

구성방정식을 이용한 거친 화강암 절리면의 주기전단거동 특성규명

Verification for the Cyclic Shear Behavior of Rough Granite Joint Using Constitutive Equation

김 대 상^{*1} Kim, Dae-Sang

박 인 준^{*2} Park, Inn-Joonp

이 회 석^{*3} Lee, Hee-Suk

Abstract

Although a number of constitutive models have been proposed to define the behavior of geotechnical materials including elastic, plastic, and dynamic response, few numerical models have been developed for the cyclic shear behavior of rock joints or interfaces. Such realistic constitutive models play an important role in analyzing and predicting the response of joints under dynamic loads. The purpose of this research is to verify the constitutive model modified for rough granite joints based on Disturbed State Concept(DSC) model, which has been successfully verified with respect to other materials such as dry sand-steel interface and wet sand-concrete interface. Furthermore, DSC model is compared and verified with respect to cyclic shear tests and numerical analysis results based on Plesha model. Based on the results of this research, it can be stated that DSC model is capable of characterizing the cyclic shear behavior of rough granite joints under dynamic loads.

요 지

많은 구성방정식들이 탄성, 소성, 그리고 동적응답 특성을 지닌 지반재료의 거동 특성을 규명하기 위하여 제안되어 왔다. 그러나 암반의 절리면 또는 접촉면의 주기 전단 거동특성을 정의 할 수 있는 수치해석 모델의 개발은 미진하였다. 이런 실제적인 구성 방정식 모델은 동 하중하의 암반 절리면의 거동을 예측하고 해석하는데 매우 중요한 역할을 할 것이다. 본 연구의 목적은 거친 화강암 절리면의 거동특성을 모델링 할 수 있도록 수정된 구성방정식 모델의 적용성을 검토하는데 있다. 교란상태 개념(DSC) 모델은 이미 다른 접촉면 거동 모델링을 통해서 그 신뢰성을 검증 받아왔다. 이 모델을 암반 절리면 거동 특성에 맞도록 수정한 후에, 주기전단 시험 결과 및 Plesha모델의 해석 결과를 이용하여 DSC모델의 절리면 주기 전단 특성에 대한 적용성을 비교·검토하고자 한다. 본 연구결과로부터 DSC모델은 동하중하의 거친 화강암 절리면의 주기전단 거동특성을 규명할 수 있다고 판단된다.

Keywords : Constitutive model, Cyclic shear behavior, Disturbed state concept model, Rough granite joints

1. 서 론

암반은 거시적으로는 연속체라고 볼 수 있지만 미시

적으로는 단층이나 절리와 같은 다양한 크기의 불연속면을 포함한다. 암반에 포함된 불연속면들은 암반구조물의 역학적 안정성에 결정적인 영향을 미칠 수 있으

*1 정회원, 지진공학연구센터 전임연구원 (Member, Research Professor, KEERC, kds0660@gong.snu.ac.kr)

*2 정회원, 한서대학교 공과대학 토목공학과 전임강사 (Member, Full Time Lecturer, Dept. of Civil Engrg., Hanseo Univ.)

*3 Visiting Researcher, Division of Engrg. Geology, Civil & Environmental Engrg., Royal Institute of Technology, Stockholm, Sweden

며, 그 생성 과정에서 다양한 크기의 거칠기를 가지게 된다. 이와 같은 거칠기의 크기, 분포특성, 절리면강도, 분리의 정도, 맞물림 정도 등은 절리의 거동을 훨씬 복잡하게 만든다. 따라서 절리를 개념화하여 불연속면의 거동을 정도 높게 예측하기 위한 구성모델의 개발은 최근 암반공학에서 가장 중요한 과제 중의 하나이다.

암석 절리의 전단거동은 대개 일정 수직응력 하의 실험실 직접전단시험을 통하여 평가되며 침투전단응력, 잔류전단응력과 다이러턴시에 의하여 특징 지워진다. 현재까지 이들을 수치해석에서 적절히 고려하기 위한 여러 모델들이 제안되어 왔다. Coulomb은 침투전단강도를 수직응력에 독립하는 성분과 의존하는 성분으로 나눌 수 있음을 발견하였다. 이 후 Patton(1966)은 틈나형 요철부를 가진 인공 절리의 직접전단시험에 기초하여 낮은 수직응력에서는 미끄러짐 마찰이 높은 수직응력에서는 요철부의 전단파괴가 완전히 분리된다는 가정에 기초한 이중선형 모델을 제안하였다. 이 이후에도 여러 형태의 절리구성모델이 Ladanyi와 Archambault (1970), Goodman(1976), Barton(1977), Plesha(1987), Jing (1993), Qiu(1993)등에 의하여 제안되어 왔다.

이 중 Barton(1977)의 경험 모델은 Patton 식에 있는 거칠기각을 수직응력의 함수로 변화시킨 것인데, 다양한 절리인자들의 특성을 포함하고 적용의 손쉬움으로 인해 널리 사용되고 있으나, 증분형태의 구성방정식이 아니라는 단점을 가지고 있다. Plesha(1987)모델은 거칠기각의 손상이 소성일이 증가함에 따라 지수적으로 감소한다는 이론에 근거하였으며, 이는 거친 불연속면 거동을 이론적으로 잘 모델링 했으나, 주기전단거동에서 다이러턴시를 과대 평가하는 결과를 준다. 같은 시기에 Desai와 Fishman(1987)은 자신들이 개발한 3차원 계층적 단일항복면 모델(3-D hierarchical single surface model; HiSS Model)을 암반의 절리면의 거동 특성에 맞도록 수정하여 비연합흐름 소성 모델을 소개했다.

본 연구에서는 거친 인공절리에 대한 주기전단 시험결과에 대하여 Plesha의 이론적인 수식을 개선하여 거친 절리면의 특징을 각각 1차 및 2차 거칠기로 분리시킨 거칠기 각손상을 고려한 소성절리모델과 암반 절리면의 동특성을 규명할 수 있도록 기존의 교란상태 개념모델(disturbed state concept model) (Desai, 1992, 1995; Rigby와 Desai, 1995; Park, 1997)을 수정하여 유한요소 프로그램에 적용한 두 모델의 구성방정식으로서의 수치해석에 대한 모델의 적용성을 평가하고 상호비교 분석하였다.

표 1. 황등 화강암의 역학적인 성질

	Hwangdeung granite
Specific gravity	2.72
Apparent Porosity (%)	0.49
Shore hardness	69.5
Uniaxial compressive strength (MPa)	151
P-wave velocity (m/sec)	3650
S-wave velocity (m/sec)	1970
Young's modulus (GPa)	54.1
Poisson's ratio	0.29
Tensile strength (MPa)	14

2. 주기전단 시험

2.1 시험의 개요

주기전단시험에 사용된 암석시료는 국내의 대표적인 석재로 사용되는 황등화강암으로, 황등화강암은 전북 황등 지방에서 산출되는 중생대 쥐라기의 화강암이다. 대상 암석시료의 물리적, 역학적 특성을 파악하기 위하여 ISRM 기준에 의거하여 각종 물성시험을 실시하였으며, 그 결과는 표 1에 정리되어 있다. 일축압축강도는 151MPa 이었고, 인장강도는 간접인장시험(Brazilian test)로 구하였다. 직접전단시험을 위한 절리 시료는 실험실에서 인위적인 균열을 형성시켜 제작하였다.

우선 결함이 없는 3가지 암종의 암석 덩어리를 다이아몬드 톱을 사용하여 가로×세로×높이가 160×120×120mm가 되도록 절단하였다. 성형한 시료는 전단시험시에 가압면이 되는 양쪽 면을 표면연삭기로 연삭한 후 인장균열 발생장치의 양쪽 가압판 사이에 놓고 하중을 가하여 인위적으로 절리면을 생성하였다. 본 연구에서

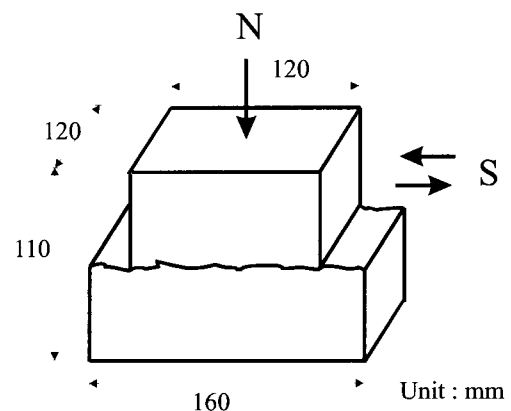
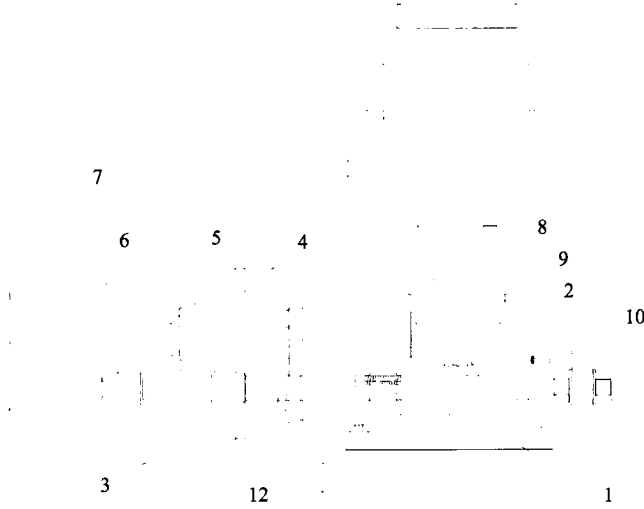


그림 1. 거친 절리면의 주기전단 시험의 개념도



- 1. Lower shear box
- 2. Upper shear box
- 3. Shear reaction frame
- 4. Linear motion bearing
- 5. Shear load cell
- 6. Hydraulic ram
- 7. Shear servo valve
- 8. Upper spherical seat
- 9. Lower spherical seat
- 10. LVDT
- 11. Normal load cell
- 12. LVDT and loading frame

그림 2. 주기전단 시험장비

는 시료를 그림 1과 같이 상부 절리면의 양쪽 끝 부분을 약 20mm 정도 잘라내어 전단하중이 가해지는 동안 절리의 접촉면적이 일정하게 유지되도록 하였다.

본 연구에 사용된 기본 장치는 MTS 815 압축 시험 시스템이다. 이 시스템은 수직하중과 전단하중의 제어가 가능하도록 설계되었다. MTS 시험기의 프레임 안에 설치된 직접전단 시험장치의 형태는 그림 2와 같다.

2.2 주기전단시험하의 절리면 거동

암석 절리면의 거칠기 손상특성을 파악하기 위하여 주기전단시험을 실시하였다. 전진전단(forward shear)과 역전단(reverse shear)을 반복하여 거칠기를 저하시키고 이 과정에서 거칠기의 점차적인 감소에 따른 절리면의 전단강도 및 변형특성을 관찰할 수 있었다.

그림 3은 이희석(1999)의 화강암 인공절리 시료를 이

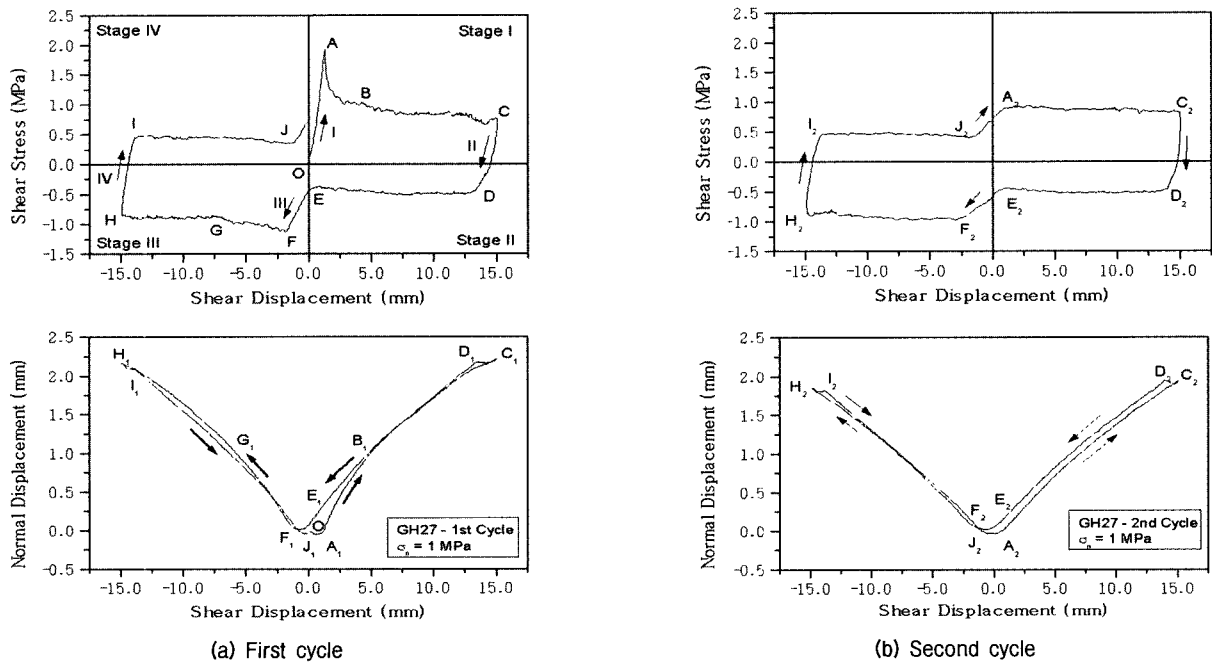


그림 3. 거친 화강암 절리면의 주기전단 시험결과

용한 주기전단시험 중에서 가장 전형적인 시험결과로부터 얻은 1주기와 2주기에서의 전단변위-응력 및 전단변위-수직변위 곡선이다. 수직응력을 1MPa로 유지하는 일정수직응력조건에서 최대전단변위를 $\pm 15\text{mm}$ 로 설정하여 시험이 실시되었다. O-A, C-D, E-F, H-I구간은 탄성구간으로 전단거동과 수직거동은 각각 절리면의 전단강성과 수직강성에 의해 지배된다. C-D와 H-I구간은 거칠기 돌출면을 따라 미끄러져 내려오는 구간으로서 요철부의 경사가 양에서 음으로 바뀌기 때문에 D 및 I에서의 전단응력의 크기가 C 및 H점의 전단응력에 비하여 낮게 나타나는 것을 확인할 수 있다. 첫 번째 주기의 A점 및 F점에서 나타나는 첨두전단응력은 이후 급격히 감소하여 두 번째 주기부터는 변형연화현상이 거의 나타나지 않음을 보여준다. 이는 첫 번째 주기에서 거칠기의 대부분이 마모되었음을 의미한다. 수직변위도 초기 탄성압착(O-A₁)이후 전단변위와 함께 증가하지만 거칠기의 마모에 의해 그 증가율은 점차 낮아지고 있음을 보여준다.

시험 결과를 이용하여 구성방정식 및 수치해석에 필요한 매개변수를 산정하였으며, 수치해석 결과의 비교를 통해 본 연구 논문에서 제안한 해석 모델의 타당성을 검증하였다.

3. 거칠기 손상을 고려한 전단거동모델

본 절에서는 암반 절리면의 수치모델에 널리 이용되고 있는 Plesha의 이론적인 수식을 개선하여 거친 절리면의 특징을 각각 1차 및 2차 거칠기로 분리시킨 거칠기 각 손상을 고려한 소성절리모델과 암반 절리면의 동특성을 규명할 수 있도록 기존의 교란상태 개념모델을 수정하여 유한요소 프로그램에 적용한 두 모델의 구성방정식을 소개하고 각 모델의 특징을 설명하고자 한다. 본 연구는 교란상태 개념의 암반 절리면 주기전단거동에 대한 적용성을 검토하기 위해 수행하였으며 그 결과의 신뢰성을 평가 하기 위하여 실내 시험결과 및 Plesha의 수치해석 결과와 비교하고자 한다.

3.1 Plesha의 절리모델

주기전단시험 결과 절리면의 전단강도 및 다이러턴시는 절리면의 거칠기 마모특성과 밀접한 관계가 있음을 확인할 수 있었다. 따라서 절리면의 해석을 위한 수

치해석 모델은 마모에 의한 절리면 거칠기의 손상현상을 반영할 수 있는 Plesha(1987)가 제안한 미끄러짐 여부를 판단할 수 있는 항복함수와 포텐셜 함수를 이용하였다.

그림 4와 같이 이상화된 절리면의 전체좌표계 x-y에서 절리면의 변형증분 $d\epsilon = [d\epsilon_s, d\epsilon_n]^T$ 은 회복 가능한 탄성변형과 회복이 불가능한 소성변형의 합으로 표시할 수 있다.

$$d\epsilon = d\epsilon^e + d\epsilon^p \quad (1)$$

식 (1)에서 위 첨자 e, p는 각각 탄성 및 소성성분을 표시한다. 응력증분은 절리면의 전단강성 k_s , 수직강성 k_n 을 이용하여 탄성변형성분으로부터 구할 수 있다.

$$d\sigma = Dd\epsilon^e, \text{ 여기서 } D = \begin{bmatrix} k_s & 0 \\ 0 & k_n \end{bmatrix} \quad (2)$$

소성변형 증분은 다음과 같은 비관련 소성 유동법칙(non-associated flow rule)에 의해 계산된다.

$$d\epsilon_p = \begin{cases} 0 & \text{if } F(\sigma, W^p) < 0 \\ d\lambda \frac{\partial Q}{\partial \sigma} & \text{if } F(\sigma, W^p) = 0 \end{cases} \quad (3)$$

여기서 F는 절리의 항복함수로서 응력과 단위부피당 소성일(plastic work) W^p 의 함수로 가정하였다. Q는 미끄러짐에 의한 소성변형의 방향을 결정하는 포텐셜 함수이고, $d\lambda$ 는 소성변형증분의 크기를 나타낸다. 여기서,

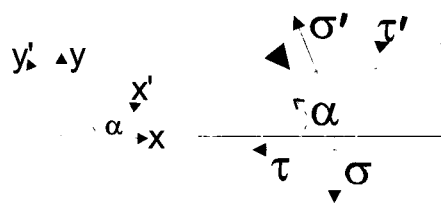
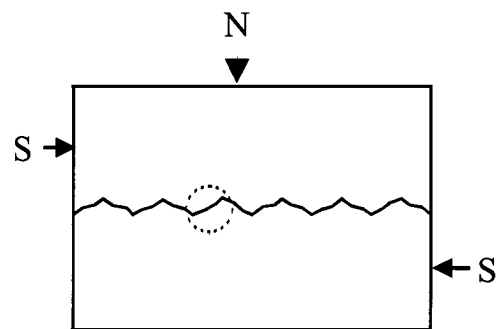


그림 4. 거친 화강암 절리면의 이상화 (Plesha모델)

표 2. Plesha 모델의 매개변수

	k_s (MPa/m)	k_n (MPa/m)	α_{F1}^0 (.)	α_{F2}^0 (.)	α_{B1}^0 (.)	α_{B2}^0 (.)	ϕ_μ (.)	C_1 (m/MN)	C_2 (m/MN)	C_u (m/MN)
GH27	1800	8000	13	18	13	2	35	95	700	23.5

$\sigma = [\tau , \sigma]^T$, $W^p = \int \alpha d\epsilon^p$ 이다.

식 (1), (2), (3)과 소성변형이 발생하는 동안에 응력이 항상 항복면상에 놓여 있어야 한다는 조건 $dF=0$ 을 이용하면 응력과 변형 사이의 증분관계식은 다음과 같이 구할 수 있다.

$$d\sigma = \left[D - \frac{D \left(\frac{\partial Q}{\partial \sigma} \right) \left(\frac{\partial F}{\partial \sigma} \right)^T D}{\left(\frac{\partial F}{\partial \sigma} \right)^T D \left(\frac{\partial Q}{\partial \sigma} \right) - H} \right] d\epsilon_p \quad (4)$$

여기서, H는 거칠기각의 마모와 관련되는 경화 혹은 연화지수이다.

본 연구에서는 Plesha가 절리면 손상특성을 수치적으로 표현하기 위해 제안한 단위부피당 소성일 W^p 의 함수로 표현되는 간단한 지수함수를 다음과 같이 수정하여 사용하였다.

$$\alpha = \alpha_1^0 \exp(-c_1 W^p) + \alpha_2^0 \exp(-c_2 W^p) \quad (5)$$

여기서 $\alpha_i^0 = \alpha_1^0 + \alpha_2^0$ 이며 α_i^0 는 총 초기 거칠기각으로서 1차 거칠기각과 2차 거칠기각의 대수적인 합으로 단순화할 수 있다.

본 모델을 기초로 한 절리면의 탄소성 구성방정식을 2차원 탄소성 유한요소 프로그램에 이식하여 주기전단 시험을 수치해석적으로 모사하였다. 표 2는 이들 주기전단 시험 모사에 사용된 입력 변수들을 나타낸다.

3.2 교란상태 개념모델을 이용한 절리면 모델

본 연구에서는 동하중을 받는 압반 절리면의 거동 특성을 모델화 하기 위해 통합적으로 이론이 정립된 교란상태(DSC) 모델을 개선, 이용하였다. DSC모델의 기본 가정은 다음과 같다. 임의 하중을 받는 재료의 거동특성은 두 개의 기준상태를 이용하여 표현되어 진다. 즉, 상대적으로 손상되지 않은 상태(Relatively Intact State; RI)와 완전 파괴상태(Fully Adjusted State; FA)를 정의하여 실제거동 특성을 표현한다(그림 5). 본 이론을 자세하고찰하면 아래와 같다.

동하중을 받고있는 어떤 재료의 미세구조(microstructure) 특성은 초기조건, 재료의 기하학적 특성, 재료의 비균질성, 그리고 재하하중의 조건 등을 고려할 때 앞에서 언급한 두 기준상태가 복합되어 있다고 가정한 상태를 이용하여 표현할 수밖에 없다. 결론적으로, 하중을 받기 전의 재료의 미세구조는 RI 상태에 있다고 가정하며, 외부에서 재료에 동하중이 가해지면 재료내부에서는 미세구조의 자체조정(self-adjustment)기능에 의해 FA상태로 진행한다(Desai; 1995, Park; 1997). 하중을 받는 재료내의 자체조정기능은 절리면의 미끄러짐, 회전, 미소균열, 점착, 분열 등에 의해 이루어진다. 이런 복잡한 과정을 통해 압반의 절리면은 RI상태에서 연속적으로 FA상태의 불안정한 파괴상태가 되는 단계에 이른다(그림 5 및 그림 6 참조). 본 개념을 바탕으로, 재료의 실제 거동은 RI상태와 FA상태의 응력상태를 이용하여 표현할 수 있다. 여기서 RI상태의 응력수준과 실제응력(observed behavior) 수준의 차를 해석대상 재료의 교란

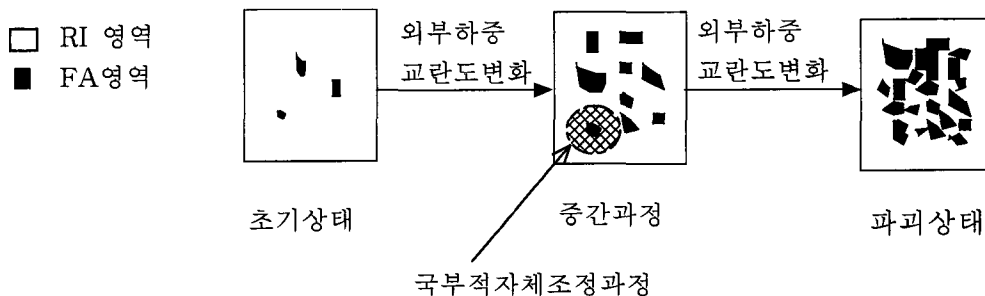


그림 5. DSC모델의 RI와 FA상태의 개념도

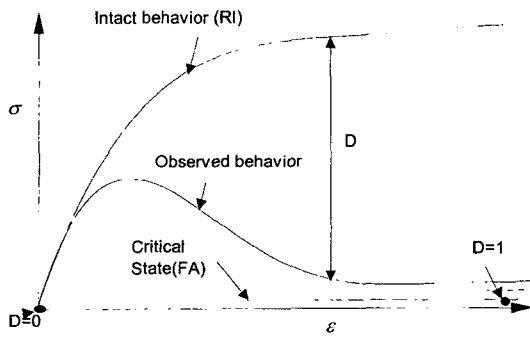


그림 6. 응력-변형률 관계도상의 교란도(D) (Park, 1997)

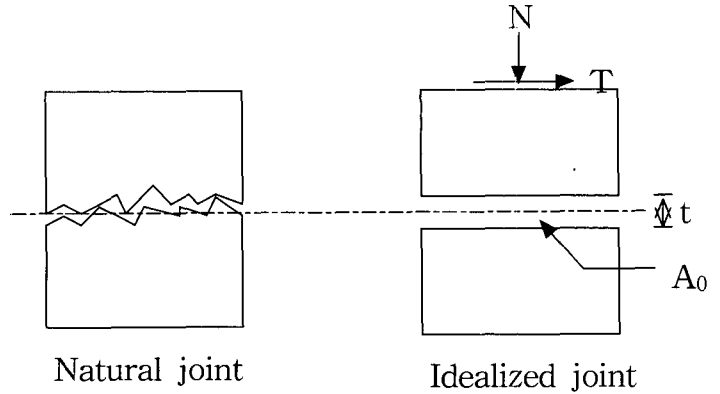


그림 7. 거친 화강암 절리면의 이상화 (DSC모델)

도(disturbance; D)라고 한다.

본 연구에서는 암반내의 RI상태를 탄소성 경화 모델로써 표현하였다. 이용한 탄소성 경화 모델은 Desai와 Wathugala(1987)가 발표한 계층적 단일 항복곡면 모델(hierarchical single yield surface model; HiSS model)중 기초단계인 관련유동법칙(associative flow rule)과 등방경화(isotropic hardening)를 포함한 HiSS- δ_0 를 이용하여 RI상태를 표현하였다. 그리고 FA상태는 Roscoe (1957) 등이 정의한 한계상태(critical state; CS) 이론을 이용하여 표현하였다. 이렇게 정의된 RI상태, FA상태, 그리고 교란상태를 이용하여 동하중하의 암반 절리면의 경화 또는 연화특성을 수치모델화 할 수 있다.

3.2.1 암반 절리면의 이상화

본 연구의 목적에 합당한 수치해석을 수행하기 위하여 그림 7과 같은 절리면의 이상화 작업을 하였다. 여기서, A_0 는 암반 절리면의 접촉 면적이며 t 는 절리면의 평균 두께이다. 또한 본 해석에는 2차원 표면 좌표계 상에 전단응력 τ , 상대적 전단변형량 u_r , 수직응력 σ_n , 그리고 상대적 수직변형량 v_r 을 나타내었다. 전단응력 τ 와 수직응력 σ_n 을 식으로 표현 하면 다음과 같다.

$$\tau = \frac{T}{A_0} \quad (6)$$

$$\sigma = \frac{N}{A_0} \quad (7)$$

상대적 전단변형량 u_r 은 암반 절리면의 탄성 전단변형량 u^e , 소성전단변형량 u^p , 미끄러짐 전단변형량 u^s 의 합이다. 이를 수식으로 정리하면 다음과 같다.

$$u_r = u^e + u^p + u^s \quad (8)$$

상대적 수직변형량 v_r 도 위의 개념으로 정리하면 다음과 같다.

$$v_r = v^e + v^p + v^s \quad (9)$$

미소 변형률 개념에 따르면, 절리면 두께 t 가 미소한 값이면 상대적 변형량은 등가의 변형률로 치환하여 사용할 수 있다. 또한 $t \rightarrow 0$ 이면 면내 변형률(in-plane strain) $\epsilon_x \rightarrow 0$ 이 된다고 가정 할 수 있다. 결국, 면내 응력(in-plane stress) σ_x 또한 무시할 수 있게된다. 특히 본 개념은 포아송 비(Poisson's ratio) ν 가 매우 작을 때 합당한 이론이다. 위에서 설명한 암반 절리면 이상화개념을 정리하면 다음과 같다.

$$\begin{pmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_n \\ \gamma \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 \\ v_r/t \\ u_r/t \end{pmatrix} \quad (10)$$

또한 응력요소를 정리하면 다음과 같다.

$$\begin{pmatrix} \sigma_x \\ \sigma_n \\ \tau \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 \\ N/A_0 \\ T/A_0 \end{pmatrix} \quad (11)$$

위에서 정리한 2차원 변형률 및 응력요소들을 수치해석 모델에 접목시켜 구성방정식을 수정하였다.

3.2.2 상대적으로 손상되지 않은 상태(RI State)

본 연구에서 이용한 탄소성 경화 모델은 Desai와 Wathugala(1987)가 발표한 계층적 단일 항복곡면 모델중 기초단계인 관련유동법칙과 등방 경화를 포함한

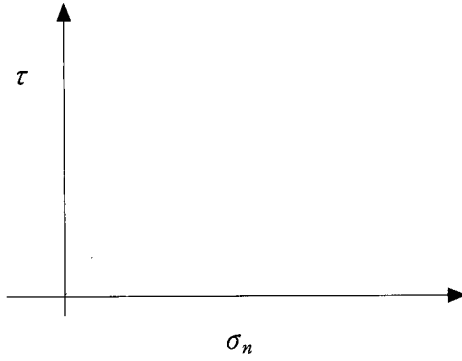


그림 8. HiSS δ_0 모델의 항복면 곡선

HiSS- δ_0 를 이용하여 RI상태를 표현하였다(그림 8). 본 모델의 항복면 함수 F는 다음과 같다.

$$F = (\tau/P_a)^2 + \alpha(\sigma_n/P_a)^n - \gamma(\sigma_n/P_a)^2 = 0 \quad (12)$$

여기서 τ 는 전단응력, σ_n 는 수직응력, n는 상변화(phase change)매개변수, γ 는 극한상태(ultimate state) 매개변수, 그리고 P_a 는 대기압이다. 또한 α 는 경화함수이며 아래와 같이 정의된다.

$$\alpha = \frac{a}{\xi_D^b} \quad (13)$$

여기서 a와 b는 재료의 매개변수이며, ξ_D 는 소성변형률 상각궤도 함수(plastic strain trajectory)이다. 소성변형률 상각궤도 함수를 정의하면 아래와 같다.

$$\xi_D = \int |d\gamma^p| \quad (14)$$

3.2.3 완전파괴상태(FA state)

본 연구에서는, 암반 절리면이 연속적으로 전단을 받아 최대응력을 발휘한 후 부피 변화가 그 이상 생기지 않고 전단변형률만이 누적해 가는 상태, 즉 한계상태(CS)를 이용하여 FA상태를 정의하였다. 절리면에서의 FA상태를 모델링 하기 위하여 다음 식 (15) 및 식 (16)을 정의한다. 식 (15)는 한계전단력(critical shear stress)을 정의하는 것이며, 식 (16)은 한계 수직변화량(critical dilation)를 표현한 식이다. 각 식을 정의하면 다음과 같다.

$$\tau^c = \bar{m}\sigma_n^c \quad (15)$$

$$e^c = e_\lambda - \lambda \ln(\sigma_n^c/P_a) \quad (16)$$

여기서 \bar{m} 및 λ 는 재료의 매개변수들이며 상첨자 c는 한계상태를 표현하는 것이다. 또한 e^c 는 한계간극비, e_λ 는 초기 간극비, 그리고 P_a 는 대기압이다.

3.2.4 교란도함수

암반 절리면의 역학적 특성에 기초한 교란도 함수 D는 일반적으로 다음과 같이 정의한다.

$$D = \frac{M_s^c}{M_s} \quad (17)$$

여기서 M_s^c 는 FA상태의 절리면 질량이며 M_s 는 초기상태의 절리면 질량이다. 만약 절리면의 단위 중량이 시간과 장소에 상관없이 일정하다면 식 (17)은 다음과 같이 정리된다.

$$D = \frac{V_s^c}{V_s} = \frac{A_s^c}{A_s} \quad (18)$$

여기서 V와 A는 체적과 일정한 두께를 갖는 면적을 각각 나타낸다. 그리고, 교란도함수 D는 절리면이 하중을 받기 전의 초기상태에는 재료전체가 완전 RI상태로 가정하여 $D=0$ 이며, 절리면이 동하중을 받아 완전 파괴에 이르는 상태는 재료가 FA상태에 있다고 가정한다. 그리고 그때의 교란도는 D_u 이며 그 범위는 $D=D_u \leq 1$ 이다.

교란도를 전단 시험을 이용하여 정의하면 식 (19)와 (20)과 같다.

$$D_\tau = \frac{\tau^i - \tau^a}{\tau^i - \tau^c} \quad (19)$$

$$D_n = \frac{\sigma_n^i - \sigma_n^a}{\sigma_n^i - \sigma_n^c} \quad (20)$$

여기서 윗 첨자 i, c, 그리고 a는 각각 RI상태, FA상태, 그리고 시료의 실제 거동상태를 표시한다. 또한 τ 는 전단응력을 나타내며, σ_n 는 수직응력을 표현하고 있다. 식 (19) 및 식 (20)은 본 연구에서 진동 전단시험결과를 이용하여 교란도를 정의 할 때 이용할 식이다.

동하중을 받는 절리면의 경우 대부분 체적 변형률보다는 전단 변형률이 재료내부의 교란도를 지배한다고 판단되므로, D는 전단소성변형률 상각궤도(ξ_D)의 함수로 식 (21)과 같이 나타낸다.

$$D = (1 - e^{-A\xi_D^a}) \quad (21)$$

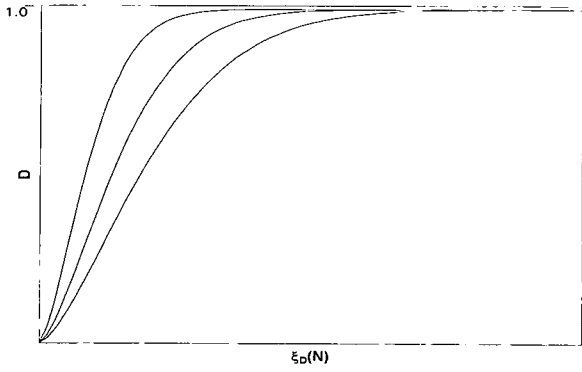


그림 9. 전형적인 교란도 함수

여기서 A와 Z는 매개변수이며, 초기 수직응력 σ_n , 초기 밀도 (ρ_0), 그리고 주기전단회수등의 영향을 받는다. 그리고 ξ_D 는 식 (14)와 같다. 그림 9는 전형적인 교란도 함수를 도식화 한 것이다.

3.2.5 구성방정식 및 수치해석식 전개

위 절에서 정의한 두개의 기준 상태(RI state 및 FA state) 및 한 개의 교란도함수를 이용하여 구성 방정식을 유도하였으며, 유한요소 프로그램에 접목시키기 위한 응력-변형률 증가 함수로 표현하였다.

3.2.6 구성방정식 유도

절리면의 RI상태의 구성방정식을 유도하면 다음과 같다.

$$\{d\sigma\} = \begin{Bmatrix} d\sigma_n \\ d\tau \end{Bmatrix} \quad (22)$$

$$\{d\varepsilon\} = \begin{Bmatrix} d\varepsilon_n \\ d\gamma \end{Bmatrix} \quad (23)$$

소성론의 관련 유동법칙으로부터 식 (22) 및 식 (23)은 다음 관계로 정의 된다.

$$\{d\sigma^i\} = [C^e]\{d\varepsilon\} - \lambda\{n^F\} \quad (24)$$

여기서 $[C^e]$ 는 탄성체의 구성텐서이며 다음과 같다.

$$[C^e] = \begin{bmatrix} tk_n & 0 \\ 0 & tk_s \end{bmatrix}$$

여기서 k_n 과 k_s 는 각각 절리면의 수직 및 전단 강성틀이다. 또한 항복함수의 일관조건(consistency condition)인 $dF=0$ 을 이용하여, λ 를 정의하면 다음과 같다.

$$\lambda = \frac{\left\{ \frac{\partial F}{\partial \sigma^i} \right\}^T [C^e]\{d\varepsilon\}}{\left\{ \frac{\partial F}{\partial \sigma^i} \right\}^T [C^e]\{n^F\} - \frac{\partial F}{\partial \alpha}} \quad (25)$$

식 (25)를 식 (24)에 대입하여 정리하면 최종적으로 아래의 식을 산정할 수 있다.

$$\{d\sigma^i\} = [C^{ep}]\{d\varepsilon\} \quad (26)$$

$$[C^{ep}] = \left[[C^e] - \frac{[C^e]\left\{ \frac{\partial F}{\partial \sigma^i} \right\}\{n^F\}^T [C^e]}{\left\{ \frac{\partial F}{\partial \sigma^i} \right\}^T [C^e]\{n^F\} - \frac{\partial F}{\partial \alpha}} L \right] \\ = \begin{bmatrix} C_{nn}^{ep} & C_{ns}^{ep} \\ C_{sn}^{ep} & C_{ss}^{ep} \end{bmatrix} \quad (27)$$

또한 L 은 다음의 식 (28)과 같다.

$$L = \frac{\partial \alpha}{\partial \xi_D} \langle n_s^F \rangle = -ab\xi_D^{-b-1} \langle n_s^F \rangle \quad (28)$$

식 (28)의 $\langle \rangle$ 는 McAuley의 부호라고 하며 아래와 같이 정의한다.

$$\begin{cases} \langle n_s^F \rangle = 0 & \text{for } n_s^F \leq 0 \\ \langle n_s^F \rangle = n_s^F & \text{for } n_s^F > 0 \end{cases} \quad (29)$$

식 (26)부터 식 (29)를 사용하여 RI상태의 구성 방정식을 완성하였다.

만약 절리면의 두께가 하중을 받는 동안에도 계속 일정하다고 가정하면, 식 (19) 및 식 (20)으로부터 아래의 식을 유도할 수 있다.

$$\begin{Bmatrix} \sigma_n^a \\ \tau^a \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} (1-D_n)\sigma_n^i \\ (1-D_\tau)\tau^i \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} D_n\sigma_n^c \\ D_\tau\tau^c \end{Bmatrix} \quad (30)$$

여기서 D_n 과 D_τ 는 각각 수직력 및 전단력 작용하의 교란도 함수 값이다. 식 (30)을 전미분하여 정리하면, 식 (31)이 된다.

$$\begin{Bmatrix} d\sigma_n^a \\ d\tau^a \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} (1-D_n)d\sigma_n^i \\ (1-D_\tau)d\tau^i \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} D_n d\sigma_n^c \\ D_\tau d\tau^c \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} (\sigma_n^c - \sigma_n^i)dD_n \\ (\tau^c - \tau^i)dD_\tau \end{Bmatrix} \quad (31)$$

만약 FA 상태의 응력 $d\sigma_n^c$ 와 $d\tau^c$ 이 0이라고 가정한 후, 식 (26) 및 (27)을 식 (31)에 대입하면 최종적인 교란상태 개념(DSC)의 구성방정식은 다음과 같다.

$$\begin{Bmatrix} d\sigma_n^a \\ d\tau^a \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} (1-D_n)(C_{nn}^{ep}d\varepsilon_n^i + C_{ns}^{ep}d\gamma) \\ (1-D_\tau)(C_{sn}^{ep}d\varepsilon_n^i + C_{ss}^{ep}d\gamma) \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} (\sigma_n^c - \sigma_n^i)dD_n \\ (\tau^c - \tau^i)dD_\tau \end{Bmatrix} \quad (32)$$

그리고

$$\{d\sigma^a\} = [C^{DSC}]\{d\epsilon\} + \{dD(\sigma^c - \sigma^i)\} \quad (33)$$

여기서 $\{dD(\sigma^c - \sigma^i)\}$ 항이 음의 값을 취하면 재료가 연화거동을 하게된다. 또한 $[C^{DSC}]$ 는 DSC 구성방정식 행렬이다.

3.2.6 유한요소 프로그램을 위한 수치해석적 전개

유한요소 프로그램과 같은 수치해석을 위하여 위 절에서 유도한 식 (33)을 다시 정리하면 다음 식 (34)와 같다.

$$\{d\sigma^a\} = [C^{DSC*}]\{d\epsilon\} + \{dD(\sigma^c - \sigma^i)\} \quad (34)$$

여기서 $[C^{DSC*}]$ 는 국부좌표계에서의 DSC 구성방정식 행렬이다. 국부 좌표계내의 한요소의 절점에서 변위 $\{\bar{u}\}$ 를 정의하면,

$$\{\bar{u}\} = [N]\{\bar{q}\} \quad (35)$$

여기서 $[N]$ 은 형상함수 행렬이며, $\{\bar{q}\}$ 는 절점변위 벡터이다. 등방요소(isoparametric) 개념에 기초하여 변형을 증가 벡터를 유도하면 다음과 같다.

$$\{d\epsilon\} = [B]\{dq\} \quad (36)$$

최종적으로 기본적인 유한요소 평형 방정식은 국부좌표계로 표현된 요소들의 방정식을 적분 함으로써 유도할 수 있다. 그 식을 정리하면 다음과 같다.

$$\sum_m \left(\int_{V(m)} [B(m)]^T \{d\sigma_m^a\} dV(m) \right) = \sum \{Q\} \quad (37)$$

여기서

$$\{\bar{d}\sigma^a\} = [\beta][C^{DSC*}][\beta]^T \{d\epsilon\} \quad (38)$$

이고, $\{Q\}$ 는 하중 벡터이다.

3.2.7 DSC모델의 매개변수 결정

본 연구에 사용된 모델의 매개변수는 크게 세 부분으로 나누어서 정의 할 수 있다. 그 첫 번째는 RI상태를 정의하는데 필요한 매개변수이며, 두 번째는 FA상태를 정의하기 위한 매개변수이다. 마지막 세 번째는 교란도 함수를 정의하는데 요구되는 매개변수이다. 본 절에서는 이들 매개변수의 물리적인 의미를 정리하였으며 또한 실내시험을 이용하여 매개변수 값을 산정 하였다.

- RI상태를 정의하기 위하여 사용된 매개변수를 정리하면 다음과 같다.
 - (1) 탄성계수: k_n (탄성수직 강성계수), k_s (탄성전단 강성계수), ν (포아송비)
 - (2) 소성계수: γ (극한계수), n (상변화계수), a 와 b (항복 함수계수)

- FA상태를 정의하기 위한 매개변수는 다음과 같다.

한계상태이론에 필요한 변수는 \bar{m} , e_λ , 그리고 λ_i 이다. 그러나 본 연구에서는 구성방정식의 단순화를 위하여 FA상태를 절리면상에 하중이 전혀 전달될 수 없는 완전 파괴상태로 가정하여 두 응력 $d\sigma_n^c$ 와 $d\tau^c$ 을 0으로 가정하였다. 결국 FA상태의 매개변수가 모두 필요 없는

표 3. DSC 모델의 매개변수

해석 적용 범위	매개변수	매개변수 값	참고사항
RI 상태	k_n	8000MPa/m	3.2.7절 참조
	k_s	1800MPa/m	
	ν	0.29	
	n	2.54	
	γ	0.0651	
	a	0.023	
FA 상태	-	-	본 해석모델에서는 이용하지 않음
	b	2.56	
교란도 함수	A_n	0.776	3.2.7절 참조
	Z_n	0.421	
	A_τ	0.658	
	Z_τ	0.351	

상태로 단순화하였다.

• 교란도함수를 정의하는데 필요한 매개변수를 정리하면 다음과 같다.

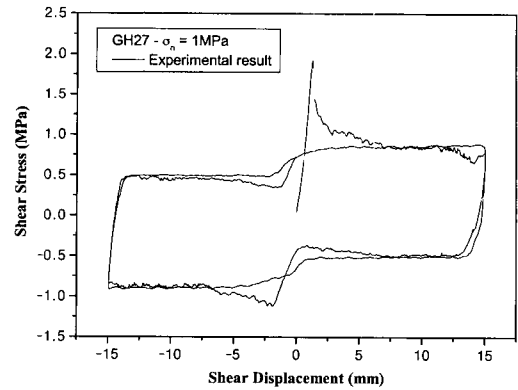
- (1) 수직 교란도 함수: A_n, Z_n
- (2) 전단 교란도 함수: A_r, Z_r

위에서 설명한 매개변수를 산정하기 위하여 화강암 절리면에 대한 시험 결과로부터 획득한 각각의 매개변수를 정리하면 표 3과 같다.

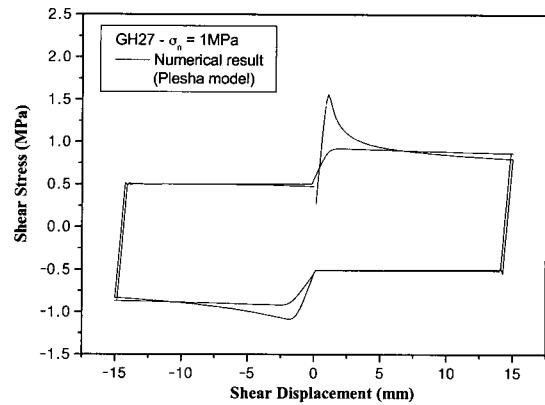
4. 수치해석 결과

화강암 거친 절리에 대한 주기 전단시험 결과를 이용하여 구성방정식 및 수치해석에 필요한 매개변수를 산정하였고 수치해석결과의 비교를 통하여 모델의 적용성을 검토하였다. 그림 10은 주기 전단시험결과와 두 해석 모델(Plesha모델 및 DSC모델)의 해석 결과를 정리한 것이다.

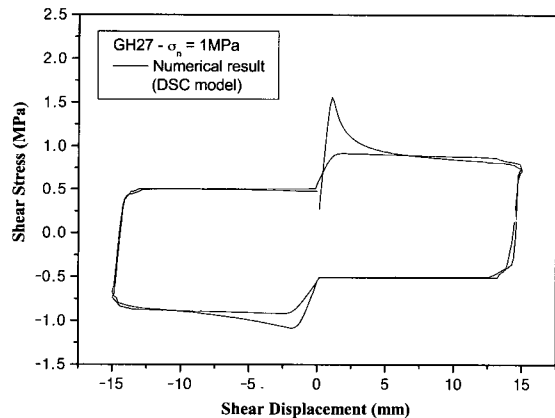
Plesha모델의 해석결과와 DSC모델의 해석결과를 비교정리하면, 두 모델 모두 제 1주기에서의 점두전단강도가 잘 나타나며 이는 이후 전단변위에 따라 급격히 감소하여 잔류전단응력 수준으로 일정해진다. 또한 재하시의 잔류전단응력과 제하시의 절리면 마찰의 값이 뚜렷하게 차이가 나는 것이 잘 모델링되고 있는데, 이러한 차이가 가능하게 하기 위해서는 Plesha모델의 경우 1차 거칠기각의 손상이 매우 작게 일어나는 것으로 모델링하면 된다. 반면 DSC모델에서는 소성변형의 진행에 따른 거칠기각의 교란도 함수를 이용하여 모델링하였다. 다음 2주기에서는 거칠기각 손상이 작으므로 오히려 $\pm 15\text{mm}$ 부근에서 약간 전단응력이 상승하는 경향을 보였는데, 이는 실험결과와 일치한다. 전단응력-변형량 곡선인 그림 10에서 Plesha모델의 경우(그림 10(b)) 응력 제하시 선형 거동 특성을 보여 실제 시험 결과와 다소 차이를 보이고 있다. 반면에 DSC모델은 비선형성을 보여 주고 있어 시험결과와 상당한 유사성을 보인다. 또한 그림 11에서는 주기 전단시험결과와 두 해석 모델(Plesha모델 및 DSC모델)의 해석결과로부터 수직변화량-전단변형량의 관계곡선을 정리하였다. 두 해석 결과 모두 수직 변화량은 제 1주기의 재하시 초기에 최대 팽창량을 보이다가 점차 팽창량이 감소하는 비선형적인 팽창을 하고, 제하시에는 거의 선형에 가깝게 수축하였



(a) 시험결과



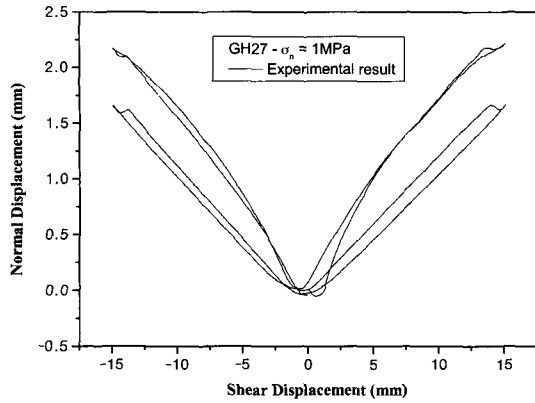
(b) Plesha 모델을 이용한 해석결과



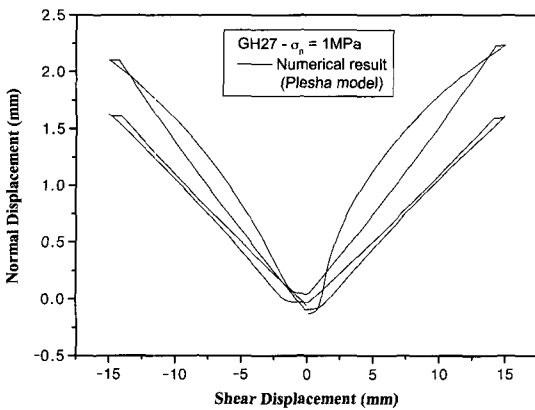
(c) DSC 모델을 이용한 해석결과

그림 10. 수치해석 결과 비교 (전단응력-전단변형량 곡선)

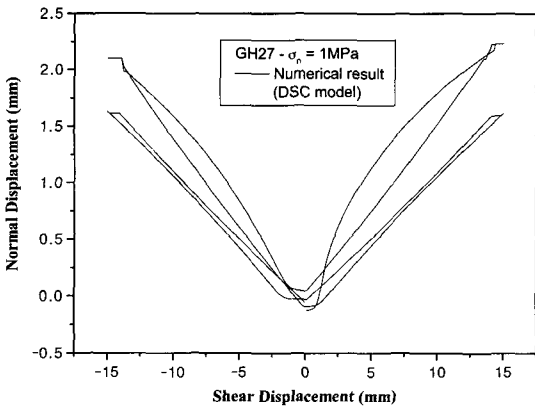
는데, 이러한 거동은 실험결과와 잘 일치한다. 그 이후 두 번째 주기에서는 재하시나 제하시 모두 선형에 가까운 팽창과 수축 거동을 보였다. 또한 두 번째 주기에서의 팽창량이 1주기에 비해 상당히 줄어들었음을 볼 수 있다. 그리고 원점 부근에서는 실험결과와 정확히 맞추기 힘들었고 약간씩 차이를 보여주고 있다.



(a) 시험결과



(b) Plesha 모델을 이용한 해석결과



(c) DSC 모델을 이용한 해석결과

그림 11. 수치해석 결과 비교 (수직변화량-전단변형량 곡선)

5. 결론

본 연구에서는 거친 화강암 절리면의 주기전단시험 결과에 대하여 기존의 Plesha모델과 암반 절리면 거동특성에 맞도록 수정한 교란상태 개념(DSC) 모델을 사용하여 각각 수치 해석 모델링을 하였으며, 그 해석결과들을 이용하여 DSC모델의 적용성을 비교·검토 하였다.

Plesha모델의 해석결과와 DSC모델의 해석결과 모두 제 1주기에서 첨두전단강도와 잔류전단강도를 잘 모델링 할 수 있었으며, 재하시의 잔류전단응력과 재하시의 절리면 마찰의 값이 뚜렷하게 차이가 나는 것 또한 잘 모델링 할 수 있었다. 또한 제 2주기에서 $\pm 15\text{mm}$ 부근에서의 전단응력이 약간 상승하는 경향을 보인 실험결과 또한 잘 표현할 수 있었다. 다만, Plesha모델의 경우 응력 재하시 선형 거동 특성을 보여 실제 시험 결과와 다소 차이를 보이고 있는 반면에 DSC모델은 비선형성을 보여 좀 더 잘 모델링 할 수 있었다.

수직 변화량의 경우, 두 해석 모델 모두 제 1주기의 재하시 초기에 최대 팽창량을 보이다가 점차 팽창량이 감소하는 비선형적인 팽창을 하고, 재하시에는 거의 선형에 가깝게 수축하는 거동을 잘 보여 줄 수 있었다. 제 2주기에서는 재하시나 재하시의 선형에 가까운 팽창과 수축 거동 및 팽창량이 1주기에 비해 상당히 줄어드는 실험결과를 잘 모델링 할 수 있었다.

감사의 글

이 논문은 2001년도 한국과학재단 및 서울대 지진공학연구센터의 연구비 지원에 의하여 이루어졌음을 밝히며 지원에 감사드립니다.

참고 문헌

1. 이연규, 이정인, 1997, 절리면 거칠기의 손상을 고려한 개별체 절리 유한요소, 터널과 지하공간(한국암반공학회지), 7, pp.20~30.
2. 이희석, 1999, 주기전단 하중하의 암석 절리의 역학적 및 수리학적 거동 연구, 서울대학교 공학박사학위논문.
3. Amonton, G. (1699) "De la resistance caus'ee dans les machines: Memoires de l'Academie Royale," Chez Gerard Kuyper, pp.257~282.
4. Archard, J.F. (1958) "Elastic Deformation and the Law of Friction," Proc. Roy. Soc. London, A243, pp.190~205.
5. Barton, N.R. and Chouby, V. (1977) "The Shear Strength of Rock Joints in Theory and Practice," Rock Mechanics, Vol.10, pp.1~54.
6. Coulomb, C.A. (1785) "Theorie des Machines Simples," Mem. Math. Phys. and. Sci., Vol.10, pp.161.
7. Desai, C.S. and Fraque, M.O. (1984) "Constitutive Model for Geologic Materials," J. of Eng. Mech. Div., ASCE, Vol.110, No.9, pp.1391~1408.
8. Desai, C.S., Somasundaram, S., and Frantziskonis, G. (1986) "A Hierarchical Approach for Constitutive Modeling of Geologic Materials," Int. J. for Num. and Analyt. Mech. in Geomech., Vol.10, No.3, pp.225~257.
9. DiMaggio, F.L. and Sandler, I.S. (1971) "Material Model for Granular Soils," J. of Eng. Mech. Div., ASCE, Vol.97, No.EM3,

- pp.935~950.
10. Goodman, R.E., Taylor, R.L., and Brekke, T.L. (1971) "A Model for the Mechanics of Jointed Rock," J. of Soil Mech. and Found. Div., ASCE, Vol.94, No.SM3, pp.637~659.
 11. Hoek, E. and Bray, J. (1974) "Rock Slope Engineering," J. of Min. and Metallurgy, London.
 12. Park, I.J., "Disturbed state modeling for dynamic and liquefaction analysis," Ph.D. Dissertation, Department of Civil Engineering and Engineering Mechanics, University of Arizona, Tucson, Arizona, 1997.
 13. Patton, F.D. (1966) "Multiple Modeling of Shear Failure in Rock," Proc. 1st Int. Cong. of Rock Mech., Lisbon, Vol.1, pp.509~513.
 14. Plesha, M.E. (1987) "Constitutive Models for Rock Discontinuities with Dilatancy and Surface Degradation," Int. J. for Num. and Analyt. Mech. in Geomech., Vol.11, pp.345~362.
 15. Schneider, H.J. (1975) "Rock Friction-A Laboratory Investigation," Proc. 3rd Cong. Int. Soc. Rock Mech., Denver, Co, Vol.2, Part A, pp.311~315.
 16. Sharma, K.G. and Desai, C.S. (1992) "An Analysis and Implementation of Thin-Layer Element for Interface and Joints," J. of Eng. Mech. Div., ASCE, Vol.118, No.12, pp.545~569.
 17. Zienkiewicz, O.C. and Pande, G.N. (1977) "Time Dependent Multilaminate Model of Rocks - A Numerical Study of Deformation and Failure of Rock Masses," Int. J. for Num. and Analyt. Mech. in Geomech., Vol.1, pp.219~247.

(접수일자 2002. 1. 7, 심사완료일 2002. 2. 9)