + (1-\beta) \begin{pmatrix} -u_n^p \\ u_i^p \end{pmatrix} d\alpha \quad (11)$$

식 (10)은 $\beta = 0$ 인 경우이며, 절리면 좌표계의 회전을 고려하지 않는 고전적인 탄소성이론에 의한 소성증분은 $\beta = 1$ 인 경우, 즉 식 (4)에 해당한다. β 가 수직변형에 미치는 영향은 Fig. 4를 통하여 명확히 이해할 수 있다. Fig. 4에서는 초기상태로부터 다섯단계의 변위증분을 가정하였으며, 마지막 단계에서 전단변위 방향이 바뀌어 전단변위가 0이 되게 하는 경우를 가정하였다. (a)와 같이 고전적인 탄소성이론에 의해 증분소성변위가 계산된다면 전단변위가 0이 되었을 때 일정량의 잔류수직변위가 발생하게 되어 주기전단이 진행됨에 따라 과도한 수직변위가 누적되게 된다. 그러나 절리면 좌표계의 회전을 고려한 (b)의 경우는 전단변위가 0이 되었을 때 정확히 수직변위가 사라지게 된다. 식 (11)에서 $\beta > 0$ 이면 전단변위가 0이 되었을 때 잔류수직변위가 남게 되고, 즉, 절리면이 팽창하게 되고, $\beta < 0$ 인 경우는 잔류수직변위가 초기 수직변위보다 감소하는 현상을 보인다. 이 연구에서도 변수 β 를 도입하였다.

2.2.3 비연상 유동법칙에 기초한 탄소성 증분방정식
절리면에서 발생하는 소성변형 증분은 다음과 같이 거칠기 면에서 미끄러짐에 의한 양, du^s 와 거칠기의 손상에 의한 양, du^d 의 합으로 다음과 같이 나타낼 수 있다고 가정하였다.

$$du^p = du^s + du^d \quad (12)$$

du^s 는 식 (4)에 의하여 계산할 수 있다. du^d 는 다음과

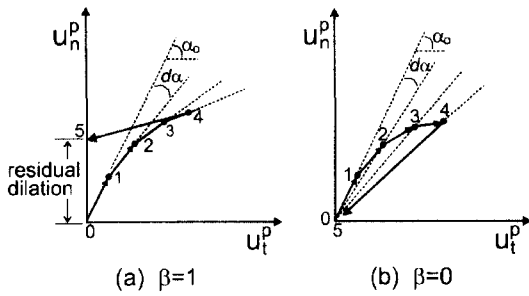


Fig. 4. The influence of parameter β on the residual dilation.

같은 일반식으로 가정할 수 있다.

$$du^d = AdW_t^p = \begin{pmatrix} a_t \\ a_n \end{pmatrix} dW_t^p = \begin{pmatrix} a_t \\ a_n \end{pmatrix} \tau du_t^p \quad (13)$$

식 (11)을 적용할 경우 식 (13)의 A 는 다음식과 같다.

$$A = \begin{pmatrix} a_t \\ a_n \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} c\alpha(1-\beta)u_t^p \\ -c\alpha(1-\beta)u_t^p \end{pmatrix} \quad (14)$$

식 (1), (2), (4), (12), (13), (14)와 소성변형이 발생하는 동안에는 응력이 항상 항복면상에 놓여 있어야 한다는 조건 $dF=0$ 를 이용하여 응력과 변형 사이의 증분판 관계식은 다음과 같이 유도됨을 증명할 수 있다.

$$d\sigma = \left[\mathbf{D} - \frac{\mathbf{D}\mathbf{G}\left(\frac{\partial Q}{\partial \sigma}\right)\left(\frac{\partial F}{\partial \sigma}\right)^T \mathbf{D}}{\left(\frac{\partial F}{\partial \sigma}\right)^T \mathbf{D}\mathbf{G}\left(\frac{\partial Q}{\partial \sigma}\right) - \frac{\partial F}{\partial W_t^p} \frac{\partial Q}{\partial \tau} \tau} \right] du \quad (15)$$

여기서

$$\mathbf{G} = \mathbf{I} - c\alpha(1-\beta)\tau \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ u_t - \frac{\tau}{k_t} & u_n - \frac{\sigma}{k_n} \end{bmatrix} \quad (16)$$

이고 \mathbf{I} 는 단위행렬을 나타낸다. 비연상유동법칙에 기초하여 유도된 탄소성 응력-변위 증분 관계식 식 (15)는 Plesha(1987)의 일방향 전단구성모델에서와 마찬가지로 항복함수뿐만 아니라 소성포텐셜함수의 정의도 요구하고 있다.

2.2.4 전단변위와 수직변위의 종속성을 이용한 소성유동법칙

거친 절리면의 전단과정에서 발생하는 수직변위는 탄성구간에서 서로 독립적이라 가정할 수 있지만 일단 소성변형이 발생되면 상호 종속적이 되고, 두변위 사이에는 일정한 제약조건이 만족되어야 한다. 거칠기면에

서 발생하는 미끄러짐 소성변형증분 du^s 의 두 성분 사이에는 다음과 같은 관계가 성립한다.

$$du_n^s = \tan \alpha \cdot du_t^s \quad (17)$$

식 (12), (13), (17)을 이용하여 수직소성변위 증분과 전단소성변위 증분이 만족해야 할 구속조건을 구하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} du_n^p &= \tan \alpha du_t^s + a_n dW_t^p = \tan \alpha (du_t^p - du_t^d) + a_n dW_t^p \\ &= \tan \alpha du_t^p + (a_n - \tan \alpha \cdot a_t) \tau du_t^p \\ &= \theta \cdot du_t^p \end{aligned} \quad (18)$$

여기서

$$\theta(\sigma, W_t^p) = \tan \alpha + (a_n - a_t \tan \alpha) \tau \quad (19)$$

식 (18)은 증분소성변위 두 성분들 사이에 만족되어야 할 조건으로 일종의 소성유동법칙이라 할 수 있다. 그러나 식 (18)에서는 소성포텐셜함수를 필요로 하지 않기 때문에 단지 항복함수만 정의되면 절리면의 탄소성 증분 관계식이 유도될 수 있다는 장점을 가지고 있다.

식 (1), (2), (19)와 조건 $dF=0$ 를 이용하면 다음과 같은 탄소성 응력-변위 증분식을 얻을 수 있다.

$$d\sigma = \left[\mathbf{D} - \frac{\mathbf{D} \begin{pmatrix} 1 \\ \theta \end{pmatrix} \left(\frac{\partial F}{\partial \sigma} \right)^T \mathbf{D}}{\left(\frac{\partial F}{\partial \sigma} \right)^T \mathbf{D} \begin{pmatrix} 1 \\ \theta \end{pmatrix} - \frac{\partial F}{\partial W_t^p} \tau} \right] du \quad (20)$$

식 (15)와 비교할 때 탄소성 증분식 (20)은 절리면의 항복함수 F 만을 이용하고 있고, 포텐셜함수 Q 가 필요하지 않지만 식 (15)와 같이 비연상유동법칙을 적용한 경우에 상응하는 결과를 얻을 수 있다.

3. 구성모델의 검증

2절에서 유도된 절리면의 탄소성 구성방정식을 2차원 탄소성 유한요소프로그램에 이식하였다. 작성된 코드를 이용한 해석결과가 이론에서 예측하는 것과 일치하는 결과를 보이는지를 검증하기 위해 주기전단시험을 수치해석적으로 모사하였다. Fig. 5는 수치모사에 이용된 해석모델을 보여준다. 모델은 상하부 두개의 블럭으로 이루어져 있으며, 두 블럭의 경계면에 존재하는 절리를 모델링하기 위하여 6절점 2차원 인터페이스 유한요소(이연규와 이정인, 1997)를 삽입하였다. 인터페이스 요소의 거동은 2절에서 유도한 구성법칙을 따르도록

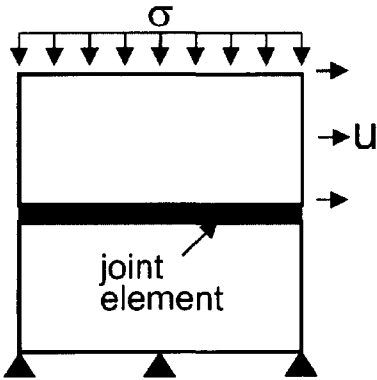


Fig. 5. Two contacting blocks for numerical direct shear test.

하였다. 구성모델의 항복 및 포텐셜함수로는 Plesha의 절리모델과 식 (13)의 손상법칙을 적용하였다. 식 (15)와 식 (20)을 모두 이용할 수 있도록 프로그램을 작성하였다. 식 (15)와 식 (20)의 유도과정에서 절리거칠기의 마모에 대한 동일한 가정이 적용되었기 때문에 두 식을 이용한 해석결과는 정확히 일치하였다. 따라서 다음의 해석결과들은 식 (15) 혹은 식 (20)을 이용한 해석결과로 간주할 수 있다.

3.1 변수 β 의 영향

$\beta = -0.5, 0.0, 0.5, 1.0$ 인 네가지 경우에 대하여 해석을 실시하였으며 기타 입력자료는 Table 1에 나타내었다. 일정수직응력조건을 구현시키기 위하여 먼저 상부블럭의 윗면에 0.5 MPa의 압력을 작용시킨 후 수평 전단변위를 점차 증가시켜 최대 10 mm 전단변위까지 해석을 수행하였다. Fig. 5의 해석모델 특징상 모델 상부면에 일정한 압력 0.5 MPa를 유지시키더라도 전단과정에서 상부블럭이 회전하려는 경향이 있기 때문에 절리면에서는 정확히 0.5 MPa의 수직응력을 유지시키기 힘들다. 작은 양이긴 하더라도 절리면 수직응력이 변화하면 일정수직응력 조건이 만족되지 않기 때문에 구성모델의 정확성을 평가하는데 방해가 된다. 이러한 문제점을 최소화시키기 위하여 β 의 영향을 살펴보는 과정에서는 전진방향전단에 대해서만 주기전단시험을 실시하였다. 즉, 최소 전단변위는 0, 최대전단변위는 10 mm가 되도록 하면서 주기전단시험을 실시하였다.

$\beta = 0$ 인 경우 전단변위가 0으로 되돌아 왔을 때 수직변위가 0이 되어야 한다. $\beta > 0$ 인 경우는 수직변위가 증가되어야 하며, $\beta < 0$ 인 경우는 감소가 발생되어야 한다. 각 경우에 대한 3회의 반복 주기시험 결과를 Fig. 6에 나타내었다. $\beta = 0.0$ 인 (b)의 경우 전단변위가 0이 되

Table 1. Input parameters for numerical cyclic shear tests.

k_t	k_n	ϕ_b	α_0	c
1000 MPa/m	5000 MPa/m	30°	15°	100 m/MN

Table 2. Input parameters for numerical cyclic shear tests with varying α_0 .

k_t	k_n	ϕ_b	α_0	c	β
1000 MPa/m	5000 MPa/m	30°	0, 10, 20°	150 m/MN	0.0

었을 때 잔류수직변위가 나타나지 않고 있음을 보여준다. $\beta > 0$ 인 (c) 및 (d)의 경우는 잔류전단변위가 발생되고 주기가 증가할수록 누적되어 나타남을 보여준다. 특히, $\beta = 1.0$ 인 경우는 고전적 탄소성이론에 기초한 해석결과로서 이를 개별절리면의 해석에 적용할 경우 반복전단시 과도한 수직팽창이 예측될 수 있음을 보여준다. $\beta < 0$ 인 (a)의 경우는 초기의 탄성 압착량에 비하여 오히려 상부블럭이 낮아지는 음의 잔류팽창량이 나타남을 보여준다. 실제로 전단과정에서 거칠기면의 마모로 발생하는 부스러기들이 절리면의 잔류수직변형을 발생시킬 수 있다는 사실을 변수 β 의 도입 근거로 들 수 있다. 실험실 주기전단시험에서 절리면에서 마모로 발생하는 부스러기들이 측면으로 배출되는 상황을 상정하면 0 혹은 음의 잔류수직변형 현상을 설명할 수 있다. 일정수직응력조건에서는 상부블럭이 연직방향으로 구속되지 않기 때문에 수직변형의 변화가 전단응력의 변화로 나타나지 않고 이에 따라 전단응력 곡선은 4가지 경우 모두 거의 동일한 형태를 보여준다.

3.2 초기 거칠기각의 영향

초기 거칠기각 α_0 를 0, 10, 20°로 변화시키면서 그 영향을 살펴보았다. 전진전단 및 역전단 영역까지를 포함하여 3회의 수치 주기전단시험을 수직응력 0.5 MPa하의 일정수직응력조건에서 실시하였다. 최대전단변위를 ± 10 mm로 설정하였다. 초기 거칠기각과 마모상수는 전진전단 및 역전단의 경우에 동일하다고 가정하였다. 해석에 이용된 입력자료는 Table 2와 같으며 해석결과를 Fig. 7에 나타내었다.

$\alpha_0 = 0^\circ$ 은 평면절리를 의미하기 때문에 절리면의 전단응력은 기본마찰각에 의해서만 발생된다. 따라서 소성변형이 시작되면 전단응력은 항상 일정한 값 0.288 MPa를 나타내야 하며, 수직방향 소성변형도 발생되지 않아야 한다. Fig. 7(a)는 이러한 사실과 정확히 일치하는 결과를 보여준다. α_0 가 증가함에 따라 첫 번째 주기에서 최대전단응력과 수직변형량은 증가를 뚜렷하게 나타내고 있음을 볼 수 있다(Fig. 7(b)와 (c)). 마모상수에

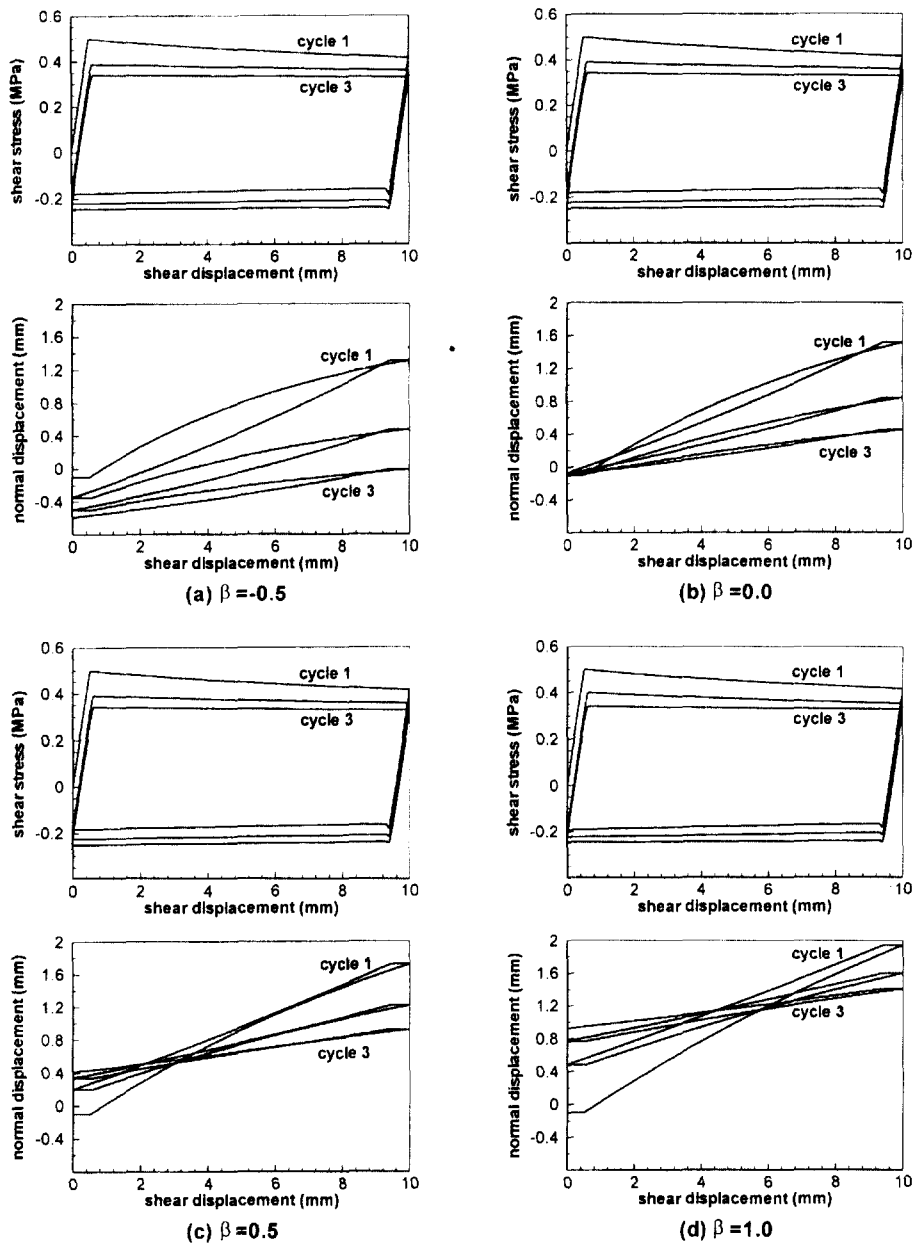


Fig. 6. Numerical results computed with $\beta = -0.5, 0.0, 0.5, \text{ and } 1.0$.

따라 차이가 있기는 하지만 절리면의 거칠기는 첫번째 주기에서 대부분 손상을 받는다는 것을 보여주고 있다. 1 및 3 사분면의 전단응력곡선은 거칠기면을 거슬러 올라가는 경우이고, 2 및 4 사분면의 곡선은 거칠기면을 미끄러져 내려오는 경우이기 때문에 전단응력의 차이를 보인다. 2 및 4 사분면에서 전단응력은 주기가 반복됨에

따라 조금씩 증가하여 잔류전단강도 값 0.288 MPa에 접근하고 있다. 궁극적으로 거칠기가 완전히 마모된다면 Fig. 7(a)와 동일한 곡선을 얻게된다. 해석모델의 특성상 주기 전단과정에서 절리면에서 발생하는 수직응력을 정확히 0.5 MPa로 유지시키는 것이 곤란하기 때문에 전단변위가 0으로 되돌아오는 시점에서도 소량의 잔류수

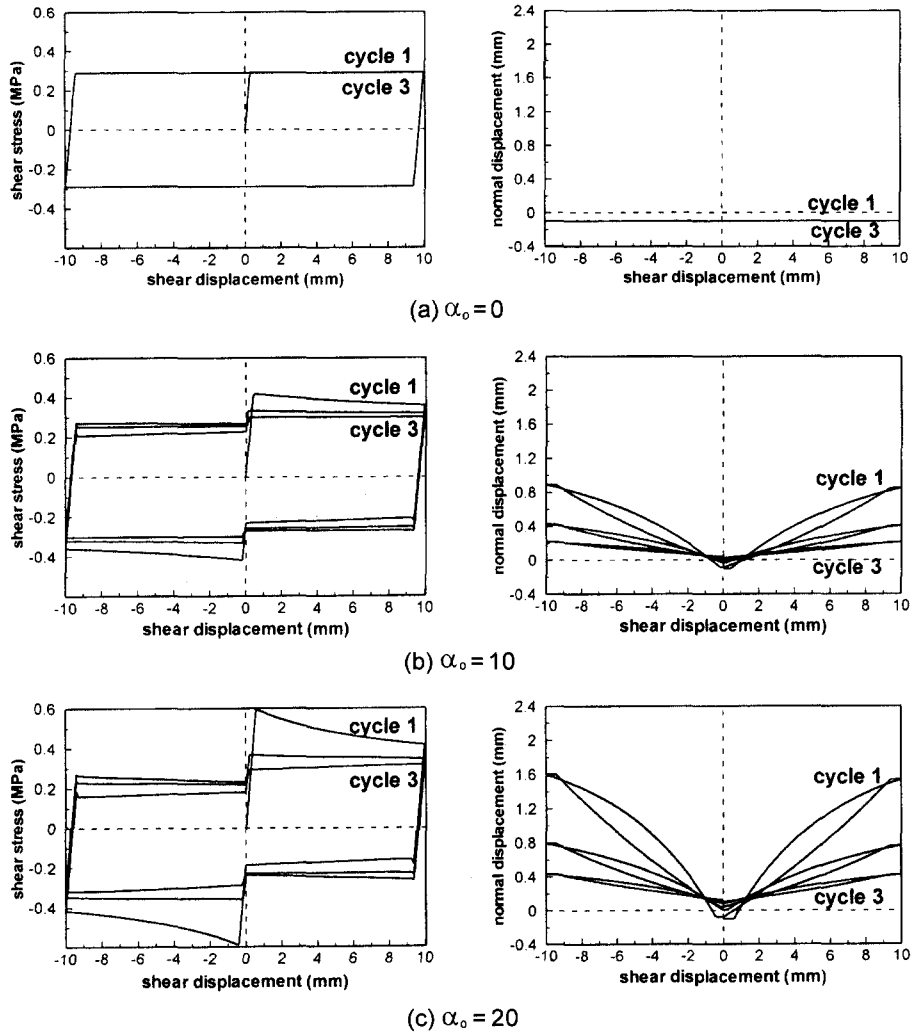


Fig. 7. Numerical results computed with varying α_0 .

직변위가 발생하는 것을 Fig. 7(b)와 (c)에서 볼 수 있다.

3.3 손상상수의 영향

절리면 거칠기의 손상속도를 나타내는 손상상수 c 가 수치 주기전단시험에 미치는 영향을 살펴보기 위하여 c 값을 20, 50, 100, 150 m/MN로 변화시키면서 해석을 실시하였다. 기타 입력자료 및 조건은 3.2절의 경우와 동일하게 적용하였다.

해석결과를 Fig. 8에 나타내었다. 손상상수가 크다는 것은 동일한 소성일에 대하여 절리면 거칠기 마모가 빠르다는 것을 의미한다. 네 경우 모두 전진전단 및 역전단시 발생하는 최대전단응력은 첫 번째 주기에서 정점

에서 0.5 MPa로 동일하지만 손상상수가 클수록 이후의 전단강도 저하가 급속히 발생하는 것을 보여주고 있다. 손상상수가 클수록 즉, 마모에 약한 거칠기를 갖는 절리면일수록 첫 번째 주기에서 정점전단변위 이후 강도 연화현상이 두드러지고 두 번째 주기부터는 강도 곡선에 큰 변화가 없음을 보여준다. 이것은 약한 거칠기를 갖는 절리면의 경우 첫 번째 주기에서 대부분의 거칠기가 파괴된다는 것을 의미하며, 또한 이러한 사실은 실험실 시험에서 관찰되는 것과 일치하는 현상이다. Fig. 8(a)에서 볼 수 있듯이 손상상수 값이 작은 경우 거칠기의 마모가 서서히 발생하기 때문에 수직변위곡선도 거의 직선적으로 나타나고 있다. 그러나 손상상수가 클 경

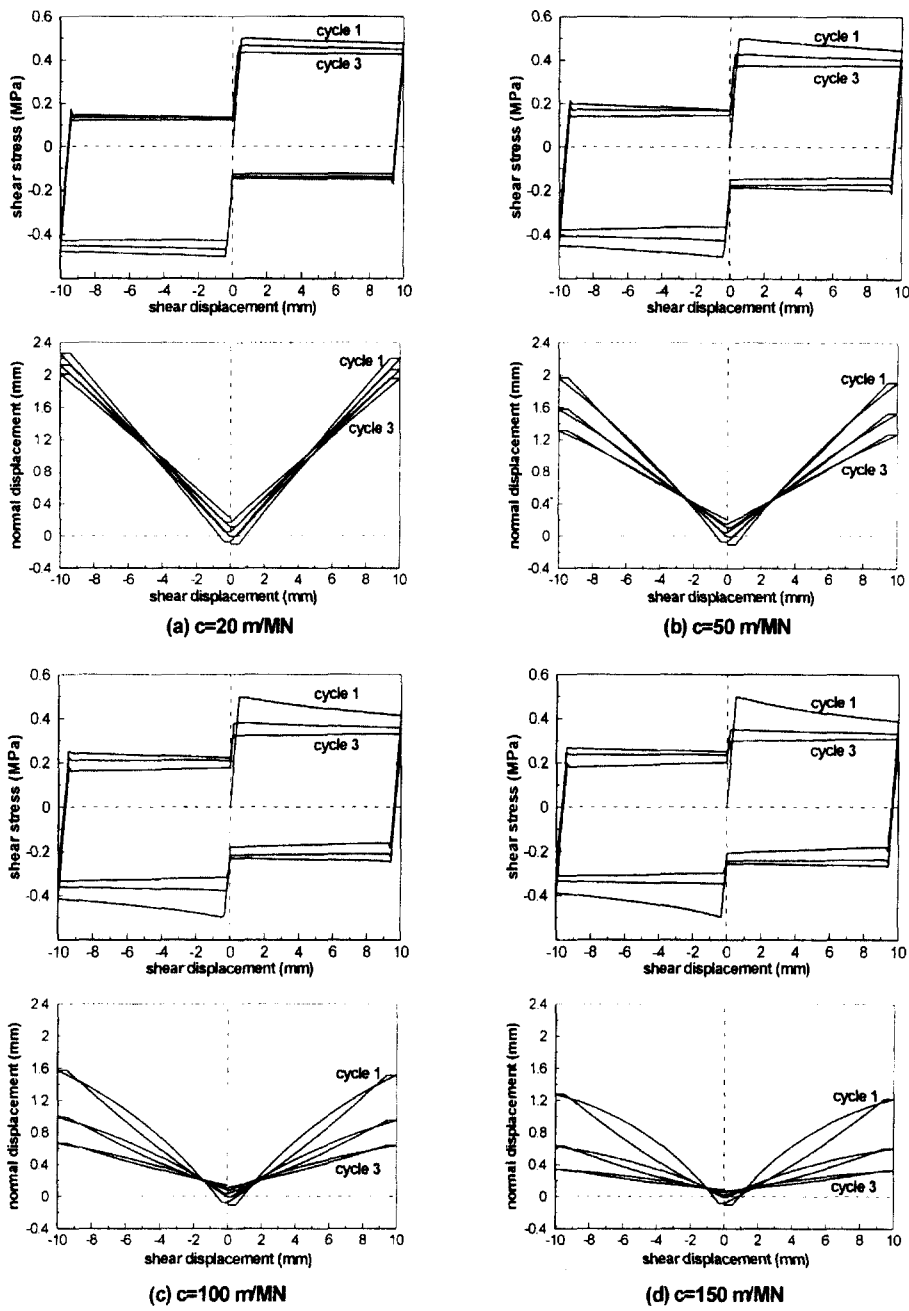


Fig. 8. Numerical simulation of cyclic shear with varying damage coefficients.

우 수직변위 곡선은 심한 곡선형태를 보이며 급속히 평면절리에서 나타나는 특징에 가까워 지고 있다. 첫 번째 주기에서 나타나는 최대 수직변위 값도 Fig. 8(d)의 경우가 (a)에 비하여 거의 1/2 정도로 작아지고 있음을 볼 수 있다. 절리면의 팽창성(dilation)은 수직변위의 구

속에 따라 전단강도에 큰 영향을 미치게 된다. 따라서 실제 암반절리면에서는 절리면의 초기 거칠기의 크기 뿐만아니라 거칠기면 자체의 마모저항성도 절리면의 전단강도에 큰 영향을 미친다는 것을 해석결과로부터 알 수 있다.

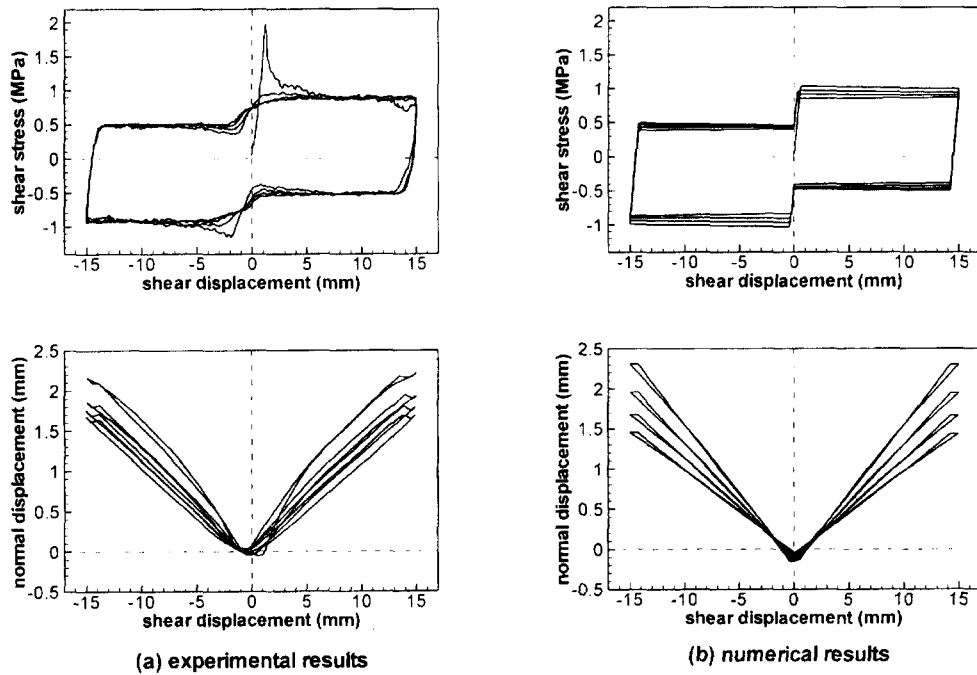


Fig. 9. Simulation results of real cyclic shear test.

3.4 실험실 주기전단시험 결과의 모사

실내 주기전단시험의 결과를 본 연구에서 유도된 탄소성 구성법칙을 적용하여 모사해 보았다. 지금까지 국내에서 발표된 유일한 주기전단시험 자료인 이희석 (1999)의 연구결과를 모사 대상으로 선정하였다. 실험에서는 화강암 인공절리시료를 이용하였다. 수직응력을 1.0 MPa로 유지시키면서 최대전단변위가 ± 15 mm로 하여 4회의 주기전단변위를 가하였다. Table 3은 수치모사를 위해 이용된 입력자료를 보여준다.

실험결과와 해석결과를 Fig. 9에 나타내었다. 전단응력 곡선의 경우 첫 번째 주기를 제외하고는 해석결과가 실험결과와 대체로 유사한 경향을 보여주고 있다. 첫 번째 주기의 차이는 거칠기의 파장이 짧고 전단변위와 함께 급격히 마모되어 없어지는 2차거칠기의 영향을 수치모델링에서 고려하지 않았기 때문으로 판단된다. 또한 수치해석에서 전진전단 및 역전단의 경우에 모두 동일한 초기 거칠기각과 전단강성을 적용한 것도 원인의 일부가 된다고 판단된다. 실제 실험결과에서 얻은 그래프 (Fig. 9(a))에서는 전진전단방향의 거칠기각이 역전단방향의 거칠기각에 비해 크다는 것을 보여주고 있으며, 전단강성 또한 전진전단의 경우가 크다는 것이 나타나

Table 3. Input parameters for simulation of real cyclic shear test.

k_t	k_n	ϕ_b	α_0	c	β
1800 MPa/m	8000 MPa/m	35°	11°	8 m/MN	-0.3

있다. 수직변위곡선도 대체로 잘 모사되고 있음을 볼 수 있다. 수치전단시험의 경우 전단변위가 발생하는 동안 상부블럭의 회전경향 때문에 수직응력을 일정하게 유지시키기 어렵고 이에 따라 전단변위가 0이 되었을 때 어느 정도의 잔류수직변위가 수반되나 β 값을 조절하여 실험결과와 유사한 수직변형곡선을 얻을 수 있었다. 절리면의 이방성을 고려하여 전진전단의 경우와 역전단의 경우에 입력자료를 달리하여 보다 정밀한 해석이 실시된다면 실제 실험결과에 더 근접한 해석 결과를 얻을 수 있을 것으로 판단되었다.

4. 결 론

절리면의 변형 및 강도 특성에 영향을 미치는 가장 중요한 요소중의 하나인 거칠기각이 전단과정에서 마모됨에 따라 절리면 거동에 미치는 영향을 수치해석적으로 평가할 수 있는 탄소성 구성모델을 유도하였다. 고전적

탄소성 모델과는 달리 소성변형 증분을 절리면 거칠기 경사를 따라 발생하는 미끄러짐 성분과 거칠기각의 저하 영향으로 나타나는 손상성분으로 구분하였다. 비연상유동법칙을 이용하여 탄소성 응력-변형 증분식을 유도하였으며, 또 절리면의 수직변형 증분과 전단변형 증분 사이의 종속성을 이용하면 소성포텐셜함수를 이용하지 않고도 비연상유동법칙을 적용하는 경우와 동등한 결과를 가져오는 응력-변형 증분식을 유도하였다. 구성모델에서는 이전의 일방향 전단거동해석 목적의 수치모델에서 관심을 두지 않았던 절리면의 팽창 및 축소를 조절하기 위하여 변수 β 가 도입되었다.

전단변형에 따른 절리면 거칠기의 변화가 절리면의 거동에 미치는 영향을 가장 잘 살펴볼 수 있는 현실적인 방법이 주기전단시험이라 할 수 있다. 이 연구에서는 유도된 구성법칙을 2차원 유한요소 코드에 이식하였고, 이의 검증을 위하여 수치 주기전단시험을 실시하였다. 변수 β , 초기 거칠기각, 손상상수들에 대한 영향평가를 실시하였으며 그 결과로부터 구성모델의 정확성을 입증할 수 있었다. 또한 실제 실험실 주기전단시험 결과를 비교적 잘 모사할 수 있었다. 특히 절리면의 수직 팽창성은 손상상수에 민감하게 반응하는 것으로 나타났다. 절리면 수직변형이 구속되면 절리면의 전단저항은 수직팽창성에 크게 의존한다. 따라서 현장의 절리면들이 어느 정도 수직방향의 변위구속이 이루어지고 있는 상황을 고려하면 거친 절리면의 거동해석시 절리면 거칠기 손상 저항성이 중요하게 다루어져야 한다는 것을 알 수 있었다.

이 연구의 결과는 절리면에서 발생하는 정적인 일방향 전단거동 해석 뿐만아니라 지진 혹은 발파와 같은 동하중에 의한 주기전단 현상의 해석에도 이용될 수 있을 것으로 판단된다.

감사의 말

이 논문은 1999년도 한국학술진흥재단의 연구비에 의하여 지원되었음(KRF-99-003-E00555). 연구비를 지원해주신 재단에 감사드립니다.

참고문헌

1. 이연규, 이정인, 1997, 절리면 거칠기각의 손상을 고려한

- 개별체 절리 유한요소, 터널과 지하공간(한국암반공학회지), 7, 20-30
2. 이연규, 이정인, 1998, 거친 절리면의 전단거동 해석을 위한 탄소성 구성법칙, 터널과 지하공간(한국암반공학회지), 8, 234-248
3. 이회석, 1999, 주기전단 하중하의 암석 절리의 역학적 및 수리학적 거동 연구, 서울대학교 공학박사학위논문
4. Dowding, C. H., A. Zubelewicz, K. M. O'Connor and T. B. Belytschko, 1991, Explicit modeling of dilation, asperity degradation and cyclic seating of rock joints, *Computers and Geotechnics*, 11, 209-227
5. Goodman, R. E. and St. John C., 1977, Finite element analysis for discontinuous rocks. In *Numerical Methods in Geotechnical Engineering*, Ed. by Desai, C. S. and Christian, U. T., McGraw-Hill.
6. Huang, X., 1990, A Laboratory study of the mechanical behavior of rock joint, with particular interest to dilatancy and asperity surface damage, Ph.D. thesis, University of Wisconsin-Madison
7. Hutson, R. W. and C. H. Dowding, 1990, Joint asperity degradation during cyclic shear, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.* 27, 109-119
8. Patton, F. D., 1966, Multiple modes of shear failure in rock. *Proc. 1st. Cong. ISRM, Lisbon*, 1, 509-513
9. Plesha, M. E., 1985, Constitutive modeling of rock joints with dilation, *Proc. 26th US Symp. on Rock Mechanics*, 387-394
10. Plesha, M. E., 1987, Constitutive models for rock discontinuities with dilatancy and surface degradation. *Int. J. for Num. and Anal. Meth. in Geomech.* 11, 345-362
11. Plesha, M. E. and B. C. Haimson, 1988, An advanced model for rock joint behavior: Analytical, experimental and implemental considerations, *Proc. 29th US Symp. on Rock Mechanics*, 119-126
12. Qui, X., 1990, Modeling mechanical behavior of rock discontinuities, Ph.D. thesis, University of Wisconsin-Madison
13. Xiurun, Ge, 1981, Non-linear analysis of a joint element and its application in rock engineering, *Int. J. for Num. and Anal. Mech. in Geomech.*, 5, 229-245
14. Zubelewicz, A., K. O'Connor, C. H. Dowding, T. Belytschko, and M. Plesha, 1987, A constitutive model for the cyclic behavior of dilatant joints, *Proc. 2nd Int. Conf. Constitutive Laws for Engineering Materials, Tucson, Arizona*, 1137-1144

**이 연 규**

1987년 서울대학교 공과대학 자원공학과 공
학사
1989년 서울대학교 대학원 자원공학과 공학
석사
1994년 서울대학교 대학원 자원공학과 공학
박사
Tel : 063-469-1864
E-mail : kyoulee@kunsan.ac.kr
현재 군산대학교 해양과학대학 해양응용
공학부 조교수
