

사면안정해석에 있어서의 유한요소법과 한계평형법의 비교연구

Comparative Study Between Finite Element Method and Limit Equilibrium Method on Slope Stability Analysis

이 동 엽*¹ Lee, Dong-Yeob

유 충 식*² Yoo, Chung-Sik

Abstract

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. This suggests that the FEM with the shear strength reduction method can be effectively used on slope stability analyses. A series of analyses 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 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.

요 지

본 논문에서는 사면안정해석에 있어서의 유한요소법과 한계평형법의 결과를 나타내었다. 해석의 타당성을 부여하기 위하여 유한요소법과 한계평형법에 의한 안전율을 비교하였으며, 각각의 방법에 의한 안전율이 잘 일치됨을 보여 전단강도감소기법을 사용한 유한요소해석이 사면안정해석에 있어서 효과적으로 사용될 수 있음을 확인하였다. 구성법칙, 사면의 경사각, 흐름법칙, 그리고 유한요소망의 이산화에 따른 일련의 유한요소해석을 실시한 결과, 전단강도감소기법에 근거한 유한요소해석법은 안전율에 관하여 합리적인 결과를 제공할 수 있음을 확인하였고 유한요소해석결과는 구성법칙과 흐름법칙의 선택에 의해 상당한 영향을 받을 수 있음을 알 수 있다.

Keywords : Associated flow rule, Finite element method, Limit equilibrium method, Non-dilatant flow, Shear strength reduction technique

1. 서 론

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-변형률 거동에 독립

적이며 가상파괴면을 따르는 토체는 강체로서 가정한다. 그러나 가상파괴면을 따르는 모든 점에서 안전율이 동일한 경우는 모든 절편들이 파괴 직전에 있는 경우이며, 국부적인 안전율은 파괴면을 따라서 변화하며, 일부 절편들에서 안전율은 다른 절편들과 다를 수도 있다. 또한, 한계평형법은 전체적인 힘의 평형만을 고려하며 흐름법칙은 사용하지 않으므로 Chen(1975)에

*1 정회원, 성균관대학교 공과대학 토목환경공학과 박사과정 (Member, Graduate Student, Dept. of Civil Engrg., Sungkyunkwan Univ., ldy0311@empal.com)

*2 정회원, 성균관대학교 공과대학 토목환경공학과 교수 (Member, Prof., Dept. of Civil Engrg., Sungkyunkwan Univ.)

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 전단강도감소기법(shear strength reduction method)을 이용한 유한요소해석법은 사면이 파괴될 때까지 흙의 전단강도 파라미터를 감소시킴으로서 안전율을 계산하며, 그 결과로 얻은 안전율을 파괴시에 흙의 실제 전단강도와 감소된 전단강도의 비로서 나타내는 방법이다. 그 결과, 파괴면의 형상이나 위치에 관한 가정이 불필요하며, 성토 또는 굴착과 같은 하중경로에 의한 다양한 시공과정을 모델링 할 수 있다. 또한, 유한요소해석에 의한 지반거동을 해석할 경우, 해석 대상지반에 대해 적용되는 구성모델에 따라 해석결과에 있어서 차이를 가져오게 되므로 여러 가지 파괴규준에 의해 사면에서 발생하는 응력들을 비교할 수 있는 이점을 지닌다.

흐름법칙을 사용하지 않는 한계평형법은 팽창각을 무시하고 마찰각만을 고려하고 있으나 흙의 강도는 Bolton(1986)의 식 등에서 알 수 있는 바와 같이 한계상태마찰각과 팽창각의 함수로 표현된다. 따라서 팽창각을 무시할 경우 전단저항각과 한계상태 마찰각을 동일시하게 되며, 이것은 사면안정해석에 있어서 강완전소성재료(rigid perfectly plastic material)의 가정을 의미하며, 사면안정해석에 있어서 보수적인 성격을 띠는 것으로 볼 수 있다. 또한, 최대마찰각에 의하여 구조물의 안정성을 계산하는 경우는 흙이 변형될 때 단지 체적팽창이 억제되는 변형률이 아주 작은 한계 내에서만 가능하다. 그러나 대부분의 실제 현장에서 파괴면에서의 전단 변형률은 최대강도의 발현이 가능한 변형률을 초과하며, 동원된 전단응력은 최대강도와 한계상태강도의 사이에 위치한다. 이러한 변형률 연화(strain softening)가 발생하는 경우 최대강도보다는 오히려 한계상태 강도를 이용한 설계가 안전하지만 전체 영역의 모든 흙들이 잔류전단강도에 도달한다고는 볼 수 없으므로 실제 안전율을 과소평가할 수 있다. 그리고 구조물의 실제 붕괴 하중에 관한 상한과 하한을 제공할 수 있는 소성해석은 관련흐름법칙을 따르지만 마찰각과 한계상태 마찰각이 같은 팽창각이 0인 체적변화가 발생하지 않는 경우에 관련흐름법칙은 만족되지 않는다.

따라서, 본 연구에서는 전단강도감소기법에 근거한

유한요소해석기법의 사면안정해석에의 적용성을 검토하고 기존의 한계해석법에서 다룰 수 없는 대상지반의 팽창각의 영향, 구성법칙 등이 사면의 안전율에 미치는 영향을 검토하였다. 이를 위해 가상의 균질토층 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 고찰하였고, 다층토 사면의 경우에 대한 해석을 실시하여 본 연구에서 수행한 결과에 대한 적용성을 검토하였다.

2. 이론적 배경

2.1 기존의 연구결과

사면안정해석에 유한요소기법을 이용한 전단강도감소기법을 적용한 사례는 Matsui(1992), Griffith(1999), Dawson(2000), Lechman(2000), 그리고 박연준(1999)등을 들 수 있다.

Matsui(1992)는 제방과 굴착사면에 전단강도감소기법을 적용하여 보강사면에 대한 굴착설계에 있어서 현장 데이터를 통한 전단강도감소기법의 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 전단강도감소기법의 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.

Griffith와 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 Bishop과 Morgenstern의 결과와 비교하여 전단강도감소기법에 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 파괴기준($\phi=0$)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 전단강도감소기법을 유한차분법을 이용한 상용프로그램인 FLAC을 통하여 M-C 기준에 관련흐름법칙(associated flow rule)을 적용하여 균질사면의 경우, 전단강도감소기법에 의한 결과는 요소망(mesh)이 세분화될수록 한계해석 해에 근접하며 요소망이 거칠 경우, 전단강도감소기법에 의한 결과는 한계평형해석의 상한해보다 몇 퍼센트 높은 결과를 일반적으로 보인다고 하였다. 그리고, 박연준(1999) 등도 FLAC을 이용한 유한차분법에 전단강도감소기법을 적용하여 Chen의 한계평형해와의 비교와 절편법과의 비교를 실시한 결과를 나타내었다.

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 전단강도감소기법

사면에 있어서 안전율 F는 전통적으로 사면의 파괴를 방지하는데 필요한 최소전단강도에 대한 실제 흙의 전

단강도의 비로서 정의된다. Duncan(1996)은 안전율 F를 흙의 전단강도는 반드시 사면을 파괴직전으로 되도록 나누어져야 하는 계수로서 설명했다. 따라서 유한요소법이나 유한차분법으로 F를 계산하는 명확한 방법은 파괴가 일어날 때까지 흙의 전단강도를 감소시키는 것이다. 그 결과로 얻은 안전율은 파괴시에 감소된 전단강도에 대한 흙의 실제 전단강도의 비이며, 전단강도감소기법은 실제 중력을 가한 상태에서 지반의 강도를 감소시키면서 해석을 수행하여 사면이 파괴될 때의 강도비로서 안전율을 구하는 방법이다.

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

따라서 흙의 전단강도 파라미터를 위의 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.

2.3 흐름법칙

Coulomb의 항복기준은 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, ϵ_{\max}^p 와 ϵ_{\min}^p 는 주소성 변형률속도를 의미한다. 흙을 Coulomb의 항복기준을 따르는 완전소성으로 이상화하고, 응력 공간좌표에 그에 상응하는 소성변형의 값 즉 소성수직 변형률속도 $\dot{\epsilon}^p$ 와 소성전단변형률속도 $\dot{\gamma}^p$ 의 좌표축을 설정하면, 응력과 변형률속도가 결합된 그림 1을 그릴 수 있다.

이와 같은 흐름법칙은 좌표축이 동일할 경우 소성변형

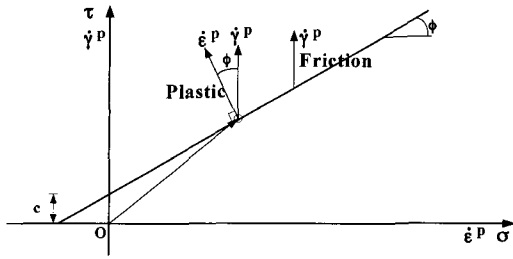


그림 1. 흐름법칙

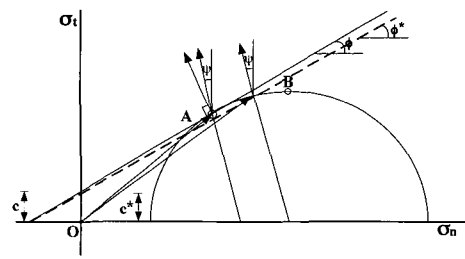


그림 2. 선형 Mohr-Coulomb 항복규준과 흐름법칙

를 벡터는 반드시 항복면에 직교해야 한다는 것을 의미한다. 이외는 대조적으로, 흙을 상호 맞물림(interlocking)을 무시하는 마찰재료로서 이상화하는 경우, Coulomb의 항복규준에서 $\tan \phi$ 는 재료와 인접면사이의 마찰계수(μ)이며, Coulomb의 항복규준은 흙의 전단강도에 관한 Coulomb의 마찰 한계조건이 된다. 이때 재료의 변위는 수평력의 방향이며 수직력의 방향으로는 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 2의 Mohr의 응력원에서 파괴 포락선에 접하는 점을 A라고 하고 최대전단응력을 나타내는 점을 B라고 한다면, 관련흐름법칙은 점 A에서 수직선에 대하여 기울어진 각도는 $\psi = \phi$ 이다.

비관련흐름법칙은 원호 부분인 AB를 따라 위치하며 방향은 원호 부분에 대하여 수직이다. 이것은 팽창각은 $0 \leq \psi < \phi$ 의 범위로 변화할 수 있음을 의미하는 것이며 팽창각이 0임은 비압축성 소성흐름을 의미하는 것이다. 그림 2에서 동축흐름법칙(coaxial flow rule)과 선형 Mohr Coulomb의 항복규준을 따르는 비관련 재료의 경우, 속도 불연속선에서 표면력(traction)과 속도점프(velocity jump) 성분들은 다음의 식을 만족한다(Davis, 1968).

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

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

여기서, $\tan \phi^* = \eta \tan \phi$, $c = \eta c^*$,

$$\eta = \frac{\cos \psi \cos \phi}{1 - \sin \psi \sin \phi} \text{이며, } \psi = 0 \text{ 일 때, } \eta = \cos \phi$$

이고, $\psi = \phi$ 일 때 $\eta = 1$ 이 된다. 식 (6)은 Mohr-Coulomb의 강도파라미터 ϕ 와 c 를 ϕ^* 과 c^* 으로 대체한 것이며, Mohr-Coulomb의 선형항복규준과 동일한 것으로 간주할 수 있다. Mohr의 원에서 최대전단응력을 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. ϕ^* 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.

2.4 속도불연속

흙을 강완전소성재료로 가정하는 경우 변형재료를 통한 변위가 연속이어야 할 필요는 없다. 따라서, 변형재료에서 인접한 구역사이에서 상대적인 미끄러짐이 있을 가능성이 있다.

그림 3에서 어떤 선 L을 따라서 응력은 연속이나 속도벡터는 불연속이라고 가정하면 선상의 임의의 점 P에서 L의 한쪽 편의 재료, 즉 영역(1)에서 L에 대하여 수직방향 및 접선방향으로 각각 성분 v_1 및 u_1 인 속도 V_1 를 가지며 영역(2)인 다른 쪽에서는 수직속도성분 v_2 과 접선속도성분 u_2 를 가지는 V_2 로 변한다. L의 양측 재료가 P에서 서로 겹쳐지지도 분리되지도 않는다면 이때 속도의 수직성분은 서로 같아야 한다. 즉, $v_1 = v_2$

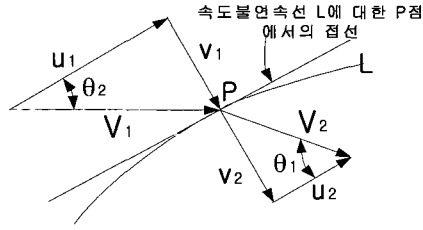


그림 3. 속도불연속의 물리면

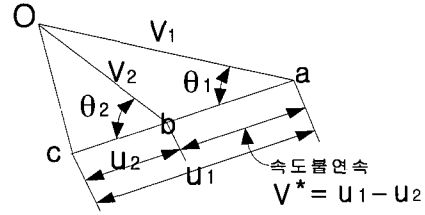


그림 4. 속도불연속의 호도그래프

이다. 그러나 접선속도성분에 대하여는 이러한 제한은 부과되지 않으므로 그림 4의 호도그래프에 도시된 바와 같이 점 P에서 L의 접선방향으로 $V^* = u_1 - u_2$ 인 크기의 속도 불연속이 존재할 수 있다. 속도불연속선 L은 수직속도성분은 일정하고 접선속도성분은 층의 두께를 통하여 급격하게 변화하는 어떤 얇은 층(layer)의 한계 위치라고 볼 수 있다. 층의 두께가 소멸되면 전단변형률의 속도는 무한대가 된다. 이것은 그 한계에 있어서 속도 불연속의 방향은 미끄럼선의 방향과 일치한다는 것을 뜻한다.

3. 유한요소해석

3.1 해석조건

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

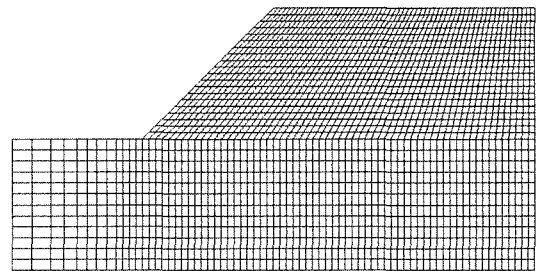
유한요소법에 전단강도감소기법을 적용하여 안전율을 구하기 위해 Dawson(2000)의 연구결과를 참고로 하여 본 연구에서 채택한 방법은 다음과 같다. 앞의 식 (1)에서 시험안전계수 F^{trial} 은 해석이 수렴되는 F^{trial} 을 초기상한으로 정하고 초기 하한은 수렴이 되는 모든 F^{trial} 값으로 설정한다. 다음으로 상한과 하한의 1/2이 되는 값으로 해석을 수행한다. 만약, 이 값으로 수렴이 되면 하한을 이 값으로 대체한다. 만약에 수렴이 되지 않으면

상한 해가 대체되며, 이 과정이 상한과 하한의 차이가 지정된 허용오차 (0.00004)보다 작을 때까지 반복 수행되며, 허용오차범위 내에 들어오는 때의 시험안전계수 F^{trial} 의 상한을 사면의 안전율로 간주하였다.

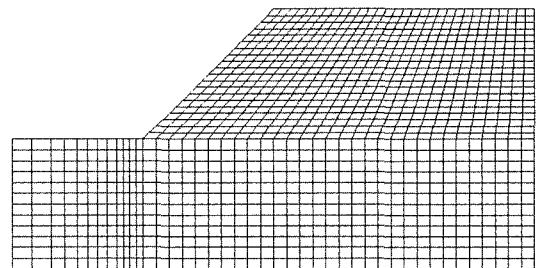
3.2 해석 모델링

해석대상 사면의 기하학적 제원으로 균질토로 구성된 가상사면의 경우 도로성토 사면으로 가정하여 도로 설계규정을 참고로 하여 사면의 높이(H)를 10m로 하고 사면의 경사각(β)은 설계규정에 탄력을 두어 각각 30, 35, 45도로 구성하고, 유한요소망의 경계부는 예비해석을 통하여 해석에 영향을 미치지 않는 범위 내에서 설정하였으며, 그림 5는 해석에 적용된 요소망을 나타내고 있다.

그림 5에서 각각의 경계부는 사면의 정점으로부터 우측 경계부는 2H, 좌측 경계부와 바닥면은 1H 지점에 설



(a) Fine mesh



(b) Coarse mesh

그림 5. 해석에 적용된 유한요소망

표 1. 해석대상지반의 역학적 특성

	E (MPa)	ϕ (deg)	γ (kN/m ³)	C (kPa)
풍화암	40600	44	23	200
풍화토	15	38	20	5

정하였고, 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 안전율 변화경향을 알아보기 위하여 조밀한 요소망(fine mesh)의 경우는 그림 5의 (a)에서와 같이 성토부의 요소수(가로×세로)는 60×20, 80×20이며, 그림 5의 (b)는 거친 경우(coarse mesh)의 요소망을 나타낸 것으로 요소의 수는 30×20, 40×20의 두 가지 경우로 요소망을 구성하였다

그리고, 기초지반과 성토재를 구성하는 재료를 각각 풍화암과 화강풍화토로 가정하여 8절점 저감적분요소(reduced integration element)를 사용하여 모델링하였고 재료의 역학적 특성을 표 1에 나타내었다.

팽창각의 영향에 따른 결과를 비교하기 위해 본 연구에서는 두 가지 경우 즉, 흙을 마찰재료로서 간주하는 비팽창흐름과 Coulomb의 완전소성 재료로서 가정하여 관련흐름법칙을 적용하여 해석을 수행하였다. 이는 비팽창흐름의 경우는 항복 중에 체적변화가 없는 상태 즉, 팽창각이 0인 비관련흐름법칙을 적용하여 사면의 안전율을 계산하여 한계평형법에 의한 안전율의 비보수적 경향을 알아보고자 함이며, 관련흐름법칙의 경우에는 소성이론에 대한 직접적인 비교가 가능하고 응력과 속도특성이 일치하므로 유한요소법과 한계평형법으로부터 생기는 파괴면에 의해 예측되는 파괴메커니즘사이

에 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 전단강도감소기법에 근거한 유한요소법을 적절히 적용할 경우 LEM과 동일한 안전율을 얻을 수 있음을 의미하며, 따라서 다양한 조건에 적용할 수 있을 것으로 판단된다. 반면에 D-P 모델의 경우 LEM에 비하여 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 구성모델파라미터를 D-P 기준과 일치시키기 위하여 M-C 파괴곡면의 가장 내부에 접하는 파괴곡면을 사용한 사실에 기인한다.

한편, 한계평형법에 기초한 사면안정해석은 마찰각만을 다루고 팽창각은 고려하지 않으므로 잔류강도를 이용한 해석이라고 볼 수 있으며 사면 내의 모든 흙이 잔류전단강도에 도달한다고는 볼 수 없으므로 실제 안전율을 과소평가할 가능성을 가지고 있다는 사실에 기초할 때 한계평형해석으로 인한 결과는 보수적이어야 함을 의미한다. 그러나 본 해석결과에서 나타난 바와 같이 한계평형법과 일치를 보이는 경우는 팽창각에 큰 값을 부여하는 관련흐름법칙에 기초한 유한요소해석결과이며 비팽창흐름에 의한 유한요소해석결과에 비해 안전율이 높게 나타나고 구성법칙에 의한 안전율에 있어

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															
요 소 세분화	Fine			Coarse			Fine			Coarse			None		
β	45	35	30	45	35	30	45	35	30	45	35	30	45	35	30
$\phi=0$	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
$\phi=\phi$	1.218	1.576	1.830	1.226	1.583	1.833	1.138	1.378	1.557	1.143	1.383	1.561			

서 차이를 보이므로 한계평형법에 기초한 기존의 해석 결과는 경우에 따라서는 비보수적인 결과를 초래할 수 있을 것으로 사료된다.

4.2 구성모델에 따른 영향

사면경사각(β)=45도인 경우 관련흐름법칙을 적용한 유한요소법에 의한 각 구성법칙에 따른 사면 내의 소성 변형률의 크기($\gamma = \sqrt{\frac{2}{3} \epsilon^M : \epsilon^M}$)를 표시하여 그림 6과 7에 나타내었으며, 여기서, ϵ^M 은 소성변형률 텐서이다. 본 연구에서 소성변형률에 관한 해석결과를 나타낸 것은 전단강도감소기법에 있어서 사면의 파괴메커니즘은 전단강도의 감소와 더불어 소성변형률의 전파가 증가하며 또한, 사면의 잠재적인 파괴를 반영하기 때문이다.

그림 6과 7에서 나타난 바와 같이 관련흐름을 적용한 M-C 모델과 D-P 모델 두 경우 모두 구성법칙에 관계없이 사면 내의 소성변형률의 전파 경향이 사면의 선단으로부터 사면의 정점으로 부드럽게 이어지는 결과를 보여 파괴면이 명확히 정의되는 것을 볼 수 있다. 또한, 파괴면을 이루는 소성변형률의 분포가 동일하고 사면 경사각에 관계없이 Bishop에 의한 파괴면과 정확히 일치하는 결과를 보인다. 한편, 소성변형률의 분포로 인한 파괴면의 형상에 대한 요소의 크기에 따른 효과는 파괴면의 형상에 있어서는 동일하나 소성변형률의 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 기준에 비해 안전율을 낮게 평가하는 결과를 보인다.

비평창흐름에 의한 $\beta=45$ 도 일 때의 성토부 내의 소성 변형률의 분포를 도시한 그림 8과 9에서 나타난 바와 같이 각각의 구성법칙과 흐름법칙에 의한 차이를 확연히 알 수 있다. 즉, M-C 모델의 경우 비평창흐름은 사면의 선단으로부터 사면 내에 걸쳐 뚜렷한 소성변형률의 전파를 보이는 관련흐름(그림 6 & 7)과 달리 사면의 선단과 표면에 소성변형률이 집중되어 나타난다.

이러한 결과는 D-P 모델에서도 나타나며 D-P 모델은 M-C 모델에 비하여 사면의 선단과 표면에 걸쳐 소성변형률이 집중되어 사면의 내부로 확장되며 관련흐름법칙에 의한 결과보다 넓은 범위에 걸쳐 소성변형률이 형

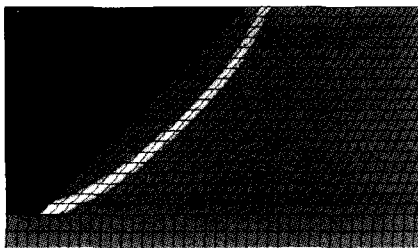


그림 6. 관련흐름
($\beta=45$, M-C, Fine mesh)

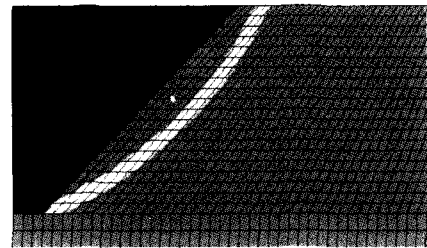


그림 7. 관련흐름
($\beta=45$, D-P, Fine mesh)



그림 8. 비평창흐름
($\beta=45$, M-C, Fine mesh)

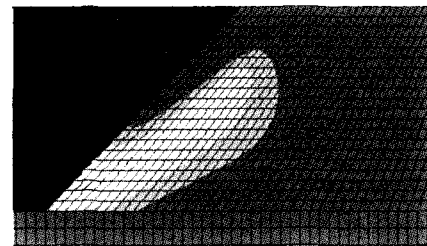


그림 9. 비평창흐름
($\beta=45$, D-P, Fine mesh)

성되는 결과를 보이고 뚜렷한 소성변형률의 전파를 보이지 않는다. 그리고 본 해석결과에서 나타난 결과로부터 유한요소해석은 항복의 발달과 사면을 통해 항복이 어떻게 전파되는가를 말해주는 반면에 한계평형법은 파괴의 진전에 대한 어떠한 정보도 제공할 수 없다는 제한 사항을 지니고 있으며 항복이 시작되는 곳을 알려주지 못한다는 점에서 유한요소법이 지니는 장점과 흐름법칙에 따른 항복의 전파경향이 크게 다름을 알 수 있다.

이와 같은 흐름법칙에 따른 안전율과 소성변형률의 전파에 있어서의 차이는 상당히 중요한 의미를 지닌다. 그것은 흙의 강도가 팽창에 따라 증가한다는 사실로부터 한계평형법에 기초한 기존의 해석결과가 비팽창흐름을 적용한 유한요소 해석결과에 비해 비보수적임을 의미하는 것이며, 관련흐름법칙에 기초한 유한요소해석 역시 팽창각에 큰 값을 부여함으로써 비팽창흐름에 비해 안전율을 과대 평가하므로 비관련흐름법칙에 기초한 유한요소 해석결과의 필요성을 뒷받침하기 때문이다. 또한, 비팽창흐름에 의한 전단강도를 식 (8)에 의한 바와 같이 잔류강도에 도달하였을 때 발현된 흙의 전단강도와 동일한 것으로 본다면 한계평형법으로 계산된 사면의 안전율이 과대평가된다고 볼 수 있다.

한편, 비관련흐름법칙은 주응력의 방향과 변형 속도의 방향이 일치하는 동축(coaxiality)의 가정과 주응력의 방향과 변형속도의 방향이 일치하지 않는 두 가지로 나눌 수 있다. 관련흐름법칙에서는 동축의 가정은 본질적인 것이며 본 연구에서 채택한 비팽창흐름은 응력과 속도 특성이 일치하는 동축흐름법칙을 가정한다. 그림 10과 11은 관련흐름법칙과 비팽창흐름에 따른 사면의 변위를 벡터(vector)로 도시한 것이다. 관련흐름법칙을 적용한 그림 10은 한계평형법에서 나타나는 사면의 파괴메커니즘과 일치할 이루고 있으며 가상파괴면을 따라서 속도불연속선이 나타남을 볼 수 있다. 반면, 비팽창흐름의 경우는 한계평형법에서 나타나는 파괴메커니즘

과는 다른 양상을 보이고 있으며 속도불연속선도 나타나지 않는 것을 볼 수 있다.

이러한 결과로부터 흙을 관련흐름법칙을 따르는 재료로 가정하는 경우는 앞의 그림 6과 7에서처럼 속도불연속을 따라 파괴면이 명확히 정의되며 한계평형법에서 가정하는 바와 같이 가상파괴면을 따르는 토체의 미끄러짐을 강체라고 가정할 수 있으나, 비팽창흐름의 경우에는 응력과 속도특성이 일치함에도 불구하고 속도불연속면이 나타나지 않으므로 한계평형법에서의 가정과 달리 토체 전체에서의 변형으로 인한 파괴가 지배적인 것으로 생각할 수 있다.

요소의 이산화에 의한 차이에 있어서 비팽창흐름의 경우 재료 모델링에 있어서 관련흐름법칙에 비하여 강도가 작고 요소의 이산화가 거친 경우에 상대적으로 요소의 크기가 커짐에 따라 활동면이 증가되어 유한요소 해석에 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 결과를 보인다.

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 비팽창흐름에서는 그림 8과 9에 나타난 바와 같이 사면 표면에 소성변형률이 집중되어 관련흐름과 달리 토체가 항복에 일찍 도달하기 때문이며, 사면의 경사가 완만한 경우는 성토부 내의 일부 흙이 비팽창흐름의 경우 소성적으로 응력을 겪게 되지만 항복영역에서 소성흐름이 사면의 표면과 주위의 성토부 내의 탄성영역에

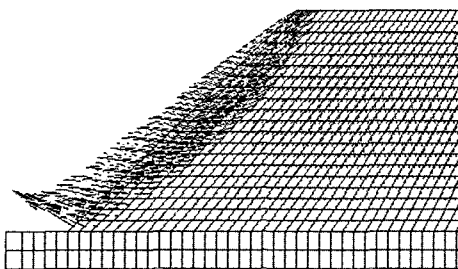


그림 10. 사면에서의 변위 vector ($\beta=45^\circ$, M-C, 관련흐름법칙)

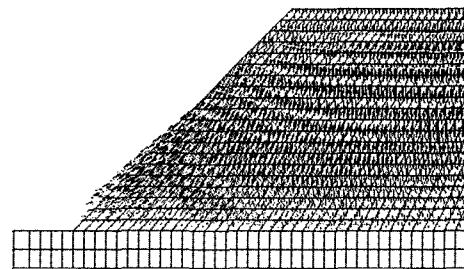


그림 11. 사면에서의 변위 vector ($\beta=45^\circ$, M-C, 비팽창흐름)

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-P 규준에 의한 유한요소해석은 한계평형법과의 차이를 크게 가져올 수 있는 것으로 사료된다. 그러나 M-C와 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 사면의 안전율을 계산함에 있어서 비관련흐름법칙에 따른 유한요소해석결과와 한계평형법과 관련흐름법칙에 의한 유한요소해석결과와의 비교를 통해 사면의 안전율을 평가하는 것이 필요할 것으로 생각된다.

4.5 다층토 사면에 대한 적용성 검토

균질토층으로 구성된 사면에 대한 해석결과를 바탕으로 이종규(1994) 등의 연구결과를 참고로 하여 다층토 사면에 대한 안전율을 한계평형법과 본 연구에서 적용한 전단강도감소기법을 적용하여 계산하였으며, 지하수의 영향은 고려하지 않았다. 그림 12와 13은 사면의 기하학적 특성과 유한요소해석에 사용된 요소망을 나타

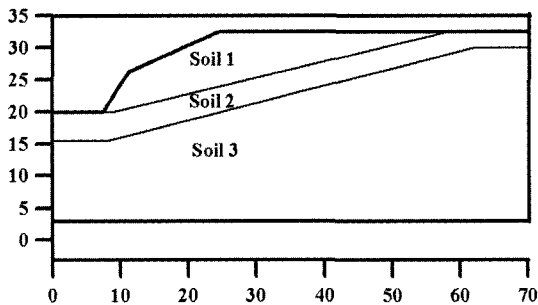


그림 12. 다층토 사면의 기하학적 특성

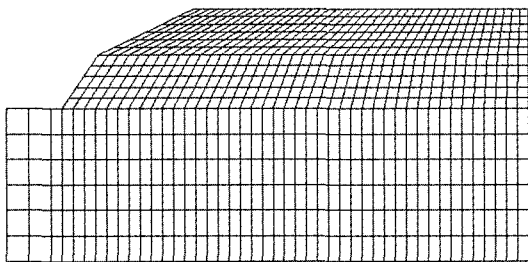


그림 13. 다층토 사면의 유한요소망

타내고 있으며, 대상지반의 역학적 특성은 표 3과 같다.

한계평형법과 전단강도 감소기법을 적용하여 계산한 사면의 안전율을 다음의 표 4에 나타내었다. 먼저 관련흐름법칙을 적용한 M-C 파괴규준의 경우 한계평형법에 의한 결과와 잘 일치하는 결과를 보이고 있으나, D-P의 경우에는 약 12% 정도 낮게 안전율을 산정하는 결과를 보이고 있다. 그리고, 비관련흐름법칙을 적용한 해석결과에 있어서 M-C와 D-P의 차이는 13% 정도를 보이며, 또한 각각의 구성법칙에 따른 흐름법칙에 의한 안전율의 차이는 약 6~7% 정도로서 흐름법칙에 의한 안전율의 차이를 나타내고 있다.

그림 14~17은 유한요소해석결과에 의한 사면의 변위 vector와 소성변형률의 contour를 도시한 것이다. 그림 14에서 관련흐름법칙의 경우 그림 16의 소성변형률의 contour에 나타난 바와 같이 소성변형률이 집중되는 영역에 속도 불연속면이 형성되고 있는 것을 알 수 있으며, 파괴면이 잘 형성되고 있다. 그러나, 그림 15의 비관련 흐름법칙에 의한 변위 vector는 사면전체에 있어서의 변위를 나타내며 소성변형률이 집중되는 영역에 국한되어 변위가 발생하지 않는 결과를 보인다. 이와 같이 다층토로 이루어진 실제 사면에 대하여 전단강도 감소기법을 적용한 결과, 앞선 균질토층으로 구성된 가상사면에 대한 흐름법칙과 구성법칙에 관한 동일한 경향을 나타내고 있음을 본 해석결과를 통하여 알 수 있다.

따라서, 본 연구에서 수행된 전단강도 감소기법을 적용한 유한요소 해석에 의한 사면안정해석기법은 균질토층으로 구성된 가상사면과 다층토 사면의 경우 모두 한계평형법에서는 고려할 수 없는 사면의 변위거동, 대상지반의 팽창각의 영향, 그리고 구성법칙 등의 효과를 적절히 고려할 수 있으므로 사면의 안전율을 결정하는데

표 3. 대상지반의 역학적 특성

	E(MPa)	ϕ (deg)	γ (kN/ m^3)	C(kPa)
soil1	54	25	18.5	10
soil2	76	38	19	20
soil3	96	40	22	50

표 4. 다층토 사면의 안전율 비교

적용 기법	F E M		L E M
	Mohr-Coulomb	Drucker Prager	
$\psi=0$	1.017	0.901	1.079
$\psi=\phi$	1.081	0.966	

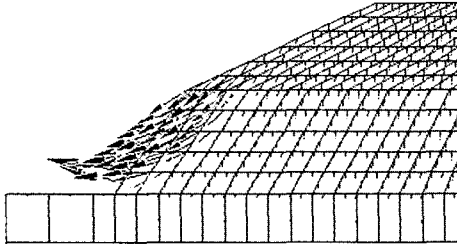


그림 14. 변위 vector
(M-C, 관련흐름)

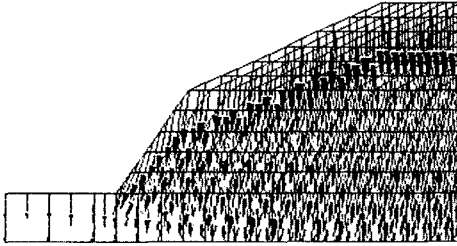


그림 15. 변위 vector
(M-C, 비평창흐름)

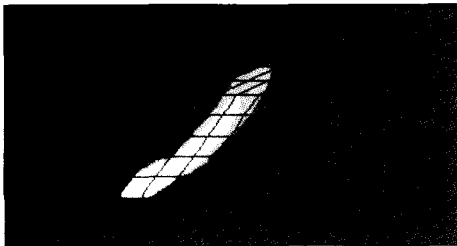


그림 16. 관련흐름법칙 (M-C)

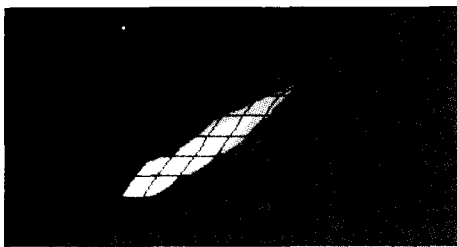


그림 17. 비평창흐름 (M-C)

있어서 유용한 방법으로 사용할 수 있음을 확인하였다.

5. 결론

균질사면과 다층토사면에 대한 본 연구결과로부터 유한요소해석기법에 의한 사면안정해석의 적합성을 검토하였고 한계평형법에서 고려할 수 없는 조건들을 고려함으로 인하여 유한요소법에 의한 사면의 안전을 평가가 기존의 한계평형법으로 해결할 수 없는 부분을 보완하는 많은 장점을 지니고 있음을 확인하였다. 또한 유한

요소해석을 통한 사면안정해석 결과로부터 유한요소법에 의한 사면의 안전을 평가는 해석기법의 정확성과 모델링 방법, 구성법칙, 그리고 흐름법칙 등에 의해 상당한 영향을 받게 되며, M-C 구성법칙에 따른 관련흐름법칙을 적용할 경우 전단강도감소기법에 근거한 유한요소해석을 통해 기존의 한계평형법에 의한 안전을 평가와 동일한 결과를 얻을 수 있었다. 그리고 비평창흐름에 따른 M-C 모델과 D-P 모델 모두에 있어서 유한요소법에 의한 안전율이 한계평형법과 관련흐름에 기초한 결과보다 10~20% 정도 안전율을 낮게 평가하므로 사면의 안전율을 평가하는데 있어서 비관련 흐름법칙에 따른 안전율을 평가를 실시하여 관련흐름법칙과 한계평형법에서 평가된 안전율과의 비교를 통하여 보다 신중한 사면 안전율의 평가가 이루어져야 할 것으로 사료된다.

참고 문헌

1. 박연준, 채영수, 유광호, 백영식(1999), "절편법과 유한차분법에 의한 사면안정해석 비교연구", 한국지반공학회 논문집, 제15권, 제6호, pp.263-272.
2. 서영교(2001), "사면안정해석의 수치모델링", 대한토목학회 논문집, 제21권, 제6-C호, pp.625-632.
3. 이종규, 장서만(1996), "사면안정해석방법에 관한 비교연구", 대한토목학회 논문집, 제16권, 제III-4호, pp.359-368.
4. Bolton, M.D.(1986), "The strength and dilatancy of sands", *Geotechnique*, London, U.K., 36(1), pp.65-78.
5. Chen, W.F.(1975), "Limit analysis and soil plasticity", Elsevier.
6. Cousins, B.F.(1978), "Stability charts for simple earth slopes", *J Geotech Eng*, ASCE, 104(2), pp.267-279.
7. 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
8. Dawson, Ethan., Motamed, Farid., Nesarajah, Saddanathapillai. and Roth, Wolfgang(2000), "Geotechnical Stability Analysis By Shear Strength Reduction", *Geodenver 2000 ASCE special Publication*, pp.99-113.
9. Drescher, A & Detournay, E(1993), "Limit load in translational failure mechanisms for associative and non-associative materials", *Geotechnique* 43, No.3, pp.443-456.
10. 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.
11. Griffith, D.V. & Lane, P.A.(1999), "Slope stability analysis by finite elements", *Geotechnique* 49, No.3, pp.387-403.
12. Lechman J.B. & Griffiths D.V.(2000), "Analysis of the Progression of Failure of Earth Slopes by Finite Elements", *Geodenver 2000 ASCE special Publication*, pp.250-265.
13. 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.
14. Vermeer, P.A.(1990), "The orientation of shear bands in biaxial tests", *Geotechnique* 40, No.2, pp.223-236.

(접수일자 2002. 12. 13, 심사완료일 2003. 3. 20)