

## 일차파괴된 암반사면의 전단강도 및 보강설계법 고찰

조태진<sup>1)</sup> · 김영호<sup>2)</sup>

### A study on the determination of shear strength and the support design of pre-failed rock slope

Tae-chin Cho, Young-Ho Kim

**ABSTRACT** Shear strength of the discontinuity on which the pre-failure of rock slope was occurred during surface excavation was measured through the direct shear test using core samples obtained in-situ. Internal friction angle was increased as the roughness of discontinuity surface(JRC) was increased. Results of the tilt test using core samples of higher JRC also showed very similar trend as those of the direct shear test. When the samples replicated from natural cores were used in the tilt test, results of friction angles showed almost perfect continuation of the residual friction angles from the direct shear test. However, when the gouge material existed in the discontinuity the internal friction angle strongly depended upon the rate of filling thickness to the height of asperity irrespective of the JRC. Based on the results of both direct shear test and tilt test internal friction angle and cohesion of discontinuity, which reflect the in-situ conditions of pre-sliding failure and also can be used for the optimum design of support system, were assessed. Two kinds of support measures which were expected to increase the stability of rock slope were considered; lowering of slope face angle and installation of rock cable. But, it was found that the first method might lead to more unstable conditions of rock slope when the cohesion of discontinuity plane was negligibly low and in that case the support systems of any kind which could exert actual resisting force were needed to ensure the permanent stability of rock slope.

### 1. 서 론

암반사면의 붕괴는 암반내에 발달한 불연속면의 분포상태 및 강도특성과 현장응력 조건에 따라 발생하는 현상이다. 특히 불연속면과 사면의 방향성은 사면 안정성 검토의 주 대상이며, 불연속면의 경사각은 암반사면의 안정성을 직접적으로 지배하는 요소이다. 이와같은 암반사면의 붕괴요인은 사면의 기하학적 형태와 불연속면의 역학적 및 공간적 특성에 지배되기 때문에 암반 구조물 설계에 일반적으로 사용되는 Rock Mass Rating 분류(Bieniawski, 1973)나 Q-분류(Barton *et al.*, 1974)에 의한 결과를 직접적으로 활용할 수 없으며, 암반의 공학적 분류 결과를 사면설계에 활용하기 위해 고안된 Romana(1993)의 Slope Mass Rating 분류도

적절한 설계기준을 제시하지 못하고 있다. 암반사면의 안정성을 분석하는 데에 가장 중요한 요소는 암반사면의 구조적 특성과 불연속면으로 대표되는 잠재적 파괴면의 전단강도이다. 따라서 암반사면의 안정성이 합리적으로 고려된 설계가 이루어지기 위해서는 대상지역의 초기 지질조사 단계에서부터 암반 및 암반내에 발달하고 있는 불연속면의 제반 공학적인 특성이 정확하게 파악되어야 한다. 결과적으로 암반사면의 안전도에 중요한 영향을 끼치는 불연속면의 전단강도 특성인 내부 마찰각과 점착력을 정확히 측정하는 것이 매우 중요하다.

불연속면의 전단강도는 표면의 거칠기, 풍화상태 및

\*1995년 4월 8일 접수

- 1) 정회원, 부산수산대학교 응용지질학과 조교수
- 2) 정회원, 한국도로공사 종합감리공단 지반기술실

충전물 존재에 따라 변화된다. 따라서 암반사면의 설계에 가장 적합한 전단강도를 결정하는 것은 전단파괴에 대한 역학적 개념과 불연속면의 특성을 다양하게 변화시킬 수 있는 요소들을 어떻게 고려하느냐에 달려 있다. 본 연구에서는 일차 파괴된 암반사면의 안전성 확보를 위한 합리적인 보강대책을 수립하기 위하여 암반 내에 발달하고 있는 불연속면의 전단강도 특성을 현장 상태에 근거하여 분석하였으며, 강도특성 결과에 의거한 최적 보강방법을 고찰하였다. 이를 위하여 현장에서 채취된 시추코어를 이용하여 직접전단실험을 실시하였으며, 절리시료 표면의 형상을 측정하여 거칠기를 판별한 후 Barton(1973)의 경험식을 적용하여 최대마찰각을 추정하였다. 또한 임의의 거칠기 계수를 가진 자연시료 및 표면의 거칠기를 인위적으로 재생시킨 복제시료의 충전물 변화에 따른 전단강도 특성을 tilt test를 수행하여 분석하였다. 본 연구에서 고려된 전단강도 추정법의 신뢰성 및 활용성을 고찰하기 위하여 실제 암반사면의 절취각도에 따른 안전도 분석을 수행하였으며, 영구적인 안전성 확보를 위한 보강대책을 고찰하였다.

## 2. 연구대상지역

연구지역은 서울특별시 인근 고속도로 개설구간의 대 절토부에서 일차적인 평면파괴가 발생한 암반사면이다. 사면전반에 걸쳐 선 캄브리아기의 화강암질 편마암이 분포하여 우백질의 암색을 띠고 있다. 흑운모 성분이 비교적 적은 상태로 광물입자들은 세립내지 중립질로 이루어져 있다. 부분적으로 열수변질작용을 받아 육안상으로는 신선한 상태로 보이지만 해머로 쉽게 부서질 수 있는 정도의 강도를 갖는 부분도 있다. 사면의 주향은 N50°E이며, 하부 발파암을 이루고 있는 연암-경암부에서의 사면경사는 64°SE(1:0.5) 정도이고, 리핑암에서는 45°SE(1:1) 정도를 이루고 있다. 상부 토층에서는 34°SE(1:1.2)의 사면경사를 이루고 있다. 사면 내부의 지질구조 및 불연속면 발달 상태와 파괴발생 원인 및 활동면의 존재 등을 조사하기 위하여 5개 지점에서 시추작업을 실시하였으며, 시추코어를 분석하여 추정된 사면의 구조적 단면을 Fig. 1에 도시하였다. 사면 전반에 걸쳐 풍화암 내지 연암 정도의 풍화를 받은 상태에 있으며, 사면 최상부에는 풍화도-풍화 잔류토가 주를 이루고 있다. 중간 하부에서 경암이 나타나고 있으며, 풍화암과 경암사이에는 불연속면의 존재에 의해 뚜렷한

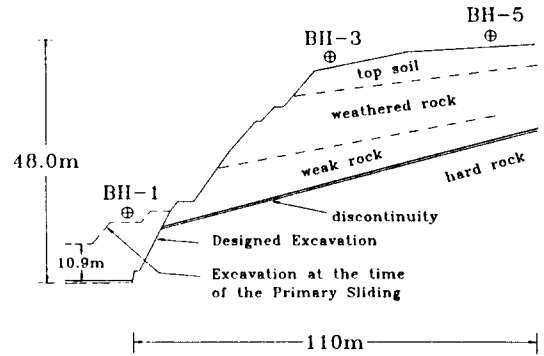


Fig. 1. Profile of study area, BH denotes the location of borehole BH-2 and BH-4 locate in front of and behind BH-3, respectively.

경계를 이루고 있다. 시추조사 결과에 의거할 때 불연속면의 주향은 N52°E이며, 불연속면내에는 충전물질이 충전되어 있다. 충전물질은 실트-점토 입자가 주종을 이루고 있으며 거친 입자들도 포함되어 있다. 불연속면은 기존의 설계 굴착면 상부 13.6m 높이 지점에서 16° 경사로 연장성이 매우 양호하며, 이 경계부를 따라 일차적인 평면파괴가 발생한 것으로 추측된다. 일차파괴에 수반되어 절토부 상단에서는 후면 약 40m 까지 최대 70cm 정도의 인장균열이 발생되어 있다.

## 3. 전단강도 측정

현장에서 채취된 시추코어를 이용하여 사면에 분포된 암반의 전단강도 특성을 측정하였다. 암석코어에 발달된 절리면 또는 불연속면이 전단방향과 평행을 유지하도록 전단시험 시료를 제작하여 직접전단시험을 실시하였다. 암반 불연속면의 전단강도는 표면의 거칠기 정도에 의해서 큰 영향을 받기 때문에 profile gage를 사용하여 절리의 거칠기를 정량적으로 측정하여 마찰각을 산정하였다. 본 연구에서 불연속면의 거칠기(JRC) 측정은 조사대상 사면에서 채취된 시추코어내의 절리면과 일차 붕괴된 지점의 활동면을 대상으로 실시하였으며, 관계식(1)로 기술된 Barton(1973)의 경험식을 이용하여 거칠기에 따른 불연속면의 최대 마찰각을 추정하였다.

$$\Phi_p = JRC \log(JCS/\sigma_n) + \Phi_c \quad (1)$$

여기서,

$\Phi_p$  : 최대 마찰각

$\Phi_r$  : 잔류 마찰각

JCS: 불연속면의 압축강도

n : 법선응력

JCS 산정은 Schmidt Hammer 실험치를 이용하여 수행하였으며(Miller,1965), 불연속면 주위 암반의 단위 하중은 25 kN/m<sup>3</sup>으로 가정하였다.

5개 시추지점에서 채취한 코어를 사용하여 시추지점 별로 3개씩 총 15개의 시료를 제작하여 직접전단시험을 수행하였다. Profile gage 를 이용하여 측정된 불연속면의 거칠기(JRC)는 2~7 까지 분포하였으며, 직접전단시험 및 Barton(1973)의 경험식에 의거하여 산정된 JRC 변화에 따른 전단강도 특성을 Table 1에 수록하였다. 불연속면의 전단강도 계수인 마찰력과 점착력은 직접전단시험 결과에 대한 선형 회귀분석을 수행하여 산정하였다. JRC가 증가함에 따라 최대 마찰각과 잔류 마찰각도 전반적으로 증가하였으며, 최대 마찰각과 잔류 마찰각은 대체적으로 6°~8°의 차이를 나타낸다(Fig. 2 참조). 한편, Barton(1973)의 경험식에 의하

여 계산된 최대 마찰각은 거칠기가 적은 경우(JRC 2~3)에는 직접전단시험에 의한 최대 마찰각보다 작으나 JRC가 증가함에 따라 실험에 의한 최대 마찰각보다 크게 나타났다. 이와 같이 JRC=4 를 기준으로 직접전단 시험 결과와 경험식에 의한 산정치의 크기가 역전되는 현상은 결과도출에 사용된 시료의 수가 상대적으로 작아서 정확한 원인을 도출하기에는 미흡하나 JRC가 낮은 경우 국지적 거칠기가 우세한 미세부분에 의해 직접전단시험에 의한 최대 마찰각이 경험적 산정치보다 크게 측정된 것으로 사료된다. 직접전단시험 결과에 의거하여 통계적으로 산정된 점착력은 그림 3에 도시된 바와 같이 최대 점착력이 잔류 점착력 보다 크게 산정되었으나 JRC에 따른 변화는 매우 불규칙하게 나타난다.

불연속면의 전단강도는 거칠기 이외에도 표면의 상태에 따라 크게 좌우된다. 특히 불연속면 내에 충전물 질이 충전되어 있는 경우에는 충전물질의 전단특성에 따라 불연속면의 전단강도 특성이 크게 영향을 받는다. 본 연구에서는 자연시료 및 복제시료를 이용하여 절리면의 거칠기 및 충전물질의 충전정도에 따른 최대마찰각의 변화를 고찰하기 위하여 tilt test를 수행하여 분석하였다. 먼저, 현장 시추코어 중에서 JRC 7 이상의 자연시료 5개를 채취하여 복제시료를 성형하였다. 복제시료의 제작과정에서 거칠기 형태가 가능한 한 정밀하게 복제되고 복제시료를 성형할 때 콘크리트 몰드의 탈형이 용이하게 자연 절리면 위에 기름을 칠하고 구리스를 덧 씌운 후 몰탈을 부어 성형하였다. 복제시료는 상온 20°C~25°C, 상대습도 50~60%에서 2일간 보존한 후 탈형시켜 양생하였다. Tilt test 수행시 사용된 자연시료 및 복제시료의 충전물질은 표준체를 이용하여 특

Table 1. Shear strength of discontinuity

JRC	Disirect Shear Test				Empirical
	Peak		Residual		
	$c_p$	$\Phi_p$	$c_r$	$\Phi_r$	
2	0.147	29.9	0.140	23.8	28.7
3	0.134	35.3	0.129	22.4	28.8
4	0.107	35.5	0.099	29.1	36.1
5	0.157	41.9	0.136	34.1	46.6
6	0.059	49.8	0.052	45.0	58.7
7	0.164	46.9	0.159	38.3	53.7

\*after Barton(1973)

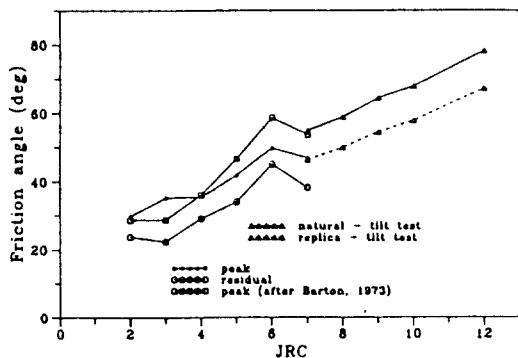


Fig. 2. Variation of friction angle with respect to JRC.

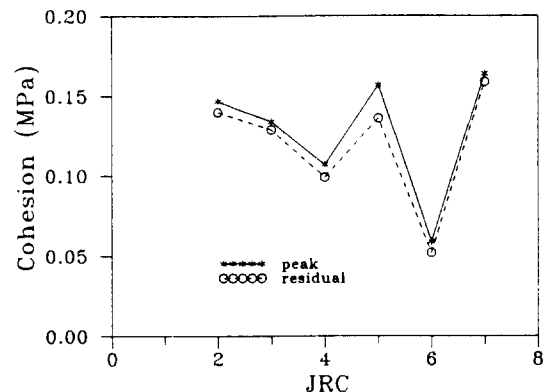


Fig. 3. Variation of cohesion with respect to JRC.

정 직경의 입자들을 선택하여 이용하였다. 충전물질 A는 입도 직경 2.0~0.85 mm, B는 0.85~0.425 mm이며, C는 직경 0.0625 mm 이하의 실트-점토 물질이다. 충전물이 충전되지 않은 경우 tilt test에 의해 측정된 자연시료와 복제시료의 마찰각을 Table 2에 수록하였다. 직접전단실험의 경우와 마찬가지로 마찰각은 JRC에 따라 일정하게 증가하는 경향을 보였으며 복제시료에서는 자연시료보다 약 10°정도 감소된 강도특성을 나타낸다. 복제시료의 마찰각이 자연시료보다 감소되는 일차적인 원인은 복제시료 성형의 정교성에 기인하는 것으로 사료된다. 그러나 Fig. 2에 도시된 결과에 의하면 복제시료의 경우에도 JRC 증가에 따라 마찰각이 일정하게 증가하고 있으며, 직접전단실험에 의해 측정된 JRC 7이하의 잔류 마찰각 결과와 매우 양호한 연관성을 보여준다. 또한 자연시료의 경우에도 tilt test에 의한 마찰각 결과와 직접전단실험에 의한 최대 마찰각 결과의 연관성이 매우 양호하다. 결과적으로 복제시료의

경우 형성과정의 정교성 한계에 의해 자연시료의 전단 특성을 재도출하기는 불가능하지만 자연시료 표면상의 미세 거칠기가 마모된 상태를 포출할 수 있어서 자연시료의 잔류 전단특성을 나타내는 것으로 고찰된다. 한편 JRC=10 이상의 시료를 이용한 tilt test 경우에는 미끄러짐 보다는 전도 현상이 두드러졌으며, 특히 표면 거칠기가 단계적(steped) 형상인 시료에서 많이 발생하였다. 따라서 Fig. 2에 도시된 직접전단실험과 tilt test 결과의 연관성도 JRC=10 이상에서는 한계적으로 고려해야 될 것으로 사료된다.

불연속면 내부에 충전물질이 존재할 경우 충전상태에 따라 불연속면의 전단강도 특성이 상당한 영향을 받는다. 충전물질의 종류 및 충전정도에 따른 마찰각 변화를 조사하기 위하여 자연시료와 복제시료에 인위적으로 충전물질을 충전시키면서 tilt test를 수행하였다. 충전물질은 전술한 3종류를 사용하였으며 절리 거칠기의 크기(asperity)에 따른 충전물질 두께의 비율(충전율)을 조절하면서 실험을 실시하였다. Tilt test에 의해 측정된 충전물질의 종류 및 충전율에 따른 마찰각 변화를 Table 3에 수록하였다. 충전물질이 존재하지 않을 경우 자연시료 및 복제시료의 마찰각은 기본적으로 10° 정도 차이를 나타내지만(Table 2 참조) 충전율이 25% 이상일 경우에는 Table 3에 수록된 바와 같이 충전물질 및 충전율이 동일하면 시료속성에 관계없이 거의 유사한 마찰각을 나타낸다. 이와같은 현상은 충전물

Table 2. Friction angles from tilt test

JRC	Friction angle(deg)	
	natural	replica
7	55.0	46.3
8	59.0	50.0
9	64.6	54.6
10	68.0	58.0
12	78.3	67.3

Table 3. Variation of friction angle with respect to the filling rate

Gouge type	JRC	Natural					Replica				
		rate of filling(%)					rate of filling(%)				
		25	50	100	150	200	25	50	100	150	200
A	7	39.6	35.0	33.2	32.2	32.0	38.3	35.2	34.5	33.3	33.1
	8	41.3	35.3	33.4	32.3	32.1	38.5	35.8	34.7	33.6	33.2
	9	42.6	35.8	33.6	32.4	32.1	39.0	36.3	34.8	33.8	33.3
	10	43.0	36.3	33.8	32.5	32.3	39.6	36.6	35.0	33.8	33.3
	12	44.6	37.5	34.0	32.7	32.2	41.6	37.0	35.2	33.9	33.3
B	7	38.5	33.5	33.0	32.8	32.8	38.3	35.2	34.5	33.3	33.1
	8	39.0	34.2	33.1	33.0	32.8	39.3	34.6	33.4	32.8	32.3
	9	40.0	34.5	33.2	33.2	32.9	39.6	35.6	33.6	33.0	32.3
	10	40.5	35.0	33.3	33.3	32.9	41.6	35.8	34.2	33.2	32.3
	12	41.0	35.5	33.5	33.4	33.0	42.0	36.0	34.6	33.2	32.4
C	7	32.3	24.5	12.5	5.0	5.0	32.0	24.5	12.5	5.0	5.0
	8	33.0	25.0	12.5	5.0	5.0	33.0	25.0	12.5	5.0	5.0
	9	34.0	25.0	13.0	5.0	5.0	34.0	25.0	13.0	5.0	5.0
	10	34.3	25.3	13.5	5.0	5.0	34.3	25.3	13.5	5.0	5.0
	12	35.0	25.3	14.0	5.0	5.0	35.0	25.3	14.0	5.0	5.0

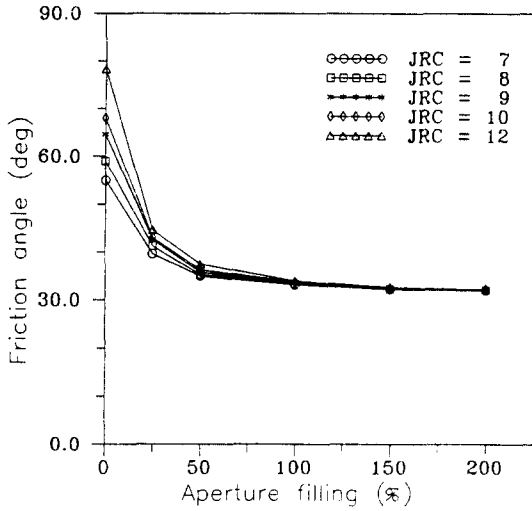


Fig. 4. Effect of aperture filling rate on friction angle: gouge-A type.

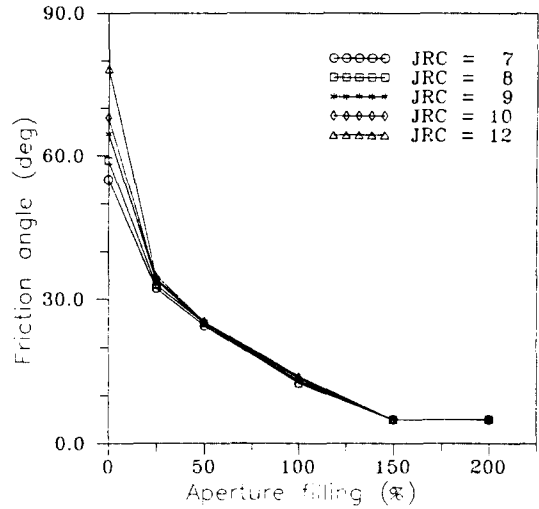


Fig. 6. Effect of aperture filling rate on friction angle: gouge-C type.

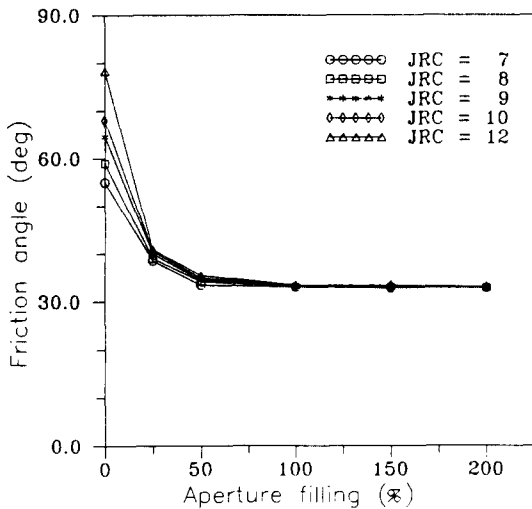


Fig. 5. Effect of aperture filling rate on friction angle: gouge-B type.

질의 존재에 의해 자연시료 고유의 세밀한 거칠기 구조가 영향력을 상실하기 때문인 것으로 사료된다. 또한 자연시료 및 복제시료에서 공통적으로 충전율이 증가하면 마찰각은 JRC에 관계없이 충전물질 종류에 따라 일정하게 수렴한다.

충전물질 A, B 및 C를 사용하였을 때 충전율 변화에 따라 측정된 자연시료의 마찰각을 Fig. 4-6에 각각 도시하였다. Fig. 4에 도시된 바와 같이 충전물질이 존재하지 않을 경우에는 JRC에 따라 마찰각의 차이가 현저

하게 나타난다. 그러나 충전율이 증가함에 따라 마찰각 자체도 감소하며 JRC에 대한 마찰각 차이도 급속히 감소하여 충전율 100% 이상에서는 JRC에 관계없이 거의 동일한 마찰각을 나타낸다. 이와같은 현상은 A물질보다 미세한 입자의 충전물질 B와 C를 사용한 경우에 더욱 현저하게 나타난다(Fig. 5와 6 참조). 특히 직경 0.0625 mm 이하의 실트-점토질인 충전물 C를 사용한 경우에는 충전율이 150%에 도달할 때까지 마찰각이 변화하며, 충전물질 A와 B를 사용한 경우 마찰각이 30°정도로 수렴하는 것에 비해서 최소 5°정도까지 급격하게 감소한다. 결론적으로 불연속면에 충전물질이 존재할 경우에는 불연속면의 거칠기 보다는 충전물질의 종류 및 충전정도에 따라서 불연속면의 마찰각이 크게 영향을 받으며, 세립물질로 충전물이 구성되었을 경우에 충전상태에 따른 전단강도 특성의 변화폭이 증가되고 있다.

#### 4. 사면안정해석

연구지역 사면은 Fig. 1에 도시된 바와 같이 최상층부의 풍화정도가 매우 심하며 하부쪽으로 연암 및 경암층이 발달해 있다. 현장시추코어를 분석한 결과 경암과 풍화암 경계부에 발달한 불연속면의 방향성은 N52°E/16°SE이며, 충전물질로 충전되어 있는 것이 관찰되었다. 충전물질은 실트-점토질 입자들로 구성되어 있으며 거친 입자들을 포함하고 있다. Fig. 1에 점선으로 도시

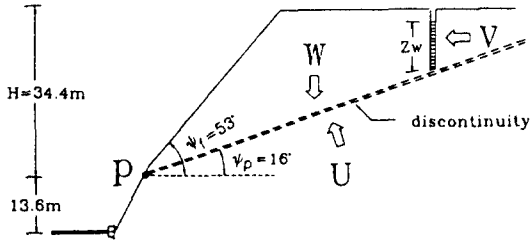


Fig. 7. Schematic diagram of rock slope model

된 부분까지 개착이 진행되었을 때 불연속면을 따라 일차적인 평면파괴가 발생하였으며, 사면 상층부에 인장균열이 형성되었다. 일차파괴 발생시 인장균열내에는 지하수가 존재하지 않은 것으로 조사되었다. 조사대상 사면에 발달해 있는 불연속면의 전단강도 특성을 규명하고 최적 절취설계 및 보강대책을 수립하기 위하여 Fig. 7에 도시된 사면 모델을 구성하였다. 암반사면과 불연속면의 주향이 각각 N52°E 및 N50°E이어서 Fig. 7의 모델에서는 주향이 일치하는 것으로 가정하였다. 일차 붕괴시 암반사면의 전체 경사각은 53°로 측정되었고, 일차붕괴에 수반되어 형성된 인장균열은 대체적으로 수직 방향으로 깊이 7 m 까지 발달하였다.

암반사면의 안전율(FS)은 일반적으로 한계평형식을 사용하여 산정되며, Fig. 7에 도시된 형태의 암반 모델의 경우 지하수압 및 지보력을 고려할 때 관계식 (2)을 이용하여 안전율을 계산할 수 있다(Hoek and Bray, 1981).

$$FS = \frac{cA + (W\cos\psi_p - U - V\sin\psi_p + T\cos\beta)\tan\Phi}{W\sin\psi_p + V\cos\psi_p - T\sin\beta} \quad (2)$$

여기서,

- W : 암반하중
- A : 활동면 면적
- c : 점착력
- $\Phi$  : 마찰각
- $\psi_p$  : 활동면 경사각
- U : 활동면에서의 수압
- V : 인장균열에서의 수압
- T : 지보력
- $\beta$  : 지보력 작용 각도

암반사면의 전단강도를 정확히 측정하는 것은 사면거

동분석 및 보강대책 수립에 핵심적인 요소이다. Fig. 7에 도시된 사면 모델의 구조적 형태 및 일차적 미끄러짐이 발생했던 당시의 상황을 기준으로 사면내부에 발달한 불연속면의 전단강도 특성을 관계식 (2)를 이용하여 추정하였다. 미끄러짐 발생시 FS=1로 가정하였을 때 지보력이 작용하지 않은 건조사면의 경우 관계식 (2)은 다음과 같은 간단한 형태로 기술된다.

$$W\sin\psi_p = cA + W\cos\psi_p \tan\Phi \quad (3)$$

만일 불연속면의 점착력이 무시될 정도로 미세하다면 ( $c=0$ ) 전단 마찰각( $\Phi$ )은 상재 암반하중(W)에 관계없이 불연속면의 경사각( $\psi_p$ )과 동일한 16°로 산정된다. 점착력이 상당한 수준일 경우 관계식 (3)에 의거한 마찰각은 16°이하로 감소한다. 이와같은 수치들은 충전물질이 존재하지 않은 시료들을 이용하여 직접전단실험 및 tilt test를 수행하여 측정된 마찰각의 최소값 보다 작게 나타나고 있다(Fig. 2 참조). 또한 인위적인 충전물질을 충전한 경우에도 충전물질 A와 B를 사용한 경우에는 충전율을 200%까지 증가시켜도 마찰각이 30°이상으로 나타났으며(Fig. 4 와 5 참조), 충전물질 C를 사용한 경우에만 충전율 90% 정도일 때 마찰각이 16°로 추정된다(Fig. 6 참조). 실제 시추코어 조사에서도 불연속면의 충전율이 상당히 높게 관찰되었으며, 충전물질을 구성하는 입자의 직경도 거친 입자들이 약간 포함되어 있기는 하나 충전물질 C와 유사한 실트-점토질 물질이다. 따라서 점착력이 미세할 것으로 가정하고 산정한 마찰각 16°는 사면 불연속면의 타당성 있는 최대 마찰각으로 인정될 수 있다. 한편 Table 3에 수록된 결과에 의하면 충전율이 증가해도 마찰각이 5°이하로는 감소되지 않았다. 관계식 (3)에 의거할 때 마찰각을 5°로 가정하면 Fig. 7의 암반모형에 대해 산정된 불연속면의 점착력은 75.2 kPa 이다. 결과적으로 암반사면의 일차적 미끄러짐을 유발한 불연속면의 전단 마찰각은 5~16°, 점착력은 0~72.5 kPa 사이에서 유동적으로 선정될 수 있다.

암반사면의 최상부는 토양층으로 덮혀 있으며(Fig. 1 참조), 사면의 일차적 미끄러짐에 수반되어 토양층 및 풍화암 지역에서 소규모 파괴가 발생되었다. 이와같은 국지적 파괴지역을 제거하고 불연속면에 작용하는 하중을 감소시켜 암반사면의 안전율을 증가시키기 위하여 Fig. 7에 도시된 P점을 중심으로 사면 경사를 완화시키는 방안을 강구하였다. 암반사면의 기하학적 형태를 고

려할 때 절취작업에 의해 사면 경사각은 20°까지 완화될 수 있다. 사면내부에 발달한 불연속면의 점착력을 무시하고 사면경사 완화에 따른 안전율을 관계식 (2)에 의거하여 산정하였으며, 이때 지보력은 작용하지 않는 경우를 가정하였다. 사면의 지하수압 영향은 건조상태, 인장균열 절반 깊이까지 수위상승, 포화상태의 3가지 경우를 고려하여 결과를 Fig. 8a에 도시하였다. 건조사면의 경우에는 사면절취에 의해서 안전율의 증대는 기대할 수 없다. 이와같은 이유는 관계식 (2)에서 점착력(c)이 무시될 때 암반하중 변화가 안전율에 전혀 영

향을 끼치지 못하기 때문이다. 한편, 사면내부의 인장균열에 수압이 작용할 경우에는 Fig. 8a에 도시된 바와 같이 절취작업에 의해 사면 경사가 완화될수록 안전율도 낮아져서 절취 목표에 역행하는 사면거동이 예상된다.

암반사면 내부에 발달한 불연속면의 전단 마찰각은 상기된 바와 같이 5~16°까지 가변적으로 선정될 수 있으며, 마찰각이 감소되면 이에 따른 점착력은 증가되게 산정된다. 점착력을 고려한 경우 사면 절취에 의한 안전율 변화를 고찰하기 위하여 마찰각을 감소시키면

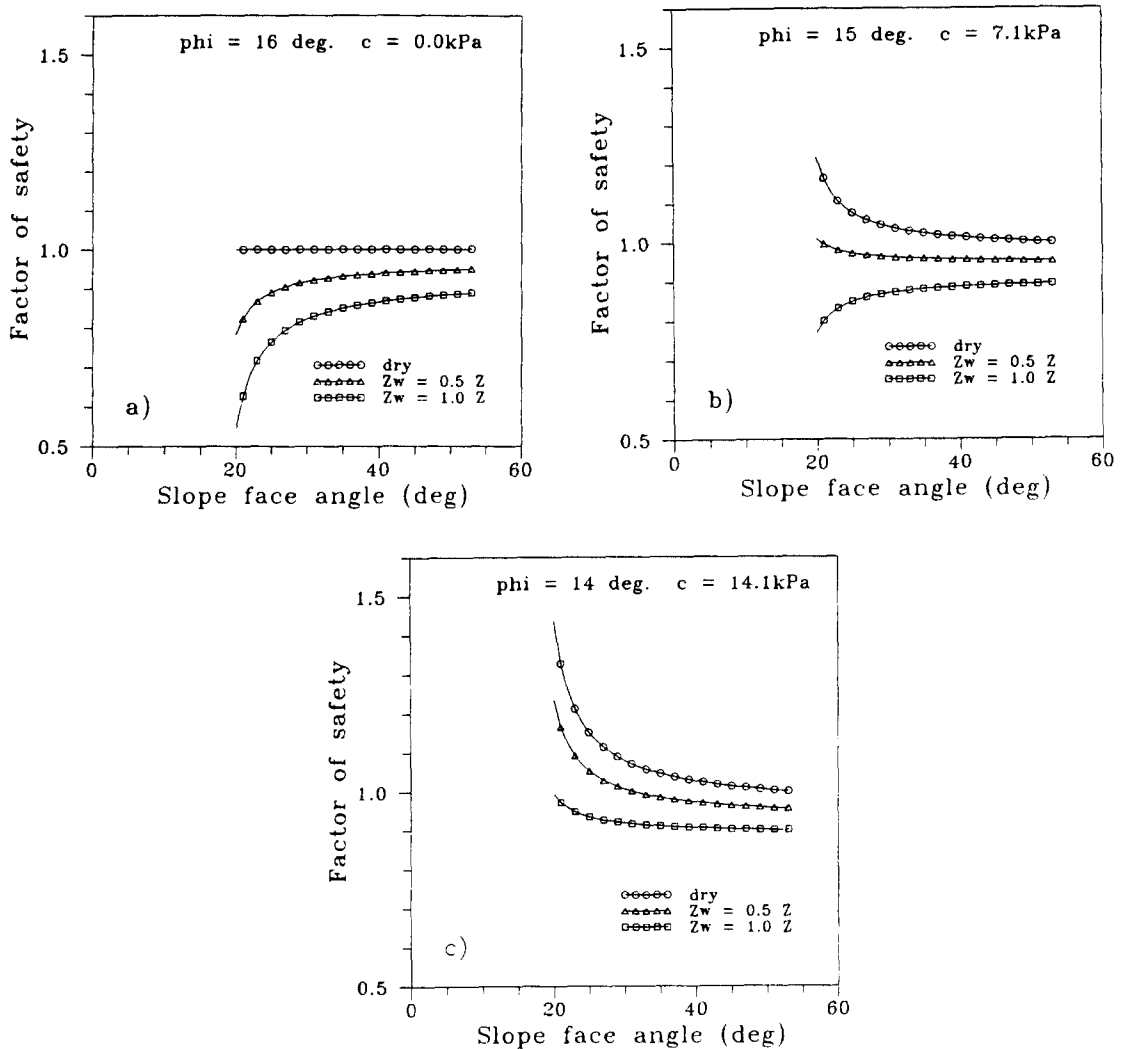


Fig. 8. Variation of safety factor with respect to slope angle.

a)  $\phi=16^\circ$ ,  $c=0.0$  kPa, b)  $\phi=15^\circ$ ,  $c=7.1$  kPa, c)  $\phi=14^\circ$ ,  $c=14.1$  kPa

서 동일한 분석을 수행하였다. 마찰각 15°, 점착력 7.1 kPa인 경우(Fig. 8b) 불연속면의 전단강도를 기준으로 한 암반사면의 안전율은 수압변화에 따라 상이한 변화를 나타낸다. 건조사면의 경우에는 사면 절취작업이 안전을 증가에 미세하게나마 효과를 발휘하지만, 인장균열이 절반정도 지하수위가 상승되어 있으면 절취작업이 상당수준 진행되어도 안전을 증가하는 매우 미약하다. 인장균열이 완전포화된 경우에는 절취작업에 의한 암반하중 감소가 안전율을 저하시키고 있다. 이와같이 절취작업 목적에 대한 일반적인 인식과는 상이한 결과가 도출되는 원인을 분석하기 위하여 관계식 (2)을 이용하며 암반하중(W)에 따른 안전율 변화를 고찰하였다.

$$\frac{\partial FS}{\partial W} = \frac{(V + U \sin \Psi_p) \tan \Phi - c \sin \Psi - T \sin(\beta + \Psi) \tan \Phi}{[W \sin \Psi_p + V \cos \Psi_p - T \sin \beta]^2} \quad (4)$$

지보재가 설치되지 않은 경우(T=0) W에 대한 안전도 변화율 ( $\partial FS/\partial W$ )은 수압(V와 U) 및 불연속면의 점착력(c) 크기에 따라 좌우된다. 건조사면의 경우(U=V=0) 점착력이 존재할 때는  $\partial FS/\partial W < 0$  이어서 절취에 의한 W 감소는 FS 증가를 유발시키며 (Fig. 8b 참조) c=0 일 때는  $\partial FS/\partial W = 0$ 으로 절취에 따른 안전율이 변화되지 않는다(Fig. 8a 참조). 인장균열 내에 수압이 발생하면 수압과 점착력의 크기에 따라 안전율 변화도가 좌우된다. 인장균열의 중간까지 지하수위가 상승한 경우(Zw=0.5Z)  $\Phi=16^\circ$ , c=0.0 kPa 일때에는  $\partial FS/\partial W > 0$  이어서 절취작업에 의한 암반하중 감소가 사면 안전율을 저하시키며(Fig. 8a 참조),  $\Phi=15^\circ$ , c=7.1 kPa 일때에는  $\partial FS/\partial W < 0$  이어서 절취에 의한 사면의 안전율을 증가가 기대된다(Fig. 8b 참조). 한편 인장균열이 포화상태이면(Zw=1.0Z) 점착력 c=7.1 kPa 일때에도  $\partial FS/\partial W > 0$  이어서 절취에 의해 사면의 위험도가 증가하며, 점착력이 2배 증가된 상태인  $\Phi=14^\circ$ , c=14.1 kPa인 경우에도 수압발생 정도에 관계없이 절취작업에 의한 사면의 안전도 개선이 기대될 수 있다(Fig. 8c 참조). 이와같은 분석 결과들을 종합할 때 사면절취에 의한 안전율 감소는 마찰각이 16° 및 15°에서만 발생하여 확률적으로 크게 우려되는 사항은 아니지만 절취작업이 항상 암반사면의 안정성 향상을 보장하지는 않는다는 매우 중요한 사항을 제시하고 있다.

연구지역 암반사면의 최상부는 토양층으로 덮여 있으며 절취 하부쪽으로 갈수록 풍화암에서 경암으로 강

도가 증가한다(Fig. 1). 암반강도에 따른 작업의 난이성 및 절취 암석량을 고려할 때 사면경사각이 약 40°될 때까지 절취작업이 수행될 수 있는 것으로 판명되었다. Fig. 1의 P점을 기준으로 사면을 절취하여 경사각이 40°인 경우를 가정하고 선정 가능한 불연속면의 전단강도 계수를 사용하여 절취작업 완료시 예상되는 안전율을 Fig. 9에 도시하였다. 마찰각이 감소할 수록, 즉 불연속면의 점착력이 증대될 수록 절취 후 사면의 안전율은 증가하는 경향을 나타내나 암반사면의 영구적인 안정성을 보장하는 최소 안전율 1.5에 크게 미달하고 있다. 따라서 절취작업에 의해 상대적으로 활동성이 높은 표층 토양 및 풍화암을 제거하여 사면 파괴시 붕괴 암반량을 감소시킬 효과를 거둘 수는 있겠으나 사면보강을 위한 대처방안으로는 불충분하다. 암반사면의 경우 배수공을 설치하여 수압 감소에 의한 안전율 증가를 기대할 수도 있다. 그러나 Fig. 9에 도시된 결과에 의거할 때 경사각 40°로 절취한 건조 상태에서 안전율 1.5에 크게 미달하기 때문에 불연속면이 발달한 암반사면의 보강에 보편적으로 사용되는 앵커 설치공법을 고려하였다. 사면 절취작업과 병행되는 앵커 설치에 의해 요구되는 사면의 영구적인 안전율 2.0을 유지하기 위한 지보력(T)을 관계식 (2)에 의거하여 산정하여 Table 4에 수록하였으며, 경사각 확보를 위해 요구되는 절취암반의 무게도 산출하여 함께 수록하였다. 지보력을 사면전면에 분산시키기 위한 앵커 설치단수(n)는 아래의 관계식을 이용하여 산출하였다.

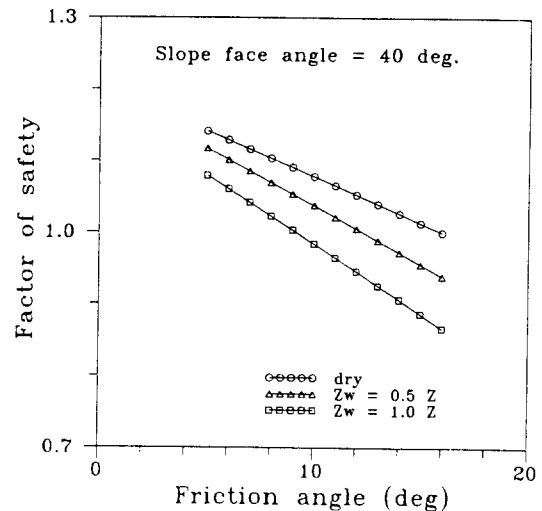


Fig. 9. Safety factors for different friction angles.



$$n = \frac{mT}{Ta(\cos\beta + \sin\beta \tan\Phi)} \quad (5)$$

여기서,

m : 종단방향 앵커간격

Ta : 앵커 허용 인장력

β : 앵커 설치각도

암반사면 종단방향으로의 앵커 간격 2 m, 앵커 허용 인장력 2.1 MN, 앵커 설치각도 10°로 가정하여 산정된 앵커 설치단수를 Table 4에 수록하였다. 사면 경사각을 인위적으로 완화시키면 절취 암석량은 증가하나, 절취목표에 부합되게 필요 지보력이 감소하며 이에 따라 앵커 설치단수도 감소한다. 한편 절취각도에 따른 버력 처리량 및 필요 지보력은 Fig. 10에 도시된 바와 같이 상호 보합적으로 변화하고 있어서 최적 절취각도를 선정할 수 있는 특징적인 변화를 나타내지는 않는다. 따

Table 4. Excavation weight and support load required to maintain permanent stability of rock slope.

Slope face angle (deg)	Excavation weight (ton)	Support load (MN)	Anchor number
50	132	10.03	10
45	379	9.10	9
40	647	8.35	8
35	1038	7.39	7
30	1505	6.18	6
25	2143	4.54	5
20	3067	2.15	2

라서 위에서 언급된 바와 같이 현장 암반상태를 고려할 때 절취각도 40°를 최적 사면경사각으로 선정할 수 있으며, 이에 따른 8단의 앵커설치도 사면 높이 34.4 m (Fig. 1참조) 고려할 때 무난하리라 예상된다. 불연속면의 점착력이 무시된 포화상태에서 절취작업 목표를 만족시키기 위해 관계식 (4)에 의거해 요구되는 지보력은 1.18 MN이어서 Table 4에 수록된 사면경사각 40°인 경우에 요구되는 지보력 8.35 MN은 사면의 영구 안정성 및 절취작업의 효율성을 동시에 만족시키는데 충분하다. 앵커 보강에 대한 세밀한 수치해석적 분석방법은 Cho and Lee(1993)에 의해 제시되어 있으나 본 연구

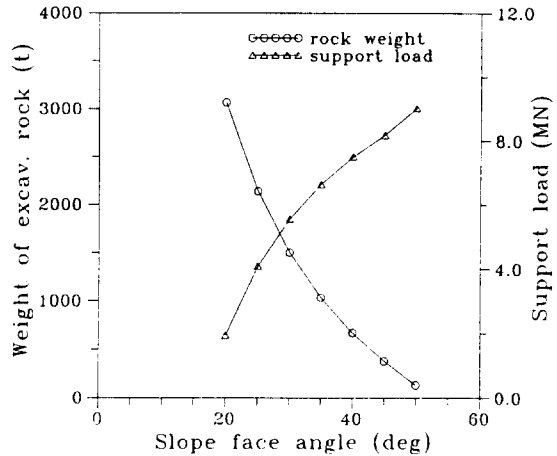


Fig. 10. Weight of excavating rock and support load required to lowering slope angle.

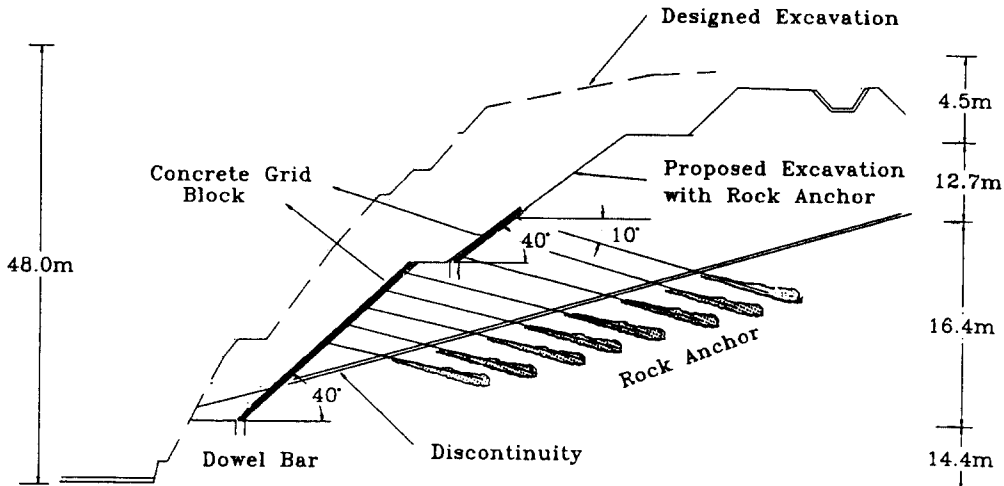


Fig. 11. Design of support system for maintaining permanent stability of rock slope.

에서는 설치될 앵커의 위치 및 길이에 대한 일반적인 개념을 이용한 지보 패턴을 Fig. 11에 제시하였다.

## 5. 결 론

개착과정에 일차적인 미끄러짐 파괴가 발생한 암반 사면에 대한 시추조사 및 전단강도 측정을 실시하여 사면의 안정성에 중대한 영향을 끼치는 불연속면의 역학적 특성결정 및 사면 안정화 대책수립에 대한 다음과 같은 결론을 도출하였다.

1) 암반사면의 안전성은 내부에 발달한 주된 불연속면의 구조적, 역학적 특성에 의해 지배된다. 불연속면의 전단강도는 표면 거칠기(JRC)에 주된 영향을 받으며, 충전 물질이 존재할 경우에는 충전율이 증가함에 따라 충전물 고유의 전단강도 특성을 나타낸다.

2) 암반사면의 현장 상태, 특히 불연속면의 특성이 지역적으로 변화되기 때문에 현장 사면의 전단강도 특성은 대표적 단일수치 보다는 일정범위 내에서 선정되는 것이 바람직하며, 사면의 보강대책도 전단강도 범위 전체를 충족시키는 방안이 수립되어야 한다.

3) 사면 절취작업은 일반적으로는 암반하중을 감소시켜 안전율을 증가시키나, 주된 파괴 활동면의 점착력이 매우 감소될 경우에는 수압 발달정도에 따라 불안정성이 고조될 수 있다. 따라서 절취작업 이외의 추가적인 보강재 설치가 병행되어야 암반사면의 안전도를 확실하게 보장할 수 있다.

## 참 고 문 헌

- 1) Bieniawski Z. T. 1973, Engineering classification of jointed rock masses. Trans. S. Afr. Inst. Civ. Eng. 15, 335-344.
- 2) Barton N., Lien R., and Lunde J., 1974, Engineering classification of rock masses for the design of tunnel support. Rock Mechanics. 6(4), 183-236.
- 3) Romana M. R., 1993, A geomechanical classification for slopes: Slope Mass Rating. Comprehensive Rock Engineering. 575-600. Pergamon Press.
- 4) Barton N. R., 1973, Review of a new shear strength criterion for rock joints. Engineering Geology, 7, 287-332.
- 5) Miller R. P., 1965, Engineering classification and index properties for intact rock. Ph.D. Thesis. Univ. of Illinois.
- 6) Hoek E. and Bray J., 1981, Rock Slope Engineering. The Institution of Mining and Metallurgy, London.
- 7) Cho T. F. and Lee C., 1993, A new discrete rockbolt element for finite element analysis. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr. 30(7), 1307-1310.