터널과 지하공간, 한국암반공학회
Vol. 8, 1998, pp. 287~295

TUNNEL & UNDERGROUND Vol. 8, 1998, pp. 287-295
J. of Korean Society for Rock Mech.

편재절리모델을 이용한 절리 암반 사면의 안정성 해석

박연준[1] · 유광호[1]

Stability Analysis for Jointed Rock Slope Using Ubiquitous Joint Model

Yeon-Jun Park and Kwang-Ho You

ABSTRACT : Limit equilibrium method is widely used for the stability analysis of soil slopes. In jointed rock slopes however, the failure of the slope is largely dependent upon the strength and deformability of the joints in the rock mass and quite often failure occurs along the joints. This paper describes the use of ubiquitous joint model for the stability analysis of the jointed rock slopes. This model is essentially an anisotropic elasto-plastic model and can simulate two sets of joint in arbitrary orientations. Validation of the developed model was demonstrated for direct shear test on each set of joint. As an example problem, a slope with the factor of safety equal to unity was selected when the shape of the failure plane is assumed log spiral. Then the factor of safety of the rock slope having two perpendicular joint sets was calculated while rotating joint orientations. Results were compared with limit equilibrium solutions on soil slopes having equivalent soil properties when plane sliding was assumed. Developed model predicted the factor of safety of jointed rock slope in a resonable accuracy when joint spacing is sufficiently small.

Key words : jointed rock slope, ubiquitous joint model, factor of safety

초 록 : 흙 사면의 안정성 해석에는 한계평형법이 널리 사용되고 있다. 그러나 절리가 발달한 암반사면의 파괴는 절리의 거동에 지배를 받으므로 절리의 방향성과 파괴특성이 동시에 고려되어야 한다. 본 논문에서는 이러한 암반사면의 안정성 해석을 위하여 임의방향으로 발달한 두 조의 절리군을 고려할 수 있는 편재절리모델을 사용하여 사면과 절리의 상대적인 방향성이 사면의 안전율에 어떠한 영향을 주는지 살펴보았다. 이를 위하여 이미 개발된 바 있는 비등방 탄소성 모델을 사면안정 해석에 적용할 수 있도록 수정하였으며, 안전율 계산 routine을 상용프로그램인 FLAC의 FISH macro 언어를 사용하여 작성하였다. 개발된 모델의 검증을 위하여 1요소에 대한 직접전단시험을 수치해석적으로 수행하였고, 안전율이 1인 흙사면을 선택하여 서로 수직인 2조의 절리군이 발달한 암반의 안정성 해석을 수행하여 Culmann의 평면파괴해와 비교하였다. 또한 UDEC에 의한 해석을 수행하여 사면파괴양상을 비교하였다. 절리의 간격이 충분히 작을 경우 편재절리모델은 정확한 결과를 나타내어 절리암반사면의 설계 및 안정성 해석에 활용될 수 있을 것으로 생각된다.

핵심어 : 절리암반사면, 편재절리모델, 안전율

1. 서 론

흙 사면의 안정성 해석에는 한계평형법을 이용한 해석법이 절대적으로 많이 이용되고 있다. 이 방법은 간단한 계산으로 신뢰할 수 있는 결과를 주며, 사용이 간편하다는 장점 때문에 타 방법에 비하여 선호되고 있다. 그러나 절리가 발달한 암반사면의 경우 사면의 파괴는 불연속면의 방향 및 이의 변형, 파괴특성에 지배되므로 한계평형법에서와 같이 임의의 활동면을 가정하여 안전율이 최소가 되는 활동면을 찾는 방법은 적용이 곤란하다.

절리가 발달한 암반의 해석법은 크게 연속체 모델과 불연속체 모델을 사용하는 방법으로 대별할 수 있으며, 연속체 모델을 사용할 경우에는 유한요소법이나 유한차분법을 이용하는 방법이 주종을 이루고 있다. 반면 불연속체 모델은 암반을 암석 블록의 집합체로 보고 블록간의 접촉력을 계산하여 가속도를 구하고, 이로부터

1) 정회원, 수원대학교 토목공학과
원고 접수일 : 1998년 11월 8일
원고 심사 완료일 : 1998년 12월 3일

블록들의 속도와 변위, 회전 등을 계산한다.

불연속체 모델은 개별 블록들의 움직임을 일일이 계산하므로 매우 매력적인 방법이지만 현재의 지반조사 기술수준으로는 지반내의 절리발달사항을 정확히 파악하기가 불가능하며, 컴퓨터의 계산용량이 너무 과다해지는 단점이 있다.

이에 따라 암반 불연속면의 변형 및 파괴거동을 암반의 거동에 흡수시킨 등가 연속체 모델이 Morland (1974), Zienkiewicz and Pande(1977), Thomas(1982), Blanford *et al*(1987), Chen(1989) 등에 의해 연구 개발된 바 있으며 국내에서는 이연규(1994), 박연준과 Dawson(1997) 등이 비등방 탄소성 모델을 개발하여 발표한 바 있다.

본 연구에서는 박연준과 Dawson이 개발한 비등방 탄소성 모델을 사용하여 2조의 절리군을 가진 암반사면의 안전율을 계산하고, 등가의 물성을 가진 흙사면에 대한 해석결과와 비교하였다. 또한 해석결과의 타당성 검증을 위하여 Culmann의 상한해와 평사투영 분석 및 UDEC 해석을 수행하였다.

2. 편재절리 모델

편재절리모델(ubiquitous joint model)은 등가 연속체 모델(equivalent joint model) 혹은 compliant joint model이라고도 불리우는데, 근본적인 원리는 불연속면에 의해 블록으로 나누어진 불연속 암반을 불연속면의 특성이 반영된 물성을 가진 균질 연속체로 간주하여 해석하는 것이다. 본 모델에 관한 사항은 박연준과 Dawson(1997)에 상세히 기술되어 있으므로 본 논문에서는 주요사항만을 간략히 기술하고자 한다.

절리의 소성 전단은 다음과 같은 Coulomb의 파괴거동을 따르는 것으로 가정할 수 있다.

$$|\sigma_s| \le -\sigma_n \tan\phi + c \tag{1}$$

여기서 ϕ는 절리의 마찰각이며, c는 절리의 점착강도이다. 따라서 비등방 소성항복조건은 절리면을 따른 미끄러짐 발생 조건으로부터 구해질 수 있다. 절리에 작용하는 응력이 연속체 모델에 내재하는 절리면에 작용하는 응력과 같다는 가정하에서 절리면에 작용하는 법선응력 σ_n과 접선응력 σ_s를 각각 구하여 (1)식의 절리항복 조건에 의거 등가연속체 모델의 항복여부를 판단한다.

편재절리모델은 항복이전에는 탄성거동을 보이며, 항복이 발생하면 완전 소성체의 거동을 하며 종래의 소성유동법칙을 따른다. 연속체의 경우와 마찬가지로 시간의 경과에 따른 변형률의 변화율은 다음과 같이 탄성부분과 소성부분으로 나누어 질 수 있으며,

$$\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}^e + \dot{\varepsilon}^p \tag{2}$$

응력의 변화율 $\dot{\sigma}$은 탄성 변형률 변화율과 다음과 같은 관계를 갖는다.

$$\dot{\sigma} = D\dot{\varepsilon}^e = D(\dot{\varepsilon} - \dot{\varepsilon}^p) \tag{3}$$

여기서 D는 탄성정수를 포함한 매트릭스이다.

절리가 발달된 암반의 소성파괴는 4개의 항복조건 f_i (i=1, ⋯, 4)로 표현될 수 있으며, 각 항복조건에 대응하는 소성 포텐셜 함수를 g_i라 하면 소성 변형률 변화율은 이 소성 포텐셜들의 gradient로 나타내어진다.

$$\dot{\varepsilon}^p = \sum_{i=0} \lambda_i \frac{\partial g_i}{\partial \sigma} \tag{4}$$

여기서

$$\lambda_i = \begin{pmatrix} \ge 0 \text{ if } f_i = 0 \\ = 0 \text{ if } f_i < 0, \text{ or } f_i = 0 \text{ and } \dot{f}_i < 0 \end{pmatrix} \tag{5}$$

f_i=0이고 $\dot{f}_i < 0$ 이라는 조건은 물체가 항복 면에 있으되 탄성적으로 제하함을 뜻한다. 항복조건과 소성 포텐셜에 다음과 같이 번호를 붙여 구분할 수 있다.

f_1, g_1: 절리군 a상에서의 미끄러짐

f_2, g_2: 절리군 a상에서의 인장에 의한 벌어짐

f_3, g_3: 절리군 b상에서의 미끄러짐

f_4, g_4: 절리군 b상에서의 인장에 의한 벌어짐

항복조건은 단순히 Coulomb 조건에 의한 절리의 미끄러짐이나 인장에 의한 벌어짐이 발생할 조건이며, 따라서 다음과 같다.

$$\begin{aligned} f_1 &= |\sigma_s^a| + \sigma_n^a \tan\phi^a - c^a = 0 \\ f_2 &= \sigma_n^a - T^a = 0 \\ f_3 &= |\sigma_s^b| + \sigma_n^b \tan\phi^b - c^b = 0 \\ f_4 &= \sigma_n^b - T^b = 0 \end{aligned} \tag{6}$$

여기서 σ_n는 연속체 모델 내부의 가상 절리면에 작용하는 법선응력이며, σ_s는 접선응력이다. 또한 T^a 및 T^b는 절리군 'a'와 'b'의 인장강도이며, c^a 및 c^b는 절리군 'a'와 'b'의 점착강도이다.

인장파괴는 연상 유동법칙을 따른다고 가정하나, 미

끄러짐 파괴는 각 절리군의 팽창각 ψ^a와 ψ^b가 절리의 마찰각 ϕ^a 및 ϕ^b보다 작은 비 연상유동 법칙을 따르는 것으로 가정할 수 있다. 따라서 소성 포텐셜은 다음과 같은 형태를 갖는다.

$$g_1 = |\sigma_s^a| + \sigma_n^a \tan\psi^a$$
$$g_2 = \sigma_n^a$$
$$g_3 = |\sigma_s^b| + \sigma_n^b \tan\psi^b$$
$$g_4 = \sigma_n^b \qquad (7)$$

3. 모델의 특성

본 모델은 특성은 다음과 같다.

1) 본 모델은 근본적으로 절리가 발달한 암반을 구현하는 것이므로, 매질의 파괴는 매질내의 불연속면에서만 발생하고, 무결암(intact rock)은 파괴되지 않는다.

2) 각 요소는 절리 'a'의 인장 혹은 전단, 절리 'b'의 인장 혹은 전단 중 1개의 모드로만 파괴된다. 따라서 한 개의 요소에서 절리 'a'의 인장파괴 및 절리 'b'의 전단파괴가 동시에 발생할 수는 없다. 현 상태에서는 2×2 행렬식을 풀게되나, 복합적인 파괴를 고려하기 위해서는 4×4 행렬식을 풀어야 하므로 계산속도의 저하가 예상된다. 복합 파괴가 좀더 현실에 가까우므로 향후 복합파괴가 가능하도록 본 모델을 개선할 예정이다.

3) 불연속면에서 전단파괴 발생시에는 (1)식에서의 잉여 전단응력 만을 제거하나, 인장파괴 시에는 잉여 전단응력은 물론 불연속면에 수직한 방향으로의 응력도 제거된다. 제거된 응력들은 다시 전체 계로 흡수되어 재분배 된다.

4) 토사층과는 달리 암반에 있어서는 인장파괴가 발생한 경우 인장강도와 전단강도를 동시에 상실하는 경우가 많다. 절리암반에서 점착강도와 인장강도는 불연속면의 끊김(즉 rock bridge)와 관련된 parameter 들이므로 둘 다를 제거하는 것이 현실적이다. 본 모델에서는 인장파괴 시 강도의 상실여부를 선택할 수 있도록 하였다.

4. 수치해석의 수행과정 및 모델의 검증

개발된 탄소성 모델은 양적인 유한차분법(explicit finite difference code)을 사용한 code인 FLAC(Itasca Consulting Group, 1993)에 사용자 정의 구성방정식을 FLAC에 내장된 FISH macro 언어를 사용하여 구성하였다.

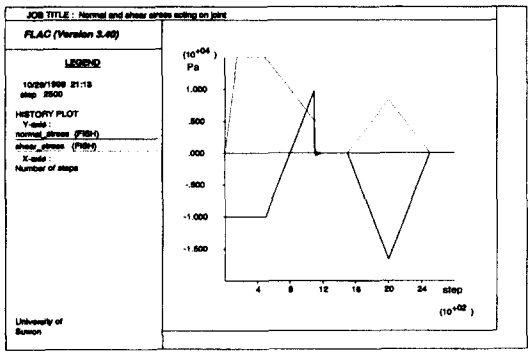

Fig. 1. Model test with 1 element: variation of normal and shear stress acting on joint 'a'

개발된 모델이 의도대로 거동하는지 검사하기 위하여 점착력 10 KPa, 내부마찰각 26.565°(즉, 마찰계수= 0.5), 인장강도 10 KPa인 1개 요소에 초기응력으로 -10 KPa의 법선응력을 가하였다. 이 요소에 전단변위를 가하였더니 Fig. 1과 같이 전단변형이 시작되면서 절리면상의 전단응력이 발생되다가 주어진 법선응력하에서의 전단강도인 15 KPa에서 항복하여 완전소성거동을 보였다.

이 상태에서 다시 요소를 상하로 일정속도로 당겨 인장응력을 가하면 법선응력의 감소로 인하여 전단응력도 따라서 감소하다가 법선응력이 인장강도에 도달하면 인장파괴가 발생한다. 암석의 경우 인장파괴가 발생하면 인장강도는 물론 전단강도도 상실하게 된다. 이 상태에서 다시 법선응력을 압축으로 가하면 순수 마찰에 의한 전단응력이 발생하게 되며, 그 크기는 항상 가해진 법선응력의 1/2이 된다.

이상에서 살펴본 결과, 개발된 모델은 정확히 Mohr-Coulomb의 파괴이론을 따르는 것을 알 수 있었다.

5. 전단강도 감소기법에 의한 안전율의 계산

사면안정 해석분야에서 한계평형법이 많이 쓰이는 이유 중의 하나는 안전율의 계산이 용이하다는 점이다. 그러나 유한요소해석으로 안전율을 구하기 위한 전단강도 감소기법은 이미 1975년에 Zienkiewicz 등에 의하여 사용된 바 있으며, 그 이후에도 Naylor(1982), Giam & Donald(1988), Matsui & San(1988, 1992), Ugai(1989), Kobayashi(1990), Ugai & Leshchinsky (1995) 등에 의하여 사용된 바 있다.

사면이나 둑, 제방 등에 있어서 안전율은 '파괴를 막을 수 있는 최소 전단강도와 실제 지반의 전단강도와의 비'라고 정의된다(Bishop, 1955). 즉 안전율은 실제 물질과 가상의 물질, 혹은 실제 지반의 강도와 사면이 붕괴될 때의 가상 지반 강도와의 비를 비교함으로써 구할 수 있다. 따라서 안전율은 Duncan(1996)이 지적했듯이 지반의 실제 전단강도를 파괴가 일어나기 시작하는 강도로 줄이기 위하여 나눈 값이 된다고 할 수 있다.

유한요소법을 이용한 사면해석에서 안전율은 실제 지반의 강도를 사면의 파괴가 발생할 때까지 점진적으로 감소시켜가며 해석을 반복 수행하여 구할 수 있다. 이러한 전단강도 감소기법은 현재 흔히 쓰이고 있는 절편법(method of slice)에 비하여 여러가지 장점이 있다. 가장 큰 장점은 임계파괴면이 자동으로 찾아지기 때문에 임계파괴면의 기하학적 형태를 사전에 원호, log spiral, 부분선형 등으로 가정할 필요가 없다는 점이다. 만일 탄성-완전소성 구성 방정식과 연상유동법칙(associated flow rule)이 적용될 경우, 전단강도 감소기법으로 구해진 안전율은 분할법에 의하여 구해진 안전율과 일치하며, 유일한 값을 가진다. 이 값은 탄성정수나 초기응력(initial stress), 혹은 응력 경로(stress path)와 무관하다(Dawson 등, 1998).

사면안정 해석에서 전단강도 감소기법을 사용하려면 실제 지반의 점착력 c와 내부 마찰각 ϕ를 trial 안전율 F^{trial}로 나누어 일련의 해석을 반복 수행한다. 이때 trial 안전율과 이에 의해 감소된 지반 물성치는 Fig. 2에 나타낸 바와 같이 원래의 물성을 선형적으로 감소시킨 것이며 원래의 물성과는 다음의 관계를 갖게 된다.

$$c^{trial} = \frac{1}{F^{trial}} c \tag{8}$$

$$\phi^{trial} = \arctan\left(\frac{1}{F^{trial}} \tan\phi\right) \tag{9}$$

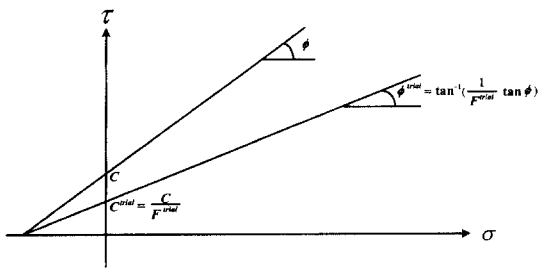

Fig. 2. Relationship between real and trial strength parameters

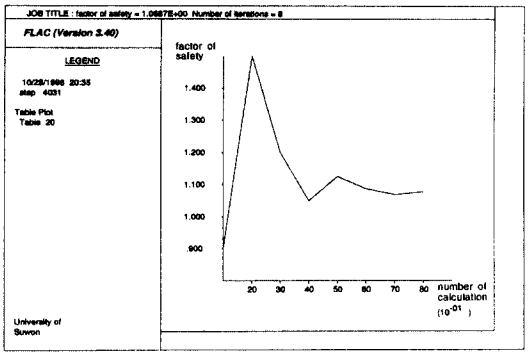

Fig. 3. Calculation of factor of safety

초기에는 한계상태를 점진적으로 전단강도를 낮추어 가며 구하였으나, 반분법(bisection method)을 사용하면 훨씬 빨리 안전율을 구할 수 있음을 알게 되었다. 먼저 안전율의 상한치와 하한치를 정한다. 이때 하한치는 전산해석 결과가 평형상태에 도달 하는, 즉 사면의 파괴가 발생치 않는 trial 안전율이 되며, 상한치는 전산해석 결과가 평형상태에 도달하지 않는 값, 즉 실제 사면의 안전율 보다 높은 값이 된다. 다음에는 이 두 값의 중간값을 trial 안전율로 가정하여 해석을 수행하게 된다. 만일 이 해석결과가 수렴하게 되면 사면의 파괴가 발생치 않는 것이므로 하한치는 이 값으로 대체된다. 반대로 해석결과가 수렴하지 않으면, 이 trial 안전율은 실제 안전율 보다 높은 값이므로 이 값을 상한치로 대체한다. 이러한 과정을 상한치와 하한치의 차이가 규정된 tolerance 보다 작게 될 때까지 반복함으로써 해당 사면의 안전율을 구하게 된다. 안전율을 구하는 과정을 Fig. 3에 도시하였다.

6. 직교하는 2조의 절리를 가진 암반사면에 대한 해석 예

절리암반사면의 안정성해석에 대한 편재절리모델의 적용성을 알아보기 위하여 안전율이 1인 Fig. 4의 사면을 선택하여 해석을 수행하였다. 본 사면은 높이 20 m, 사면각 60°, 단위중량 25,975 N의 사면으로, Chen(1975)에 의한 한계평형 해석에 의하면 내부마찰각 ϕ=20°의 경우 무차원 안정수(stability number) Ns=10.39이다. Ns=γH/c의 관계에서 점착력 c를 구하면 50 KPa이 된다. 파괴면은 log spiral 형태로 발생한다고 하였다.

우선 FLAC의 Mohr-Coulomb 모델을 선택하여 주

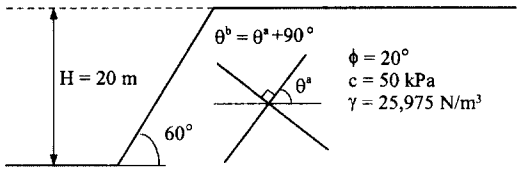

Fig. 4. Rock slope with 2 perpendicular joints : Factor of safety=1 for soil slope with equivalent properties

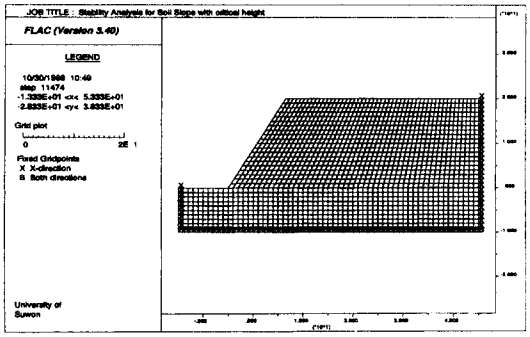

Fig. 5. Finite element mesh with boundary condition for soil slope analysis

어진 물성을 가진 흙사면의 안전율을 구하고, 파괴면의 발달 상황을 살펴보았다. 유한요소해석에 의하여 안전율을 구하는 방법은 Dawson(1998)이 개발한 전단강도 감소기법을 사용하였다.

Fig. 5는 흙사면 해석을 위한 유한요소망으로 약 1800개의 요소로 구성되었다. 좌우측 경계는 x 방향 변위 만을 구속하였고, 하부 경계는 x 방향과 y 방향을 모두 구속하였다.

Fig. 6은 해석결과 발생된 파괴면과 파괴면 상부 활동토체의 속도벡터를 도시한 것이다. 파괴면은 Chen (1975)의 해석과 동일한 log spiral 형태를 보이고 있으며, 발생위치도 동일하다. 원래 이 사면의 안전율은 1이나, 전산해석결과 0.99로 약 1%의 오차를 보였다. 이는 본 해석의 타당성은 물론, 본 연구에서 사용된 안전율 계산 방법의 타당성도 입증해 주는 결과라 할 수 있다.

다음에는 동일한 형태의 사면에서 등가의 물성을 갖는 암반사면에 대하여 해석을 수행하였다. 즉 절리의 점착력과 마찰각 및 인장강도를 흙의 강도정수와 동일하게 입력한 후 전기한 바와 같이 절리 'a'를 x의 양의 방향으로부터 반시계방향으로 10°, 15°, 22.5°, 30°, 37.5°, 45°, 52.5°, 55° 등으로 회전시켜가며 해석을 수행하였다. 한계평형 해석의 경우 파괴가 발생하여도 강도를 상

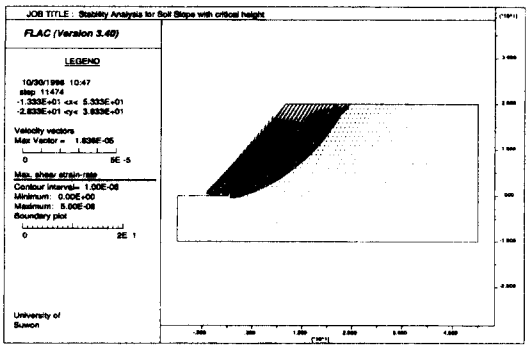

Fig. 6. Failure plane and velocity vector field at slope failure (factor of safety=1)

실하지 않으므로, 파괴시 강도는 상실하지 않는 것으로 하였다. 또한 전단강도는 파괴면(yield surface)이 법선응력 축과 만나는 꼭지점의 값(apex), 즉 $c \cdot \cot\phi$로 가정하였다.

대표적인 해석결과를 Fig. 7 및 8에 도시하였다. 이들은 최대전단변형률의 변화량으로, 속도로부터 구해진 물리량이기 때문에 현 상태에서 전단변형률의 증가가 가장 빠른 부분, 즉 전단 파괴가 발생하고 있는 부분을 뜻하므로, 파단면의 위치와 일치한다고 할 수 있다.

흙사면과는 달리 암반사면의 파괴는 절리면을 따르기 때문에 Fig. 7에서 볼 수 있듯이 절리 'a'의 각도가 30°인 경우, 사면의 하단에서 절리 'a'를 따른 전단파괴가 발생하다가, 사면 중간 높이에서부터는 파괴면이 상부로 휘어지기 시작하며 흙사면과 유사한 파괴양상을 보인다. 이때의 안전율도 1.062로 흙사면의 안전율과 거의 같은 값을 나타내었다.

절리군 'a'의 경사에 따른 안전율의 변화추이를 Fig. 10에 도시하였다. 절리 'a'의 각도가 30° 이하로 완만할

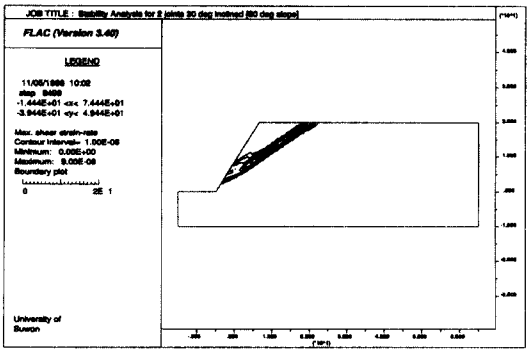

Fig. 7. Contour of maximum shear strain rate when joint 'a' dips 30° (factor of safety=1.062)

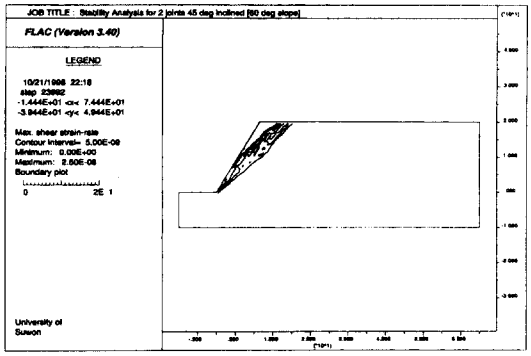

Fig. 8. Contour of maximum shear strain rate when joint 'a' dips 45° (factor of safety=1.279)

경우에는 낮은 안전율을 나타내었다. 이는 다소 의외의 결과이나, 두 조의 절리군에 의한 복합적인 효과로 흙사면과 유사한 거동을 보이는 것으로 추측된다.

절리 'a'의 각도가 45°인 경우에는 Fig. 8에 도시된 바와 같이 사면의 파괴는 절리 'a'를 따른 전단파괴가 주된 모드이다. 이 경우 안전율은 1.279로 흙사면에 비하여 상당히 높은 값을 나타내었다.

본 해석결과의 타당성을 검증하기 위하여, 상한해(upper bound solution)로서 평면 파괴의 경우에 대한 Culmann의 한계평형해와 비교하였다(Fig. 9). 평면파괴는 파괴면의 경사가 급할 때에만 적용되는 방법으로 실제사면의 안전율보다 일반적으로 높은 값을 주는 것으로 알려져 있다.

이 경우 사면의 파괴는 가상의 직선 파괴면 상부의 삼각형 토체의 자중에 의하므로 가상 파괴면상에서의 활동전단응력은

$$\tau_a = \frac{1}{2}\gamma H \frac{\sin(\beta-\theta)}{\sin\beta}\sin\theta \qquad (10)$$

이 되며, 가상 전단면상에서 이에 저항하는 전단저항응력은

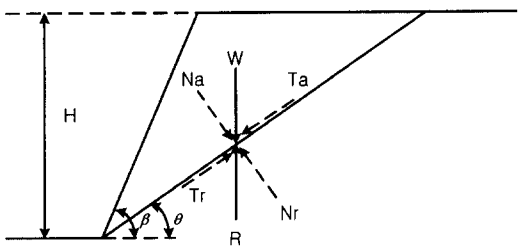

Fig. 9. Plane sliding analysis by Culmann's method

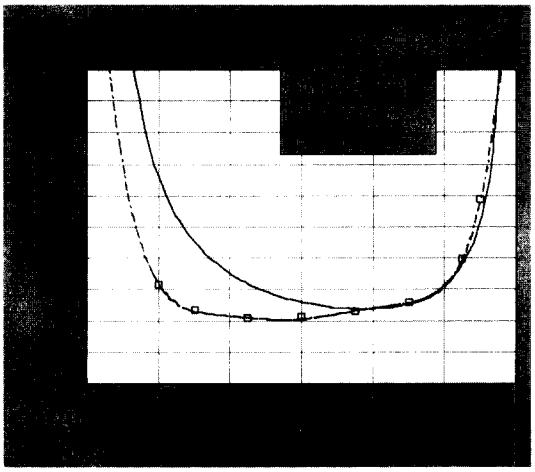

Fig. 10. Comparison of safety factor with Culmann's plane sliding case at different dips of joint 'a' (joint 'b' ⊥ joint 'a')

$$\tau_r = c + \sigma\tan\phi = c + \frac{1}{2}\gamma H \frac{\sin(\beta-\theta)}{\sin\beta}\cos\theta\tan\phi \qquad (11)$$

로 표현될 수 있다. 안전율의 정의에 따라

$$F = \frac{\tau_r}{\tau_a} \qquad (12)$$

로 되며, 사면각 β를 60°, 사면 높이 H를 20 m, 지반의 점착력과 내부 마찰각을 각각 50 KN 및 20°로 정하면 가상 파단면의 각도 θ가 0°에서 60°까지 변할 때 안전율의 변화를 구할 수 있다.

Fig. 10은 Culmann의 방법에 의한 상한해와 편재절리모델 해석에 의한 안전율을 비교하여 도시한 것이다. 절리 'a'의 경사가 22.5°에서 30°까지는 안전율 1.1 미만으로 흙사면과 거의 동일한 안전율을 나타낸다. 반면 절리 'a'의 경사가 10°인 경우에는 안전율 1.578로 흙사면에 비하여는 높은 안전율을 나타내었다.

절리 'a'의 경사가 37.5° 이상인 경우에는 주로 절리군 'a'를 따르는 평면 전단파괴가 주로 발생하며 절리 'a'에 직교하는 절리 'b'의 영향이 사라진다. 이 변화는 그래프상에서 볼 때 절리 'a'의 경사가 30°에서 37.5° 사이에서 발생하는 것으로 보인다.

7. UDEC 해석에 의한 파괴양상 분석

본 해석의 타당성을 검증하기 위하여 UDEC 해석을 실시하였다. 본 연구에 사용된 UDEC은 2.0 version으

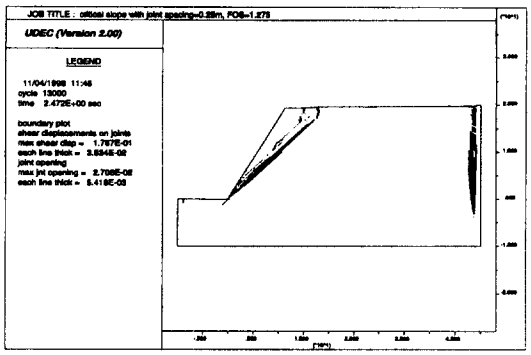

Fig. 11. Failure plane developed by UDEC analysis when joint 'a' dips 45° (joint spacing=0.25 m)

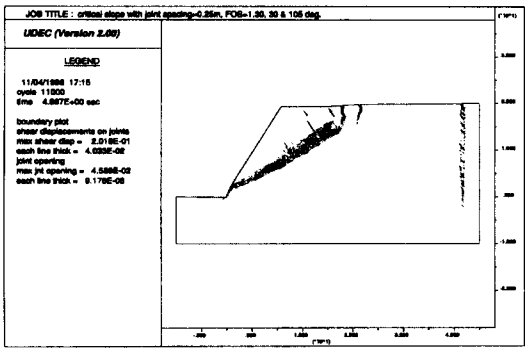

Fig. 12. Failure plane developed by UDEC analysis when joint 'a' dips 30° (joint spacing=0.25 m)

로 FISH 기능이 없어 안전율을 구할 수는 없으나, 편재절리모델을 이용한 해석시의 파괴양상이 올바른지를 정성적으로 비교하여 판단할 수는 있다. 절리의 간격을 0.25 m로 하여 편재절리모델과 유사한 거동을 보일 수 있도록 하였다.

Fig. 11은 절리 'a'가 45°일 때의 파괴면을 도시한 것이다. 사면의 하단부에서 절리 'a'를 따라 전단파괴가 발생하여 상부로 성장하다가, 사면 상단부의 지표 부근에서는 2개의 인장크랙과 만나고 있다. 비록 사면 상부의 지표 부근에서 인장크랙이 발생하였으나, 사면의 파괴는 사면 'a'를 따른 전단 파괴가 주된 모드이다. 우측 경계부 근처의 수직 파단면은 우측경계 부근의 고정 블록과 고정되지 않은 블록과의 분리현상이며, 해석 결과에 대한 영향은 무시할 수 있다. Fig. 8의 편재절리모델 해석결과와 비교해보면, 파괴면의 발생양상은 거의 동일하다고 할 수 있다.

Fig. 12는 절리 'a'의 경사가 30°인 경우로, 역시 사면 하단에서 절리 'a'를 따른 전단파괴가 발생하여 상부로 성장하다가, 절리 'b'의 인장파괴로 이어지면서 상향으로 휘어지고 있다. 이 휘어진 파괴면은 일종의 shear band를 형성하고 있고, 파괴면의 상부경계는 사면의 경사보다 높은 약 35°의 경사를 보이고 있다. 또한 사면 상부의 지표에 2개의 대규모 인장 크랙이 발생하였고, 절리 'b'를 따른 인장크랙도 곳곳에 발생하고 있다. Fig. 7의 편재절리모델 해석결과도 파괴면이 사면 하단 약간 위쪽에서 약 30°의 경사로 발생하여 상부로 성장하다가 UDEC 해석결과 보다는 더 빨리 약 35° 경사로 상부로 성장하였다. 따라서 편재절리모델 해석에 의한 파괴양상과 UDEC 해석에 의한 파괴양상은 유사하다고 할 수 있다.

8. 평사투영해법과의 비교

평사투영법은 암반사면의 절리측정자료를 바탕으로 암반사면의 방향과 절리방향의 상대적인 공간적 관계 및 불연속면의 마찰각을 바탕으로 평면파괴, 쐐기파괴 및 전도파괴의 가능성만을 예측하는 일종의 mapping 법으로 지질공학자들에 의해 선호되고 있는 분석법이다.

본 예제 문제의 사면을 남방사면이라 가정하고 stereo net에 평사투영하면 Fig. 13과 같다. 여기서 두 조의 절리군을 회전시키면, 두 조의 절리군에 대한 pole들은 각각 AB 선상 및 CD 선상을 따라 움직이게 된다.

그림에서 알 수 있듯이 절리 'a'의 경사가 20° 이상

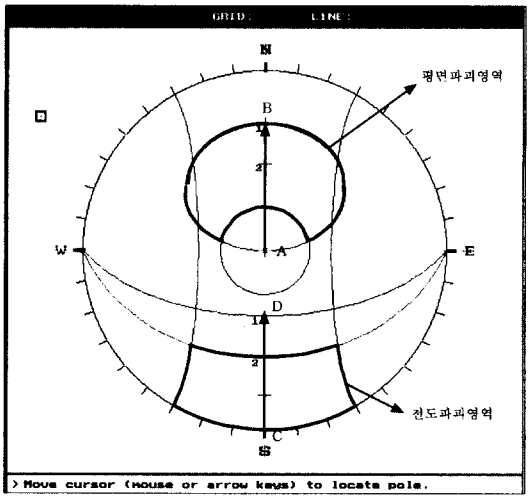

Fig. 13. Stereonet projection of the poles of joint 'a' and 'b', and possible regions of plane sliding and toppling failures - the pole of joint 'a' varies from 0 to 60 degree and the pole of joint 'b' varies from 90 to 30 degree

60° 까지는 절리 'a'의 pole이 평면파괴영역 내에 들게 되어, 절리 'a'를 따른 평면파괴가 가능하다. 또한 절리 'a'의 경사가 40° 미만일 경우(즉 사면경사각-절리의 마찰각)에는 절리 'b'에 의한 전도파괴가 가능하게 된다. 따라서 절리 'a'의 경사가 20° 이상 40° 미만인 경우에는 평면파괴와 전도파괴가 모두 가능하게 된다.

Fig. 10에 도시한 편재절리모델 해석결과에서도 절리 'a'의 경사가 20~30°에서 가장 낮은 안전율을 보이고 있고 22.5°에서는 흙사면의 안전율과 동일한 1.049를 나타내고 있어, 절리 'a'에 의한 전단파괴와 절리 'b'에 의한 인장파괴가 복합적으로 나타나는 암반사면의 전반적인 파괴양상을 비교적 정확히 나타내고 있는 것으로 판단되었다.

9. 결 론

절리가 발달한 암반사면의 안정성 해석 및 안전율의 계산을 위하여 임의 방향의 2조의 절리군을 고려할 수 있는 비등방 탄소성 모델을 적용하였다. 사면의 안정성은 여러 가지 요인에 의해 영향을 받으나, 암반사면의 경우 사면과 절리와의 상대적인 방향성 및 절리의 강도정수에 지대한 영향을 받는다. 흙사면의 경우 안전율이 1인 사면을 선택하여 등가의 물성을 가진 2조의 절리군이 직교하는 암반사면에 대하여 절리의 각도를 변화시켜가며 안전율의 변화추이를 살펴보았다.

해석결과 사면방향 절리의 각도가 37.5° 이상인 경우에는 사면과 동일한 경사방향을 갖는 절리군에 의한 평면파괴가 주된 모드이며, 평면파괴 해석의 경우와 유사한 안전율을 나타내었다. 그러나 사면방향 절리의 각도가 15° 이상 37.5° 이하인 경우에는 두 조의 절리군에 의한 복합적인 파괴로 오히려 흙사면의 경우와 유사하게 낮은 안전율을 나타내었다.

편재절리모델에 의한 해석결과의 타당성을 검증하기 위하여 UDEC에 의한 해석결과와 사면파괴 양상을 비교해 본 결과 파괴면의 발달상황이 잘 일치하였다. 따라서 본 모델은 절리가 발달한 암반사면의 설계 및 해석에 유용하게 활용될 수 있을 것으로 판단되었다.

참 고 문 헌

박연준, Dawson, E.M., 1997, 편재절리모델의 유용성과 한계성, 터널과 지하공간, Vol. 7, No. 3, pp. 202-207.

이연규, 1994, 록볼트로 보강한 절리암반의 점소성 거동에 관한 수치해석 모델개발, 서울대학교 대학원 박사학위논문, p. 217.

Bishop, A.W., 1955, The use of the slip circle in the stability analysis of slopes. Geotechnique, Vol. 5, pp. 7-17.

Blanford, M.L., S.W. Key and J.D. Chieslar, 1987, A general 3-D model for a jointed rock mass. In C.S. Deasai *et al.*, editor, Proceedings, Second International Conference on Constitutive Laws for Engineering Materials: Theory and Application, 35-46, University of Arizona, Tucson, Arizona.

Chen, E.P., A, 1989, Computational model for jointed media with orthogonal sets of joints. J. Appl. Mech. Trans. ASME, Vol. 56, pp. 25-32.

Chen, W.F., 1975, Limit Analysis and Soil Plasticity. Amsterdam, Elsevier.

Duncan, J.M., 1996, State of the art: limit equilibrium and finite-element analysis of slopes. J. Geotech. Engng. Div. Am. Soc. Civ. Engrs. Vol. 122, No. 3, pp. 577-596.

Dawson, E.M., Roth, W.H. and Drescher, A. Slope stability analysis with finite element and finite difference methods, submitted to Geotechnique, June 1998.

Giam, S.K. and Donald, I.B., 1988, Determination of critical slip surfaces for slopes via stress-strain calculations. Proc. Fifth Australia-New Zealand Conf. on Geomech., Sydney, Australia, pp. 461-464.

Kobayashi, M., 1990, A study on application of finite element method to stability and settlement analysis in geotechnical engineering. Technical Note of PHRIMT, Japan, No. 1 (in Japanese).

Matsui, T. and San, K.C., 1992, Finite element slope stability analysis by shear strength reduction technique, Soils and Found, Vol. 32, No. 1, pp. 59-70.

Morland, L.W., 1974, Continuum model of regularly jointed mediums, J. Geophys. Res., Vol. 79, No. 2, pp. 357-362.

Naylor, D.J., 1982, Finite elements and slope stability, Numer. Meth. in Geomech., Proc. NATO Advanced Study Institute, Lisbon, Portugal, 1981, pp. 229-244.

Thomas, R.K., 1982, A Continuum Description of Jointed Media, Technical Report SAND81-2615, Sandia National Laboratories, Albuquerque.

Ugai, K., 1989, A method of calculation of total factor of safety of slopes by elasto-plastic FEM, Soils and Foundations, Vol. 29, No. 2, pp. 190-195 (in Japanese).

Ugai, K. and Leshchinsky, D., 1995, Three-dimensional limit equilibrium and finite element analyses: a comparison of results, Soils and

Foundations, Vol. 35, No. 4, pp. 1-7.
Zienkiewicz, O.C., Humpheson, C. and Lewis, R.W, 1975, Associated and non-associated visco-plasticity and plasticity in soil mechanics, Geotechnique, Vol. 25, No. 4, pp. 671-689.
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. Numer. Anal. Methods in Geomech., Vol. 1, pp. 219-247.