

암반구조물의 수치해석을 위한 입력자료의 비교분석

장명환¹⁾ · 양형식²⁾

Comparison of Input Data for Numerical Analysis of Rock Structures

Myoung-Hwan Jang¹⁾ and Hyung-Sik Yang²⁾

ABSTRACT Parameters of failure criteria, compressive strength and elastic modulus are most important for design and stability analysis of rock structure using numerical analysis. In this study, it suggests that the application of input data for numerical analysis by the literature study and the result of the 150 sets of triaxial compressive test. There was much different between parameters of failure criterion suggested by Hoek-Brown and parameters resulted from the analysis using 150 sets of triaxial compressive test. But the converting equations of compressive strength have had an interrelation with RMR. However, the converting equations of elastic modulus were different as chosen of equation, and the equation by Nicholson et al was more useful than others.

Key words : numerical analysis, input data, failure coefficients of in-situ rock

초 록 : 수치모델링을 통한 암반구조물 설계 및 안정성 평가에서 가장 중요한 것은 현지암반의 파괴조건계수, 압축강도, 탄성계수 등이다. 본 연구에서는 기 연구된 문헌들과 150 set의 삼축압축자료들을 비교분석함으로써 입력자료의 적용성을 제안하였다. Hoek-Brown이 제시한 신선암의 암종별 파괴조건계수와 삼축실험자료의 분석에 의한 파괴조건계수 사이에는 많은 차이가 있었다. 그러나, 압축강도의 변환식들은 RMR에 따라 모두 유사한 거동을 보여 주었다. 한편, 탄성계수의 변환식들은 식의 선택에 따라 많은 차이가 나는 것으로 분석되었으나, Nicholson 등의 제안식이 각 사례들과 대비하여 더 현실적인 것으로 분석되었다.

핵심어 : 수치해석, 입력자료, 현지암반의 파괴조건계수

1. 서 론

수치 모델링을 통한 암반구조물 설계 및 안정성 평가에서 가장 중요한 것은 입력자료의 결정이다. 설계단계에서 계산된 응력과 변위를 터널굴착 중 실측한 응력 및 변위와 비교할 때 여러 가지의 암석역학적 시험 및 측정으로 암반의 특성을 조사하고 암반공학적 분류에 따른 측정결과의 보정등을 통하여 입력자료를 가능한 정확히 나타내려는 노력에도 불구하고 실측치와 계산치는 큰 차이가 난다. 입력자료는 주로 측정지점 주위의 국부적인 영역에 대한 결과이므로 암반전체에 대한 특성을 파악하는데는 어려움이 있기 때문이다.

최근에는 현장에서 시공중 실측한 계측변위와 응력해석에 의한 변위가 근사하도록 측정된 암반의 물성을 보정한 후 응력해석에 이용하려는 역해석 방법이 Sakurai¹⁾ 등에 의하여 연구되었다. 그러나 설계단계에서 이러한 역해석 방법을 이용하기란 용이하지 않다. 때문에 초기 현장조사

에서 실시한 암석의 물리·역학적 실험과 암반의 공학적 분류를 실시한 후 유사사례를 통하여 결정된 입력자료가 쓰인다.

본 연구에서는 삼축압축실험자료²⁾ 및 기 연구된 사례들을^{3,4)} 분석하여 수치해석 입력자료중 파괴조건계수, 일축압축강도, 탄성계수들에 대한 적용성을 검토하였다.

2. 파괴조건식

수치적 모델링을 통한 암반구조물 해석 또는 안정성평가에서 암석의 파괴식은 Hoek-Brown의 경험파괴조건식(HB 조건식), Mohr-Coulomb의 조건식(MC 조건식)을 주로 사용한다. 주응력공간에서 이들 식은 다음과 같다.

1) 정회원, 대한광업진흥공사 석재자원처 석재조사담당
2) 정회원, 전남대학교 자원공학과 교수
원고 접수일 : 1999년 4월 19일
원고 심사 완료일 : 1999년 8월 2일

$$\sigma_1 = \sigma_3 + \sqrt{(m\sigma_3\sigma_c + s\sigma_c^2)} \quad (1)$$

$$\sigma_1 = 2 \frac{\cos\phi}{1-\sin\phi} c + \frac{1+\sin\phi}{1-\sin\phi} \sigma_3 \quad (2)$$

이들 파괴식중 HB 조건식은 주응력의 기울기와 관계되는 m, 암석의 강도저하계수인 s가 파괴변수이고, MC조건식은 암석의 점착력(c)과 내부마찰각(φ)이 파괴변수이다. 이러한 파괴식들을 수치해석에 적용하기 위해서는 원위치 암반에 대한 현장시험을 통하여 파괴조건계수를 결정하거나 실험실 치를 현지암반조건으로 변환하여 적용하여야 한다.

2.1 Hoek-Brown의 파괴조건계수

Hoek-Brown은 현장실험과 조사를 통하여 암종별 RMR에 따른 경험파괴조건계수 값을 제시하였다. 암종별 신선암의 파괴조건계수로 RMR에 따른 파괴조건계수들을 나누어 일반화한 식은 다음과 같다.⁵⁾

$$\frac{m}{m_i} = \exp\left\{\frac{RMR-100}{14 I}\right\} \quad (3)$$

$$s = \exp\left\{\frac{RMR-100}{6 I}\right\} \quad (4)$$

식에서 m_i는 신선암의 파괴조건계수이고, I는 암반굴착방법으로서 기계굴착 또는 조절발파인 경우 1, 절리 등으로 교란된 암반에서는 2를 적용한다.

(3), (4)식의 변화도로부터⁴⁾ 신선암에 대한 파괴조건계수는 RMR이 증가함에 따라 비선형적으로 증가함을 알 수 있다. 암반의 약화계수인 s는 교란된 암반 또는 조절 발파등에서 RMR 약 80까지 신선암의 파괴조건계수의 10% 이하였고, 주응력선의 기울기와 관계가 있는 m은

RMR 80까지 신선암에 대하여 조절발파인 경우는 약 40% 이하, 교란된 암반에서는 약 20% 이하로 감소되는 것으로 분석되었다. 그러나 RMR 80 이상에서는 암반의 파괴조건계수가 급격하게 커지므로 적용시에 이를 감안할 필요가 있다.

Table 1은 삼축압축실험자료 150세트를 분석한 결과와 Hoek-Brown이 제시한 경험파괴 조건계수들을 비교한 것이다.⁴⁾ Table 1에서 m_i는 신선암에 대한 HB 파괴조건계수이고, m*는 삼축시험자료들을 분석한 것이다. 파괴상수로 신선암의 파괴조건계수 평균치는 A그룹의 경우 평균 9.08로 Hoek-Brown이 제시한 값 보다 약 30% 정도 높았으나 B, C, D, E 그룹은 각각 16, 8, 7, 28% 정도 낮은 값을 보여주었다. B그룹이 A그룹 보다 더 낮은 값으로 분석되었는데 이들 그룹의 표준편차를 감안한다면 두 그룹의 차이는 매우 적은 것으로 사료된다.

Table 1에서 파괴조건계수(m)에 대한 평균치를 μ, 표준편차를 σ로 하여 평균값들에 대한 표준편차의 영향정도를 나타내는 변동계수(coefficient of variation)를 다음 식과 같이 계산하였다.

$$C.V. = \frac{\sigma}{\mu} \times 100 \quad (5)$$

그 결과 각 그룹별 파괴조건계수의 변동계수는 56.38, 67.14, 70.66, 45.55, 51.39%로 매우 높은 것으로 분석되었다. 이러한 높은 변동계수들은 비록 같은 그룹의 암석일지라도 산지에 대한 암석의 지질공학적 특성과 시험 조건들일 것으로 사료된다. 그러므로 암반구조물 설계시 지엽적인 실험실 치를 현지암반 값으로 변환하여 적용할 때에도 실제 암반거동과는 많은 차이가 있을 수 있다고 본다. 이렇게 큰 변동계수에도 불구하고 Hoek-Brown이 제시한 파괴조건계수들은 암반의 공학적 조사들과 많은 시

Table 1. Rock type and material constants (m, s)

Groups	A	B	C	D	E	
Rock type	Dolomite(4) Limestone(10) Marble(8)	Siltstone(1) Shale(17) Slate(7)	Sandstone(59) Quartzite(4)	Andesite(2) Diabase(2) Rhyolite(1)	Gabbro(2) Gneiss(10) Granite(12) Quartz-Diorite(11)	
m _i	7	10	15	17	25	
Analyzed Hoek-Brown's parameter(m)						
Number	22	25	63	5	35	
m*	Avg. ± SD	9.08 ± 5.12	8.43 ± 5.66	13.74 ± 9.71	15.85 ± 7.22	17.98 ± 9.24
	(%)	29.71	-15.70	-8.40	-6.76	-28.08

험자료들을 토대로 하였다는 점에서 암반구조물의 설계단계에서 많이 이용되고 있으나 시공단계나 구조물의 안정성 평가 단계의 입력자료 결정은 시험자료에 대한 통계적인 의미와 수행자의 경험 또한 중요할 것으로 판단된다.

2.2 Mohr-Coulomb의 파괴조건계수

암석의 점착력과 내부마찰각 또한 RMR과 연계한 변환 방법들이 많이 이용되고 있다. 그러나 이러한 방법들은 암석의 종류와 관계없이 암반공학적 분류 또는 현장실험값과 실내실험값을 비교 분석하였기 때문에 암석별로 신선암에 대한 점착력과 내부마찰각의 크기가 조사되어야 한다.

Table 2는 삼축압축시험자료 150세트를 분석한 Mohr-Coulomb의 파괴조건계수들의 평균치와 표준편차를 Hoek-Brown이 제시한 암석그룹에 따라서 나타낸 것이다.⁴⁾ 암석의 점착력은 각 그룹별로 평균치가 28, 35, 24, 59, 43 MPa, 내부마찰각은 36, 31, 37, 42, 46(°)로서 각 그룹간의 편차가 크지 않았다. 그러나 변동계수들(C.V.)은 점착력 50% 이상, 내부마찰각 약 20% 수준으로 분석되었다. 또, 전체자료에 대한 점착력의 평균은 37.80 ± 12.42 MPa, 내부마찰각 38.40 ± 5.16(°)이고, 이들에 대한 변동계수들은 각각 32.86%, 13.43%로서 각 그룹간 변동계수들 보다 적은 값이 나오기 때문에 점착력과 내부마찰각은 특정한 그룹으로 일반화시키기가 어렵다.

때문에 암반구조물 설계에서 설계부지의 실험치와 Hoek-Brown의 경험파괴식을 이용하여 현지암반의 파괴조건계수(c, φ)로 변환하여 적용하거나 유사사례들과 비교 분석하여 적용하는 것이 더 실제적일 수 있다고 본다.

Serafim과 Pereira⁶⁾는 RMR에 따른 암석과 암반의 파괴조건계수를 Table 3과 같이 발표하였는데, 이 물성치는 암반구조물의 초기설계단계에서 많이 이용되고 있다. Table 3에서 RMR의 변화에 따라 암반의 점착력은 암석의 점착력에 대하여 약 1.5~2%에 불과하고, 암반의 내부마찰각은 암석의 내부마찰각에 대하여 40~70% 정도인

것으로 분석되었다.

Table 3을 효과적으로 이용하기 위해서는 RMR등급의 경계에 따른 파괴계수들의 편차를 줄일 필요가 있다. 본 연구에서는 RMR등급의 경계값에 의한 편차를 줄이기 위하여 각 등급간 변수들의 평균치를 적용하여 적합(curve fitting)시켰다. 현지암반의 점착력과 내부마찰각은 실험실치에 대하여

$$c_m = 0.0058 + 0.0261c_r - 4.0131 \times 10^{-4} c_r^2 \quad (6)$$

$$\phi_m = 1.257\phi - 35.868 \quad (7)$$

이며, RMR에 따른 암반의 점착력(c_m)과 내부마찰각(φ_m)은 (8), (9)식과 같다. 이때 r²은 모두 0.99이다.

$$c_m = -0.051 + 0.008RMR - 3.346 \times 10^{-5} RMR^2 \quad (8)$$

$$\phi_m = -0.086 + 0.789RMR - 0.003RMR^2 \quad (9)$$

Trueman⁷⁾은 기 발표된 감소지수(Reduction factors)들을 분석한 후 RMR에 기초한 현지암반의 점착력(c_m)과 내부마찰각(φ_m)의 관계를 (10), (11)식과 같이 제안하였는데, φ_m은 Trunk⁸⁾ 등이 Table 3을 이용하여 적합시킨 결과와도 같다.

$$c_m = 0.25 \exp(0.05RMR) \text{ (MPa)} \quad (10)$$

$$\phi_m = 0.5RMR + 5 \text{ (}^\circ\text{)} \quad (11)$$

Table 3. Failure coefficients of rock and rock mass according to RMR

Failure coefficients of rock mass					
RMR	100-81	80-61	60-41	40-21	<20
c _m (MPa)	>0.4	0.3-0.4	0.2-0.3	0.1-0.2	<0.1
φ _m (°)	>45	35-45	25-35	15-25	<15
Failure coefficients of rock material					
c(MPa)	>25	15-25	8.5-15	4.5-8.5	<4.5
φ (°)	>65	55-65	48-55	41-48	<41

Table 2. Failure coefficients (c, φ) and C.V. according to experimental values and rock types

Groups	A	B	C	D	E
Number	22	25	63	5	35
Analyzed Mohr-Coulomb's parameters (c, φ)					
c (MPa)	29.79 ± 14.96	35.13 ± 23.14	24.20 ± 10.28	59.7 ± 33.88	43.24 ± 21.79
C.V.(%)	50.22	65.87	42.48	56.75	50.39
φ (°)	35.5 ± 6.4	31.4 ± 7.6	37.4 ± 9.3	41.9 ± 9.6	45.9 ± 8.9
C.V.(%)	18.03	24.24	24.87	22.91	19.39

Fig. 1에서 점착력은 (8), (10)식에 의한 것이고, 내부마찰각은 (9), (11)식에 의한 것을 나타낸 것이다. Fig. 1에서 (■)는 Table 3의 각등급별 RMR, 암반의 점착력(c_m), 내부마찰각(ϕ_m)의 평균값을 나타낸 것이다. 암반의 내부마찰각은 두 방법이 모두 RMR에 따라 근사한 값을 보여주고 있으나 점착력은 RMR 100일때 True-man에 의한 방법은 37 MPa, Serafim 등에 의한 방법은 0.4 MPa로서 두방법에 의한 차는 90배 이상의 차이가 나는 것으로 분석된다.

이상으로부터 Trueman의 기법은 아주 간단한 식으로 되어있으나, Mohammad⁹⁾ 등에 의하면 (10), (11)식은 낮은 강도, 또는 낮은 RMR값에서는 비교적 잘 맞으나 높은 RMR값 등에서는 현지암반의 값들이 급격히 커지는 관계로 잘 맞지 않는 것으로 보고하고 있다. 따라서 Serafim과 Pereira의 실험실치에 대한 현지암반의 적합식 (6), (7)과, RMR과 실험실치에 대한 점착력과 내부마찰각 적합식 (8), (9)의 적용성은 Fig. 1에서와 같이 매우 높을

것으로 사료된다.

2.3 파괴조건계수의 변환

파괴조건계수를 현지암반 값으로 변환하기 위한 많은 연구가 수행된 바 있다. Hoek는 그들의 파괴조건계수로부터 MC 파괴조건계수를 평가할 수 있는 방법을 제안하였는데,¹⁰⁾ 이 방법은 FLAC에서 이용되고 있다. 본 연구에서는 RMR에 따른 MC 파괴조건계수 변화를 분석하고자 이를 이용하였다. (2)식으로부터 첫 번째 항은 현지암반의 일축압축강도와 관련되고, 2번째 항은 직선의 기울기와 관련된 것이므로 (12)식과 같이 나타낼 수 있고, (1)식으로부터 축압에 따른 암반의 압축강도(σ_{cm})는 (13)식과 나타낼 수 있다.

$$\sigma_1 = \sigma_{cm} + k\sigma_3 \tag{12}$$

$$\sigma_{cm} = (1-k)\sigma_3 + \sqrt{m\sigma_3\sigma_c - s\sigma_c^2} \tag{13}$$

또, (1)식으로부터 임의의 축압(σ_3)에 대한 접선의 기울기는 (1)식을 σ_3 에 대하여 미분함으로써 (14)식과 같이 구할 수 있다.

$$k(\sigma_3) = 1 + \frac{m\sigma_c}{2\sqrt{\sigma_3\sigma_c m + s\sigma_c^2}} \tag{14}$$

(1)식의 비선형 곡선과 (2)식의 직선이 임의의 σ_3 에서 접할 때 그 점에서 접선의 기울기는 같아야 함으로 (12)식의 k와 (14)식은 (15)식과 같이된다.

$$k = k(\sigma_3) \tag{15}$$

현지암반에 대한 HB 파괴조건계수(m, s)가 (3), (4)식과 같이 RMR에 따라 현지암반값으로 변환이 가능하기 때문에 이들을 이용한 암반의 MC 파괴조건계수 c_m 과 ϕ_m 은 (2), (12), (14), (15)식으로부터 다음 식과 같이 구할 수 있다.

$$\phi_m = 2\tan^{-1}\sqrt{k(\sigma_3)} - 90^\circ \tag{16}$$

$$c_m = \frac{\sigma_{cm}}{2\sqrt{k(\sigma_3)}} \tag{17}$$

본 연구에서는 (16), (17)식을 이용하여 RMR에 따른 c_m 과 ϕ_m 의 변화를 분석하기 위하여 Bieniawski의 암반 분류에서 RMR 값과 신선암의 관계로부터¹¹⁾ 각 등급별 경계값에 의한 편차를 줄이기 위하여 등급별 평균값을 이용하여 신선암의 일축압축강도를 다음 식으로 적합시켰다.

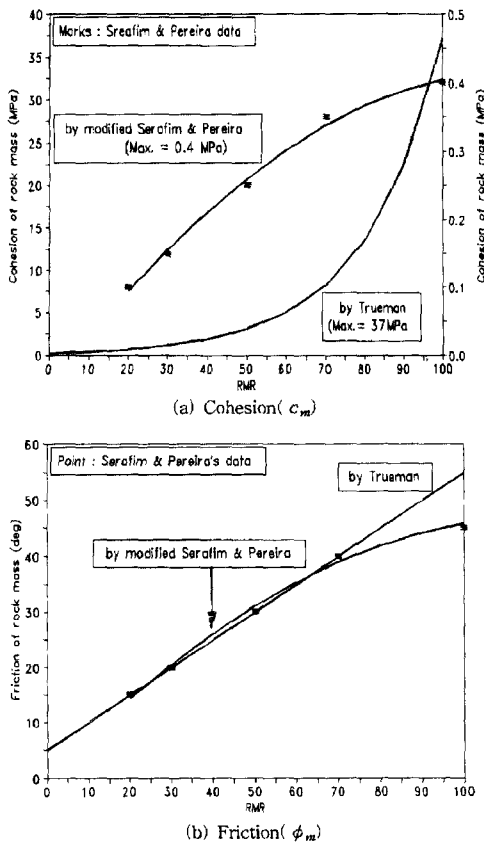


Fig. 1. Cohesion and internal friction angle of rock mass to RMR

$$\sigma_c = 22.440 \exp\left\{\frac{RMR - 42.720}{23.646}\right\} \quad (18)$$

이상의 과정으로부터 RMR에 따른 암반의 MC 파괴조건 계수를 분석한 결과는 Fig. 4와 같다. 그림에서 A~E는 신선암에 대한 HB 파괴조건계수로서 Table 1의 각 그룹과 같다. Fig. 2(a)에서 측압이 0일 경우 암반의 점착력은 RMR에 따라 증가하나 내부마찰각은 RMR에 따라 감소하는 경향을 보였다. 그러나 측압이 10, 20 MPa로 증가할 때 각 그룹별 암반의 점착력과 내부마찰각은 RMR의 증가에 따라 비선형적으로 증가하는 경향을 보였

다(Fig. 2(b), Fig. 2(c)). 이러한 경향으로부터 Trueman의 제안방법은 암반의 내부마찰각이 측압이 없는 상태에서 RMR에 따라 선형적인 증가를 한다는 단점이 있다. 그러므로 측압이 적용되지 않는 조건에서는 RMR에 따라 암반의 내부마찰각이 감소한다는 것을 감안하면 Trueman의 조건은 일정한 측압하의 수직응력하에서 적용이 되는 것으로 사료된다.

또 측압이 작용하지 않는 조건하에서는 점착력은 A그룹에서 E 그룹으로 갈수록 낮아지고, 내부마찰각은 높아지는 것으로 분석되었다. 이러한 결과는 암반의 내부마찰각과 점착력은 반비례 관계가 있다는 기존의 연구와도 일

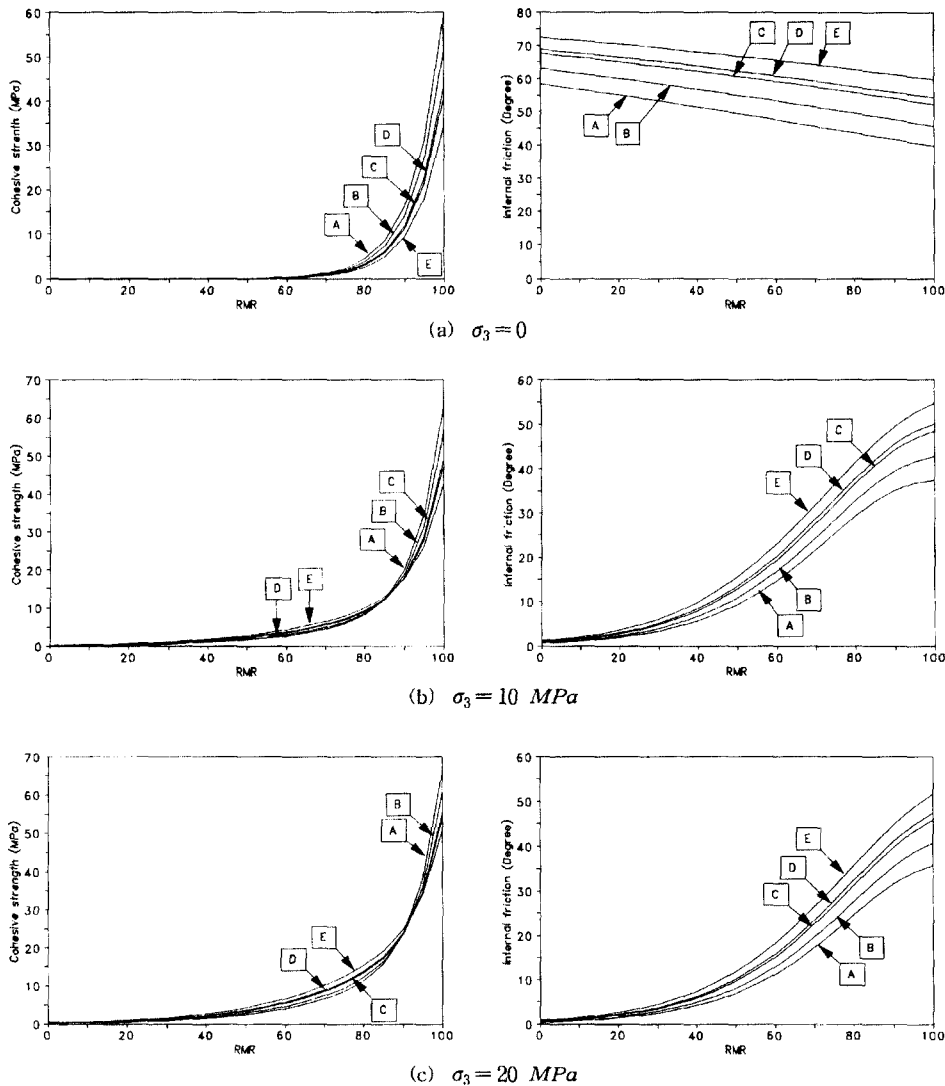


Fig. 2. Variation of c and ϕ at various RMR and σ_3 conditions

치한다(Fig. 2(a)). 이러한 결과로부터 암석의 파괴강도의 영향인자를 분석할 때 경암일수록 내부마찰각이, 연암일수록 암석의 점착력이 더 큰 영향변수가 될 수 있다는 것을 의미하기도 한다. 그러나 측압이 작용하면 점착력은 일정한 RMR 값 상의 한 점에서 일치하고, 그 이후 각 그룹간 값들은 반대로 E에서 A그룹 쪽으로 높아지면서 그 값들도 급격히 커지는 것으로 분석되었다.

또, 측압이 클수록 그룹간의 점착력이 일치하는 지점의 RMR값도 높아지는 것으로 분석되었다. 이때 역전된 최종 점착력 간의 편차는 최고 30% 이상인 것으로 분석되었다.

이러한 높은 값들은 여러 사례들과 비교하여 볼 때 상당히 비현실적인 느낌이 든다. 따라서 측압이 작용하는 경우 점착력의 최고값은 각 그룹간의 값들이 일치하고, 그 편차가 0%가 되는 RMR값으로 하고 RMR이 증가하더라도 최종 점착력은 각 그룹간의 점착력이 일치하는 점으로 제한시키는 것이 사례들과⁶⁾ 비교할 때 더 합리적일 것이라고 본다.

3. 현지암반의 압축강도

현지암반에 대한 강도의 변환은 신선암에 대한 삼축 압축실험을 실시하고 그 결과를 시뮬레이션하기 위한 파괴조건식 중에 압축강도를 매개변수로 적용함으로써 시도되었다. 이러한 압축강도를 현지 암반 값으로 변환 하기 위하여 제안자들은 RMR을 이용하였다. 이에 Hoek-Brown,⁹⁾ Ramamurthy,¹²⁾ Trueman,⁷⁾ Yudhbir,¹³⁾ Sheorey¹⁴⁾ 등의 연구가 있으며 다음 식과 같다.

$$\frac{\sigma_{cm}}{\sigma_c} = \left\{ \exp\left(\frac{RMR-100}{6I_s}\right) \right\}^{0.5} \quad (\text{Hoek-Brown}) \quad (19)$$

$$\frac{\sigma_{cm}}{\sigma_c} = \exp\left(\frac{RMR-100}{18.75}\right) \quad (\text{Ramamurthy}) \quad (20)$$

$$\sigma_{cm} = 0.5 \exp(0.06RMR) \quad (\text{Trueman}) \quad (21)$$

$$\frac{\sigma_{cm}}{\sigma_c} = \exp\left\{ 7.65 \left[\frac{RMR-100}{100} \right] \right\} \quad (\text{Yudhbir}) \quad (22)$$

$$\frac{\sigma_{cm}}{\sigma_c} = \exp\left\{ \frac{RMR-100}{20} \right\} \quad (\text{Sheorey}) \quad (23)$$

여기서 σ_c 는 신선암의 일축압축강도이고, σ_{cm} 은 현지암반의 압축강도이다. Stille¹⁵⁾ 등은 스웨덴의 사례와 역해석을

토대로 RMR과 현지암반의 강도를 Table 4와 같이 제안하였다.

본 연구에서는 암반등급의 경계에 의한 암반압축강도의 편차를 줄이고자 각 구간 RMR의 평균값을 이용하여 Table 4를 다음 식으로 적합시켰다. Bieniawski의 암반의 공학적 분류에서 RMR에 따른 신선암의 등급별 조건을 적합시킨 (18)식과 비교한 결과 현지암반의 강도는 신선암에 대하여 약 10% 수준인 것으로 분석되었다.

$$\sigma_{cm} = 1.054 \exp\left\{ \frac{RMR-25.566}{22.240} \right\} \quad (24)$$

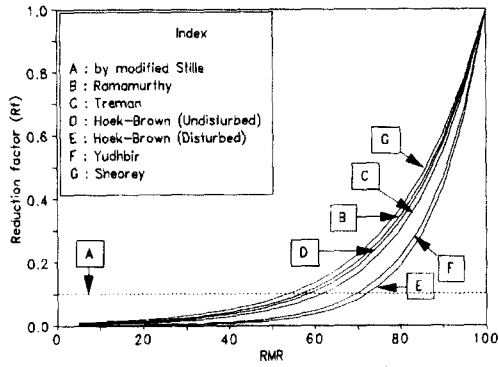
주응력공간에서 MC 파괴조건식과 HB 파괴조건식이 접하는 조건에서 현지암반의 압축강도는 측압에 따라 (13)식과 같이 나타낼 수 있으며, Fig. 3은 이상의 결과를 이용하여 RMR에 따른 현지암반의 감소지수의 변화도를 나타낸 것이다.

Fig. 3(a)에서 Stille¹⁵⁾의 기준과 Hoek-Brown⁹⁾의 제안방법을 토대로 할 때, 발파암에 대한 Hoek-Brown (E)의 제안식과, Yudhior(F)의 제안식은 거의 유사한 거동을 보여주었고 RMR 70까지 암반의 압축강도는 신선암의 강도에 대하여 10% 이하인 것으로 분석되었다. 기계굴착이나 조절발파에 대한 Hoek-Brown(D)의 제안식과 Ramamurthy(B)의 제안식이 매우 유사한 거동을 보여주었으며, 이들 식은 RMR 60까지 현지암반의 강도는 실험실 치의 10% 이하인 것으로 분석되었다. 이들식 중 Ramamurthy(B), Trueman(C), Hoek-Brown(D), Sheorey(G)의 제안식들이 다소의 차이는 있으나 하나의 그룹으로 유사한 거동을 보여주었으며 그들의 평균치는 Hoek-Brown(D)의 제안식에 의한 결과치와 거의 같았다. 이상의 결과로부터 실험실 값을 현지 암반 값으로 변환시킬 때 Hoek-Brown(D, E)의 제안식은 다른 제안식과 비교하여 그 적용성이 매우 높은 것으로 분석되었다.

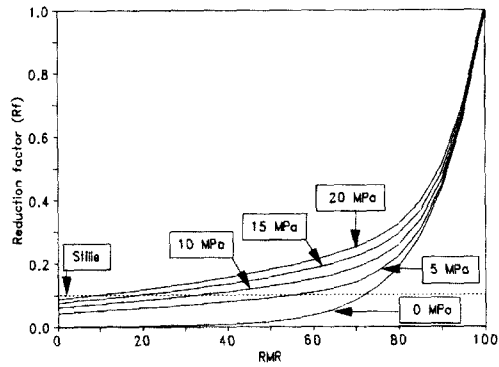
Fig. 3(b)는 측압(σ_3)과 RMR에 따른 현지암반의 압축강도를 유추하기 위하여 Hoek-Brown의 파괴조건계수를 일반화한 (3), (4)식과 RMR과 신선암과의 관계식(18)을 (13)식에 대입하여 계산한 것을 나타낸 것이다. 측압의 증가에 따라 같은 등급의 RMR 값에서 암반의 압축강도는

Table 4. Uniaxial compressive strength of rock mass to RMR

RMR	100-81	80-61	60-41	40-21	<20
σ_{cm} (MPa)	30	12	5	2.5	0.5



(a) RMR and RF by each author



(b) RMR and RF by σ_3

Fig. 3. Uniaxial compressive strength of rock mass by RMR

증가하였다. 이것을 Fig. 3(a)의 Hoek-Brown(D)의 제안식과 RMR 50에서 비교하면 축압이 10 MPa 이하인 값에서는 현지암반의 압축강도는 신선암의 Stille의 기준치인 10% 이하이지만 축압이 10 MPa 이상에서는 10% 이상의 값이 됨을 알 수 있다. 따라서 축압조건을 고려한 암반의 압축강도는 이러한 제반 조건들을 고려하여 결정할 필요가 있다고 본다.

4. 탄성계수

현지암반에 대한 탄성계수 RMR을 이용하여 현지암반 값으로 변환하기 위한 연구가 Serafim,⁶⁾ Bieniawski,¹⁶⁾ Mohammad,⁹⁾ Nicholson,¹⁷⁾ Mitri¹⁸⁾ 등에 의하여 수행되었다. 이들식 중 Serafim 등의 식은 RMR이 50이하일 때, Bieniawski의 식은 RMR이 50 이상일 때 수치해석의 입력자료결정에 자주 이용되고 있다.

$$E_m = 10^{\frac{RMR-10}{40}} \quad (\text{Serafim}) \quad (25)$$

$$E_m = 2RMR - 100 \quad (\text{Bieniawski}) \quad (26)$$

$$E_m = E_i \left\{ 0.5 \left[1 - \left\{ \cos \left(\pi \frac{RMR}{100} \right) \right\} \right] \right\} \quad (\text{Mitri}) \quad (27)$$

$$E_m = E_i \left\{ 0.000028RMR^2 + 0.009 \exp \left(\frac{RMR}{22.82} \right) \right\} \quad (28)$$

(Nicholson)

$$E_m = 0.4692 E_i \quad (\text{Mohammad}) \quad (29)$$

Nicholson 등의 제안식은 RMR값과 그에 해당되는 실험실의 탄성계수를 이용하여 암반에 대한 탄성계수를 계산하기 위한 것이고, Mitri의 제안식은 RMR을 이용하여 현지암반의 탄성계수를 유도하고 Hoek-Brown의 파라메타를 현지암반으로 변환하기 위하여 제안된 것이다.

본 연구에서는 이들 제안식들을 비교하기 위하여 (29)식을 Mohammad의 사례연구 도표를 이용하여 RMR과 현지암반의 탄성계수식으로 변환하였다. 그 결과 RMR과 현지암반에 대한 탄성계수의 상관관계는 0.99로서 (30)식과 같다. 식에서 E_i 는 신선암에 대한 탄성계수이다.

$$E_m = 0.562 RMR + 0.183 \quad (r^2 = 0.99) \quad (30)$$

이상의 제안식들에 대하여 Mohammad가 각 사례들과 함께 시뮬레이션 한 것과(Fig. 4(a)) 비교하기 위하여 RMR 100일 때 현지암반의 탄성계수 120 GPa을 (27)~(28)식에 적용하여 Fig. 4(b)에 나타내었다. 그림에서 Mohammad 등의 연구와 저자들이 시뮬레이션 한 것과는 차이가 있었다. Mohammad 등은 각 제안식을 시뮬레이션하는데 있어서 어떤 인위적인 변화 또는 가중치나 한계 값을 적용시킨 것으로 분석된다. 이러한 이유는 각 식을 각각의 최고 값으로 나누면 현지암반의 탄성계수와 실험실치의 비가 RMR 100일 때 1이 되어야 하고, (26)식은 RMR 100일 때 100 GPa, (25)식의 제안식은 RMR 100일 때 120 GPa 이상이라는 것으로부터 알 수 있다.

Fig. 4(a)의 각 사례(■) 등과 Fig. 4(b)의 시뮬레이션 결과들을 비교하면 Nicholson, Serafim, Bieniawski의 식은 각 사례들에 비하여 낮은 범위에 있으나 RMR 80이상에서는 암반의 탄성계수가 급격히 커지는 등의 단점이 있다. 안정성의 측면에서 Serafim과 Bieniawski의 방법이 많이 적용되고 있는데 이때도 경계조건과 식의 선택에 따라 RMR 50-57 사이에서 암반의 탄성계수 값의 차는 매우 크다. 실제 Bieniawski의 추정식은 원자료를 분석하면

조건과 식의 선택에 따라 RMR 50-57 사이에서 암반의 탄성계수 값의 차는 매우 크므로 경계조건을 RMR 50이 아닌 이들의 교점인 57을 사용하면 식의 선택에 따른 편차를 줄일 수 있다고 본다. 또 Mitri의 방법은 사례들과 비교하여 RMR 30이하에서는 적용성이 크고, Mohammad가 사례들을 분석한 관계식은 보통암질 이상에서 구조물 설계시에는 그 적용성이 높을 것으로 판단되나, 암질조건이 극히 나쁘지 않는 한 Serafim, Bieniawski식을 조합하는 경우보다 Nicholson 등의 식이 각 사례들과 대비하여 더 현실적인 것으로 판단된다.

참 고 문 헌

1. Sakurai, S. and Takeuchi, 1983, Back analysis of measured displacements of tunnels, Rock Mechanics and Rock Engineering, 16, 173-180.
2. Sheorey, P. R., 1997, Empirical Rock Failure Criteria, A.A. Balkema, Rotterdam, 176p.
3. 양형식, 1992, 국내 주요암석의 파괴조건계수 연구, 한국자원공학회지, 29, 91-102.
4. 장명환, 양형식, 1998, 암석의 파괴조건계수 평가 및 적용성에 관한연구, 한국지반공학회지, 14, 103-115.
5. Hoek, E. and E. T. Brown, 1988, The Hoek-Brown Failure Criterion-a 1988 Update, Proc. 15th Can. Rock Mech. Symp., University of Toronto, Oct.
6. Serafim, J. L. and J. P. Pereira, 1983, Considerations of the Geomechanics Classification of Bieniawski, Proc. Int. Symp. Eng. Geol. Under-ground Constr., 1, II, 33-42.
7. Trueman, R., 1988, An evaluation of strata support techniques in dual life gateroads. Ph. D. Thesis, University of Wales Cardiff.
8. Trunk, U., K. Honisch, 1989, Private communication,

To be published in Felsbau.

9. Mohammad, D. J. Reddish and L. R. Stace, 1987, The relation Between In-situ and Laboratory Rock Properties Used in Numerical Modelling, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. 34, 289-297.
10. Hoek, E., 1990, Estimating Mohr-Coulomb Friction and Cohesion Values from the Hoek-Brown Failure Criterion, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., 27, 227-229.
11. Bieniawski, Z. T., 1979, The Geomechanics Classification in Rock Engineering Applications, proc. 4th Int. Congr. Rock Mech., ISRM, Montreux, Vol.2, 41-48
12. Ramamurthy, T., 1986, Stability of Rock Mass, Eighth Indian Geotech. Soc. Annual Lecture, Indian Geotech. J. 16, 1-73.
13. Yudhbir, W. Lemanza and F. Prinzi, 1983, An empirical failure criterion for rock masses, 5th. Int. Cong. Rock Mech.(ISRM), 1, B1-B8.
14. Sheorey, P. R., A. K. Biswas and V. D. Choubey, 1989, An empirical failure criterion for rocks and jointed rock masses. Eng. Geol. 26, 141-159.
15. Stille, H., T. Groth, and Fredriksson, 1982, FEM Analysis of Rock Mechanics Problems by JOBFEM, Swedish Rock Engineering Research Foundation Publication, No. 307, 1-8.
16. Bieniawski, Z. T., 1978, Determining Rock Mass Deformability: Experience from Case Histories, Int. J. Rock Mech., Min. Sci., 15, 237-247.
17. 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.
18. Mitri, H. S., R. Edrissi and J. Henning, 1994, Finite element modelling of cable-bolted stopes in hard rock underground mines. Presented at the SME Annual Meeting, Albuquerque, New Mexico, 14-17.

장 명 환



1988년 전남대학교 공과대학
자원공학과 공학사
1990년 전남대학교 대학원
자원공학과 공학석사
1996년 전남대학교 대학원
자원공학과 공학박사

Tel : 02-840-5887

E-mail : mhjang@edunet.kmec.net

현재 대한광업진흥공사 석재자원처 석재조사담당

양 형 식



1979년 서울대학교 자원공학과,
공학사
1981년 서울대학교 대학원
자원공학과, 공학석사
1987년 서울대학교 대학원
자원공학과, 공학박사

Tel : 062-530-1724

E-mail : hsyang@chonnam.chonnam.ac.kr

현재 전남대학교 자원공학과 교수