

## 앵커 또는 페타이어 벽체를 이용한 사면보강공법의 안정해석 및 설계 (Stability Analysis and Design of Slope Reinforcing Method Using Anchored or Waste Tyre Wall)

김흥택\*, HONG-TAEK KIM  
강인규\*\*, IN-GYU KANG  
이재우\*\*, JEA-WOO LEE

\*홍익대학교 토목공학과 부교수, Associate Professor, Department of Civil Engineering, Hong Ik University  
\*\*홍익대학교 대학원, Graduate Student, Department of Civil Engineering, Hong Ik University

**SYNOPSIS :** In this paper, relatively new slope reinforcing system using an anchored wall is presented. For practical design purposes a method of external and internal stability analyses of an anchored wall installed at the toe of the original unstable or quasi-stable slope is developed. And also Murray's full-scale test results are compared with the passive resistance of an anchor predicted by the present study. Finally a design example of reinforced slope using an anchored wall is analyzed, and the safety as well as benefits is compared with a method of changing the geometry of the original unstable slope.

### 1. 서론

강재보강띠(steel reinforcing strip)를 삽입하여 뒤채움 흙과의 벽합체를 형성하는 일반 보강토벽체(reinforced earth wall) 공법은 설계시 몇가지 유의해야 할 점 - 즉 충분한 마찰저항력(frictional resistance) 발휘가 보장되는 보강띠의 단면선택 및 뒤채움 재료의 선택, 장기적인 부식(corrosion) 문제 및 지하수 침투에 따른 영향 등 - 이 있음에도 불구하고, 공사의 신속성, 구조체의 유연성 및 비교적 가벼운 자체중량(변위, 침하 및 지진하중에 대한 저항효과 증대) 등의 장점 때문에 이 공법에 관한 연구 및 활용도는 계속 확대되고 있는 추세이다. 그러나, 앞에서 기술된 일반 보강토벽체 공법과 장점은 거의 동일하며 오히려 단점 보완 및 공사비 절감 측면에서 부수적인 효과가 예상되는 앵커벽체(anchored wall) 공법에 대해서는 상대적으로 연구가 활발하게 진행되지 않아, 해석법, 설계 및 시공에서 아직까지는 초보적인 단계라고 Mitchell등<sup>3</sup>은 밝히고 있다.

앵커벽체 공법의 특징은, 강재보강띠와 뒤채움 흙 사이의 주변마찰에 의해 주된 저항력이 발휘되는 일반 보강토벽체의 경우와는 달리, 주로 그강도 인장부재인 강봉(steel rod)의 끝 부분에 설치되는 삼각형 또는 Z형태 앵커에서 발휘되는 수동저항력(passive resistance)에 의해 벽체 전면(facing)을 밀어 부치는 토압에 저항하게 되는 점이다. 앵커벽체 공법의 이와같은 특징 즉 주변흙과의 마찰저항에 의존하지 않는다는 유리한 점 때문에, 강봉의 두께 및 단면형상 등의 선택에 크게 제한을 받지 않으며, 따라서 단면 크기가 비교적 작은 원형(circular) 강봉을 택할 경우, 결과적으로 장기적인 부식에 대비한 추가적인 보강재 단면적 및 coating 양이 감소(경우에 따라서는 80% 정도까지)되는 등 경비절감을 꾀할 수 있으며, 아울러 coating 재료선택에 있어서도 그다지 제한을 받지않게 된다. 실제적으로 일반 보강토벽체의 경우, bitumen coating은 주변흙과의 마찰저항 확보 문제 때문에 사용이 적절치 않은 것으로 알려져 있으며, 부식에 대비하여 추후 단면적 보다 오히려 큰 경우가 종종 있다고 Dalton<sup>5</sup>은 밝히고 있다. 이외에도, 앵커벽체의 경우 전면판과의 정착과정에서 다소의 프라스트레스가 가해지게 되어 전면 변위도 일부 억제되는 부수적인 효과도 예상 되어지며, 굴착 및 절취 지반 보강에도 적용 가능하다.

위에서 기술된 앵커벽체 공법의 여러가지 장점 및 페타이어(waste tyres)를 앵커로 활용 가능하다는 점, 또한 페타이어 벽체의 경우 명확한 해석방법이 제시되어 있지 않은 점 등에 착안하여 본 연구에서는, 안정이 문제시 되는 사면의 선단(toe) 부근에 인접하여 구조물 및 도로 등이 존재하고, 또한 전체적으로 불안정한 또는 준안정상태로 판명되어 대대적인 보수공사가 필요시 되는 기존사면의 효율적 보강을 위해 앵커벽체 공법의 적용을 시도하였다(그림 1). 이를 위해 본 연구에서는, 앵커벽체의 외적 안정해석법 제시가 우선 이루어 졌으며, 또한 앵커 및 페타이어에서 발휘되는 수동저항력 계산식은 Meyerhof 지지력이론 및 원하중을 받는 말뚝단면의 응력분포이론을 일부 수정하여 제시되었다. 이외,

에도 지하수 및 집중호우 등에 의한 침투수압합력 계산식은 Gray 침투이론 및 4-point Gauss quadrature 수치적분기법 등을 토대로 유도되었다. 앵커의 경우 제시된 수동저항력 계산식의 적합성 검토를 위해서 Murray 실험결과와의 비교가 이루어 졌으며, 아울러 강재보강띠를 적용하는 일반 보강토벽체의 경우와 설계상의 장점 등에 관해 비교분석이 이루어 졌다. 최종적으로는 앵커 및 페타이어 벽체가 설치된 보강사면 설계에 관한 안정검토가 본 연구의 안정해석법을 토대로 수행되었다. 본 고에서는 앵커 경우에 관련된 내용만을 요약 정리하였음을 밝히며, 페타이어의 경우를 포함하여, 지진하중 및 침투수압의 영향 분석 등 은 참고문헌 5에 상세히 기술되어 있다.

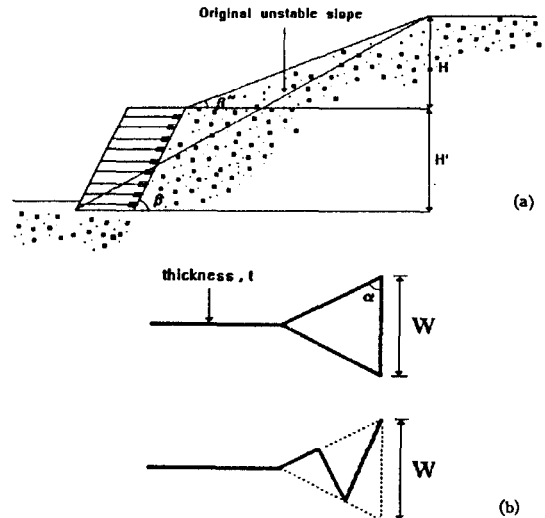


그림 1. 앵커벽체공법 개요

### 2. 안정해석법

#### 2.1 외적 안정해석(external stability analysis)

불안정한 사면의 보강을 목적으로, 선단 부근에 설치되어지는 앵커벽체의 활동(sliding)에 대한 안전을 FS<sub>s</sub>는 다음과 같이 정의 되어진다(그림 2).

$$FS_s = F_r / F_d \dots\dots\dots(1)$$

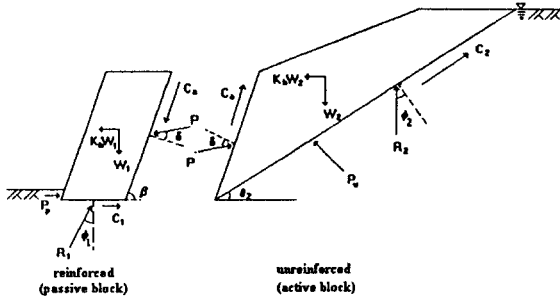


그림 2. 자유물체도 및 관련 힘들

식 (1)에서 F<sub>d</sub>는 활동력(driving force)을, F<sub>r</sub>은 이에 대응하는 저항력(resisting force)을 각각 나타낸다. 앵커벽체 하단부 전면에서 일부 예상되는 수동토압합력 P<sub>s</sub>는 무시하고, F<sub>d</sub> 및 F<sub>r</sub>의 계산식을 각각 정리하면 다음과 같다.

$$F_d = k_h W_1 + C_a \cos \beta + P \sin(\delta + \beta) \dots\dots\dots(2)$$

$$F_r = C_1 + \tan \phi_1 (W_1 + C_a \sin \beta - P \cos(\delta + \beta)) \dots\dots\dots(3)$$

식 (2) 및 (3)에 모두 포함된 발생토압합력 P는 보강되지 않은(unreinforced) 토체(그림 2)에 작용하는 힘들의 수평 및 연직방향 평형조건( $\sum H = 0$  및  $\sum V = 0$ )을 토대로 결정되어지며, 유도된 P의 계산식을 정리하면 다음과 같다.

$$P = [W_2 (\sin(\theta_2 - \phi_2) + k_h \cos(\theta_2 - \phi_2)) + P_w \sin \phi_2 - C_2 \cos \phi_2 - C_a \cos(\beta + \phi_2 - \theta_2)] / \sin(\delta + \phi_2 + \beta - \theta_2) \dots\dots\dots(4)$$

식 (4)에 포함된 각도  $\theta_2$ 의 크기를 변화시켜, 즉 반복계산 및 크기 비교를 통해 발생토압합력 P의 최대값 P<sub>max</sub>가 결정되어지며, 이와같이 결정된 P<sub>max</sub> 및 식 (1), (2), (3)을 이용해 앵커벽체의 활동에 대한 안전을 FS<sub>s</sub>를 최종적으로 계산한다.

활동에 대한 안전을 FS<sub>s</sub>의 계산과정에서, 일반 콘크리트 응벽과는 달리 앵커벽체의 경우에는 주된 접촉면이 흙과 흙이므로, 본 해석법 식 (2), (3) 및 (4)에 포함된 벽마찰각  $\delta$ 의 크기는 원지반(보강되지 않은 토체부분) 흙의 내부마찰각  $\phi_2$ 와 동일하게(즉  $\delta = \phi_2$ , 그림 2 참조), 아울러 접촉면을 따라 작용하는 부착력(adhesion) C<sub>a</sub>의 크기도 원지반 흙의 점착력 C<sub>2</sub>와 동일한 값으로 가정 되어진다. 이외에도 식 (4)에 포함된, 지하수 및 집중호우 등에 의해 예상되는 침투수압합력 P<sub>w</sub>의 크기는 참고문헌 4에 제시된 방법(Gray 이론, 좌표변환 및 4-point Gauss quadrature 수치적분기법)을 일부 변형하여 예측 가능하다.

2.2 내적안정해석(internal stability analysis)

인장력 T<sub>i</sub>의 계산

그림 3에 표시된 abcd(앵커벽체 자체의 파괴용최기 중 일부분)에 작용하는 모든 힘들의 x 및 z 방향 평형조건을 토대로, 동일한(equal) 수직간격 S<sub>v</sub>로 설치되어지는 앵커 i의 위치에서 단위폭당 요구되는 인장력 T<sub>i</sub>의 계산식을 유도하면 다음과 같다.

$$T_i = (\text{힘 ①} - \text{힘 ②} + \text{힘 ③} - C_i \sin \theta_i) \tan(\theta_1 - \phi_1) + \text{힘 ④} - C_i \cos \theta_i \dots\dots\dots(5)$$

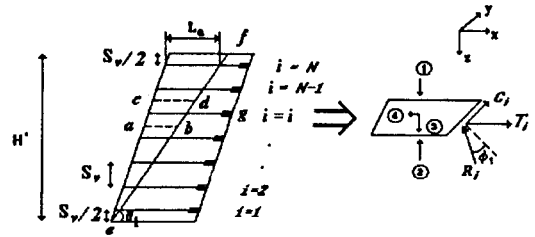


그림 3. 인장력 T<sub>i</sub>의 결정

식 (5)에 포함된 여러 힘들의 구체적인 계산식은 표 1에 명기되어 있으며, 표 1의 계산식 중 힘 ① 및 ②의 경우는 앵커 i의 위치에 따라 다소 달라지게 된다.

표 1. 식 (5)에 명기된 힘들의 계산식

구분	계산식
힘 ①	$\frac{1}{2} \gamma_1 S_b (N-i) (S_b (\cot \theta_1 - \cot \beta) + A)$
힘 ②	$\frac{1}{2} \gamma_1 S_b (N-i+1) (S_b (i-1) (\cot \theta_1 - \cot \beta) + B)$
힘 ③	$\gamma_1 S_b^2 (i-0.5) (\cot \theta_1 - \cot \beta)$
힘 ④	$k_h \times \text{힘 ③}$
A	$H' (\cot \theta_1 - \cot \beta) - S_b (N-i) \cot \theta_1$
B	$H' (\cot \theta_1 - \cot \beta) - S_b (N-i+1) \cot \theta_1$

강재보강띠를 적용하는 일반 보강토벽체에 대한 Schlosser 등의 실험적 연구결과에 의하면, 파괴면은 대체적으로 벽체 최하단 부근을 통과하는 포물선 형태에 가깝다고 밝혀진 바 있으며, 이외에도 대수나선형, 불럭형 및 2개의 직선형태 등 여러 연구자의 다양한 주장이 있다. 그러나 앵커벽체의 경우, 체계적인 실험결과가 극히 제한적이며 더더욱 지진하중의 경우는 거의 자료가 없어, 본 연구에서는 근사적으로 직선형태(그림 3 참조)로 가정하여 안정해석법의 제시가 이루어 졌다.

수동저항력의 결정

파괴면의 형상을 대수나선(log spiral)으로 가정한 Meyerhof 기초지지력 이론을 일부 수정하여(즉 파괴용최기의 자중에 의한 영향을 무시하고, 또한 흙-앵커 사이의 마찰각  $\delta$  및 부착응력 c<sub>a</sub>를 고려하여), 삼각형 형태의 앵커에서 발휘되는 수동저항력 P<sub>anchor</sub> 계산식을 정리하면 다음과 같다(그림 4).

$$P_{\text{anchor}} = (p_0 + s_0 \tan \alpha) w t \dots\dots\dots(7)$$

여기서,  $p_0 = K_p \cdot \sigma_v \cdot \mu \cdot e^{2(\alpha-\theta) \tan \theta} + \frac{C_1}{\tan \phi_1} (\mu \cdot e^{2(\alpha-\theta) \tan \theta} - 1)$   
 $s_0 = C_a + p_0 \tan \delta$   
 $K_p = \tan^2(45^\circ + \frac{\phi_1}{2})$   
 $\mu = e^{-2(\alpha-\theta) \tan \theta}$

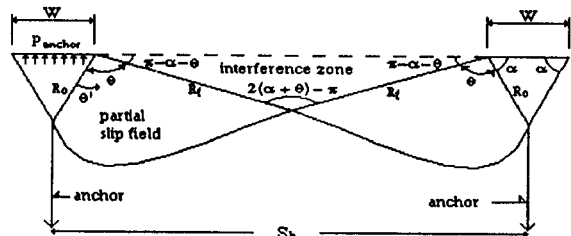


그림 4. 앵커의 파괴용최기

그러나 앵커가 서로 인접하여(y축 방향으로, 그림 3 참조) 설치되는 경우 상호간섭의 영향을 받게되며, 결과적으로 식 (7)로부터 계산되어지는 수동저항력 P<sub>anchor</sub>의 크기는 상호간섭의 영향 정도에 따라 변화하게 된다. 즉 앵커에서 발휘되는 수동저항력 P<sub>anchor</sub>의 최대값은 상호간섭의 영향이 최소인  $\theta = \pi - \alpha$ 인 경

우(식 (7)에서 효율계수  $\mu$ 가 1.0인 경우)에 해당되며, 또한  $P_{anchor}$ 의 최소값은 상호간섭의 영향이 최대인  $\theta = (\pi/2) - \alpha$ 인 경우에 해당되어 진다. 여기서 설계에의 적용을 목적으로, 각도  $\alpha$  및  $\theta$ , 뒤채움 흙의 내부마찰각  $\phi_1$ , 앵커의 폭  $w$ , 앵커의 수평방향(즉 방향, 그림 3 참조) 설치간격  $S_v$  사이의 관계를 표현하면 다음과 같다.

$$\frac{S_h}{w} = 1 - \frac{\cos(\alpha + \theta)}{\cos \alpha} e^{\theta \tan \phi_1} \dots \dots \dots (8)$$

$$= 1 - \frac{\cos(\alpha + \theta)}{\cos \alpha} \mu^{1/2} e^{(\alpha - \theta) \tan \phi_1}$$

또한 식 (7)로부터 계산되어지는 수동저항력  $P_{anchor}$ 가 충분히 발휘되기 위해서는, 삼각형 형태 앵커자체의 수동파괴영역이 벽체내의 주동파괴면 ef(그림 3 참조) 완전히 바깥쪽에 위치되어야 한다. 결과적으로 설계에서 요구되는 앵커의 전체길이 L(설계상에 요구되는 최소 앵커길이)은 다음과 같이 결정되어 진다.

$$L = L_a + \max [R \sin(\alpha + \theta')] \dots \dots \dots (9)$$

여기서,  $L_a$  = 그림 3 참조

$$R = R_o e^{\theta' \tan \phi_1}$$

$$0 \leq \theta' \leq \theta$$

### 3. Murray 실험결과와의 비교

참고문헌 1에 기술된 바에 따르면 Murray는 높이 3.2m 길이 10m의 앵커벽체를 설치하고 인발시험을 실시하였으며, 뒤채움에 사용된 흙은 건조한 상태의 Bramshill 모래(평균 건조단위중량  $\gamma_d = 18.74 \text{ KN/m}^3$ , 내부마찰각  $\phi_1 = 33^\circ$ )이다. 설치된 원형단면 앵커의 지름은 0.02m 이고, 연강(mild steel)으로 제작되었다. 또한 삼각형 및 Z의 2가지 앵커형태(각도  $\alpha = 70^\circ$ , 폭  $w = 0.396 \text{ m}$  그림 1-b 참조) 모두에 대해 인발시험이 수행되었으며, 연직응력  $\sigma_v$ 가 서로 다른 경우 각 형태의 앵커에 대한 인발저항력 측정결과를 그림 5에 도시되어 있다.

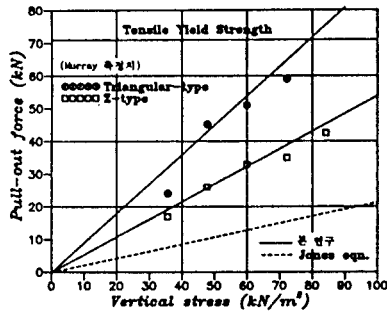


그림 5. Murray 실험결과와의 비교

그림 5의 결과를 살펴볼 때 삼각형 형태 앵커의 경우, 본 연구에서 제시된 식 (7)로부터 계산된 결과치(뒤채움 흙이 모래이므로 흙-앵커 사이의 부착응력  $c_u$ 는 무시하고,  $\theta = \pi - \alpha = 120^\circ$ , 흙-앵커 사이의 마찰각  $\delta = \phi_1 = 33^\circ$ 를 적용하여 계산된 결과치)와 측정치가 거의 일치하고 있음을 알 수 있다. 본 비교에서 흙-앵커 사이의 마찰각  $\delta$ 값을 뒤채움 Bramshill 모래의 내부마찰각  $\phi_1$ 값과 동일하게 가정하여 즉  $\delta$ 값의 최대 예상치를 적용하여 계산이 이루어진 것은, 실제의 경우 예상되어지는 - 즉 본 연구의 식 (7)로부터 계산되어지는 수동저항력 이외에도 파괴면 바깥쪽에 위치한 앵커의 주변마찰에 의한 추가적인 저항효과를 감안할 때 타당성이 있는 것으로 판단되어 진다. 또한 Murray가 실험을 통해 기지정한 대로, Z 형태의 앵커(그림 1-b 참조)는 삼각형 형태의 앵커에 비해 효율이 훨씬 떨어지는(대체적으로 볼 때, 연직응력  $\sigma_v$ 가 클수록 측정된 인발저항력이 삼각형 형태의 앵커에 비해 훨씬 작은) 현상을 그림 5를 통해 알 수 있다. Z 형태 앵커의 경우 이와같은 효율감소에 대해 정확한 평가치침이 제시된 바는 없으나, 삼각형 형태의 앵커에 대해 계산된 본 연구 결과치의 60%(식 (7)에 포함된 효율계수  $\mu$ 값이 0.6인 경우) 정도가 발휘된다고 가정할 때 Murray 측정치에 거의 근접하는 경향을 그림 8을 통해 알 수 있다. 이외에도 Jones등<sup>20</sup>이 제시한 식을 토대로 삼각형 형태 앵커의 인발저항력을 예측하여 보았으며, 그림 5에 점선으로 표시된 결과를 살펴볼 때 Jones등의 식은 인발저항력을 상당히 낮게 평가

하는 즉 Z 형태 앵커에 대한 Murray 측정치보다도 훨씬 작은 경향을 나타내고 있다.

### 4. 분석 1

본 분석에서는 앵커벽체의 기울기가 미치는 영향을 살펴보기 위해, 경사각  $\beta$  (그림 1-a 참조)의 크기를  $90^\circ$ ,  $80^\circ$  및  $70^\circ$ 의 3가지 경우로 가정하였으며( $\beta$  값이  $70^\circ$  보다 작은 경우는 시공성을 감안하여 다루지 않았음), 지하수 및 상재하중(surcharge)의 영향은 포함하지 않았다. 각각의 경사도에 대해, 식 (5)를 토대로 계산된 단위폭당의 요구(required) 인장력  $T_1$ 의 길이에 따른 분포도는 그림 6에 명시되어 있다. 분석에 적용된 앵커벽체의 높이  $H'$ 은 5.3m 이고, 뒤채움 흙( $\gamma_1 = 2.2 \text{ t/m}^3$ ,  $\phi_1 = 40^\circ$ )의 점착력  $c_u$ 은 무시하였으며, 동일한(equal) 수직간격( $S_v = 0.53\text{m}$ , 그림 3 참조)으로 10단의 앵커가 설치되는 것으로 가정하였다. 그림 6의 결과를 살펴볼 때, 앵커벽체의 기울기가 증가할수록(경사각  $\beta$  값이 작을수록) 벽체의 중앙점 아래쪽으로 특히 하단부근에서  $T_1$ 의 급격한 감소가 초래되고 있으며, 분포형태도 직선에서 포물선 형상으로 점차 변화하는 경향을 보이고 있다.

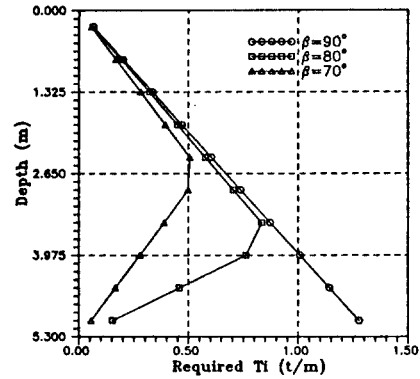


그림 6. 분석 1

### 5. 분석 2

본 절에서는 앞의 분석 1을 통해 효율적으로 반영된 경사도  $\beta = 70^\circ$  인 벽체(높이  $H' = 5.3\text{m}$ )에 대해, 강제보강띠를 적용하는 일반 보강토벽체 공법과 본 연구에서 제시하고자 하는 앵커벽체 공법 사이의 비교분석이 이루어 졌으며, 결과는 다음과 같다. 본 비교분석에서 지하수 및 상재하중의 영향은 고려하지 않았다.

동일한 수직간격( $S_v = 1.325\text{m}$ )으로 4단의 앵커(내부각도  $\alpha = 70^\circ$ , 폭  $w = 0.396\text{m}$  이고, 두께 0.02m의 원형단면을 지닌 즉 주면길이  $P_a = \pi \times 0.02\text{m} = 0.063\text{m}$ 인 삼각형 형태 앵커, 그림 1-b 참조)를 설치하는 경우, 내적안정조건을 충족시키기 위해 요구되는 최상단 앵커의 전체길이  $L$ 은 4.43m 이다. 이와같은 전체길이  $L = 4.43\text{m}$ 는 삼각형 형태 앵커자체의 수동파괴영역이 앵커벽체 뒤쪽의 주동파괴면 완전히 바깥쪽에 위치해야 한다는 조건을 충족시키는 즉 식 (9)로부터 계산된 결과( $L = L_a + \max [R \sin(\alpha + \theta')] = 3.36\text{m} + 1.07\text{m}$ )이며, 뒤채움 흙의 강도정수 등 본 계산에 적용된 값들은 표 2에 명시되어 있다. 만약에 앵커 대신에, 흙-강재보강띠 사이의 마찰저항(파괴면 바깥쪽에 위치한 강제보강띠 주변에서 발휘되는)에만 의존하는 일반 보강토벽체 공법을 본 경우에 적용하는 경우(강재보강띠를 앵커의 경우와 동일한 수직간격 및 수평간격으로 설치하는 경우, 수평방향은 그림 3에서의 y방향의 의미함), 내적안정조건 충족을 위해 요구되는 최상단 강제보강띠의 전체길이 L(설계상에 요구되는 최소 강제보강띠 길이)은 59.9m(주면길이  $P_a = 0.063\text{m}$ 인 경우)로 앵커의 경우에 비해 13.5배 정도 훨씬 큰 실제적으로 적용 불가능한 결과를 나타내고 있다. 이와같은 결과를 포함하여, 강제보강띠의 주면길이  $P_a$ 를 다양하게 변화시킬 경우 각각 요구되는 최상단 강제보강띠의 전체길이 L을 앵커의 경우와 비교한 결과는 그림 7에 도시되어 있다.

표 2. 적용된 강도정수

뒤채움 흙의 내부마찰각 $\phi_1 = 40^\circ$ , 단위중량 $\gamma_1 = 2.2 \text{ t/m}^3$ , 점착력 $c_u = 0.0$ 흙-앵커 사이의 마찰각 $\delta = \phi_1$ 설계인장항복강도 = $(35152 \text{ ton/m}^2) / (FS_y = 1.5)$
--

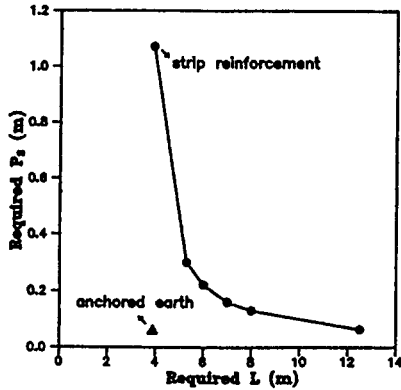


그림 7. 분석 2

## 6. 설계예

본 설계예에서는, 불안정한 상태로 판단되는 사면(STABL 프로그램을 이용한 안정해석에서 전체안전율 FS값이 1.011으로 계산되어지는 사면 - 그림 8의 Original Unstable Slope)의 보강을 위해 양커브체 공법의 적용을 시도하고자 한다. 즉 사면의 경사도를 낮추어 안정성을 확보하는 공법(그림 8의 Case 1 ~ Case 4, STABL 안정해석결과를 표 3 참조)과의 비교를 통해, 선단(toe)부근에 양커브체를 설치하는 본 연구 사면보강공법의 적용성 및 효율성 등을 분석 검토하고자 하며, 본 설계예에서 지진하중 및 침투수압의 영향은 고려하지 않았다.

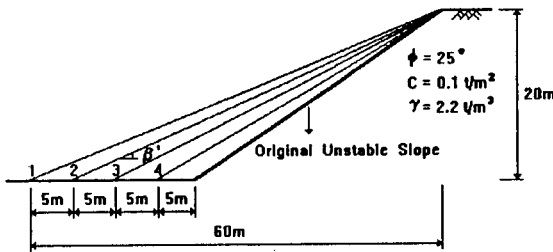


그림 8. 불안정한 사면 및 경사도를 낮춘 사면

표 3. STABL 사면안정해석 결과

Case No.	FS
1	1.485
2	1.367
3	1.249
4	1.130
Original Unstable Slope	1.011

그림 8 및 표 3의 STABL 해석결과를 우선 살펴볼 때, 사면의 경사도  $\beta'$ 을 20° 정도 이하로 낮추어야만 안전율 기준(FS  $\geq$  1.3)에 충족되는 결과를 나타내고 있다. 이와같은 결과는 원래의 불안정한 사면 선단으로부터 최소한 15m 정도 바깥쪽에 사면(Case 2) 선단이 위치되어야 하는 - 즉 공사비 및 공사기간이 상당히 소요될 것으로 예상되고, 만약 인접해서 구조물 또는 도로 등이 존재할 경우 현실적으로 적용 불가능한 결과를 나타내고 있다. 이와같은 문제점의 해결을 위해 양커브체 공법을 적용하여 보았으며, 뒤채움 흙의 강도정수 등은 표 2의 경우와 동일하게 가정하였다. 그림 9 양커브체 보강사면에 대한 안정성 및 설계 검토결과를 정리하면 다음과 같다. 경사도  $\beta = 70^\circ$ , 높이  $H = 4.0\text{m}$ 의 벽체 내부에 동일한 수직간격( $S_v = 1.33\text{m}$ )으로 3단의 삼각형 형태 양커브(내부각도  $\alpha = 70^\circ$ , 폭  $w = 0.396\text{m}$ , 두께  $t = 0.02\text{m}$ 의 원형단면 양커브)를 설치하는 것으로 가정 한 다음, 본 연구안정해석법을 토대로 한 내적 안정검토가 우선 수행되었다.

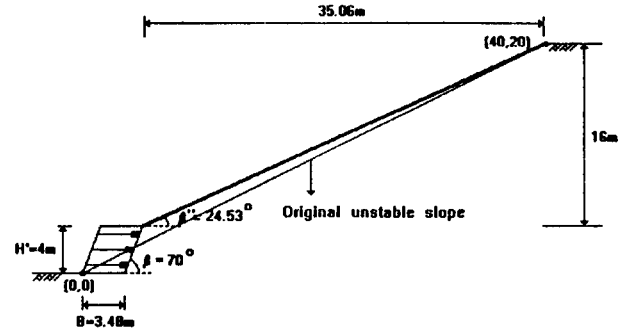


그림 9. 양커브체 보강사면

검토결과, 내적안정조건을 충족시키기 위해 요구되는 최상단 양커브의 전체길이 L은 3.48m이고, 수평방향(y축 방향, 그림 3 참조) 설치간격  $S_h$ 는 6.19m로 3단의 양커브 모두에 대해 동일하다. 이와같은 수평방향 설치간격  $S_h = 6.19\text{m}$ 는 단지 본 연구 내적안정조건을 충족시키는 계산결과이며 따라서, 이와같은 조건하에서 예상되는 벽체 전면부의 변위를 검토하는 추가 작업이 최종설계에 앞서 반드시 필요시 되어진다. 즉 벽체 전면부의 예상변위가 허용범위 이내에 해당되도록 필요시 양커브의 수평설치간격  $S_h$ 를 재조정하는 설계상의 추가검토가 반드시 요구 되어진다.

또한, 전체길이  $L = 3.48\text{m}$ 는 삼각형 형태 양커브체의 수동파괴영역이 양커브체 뒤채움 흙 내부의 주동파괴면 완전히 바깥쪽에 위치해야 한다는 조건을 충족시키는 즉 식 (9)로부터 계산된 결과( $L = L_0 + \max[R \sin(\alpha + \theta)'] = 2.41\text{m} + 1.07\text{m}$ )이며, 따라서 설치될 양커브체의 폭 B(그림 9)의 최소값은 3.48m로, 양커브체 위쪽 사면의 경사도는 원래의 불안정한 사면 보다 2.04° 정도 낮은 즉  $\beta'' = 24.53^\circ$ 로, 각각 결정 되어진다. 본 예에서는, 인접 구조물 또는 도로 등이 존재할 경우를 감안하여 설치될 양커브체의 선단(그림 9에서 좌표  $x=0.0$ ,  $z=0.0$ 인 지점)을 원래의 불안정한 사면과 일치시켰다. 또한 이와같은 양커브체(그림 9) 자체의, 활동, 전도 및 지지 모두에 대한 외적 안정검토는 본 연구 2.1절 방법에 의해 수행되었으며 결과는 표 4에 명시되어 있다. 표 4의 결과를 살펴보면, 활동( $FS_a \geq 2.0$ ), 지지( $FS_s \geq 2.0$ ) 및 전도(편심거리  $|e| \leq (B/6)$ )에 대한 외적안정조건이 본 설계예의 경우(그림 9) 모두 충족됨을 알 수 있다.

표 4. 외적안정 검토결과

$ e $	B/6	$FS_a$	$FS_s$
0.48	0.58	3.910	2.569

## 7. 결론

본 고에서는 양커브체 공법의 여러가지 장점 및 페타이어를 양커브로 활용 가능하다는 점, 또한 페타이어 벽체의 경우 명확한 해석방법이 제시되어 있지 않은 점 등에 착안하여 본 연구에서는, 안정이 문제시 되는 사면의 선단 부근에 인접하여 구조물 및 도로 등이 존재하고, 또한 전체적으로 불안정한 또는 준안정상태로 판명되어 대대적인 보수공사가 필요시 되는 기존사면의 효율적 보강을 위해 양커브체 공법의 적용을 시도하였다. 이를 위해 본 연구에서는, 양커브체의 외적 및 내적 안정해석법 제시가 이루어졌으며, 또한 제시된 수동저항력 계산식의 적합성 검토를 위해서 Murray 실험결과와의 비교가 이루어졌다. 아울러, 양커브체가 설치된 보강사면 설계예에 관한 안정검토가 본 연구의 안정해석법을 토대로 수행되었다.

## 참고문헌

1. Dalton, D.C.(1980), "Reinforced Earth versus Multi-Anchor Structures," *Ground Engineering*, pp. 40-41.
2. Jones, C.J.F.P. et al.(1985), "First Application of Anchored Earth," *Proc. 11th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Vol. III, pp. 1709-1712.
3. Mitchell, J.K. and Villet, W.C.B.(1987), *Reinforcement of Earth Slopes and Embankments, National Cooperative Highway Research Program Report 290*.
4. 김용태(1992), 새로운 보강식축의 안정해석에 관한 연구, 한국과학기술원 석사학위논문.
5. 김용태, 강인규, 이재우(1993), 양커브 또는 페타이어 벽체를 이용한 보강사면의 안정해석 및 설계, 한국지반공학회지 제출원고 (논문심사용).
6. 건설부제정 구조물기초설계기준 해설(1986), 대한토질공학회, pp. 358.