

토목섬유 보강사면 설계법에 관한 비교 연구

(A Comparative Study on Design Methods for Geosynthetics-Reinforced Slopes)

유충식¹⁾, Chung-sik Yoo, 김옥민²⁾, Ok-Min Kim, 오민아³⁾, Min-Ah, Oh

요약(Abstract)

지오텍스타일 혹은 고분자 지오그리드를 이용한 급사면 보강공법은 유럽국가에서 1980년대 초에 소개된 이래로 그 적용사례가 급격히 증가하고 있다. 이러한 보강사면의 설계를 위해 많은 연구자들이 보강사면의 설계법을 설계차트의 형태로 제시하였는데, 이러한 설계법은 가정된 파괴유형을 토대로 제시되었기 때문에 설계결과에서 다소 차이를 보이는 것으로 알려져 있다. 본 연구는 기 제시된 보강사면의 설계법에 관한 비교연구로서 견고한 지반에 시공되는 보강사면을 대상으로 사면의 높이 및 경사, 성토재의 내부마찰각에 대한 매개변수 연구를 수행하고 그 결과를 토대로 각 설계법의 정성·정량적인 비교를 통해 실무에의 적용시 유의점을 고찰하였다.

The use of geotextiles and polymeric geogrids to reinforce steep slopes has increased markedly since its first appearance in early 1980s in European countries. Several researchers have proposed design methods in the form of design charts for ease in implementing the developed design methods for reinforced steep slopes. These design methods are based on the assumed failure modes, and therefore each design method yields different results. A parametric study was performed on the design parameters such as slope height and angle, the internal friction angle of fill. The results were then used to make qualitative and quantitative comparisons between the available design methods, and the implications of the findings from this study to current design practice were discussed in detail.

1. 서론

최근 들어 대두되는 환경 보존 또는 공비 절감 차원에서 자연 혹은 인공 사면의 경사를 급하게 시공하여야 할 경우가 종종 발생한다. 이러한 경우에는 사면의 역학적 안정성이 문제시 되므로 사면의 활동 파괴를 피하기 위한 적절한 조치를 취하여야 하며 하나의 방안으로서 그림 1과 같이 사면 보강 측면에서 다층의 지오그리드 혹은 지오텍스타일과 같은 토목섬유를 시공 중에 포설함으로써 사면의 안정성을 확보 할 수 있다. 일반적으로 보강사면은 전면의 경사가 80° 이내인 토사 사면의 구조체에 평면 보강재를 설치하는 역학적 보강토(mechanically stabilized earth, MSE) 구조물의 일종으로 간주된다.

보강사면 공법을 적용함으로써 사면의 정상 혹은 선단에서 여유 부지 및 성토량 경감 등의

-
- 1) 성균관대학교 토목공학과 부교수, Assoc. Professor, Sungkyunkwan University
 - 2) 성균관대학교 토목공학과 석사과정, Graduate Student, Sungkyunkwan University
 - 3) 성균관대학교 토목공학과 석사과정, Graduate Student, Sungkyunkwan University

있점이 있으며, 또한 역학적으로 다소 미흡한 성토재를 사용할 수 있다는 장점이 있다. 보강 사면의 주 적용 분야는 다음과 같다.

- 새로운 도로 제방 건설시
- 기존의 도로 제방 확장시
- 임시 홍수 조절 구조물 건설시
- 임시 우회 도로 건설시
- 옹벽의 대안으로 적용시
- 붕괴된 사면의 복구시
- 교량의 교대 보강시

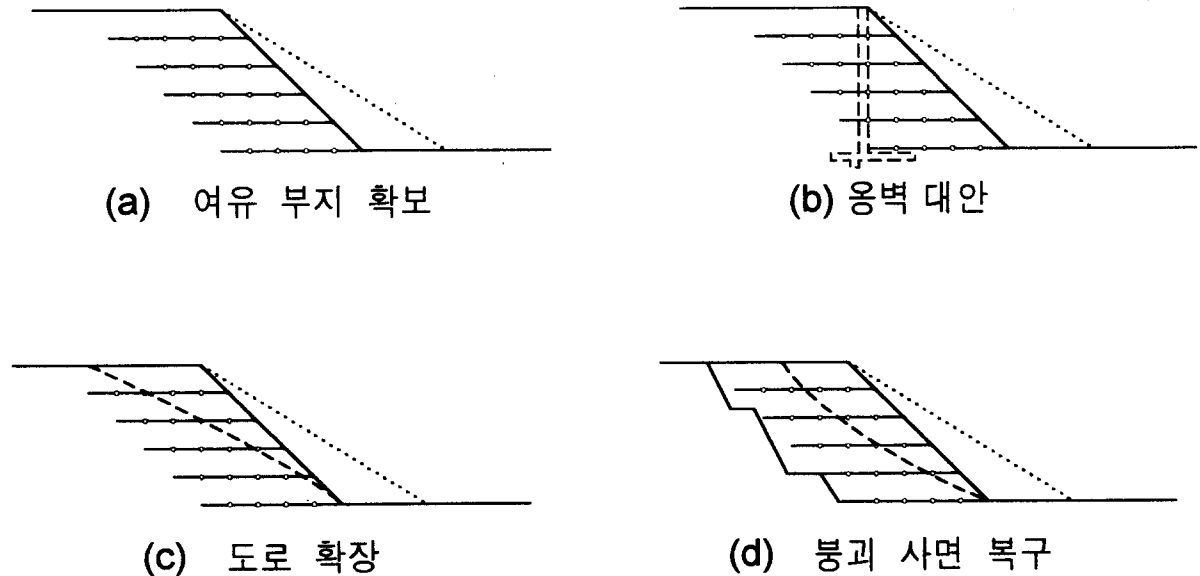


그림 1. 보강사면 적용 예.

토목섬유 보강사면 공법이 개발된 이래로 많은 연구자 및 기관에 의해 설계법이 제시되어 왔으며(Ingold 1982; Murray 1984; Jewell 등 1984; Schneider와 Holtz 1986, Schmertmann 등 1987; Leshchinsky와 Boedeker 1990; FHWA 1996) 대부분의 설계법은 기존의 한계평형해석에 근거한 사면안정해석법에 근간을 두고 있다. 특히, Jewell 등 (1984), Schmertmann 등 (1987), Leshchinsky와 Boedeker (1990)는 연구결과를 토대로 보강사면의 설계를 위한 설계차트를 제시하여 설계의 편의성을 도모한 바 있다.

이러한 설계차트는 각 연구자에 의해 가정된 내·외적 파괴유형에 대한 한계평형해석으로 작성되었으며 따라서 각 설계차트의 유용성은 적용된 내·외적 파괴유형의 타당성에 좌우된다고 할 수 있다. 따라서 본 연구에서는 기 제시된 설계법에 대한 비교연구의 일환으로 견고한 지반에 시공되는 보강사면을 대상으로 사면의 높이(H), 경사(β), 성토재의 내부마찰각(ϕ)에 대한 매개변수 연구를 수행하고 그 결과를 토대로 각 설계법의 정성정량적인 비교를 시도하였으며, 아울러서 FHWA (1996)의 보다 엄밀한 설계법(직접 설계법)에 근거한 설계결과와의 비교를 통해 직접설계법과 설계차트에 의한 간편 설계법의 차이점을 고찰하였다.

2. 보강사면의 설계

2.1 보강사면의 설계개념

보강사면의 설계 개념은 비보강 사면의 설계 개념과 유사하나 안전율 설정시 장·단기 안정성 및 발생 가능한 파괴 형태를 적절히 고려하여야 한다. 보강사면의 일반적인 파괴유형은 그림 2와 같이 파괴면이 보강재를 통과하는 내부파괴, 파괴면이 보강토체 후미나 하부를 통과하는 외부파괴, 그리고 파괴면이 보강토체 내외부를 통과하는 복합파괴로 구분되며, 각 파괴유형에 대해 한계평형법에 근거하여 내·외적 안정성을 검토하고 기 선정된 안전율을 확보할 수 있도록 보강조건을 결정하여야 한다.

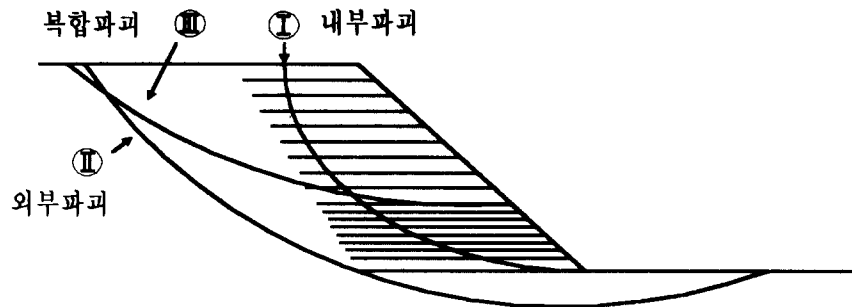


그림 2. 보강사면의 파괴형태.

앞서 언급한 바와 같이 현재 통용되고 있는 보강사면의 설계법은 한계평형이론에 근거한 사면안정해석에 근간을 두고 있는데, 일반적으로 원호 혹은 썸기 형태의 파괴면을 가정한 후 유발 모우멘트와 저항 모우멘트의 관계를 토대로 안전율을 계산한다. 한편, 기초 지반이 불안정하여 심층파괴(deep seated failure)에 대한 필요한 경우에는 보강 제방에 적용되는 해석 방법을 적용하여 검토한다.

2.2 토목섬유의 설계강도 선정

토목섬유의 설계강도는 토목섬유 자체의 장기 공간적 안정성(long-term dimensional stability)과 보강토 구조물의 전체적인 내구성을 고려하여 결정하는데 여기서의 공간적 안정성은 토목섬유의 과도한 크리프 변형 없이 장기하중을 지탱하는 능력으로 특징지어진다. 토목섬유의 설계강도 허용인장강도로 표현하며 토목섬유 자체의 인장강도 뿐만 아니라 포설되는 흙의 상태 및 시공중 파손정도등 다양한 조건을 고려하여 결정한다.

토목섬유의 허용인장강도(T_a)는 부분 안전율 개념에 입각하여 극한 인장 강도(T_{ult})를 감소계수(R_f)로 나눈 값을 취하며, 여기서의 감소계수는 설치시 손상, 화학적 및 생물학적 조건을 고려하고 폴리머의 발생 가능한 크리프 변형을 조절하기 위하여 적용된다. 따라서 허용인장강도, T_a , 는 다음과 같이 표현된다.

$$T_a = \frac{T_{ult}}{RF} \quad (1)$$

여기서: $RF = RF_{CR} \times RF_{ID} \times RF_{CD} \times RF_{BD} \times RF_{JNT}$

T_a = 토목섬유의 허용인장강도(kN/m); T_{ult} = 토목섬유의 극한인장강도

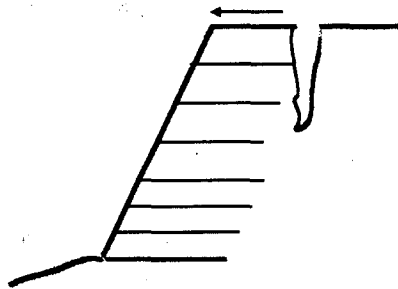
RF_{CR} = 크리프에 대한 감소계수; RF_{ID} = 설치시 손상에 대한 감소계수

RF_{CD} = 화학적 손상에 대한 감소계수; RF_{BD} = 생물적 손상에 대한 감소계수

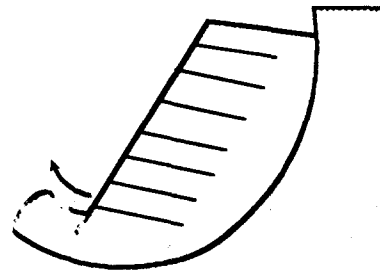
RF_{JNT} = 봉합부 및 접합부에 대한 감소계수

2.3 외적안정성 검토

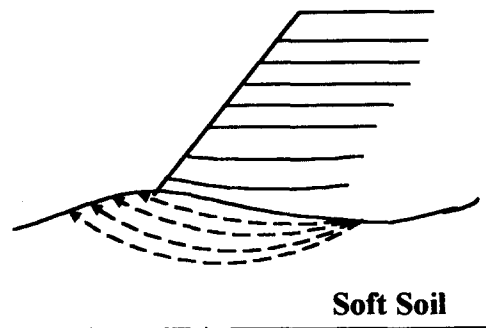
보강토의 외적 안정성은 보강토체의 안정한 블록으로서의 작용 능력 및 모든 외력에 대한 저항 능력에 좌우된다. 외적 안정성 검토에서는 활동[그림 2(a)], 심층 안정[그림 2(b)], 사면 선단에서의 국부 지지력 파괴[그림 2(c)], 침하[그림 2(d)], 그리고 장·단기 내·외부 복합 파괴에 대한 안정성을 검토한다. 일반적으로 사면저부에서의 보강재 길이는 Rankine Sliding Block 파괴유형을 이용한 활동에 대한 외적안정성 검토결과에 따라 결정된다.



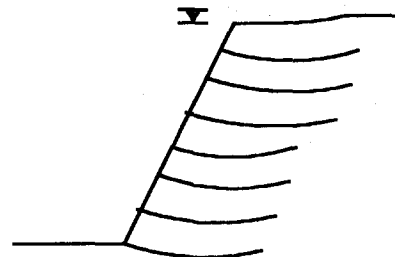
(a) Sliding Instability



(b) Deep seated overall Instability



(c) Local bearing capacity
(Lateral Squeeze) Failure



(d) Excessive Settlement

그림 3. 보강사면의 외적안정성.

2.4 내적 안정성 검토

보강사면의 내적 안정성은 각 보강재의 외력에 대한 저항능력에 좌우된다. 내적 안정성 검토는 그림 4와 같이 보강재의 인장파단 및 인발파괴에 대한 파괴유형에 대해 한계 평형 해석 기법을 통해 수행되며, 이를 통해 보강재의 연직 배치 간격, 정착길이 등 사면의 안정에 요구되는 보강조건을 설정한다.

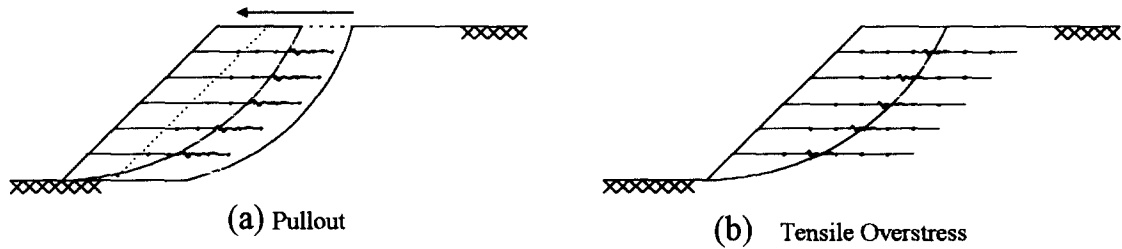


그림 4. 인장파단 및 인발파괴 유형.

1) 인장파단

포설되는 보강재는 사면활동에 의해 유발되는 인장력을 충분히 견딜수 있는 인장강도를 보유하여야 한다. 따라서 보강사면 설계에서는 설계 안전율에 도달하는데 필요한 소요인장력(T_s)을 한계평형법에 근거하여 설정하고 보강재의 포설간격을 결정한 후 각 보강재에 유발되는 인장력을 결정하여 이에 적합한 인장강도를 보유한 보강재를 선택한다.

2) 인발파괴

각 보강재는 충분한 인발 저항력을 보유하도록 예상 파괴면 바깥으로 충분한 정착 길이(L_e)를 보유하도록 하여야 하며 일반적으로 적용되는 최소 정착길이는 1.0m이다.

3. 보강사면의 설계법

3.1 FHWA 직접설계법

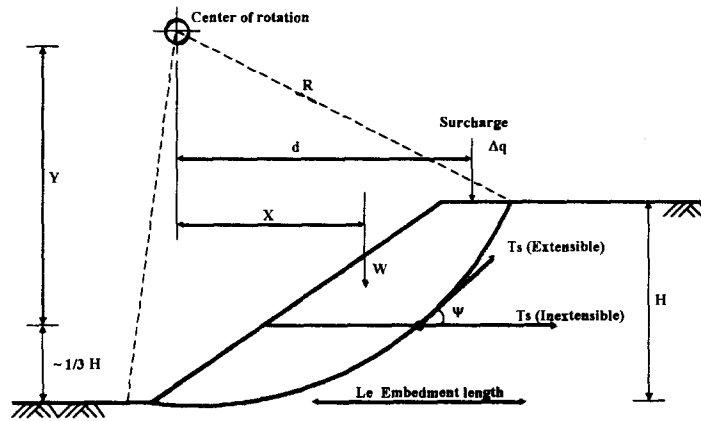
FHWA (1996)에서 제안한 직접설계법은 앞서 언급한 바와 같이 사면안정해석을 토대로 수행되며 내적안정성 검토에서는 원호파괴형태를 그리고 외적안정성 검토에서는 Rankine Sliding Block을 적용하여 보강조건을 결정한다. FHWA 직접설계법의 설계순서는 다음과 같다.

1) 설계소요인장력(T_s) 설정

각 파괴면에 대하여 목표 안전율에 도달하는데 필요한 전 보강력(T_s)을 아래와 같은 방법으로 결정하고 그 중 최대값을 설계소요인장력(T_{max})으로 취한다(그림 5).

$$T_s = (FS_R - FS_U) \frac{M_D}{D} \quad (2)$$

여기서: T_s = 파괴면과 교차하는 모든 보강층에 요구되는 보강재의 단위 폭당 전 인장력
 M_D = 파괴원의 중심에 대한 유발 모우멘트
 D = 파괴원의 중심에 대한 T_s 의 모우멘트 팔 길이
 FS_R = 설계 안전율
 FS_U = 비보강 사면의 안전율



Rotational shear approach to determine required strength of reinforcement

그림 5. 설계소요인장력 결정.

2) 보강재의 포설 간격(S_v) 결정

보강영역에 대하여 연직 배치 간격(S_v)을 가정하고 각 보강층에 대한 설계인장력(T_d)을 계산한다. 보강재의 허용 강도가 주어진 경우에는 다음 식을 토대로 각 영역에 대하여 최소 연직 간격 및 보강층의 수(N)을 계산한다.

$$T_d = T_a R_c = \frac{T_{\max} S_v}{H} = \frac{T_{\max}}{N} \quad (3)$$

여기서: R_c = 보강 범위에 대한 백분율 (평면도에서 연속 시트인 경우 $R_c=1$)
 S_v = 보강재의 연직 간격 (다짐두께의 배수이어야 한다.)

3) 소요 정착길이 결정

각 보강재는 충분한 인발 저항력을 보유하도록 파괴면 외부로 충분한 정착 길이(L_e)를 갖도록 하여야 하며, 정착길이는 다음 식으로 결정된다.

$$L_e = \frac{T_a FS}{F^* \alpha \sigma_v'} \quad (4)$$

여기서 F^* = 인발저항 계수, α = 치수보정계수 (토목섬유의 경우 1.0), $\sigma'v$ = 흙/보강재 경계면에서의 유효연직응력, 그리고 FS =인발파괴에 대한 안전율로 정의된다.

4) 정착길이 검토

정착길이를 결정한 후 총 인발저항력을 결정하고 이를 설계소요인장력과 비교하여 정착길이의 타당성을 검토하며, 포설 길이가 다른 두 개 이상의 보강 영역이 존재하는 경우에는 각 보강 영역의 하부를 통과하는 임계 파괴면에 대해 보강재의 인발저항력을 검토하여야 한다.

3.2 Schmertmann 등의 설계법

Schmertmann 등 (1986)은 그림 6에서와 같은 이중 및 단일 썰기 형태의 파괴유형을 토대로 각 모형에 대한 수평 및 연직 평형 방정식을 작성하고 한계평형이론을 적용하여 설계에 필요한 보강조건을 결정할 수 있는 설계차트를 제시하였다. 한편, 이들은 본 설계차트를 유도하는데 있어 보강재/성토재사이의 접촉면 전단강도는 흙의 전단강도의 약 90%정도라고 가정하여 상호작용계수(μ)로서 $\mu=0.9$ 를 적용하였다.

설계소요인장력(T_s)은 그림 6(a)의 이중썰기(two-part wedge) 파괴유형을 토대로 결정하고 사면의 높이(H)와 성토재의 단위중량(γ)으로 정규된 식 (5)와 같은 소요인장력계수 K 의 형태로 그림 7(a)와 같은 설계차트를 제시하였다.

$$K = \frac{2 T_s}{\gamma H^2} \quad (5)$$

여기서, γ 는 성토재의 단위중량이며 H' 은 상재하중(q)을 고려한 수정된 사면높이로서 $H' = H + q/\gamma$ 로 정의 된다.

한편, 사면저부에서의 보강재 길이(L_b)는 외적안정성에 의해 그리고 사면정부에서의 보강재 길이(L_t)는 내적안정성에 좌우된다는 가정하고 각각 그림 6(b)와 6(c)에 제시되어 있는 파괴 유형에 대한 한계평형해석을 통해 L_b 와 L_t 를 결정하고 이에 대한 설계차트를 그림 7(b)와 같이 제시하였다.

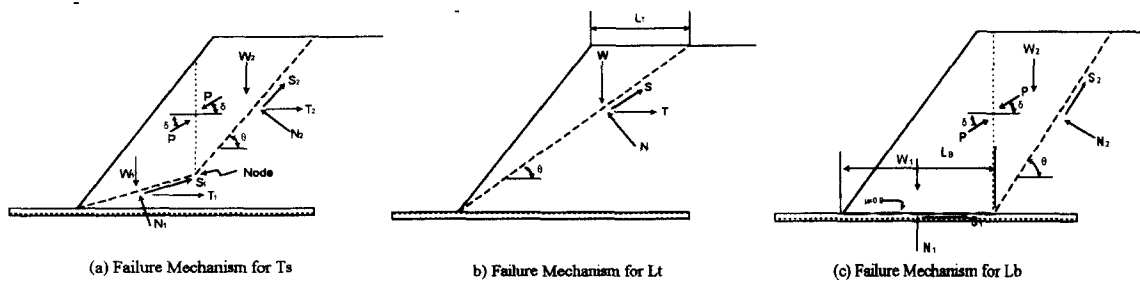


그림 6. Schmertmann 등(1986)의 파괴유형.

그림 7에 제시된 설계차트를 이용하기 위해서는 먼저 설계안전율(FS)을 결정하고 이를 토대로 설계 내부마찰각(factored internal friction angle; ϕ_f)을 결정하여야 하며 ϕ_f 은 다음 식 (6)과 같이 결정된다.

$$\phi'_f = \tan^{-1}(\tan \phi' / FS) \quad (6)$$

여기서 ϕ' 는 성토재의 내부마찰각이다.

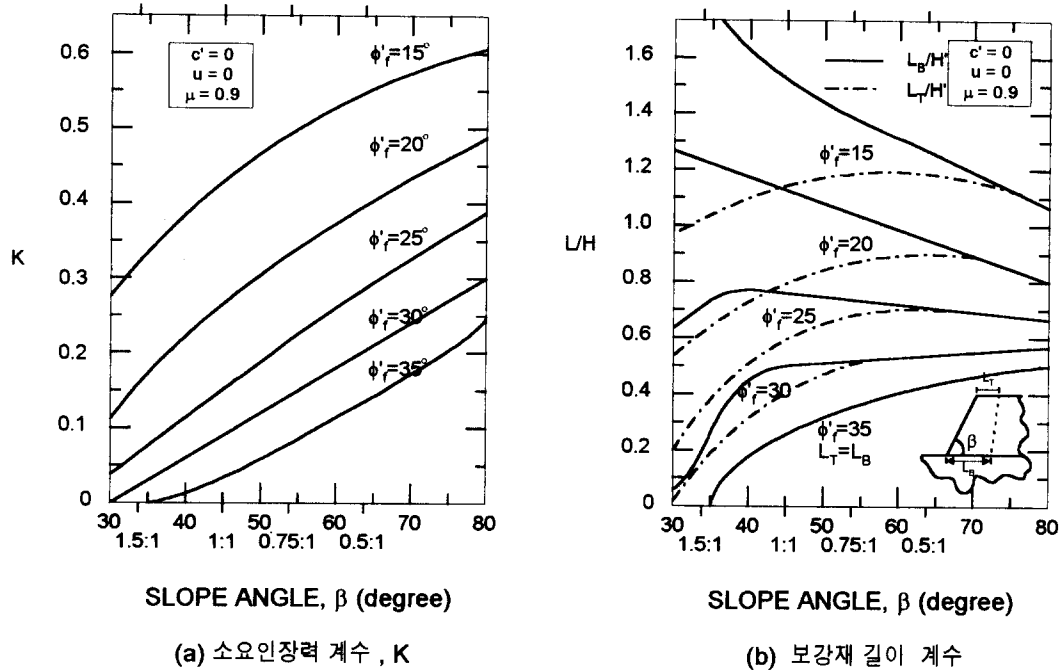


그림 7. Schmertmann 등(1986)의 설계차트.

2) Leshchinsky와 Boedeker의 설계법

Leshchinsky와 Boedeker (1990)는 그림 8에 제시된 파괴유형에 변분한계평형해석 (variational limit equilibrium analysis) 이론을 적용하여 설계소요인장력 및 보강재의 길이에 대한 이론해를 찾은 후 이를 설계차트의 형태로 제시하였다.

이들은 변분한계평형해석을 적용하여 보강사면에 대한 내적안정성을 그림 8(a)에서와 같은 대수나선(log spiral) 파괴 유형에 대해 검토하여 식 (7)로 정의되는 설계소요인장력(T_m)을 계산할 수 있는 설계차트를 제시하였다(그림 9(a)).

$$T_m = n \frac{1}{\gamma H^2} \frac{t_l}{FS} \quad (7)$$

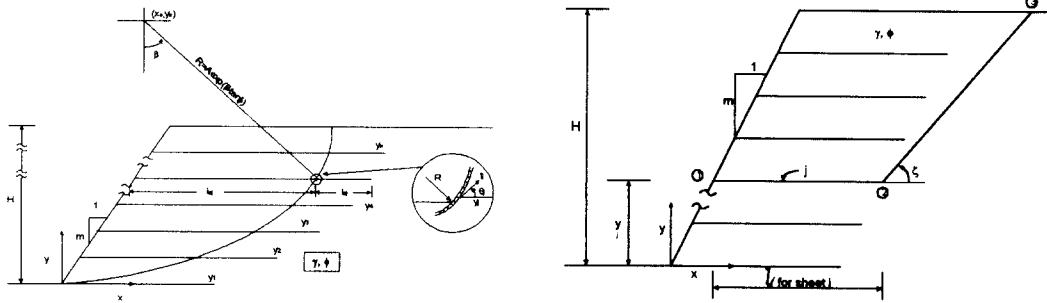
여기서 n 은 포설되는 보강재의 수이며 t_l 은 사면저부에서의 인발저항력이다.

한편, 포설되는 보강재의 길이는 각 보강재에 대하여 그림 8(a)의 대수나선 파괴유형을 토대로 식 (8)을 이용한 인발파괴에 대한 내적안정성 검토 결과와 그림 8(b)에 제시된 쌍일차 파

괴유형(bilinear failure mechanism)에 대한 외적안정성 검토 결과에서 얻어진 길이중 작은 값을 채택하도록 하였으며, 이를 위해 그림 9(b)와 다양한 사면의 경사에 관한 설계차트를 제시하였다.

$$t_j = 2k(\tan \phi)(\sigma' \cdot l_e)_j \quad (8)$$

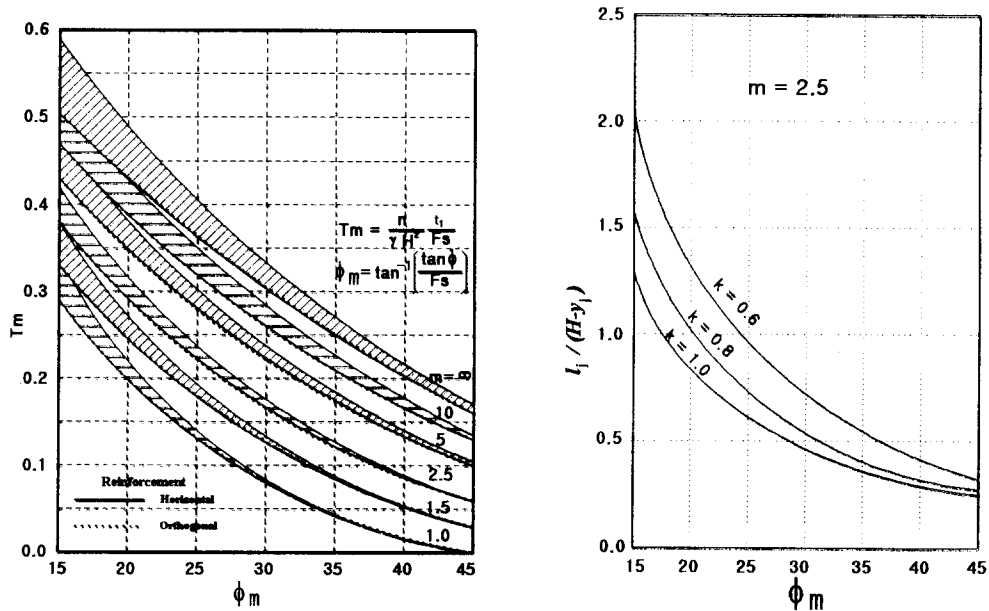
여기서 t_j = j 번째 보강재의 단위길이당 인발저항력, k = 흙/보강재 상호작용계수, σ' = 보강재에 작용하는 연직응력, 그리고 l_{ej} = j 번째 보강재의 파괴면 외부로의 정착길이를 정의된다.



(a) 내적안정성 검토

(b) 외적안정성 검토

그림 8. 내·외적 안정성 검토시 적용한 파괴유형



(a) 소요인장력

(b) 소요보강재 길이

그림 9. Leshchinsky와 Boedeker (1990)의 설계차트

4. 설계법 비교 고찰

4.1 개요

본 연구에서는 전술한 Schmertmann 등 및 Leshchinsky와 Boedeker의 간편 설계법과 FHWA의 직접설계법의 설계 결과에 대한 정성·정량적 비교를 위해 도로제방 사면의 높이(H) 및 경사(β), 그리고 성토재의 내부마찰각(ϕ) 등의 설계변수에 대한 매개변수 연구를 수행하였으며, 표 1은 본 연구에서 고려한 설계조건을 나열하고 있다.

표 1. 본 연구에서 고려한 설계조건.

높이, H(m)	사면경사 (V:H)	성토재 내부마찰각 ϕ (degree)	내·외적 안전율 (FS_{int} , FS_{ext})
4, 6, 8 10, 15	1:1, 1:0.67 1:0.4, 1:0.2	25, 30, 35, 40	1.5

설계결과와의 비교·분석에 있어서는 설계소요인장력(T_s) 및 사면의 상부 및 저부 보강재 길이(LT, LB)를 주 분석대상으로 설정하였으며, 앞서 언급한 각 설계변수가 T_s , LT 및 LB에 미치는 영향을 분석하였다. 한편, 설계차트에 의한 간편설계법과 FHWA의 직접설계법에 의한 설계결과를 직접적으로 비교하여 각 설계법의 실무에 적용시 유의점을 고찰하였다.

4.2 결과 비교 분석

1) 설계소요인장력(T_s)

그림 10은 사면의 높이(H)에 따른 설계소요인장력(T_s) 변화경향을 Leshchinsky 및 Schmertmann의 설계결과를 FHWA 설계결과와 비교하고 있다. 보이는 바와 같이 전반적으로 사면의 높이 및 경사가 증가함에 따라 T_s 가 현저히 증가하는 경향을 잘 관찰할 수 있으며, Leshchinsky 및 Schmertmann 설계법에 의한 T_s 는 거의 유사한 결과를 보이는 것으로 나타났다. 한편, FHWA 설계법에 의한 결과는 Leshchinsky 및 Schmertmann 설계결과에 비하여 전반적으로 큰 것으로 나타났으며, 그 차이는 사면의 높이와 경사가 증가할수록 증가하는 경향을 보이고 있다.

사면의 경사각(β)에 따른 소요인장력계수(K) 변화경향을 보여주고 있는 그림 11에서는 $\phi=25^\circ$ 및 $\phi=35^\circ$ 에 대하여 각 설계법을 비교하고 있다. 보이는 바와 같이 K는 β 에 따라 선형적으로 증가하는 경향을 나타내고 있으며 FHWA 설계법이 전반적으로 큰 수치를 보이고 있다. 이러한 경향은 성토재의 내부마찰각 ϕ 에 따른 변화 경향을 보여주고 있는 그림 12에서도 또한 관찰할 수 있으며, 사면의 경사각이 클수록 FHWA 설계법과 간편설계법의 차이가 크게 나타나고 있다. 이와 같은 경향은 FHWA 설계법에서 채택한 파괴메카니즘이 Leshchinsky 및 Schmertmann 설계법과 상이하기 때문이며, 인발파괴 검토에 있어서 보다 엄밀한 방법을

채택하기 때문에 판단된다.

알아본 바와 같이 간편설계법은 다소의 차이는 있으나 거의 유사한 것으로 나타났으며, 보다 엄밀한 설계법인 FHWA 설계법은 간편설계법에 비해 다소 크게 나타났다. 한편, 이러한 차이는 사면의 경사 및 성토재의 내부마찰각이 증가할수록 증가하는 것으로 나타났으며, 따라서 급사면 설계시 설계차트를 이용한 간편설계법을 토대로 급사면 설계시에는 이에 세밀한 검토가 있어야 할 것으로 판단된다.

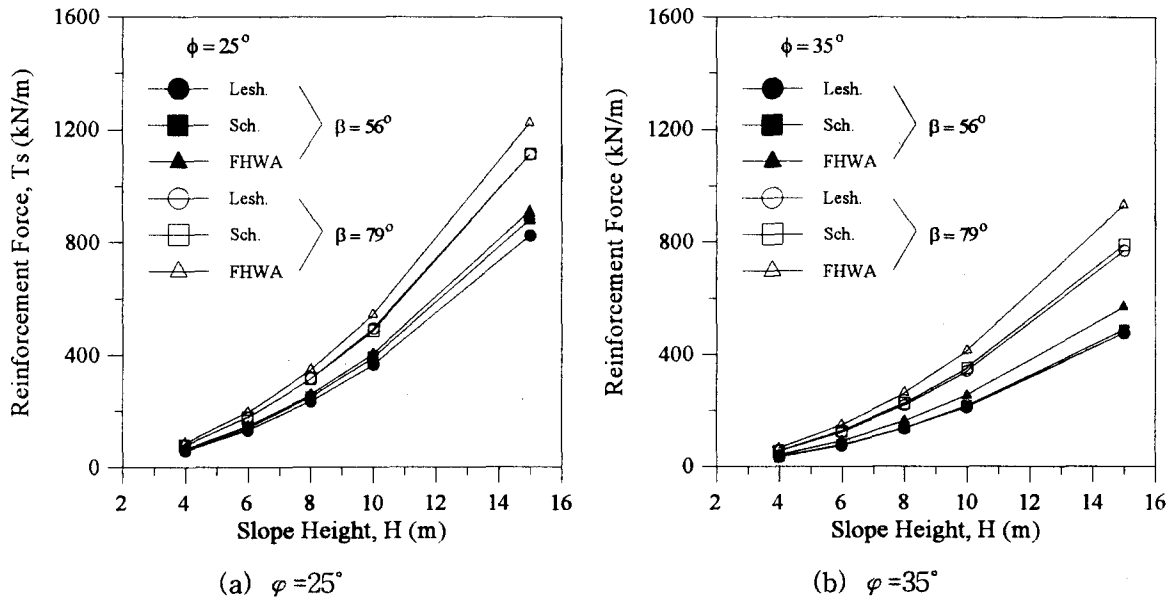


그림 10. 사면의 높이에 따른 소요인장력 T_s 변화 경향.

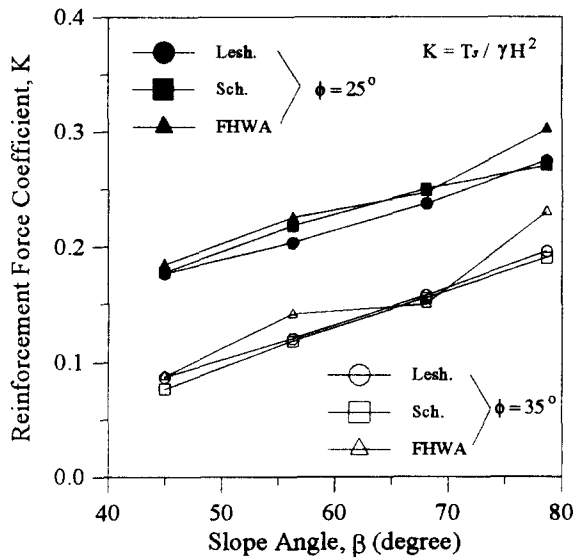


그림 11. 사면의 경사에 따른 K 변화경향.

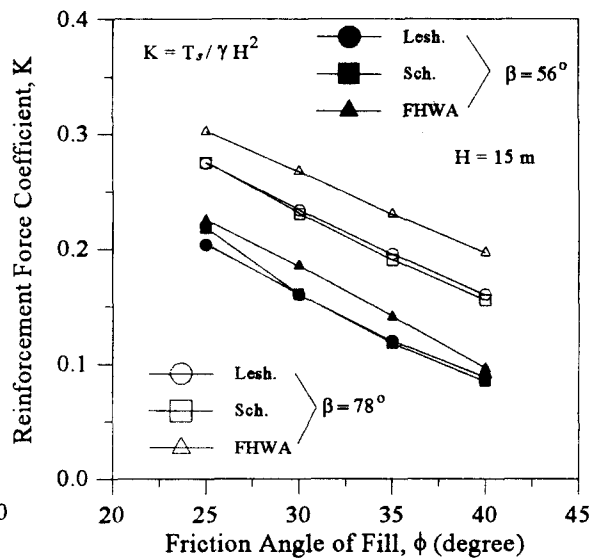


그림 12. 성토재의 내부마찰각에 따른 K 변화경향.

2) 보강재 길이(L_t 및 L_b)

그림 13은 Leshchinsky 및 Schmertmann 설계법에 있어서 사면의 높이(H)에 따른 상부보강재의 길이(Lt)의 변화경향을 보여주고 있다. 보이는 바와 같이 전반적으로 사면의 높이가 증가할수록 Lt가 증가하는 경향은 유사하나 Schmertmann 설계법에 의한 Lt가 Leshchinsky 설계법에 의한 Lt보다 큰 것으로 나타났으며, 그 차이는 H와 ϕ 가 증가할수록 증가하는 것으로 나타났다.

한편, 그림 14는 Leshchinsky 및 Schmertmann 설계법에 의한 결과를 토대로 ϕ 에 따른 Lt/H 및 Lb/H 변화 경향을 $\beta=68^\circ$ (1:0.4)의 사면에 대해 나타내고 있다. 전반적인 경향을 살펴보면 Leshchinsky 설계법에 의한 결과는 사용하는 성토재의 내부마찰각(ϕ)에 관계없이 사면저부에서 보강재의 길이(Lb/H)가 상부에서의 길이(Lt/H)보다 항상 큰 것으로 나타났으나 Schmertmann의 설계결과는 거의 동일한(LT=LB) 경향을 나타내고 있다. 한편, 임의의 ϕ 에 있어서 Lt/H 및 Lb/H에 관계없이 Leshchinsky 설계결과가 Schmertmann의 설계결과 보다 항상 크게 나타나고 있음을 알 수 있다. 이러한 경향은 두 설계법에서 내외적 안정성 검토시 채택한 파괴유형에서의 차이에서 비롯된 것으로 판단된다.

그림 15는 사면의 경사각(β)에 따른 Lt/H 및 Lb/H 변화경향을 보여주고 있다. Lt/H에 대한 경향을 살펴보면 Leshchinsky의 설계법의 경우 사면의 경사가 증가함에 따라 Lt/H 또한 증가하는 경향을 보이고 있으나 Schmertmann의 설계법의 경우 $\beta > 60^\circ$ 에서는 Lt/H가 거의 일정하거나 다소 감소하는 경향을 나타내고 있다. 한편, Lb/H의 경우 Leshchinsky의 설계법은 사면의 경사가 증가함에 따라 현저히 감소하는 경향을 보이고 있으나 Schmertmann의 설계법은 $\phi=40^\circ$ 이 경우에 있어서 경사각에 따라 거의 일정한 수치를 보여주고 있다. 또한 전반적으로 사면의 경사각이 낮은 경우에는 사면의 정부에서는 Schmertmann 설계법이 Leshchinsky 설계법 보다 소요보강재 길이가 긴 것으로 나타났으며, 사면 저부에서는 반대의 경향으로 나타났다. 한편, 이러한 차이는 사면의 경사가 증가할수록 감소하는 것으로 나타났다.

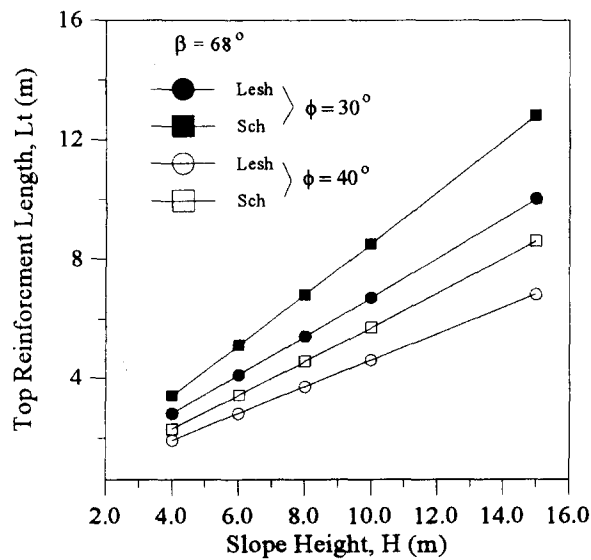


그림 13. 사면의 높이에 따른 Lt 변화경향.

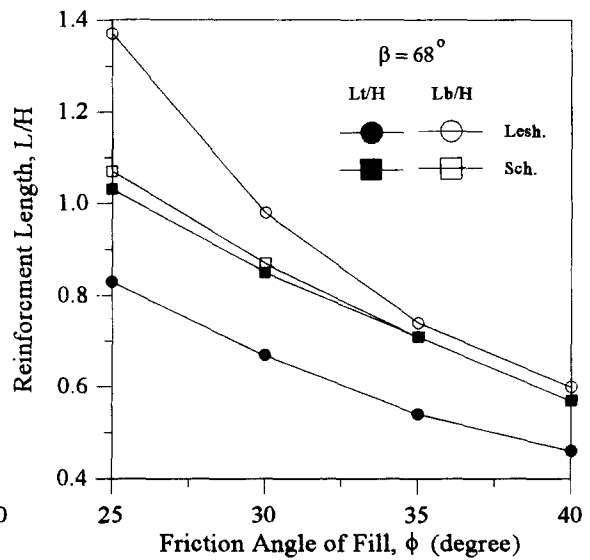
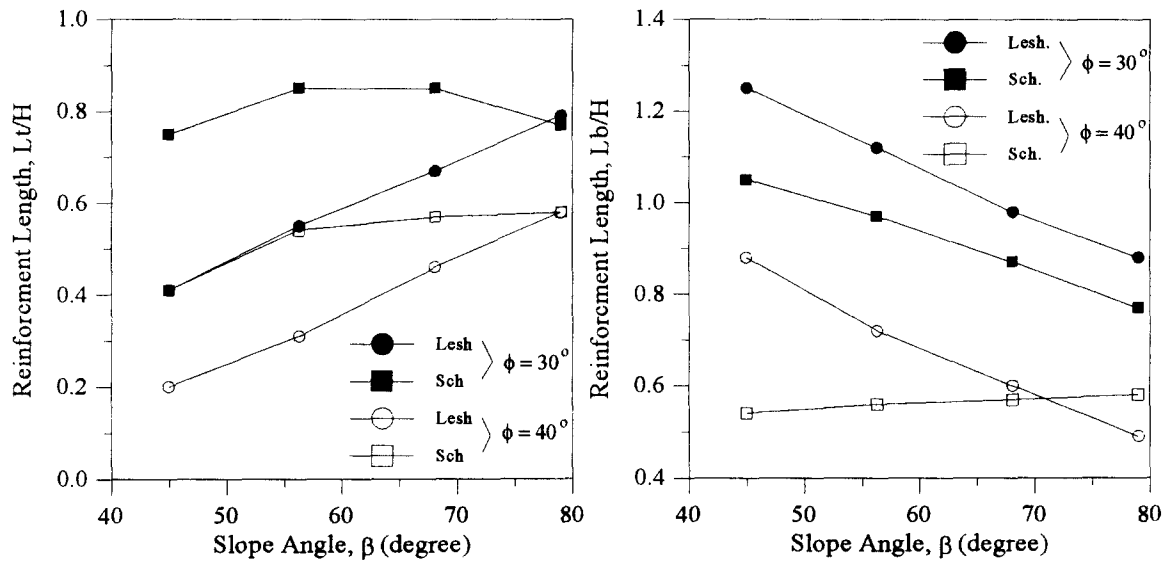


그림 14. 성토재의 내부마찰각에 따른 Lt/H 및 Lb/H 변화 경향.



(a) L_t/H (b) L_b/H
 그림 15. 사면의 경사각에 따른 L_t/H 및 L_b/H 변화경향.

5. 결론

본 연구에서는 기 제시된 보강사면 설계법의 비교연구를 위해 사면의 높이 및 경사, 성토재의 내부마찰각에 대한 매개변수 연구수행하였으며, 그 결과는 다음과 같이 요약된다.

1. Leshchinsky 및 Schmertmann의 간편설계법은 거의 유사한 소요인장력을 도출시키는 경향을 보이며, 주어진 조건에 있어서 FHWA의 직접설계법에 의한 소요인장력이 간편설계법에 의한 수치보다 크게 나타났다. 이러한 차이는 사면의 높이와 경사각 증가할수록 증가하는 경향을 보인다.

2. 전반적으로 사면의 높이가 증가할수록 사면정부에서의 소요보강재 길이(L_t)는 증가하는 경향은 유사하나 Schmertmann 설계법에 의한 L_t 가 Leshchinsky 설계법에 의한 L_t 보다 큰 것으로 나타났으며, 그 차이는 H 와 ϕ 가 증가할수록 증가하는 것으로 나타났다.

3. Leshchinsky 설계법에 의한 결과는 사용하는 성토재의 내부마찰각(ϕ)에 관계없이 사면 저부에서 보강재의 길이(L_b/H)가 상부에서의 길이(L_t/H)보다 항상 큰 것으로 나타났으나 Schmertmann의 설계결과는 거의 동일한($L_t=L_b$) 경향을 나타내고 있다. 한편, 임의의 ϕ 에 있어서 L_t/H 및 L_b/H 에 관계없이 Leshchinsky 설계결과가 Schmertmann의 설계결과 보다 항상 크게 나타나고 있음을 알 수 있다.

4. 전반적으로 사면의 경사각이 낮은 경우에는 사면의 정부에서는 Schmertmann 설계법이 Leshchinsky 설계법 보다 소요보강재 길이가 긴 것으로 나타났으며, 사면 저부에서는 반대의 경향으로 나타났다. 한편, 이러한 차이는 사면의 경사가 증가할수록 감소하는 것으로 나타났다.

참고문헌

1. 유충식, 김옥민 (1998). "보강사면의 설계에 관한 연구.", 1998년도 학술발표회 논문집, 고려대학교,II, 351-354.
2. Ingold, T. S. (1982). "An analytical study of geotextile reinforced embankments." Proc., 2nd Int. conf. on Geotestiles, Las Vegas, Nev., Industrial Fabrics Association Int., 3, 683-688.
3. Jewell, R. A., Paine, N., and Woods, R. I. (1984). "Design methods for steep reinforced embankments.", Proc. of Conf. on Polymer Grid Reinforcement, London, Englandm, Thomas Telford, 70-81.
4. Leshchinsky, D. and R. H. Boedeker (1990). "Geosynthetic reinforced soil structure.", Journal of Geotechnical Engineering, 115(10), 1459-1477.
5. Murray, R. T. (1982). "An analytical study of geotextile reinforced embankments and cuttings." Proc., 2nd Int. conf. on Geotestiles, Las Vegas, Nev., Industrial Fabrics Association Int., 3, 707-713.
6. Schmertmann, G. R., Chouer-Curtis, V. E., and Johnson, R. D. (1987). "Design charts for geogrid-reinforced soil slopes.", Pro., Geosynthetics '87 Conference, New Orleans, La., Industrial Fabrics Association Int., 1, 108-120.
7. Schneider, H. R. and Holtz, R. D. (1986). "Design of slopes reinforced with geotextiles and geogrids." Geotextiles and Geomembranes, Elsevier Applied Science Publishers Ltd., England, 3(1), 29-51.