

## 사면안정해석에 있어서의 유한요소법과 한계평형법의 비교

### Comparative study between Finite Element Method and Limit Equilibrium Method on Slope Stability Analysis

이 동 엽<sup>1)</sup> Lee, Dong-Yeob, 유 충 식<sup>2)</sup> Yoo, Chung-Sik

<sup>1)</sup> 성균관대학교 토목공학과 박사과정, Graduate Student. Dept. of Civil Engrg., Sungkyunkwan Univ.

<sup>2)</sup> 성균관대학교 토목공학과 부교수, Assoc. Prof. Dept. of Civil Engrg., Sungkyunkwan Univ.

**SYNOPSIS :** This paper presents the results of a comparative study between FEM and LEM on slope stability analysis. For validation, factors of safety were compared between FEM and LEM. The results from the two methods were in good agreement suggesting that the FEM with the shear strength reduction method can be effectively used on slope stability analyses. A series of analysis were then performed using the FEM for various constitutive laws, slope angles, flow rules, and the finite element discretizations. Among the findings, the finite element method in conjunction with the shear strength reduction method can provide reasonable results in terms of factor of safety. Also revealed is that the results of FEM can be significantly affected by the way in which the type of constitutive law and flow rule are selected.

**Key words :** shear strength reduction technique, non-dilatant flow, associated flow rule, limit equilibrium method, finite element method

## 1. 서론

사면안정해석에 사용되는 가장 보편적인 방법은 한계평형법(Limit Equilibrium Method)과 이를 이용한 사면안정 해석용 프로그램들이다. 한계평형법은 가상파괴면을 따르는 모든 위치에서의 안전율을 동일한 것으로 간주하며 강도파라미터는 응력-변형을 거동에 독립적이며 가상파괴면을 따르는 토체는 강체로서 가정한다. 그러나 가상파괴면을 따르는 모든 점에서 안전율이 동일한 경우는 모든 절편들이 파괴 직전에 있는 경우이다. 국부적인 안전율은 파괴면을 따라서 변화하며, 일부 절편들에서 안전율은 1.0 또는 다른 절편들보다 더 높은 안전율을 보일 수도 있다. 또한, 한계평형법은 전체적인 힘의 평형만을 고려하며 흐름법칙은 사용하지 않는다. 따라서 Chen(1975)에 의하면 한계평형기법은 기본적인 한계해석의 상한규칙을 사용하고 즉, 파괴면을 가정하고 최소한의 해를 찾지만 상한규칙의 필수사항을 만족시키지 못하며 평형조건은 단지 한정된 영역에서만 만족되므로 한계평형법을 이용하여 얻은 해는 상한 또는 하한 해와 동일시 될 수 없다. 이에 비해 최근 들어 사면안정해석의 대안으로 적용되고 있는 강도감소기법(Shear Strength Reduction Method)을 이용한 유한요소해석법은 사면이 파괴될 때까지 흙의 전단 강도 파라미터를 감소시킴으로써 안전율을 계산하며, 그 결과로 얻은 안전율을 파괴 시에 흙의 실제 전단강도와 감소된 전단강도의 비로서 나타내는 방법이다. 그 결과, 파괴면의 형상이나 위치에 관한 가정이 불필요하며, 성토 또는 굴착과 같은 하중경로에 의한 다양한 건설과정을 모델링 할 수 있다. 또한, 여러 가지 파괴규준을 적용하여 사면에서 발생하는 응력들을 비교할 수 있는 이점을 지닌다.

흙의 강도는 팽창과 더불어 증가함은 주지의 사실이나, 힘의 평형만을 고려하는 한계평형법에 기초한 사면안정해석은 마찰각만을 다루고 있으며 팽창각은 무시하고 있다. 입상토에 관한 Bolton(1986)의 식  $\phi_{peak} = \phi_{crit} + 0.8\phi_{max}$  에서 알 수 있는 바와 같이 팽창각을 무시할 경우 전단저항각과 한계상태 마찰각을 동일시하게 되며, 이것은 사면안정해석에 있어서 흙의 응력 변형을 곡선을 연성인 것으로 간주하는 것이다. 그리고 흙의 응력-변형을 곡선에서 최대점을 보이는 경우, 최대점 이후의 일부 영역에서 발현될 수 있는 전단저항은 최대강도보다 작을 수 있다. 이러한 경우 최대강도보다는 잔류강도를 이용한 설계가 안전하지만 팽창각을 간과하는 결과를 낳게 된다. 또한 전체 영역의 모든 흙들이 잔류전단강도에 도달한다고는 볼 수 없으므로 실제 안전율을 과소평가할 수 있다.

따라서, 본 연구에서는 강도감소기법에 근거한 유한요소해석기법의 사면안정해석에의 적용성을 검토하고 기존의 한계해석법에서 다룰 수 없는 대상지반의 팽창각의 영향, 구성법칙 등이 사면의 안전율에 미치는 영향을 검토하였다. 이를 위해 먼저 가상의 사면문제에 있어서 유한요소법(FEM)과 한계평형법(LEM)의 안전율을 비교하여 검토하였으며 이에 따른 사면안정해석에 있어서 유한요소 해석결과에 영향을 미치는 요인들에 대한 매개변수 연구를 수행하여 그 결과를 고찰하였다.

## 2. 이론적 배경

### 2.1 기존의 연구결과

사면안정해석에 유한요소기법을 이용한 강도감소기법을 적용한 사례는 Matsui(1992), Griffith(1999), Dawson(2000), 그리고 Lechman(2000) 등을 들 수 있다. Matsui(1992)는 제방과 굴착사면에 강도감소기법을 적용하여 보강사면에 대한 굴착설계에 있어서 현장 데이터를 통한 강도감소기법의 적용성에 관하여 연구하였다. 해석결과를 통하여 제방과 굴착사면 모두에 있어서 미끄러짐 면이 잘 나타남을 확인하였고 한계전단강도 감소비의 물리적 의미를 전체 전단변형률과 전단변형률의 증분에 관하여 설명하였다. 그리고, 보강사면의 굴착에 따른 예상된 파괴면은 현장계측 결과와 잘 일치하였으며 수정 Fellenius의 방법과 비교하여 만족할 만한 결과를 얻음으로 인하여 강도감소기법의 적용가능성을 확인하였다.

Lechman(2000)은 균질사면에 대하여 사면의 안정계수뿐만 아니라 파괴면이 사면의 기초로 확장되는 깊이를 제공하는 Cousin(1978)의 도표를 이용하여 구한 안전율과 유한요소해석에 흐름법칙을 도입하여 M-C 파괴규준에 의해 구한 안전율과 비교하여 전체적인 사면의 안전율이 잘 일치되는 결과를 얻었으며, Cousin(1978)의 도표로 구한 깊이계수 D와 유한요소해석으로 얻은 값이 거의 일치됨을 보였다. 그리고 팽창각의 효과는 전체적인 안전율에 있어서는 그다지 크지 않고 항복영역의 크기와 형상은 비슷하나 항복의 전파에 있어서 큰 차이를 보이며, 또한 관련흐름의 경우 지반의 구속정도가 큰 경우에 전단에 저항하는 힘의 증가를 가져온다고 하였다.

Griffith and Lane(1999)은 비팽창흐름(Non-dilatant flow)을 적용하여 해가 수렴되지 않은 경우를 파괴에 대한 안전율로 간주하여 다양한 경우의 사면에 관하여 해석을 실시하였다. 균질사면의 경우 Bishop & Morgenstern의 결과와 비교하여 강도감소기법에 의한 사면의 안전율과 잘 일치됨을 보였고, 기초지반의 파라미터가 사면의 강도파라미터와 일치하는 경우 기초의 유무로 인한 안전율의 차이는 거의 없다고 하였다. 사면에 평행한 기울기로 존재하는 연약층을 가지는 비배수 점성토 사면의 경우, Tresca 파괴규준( $\phi=0$ )을 적용하여 전응력에 의하여 해석한 결과 비배수 전단강도가 같은 균질사면의 안전율은 Taylor의 해와 거의 일치하는 결과를 얻었으며, 가상파괴면은 원호형상의 사면 저부파괴를 나타내었다고 하였다. 그리고, 연약층과 사면의 비배수전단강도의 비에 따라 Janbu의 해와 비교하여 비배수 전단강도 비에 의한 사면의 가상파괴면과 안전율에 대한 영향을 분석하였다.

Dawson(2000)은 사면안정해석에 주로 이용되어져 온 강도감소기법을 유한차분법을 통하여 M-C 규준에 관련흐름법칙(Associated flow rule)을 적용하여 균질사면의 경우, 강도감소기법에 의한 결과는 요소망(mesh)이 세분화될수록 한계해석 해에 근접하며 요소망이 거칠 경우, 강도감소기법에 의한 결과는 한계평형해석의 상한 해보다 몇 퍼센트 높은 결과를 일반적으로 보인다고 하였다.

따라서, 기존의 연구방법에서는 유한요소해석을 통한 사면안정해석에 있어서 특정한 구성법칙과 비관련 또는 관련흐름의 단일 조건에 대한 해석만을 실시하였고 각각의 해석결과에 있어서의 차이를 보이고 있으므로 본 연구에서는 한계평형법에서 다룰 수 없는 대상지반의 탄소성 구성법칙과 흐름법칙 등이 사면의 안전율에 미치는 영향을 종합적으로 검토하였다.

## 2.2 강도감소기법

사면에 있어서 안전율  $F$ 는 전통적으로 사면의 파괴를 방지하는데 필요한 최소전단강도에 대한 실제 흙의 전단강도의 비로서 정의된다. Duncan(1996)은 안전율  $F$ 를 흙의 전단강도는 반드시 사면을 파괴직 전으로 되도록 나누어져야 하는 계수로서 설명했다. 따라서 유한요소법이나 유한차분법으로  $F$ 를 계산하는 명확한 방법은 파괴가 일어날 때까지 흙의 전단강도를 감소시키는 것이다. 그 결과로 얻은 안전율은 파괴시에 감소된 전단강도에 대한 흙의 실제 전단강도의 비이며, 강도감소기법은 실제 중력을 가한 상태에서 지반의 강도를 감소시키면서 해석을 수행하여 사면이 파괴될 때의 강도비로서 안전율을 구하는 방법이다. 따라서 흙의 전단강도 파라미터를 아래의 식 (1)과 같은 관계를 이용하여 시험 안전율로 나누어서 흙의 전단강도를 서서히 저하시켜 해석을 수행하고 해석이 수렴되지 않는 시점을 파괴로 간주하여 그 때의 강도저하율을 사면의 안전율로 간주한다.

$$c^{\text{trial}} = c / F^{\text{trial}}, \quad \phi_f^{\text{trial}} = \arctan \left( \frac{\tan \phi}{F^{\text{trial}}} \right) \quad (1)$$

## 2.3 흐름법칙과 응력-팽창이론

Coulomb의 항복규준은 다음의 식 (2)와 같은 형태로 표현되며, 등방성 재료의 경우 주변형률속도 축과 주응력 축이 일치하므로 주소성 변형률속도(principal plastic strain rate) 성분들의 비를 흐름법칙으로 알려진 식 (3)으로 나타낼 수 있으며, 식 (3)에 의해 식 (2)는 다음의 식 (4) 또는 (5)로 표현된다.

$$f = \sigma_{\max}(1 - \sin \phi) - \sigma_{\min}(1 + \sin \phi) - 2c \cos \phi = 0 \quad (2)$$

$$\frac{\epsilon_{\max}^p}{\epsilon_{\min}^p} = \frac{\partial f / \partial \sigma_{\max}}{\partial f / \partial \sigma_{\min}} \quad (3)$$

$$\frac{\epsilon_{\max}^p}{\epsilon_{\min}^p} = \frac{1 - \sin \phi}{1 + \sin \phi} \quad (4)$$

$$\epsilon_{\max}^p = \epsilon_{\min}^p \frac{1 - \sin \phi}{1 + \sin \phi} = \epsilon_{\min}^p \tan^2(45 - 1/2 \phi) \quad (5)$$

여기서,  $\epsilon_{\max}^p$  와  $\epsilon_{\min}^p$  는 주소성 변형률속도를 의미한다. 흙을 Coulomb의 항복규준을 따르는 완전소성으로 이상화하고, 응력 공간좌표에 그에 상응하는 소성변형의 값 즉 소성수직 변형률속도  $\dot{\epsilon}^p$  와 소성 전단변형률속도  $\dot{\gamma}^p$  의 좌표축을 설정하면, 응력과 변형률속도가 결합된 그림 1을 그릴 수 있다. 이와 같은 흐름법칙은 좌표축이 동일할 경우 소성변형률속도 벡터는 반드시 항복면에 직교해야 한다는 것을 의미한다. 이와는 대조적으로, 흙을 상호 맞물림(interlocking)을 무시하는 마찰재료로서 이상화하는 경우, Coulomb의 항복규준에서  $\tan \phi$ 는 재료와 인접면사이의 마찰계수( $\mu$ )이며, Coulomb의 항복규준은 흙

의 전단강도에 관한 Coulomb의 마찰 한계조건이 된다. 이때 재료의 변위는 수평력의 방향이며 수직력의 방향으로 어떤 변위도 발생하지 않는다. 이러한 경우가 그림 1에 나타나 있으며 따라서, Coulomb의 항복면에 수직인 조건은 성립되지 않는다. 단지, 수직조건이 성립하는 경우는  $\mu = 0$  인 경우뿐이다. 따라서 Coulomb 재료와 마찰 재료의 차이는 마찰재료의 미끄러짐은 수평인데 반하여 Coulomb 재료는 상당한 상향변위를 포함한다는 것이다. 이러한 흐름법칙과 팽창각의 범위는 그림 2의 Mohr의 원으로도 생각할 수 있다.

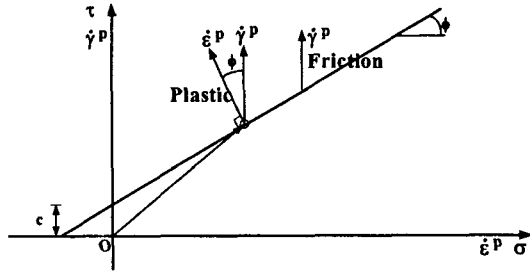


그림 1. 흐름법칙

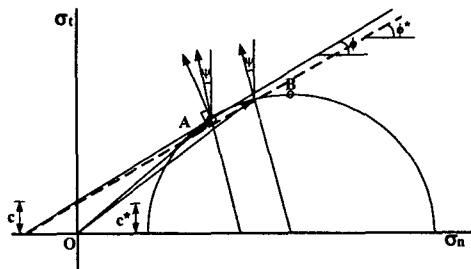


그림 2. 선형 Mohr-Coulomb 항복기준과 흐름법칙

Mohr의 응력원에서 파괴 포락선에 접하는 점을 A라고 하고 최대전단응력을 나타내는 점을 B라고 한다면, 관련흐름법칙은 점 A에서 수직선에 대하여 기울어진 각도는  $\psi = \phi$  이다. 비팽창 흐름법칙은 원호 부분인 AB를 따라 위치하며 방향은 원호 부분에 대하여 수직이다. 이것은 팽창각은  $0 \leq \psi < \phi$  의 범위로 변화할 수 있음을 의미하는 것이며 팽창각이 0인 비압축성 소성 흐름을 의미하는 것이다. 그림 2에서 동축흐름법칙 (coaxial flow rule)과 선형 Mohr-Coulomb의 항복기준을 따르는 비관련 재료의 경우, 속도 불연속선에서 traction 과 velocity jump 요소들은 다음의 식을 만족한다. (Davis, 1968)

$$\sigma_t = \sigma_n \tan \phi^* + c^* \quad (6)$$

$$[v]_n = [v]_t \tan \phi \quad (7)$$

여기서,  $\tan \phi^* = \eta \tan \phi$ ,  $c = \eta c^*$ ,  
 $\eta = \frac{\cos \psi \cos \phi}{1 - \sin \psi \sin \phi}$  이며,  $\psi = 0$ 일 때,  $\eta = \cos \phi$

이고,  $\psi = \phi$  일 때  $\eta = 1$  이 된다. 식 (6)은 Mohr-Coulomb의 강도파라미터  $\phi$  와  $c$ 를  $\phi^*$ 과  $c^*$ 으로 대체한 것이며, Mohr-Coulomb의 선형항복기준과 동일한 것으로 간주할 수 있다. Mohr의 원에서 최대 전단응력을 나타내는 점 B에서는 수직조건이 성립되지 않으며 또한, 팽창각이 0인 비팽창흐름을 나타낸다. 이러한 경우에 수직응력에 대한 전단응력비는 점착력을 제외하면 다음과 같이 표현된다.(Vermeer, 1990)

$$\frac{\sigma_t}{\sigma_n} = \tan \phi^* = \frac{\cos \psi \sin \phi}{1 - \sin \psi \sin \phi} \quad (8)$$

식 (8)에서, 팽창각이 0이면  $\tan \phi^* = \sin \phi$  가 되며, 팽창각이 마찰각과 같은 경우는  $\tan \phi^* = \tan \phi$  가 된다.  $\phi^*$  는 비관련흐름으로 인한 겉보기 잔류마찰각이며,  $\tan \phi^* = \eta \tan \phi$  에서 정의된 것과 동일한 값을 가진다. 따라서 그림 2에 나타난 바와 같이 비관련흐름법칙을 따르는 재료는 Chen(1975)에 의해 언급된 바와 같이 관련흐름법칙에 의한 재료보다 강도가 약함을 알 수 있다.

### 3. 유한요소해석

#### 3.1 해석조건

본 연구에서는 유한요소법에 의한 사면의 안전을 평가에 있어서의 적용성을 검토하기 위하여 유한요소 해석결과와 PCSTABL을 이용한 한계평형해석을 실시하였다. 한편, 구성모델적용에 관련된 각종 파라미터에 따른 안전을 변화경향을 알아보기 위하여 유한요소해석의 해석 파라미터로서 Mohr-Coulomb(M-C) 과 Extended Linear Drucker Prager(D-P) 탄소성 구성법칙, 소성포텐셜의 기울기를 정의하는 팽창각에 따른 흐름법칙, 사면의 경사, 요소의 크기를 도입하였고 한계평형법은 Bishop의 방법으로 안전율을 계산하였다.

유한요소법에 강도감소기법을 적용하여 안전율을 구하기 위해 본 연구에서 채택한 방법은 다음과 같다. 앞의 식 (1)에서 시험안전계수  $F^{trial}$ 은 해석이 수렴되는  $F^{trial}$  을 초기상한으로 정하고 초기 하한은 수렴이 되는 모든  $F^{trial}$ 값으로 설정한다. 다음으로 상한과 하한의 1/2이 되는 값으로 해석을 수행한다. 만약, 이 값으로 수렴이 되면 하한을 이 값으로 대체한다. 만약에 수렴이 되지 않으면 상한 해가 대체되며, 이 과정이 상한과 하한의 차이가 지정된 허용오차 (0.00004) 보다 작을 때까지 반복 수행되며, 허용 오차범위 내에 들어오는 때의 시험안전계수  $F^{trial}$  을 사면의 안전율로 간주하였다.

### 3.2 해석 모델링

해석대상 사면의 기하학적 제원은 도로성토 사면으로 가정하여 도로설계규정을 참고로 하여 사면의 높이(H)를 10m로 하고 사면의 경사각( $\beta$ )은 설계규정에 탄력을 두어 각각 30, 35, 45도로 구성하고, 유한

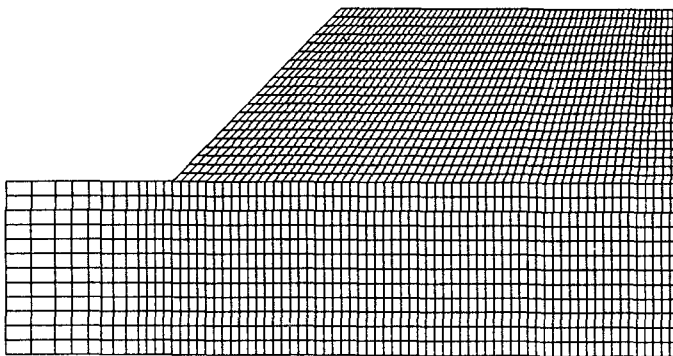


그림 3. 해석에 적용된 유한요소망

표 1. 해석대상지반의 역학적 특성

	E (MPa)	$\phi$ (deg)	$\gamma$ (kN / $m^3$ )	C (kPa)
풍화암	40600	44	23	200
풍화토	15	38	20	5

요소망의 경계부는 예비해석을 통하여 해석에 영향을 미치지 않는 범위 내에서 설정하였으며, 그림 3은 해석에 적용된 요소망을 나타내고 있다. 그림 3에서 각각의 경계부는 사면의 정점으로부터 우측 경계부는 2H, 좌측 경계부와 바닥면은 1H 지점에 설정하였고, 경계조건으로는 기초지반의 바닥면은 수평변위와 수직변위를 모두 구속하고 사면의 좌우측 경계부는 수평변위를 고정하였고, 성토가 이루어짐에 따라 성토부의 우측 경계부의 수평변위를 구속하였다. 기초지반은 성토 전에 자중을 재하하여 초기응력을 구현하고, 성토고는 0.5m로 하여 20단계에 걸쳐 시공과정에 따라 성토고에 따른 자중을 부여하는 방법을 취하였으며, 성토부를 구성하는 요소망의 세분화에 관련된 안전을 변화경향을 알아보기 위하여 조밀한 요소망(fine mesh)의 경우 요소의 수(가로×세로)는 60×20, 80×20이며, 거친 경우(coarse mesh)의 요소의 수는 30×20, 40×20의 두 가지 경우로 요소망을 구성하였다. 그리고 기초지반과 성토재를 구성하는 재료의 각각 풍화암과 화강풍화토로 가정하여 8절점 가감적분요소를 사용하여 모델링하였고 재료의 역학적 특성을 표 1에 나타내었다.

팽창각의 영향에 따른 결과를 비교하기 위해 본 연구에서는 두 가지 경우 즉, 비팽창흐름과 관련흐름법칙을 선택하여 해석을 수행하였다. 이는 비팽창흐름의 경우는 항복 중에 체적변화가 없는 상태로 비관련흐름법칙을 적용하여 사면의 안전율을 정확하게 계산하여 한계평형법에 의한 안전율의 비보수적 경향을 알아보고자 함이며, 관련흐름법칙의 경우에는 소성이론에 대한 직접적인 비교가 가능하고 응력과 속도특성이 일치하므로 유한요소법과 한계평형법으로부터 생기는 파괴면에 의해 예측되는 파괴메커니즘 사이에 일치점을 기대하기 위한 것이다.

## 4. 결과 분석

### 4.1 유한요소해석과 한계평형해석의 비교

대상사면에 관한 유한요소해석 결과와 한계평형 해석결과를 분석하여 그 결과를 표 2에 나타내었다. 먼저, 관련흐름법칙에 따른 요소망이 조밀한 경우의 해석결과를 살펴보면, M-C 모델을 적용한 FEM에 의한 안전율이 LEM에 의한 안전율과 일치하는 결과를 보이고 있다. 이는 강도감소기법에 근거한 유한요소법을 적절히 적용할 경우 LEM과 동일한 안전율을 얻을 수 있음을 의미하며, 따라서 다양한 조건에 적용할 수 있을 것으로 판단된다.

D-P 모델의 경우는 7~18%정도 안전율이 낮게 산정되어 M-C와 D-P 모델에 있어서 한계평형법과의 차이를 보인다. 이와 같은 결과는 한계평형법이 M-C 모델을 근간으로 이루어져 있기 때문이며, M-C 기준과 D-P 기준의 차이는 본 해석에서 평면 변형조건에서 M-C의 구성모델과라미터를 D-P 기준과 일치시키기 위하여 M-C 파괴곡면의 가장 내부에 접하는 파괴곡면을 사용한 사실에 기인하며, 또한 한계평형법에 의한 안전율이 하한이 아님을 보여주는 것이라고 할 수 있다. 따라서 한계평형법에 기초한 기존의 해석결과는 경우에 따라서는 비보수적인 결과를 초래할 수 있을 것으로 사료된다.

표 2. 유한요소법과 한계평형법의 사면안전율 비교

적용 기법	F E M												L E M		
	Mohr-Coulomb (M-C)						Drucker Prager (D-P)						Bishop		
적용 방법	Mohr-Coulomb (M-C)						Drucker Prager (D-P)						Bishop		
요 소 세분화	Fine			Coarse			Fine			Coarse			None		
$\beta$	45	35	30	45	35	30	45	35	30	45	35	30	45	35	30
$\psi=0$	1.079	1.430	1.664	1.152	1.460	1.702	1.062	1.325	1.548	1.086	1.348	1.554	1.218	1.576	1.833
$\psi=\phi$	1.218	1.576	1.830	1.226	1.583	1.833	1.138	1.378	1.557	1.143	1.383	1.561			

### 4.2 구성모델에 따른 영향

사면경사각( $\beta$ )=45도인 경우 관련흐름법칙을 적용한 유한요소법에 의한 각 구성법칙에 따른 사면 내의 소성변형율의 크기( $\gamma = \sqrt{\frac{2}{3} \epsilon^p : \epsilon^p}$ )를 표시하여 그림 4와 5에 나타내었으며, 여기서,  $\epsilon^p$  은 소성변형율 텐서이다.

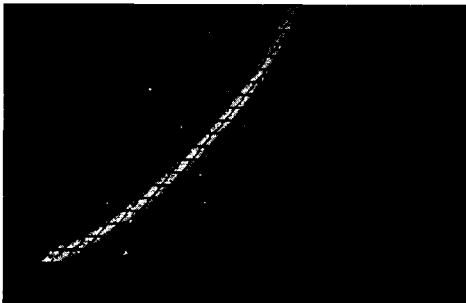


그림 4. 관련흐름

( $\beta=45$ , M-C, Fine mesh)

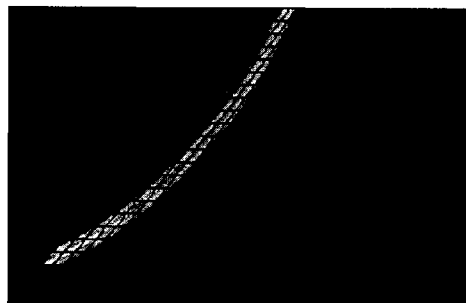


그림 5. 관련흐름

( $\beta=45$ , D-P, Fine mesh)

그림에서 나타난 바와 같이 관련흐름을 적용한 M-C 모델과 D-P 모델 두 경우 모두 구성법칙에 관계없이 사면 내의 소성변형율의 전파 경향이 사면의 선단으로부터 사면의 정점으로 부드럽게 이어지는 결과를

보여 파괴면이 명확히 정의되는 것을 볼 수 있다. 또한, 파괴면을 이루는 소성변형율의 분포가 동일하고 사면 경사각에 관계없이 Bishop에 의한 파괴면과 정확히 일치하는 결과를 보인다. 한편, 소성변형율의

분포로 인한 파괴면의 형상에 대한 요소의 크기에 따른 효과는 파괴면의 형상에 있어서는 동일하나 소성변형율의 폭이 넓어지는 결과를 보인다. 따라서 유한요소법에 의한 파괴면은 토체 내의 전단응력을 지지할 수 없는 경우에 자동적으로 얻어지며 그 결과로 인한 파괴면은 한계평형법과 동일하며 원호파괴에 대한 타당성을 부여하는 것으로 판단된다.

### 4.3 흐름법칙에 따른 영향

M-C 파괴기준과 D-P파괴기준에 비평창흐름을 적용한 해석결과와 한계평형법과의 안전율의 차이는 M-C의 경우 10~13% 정도 안전율이 낮게 평가되었고 D-P 모델의 경우 비평창흐름에 대한 안전율은 약 15~19%정도 안전율이 낮게 평가되어, 관련흐름법칙을 적용한 경우보다는 구성법칙과 한계평형법과의 차이가 적으나, D-P 기준에 의한 안전율이 M-C 보다 안전율을 낮게 평가하는 결과를 보인다.

비평창흐름에 의한  $\beta=45$ 도 일 때의 성토부 내의 소성변형율의 분포를 나타낸 그림 6과 7에서 나타난 바와 같이 각각의 구성법칙과 흐름법칙에 의한 차이를 확연히 알 수 있다. 즉, M-C 모델의 경우 비평창흐름은 사면의 선단으로부터 사면 내에 걸쳐 뚜렷한 소성변형율의 전파를 보이는 관련흐름(그림 4 &



그림 6. 비평창흐름  
( $\beta=45$ , M-C, Fine mesh)

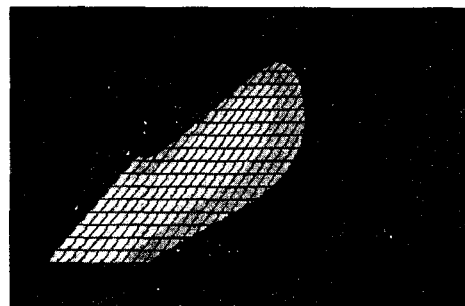


그림 7. 비평창흐름  
( $\beta=45$ , D-P, Fine mesh)

5)과 달리 사면의 선단과 표면에 소성변형율이 집중되어 나타난다. 이러한 결과는 D-P 모델에서도 나타나며 D-P 모델은 M-C 모델에 비하여 사면의 선단과 표면에 걸쳐 소성변형율이 집중되어 사면의 내부로 확장되며 관련흐름법칙에 의한 결과보다

넓은 범위에 걸쳐 소성변형율이 형성되는 결과를 보이고 뚜렷한 소성변형율의 전파를 보이지 않는다.

이와 같은 흐름법칙에 따른 안전율과 소성변형율의 전파에 있어서의 차이는 상당히 중요한 의미를 지닌다. 그것은 흙의 강도가 팽창에 따라 증가한다는 사실로부터 한계평형법에 기초한 기존의 해석결과가 비보수적임을 의미하는 것이며, 관련흐름법칙에 기초한 유한요소해석 역시 팽창각에 높은 값을 부여함으로써 안전율을 과대평가하므로 유한요소해석은 비평창흐름에 기초하여야 한다는 사실을 뒷받침하기 때문이다. 그리고 요소의 이산화에 의한 차이도 이와 같은 맥락에서 이해할 수 있다. 즉, 비평창흐름의 경우 재료 모델링에 있어서 관련흐름법칙에 비하여 강도가 작고 요소의 이산화가 거친 경우에 상대적으로 요소의 크기가 커짐에 따라 활동면이 증가되어 유한요소해석에 있어서 안전율을 요소망이 조밀한 경우에 비하여 다소 크게 평가할 수 있으나 관련흐름법칙의 경우에는 재료 자체가 지니는 강도를 과대평가하게 되어 요소의 이산화 정도에 의한 영향이 감소하는 것이라고 할 수 있다.

### 4.4 사면 경사각에 따른 영향

사면의 경사각 감소에 따른 LEM과 FEM의 흐름법칙 도입에 의한 안전율의 차이를 볼 수 있는데, 사면의 경사가 급한 경우에 흐름법칙에 따른 안전율의 차이가 증가하며 사면의 경사가 감소함에 따라 그 차이가 감소하는 경향을 보인다. 이러한 결과는 사면의 경사가 급한 경우 비평창흐름에서는 그림 6과 7에 나타난 바와 같이 사면 표면에 소성변형율이 집중되어 관련흐름과 달리 토체가 항복에 일찍 도달하기 때문이며, 사면의 경사가 완만한 경우는 성토부 내의 일부 흙이 비평창흐름의 경우 소성적으로 응력을 겪게 되지만 항복영역에서 소성흐름이 사면의 표면과 주위의 성토부 내의 탄성영역에 의해 억제되기

때문이다. 그리고 M-C의 경우는 사면의 경사각 감소에 따른 안전율의 차이가 미미한 반면에 D-P 규준은 사면의 경사각이 감소함에 따라서 사면의 경사각 45도에 비하여 완만한 35도와 30도의 경우 한계평형법과의 차이가 증가하는 결과를 나타내므로 사면의 경사가 완만한 경우의 D-P규준에 의한 유한요소 해석은 한계평형법과의 차이를 크게 가져올 수 있는 것으로 사료된다. 그러나 M-C 와 D-P 모델 모두에 있어서 안전율의 차이가 경사도에 따라 감소하지만, 한계평형 해석결과와 동일한 결과를 보이는 요소망이 조밀한 경우 비평창흐름에 따른 M-C 모델은 10~13% 그리고 D-P 모델의 경우 15~19% 정도 낮게 안전율을 평가하므로 흙의 강도를 과대평가할 수 있는 관련흐름에 기초한 해석보다는 비평창흐름에 의한 사면의 안전율 평가가 타당한 것으로 보인다.

## 5. 결론

본 연구결과로부터 유한요소해석기법에 의한 사면안정해석의 적합성을 확인하였고 한계평형법에서 고려할 수 없는 조건들을 고려함으로 인하여 한계평형법에 비하여 보다 적합한 안전율을 평가할 수 있는 방법임을 확인하였다. 유한요소해석을 통한 사면안정해석 결과로부터 유한요소법에 의한 사면의 안전율 평가는 해석기법의 정확성, 구성법칙, 그리고 흐름법칙 등에 의해 상당한 영향을 받게 되며, 한계평형법에 의한 안전율 평가와 동일한 합리적인 결과를 얻을 수 있다. 그리고 비평창흐름에 따른 M-C 모델과 D-P 모델 모두 한계평형법과 관련흐름에 기초한 결과보다 10~20% 정도 안전율을 과소평가하므로 흙의 강도를 과대평가할 수 있는 관련흐름에 기초한 해석보다는 비평창흐름에 의한 사면의 안전율 평가가 타당한 것으로 사료된다.

## 참고문헌

1. Bolton, M.D.(1986), "The strength and dilatancy of sands", *Geotechnique*, London, U.K., 36(1), pp. 65-78
2. Chen. W.F.(1975), "Limit analysis and soil plasticity", *Elsevier*
3. Cousins, B.F.(1978), "Stability charts for simple earth slopes", *J Geotech Eng, ASCE*, 104(2), pp. 267-279
4. Davis, E.H.(1968), "Theories of plasticity and the failure of soil masses" In *Soil mechanics : selected topics* (ed. I. K. Lee), pp. 341-380. London : Butterworth
5. Dawson, Ethan., Motamed, Farid., Nesarajah, Saddanathapillai. and Roth, Wolfgang(2000), "Geotechnical Stability Analysis By Shear Strength Reduction", *Geodenvier 2000 ASCE special Publication*, pp. 99-113
6. Drescher, A & Detournay, E(1993), "Limit load in translational failure mechanisms for associative and non-associative materials", *Geotechnique* 43, No. 3, pp. 443-456
7. Duncan, J.M.(1996), "State of Art : Limit Equilibrium and Finite Element Analysis of Slopes", *J. Geotech. Engng. Div. Am. Soc. Civ. Engrs.* 122, No. 7, pp. 577-596
8. Griffith, D.V. & Lane, P.A.(1999), "Slope stability analysis by finite elements", *Geotechnique* 49, No. 3, pp. 387-403
9. Lechman J.B. & Griffiths D.V.(2000), "Analysis of the Progression of Failure of Earth Slopes by Finite Elements", *Geodenvier 2000 ASCE special Publication*, pp. 250-265
10. Matsui, T. & San, K.C.(1992), "Finite element slope stability analysis by shear strength reduction technique", *Soils and Foundations* 32, No.1, pp. 59-70.
11. Vermeer, P.A.(1990), "The orientation of shear bands in biaxial tests", *Geotechnique* 40, No. 2, pp. 223-236.