

Monte Carlo Simulation 기법을 이용한 RMR의 역산 및 그에 의한 암반사면의 안정성 분석

최성웅^{1)*}, 정소결²⁾

Assessment of RMR with the Monte Carlo Simulation and Stability Analysis of Rock Slopes

Sung-Oong Choi and So-Keul Chung

Abstract Various kinds of rock mass properties, which can be obtained from laboratory tests as well as field tests, can be reasonably applied to the design of earth structures. An extrapolation technique can be used for this application, and it generally guarantee its quality from a sufficient amount of test results because it is based on the RMR value in most cases. When the confident RMR can not be obtained because of the insufficient testing results, the Monte Carlo Simulation technique can be introduced for deducing the proper RMR and this assessed RMR can be reused for the major input parameters. Authors' proposed method can be verified from the comparison between the results of numerical analysis and the evidences of field site.

KeyWords Extrapolation technique, RMR, Monte Carlo Simulation

초 록 초록 실내시험 및 현장시험 등으로부터 구해진 각종 암반 물성치를 설계에 반영시키기 위해 여러 가지 외삽법이 적용되고 있으며, 이 기법들은 대체적으로 충분한 현장 조사 및 시험을 통해 합리적인 RMR값을 도출한 뒤, 이를 토대로 강성 및 강도 정수를 산정하는 수순을 따르고 있다. 그러나 현장 여건상 충분한 시험조사가 이루어지지 못하여 RMR값의 정확한 도출이 곤란한 경우가 있을 수도 있으므로 이러한 경우를 대비하여 Monte Carlo Simulation 기법을 도입, 비교적 합리적이고 객관적인 RMR값을 역으로 추정하고 이를 통해 설계에 필요한 지반정수를 산정하는 새로운 기법을 제안코자 한다. 이렇게 제안된 새로운 지반정수 산정기법은 수치해석결과와 현장상황의 비교분석을 통해 그 타당성이 규명될 수 있을 것이다.

핵심어 외삽법, RMR, 몬테카를로 시뮬레이션

1. 서 론

각종 지반 구조물의 설계를 위한 수치해석모델이 다양하게 적용되면서, 암반의 물성치, 특히 암석의 영률과 같은 강성(stiffness) 정수나 각종 강도(strength) 정수를 모델링에 적합하게 변화시켜주는 문제가 매우 중요한 과제로 대두되고 있는데, 이는 크기효과(scale effect)를 고려할 필요가 없는 인공적인 재질과는 달리, 암반은 항상 취약면을 내포하고 있는 불균질한 매질이기 때문이다.

따라서 실내시험 및 현장시험 등으로부터 구해진 각종 물성치를 수치해석에 적합한 형태로 변화시키기 위한 노력들이 있어 왔고, 여러 연구자들에 의해 여러 가지 외삽법(extrapolation technique)들이 소개되고 있다(Hoek & Brown, 1980, 1988, 1997; Hoek, 1994, 1995; Bieniawski, 1978; Serafim & Pereira, 1983; Barton, 1980; Nicholson & Bieniawski, 1990; Mitri et al., 1994; Chryssanthakis & Barton, 1998; Trueman, 1988).

이들 각각의 기법들은 나름대로의 장단점을 가지고 있으므로 해석자의 최종적인 판단에 의해 취사선택하여 수치해석에 적합한 지반 정수를 산출해내는 것이 일반적인 추세이다.

하지만, 이들 기법들은 대체적으로 충분한 현장 조사 및 시험을 통해 합리적인 RMR값을 도출한 뒤, 이

¹⁾한국지질자원연구원 지하공간연구소 실 선임연구원

²⁾한국지질자원연구원 지하공간연구소 실 책임연구원

*교신저자(Corresponding Author): choiso@kigam.re.kr

접수일: 2004년 3월 12일

심사 완료일: 2004년 4월 26일

를 토대로 강성 및 강도 정수를 산정하는 과정들을 공통적으로 가지고 있으므로, 정확한 RMR값의 도출이 우선되어야만 한다.

그러나 현장 여건상 RMR값의 정확한 도출이 곤란한 경우, 경험적으로 적용되고 있는 이러한 외삽법은 더 이상 적용될 수 없으며, 따라서 부족한 지반 조사 자료를 이용하여 비교적 합리적이고 객관적인 RMR값의 도출 기법이 요구된다.

따라서 본 연구에서는 암석 시료의 현장 채취 및 실험실에서의 시료 성형이 용이하지 않은 관계로 충분한 시험 및 조사가 이루어지지 못했던 인도네시아 Pasir 노천 채광장을 대상으로, 획득된 시험결과만을 이용해서 RMR값을 역으로 추정하고 이를 통해 최종적으로 수치해석에 필요한 지반정수를 산정하는 새로운 기법을 제안코자 한다.

충분하지 못한 시험자료로부터 RMR값을 추정하기 위해, 적은 수의 표본으로부터 모집단의 통계량에 가까운 다수의 표본을 산출할 수 있는 방법인 Monte Carlo Simulation 기법을 적용하였으며, 이렇게 구해진 RMR값을 이용하여 여러 연구자들에 의해 제안되고 있는 외삽기법을 적용, 최종적인 지반 정수를 도출하였다.

도출된 지반 정수의 신뢰성 여부는 수치해석결과와 현장의 상황을 비교함으로써 확인코자 한다.

2. 지반정수 산정기법

Mohammad 등(1997)은 최근에 발표된 약 40여 편의 수치해석관련 논문들을 통하여 수치해석용 입력변수가 어떻게 적용되었는지를 살펴본 적이 있다. Fig. 1은 이들 입력변수 중에서도 실내시험으로부터 구해진 영률이 모델링에서 적용된 예를 그림으로 나타낸 것인데, 직선회귀분석을 통하여 실내시험 결과값이 모델링에 적용될 때는 약 0.46배 가량으로 감쇠됨을 알 수 있었다. 마찬가지로 단축압축강도, 인장강도, 포아송비에 대해서도 사례분석을 통하여 감쇠지수를 구해본 결과, 단축압축강도는 실내시험값의 약 0.28배, 인장강도는 실내시험값의 약 0.49배, 그리고 포아송비는 실내시험값과 거의 유사한 값으로 적용됨을 알았다.

이러한 연구조사 결과를 볼 때, 실내시험으로부터 구한 지반의 물성을 수치해석 모델링에 적용하기 위한 감쇠기법은 대다수 해석자들에 의해 공통적으로 적용되고 있음을 알 수 있으며, 이미 그 타당성이 검증되었다고 할 수 있을 것이다.

대부분 Bieniawski(1978)에 의해 제안되는 다음의 식 (1)을 이용하여 모델링을 위한 변형계수(deformation moduli)를 산정하는데, 이 식은 RMR이 50 보다 큰 경우 18.2%의 오차범위 내에서 허용되는 것으로 알려져 있으므로, RMR이 50 이하인 경우에는 달리 적용되어

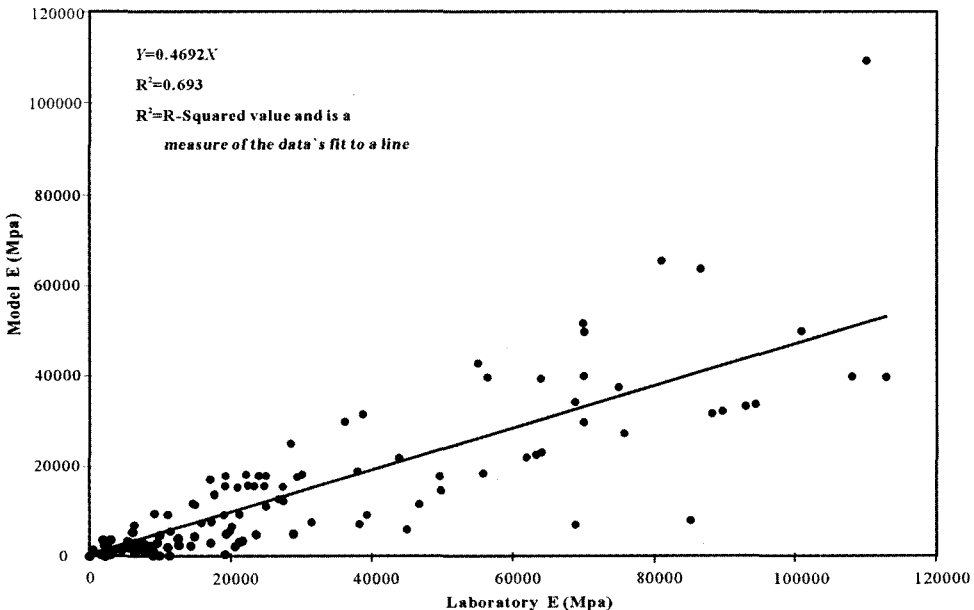


Fig. 1. Reduction of Young's modulus from laboratory scale to modeling scale(Mohammad et al., 1997)

야 한다.

$$E_m = 2RMR - 100 \quad (GPa) \quad (1)$$

따라서 Serafim과 Pereira(1983)는 Bieniawski의 RMR system을 이용하여 모든 RMR 값에 대해 적용될 수 있는 다음의 식 (2)를 제안한 바 있다.

$$E_m = 10^{\frac{RMR-10}{40}} \quad (GPa) \quad (2)$$

Nicholson과 Bieniawski(1990)는 암반에 대한 RMR 값과 실험실에서 구한 영률을 이용하여 암반의 변형계수를 구하기 위해 다음의 식 (3)과 같이 감쇠지수(RF)에 대한 경험식을 제시하였다.

$$RF = \frac{E_{rm}}{E_{int}} = 0.0028RMR^2 + 0.9 \exp\left(\frac{RMR}{22.82}\right) \quad (3)$$

여기서, E_{rm} 과 E_{int} 은 각각 암반(rock mass) 및 암석(intact rock)에 대한 변형계수이다.

한편 Mitri et al.(1994)은 RMR을 이용한 현지암반 상태를 표현하기 위해 다음의 식 (4)를 이용하여 암반의 변형계수를 유도하는 방법을 제안하기도 하였다.

$$RF = \frac{E_{rm}}{E_{int}} = 0.5 * \left[1 - \left\{ \cos\left(\pi * \frac{RMR}{100}\right) \right\} \right] \quad (4)$$

식 (3)의 경우는 우변의 두 번째 항의 영향으로 인해, RMR값이 30 이하일 경우 강성지수(stiffness parameter)가 매우 크게 감쇠 되는 경향이 있으나, 식 (4)의 경우는 RMR 또는 강성지수가 낮은 범위에서도 현실성 있는 감쇠값을 보이는 것으로 알려져 있다.

또한, Trueman(1988)은 여러 사람들에 의해 제안된 여러 가지 감쇠지수들을 바탕으로 RMR을 이용하여 다음과 같이 강도 변수(strength parameter)를 구하는 기법을 제안한 바 있다.

▷ 암반에 대한 압축강도 ;

$$\sigma_m = 0.5 \exp(0.06RMR) \quad (MPa)$$

▷ 암반에 대한 점착력 ;

$$C_m = 0.25 \exp(0.05RMR) \quad (MPa) \quad (5)$$

▷ 암반에 대한 내부마찰각 ;

$$\phi_m = 0.5RMR + 5 \quad (degree)$$

식 (5)는 Lloyd(1995), Follington(1988), Chileshe(1992) 등에 의해 이미 그 적용성이 검증된 바 있다.

3. Monte Carlo Simulations

암반 및 지반 구조물의 설계를 위한 수치해석에 있어서, 지반 정수의 객관성과 정확성을 기하기 위해 최근 몬테카를로 시뮬레이션(Monte Carlo Simulation) 기법이 소개되고 있다. 몬테카를로 기법은 확률적 공차(probabilistic tolerance)를 설정하기 위한 툴이라고 간단히 설명할 수 있으며, 적은 수의 표본으로부터 모집단의 통계량에 가까운 다수의 표본을 산출하는 방법이다. 즉, 정규 분포 함수로 표현할 수 있는 일련의 표본 집단은 함수 변환을 통해 확률 누적 함수로 변환될 수 있으며, 따라서 0에서 1까지 확률적으로 등분포 하는 난수를 컴퓨터상에서 발생시킨 뒤(random number generation) 이를 확률 누적 함수에 대응시키게 되면, 실제로 발생할 수 있는 상황의 통계적인 분포를 재현할 수 있는 것이다. 따라서 앞서 언급한 바와 같이 시간적 제약 또는 불가항력적인 제한에 의해 실내시험 또는 현장시험이 충분히 이루어지지 못해 객관성 있는 설계 입력 자료를 산출하기 곤란할 경우, 최소한의 시험값으로부터 대표성 있는 설계값을 산출하는데 유용하게 사용될 수 있는 툴인 것이다.

이러한 몬테카를로 시뮬레이션의 기본 원리를 쉽게 이해하기 위해, 흔히 π 값의 계산을 위해 이 기법을 사용하는 예를 들고 있는데(Woller, 1996) 결국 π 값의 정확도는 반복수행 횟수와 직결됨을 알 수 있다.

따라서 이와 유사한 원리로, 몬테카를로 시뮬레이션 기법을 암반공학 분야에 적용하여 지반정수를 산정하는 과정을 간략히 살펴보면 다음과 같다.

- ① 가능한 범위 내에서 충분한 데이터를 수집한다.
(예; 일축압축시험 자료, 삼축압축시험 자료, 암반분류 자료 등)
- ② 수학적 모델을 구성하는데, 이때 대부분 다중회귀분석식을 이용할 수 있으며, 특히 이러한 모델의 형식은 입력변수와 출력값의 관계로 모사될 수 있다.
(예; $E_m = 10^{\frac{(GSI-10)}{40}} \times \sqrt{\frac{\sigma_c}{100}}$ 또는 $E_m = 10^{\frac{RMR-10}{40}} \quad (GPa)$ 등)
- ③ 각각의 입력 변수들이 어떤 형태로 분포하는지를 정의한다.
(예; uniform, normal, log-normal 분포 등)
- ④ 각 변수들의 평균과 표준편차를 정의한다.
- ⑤ 각 입력변수가 출력값에 미치는 효과를 탐색(simulation)하고 입력변수의 편차를 변경하는 수차례의

모사를 통해 더 나은 조건을 찾는다.

- ⑥ 요구되는 범위와 모사된 결과를 비교하여 허용한계의 만족여부에 따라 시뮬레이션 사이클을 계속 수행할지의 여부를 결정한다.

4. 현장 적용

4.1 현장 개요

PT. Kideco Jaya Agung에서 운영하고 있는 Pasir 노천 채광장은 인도네시아 칼리만탄 섬 동남부에 위치하고 있는 유연탄광이다. 이 광산은 우리나라 최초로 해외자원개발에 성공한 광산으로 알려져 있으며, 면적으로는 서울시 크기와 맞먹는 50,000여 ha를 차지하고 있다. 가채 매장량은 약 3억 3천만 톤으로써 하루 3만톤씩 채광해도 30년간 가행이 가능한 양이다. 현재는 연간 1,500만톤의 유연탄을 생산하고 있으며 운반도로만 도 약 10 km에 달하는 등, 단일 광산으로는 세계 3위의 생산량을 자랑하고 있다.

이와 같은 대규모 노천 채광장의 운영에 따라 필수적으로 수반되는 사면의 안정화 문제가 전체 생산 공정에 결정적인 영향을 미치게 됨에 따라 현재 사면 상태의 안정성 여부 확인과 생산 원가의 절감에 필수적인 사면 경사각의 결정이 시급히 요구되고 있다.

현재의 사면은 남북 방향으로 놓여있는 주운반도로를 기준으로 좌우측, 즉 서쪽 사면 및 동쪽사면으로 대별될 수 있으며, 각각 33° 및 29°의 전체 사면각을 가지고 있다. 특히 지질구조적으로 상대적 안정성이 유지되고 있는 서쪽 사면과는 달리 동쪽사면에서는 Fig. 2(a)에서 보는 바와 같이 R0의 강도를 나타내는 사암이 넓게 분포하고 있으며, 국부적으로는 지표수의 영향으로 인해 Fig. 2(b)에서 보는 바와 같이 법면을 따라 사암의 세굴

현상이 보이기도 하는 등, 사면의 안정성이 치명적으로 위협받고 있다.

4.2 몬테카를로 기법을 이용한 지반정수 산정

Fig. 2에서 보는 바와 같이, 이러한 지반 조건에서는 시료의 채취가 매우 제한적이며, 또한 실내시험을 위한 시료 성형도 매우 불확실하다.

따라서 실내 일축압축시험, 인장시험, 삼축압축시험 등이 제한적인 시료에 대해 수행될 수 밖에 없었으며, 이들 시험결과 중에서 비교적 신뢰성을 둘 수 있는 실내시험결과는 영률과 포아송비임을 판단하였다. Table 1에서는 이와 같이 현장에서 채취가능한 시료에 대해서 실내암석물성시험을 실시한 결과를 정리하였다.

따라서 전술한 바와 같이, RMR값을 이용하여 구할 수 있는 여러가지 지반정수를 산정하기 위해, 우리가 신뢰할 수 있는 실내시험 영률로부터 RMR값을 역으로 추정하고 이를 통해 최종적인 지반정수를 도출코자 한다.

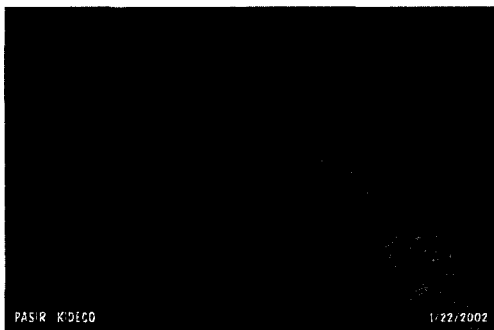
즉, 지반정수를 산정하기 위해 본 연구에서 제안된 적용 기법을 소개하면 다음과 같다.

- ① Mohammad 등(1997)에 의해 제안된 실내시험의 영률과 전산해석에서 사용된 영률의 관계식으로부터 전산해석에 필요한 영률, 즉 암반에 대한 영률을 다음과 같이 구한다.

$$E_{rm} = 0.46 \times E_{lab} \quad (6)$$

여기서, E_{rm} 은 전산해석에 필요한 암반에 대한 영률이고, E_{lab} 은 실험실 시험을 통해 구해진 영률이다.

- ② ①에서 구한 E_{rm} 을 이용하여 Serafim과 Pereira (1983)의 식으로부터 RMR을 역으로 구한다. 즉,



(a) Strength of sandstone (R0)



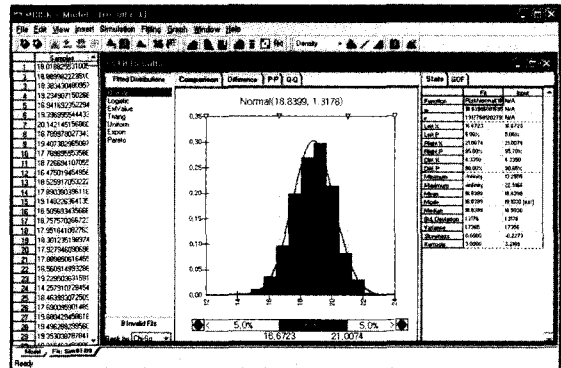
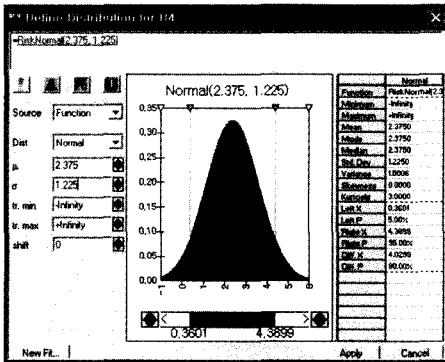
(b) Erosion of sandstone

Fig. 2. Evidences of slope unstability found in the east slope region

Table 1. Physical and mechanical properties of rock (obtained from laboratory test)

Rock type	ρ (kg/m ³)	V(m/sec)		σ_c (MPa)	σ_t (MPa)	E (GPa)	ν	C (MPa)	ϕ (°)	Sampling location
		S-wave	P-wave							
mudstone	2,280	1,600	2,530	16	0.13	3.9	0.14	2.9	42.3	D2East slope
	2,270	1,660	2,590	20	0.16	3.7	0.16			
	2,240	1,670	2,620	14	0.13	3.3	0.11			
sandstone	2,290	1,690	2,880	20	0.06	3.6	0.15	1.8	46.4	D2West slope
	2,240	1,440	2,470	12	0.05	1.9	0.17			
	2,140	1,360	2,180	13	0.08	1.6	0.21			
sandstone	2,350	1,840	3,110	26	0.15	5.0	0.14	3.8	43.9	D2West slope
	2,300	1,560	2,820	22	0.13	3.7	0.11			
	2,330	1,830	3,090	27	0.16	5.1	0.13			
boulder	3,320	2,330	4,370	129	1.20	28.7	0.17	19.0	47.0	D2West slope
	3,230	2,030	3,930	85	1.10	20.9	0.18			
	3,280	2,230	4,270	111	1.00	25.0	0.18			

※ ρ : density, V : wave velocity, σ_c : compressive strength, σ_t : tensile strength, E : Young's modulus, ν : Poisson's ration, C : cohesion, ϕ : Internal friction angle.



(a) Input pattern of laboratory Young's modulus for sandstone(Average: 2.375GPa, S.D: 1.225GPa)

(b) Normal distribution pattern of RMR

Fig. 3. Example of Monte Carlo simulation process

$$E_{rm} = 10 \frac{RMR - 10}{40} \quad (GPa) \quad (7)$$

③ ②에서 구한 RMR을 이용하여 다음 식으로부터 전산해석에 필요한 설계정수를 산정한다. 즉,

- ▷ 암반에 대한 압축강도 ;

$$\sigma_{rm} = 0.5 \exp(0.06 RMR) \quad (MPa)$$
- ▷ 암반에 대한 점착력 ;

$$C_{rm} = 0.25 \exp(0.05 RMR) \quad (MPa) \quad (8)$$
- ▷ 암반에 대한 내부마찰각 ;

$$\phi_{rm} = 0.5 RMR + 5 \quad (degree)$$
- ▷ 암반에 대한 인장강도 ;

$$\sigma_{tm} = 0.49 \times \sigma_{lab}$$

④ 이때 ①-③의 과정에서 몬테카를로 시뮬레이션 기법을 적용함으로써, 최종적으로 구하고자 하는 설계정수 추정값의 정확성을 확률론적으로 평가할 수 있다.

Fig. 3은 이와 같이 제안된 일련의 지반정수 산정 과정을 예로 보여주고 있다. 즉, Fig. 3(a)는 평균과 표준편차의 형태로 몬테카를로 시뮬레이션에 입력자료로 주어지는 실내시험 영률의 분포곡선을 나타내고 있으며, Fig. 3(b)는 이로부터 2,000회의 몬테카를로 시뮬레이션을 수행한 뒤 얻어진 RMR 정규분포곡선이다.

4.3 점하중 강도시험결과와 몬테카를로 시뮬레이션

앞에서 언급한 내용은 실내시험에서 구한 영률로부터 출발하였다는 점에서, 현장에서의 시료채취 및 실내시험용 시료성형이 가능한 지점에 대한 지반정수 산정값이다. 하지만 시료채취가 불가능한 지역이 많이 분포하고 있으므로 이들 지역에 대한 대푯값을 산정하기 위해 현장에서의 점하중강도 시험이 병행되었으며, 이러한 점하중강도 시험결과에 대해서도 몬테카를로 시뮬레이션에 의한 지반정수의 합리화가 요구된다. 점하중 강도 시험결과에 대해서는 다음과 같은 방법이 적용되었다.

① 점하중 강도(Is(50))를 이용하여 단축압축강도로 환산한다(Table 2 참조).

② 환산된 단축압축강도로부터 암반에 대한 단축압축강도를 산정한다.

$$\sigma_{crm} = 0.28 \times \sigma_{clab} \quad (9)$$

여기서, σ_{crm} 은 암반에 대한 단축압축강도, σ_{clab} 은 시험편에 대한 단축압축강도이며, 0.28은 Mohammad 등(1997)의 연구결과에 의한.

③ 앞의 (8)식 중에서 $\sigma_{rm} = 0.5 \exp(0.06 RMR)$ (MPa)을 이용하여 암반에 대한 단축압축강도로부터 RMR을 역으로 구한다. 즉,

$$RMR = \frac{1}{0.06} \ln \left(\frac{\sigma_{rm}}{0.5} \right) \quad (10)$$

④ ③에서 구한 RMR을 이용하여 앞의 방법과 동일하게 설계에 필요한 탄성계수, 점착강도, 내부마찰각 등을 몬테카를로 시뮬레이션 기법을 동원하여 구한다.

4.4 지반정수의 산정

이상에서 언급한 바와 같이, 본 연구에서 제안된 몬테카를로 시뮬레이션 기법을 동원한 지반정수 산정 기법을 통해 최종적으로 각 지층별 또는 암종별 지반정수를 산정하면 다음과 같다. 즉, Table 3에서는 실내암석물성시험 결과를 이용하여 몬테카를로 시뮬레이션을 적용한 값을 정리하였으며, Table 4는 점하중강도 시험결과를 몬테카를로 시뮬레이션한 결과이다. 이 두가지 시뮬레이션은 모두 90% 신뢰구간 내에서의 평균값으로

Table 2. Results of point load test (obtained from field test)

Rock type	No. of tests	Is(50) (MPa)	σ_c (MPa)	Sampling location
Sandstone	10	0.13	2.93	C3West slope
Sandstone	10	0.06	1.54	C4West slope
Mudstone	12	0.77	13.51	D2East slope
Sandstone	12	0.54	9.50	D2West slope
Mudstone	12	0.58	10.99	D2West slope
Sandstone	7	0.45	7.58	E2East slope
Mudstone	12	0.34	7.43	North slope
Sandstone	12	0.17	3.82	North slope
Sandstone	10	0.08	1.67	North slope

※ Is(50); Point Load Index, σ_c : compressive strength calculated from Is(50).

Table 3. Monte Carlo simulation results of laboratory rock test

Rock type	RMR	ρ (kg/m ³)	E (GPa)	ϕ (°)	C (MPa)	σ_t (MPa)	σ_c (MPa)	Sampling location
mudstone	18.839	2,250	1.668	14.419	0.642	0.064	1.553	D2East slope
sandstone	9.105	2,200	1.079	9.552	0.446	0.028	1.024	D2West slope
sandstone	22.950	2,300	2.116	16.475	0.790	0.067	1.990	D2West slope
boulder	52.119	3,280	11.424	31.059	3.414	0.506	11.543	D2West slope

※ ρ : density, E: Young's modulus, ϕ : Internal friction angle, C: cohesion, σ_t : tensile strength, σ_c : compressive strength.

적용하였으며, 이 과정을 통해 최종적으로 수치해석에 적용된 지반정수는 Table 5와 같다. 다만 여기서 coal seam에 대해서는 본 연구를 통해 직접적인 실험이 수행되지 못했기 때문에 기존의 자료를 참고하였다 (KIGAM report, 1996).

5. 제안된 기법의 검증을 위한 수치해석

5.1 해석 모델

Table 5에서 보여주는 바와 같이, 몬테카를로 시뮬레이션 기법을 이용하여 Pasir 노천 채광장의 각 지층별 지반정수를 구할 수 있었다. 문제는 이와 같이 구해진 지반정수에 대한 신뢰성 및 정확성을 어떻게 평가할 수 있느냐 하는 문제일 것이다. 지반이라고 하는 자연적인 매질을 대상으로는 결코 수학적인 검증작업이 이루어질 수 없으며, 단지 이와 같이 산정된 지반정수를 통해 수치해석을 직접 실시하고 그 결과를 실제의 현장상황과 비교함으로써 경험적인 판단을 통해서만 검증과정이 이루어질 수 있을 것이다.

이를 위하여 상용 프로그램인 FLAC Ver. 4.0(Itasca

C.G.Inc, 2000)을 사용하였으며, Pasir 노천 채광장 발파현장에서 직접 측정한 발파진동속도를 이용하여 동하중 해석을 실시하였다.

해석모델은 수치해석 단면상에서 나타나는 사암 및 이암, 그리고 탄층을 실제 조건과 동일하게 모델링하였으며, Mohr-Coulomb 탄소성 모델을 따르는 것으로 가정하였다.

5.2 해석 결과

수치해석 당시 사면의 전체 경사각은 동쪽이 29°, 서쪽이 33°를 유지하고 있었으며, 서쪽 사면은 안정성이 확보되고 있는 반면 동쪽 사면은 사면의 중단부에서 국부적인 인장균열대가 발생하고 있었다.

Fig. 4와 Fig. 5는 동쪽 및 서쪽 사면에 대한 수치해석결과 및 현장의 실제 상황을 각각 보여주고 있는데, 그림에서 보는 바와 같이 동쪽사면의 경우 수치해석 결과로부터 사면의 중단부(그림에서 C영역)에서 국부적인 소성영역이 발생하고 있으며 이 지점은 현장에서 관찰되는 인장균열대의 위치와 거의 일치하고 있다.

또한 서쪽사면의 경우, 수치해석 결과상으로도 사면

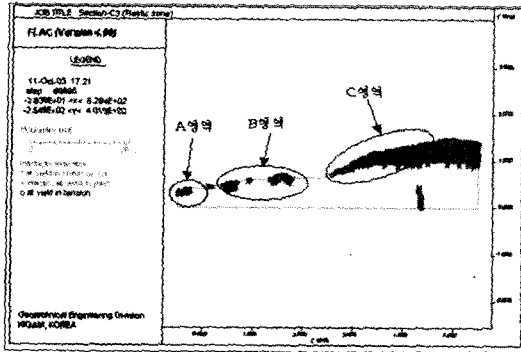
Table 4. Monte Carlo simulation results of point load test

Rock type	σ_{clab} (MPa)	σ_{crm} (MPa)	RMR	E_{rm} (GPa)	C_{rm} (MPa)	ϕ_{rm} (°)	Sampling location
Sandstone	2.93	0.820	8.253	0.904	0.378	9.127	C3West slope
Sandstone	1.54	0.531	1.010	0.596	0.263	5.505	C4West slope
Mudstone	13.51	3.783	33.727	3.919	1.350	21.863	D2East slope
Sandstone	9.50	2.660	27.858	2.795	1.006	18.929	D2West slope
Mudstone	10.99	3.077	30.286	3.215	1.137	20.143	D2West slope
Sandstone	7.58	2.123	24.096	2.251	0.834	17.048	E2East slope
Mudstone	7.43	2.080	23.761	2.208	0.820	16.880	North slope
Sandstone	3.82	1.069	12.673	1.166	0.471	11.336	North slope
Sandstone	1.67	0.568	2.114	0.635	0.278	6.057	North slope

※ σ_{clab} : compressive strength calculated from $Is(50)$, σ_{crm} : compressive strength for rock mass, E_{rm} : Young's modulus for rock mass, C_{rm} : Cohesion for rock mass, ϕ_{rm} : Internal friction angle for rock mass.

Table 5. Input parameters used in numerical analysis

Properties Layer	Density (kg/m ³)	Bulk modulus, K (MPa)	Shear modulus, G (MPa)	Internal friction angle (degree)	Cohesion (kPa)	Tensile strength (kPa)
mudstone	2,250	927	695	14.4	654	65.4
sandstone	2,250	666	439	11.8	549	54.9
coal seam (C3)	1,420	280	60	26.0	19.8	1.98
coal seam (D1)	1,420	252	54	26.0	19.8	1.98

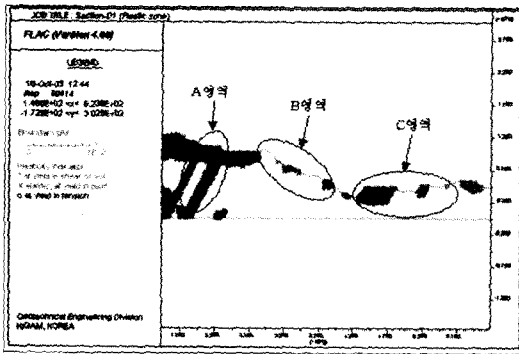


(a) Numerical results



(b) Tensile crack developed in the east slope

Fig. 4. Numerical results on the east slope(29°) and corresponding evidence found at the same place



(a) Numerical results



(b) Front view of undamaged west slope

Fig. 5. Numerical results on the west slope(33°) and corresponding evidence found at the same place

에서의 활동성 파쇄대는 발견되지 않고 있으며 역시 현장 관찰을 통해서도 사면이 안정적으로 유지되고 있음을 알 수 있다.

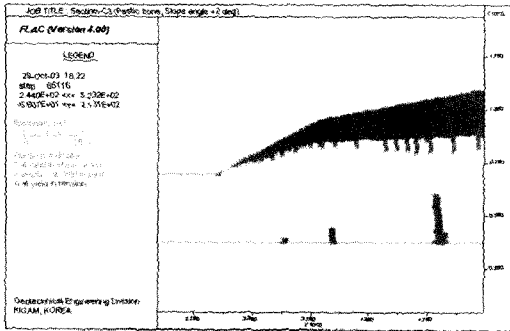
이러한 해석결과는, 궁극적으로 수치해석을 위한 사용된 입력자료, 즉 불충분한 시험결과를 통해 객관적이고 합리적인 지반정수를 산정하기 위한 몬테카를로 시뮬레이션 기법의 타당성을 반증하는 결과로 볼 수 있다.

이와 같은 몬테카를로 시뮬레이션 기법의 타당성은, 그 후 추가적으로 실시된 수치해석 및 현장조사결과를 통해 더욱 신뢰받을 수 있는 바, 동일한 지반정수를 적용하여 동쪽 및 서쪽 사면에 대해 전체 사면각을 상향 조정한 뒤 사면의 안정성을 분석하는 수치해석을 실시하였다. 즉, 사면경사각의 상향 조정 가능성 여부는 생산원가와 직결되는 문제이기 때문이므로 사면의 역학적 안전성과 광산 운영의 경제성에 관한 적절한 공학적 판단은 매우 중요하다.

추가 해석결과, 동쪽 사면은 2° 증가한 31°의 사면각까지 안정성 측면에서 허용될 수 있는 것으로 분석되었으며, 서쪽 사면은 4° 증가한 37°의 사면각까지 허용될 수 있는 것으로 분석되었다.

하지만 현장의 작업 여건 및 안전을 등을 고려하여 최종적으로 양측 사면 모두 2°씩 상향 조정함으로써 최종 사면각이 동쪽 31°, 서쪽 35°가 되도록 제안되었으며, 이는 이차 현장 방문을 통해 자자들에게 의해 제안된 상향된 사면각이 안정적으로 유지되고 있음이 확인됨으로써 본 연구에서 제안한 몬테카를로 기법에 의한 지반정수 산정기법이 타당하게 적용될 수 있음을 다시 한번 확인할 수 있었다.

즉, Fig. 6은 31°로 상향조정된 동쪽사면을 측면에서 촬영한 사진과 이 지점에 대한 수치해석결과를 함께 보여주고 있는데, 수치해석상에서 나타나는 사면 중단부의 일부 소성영역은 매우 제한적이어서 국부적인 보수

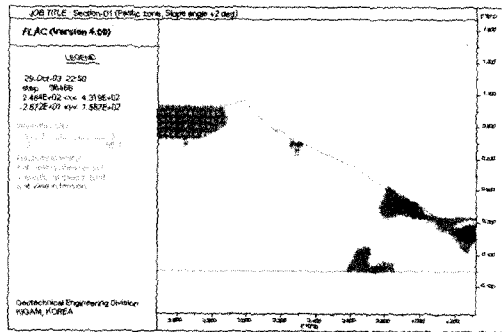


(a) Numerical results



(b) View of stabilized slope

Fig. 6. Numerical results on the east slope(31°) and corresponding evidence found at the same place



(a) Numerical results



(b) View of stabilized slope

Fig. 7. Numerical results on the west slope(35°) and corresponding evidence found at the same place

만으로도 사면의 전체적인 안정성은 유지되는 것으로 제안된 바 있으며, 이러한 제안에 따라 사면의 표토를 안정적으로 처리하고 전체 사면의 경사각을 31°로 시공한 모습이다.

Fig. 7은 35°로 상향 조정된 서쪽 사면의 수치해석 결과와 사면의 정면 모습을 촬영한 사진을 함께 보여주고 있는데, 수치해석 결과상으로 사면의 중단 berm부에서 일부 발생하는 소성영역 역시 매우 제한적이어서 국부적인 보수만이 제안된 바 있으며, 이 역시 이러한 제안을 통해 berm 부분을 제한적으로 연장시킴으로써 전반적인 사면의 안정화를 도모할 수 있었다.

6. 결 론

본 연구에서는 현장 사정 및 기타 제반 여건상, 충분한 현장시험 및 실내시험이 이루어지지 못한 경우, 주어진 시험 자료만을 이용해서 객관적이고 합리적인 설

계 지반정수를 산정하는 방법을 제안하였다.

적은 수의 시험자료가 갖는 대표성의 결여 문제를 해결하기 위해 몬테카를로 시뮬레이션 기법이 도입되었으며, 이렇게 산정된 지반정수의 신뢰도를 검증하기 위해 인도네시아 Pasir 노천채광장의 사면에 대한 수치해석과 현장상황의 비교분석을 통한 안정성 여부가 규명되었다.

몬테카를로 시뮬레이션 기법으로 산정된 지반정수의 신뢰성 여부는, 이렇게 구해진 지반정수를 이용한 수치해석 결과와 실제 현장 상황의 비교만으로 검증될 수 있으며, 본 연구가 처음 수행될 당시의 사면 경사각에 대한 수치해석 결과가 현장의 실제 상황을 비교적 정확하게 모사하였다는 점에서 몬테카를로 시뮬레이션의 지반정수 산정법이 의미를 가질 수 있게 되었다.

또한 이러한 연구결과를 토대로 사면 경사각의 상향 조정이 제안되었으며, 사업 종료 후 이차적인 현장 방문을 통해 상향 조정된 사면이 수치해석결과와 거의 유

사하게 안정적으로 유지되고 있음이 확인됨으로써 본 연구에서 제안한 몬테카를로 시뮬레이션에 의한 지반정수 산정 기법의 신뢰성이 확인되었다.

앞서 언급한 바와 같이, 본 고는 현장 여건상 시험결과가 충분히 확보되지 못한 상태에서 지반구조물의 안정성 해석을 수행하기 위해 논리적으로 다소 연역적인 추정기법을 사용한 연구결과이다. 정확하고 정밀한 구조해석을 위해서는 최대한 많은 량의 시험 및 조사결과가 바탕이 되어야 한다. 그러나 본 연구결과에 대한 추가 연구수행이나 보완적인 연구수행을 통해 그 신뢰도가 더욱 확보된다면, 필수적인 시험 조사만으로도 합리적인 지반정수를 산정할 수 있다는 점에서 조사비의 절감 및 조사시간의 획기적인 개선이 기대된다.

사 사

본 연구를 위해 현장 및 제반사항에 적극 협조해 주신 PT. Kideco Jaya Agung의 Pasir Mine Site의 박순일 이사와 박상봉 과장, 그리고 Jakarta 본사의 이종범 부장께 심심한 감사를 드린다.

참고문헌

- Barton, N., 1980, Discussion, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, 17, 75-78.
- Bieniawski, Z. T., 1978, Determination of rock mass deformability: Experience from case histories, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, 15, 237-247.
- Chileshe, P. R. K., 1992, An evaluation of stress development around mining excavation in the Zambian copperbelt, Ph.D Thesis, Univ. of Wales.
- Chryssanthakis, P. and Barton, N., 1998, Application of Norwegian Method of Tunnelling (NMT) in weak rocks in Western Greece, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, 35:4-5, Paper No. 129.
- Follington, I. L. 1988, Geotechnical influences upon longwall mining, Ph.D Thesis, Univ. of Wales.
- Hoek, E. and Brown, E. T., 1980, Underground excavation in rock.
- Hoek, E. and Brown, E. T., 1988, The Hoek-Brown failure criterion - a 1988 update, *Proc. of 15th Canadian Rock Mech. Symp., Rock Engineering for Underground Excavations*, 1082, 31-38.
- Hoek, E., 1994, Strength of rock and rock masses, *ISRM News Journal*, 2(2), 4-16.
- Hoek, E., Kaiser, P. K. and Bawden, W. F., 1995, Support of underground excavations in hard rock, *Balkema*, 215p.
- Hoek, E. and Brown, E. T., 1997, Practical estimates of rock mass strength, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, 34.8, 1165-1186.
- Itasca Consulting Group, INC., 2000, *FLAC2D-Theory and Background*, Version 4.0, Minneapolis:ICG.
- Lloyd, P. W., 1995, An investigation of the influence of mining method upon rock mass behavior in stratified deposits, Ph.D Thesis, Univ. of Wales.
- Mitri, H. S., R. Edrissi and J. Henning, 1994, Finite element modelling of cable-bolted stopes in hard rock underground mines, *SME Annual Meeting*, Paper number 94-116.
- Mohammad, N., D. J. Reddish and L. R. Stace, 1997, The Relation between In Situ and Laboratory Rock Properties used in Numerical Modelling (Technical Note), *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, 34.2, 289-297.
- Nicholson, G. A. and Z. T. Bieniawski, 1990, A nonlinear deformation modulus based on rock mass classification, *Int. J. Min. & Geological Engng.*, 8, 181-202.
- Serafim, L. J. and Pereira, P. J., 1983, Consideration on the geomechanical classification of Bieniawski, *Proc. of the Int. Symp. on Engineering Geology and Underground Construction*, Vol. 2, 33-42.
- Trueman, R., 1988, An evaluation of strata support techniques in dual life gateroads, Ph.D Thesis, Univ. of Wales.
- Woller, J., 1996, The basics of Monte Carlo Simulations, University of Nebraska -Lincoln, Physical Chemistry Lab, www.chem.unl.edu/zeng/joy/mclab/mcintro.html.
- KIGAM report, 1996, Geotechnical Study for Pit Design of the Pasir Mine, 365p.

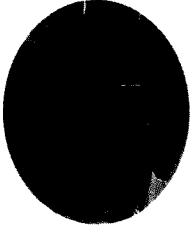
최성웅

1987년 서울대학교 공과대학 자원공학과
공학사
1989년 서울대학교 공과대학 자원공학과
공학석사
1994년 서울대학교 공과대학 자원공학과
공학박사

Tel: 042-868-3243

E-mail: choiso@kigam.re.kr

현재 한국지질자원연구원
지반안전연구부 선임연구원



정소길

1975년 서울대학교 공과대학
자원공학과 공학사
1982년 Ecole des mines de Nancy(in
France) DEA
1984년 Orleans 대학(in France)
공학박사

Tel: 042-868-3231

E-mail: skchung@kigam.re.kr

현재 한국지질자원연구원
지반안전연구부 책임연구원

