

거칠기를 고려한 단일 절리의 전단, 수리적 거동에 대한 수치해석

이희석¹⁾ · 이연규²⁾

A Numerical Analysis on the Shear and Hydraulic behavior of Single Rock Joint with Roughness

Hee-Suk Lee and Youn-Kyou Lee

ABSTRACT The development of proper joint model, which can describe real phenomena exactly and still can be used easily, is one of the most important element for the analysis of the mechanical and hydraulic behavior of discontinuous rock mass. In this study, an elasto-plastic constitutive model of joint behavior considering asperity degradation was extended with the concept of first and second order asperities. The proposed model was implemented to numerical code with discrete finite joint element. The parametric study with the various asperity angles and degradation coefficients showed that the model can reproduce the shear behavior of typical rough joints well. Results of laboratory monotonic and cyclic shear tests were compared with those of numerical tests to validate the model. The hydraulic model considering the relations between gouge production and aperture was introduced to the mechanical model. In an attempt to examine the performance of the model, comparative numerical test was conducted. Permeability between joint surfaces increased rapidly at the first stage, but became nearly constant with increasing shear displacement due to gouge production and uniform variation of aperture distribution.

Key words : rock Joint, elasto-plastic constitutive model, finite element method, asperity degradation, hydraulic behavior.

초 록 : 불연속 암반의 역학적, 수리적 거동을 현실적으로 해석하기 위한 가장 중요한 요소 중의 하나는 실제 현상을 정확히 모사할 수 있으면서도, 사용하기 쉬운 절리 모델의 개발에 있다. 본 연구에서는 거친 단일 암석 절리의 역학적 거동을 모사하기 위해 기존의 거칠각 손상을 고려한 절리 거동의 탄소성 구성모델을 각각 1차 거칠기와 2차 거칠기의 개념을 사용하여 확장하였다. 제안된 모델을 개별체 유한요소법을 이용하여 수치해석 프로그램을 작성하였다. 거칠기 특성과 손상수를 달리하여 실시한 변수 해석을 실시한 결과, 제안된 모델은 다양한 형상의 거친 절리의 전단 및 팽창을 수치적으로 잘 근사할 수 있었다. 실험실에서 실시된 단일 절리의 일방향 및 주기전단시험 결과와 수치해석 결과를 비교하였으며, 이를 통해 제안된 모델의 타당성을 검증하였다. 제안된 역학 모델에 충전물 생성계수와 역학 간극과 수리 간극의 관계를 고려한 수리 거동 모델을 도입하였으며, 단일 절리의 전단-수리 시험 결과와의 비교 해석을 실시하였다. 전단에 따른 절리면 사이의 투수계수 증가는 충전물 생성 및 간극 분포의 일정화 경향으로 인해 일정 전단 변위 이후에는 일정해지는 특성을 보였다.

핵심어 : 암석 절리, 탄소성 구성 모델, 유한요소법, 거칠각 손상, 수리 거동

1. 서 론

암석 절리는 그 생성 과정에서부터 다양한 크기의 거칠기(roughness)를 가지고 있으며 이러한 거칠기의 크기, 분포 특성, 돌출부(asperity) 강도, 분리도(separation), 맞물림 정도(matedness) 등은 절리의 거동을 훨씬 더 복잡하게 만든다. 수치해석에서 절리를 개념화하기 위한 구성 모델(constitutive model)은 불연속 암반의 거동 예측의

핵심적인 부분을 차지하며 암반공학에서의 주요 과제 중의 하나이다. 지금까지 수치해석에서 절리를 고려하기 위한 여러 모델들이 제안되어 왔다. 하지만 다양한 측면에서의 절리면 거동을 적절히 기술할 수 있고, 또한 사용하

1)정회원, 서울대학교 지구환경시스템공학부 Post Doc.
2)정회원, 군산대학교 해양과학대학 해양응용공학부 전임강사
원고 접수일 : 2000년 8월 2일
원고 심사완료일 : 2000년 8월 21일

기 쉬워야 한다는 여러 가지 요구 조건을 충족하는 모델은 드물다. 또한 구성 모델은 실험실 시험 또는 현장 시험에서 관측된 절리 실험 결과를 통해 검증, 보완되어야 한다.

Patton(1966)이 톱니형 돌출부를 가진 인공 절리의 직접 전단 시험에 기초하여 거칠기를 고려한 이중 선형 모델(bilinear model)을 제안한 이래로 여러 가지 형태의 경험적, 이론적인 절리 구성 모델-Ladanyi & Archambault(1970), Jaeger(1971), Goodman(1976), Barton(1977), Plesha(1987), Jing(1993), Qiu(1993)-들이 제안되어 왔다. 이 중 Barton의 경험 모델(1977)은 다양한 절리 인자들의 특성을 포함하며 적용의 손쉬움으로 인해 널리 사용되고 있다. 하지만 증분 형태가 아니므로 수치 해석상의 도입의 어려움이 있는데, 이에 대한 극복을 위해 Ming & Brown(1988), 이연규와 이정인(1998)은 Barton의 경험 모델을 이용하여 증분형태의 소성 절리 모델을 개발한 바 있다.

또한 수리적인 측면에서 Barton이 제안한 팽창-전도도 상호작용 모델링(1985)은 거칠기에 따른 절리면 팽창만이 고려되어 전단 진행에 따른 투수계수 변화를 과도하게 예측한다.

Plesha 모델은 거칠각의 손상이 소성일에 지속적으로 일어난다는 이론에 근거하였으며, 거친 불연속면 거동을 이론적으로 모델링 했을 뿐 아니라 유한요소법과 같은 수치해석에의 적용성이 뛰어나서 많이 사용되고 있다. 하지만 Plesha 모델은 주기 전단 거동에서 과도한 팽창을 예측하며, 아직까지 실제 다양한 암석 절리에 대해서 직접적으로 실험결과와 비교되지 못하였으며 손상 상수와 같은 각 변수들의 특성이 제대로 파악되지 않은 등의 단점이 있다. 이들 모델들은 돌출부 단일 경사각의 손상을 고려했기 때문에, 다양한 규모의 거친 절리면의 거동을 정확히 기술하는데 한계가 있다.

본 연구에서는 거친 인공 절리면에 대한 완전 주기 전단 시험 및 수리-전단 시험 결과(이희석 외, 1999, 이희석 외, 2000)에 기초하여 거친 절리의 주요 거동들을 개념화하였다. Plesha의 이론적인 수식화(1987)를 개선하여 거친 절리면의 특징을 각각 1차 및 2차 거칠기로 분리시킨 거칠각 손상을 고려한 소성 절리 구성 모델을 제안하였으며, 이를 개별체 유한요소법(이연규와 이정인, 1997)을 이용하여 프로그램으로 구현하였다. 구현된 프로그램으로 절리 거동 해석을 실시하였으며, 인공 절리 시료의 직접전단 시험, 주기 시험 결과와 비교하였다. 또한

개발된 절리 유한요소 코드에 Nguyen & Selvadurai (1998)의 절리 역학 조건 변화에 따른 수리학적 거동 모델을 구현하여 압축과 전단이 결합된 조건에서의 절리의 수리학적 거동 해석을 실시하였으며, 이를 전단-수리 시험 결과와 비교 분석하여 그 타당성을 검토하였다.

2. 거친 절리의 전단 거동

2.1 전단거동에 있어서의 2차 거칠기의 역할

암석 절리 면은 Fig. 1에 나타난 것과 같이 대개 표면 전체에 걸쳐 작은 돌출부들을 가진 거친 면으로 구성된다. 그림에서 1차 거칠기는 절리면의 전반적인 경사를 의미하고, 2차 거칠기는 미세한 돌출부들의 무질서하게 분포한 경사들을 의미한다. 이들 거칠기들은 암석 절리의 강도, 변형, 팽창 특성을 좌우하는 가장 중요한 요소이다. 특히, 거친 절리가 초기 전단시 매우 큰 정점전단응력과 큰 팽창을 보이는 것은 주로 2차 거칠기의 작용 때문이다. 즉, 절리면은 초기 2차 거칠기의 억물림으로 인해 매우 큰 전단 저항을 나타내지만, 일단 전단이 개시되면서부터, 미세 2차 거칠기들이 급격하게 손상됨에 따라 매우 큰 변형률 연화(strain softening) 및 비선형적인 팽창이 발생한다. 이에 비해 1차 거칠기는 주로 잔류전단 강도와 절리면 경사에 따른 선형적인 팽창 거동에 영향을 준다. 실험실 주기 전단시험 결과(이희석 외 참조, 1999)에서 알 수 있듯이, 역방향으로 전단되는 경우에는

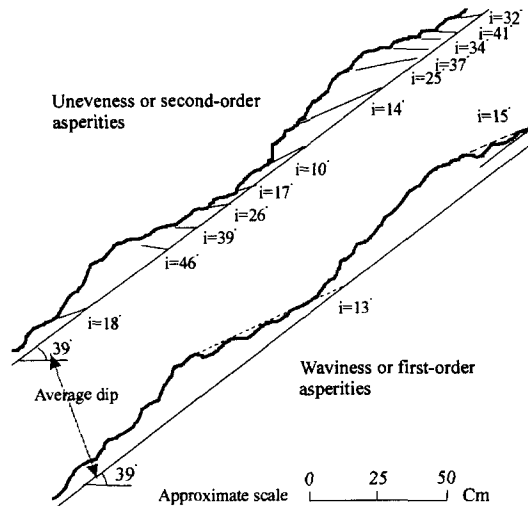


Fig. 1. Asperities on the rock joint surface(after Deere et al.,1966)

이러한 2차 거칠기들이 수직응력 수준에 따라 손상되어서, 오히려 1차 거칠기가 주로 이후의 전단 거동에 영향을 준다.

따라서 대부분 일방향 전단만이 관심이 있는 경우 특히 거친 절리의 전단 거동을 모사하기 위해서는 이러한 2차 거칠기의 영향이 적절히 고려되어야 한다. 하지만 지금까지 대부분의 절리 모델들은 이러한 절리면의 거칠기 특성을 단일한 성분으로 고려하여, 2차 거칠기로 인한 전단 거동의 특징들을 제대로 반영하지 못했다.

2.2 전단에 따른 수리 거동

절리 전단 변위가 있는 동안에 팽창성과 돌출부 손상이 본질적으로 절리의 유동 특성을 변경시키는 것으로 알려져 있다. 지금까지 실험적으로 전단시의 투수계수 변화를 측정하려는 여러 가지 시도-Teufel(1987), Makurat et al.(1990), Esaki et al.(1991), Ahola et al.(1996), 이희석 외(2000)-가 이루어져왔다. 대부분의 경우에 전단 변위가 수직 변형보다 절리의 수리적 특성에 보다 크게 영향을 미치지만 전단에 의한 돌출부 손상과 결과적인 수리 간극의 변화는 일차적으로 절리 수직 변위에 의해 야기되는 것보다 훨씬 예측하고 모델링하기가 힘들다.

충전물 형성은 어떤 경우에는 유동을 제한하며 따라서 비록 절리가 수직팽창을 하고 있을지라도 수리전도도를 감소시킨다. 돌출부 손상의 양과 이에 따른 충전물 생성의 정도는 가해진 하중 상태 뿐 아니라 암석 절리의 역학적 인 특성에 의존한다.

특히 Barton et al.(1985)은 거칠기가 큰 절리의 경우 수리적 거동 변화를 역학 간극과 수리 간극의 관계를 통해 다음과 같은 경험식으로 구하였다.

$$e = JRC^{2.5} / (E/e)^3 \mu m \tag{1}$$

여기서, E는 역학 간극(mechanical aperture), e는 수리 간극(hydraulic aperture), JRC는 절리거칠기계수(Joint Roughness Coefficient)를 나타낸다. 하지만 이 식은 JRC 만의 함수로서 수리 간극의 변화를 설명하므로, Fig. 2에 나타난 결과에서 볼 수 있듯이 대부분 전단 과정 동안 절리 표면의 손상이 제대로 고려되지 않음으로 인해 과도한 투수계수 변화를 예측한다. 또한 전단이 진행되는 동안 복잡한 미소 간극 공간들의 지속적인 증감 여부는 실제 측정이 어려우므로 아직까지 제대로 밝혀지지 않고 있다.

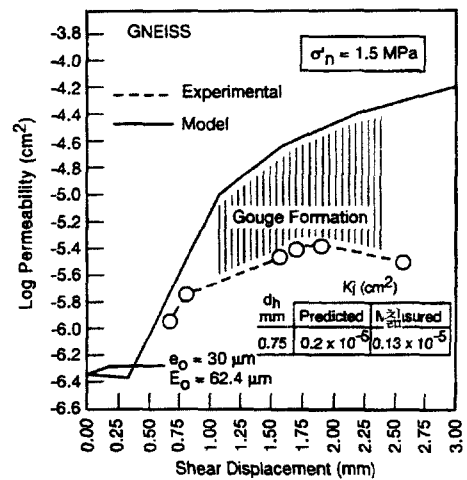


Fig. 2. Comparison between predicted and measured joint conductivity during joint shearing(after Barton et al.,1985)

3. 절리 모델 구성

3.1 탄소성 구성 모델

이 연구에서 사용된 일반적인 응력-변형 구성방정식은 Plesha(1987)가 제안한 관계를 사용하였다. 절리면에서의 상대변형은 회복 가능한 탄성변형과 회복이 불가능한 소성변형의 합으로 가정하여 다음과 같이 표시할 수 있다.

$$d\tilde{\epsilon}_r = d\tilde{\epsilon}_r^e + d\tilde{\epsilon}_r^c \tag{2}$$

위 첨자 e, p는 각각 증분상대변위의 탄성 및 소성성분을 표시한다. 탄성변형성분은 증분응력과 다음과 같은 선형관계에 있다.

$$d\tilde{\sigma} = D d\tilde{\epsilon}_r^e \tag{3}$$

식(3)의 D행렬은 절리의 강성행렬로서 일반적으로 다음과 같이 표현된다.

$$D = \begin{bmatrix} K_s & 0 \\ 0 & K_n \end{bmatrix} \tag{4}$$

식(4)에서 K_s, K_n은 각각 절리의 전단강성과 수직강성을 나타낸다.

비연상 소성 유동법칙(nonassociated flow rule)과 항복함수가 계속 0이 되기 위한 조건(consistency condition)을 적용하고 이연규와 이정인(1997)에서와 같은 방법을 이용하여 최종적인 응력과 변형률의 증분 관계식을 다음과 같이 얻을 수 있다.

$$d\sigma = \left[\mathbf{D} - \frac{\mathbf{D} \begin{pmatrix} \frac{\partial Q}{\partial \sigma} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \frac{\partial F}{\partial \sigma} \end{pmatrix}^T \mathbf{D}}{\begin{pmatrix} \frac{\partial F}{\partial \sigma} \end{pmatrix}^T \mathbf{D} \begin{pmatrix} \frac{\partial Q}{\partial \sigma} \end{pmatrix} - H} \right] d\epsilon_r \quad (5)$$

여기서, F는 미끄러짐 함수(sliding function), Q는 미끄러짐 포텐셜(slip potential)이며, H는 변형을 경화/연화 계수(strain hardening/softening parameter)이다.

3.2 거칠기 손상의 고려

본 연구에서는 기본적으로 Plesha(1987)가 제안한 미끄러짐 함수와 미끄러짐 포텐셜을 이용하였다. 하지만 거친 절리면에 대한 실험 결과 분석을 통해 미끄러짐 함수와 포텐셜 함수에 포함되는 중요한 파라미터인 거칠각의 개념을 수정하였다.

절리면의 수직팽창 특성은 절리면 거칠기의 기하학적 형상, 응력조건, 경계조건 등에 따라 차이가 있기는 하지만 절리면의 손상과 밀접한 연관성이 있다고 할 수 있다. 절리면의 손상은 낮은 응력하에서는 주로 거칠기 면의 마모에 의하며 높은 응력하에서는 거칠기 자체의 파쇄(shearing off)에 의한다고 생각할 수 있다. 수직응력이 클수록 미끄러짐을 유발시키기 위해서는 큰 전단응력이 필요하며 절리면의 손상에 의한 거칠각의 저하도 신속히 진행된다. 절리면 손상특성을 수치적으로 표현하기 위해 Plesha는 단위부피당 소성일 W^p 의 함수로 표현되는 간단한 지수함수 형태의 손상법칙을 제안하였으며 이를 다시 쓰면 다음과 같다.

$$\alpha = \alpha_0 \exp(-cW^p) \quad (6)$$

여기서 α_0 는 초기 거칠각, c 는 손상의 쉬운 정도를 나타내는 손상상수(damage coefficient)로서 2차원 해석 시 [길이/힘]의 단위를 갖는다. c 는 절리면의 거칠기 특성과 절리면 자체의 강도 특성을 동시에 표현하는 상수로 생각된다. c 는 실험적으로도 구할 수 있지만(이회석 외, 1999) 간단한 모델에서 이용하여 c 를 변화시키면서 수회의 수치 직접전단시험을 실시하고 이를 해석대상이 되는 절리면 시료에 대한 직접전단시험 결과와 비교함으로써 대략적인 추정이 가능하다. Hutson과 Dowding(1990), Huang 등(1993)의 실험적 결과는 수직응력이 커질수록 동일 시료에 대해서 c 값이 커진다고 보고하였지만 Nguyen & Selvadurai(1998)는 오히려 수직응력이 증가함에 따라 c 값이 감소한다고 결론지었다. 이러한

차이가 나는 이유는 손상상수를 과도하게 단일 상수로 근사하여 생기는 오차라고 생각된다.

이연규와 이정인(1997)은 Plesha 모델을 사용하여 거친 절리에 대한 실험 결과를 해석한 바 있다. 이 경우에 α 값은 31°로 가정하고 정점 전단 변위 이후에 손상이 크게 일어나는 것으로 모델링하였다. 이러한 방식으로 모델링할 경우 손상계수 값이 커져서 절리 팽창성이 과도하게 작게 평가될 가능성이 있다. 마찬가지로 절리 팽창성을 제대로 고려하려면 잔류응력이 과대 평가되는 경향을 낳는다.

원래 거친 절리면에서의 2차 거칠각은 매우 다양한 크기와 규모를 가질 것이다. 이를 위해 모든 거칠각에 대해 개별적으로 국부좌표계에서 전체좌표계로 응력 전환하여 고려하는 것은 매우 복잡하고 비실용적인 일이다. 그러므로 이 연구에서는 Dong과 Pan(1996)에서 제시한 균질화 기법과 비슷한 개념으로서 등가 2차 거칠각(equivalent secondary asperity angle)의 개념을 제안하였다(Fig. 3). 이러한 등가 2차 거칠각은 실험 결과에서 나타난 바와 같이 1차 거칠각에 비해 훨씬 급격한 손상 과정을 거친다고 생각할 수 있다. 따라서 절리면의 마모 법칙은 수치적으로 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\alpha = \alpha_1^0 \exp(-c_1 W^p) + \alpha_2^0 \exp(-c_2 W^p) \quad (7)$$

여기서 $\alpha_i^0 = \alpha_i^1 + \alpha_i^2$ 며 α_i^0 는 총 초기 거칠각으로서 1차 거칠각과 2차 거칠각의 대수적인 합으로 단순화할 수 있다.

등가 2차 거칠각을 이용한 절리 모델의 개념을 Fig. 3에 나타내었다. 그림에서 일반적인 하중 방향에 대해 첨자 F는 전진 방향 전단을, 첨자 R은 역 방향 전단을 각각 나타내며 α_{F1} , α_{F2} , α_{R1} , α_{R2} 는 각각 전진과 역 전단

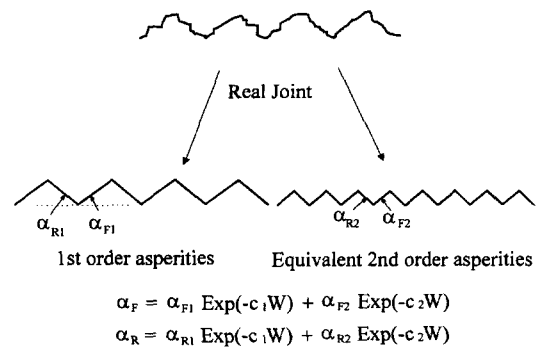


Fig. 3. Concept of equivalent secondary asperity angle

시의 1차와 2차 초기 거칠각을 나타낸다. 이러한 개념을 사용하면 거칠각 성분이 포함되어 있는 미끄러짐 함수와 미끄러짐 포텐셜 및 소성 경화/연화 계수 H 등(이연규와 이정인, 1997)이 변경된다. 이에 따라서 다양한 거칠기에 대한 절리 거동 특성을 보다 잘 근사할 수 있을 것으로 생각된다.

3.3 수리 모델

전단시 수리적 거동을 해석하기 위해 Elliot(1985)가 제안한 역학 간극과 수리 간극의 선형적 관계를 이용하였다.

$$e = e_0 + f\Delta E_m \tag{8}$$

여기서 e_0 는 초기 수리 간극이고 ΔE_m 은 압축과 전단의 영향이 결합된 역학적 간극의 변화이며 f 는 비례상수이다. Benjelloun(1993)은 실험적으로 위 식의 타당성을 검증하였으며 f 가 0.5~1 사이의 값이라고 보고한 바 있다.

또한 f 의 변화는 Nguyen & Selvadurai(1998)가 제안한 바와 같이 전단진행에 따라 소성일의 함수로서 지수적으로 감소한다고 가정하였다.

$$f = f_0 \exp\left(-\int_0^W c_f W^p\right) \tag{9}$$

여기서 c_f 는 충전물 생성 인자이고 f_0 는 f 의 초기 값이다. 이 연구에서는 수치 모델 해석시 실험 결과와 비교하면서 이들 인자 값들을 추정하였다.

3.4 유한요소 해석

제한된 탄소성 구성법칙, 절리 거칠기 손상 및 수리 모델을 개별체 절리 유한요소법을 적용하여 실행시켰다. 이 연구에서는 이연규와 이정인(1997)에 의해 개발된 등매개 변수 개별체 절리요소를 이용하였다. 이 요소는 상하부면이 마주보는 절점이 동일한 좌표값을 갖는 두께가 0인 요소이다. 이 요소에 가상일의 원리를 적용하여 절리 요소의 강성행렬을 유도하여, 연속체 요소와 결합시켜서 프로그램을 작성하였다. 또한 절리 소성 거동을 해석하기 위한 비선형 해법은 접선강성법을 사용하였다. 자세한 프로그램의 구조는 이연규와 이정인(1997)을 참조하면 된다.

해석 모델은 Fig. 4에 나타난 바와 같이 실험실 직접 전단시험(이희석 외, 1999)과 동일한 시험편 크기 및 일정 수직응력 조건으로 구성하였다.

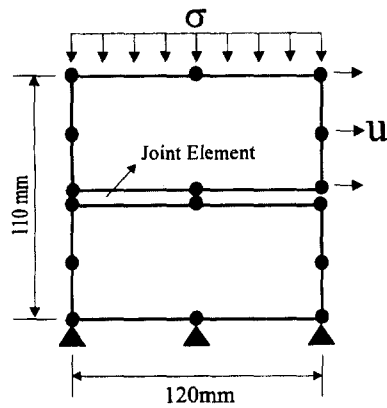


Fig. 4. Finite element mesh used for the simulation of direct shear and hydraulic behavior under constant normal stress

4. 결과 해석 및 토의

4.1 변수 해석

실험 결과와의 비교에 앞서 모델 변수들이 어떤 거동을 하는지를 알아보기 위해 변수 해석(parametric study)을 실시하였다. 1차 초기 거칠각(α_1^0)이 10° 이고 2차 초기 거칠각이 (α_2^0) 10° 인 기준 사례를 고려하였다. 나머지 입력자료는 전단강성(K_s)이 1000 MPa/m, 수직 강성(K_n)이 10000 MPa/m이며 기본 마찰각(ϕ_0)은 35° 였다.

Table 1은 변수 해석에 사용된 변수들에 대한 주요 입력 변수들을 보여준다. 즉 기준 사례에 대해 1차 초기 거칠각, 2차 초기 거칠각, 1차 손상계수, 2차 손상계수의 변화에 따라 제안된 모델의 변화 양상을 고찰하였다. Table 1에서 α_1^0 , α_2^0 는 각각 1차 초기 거칠각과 2차 초기 거칠각을 나타내며 c_1 , c_2 는 각각 1차 손상계수와 2

Table 1. Test matrix for the parametric study

Case	Parameter	α_1^0 (°)	α_2^0 (°)	c_1 (m/MN)	c_2 (m/MN)
Reference case		10	10	100	400
Effect of α_1^0		0	10	100	400
		20	10	100	400
Effect of α_2^0		10	0	100	400
		10	20	100	400
Effect of c_1		10	10	0	400
		10	10	200	400
Effect of c_2		10	10	100	0
		10	10	100	800

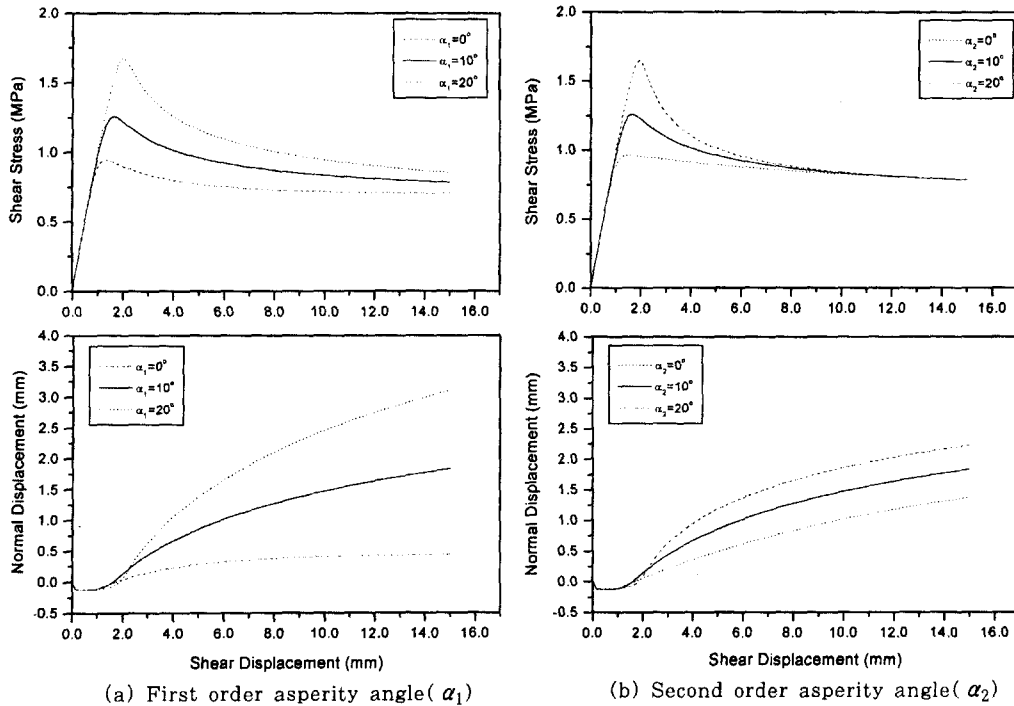


Fig. 5. Effect of initial asperity angles variation on uni-directional shear behavior

차 손상계수를 나타낸다. 1차 손상계수는 1차 거칠각의 손상정도와 관련되고, 2차 손상계수는 2차 거칠각과 관련된다. 2차 초기 거칠각의 경우 일반적으로 최대 전단응력을 지난후 급격히 손상된다고 가정하여 기준 2차 손상계수를 400 m/MN로 하였다.

Fig. 5는 서로 다른 초기 거칠각에 대한 전단 거동의 변화를 보여준다. Fig. 5(a)에서 1차 초기 거칠각은 최대 전단응력과 잔류 전단응력에 모두 큰 영향을 미친다. 손상계수가 동일하다면 1차 초기 거칠각이 증가하면 이들 강도 값이 증가한다. 또한 1차 거칠각은 팽창 거동에 큰 영향을 주는데, 그 중에서 주로 최대 전단응력 이후의 팽창 거동에 영향을 끼치는 것을 알 수 있다. 또한 팽창 곡선에서 거칠각 차이에 따라 팽창 거동과 최종 팽창량의 크기가 상당히 차이가 났다. Fig. 5(b)에서 2차 거칠각의 변화는 주로 최대 전단응력 부근에서의 거동에 크게 영향을 미치는 것을 알 수 있다. 물론 이러한 거동을 위해서는 2차 거칠각의 손상 계수를 크게 산정해야 할 필요가 있다. 2차 거칠각의 크기에 따라 최대전단강도는 크게 변화하지만, 잔류 전단강도는 2차 초기 거칠각에 큰 영향을 받지 않음을 볼 수 있다. 또한 2차 초기 거칠각의 크기는 주로 정점전단응력 부근의 최대팽창각의

크기에만 영향을 주며, 평균 팽창 특성은 1차 초기 거칠각에 더 큰 영향을 받는다.

Fig. 6은 초기 거칠각 성분이 동일할 경우 손상 계수의 차이에 따른 전단 거동의 변화 양상을 나타낸다. Fig. 6(a)에서 1차 손상 계수가 0인 경우 최대 전단응력을 지난 후 2차 거칠기 성분이 급격히 마모되다가 이내 일정한 잔류 응력 수준이 되는데, 1차 거칠기 성분이 전혀 손상되지 않으므로 잔류전단응력이 매우 크게 된다. 1차 손상계수가 증가함에 따라 최대 전단응력 이후의 급격한 변형률 연화가 점점 커지며 잔류 전단응력의 크기는 점점 작아짐을 볼 수 있다. 1차 손상계수는 최대전단응력의 크기에는 별 영향을 주지 않는 것으로 보인다. 이러한 이유는 대부분 1차 손상계수의 크기는 변화 범위가 크지 않기 때문이다. 또한 1차 손상계수가 0인 경우에는 최대 전단응력 이후에는 팽창 곡선이 거의 직선에 가까운 형태가 되는데, 이는 툽니형으로 이상화된 1차 거칠 절리면이 마모 없이 그대로 상승하는 것으로 생각할 수 있다. 1차 손상 계수가 커짐에 따라 팽창곡선은 초기 최대 팽창각 성분과 이후의 작은 팽창 거동으로 뚜렷하게 양분되는 현상을 보이며 이러한 경향은 거친 절리의 팽창 거동과 잘 일치한다.

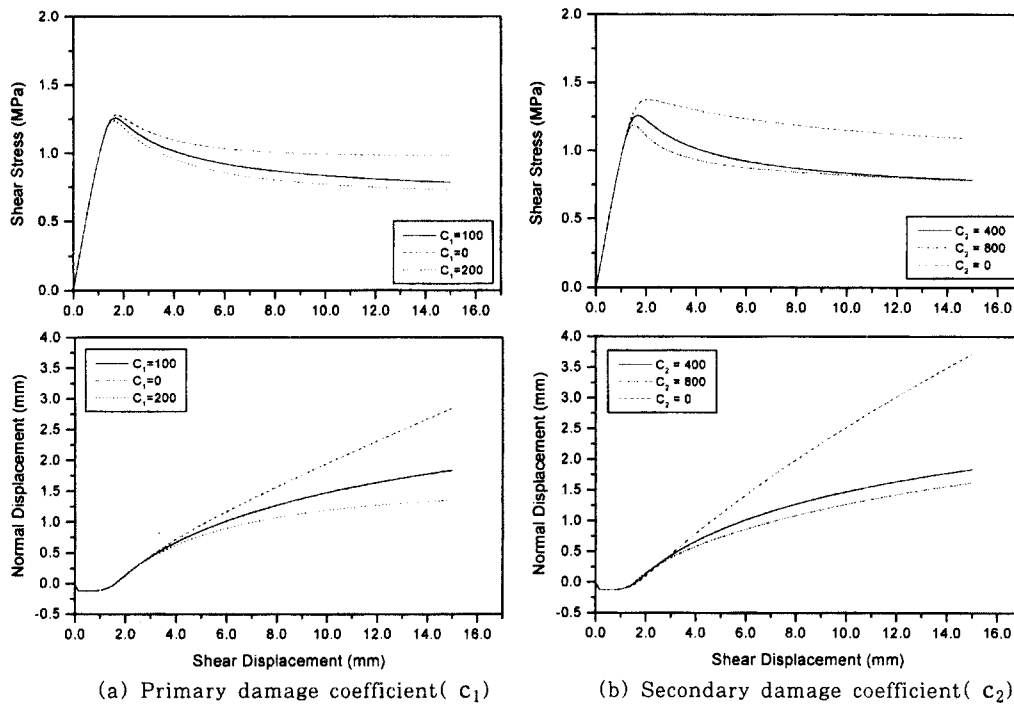


Fig. 6. Effect of damage coefficient variation on uni-directional shear behavior

Table 2. Input parameters used in the simulation of uni-directional direct shear tests

	σ_n (MPa)	K_s (MPa/m)	K_n (MPa/m)	α_1^0 (°)	α_2^0 (°)	ϕ_u (°)	c_1 (m/MN)	c_2 (m/MN)
GH18	1	2430	8000	16	7	35	80	500
GH35	2	2840	8000	10	27	35	150	550
GH7	3	3120	12000	17	27	35	60	450

Fig. 6(b)는 2차 손상계수의 영향을 나타낸다. 2차 손상상수가 0이면 1차 거칠각의 손상에 의해서만 변형률 연화 현상이 영향을 받으므로 매우 작은 연화 현상을 보인다. 그러므로 최대 전단응력 이후의 연화현상은 1차 거칠기와 2차 거칠기의 복잡한 상호작용의 형태로 나타나며 다양한 형태의 변형률 연화 거동을 이들 거칠기 특성을 이용하여 모델링할 수 있을 것으로 예상된다. 일반적으로 손상계수가 커질수록 최대전단응력 크기는 작아진다. 따라서 거친 절리의 최대전단강도는 2차 거칠각의 크기 뿐 아니라 손상계수 크기에 의존하게 된다.

이상 살펴본 바와 같이 1차 거칠기와 2차 거칠기의 특성으로 분리된 거칠각 손상 모델은 다양한 형상의 거친 절리 거동을 정확히 모델링할 수 있음을 볼 수 있다. 또한 각 변수들이 전단 거동의 어떤 특성에 주로 영향을 주는지를 파악이 가능하므로 실험에서 나타난 특징

적인 거동을 이 모델을 통해 구현할 수 있을 것으로 생각된다.

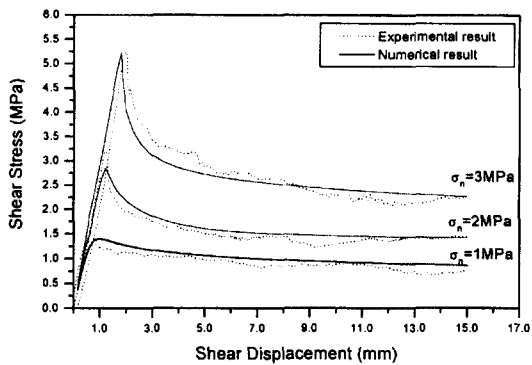
4.2 일방향 전단 시험

화강암 시료를 이용한 거친 절리 전단시험 결과와 절리 수치 모델 해석 결과를 비교하였다. 각 입력 변수들은 실험에서 구한 값들을 그대로 사용하였으며 초기 거칠각은 거칠기 측정 결과를 참조하여 수치해석과 모델을 반복해석 하면서 비교하여 시행착오를 거쳐 결정하였다. 즉 1차 초기 거칠각은 측정간격 1 mm의 레이저 변위 측정 결과를 활용하였으며 2차 초기 거칠각을 합친 성분은 0.2 mm의 레이저 변위 측정 결과를 활용하였다(이희석 외, 1999). Table 2는 수치해석에 사용된 입력자료들을 보여주고 있다. 대부분 2차 손상상수는 1차 손상상수에 비해 3~8배 가량 크게 입력하였는데, 이는 변수해석 결

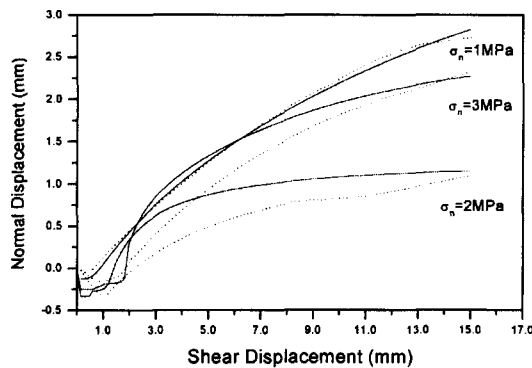
과를 참조하였다.

Table에서 보는 바와 같이 수직응력 증가에 따라 손상 계수 값은 뚜렷한 특징을 보이지 않았다. 이연규와 이정인(1997), Nguyen & Selvadurai(1998)의 경우 수직응력 증가에 따라 뚜렷하게 감소하는 거동을 보인다고 하고 있다. 하지만 Hutson과 Dowding(1990), Huang 등(1993)은 수직응력에 따라 뚜렷하게 증가하는 것으로 보고하고 있다. 이러한 모순은 손상 계수 개념에 있어서의 모호성 때문이라 생각된다. 거친 절리의 경우 단일 손상 계수로 모델링하는 것보다 본 연구에서처럼 손상계수를 2가지로 나누어서 모델링하는 것이 더 정확하다. 거친 절리의 경우 손상계수 값은 단지 전단응력-전단변위 곡선 결과만으로 추정하는데 무리가 있으며 팽창 거동과의 관련성 속에서 추정되어야 한다. 이와 관련하여 앞으로 손상계수에 대한 좀더 정확한 물리적 고찰이 필요하다고 생각된다.

Fig. 7. 실험결과와 수치해석 전단 거동을 비교한 것



(a) Shear displacement vs. shear stress curves.



(b) Dilatation curves.

Fig. 7. Uni-directional shear behavior for rough granite joint from both numerical and experimental shear tests

이다. 전단응력-변위 거동은 두 결과 사이에 좋은 일치를 보였다. 최대 전단 강도는 수치적으로 정확히 맞출 수는 있지만, 이러한 경우 팽창 거동이 왜곡되고, 또한 과도하게 큰 2차 초기 거침각은 수치적 불안정성을 야기하므로, 약간의 차이들을 보인다. 팽창거동 역시 최종 팽창량이 거의 동일하며 실험결과를 어느 정도 잘 근사하고 있다.

Fig. 8은 각 실험 결과 모사시의 전단에 따른 거침각의 변화 양상을 보여준다. 대부분 거침각의 변화가 초기에 급격하게 일어나고, 이후 완만한 지수 형태로서, 전형적인 돌출부 손상 특성을 따름을 알 수 있다. 따라서 실험 결과를 통해 본 절리 모델은 거친 절리면의 전단 특성을 비교적 높은 정확도로 모사함을 확인하였다.

4.3 주기 전단 시험

거침각 손상을 고려한 모델을 이용하여 주기 전단 거동에 대한 수치해석을 수행하였으며 화강암 절리에 대한 주기전단시험 결과와 비교 분석하였다. 이 경우에 주기 전단거동과 관련하여 전단거동의 이방성과 제하시의 손상 계수 값에 대한 고려가 요구된다. 거친 절리의 주기 전단거동은 대부분 이방성을 보이며 따라서 전진전단과 역전단 시의 거침각 성분들이 각각 전단방향에 따라 달라져야 한다. 또한 실험결과를 통해 확인한 사실은 하중시와 제하시의 손상 기구가 다르며 제하시는 절리면 손상이, 특히 1차 거침기는 거의 손상되지 않는다는 것이다(이희석 외, 1999). 따라서 주기전단 거동을 모델링하기 위해서 이들 변수들을 새로 도입하고 프로그램 상의 수정을 가하였다. Table 3은 주기 전단 시험 해석에 사용된 입력 변수들을 나타낸다. 여기에서 초기 거침각에서

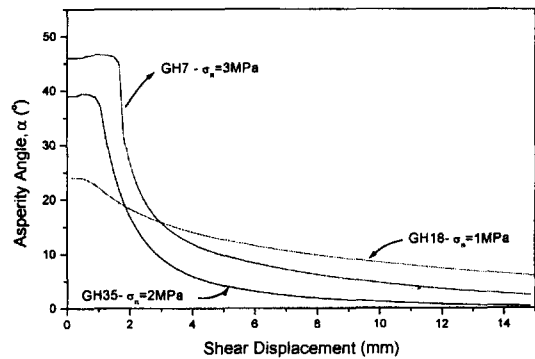


Fig. 8. Change in asperity angle obtained from numerical simulation of direct shear tests

Table 3. Input parameters used in the simulation of cyclic shear tests

	σ_n (MPa)	K_s (MPa/m)	K_n (MPa/m)	α_F^0 (°)	α_F^1 (°)	α_R^0 (°)	α_{R2}^0 (°)	ϕ_u (°)	c_1 (m/MN)	c_2 (m/MN)	c_u (m/MN)
GH27	1	1800	8000	13	18	13	2	35	95	700	23.5

의 첨자 F와 R은 각각 전진전단과 역전단을 나타낸다. 즉 전진전단과 역전단시 서로 다른 거칠각을 사용하였다. 또한 c_u 는 제하시(하중감소시)의 손상계수(unloading damage coefficient)를 나타내며 하중증가시에 비해 상당히 작게 입력하였다. 역전단시에는 1차 초기 거칠각은 동일하게 설정했지만, 2차 초기 거칠각의 크기를 거의 없는 것으로 가정했는데, 이는 대부분 실험 결과에서 역전단시에는 전진전단에서와 같은 큰 피크를 보이지 않았기 때문이다.

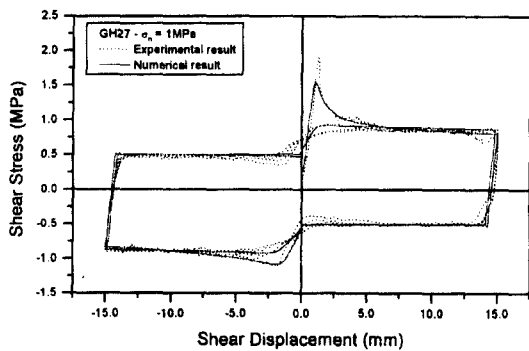
Fig. 9는 대표적인 화강암 거친 절리에 대한 주기 전단시험 결과와 수치해석 결과를 비교한 것이다. 제 1주기에서의 정점전단강도가 잘 나타나며 이는 이후 전단변위에 따라 급격히 감소하여 잔류전단응력 수준으로 일정해진다. 또한 각 주기에서 재하 주기(loading stage)시의

잔류전단응력과 제하주기시(unloading stages)의 절리면 매찰의 값이 뚜렷하게 차이가 나는 것이 잘 모델링되고 있는데, 이러한 차이가 가능하게 하기 위해서는 1차 거칠각의 손상이 매우 작게 일어나는 것으로 모델링하면 된다. 거칠각 손상이 작으므로 2주기에서는 오히려 ± 15 mm 부근에서 약간 전단응력이 상승하는 경향을 보였는데, 이는 실험결과와 일치한다.

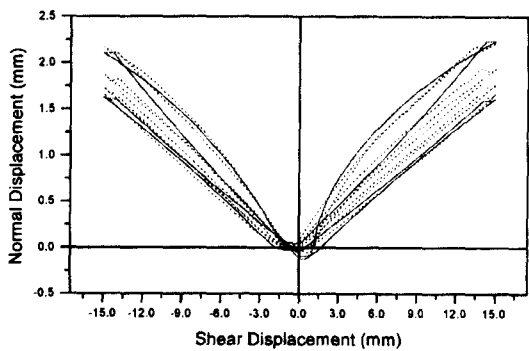
팽창 곡선은 제 1주기에서 하중시에는 전형적인 전단에 따라 최대 팽창각과 평균팽창각 크기의 2가지 단계로 비선형적으로 팽창하였다. 제하시에는 거의 선형에 가깝게 수축하였는데, 이러한 거동은 실험결과와 잘 일치한다. 그 이후 두 번째 주기에서는 하중시나 제하시 모두 선형에 가까운 팽창과 수축 거동을 보였다. 또한 두 번째 주기에서의 팽창량이 1주기에 비해 상당히 줄어들었음을 볼 수 있다. 그리고 원점 부근에서는 실험결과와 정확히 맞추기는 힘들어서 약간씩 차이를 보여주고 있다. 이러한 차이에도 불구하고 이 수치모델은 주기 전단 거동의 주요 특징들을 정확하게 반영할 수 있음을 보여주고 있다.

4.4 전단에 따른 수리 거동

절리 전단에 따른 수리적 거동을 해석하기 위해 역학 간극과 수리간극의 선형 관계를 이용하여 절리 모델 프로그램을 구현하였으며(Nguyen & Selvadurai, 1998)



(a) Shear displacement vs. shear stress curves.



(b) Dilation curves.

Fig. 9. Cyclic shear behavior for rough granite joint from both numerical and experimental shear tests

Table 4. Input parameters used in the simulation of shear-hydraulic tests

Sample Parameter	GH4	GH21	GH41	MH27	MH32	MH11
σ_n (MPa)	1	2	3	1	2	3
K_s (MPa/m)	1200	1200	1200	1200	1200	1300
K_n (MPa/m)	30000	30000	30000	30000	30000	30000
α_1^0 (°)	14	14	14	9	8	11.5
α_2^0 (°)	7	8	7	7	8	6
c_1 (m/MN)	50	30	50	60	20	30
c_2 (m/MN)	350	350	300	400	400	500
f_0	0.3	0.25	0.3	0.25	0.25	0.18
c_f (m/MN)	80	30	60	60	30	60

삼승법칙이 유효하다고 가정하면 역학 간극과 수리 간극의 관계로부터 임의의 전단 상태에서의 절리투수계수를 구할 수 있다. Table 4는 수리-전단 상호작용 해석에 사용된 각 실험 시료에 따른 입력 변수들을 나타낸다. Table 4에서 GH는 화강암 절리를, MH는 대리석 절리를 각각 나타낸다.

Fig. 10은 전단-수리 시험 동안의 전단변위에 따른 절리 투수계수 변화를 수치해석한 결과와 비교한 것이다. Fig. 10에서 볼 수 있듯이 수치해석과 실험 결과들은 서로 매우 정확히 근사함을 볼 수 있다. GH41과 MH11 시료의 경우 수직응력이 높아서 팽창이 시작되는 지점이 수치모델과 실험결과에 차이가 나서 약간의 지연 현상이

있지만, 전체적인 거동은 동일하였다. 모델링 결과에 의하면 대부분 절리 투수계수는 전단변위에 따라 80배에서 500배 정도까지 변화하였다.

투수계수 변화는 모두 초기에는 절리 팽창에 비례하여 증가하지만 5~6 mm 전단 변위 이후부터는 거의 일정해지는 경향을 보였다. 모델해석에 사용된 c_f 값과 f_0 값은 Table 4에서 보는 바와 같이 각각 30~80 m/MN과 0.2~0.3 정도의 범위에서 실험 결과를 잘 근사하는 것을 알 수 있다. 초기 역학 간극과 수리 간극의 비를 나타내는 f_0 의 경우 문헌에서 보고된 것 보다 훨씬 작은 수치이다(Nguyen & Selvadurai, 1998). 이러한 차이는 매우 거친 절리의 경우 f_0 값이 상당히 작아지게 되므로

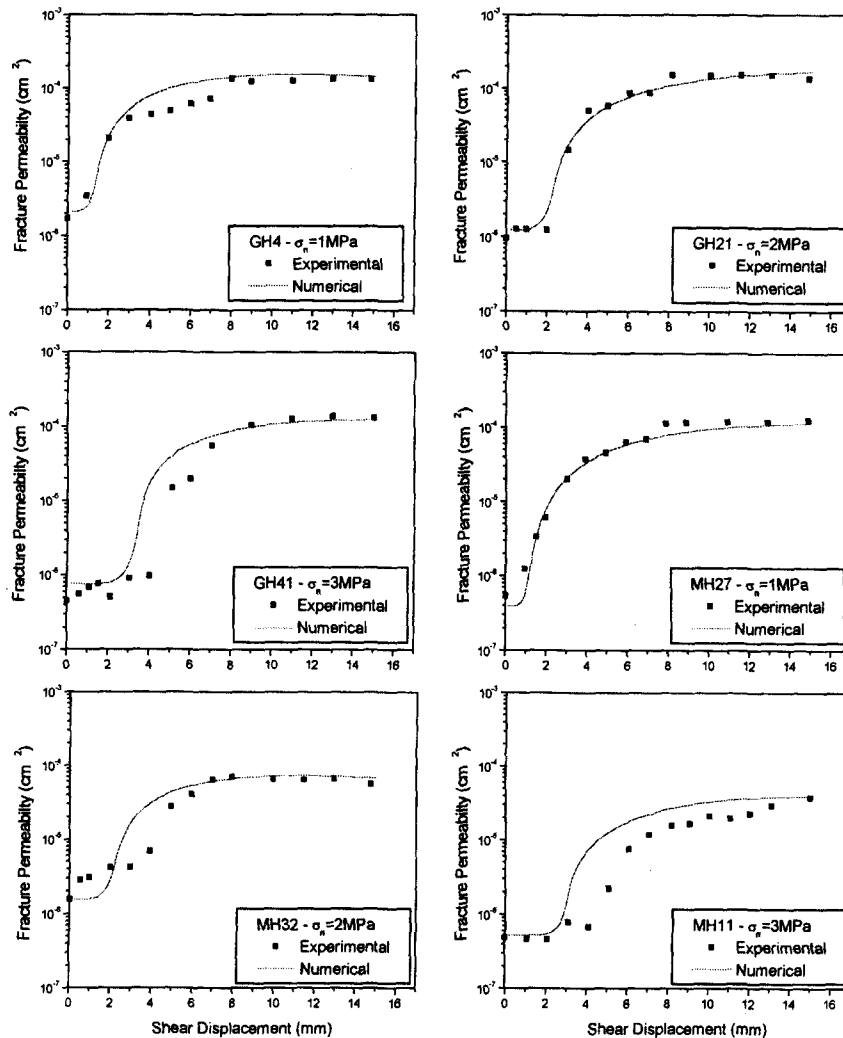


Fig. 10. Permeability changes obtained from several numerical and experimental tests for shear-hydraulic behavior

당연한 결과이다.

Nguyen & Selvadurai(1998)는 c_f 값을 충전물 생성과 관련된 계수로 정의하고 있다. 실험 결과에서 나타난 바와 같이 8 mm 이후의 전단변위에서의 투수계수의 감소는 단지 충전물 생성에 의해서가 아니라 길보기 절리 팽창과 무관하게 간극 공간 크기가 일정해지기 때문이다. 따라서 c_f 는 충전물 생성과 관련되고 f_0 는 역학 간극-수리 간극 비와 관련되므로 이들 두 변수의 복합된 작용으로서 실제 전단시의 대부분의 수리-역학적 특성을 모사할 수 있을 것으로 보인다.

이들 값 변화에 따른 절리 투수계수 변화를 좀더 자세히 살펴보기 위해 Fig. 11에 c_f 와 f_0 변화에 따른 GH21 화강암 절리 시료의 투수계수 변화 양상을 나타내었다. 절리면 충전물 생성 계수 c_f 가 작을수록 전단변위-팽창곡선의 거동과 유사한 형태로 투수계수가 증가하며 충전물 생성 계수가 클수록 전단변위에 따른 투수계수 감소현상이 두드러진다. 이 연구에서의 절리면 충전물 생성계수는 그렇게 큰 수준은 아니라고 생각될 수 있으며 이는 실험 결과와 일치한다. 또한 f_0 가 작을수록 팽창에

따른 투수계수 증감 비율이 작아지고 f_0 가 클수록 투수계수 증감 비율이 커진다. 또한 f_0 값은 초기 투수계수 크기에 큰 영향을 미침을 알 수 있다.

5. 결 론

본 연구에서는 인공절리에 대한 전단 및 수리시험 결과 고찰을 통해 기존의 거침각 손상을 고려한 탄소성 절리 모델을 1차 거침각과 2차 거침각의 개념을 사용하여 확장하였다. 거침기 특성과 손상상수를 달리하여 실시한 변수 해석 결과 제안된 모델은 다양한 형상의 거친 절리의 전단 거동과 팽창 거동을 수치적으로 잘 근사할 수 있었다. 일방향 및 주기전단시험 결과와 수치해석과의 뛰어난 일치성은 본 모델의 적합성을 증명해준다. 특히, 주기 전단시험 결과에서 손상 상수는 수직응력 뿐 아니라, 응력 경로에 의존함을 알 수 있었다.

거침각 손상 모델에 충전물 생성계수와 역학 간극과 수리 간극 비를 고려한 수리 거동 모델을 도입하여 전단-수리 시험을 수치적으로 모사하였다. 30~80 m/MN의 충전물 생성계수, 0.2~0.3의 초기 역학 간극에 대한 수리 간극 비와 몇 가지 손상 상수를 사용한 모델링 결과는 실험에서 나타난 전단에 따른 수리적 특성 변화들을 잘 구현하였다. 전단에 따른 절리면 사이의 투수계수 증가는 충전물 생성 및 간극 공간의 분포의 일정화 경향으로 인해 일정 전단 변위 이후에는 일정해지는 특성을 보임을 알 수 있었다. 앞으로 본 모델은 열-수리-역학 상호작용 해석과 같은 실제 불연속 암반의 보다 복잡한 해석에 적용될 수 있을 것으로 기대된다.

참 고 문 헌

1. 이희석, 박연준, 유광호, 이희근, 1999, 주기전단 하중하의 암석 절리의 역학적 거동에 관한 실험적 연구, 터널과 지하공간(한국암반공학회지), 9, 350-363.
2. 이희석, 박연준, 유광호, 이희근, 2000, 압축과 전단하중을 받는 인공암석 절리의 수리적 거동에 관한 실험적 연구, 터널과 지하공간(한국암반공학회지), 10, 45-58.
3. 이연규, 이정인, 1997, 절리면 거침각의 손상을 고려한 개별체 절리 유한요소, 터널과 지하공간-(한국암반공학회지), 7, 20-30.
4. 이연규, 이정인, 1998, 거친 절리면의 전단거동 해석을 위한 탄소성 구성법칙, 터널과 지하공간-(한국암반공학회지), 8, 234-248.
5. Ahola, M.P, Mohanty, S. and Makurat. A., 1996, Coupled mechanical shear and hydraulic flow behavior of natural rock joints, Coupled Thermo-Hydro-

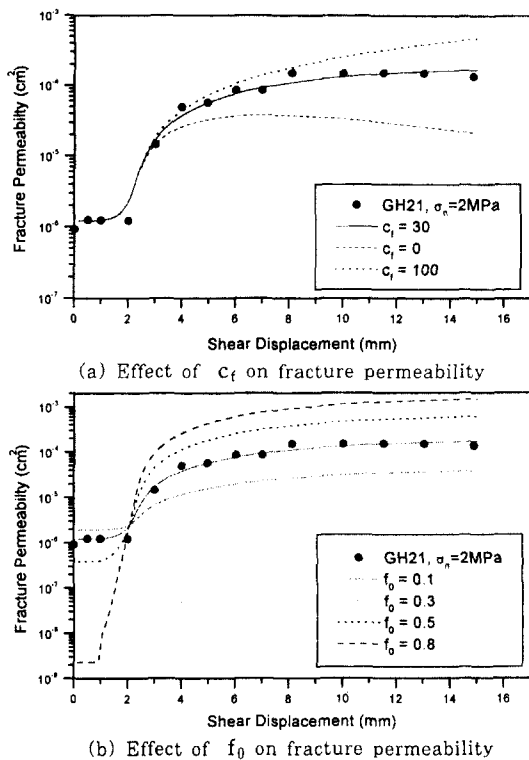


Fig. 11. Effect of c_f and f_0 on fracture permeability during simulation for shear-flow tests

- Mechanical Process of Fractured Media, Elsevier, 393-423.
6. Amadei, B. and Saeb, S., 1990, Constitutive models of rock joints, Proc. Int. Symp. on Rock joints, Loen, Norway, 581-594.
 7. Barton, N. and Choubey, V., 1977, The shear strength of rock joints in theory and practice, Rock Mech. 10, 1-54.
 8. Barton, N., Bandis, S. and Bakhtar, K., 1985, Strength, deformation and conductivity coupling of rock joints, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr. 22, 121-140.
 9. Benjelloun, Z.H., 1993, Etude experimentale et modélisation du comportement hydromécanique des joints rocheux', Thèse de doctorat, University Joseph Fourier, Grenoble 1.
 10. Deere, D.U., Hendron, A.J. Patton, F.D. and Cording, E.J., 1966, Design of surface and near-surface construction in rock, Proc. 8th U.S. Rock Mech. Symp., 233-243.
 11. Dong, J.J. and Pan, Y.-W., 1996, A hierarchical model of rough rock joints based on micromechanics, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr. 33(2), 111-123.
 12. Esaki, T., Hojo, H., Kimura, T. and Kameda, N., 1991, Shear-flow coupling test on rock joints. Proc. 7th Int. Congr. Rock Mech. 389-392.
 13. Goodman, R.E., 1976, Method of Geological Engineering in Discontinuous Rocks, West Publishing, New York.
 14. Huang, X., Haimson, B.C., Plesha, M.E. and Qiu, X., 1993, An investigation of the mechanics of rock joints - part I. laboratory investigation, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr. 30, 257-269.
 15. Hutson R.W. and Dowding C.H., 1990, Joint asperity degradation during cyclic shear. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr. 27, 109-119.
 16. Jaeger, J.C., 1971, Friction of rocks and stability of rock slopes, Geotechnique, 21, 97-134.
 17. Jing, L., Stephansson, O. and Nordlund, E., 1993, Study of rock joints under cyclic loading conditions, Rock Mech. Rock Eng., 26, 215-232.
 18. Ladanyi, B. and Archambault, G., 1970, Simulation of shear behavior of a jointed rock mass, Proc. 11th Symp. on Rock Mech., AIME, New York, 105-125.
 19. Makurat, A., Barton, N., Rad, S., and Bandis, S., 1990, Joint conductivity variation due to normal and shear deformation, Proc. of Int. Symp. on Rock Joints, Leon, Norway, 535-540.
 20. Ming, L. and Brown, E.T., 1988, A numerical method for the analysis of unlined pressure tunnels in jointed rock, Num. Meth. in Geomech., Innsbruck, Swoboda (ed.), A.A. Balkema, 1473-1480.
 21. Nguyen, T.S. and Selvadurai, A.P.S., 1998, A model for coupled mechanical and hydraulic behaviour of a rock joint, Int. J. Num. & Anal. Meth. in Geomech. 22, 29-48.
 22. Patton, F.D., 1966, Multiple modes of shear failure in rock, Proc. 1st Cong. ISRM, Lisbon, 1, 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. 11, 345-362.
 24. Plesha, M.E., 1995, Rock joint: Theory, constitutive equations, Mech. of Geomaterial Interfaces, Selvadurai & Boulon(ed.), 375-393.
 25. Qiu, X., Plesha, M.E., Huang, X., and Haimson, B.C., 1993, An investigation of the mechanics of rock joints - part II. analytical investigation, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr. 30, 271-287.
 26. Teufel, W.T., 1987, Permeability changes during shear deformation of fractured rock, 28th U.S. Symp. on Rock Mech., Tucson, Arizona, A.A. Balkema, 473-480.

이 희 석



1993년 서울대학교 공과대학 자원
공학과, 공학사
1995년 서울대학교 대학원 자원공
학과, 공학석사
1999년 서울대학교 대학원 자원공
학과, 공학박사

Tel : 02-880-7234

e-mail: ichsuk@rockeng.snu.ac.kr

현재 서울대학교 지구환경시스템공학부 Post Doc.

이 연 규



1987년 서울대학교 공과대학 자원
공학과, 공학사
1989년 서울대학교 대학원 자원공
학과, 공학석사
1994년 서울대학교 대학원 자원공
학과, 공학박사

Tel : 063-469-1864

e-mail: kyulee@kunsan.ac.kr

현재 군산대학교 해양과학대학 해양응용공학부 전임강사
