

절리거동의 탄소성해석에서 소성유동법칙의 역할

이 연 규

The Role of the Plastic Flow Rules in the Elasto-Plastic Formulation of Joint behaviour

Youn-Kyoo Lee

ABSTRACT The influence of the plastic flow rules on the elasto-plastic behaviour of a discrete joint element was investigated by performing the numerical direct shear tests under both constant normal stress and normal displacement conditions. The finite interface elements obeying Plesha's joint constitutive law was used to allow the relative motion of the rock blocks on the joint surface. Realistic results were obtained in the tests adopting the non-associated flow rule, while the associated flow rule overestimated the joint dilation. To overcome the computational drawbacks coming from the non-symmetric element stiffness matrix in the conventional non-associated plasticity, the symmetric formulation of the tangential stiffness matrix for a non-associated joint element was proposed. The symmetric elasto-plastic matrix is derived by assuming an imaginary equivalent joint with associated flow rule which shows the same plastic response as that of original joint with non-associated flow rule. The validity of the formulation was confirmed through the numerical direct shear tests under constant normal stress condition.

Key words : plastic flow rule, elasto-plastic analysis, shear strength, dilation, finite element method

초 록 : 절리면의 전단거동에서 나타나는 응력 및 변위의 비선형 특성을 탄소성해석에 의해 모사하는 경우 소성유동법칙이 해석결과에 미치는 영향을 검토하였다. Plesha의 절리구성모델을 적용하여 일정수직응력조건과 일정수직변위조건에서 수치직접전단시험을 실시하였다. 연상유동법칙을 적용하면 과도한 수직팽창이 예측되는 반면에 비연상유동법칙을 적용한 해석은 실제 절리거동을 잘 모사하고 있음을 보였다. 비연상유동법칙의 적용으로 강성행렬이 비대칭이 되는 단점을 보완하기 위해 비연상유동법칙을 적용하는 경우라도 요소의 접선강성행렬을 대칭화시키는 수치해석 기법이 제안되었다. 본래의 절리면과 동일한 소성변형을 일으키지만 연상유동법칙을 따르는 등가의 절리면을 가정함으로써 대칭인 탄소성행렬을 유도하였다. 일정수직응력조건에서 수치 직접전단시험을 실시하여 제안된 강성행렬 대칭화 기법의 유효성을 검증하였다.

핵심어 : 소성유동법칙, 탄소성해석, 전단강도, 수직팽창, 유한요소법

1. 서 론

암반은 기본적으로 여러 지질학적 요인들에 기인한 수많은 절리들을 포함하는 불연속체이고, 이러한 절리들의 역학적 및 기하학적 특징이 암반구조물의 안정성을 좌우하는 경우가 많다. 특히, 지압의 크기가 상대적으로 작은 천부 경암구조물의 경우 안정성은 무결암의 역학적 특성보다는 불연속면들의 거동특성에 더 큰 영향을 받는다고 할 수 있다. 따라서 수치해석적 방법을 이용한 안정성해석 과정에서는 각 절리면들의 특성을 해석에 적절히 반영시키는 것이 매우 중요하다.

몇 개의 뚜렷한 절리면들이 암반구조물의 안정성에 결

정적 영향을 미칠 것으로 예상되는 상황에서는 이러한 개별 절리면들의 거동 예측이 중요한 과제가 된다. 두 개의 면이 접하고 있는 형태인 절리면에 외력이 작용하면 접선 및 수직방향으로 상대적인 변형이 발생되기 때문에 연속체적 접근법과는 달리 절리면에서의 상대적 변형을 허용할 수 있는 수치해석 기법의 도입이 필요하게 된다. 이와 더불어 절리면의 비선형 변형특성을 수치해석 과정에서 효과적으로 고려할 수 있는 수치해석 모델의 개발도 필수적이다.

1) 정회원, 군산대학교 해양과학대학 해양시스템공학과 전임강사
원고접수일 : 2000년 3월 3일
원고심사완료일 : 2000년 3월 15일

이 연구에서는 개별절리면의 비선형거동을 탄소성이론에 근거하여 효과적으로 수치해석에 반영시킬 수 있는 방법을 제시하였다. 소성이론을 도입하여 절리면의 비선형 상대변형을 모사하려는 연구는 Ghaboussi 외(1973)의 시도를 시작으로 Ge Xiurun(1981), Plesha(1987)의 연구로 이어지고 있다. 국내에서도 이연규와 이정인(1997, 1998)에 의해 유사한 주제의 연구가 진행된 바 있다. 탄소성이론에서는 소성변형을 계산하기 위해 소성유동법칙이 정의되며 일반적으로 암석이나 흙과 같은 지질학적 재료는 비연상유동법칙(non-associated flow rule)을 따르는 것으로 알려져 있다(Zienkiewicz 외, 1975). 특히 소성이론에 바탕을 둔 암석절리면의 거동도 비연상유동 법칙을 따르는 것으로 알려져 있다. Ghaboussi 외의 연구는 연상유동법칙을(associated flow rule)을 적용하였다는 단점을 가지고 있으며 Ge Xiurun, Plesha, 이연규와 이정인 등의 연구에서는 이러한 단점을 보완하기 위해 비연상유동 법칙을 적용하고 있다. 그러나 비연상유동법칙을 적용함으로써 보다 현실적인 해석결과를 얻을 수 있는 장점이 있는 반면에 요소의 접선강성행렬이 비대칭이 된다는 단점 또한 피할 수 없다. 비대칭강성행렬은 컴퓨터 기억용량과 계산시간의 증가를 의미하기 때문에 해석의 경제성을 떨어뜨린다. 이러한 단점을 극복하기 위하여 Pande와 Pietruszczak(1986)은 흙과 같은 연속체를 대상으로 비연상유동법칙을 적용하는 경우라도 접선강성행렬을 대칭화시킬 수 있는 방법을 제안하였다.

이 연구에서는 먼저 절리면의 탄소성 거동해석에서 소성유동법칙이 해석결과에 미치는 미치는 영향을 살펴봄으로써 비연상유동법칙의 적용 당위성을 제시한 후, Pande와 Pietruszczak의 방법을 절리면과 같은 불연속면의 거동해석에 적용하여 그 응용 가능성을 검토하였다. 이 과정에서 절리면 거동을 표현하는 구성모델로서 절리면 거칠기의 연속적인 저하가 가능한 Plesha(1987)모델을 이용하였다.

2. 절리면의 소성모델

절리면에서 발생하는 상대변형이 탄소성이론에 의해 계산될 수 있다고 가정하면 변형증분은 탄성변형증분과 소성변형증분의 합으로 다음과 같이 표시할 수 있다.

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

여기서 $\overline{d\epsilon} = (d\epsilon_i, d\epsilon_n)^T$ 이며, 상첨자 e와 p는 각각 탄성성분과 소성성분을 의미한다.

절리면의 소성변형이 시작된 후 소성변형증분은 다음과 같은 비연상 소성유동법칙에 의해 계산된다.

$$\overline{d\epsilon^p} = \begin{cases} 0 & \text{if } F_0 < 0 \\ d\lambda_0 \frac{\partial Q}{\partial \sigma} & \text{if } F_0 = 0 \text{ and } dF_0 = 0 \end{cases} \quad (2)$$

식(2)에서 F_0 는 소성상태 여부를 판단하는 항복함수이고 Q 는 소성변형의 방향을 결정하는 소성포텐셜함수이다. $d\lambda_0$ 는 소성변형증분의 크기를 나타내는 것으로 양의 값을 갖는다. 여기서 $Q=F_0$ 인 경우를 연상유동법칙이라 한다. Plesha(1987)는 절리면을 톱니모양으로 이상화시키고 미시적인 톱니 경사면에서의 항복 및 소성포텐셜함수를 절리면 좌표계의 응력으로 표시함으로써 다음과 같은 형태의 F_0 와 Q 를 유도하였다.

$$F_0 = |\tau \cos \alpha + \sigma \sin \alpha| + (-\tau \sin \alpha + \sigma \cos \alpha) \tan \phi_0 \quad (3)$$

$$Q = |\tau \cos \alpha + \sigma \sin \alpha| + const. \quad (4)$$

식(3)과 식(4)에서 τ , σ 는 각각 절리면에 작용하는 전단응력과 수직응력이며 ϕ_0 는 절리면의 기본마찰각이다. α 는 거칠기각으로서 전단방향 소성일 (\overline{W}_t^p)의 함수로 표현된다.

$$\alpha = \alpha_0 \exp(-c \overline{W}_t^p) \quad (5)$$

여기서 α_0 는 초기 거칠기각이며 c 는 절리면 거칠기의 마모특성과 관련된 상수이다.

소성상태에서는 응력이 항상 식(3)을 만족되어야 하므로 다음과 같은 연속조건이 필요하다.

$$\left(\frac{\partial F_0}{\partial \sigma} \right)^T d\sigma + \frac{\partial F_0}{\partial \overline{W}_t^p} d\overline{W}_t^p = 0 \quad (6)$$

여기서 $d\sigma = (d\tau, d\sigma)^T$ 이고 $d\overline{W}_t^p = \tau d\epsilon^p$ 이다.

식(2)를 이용하여 식(6)를 다시 표현하면

$$\left(\frac{\partial F_0}{\partial \sigma} \right)^T d\sigma + H_0 d\lambda_0 = 0 \quad (7)$$

가 되며, 여기서 절리면 거동의 경화 혹은 연화 특성과 관련된 지수 H_0 는 다음과 같이 정의된다.

$$H_o = \tau \frac{\partial F_o}{\partial \bar{W}_i^p} \frac{\partial Q}{\partial \sigma} \quad (8)$$

식(1), (2), (7)로부터

$$d\lambda_o = \frac{\left(\frac{\partial F_o}{\partial \sigma}\right)^T [D^e] d\bar{\epsilon}}{-H_o + \left(\frac{\partial F_o}{\partial \sigma}\right)^T [D^e] \left(\frac{\partial Q}{\partial \sigma}\right)} \quad (9)$$

가 얻어진다. 식(9)에서 $[D^e]$ 는 절리면의 전단강성 K^e 와 수직강성 K_n 을 대각항의 성분으로 하는 탄성행렬이다. 이 결과를 이용하면 탄소성해석에 필요한 다음의 증분응력-증분변형의 관계를 유도할 수 있다.

$$d\bar{\sigma} = \left[\begin{array}{c} [D^e] \left(\frac{\partial Q}{\partial \sigma}\right) \left(\frac{\partial F_o}{\partial \sigma}\right)^T [D^e] \\ [D^e] - \frac{[D^e] \left(\frac{\partial Q}{\partial \sigma}\right) \left(\frac{\partial F_o}{\partial \sigma}\right)^T [D^e]}{-H_o + \left(\frac{\partial F_o}{\partial \sigma}\right)^T [D^e] \left(\frac{\partial Q}{\partial \sigma}\right)} \end{array} \right] d\bar{\epsilon} = [D^{ep}] d\bar{\epsilon} \quad (10)$$

비연상유동법칙을 적용하여 유도한 식(10)의 탄소성행렬 $[D^{ep}]$ 는 비대칭임을 보여주며 이로 인하여 접선강성행렬(tangential stiffness matrix; Owen & Hinton, 1980) 역시 비대칭이 된다. 비선형 증분해석 과정에서 강성행렬의 비대칭 때문에 발생하는 여러 가지 수치해석적 불편함을 해소하기 위하여 대칭 탄성강성행렬을 이용하는 초기강성법(initial stiffness method; Owen & Hinton, 1980)이 이용될 수도 있으나 해의 수렴속도가 느리기 때문에 과도한 계산시간이 요구된다.

3. 탄소성행렬의 대칭화

비연상유동법칙을 적용하는 탄소성행렬의 대칭화를 유도하기 위해 Pande & Pietruszczak(1986)는 소성포텐셜함수를 항복함수로 하는 등가의 가상재료를 가정하고, 이 가상재료가 연상유동법칙을 따른다고 가정하였다. 이 연구에서는 이들의 가정을 절리면의 소성거동 해석과정에 응용하였다. 이에 따라 등가절리면의 항복함수를

$$F_e = Q(\bar{\sigma}, \bar{W}_i^p) \quad (11)$$

로 가정하면, 식(7)에 대응되는 등가절리면의 연속관계식은 다음식과 같이 표현될 수 있다.

$$\frac{\partial F_e}{\partial \sigma} d\bar{\sigma} + H_e d\lambda_e = \frac{\partial Q}{\partial \sigma} d\bar{\sigma} + H_e d\lambda_e = 0 \quad (12)$$

등가절리면의 소성변형은 연상유동법칙에 의해 계산된다고 가정하고 앞의 탄소성행렬 유도와 동일한 과정을 거치면

$$d\lambda_e = \frac{\left(\frac{\partial Q}{\partial \sigma}\right)^T [D^e] d\bar{\epsilon}}{-H_e + \left(\frac{\partial Q}{\partial \sigma}\right)^T [D^e] \left(\frac{\partial Q}{\partial \sigma}\right)} \quad (13)$$

가 얻어진다. 그런데 본래의 절리면과 등가절리면에서 발생한 소성변형률증분이 동일하기 위해서는 식(9)과 식(13)가 같아야 하며 그 결과 다음의 관계가 얻어진다.

$$H_e = \omega H_o + \left[-\omega \frac{\partial F_o}{\partial \sigma} + \frac{\partial Q}{\partial \sigma} \right]^T [D^e] \frac{\partial Q}{\partial \sigma} \quad (14)$$

여기서

$$\omega = \frac{\left(\frac{\partial Q}{\partial \sigma}\right)^T [D^e] d\bar{\epsilon}}{\left(\frac{\partial F_o}{\partial \sigma}\right)^T [D^e] d\bar{\epsilon}} \quad (15)$$

이다. 따라서 본래의 절리면과 등가인 가상 등가절리면의 증분응력-증분변형의 관계식은 다음과 같이 유도된다.

$$d\bar{\sigma} = \left[\begin{array}{c} [D^e] \left(\frac{\partial Q}{\partial \sigma}\right) \left(\frac{\partial Q}{\partial \sigma}\right)^T [D^e] \\ [D^e] - \frac{[D^e] \left(\frac{\partial Q}{\partial \sigma}\right) \left(\frac{\partial Q}{\partial \sigma}\right)^T [D^e]}{-H_e + \left(\frac{\partial Q}{\partial \sigma}\right)^T [D^e] \left(\frac{\partial Q}{\partial \sigma}\right)} \end{array} \right] d\bar{\epsilon} \quad (16)$$

식(16)에서 나타나는 탄소성행렬은 대칭 형태이므로 이를 해석에 적용할 경우 본래 절리면에 비연상유동법칙을 적용하는 효과와 소성변형 발생시 접선강성행렬이 대칭화 시키는 이중의 효과를 얻을 수 있음을 알 수 있다. 여기서 등가절리면은 연상유동법칙을 따르며 본래 절리면의 소성포텐셜함수를 항복함수로 갖는다고 가정하였지만, 실제 수치해석과정에서 절리면의 소성상태 여부를 판단하는 함수는 본래 절리면의 항복함수가 이용된다는 점을 주의할 필요가 있다.

등가절리면 거동의 경화 및 연화와 관련된 지수 H_e 는 식(14)처럼 변형증분으로 표시되지만 식(7)과 식(12)을 이용하면 응력증분을 이용하여 다음과 같이 표시할 수도

있으며, 이는 요소의 강성행렬 계산과정에서 유용하게 사용될 수 있다.

$$H_e = H_0 \frac{\left(\frac{\partial Q}{\partial \sigma}\right)^T [D^e] \bar{d}\sigma}{\left(\frac{\partial F_0}{\partial \sigma}\right)^T [D^e] \bar{d}\sigma} \quad (17)$$

특정한 경우로서 일정수직응력조건의 절리면 거동을 예로 들면, $d\sigma = 0$ 이므로 H_e 는 다음과 같이 간략화 된다.

$$H_e = H_0 \frac{\cos\alpha}{\cos\alpha \pm \tan\phi_b \sin\alpha} \quad (18)$$

나아가 거칠기 없는 매끈한 절리면을 가정하면 $\alpha = 0$ 이 되므로 $H_e = H_0$ 가 됨을 알 수 있다.

4. 수치직접전단시험을 이용한 검증

4.1 소성유동법칙의 영향

탄소성이론에 근거하여 절리면의 비선형거동을 해석할 때 소성유동법칙이 해석결과에 미치는 영향을 먼저 살펴 보기 위하여 2절에서 설명한 절리구성모델을 사용하여 수치직접전단시험을 수행하였다. 비교를 위하여 탄소성 변형은 비연상유동법칙과 연상유동법칙을 모두 적용하여 계산하였으며, 증분해석과정에서는 비연상유동법칙 적용시 강성행렬이 비대칭임을 고려하여 가우스 소거법을 이용한 full matrix solver가 사용되었다. Fig. 1은 해석에 이용된 유한요소 해석모델을 보여준다. 모델의 중앙에 8절점 절리요소(이연규와 이정인, 1997)를 삽입함으로써 하부블럭에 대하여 상부블럭이 수직 및 수평방향으로 상대적으로 변형이 가능하도록 하였다. 절리요소 상하부 암반블럭의 강성을 충분히 크게 함으로써 모델의 변형이 절리요

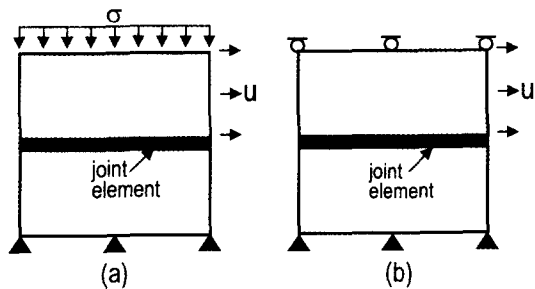


Fig. 1. Finite element models for numerical direct shear test. (a) Constant normal stress condition, (b) Constant normal displacement condition.

소의 변형특성에 의해 좌우되도록 하였다. Fig. 1(a)는 일정수직응력 조건의 전단시험모델로서 상부블럭의 상부면에 일정한 응력을 가한 후 상부블럭의 수평방향 변형을 조금씩 증가시키는 방법으로 해석을 수행하였다. 해석전과정에서 절리면에 가해지는 수직응력은 일정하게 유지되었다. Fig. 1(b)는 일정수직변위 조건의 전단시험모델로서 절리요소에 일정한 크기의 초기 수직응력을 가한 후 상부블럭의 수직방향 변형을 억제하면서 상부블럭을 수평방향으로 조금씩 전단시켰다.

일정수직응력 조건에 이용된 절리의 역학적 특성을 Table 1에 나타내었다. 초기 거칠기각을 각각 0°, 10°, 16°로 변화시키면서 수직팽창(dilation) 특성을 비교하였다. 일정수직응력 조건에서 직접전단을 실시하면 절리면에 작용하는 수직응력의 변화는 없고, 절리면의 거칠기 특성에 따라 수직변위만 발생되게 된다. Fig. 2는 초기 거칠기각의 변화와 소성유동법칙에 따른 수직변위 결과를 도시한 것이다. 결과에서 볼 수 있듯이 연상유동법칙은 수직변위를 과도하게 예측하고 있음을 알 수 있다. 특히 초기 거칠기각이 0°인 경우 즉, 거칠기가 없이 접촉면의 마찰력에 의해서만 전단저항이 발휘되는 경우를 살펴보면 연상유동법칙의 문제점을 분명히 알 수 있다. 거칠기가 없는 절리면이라면 전단과정에서 수직변위가 발생되지 않

Table 1. Joint properties for numerical direct shear tests under constant normal stress condition

K_n	K_s	ϕ_b	α_0	c
1000 MPa/m	200 MPa/m	32°	0°, 10°, 16°	1000 MPa/m

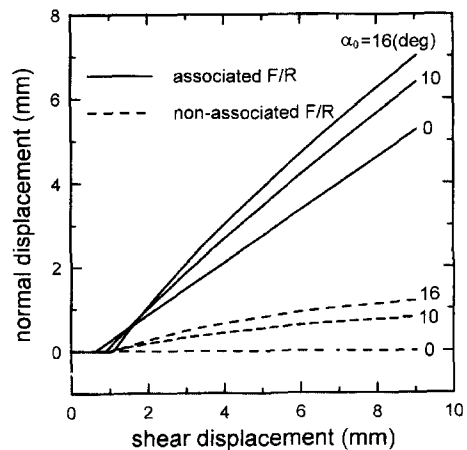


Fig. 2. Dilation curves for different types of flow rule under constant normal stress condition.

아야 하지만 연상유동법칙을 적용한 결과는 소성 전단변위가 발생함에 따라 선형적으로 수직변위가 증가되고 있음을 보여주고 있다. 반면에 비연상 유동법칙을 적용한 경우는 수직변위가 발생되지 않는 올바른 결과를 보여준다. Fig. 3은 초기 거칠기각과 소성유동법칙의 변화에 따른 전단응력의 변화를 도시한 것으로 일정수직응력조건에서는 전단응력의 변화가 소성유동법칙에 영향을 받지 않음을 보여주고 있다. 수직방향의 변위구속이 없기 때문에 Fig. 2에 나타낸 것과 같은 수직변위의 증가가 전단저항의 증가에 영향을 미치지 못하기 때문이다.

일정수직변위 조건에서 소성유동법칙이 절리면의 거동 특성에 미치는 영향을 살펴보기 위하여 Table 2와 같은 입력자료를 이용하여 수치 직접전단시험을 수행하였다. 앞의 경우와 마찬가지로 초기 거칠기각을 0°, 10°, 16°로 변화시키면서 해석을 수행하였다. 이 경우도 2절의 절리 구성모델이 이용되었다. 즉, 비연상유동법칙의 경우 접선 강성행렬이 비대칭이 되며 이에 따라 full matrix solver가 이용되었다. 전단이 시작되기 전 절리면에 10MPa의 초기 수직응력을 가한 후 상부불력이 수평으로 움직이도록 하였다. 일정수직변위 조건에서는 수직방향변위의 구속으로 인하여 일정수직응력조건인 경우와는 달리 수직응력의 변화가 발생된다. Fig. 4는 수직응력의 변화를 도시한 것으로 연상유동법칙을 적용하면 절리면에 작용하는

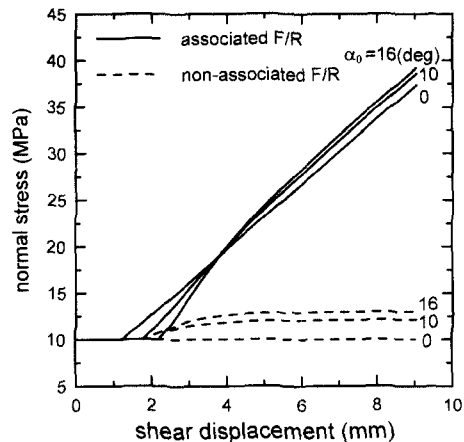


Fig. 4. Joint normal stress curves for different types of flow rule under constant normal displacement condition.

수직응력의 증가가 과도하게 예측됨을 알 수 있다. 앞서 일정수직응력 조건의 경우에서 살펴보았듯이 초기 거칠기각이 0°인 경우에는 전단변위가 발생하는 동안 수직변위가 발생되지 않아야 하며, 이에 따라 수직응력의 증가도 없어야 올바른 결과라 할 수 있다. 비연상유동법칙을 적용한 경우는 이에 부합하는 결과를 얻을 수 있고, 연상유동법칙을 적용한 경우는 과장된 결과를 보여주고 있음을 Fig. 4는 보여주고 있다. Fig. 5는 전단응력의 변화를 보여준다. 연상유동법칙을 적용한 경우 과장된 수직응력증가가 예측되고, 이에 따라 발생하는 전단저항의 증가로 비현실적인 전단응력 곡선이 나타나고 있음을 알 수 있다. 거칠기각이 없는 즉, $\alpha_0 = 0$ 인 톱절단 절리면에 대한

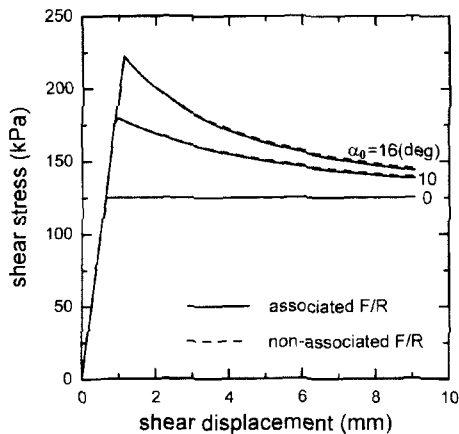


Fig. 3. Shear stress curves for different types of flow rule under constant normal stress condition.

Table 2. Joint properties for numerical direct shear tests under constant normal displacement condition

K_n	K_s	ϕ_b	α_0	c
10000 MPa/m	5000 MPa/m	32°	0°, 10°, 16°	100 m/MN

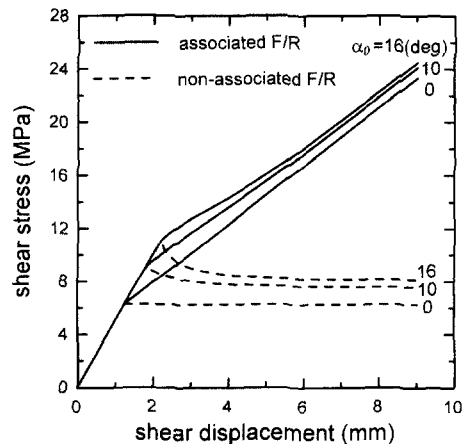


Fig. 5. Shear stress curves for different types of flow rule under constant normal displacement condition.

실내 전단시험에서는 완전소성거동 형태의 곡선이 얻어진다. 비연상유동법칙을 적용하면 이러한 형태의 곡선이 적절하게 수치모사 될 수 있음을 보여주고 있다.

지금까지 살펴본 바와 같이 소성유동법칙은 절리면의 거동 해석결과에 큰 영향을 미치고 있음을 알 수 있었다. 현장 암반절리면의 경계조건은 일정수직응력 조건과 일정수직변위 조건의 사이에 있다는 점을 고려할 때 이상의 토의에서 얻을 수 있는 중요한 사실은 절리면의 안정성 해석과정에서 연상유동법칙을 적용할 경우, 정도의 차이는 있지만 암반절리면의 전단저항을 과도하게 평가하여 안전율이 너무 낮은 설계가 될 수 있다는 것이다. 따라서 탄소성이론에 바탕을 두고 암반절리면의 거동해석을 실시할 경우, 비연상유동법칙을 적용하는 것이 중요하다고 할 수 있다.

4.2 비연상 점선강성행렬의 대칭화 검증

탄소성이론을 이용한 개별절리면의 비선형거동 해석과정에서 비연상유동법칙을 적용해야할 필요성이 4.1절의 토의에서 충분히 제시되었다. 비연상유동법칙을 적용함으로써 얻어지는 요소의 강성행렬이 비대칭이 되는 단점을 보완하기 위한 수치해석적 기법이 3절에서 제시되었다. 3절에서 제시된 점선강성행렬 대칭화 기법을 검증하기 위하여 Fig. 1(a)의 일정수직응력조건 해석모델이 다시 이용되었다. 비연상유동법칙을 적용한 경우라도 강성행렬이 대칭이 되는 이 수치기법의 장점을 충분히 살리기 위해 전체 강성행렬의 위 삼각형(upper triangle) 부분에서 0이 아닌 성분만을 직사각형 형태로 저장하는 band

storage scheme(Cook 외, 1989)이 적용되는 symmetric matrix solver가 이용되었다. 각 변위중분 단계에서 매 반복시 마다 강성행렬이 다시 구성되는 점선강성행렬을 이용하여 해가 계산되었다. 해석에 이용된 절리면의 역학적 특성은 Table 1과 동일하며 초기 거칠기각 α_0 가 16°인 경우에 대하여 검증을 실시하였다.

Fig. 6은 전단변위가 증가함에 따라 발생하는 수직변형을 도시한 것이고, Fig. 7은 전단응력의 변화를 나타낸 것이다. 두 그림에서 실선으로 나타낸 곡선은 2절의 이론에 근거한 해석결과로서 full matrix solver를 이용해 계산한 결과이고, 점선으로 표시한 것이 3절의 점선강성행렬 대칭화 기법을 적용하여 얻은 해석 결과이다. 두 가지 방법에 의한 해석결과가 거의 일치하고 있음을 볼 수 있다. 따라서 점선강성행렬 대칭화 이론을 절리면의 거동에 적용한 3절의 수치해석 기법이 검증되었다고 할 수 있다.

5. 결 론

탄소성이론을 적용하여 절리면의 비선형 전단거동을 해석하는 과정에서 소성유동법칙이 해석결과에 미치는 영향을 살펴보았다. 절리모델로서 비교적 입력자료가 간단하고, 절리면 거칠기의 변화특성까지를 설명할 수 있는 Plesha모델을 이용하였다. 연상유동법칙을 적용하는 경우 비현실적인 해석결과가 얻어지는 것을 수치적전단시험을 통하여 보임으로써 절리면 거동의 탄소성 해석시 비연상유동법칙을 적용해야할 필요성을 강조하였다. 전통적

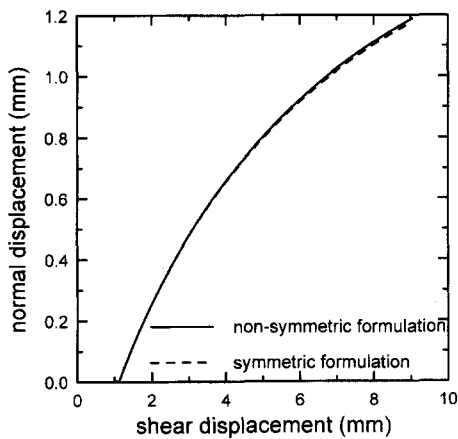


Fig. 6. Dilation curves for non-associated plasticity of rock joint under constant normal stress condition.

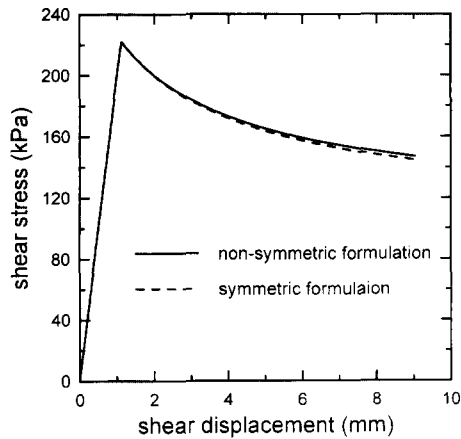


Fig. 7. Shear stress curves for non-associated plasticity of rock joint under constant normal stress condition.

탄소성이론에 따라 비연상유동법칙을 적용할 경우 요소의 강성행렬이 비대칭화되어 수치해석상 여러 가지 불편함이 수반된다. 이러한 단점을 해소하기 위하여 비연상유동법칙을 적용하는 경우와 동일한 결과를 얻을 수 있는 연상유동법칙을 따르는 등가절리면을 가정함으로써 등가절리면의 탄소성행렬이 대칭이 되도록 유도하였다. 이 접선강성행렬 대칭화 기법을 적용하여 수치 직접전단시험을 실시한 결과, 절리면의 거동 특성은 전통적 탄소성이론에 근거하여 얻은 결과와 거의 일치하였다.

제안된 방법은 절리면 거동에 비연상유동법칙을 적용하는 경우에도 해석모델의 전체 강성행렬을 대칭화시킬 수 있으므로 전통적 방법에 비하여 컴퓨터 기억용량의 제약이 작고 또 보다 경제적으로 선형 연립방정식을 풀 수 있게 하는 장점을 갖는다. 제안된 대칭화 기법은 Plesha의 절리구성모델 이외의 다른 절리구성모델에도 손쉽게 응용이 가능할 것으로 판단된다.

사 사

이 연구는 군산대학교 수산과학연구소의 학술연구비 지원에 의하여 수행되었다. 연구비를 지원해준 수산과학연구소에 감사드린다.

참 고 문 헌

1. 이연규, 이정인, 1997, 절리면 거칠각이 손상을 고려한 개별체 절리 유한요소, 터널과 지하공간, 7, 20-30
2. 이연규, 이정인, 1998, 거친 절리면의 전단거동 해석을 위한 탄소성 구성법칙, 터널과 지하공간, 8, 234-248
3. Cook, R.D., D.S. Malkus and M.E. Plesha, 1989, Concepts and applications on finite element analysis, John Wiley & Sons
4. Ghaboussi, J., E.L. Wilson and J. Isenberg, 1973, Finite element for rock joints and interfaces, J. Soil Mech. and Found. Div. ASCE, 99, 833-848
5. Owen, D.R.J. and E. Hinton, 1980, Finite element in plasticity: theory and practice. Pineridge Press Limited, Swansea, U.K.
6. Pande, G.N. and S. Pietruszczak, 1986, Symmetric tangential stiffness formulation for non-associated plasticity, Computers and Geotechnics, 2, 89-99
7. Plesha, M.E., 1987, Constitutive models for rock discontinuities with dilatancy and surface degradation, Int. J. for Numer. and Anal. Meth. in Geomech., 11, 345-362
8. Xiurun, Ge, 1981, Non-linear analysis of a joint element and its application in rock engineering, Int. J. for Numer. and Anal. Meth. in Geomech., 5, 229-245
9. Zienkiewicz, O.C., C. Humpheson and R.W. Lewis, 1975, Associated and non-associated visco-plasticity and plasticity in soil mechanics, Geotechnique, 25, 671-689



이 연 규

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

Tel : 0654-469-1864

E-mail : kyoulee@ks.kunsan.ac.kr

현재 군산대학교 해양과학대학 해양시스템공학과
전임강사