

FRACOD를 이용한 취성 암석의 손상 및 파괴에 대한 경계요소 해석

이희석^{1)*}, Baotang Shen²⁾, Ove Stephansson³⁾

A Boundary Element Analysis for Damage and Failure Process of Brittle Rock using FRACOD

Hee-Suk Lee, Baotang Shen and Ove Stephansson

Abstract Damage in brittle rock due to stress increase starts from initiation of microcracks, and then results in failure by forming macro failure planes due to propagation and coalescence of these discrete cracks. Conventionally, continuum approaches using macro-failure criteria or a number of elasto-plastic models have been major solution to implement rock damage and failure. However, actual brittle failure processes can be better described in phenomenological approach if initiation and propagation of discrete fractures are explicitly considered. This study presents damage and failure process of rock using a boundary element code, FRACOD, which has been developed to model fracturing process of rocks. Through a series of numerical uniaxial compressive tests, the feasibility of the developed model was verified, and realistic rock failure process was reproduced considering scale effects in rocks. In addition, the fracturing process and the corresponding rock damage in the vicinity of deep shaft in rock mass were presented as an application of this approach. This approach will be expected to contribute to finding better engineering solutions for the analysis of stability problems in brittle rock masses.

KeyWords Brittle fracture, Rock damage, Boundary element method, Fracture propagation, Numerical analysis

초 록 응력 증가에 의한 취성 암석의 손상은 미세균열의 개시로부터 시작하여 각 개별 균열들의 전파 및 결합에 의해 거시적인 파괴면을 발생시킨다. 전통적으로 암반의 손상 및 파괴현상을 설명하기 위해 거시적인 파괴 기준이나 탄소성 모델과 같은 연속체적인 접근법이 주류를 이루어왔다. 하지만 개별적인 균열들의 개시와 전파 과정을 명시적으로 고려할 수 있다면 현상론적인 관점에서 보다 실제에 가까운 암석 손상 및 파괴 과정을 재현할 수 있을 것이다. 본 연구에서는 암석의 균열 진전 모델링을 위해 개발된 경계요소 코드인 FRACOD를 이용하여 암석의 손상 및 파괴 과정을 모사한 결과를 제시한다. 수치일축압축시험을 통해 개발된 모델의 적정성을 검증하고 암반의 치수효과를 고려한 현실적인 암석 파괴 과정을 재현하였다. 또한 이러한 접근법의 적용 사례로서, 실제 굴착이 진행중인 심부 수갱 암반 주변에서 심도와 암반 특성에 따라 균열 진전과 이에 따른 암반 손상의 범위를 예측한 결과를 제시하였다. 이 접근법은 취성도가 큰 암반에서 발생하는 안정성 문제에 대한 공학적인 해법을 찾는 데 기여를 할 수 있을 것으로 기대된다.

핵심어 취성파괴, 암석손상, 경계요소법, 균열전파, 수치해석

1. 서 론

터널 및 대규모 지하공간, 댐 및 사면 등과 같은 주요 암반 구조물의 공학적인 관심사는 대부분 구조물과 암반의 안정성 여부 문제로 귀결된다. 특히 심도가 깊거

나 현지응력장이 크고 불연속면의 발달정도가 심하지 않은 경우에는 암반은 영구변형이 거의 없이 파괴에 이르는 전형적인 취성(brittle) 거동을 보인다. 응력 증가에 의한 취성 암석의 손상은 미세균열의 개시로부터 시작하여 각 개별 균열들의 전파 및 결합에 의해 거시적인 파괴면을 발생시킨다.

전통적으로 암반의 손상 및 파괴현상을 설명하기 위해 거시적인 파괴 기준이나 탄소성 모델과 같은 연속체적인 접근법이 주류를 이루어왔다(Martin, 1997; 장수호, 2002; Hajiabdolmajid et al., 2002). 또한 최근에는 손상변수의 명시적인 구성관계를 이용하여 손상 정

¹⁾ SK 건설 GEOTASK팀 과장

²⁾ FRACOM Ltd., Finland, CSIRO, Australia

³⁾ GeoForschungsZentrum, Germany

*교신저자(Corresponding Author): hslee@skec.co.kr

접수일: 2004년 6월 29일

심사 완료일: 2004년 8월 12일

도를 모사하는 연속체 손상역학(continuum damage mechanics)이 주목받고 있다(장수호, 2002). 하지만 개별적인 균열들의 개시와 전파 과정을 명시적으로 고려할 수 있다면 현상론적인 관점에서 보다 실제에 가까운 암석 손상 및 파괴 과정을 재현할 수 있을 것이다. 이를 위해서는 UDEC이나 PFC로 대표되는 개별요소법에 의한 접근이나 파괴역학적인 접근이 가능하다(Martin, 1997).

이때까지 파괴역학적인 접근법은 활주균열 모델(sliding crack model)이나 공극 균열 모델(crack emanating from pore)과 같이 단일 또는 소수 균열들의 성장과 결합의 관점에 집중되어 개념적인 측면에 한정되어 왔다. 손상과정을 제대로 모사하기 위해서는 다수의 균열들의 복잡한 성장과 상호결합과정이 정확히 구현되어야 한다. 경계요소법을 비롯한 수치모델의 발전을 통해 이러한 한계들을 점점 극복할 수 있게 되었다. 경계요소법의 경우 수식화 자체의 특이성(singularity)으로 인해 균열의 거동을 모사하기가 쉬우며, 균열전파 과정을 균열 첨단 요소(crack tip element)만의 첨가로 간단히 모사할 수 있는 장점이 있다.

본 연구에서는 암석의 균열 진전 모델링을 위해 개발된 경계요소 코드인 FRACOD를 이용하여 암석의 손상 및 파괴 과정을 모사한 결과를 제시한다. 먼저 경계요소법을 이용한 균열 전파 및 생성 과정의 구현 방법을 제시한 후, 수치일축압축시험을 통해 개발된 모델의 적정성을 검증하고 암반의 치수효과를 고려한 현실적인 암석 파괴 과정을 재현한다. 또한 이러한 접근법의 적용 사례로서, 현재 굴착이 진행 중인 심부 암반 주변에서 심도와 암반 특성에 따라 균열 진전과 이에 따른 암반 손상의 범위를 예측한 결과를 제시한다.

2. 기본 이론

2.1 변위 불연속 경계요소법

균열은 서로 접쳐져 있는 두 표면 또는 경계를 가지므로 통상적인 직접 경계요소의 수식화(Direct BE formulation)의 구현이 어렵기 때문에 다중영역 경계요소법이나 DBEM (Dual Boundary Element Method)과 같은 특별한 구현 방법이 필요하다(Wilde & Aliabadi, 1999). Crouch (1983)에 의해 개발된 변위 불연속법은 무한탄성체의 x,y 평면상의 유한 선요소의 일정 변위 불연속 값에 대한 해석해에 기초한 간접 경계요소법의 일종으로, 많은 암반공학 문제에 널리 적용되어 왔다. Fig. 1에 나타난 바와 같이 물리적으로 서로 반대면이 상대변위를 일으키는 선균열의 변위 불연속 성분을 고

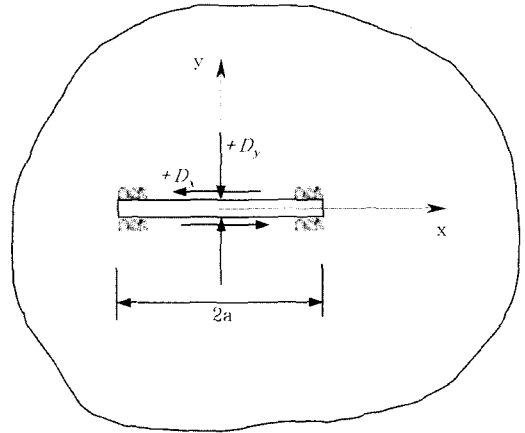


Fig. 1. Constant displacement discontinuity components D_x and D_y

려한다. 이때 변위 불연속 성분 D_x 는 두 면의 변위의 차이로서 정의된다.

$$\begin{aligned} D_x &= u_x(x, 0_-) - u_x(x, 0_+) \\ D_y &= u_y(x, 0_-) - u_y(x, 0_+) \end{aligned} \quad (1)$$

여기서 u_x 와 u_y 는 변위 성분들로서 양(+)의 x, y 좌표에서 양(+)의 값을 가지므로, D_x 와 D_y 는 그림에서와 같이 양의 값을 갖는다.

이 문제의 자세한 해는 Crouch and Starfield(1983)에 나와 있다. 임의 지점에서의 변위와 응력 해는 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\begin{aligned} u_x &= D_x [2(1-\nu)f_{,y} - yf_{,xx}] + D_y [-(1-2\nu)f_{,x} - yf_{,yy}] \\ u_y &= D_x [(1-2\nu)f_{,x} - yf_{,xy}] + D_y [2(1-\nu)f_{,y} - yf_{,yy}] \end{aligned} \quad (2)$$

$$\begin{aligned} \sigma_{xx} &= 2GD_x [2f_{,xy} + yf_{,xyy}] + 2GD_y [f_{,yy} + yf_{,yyy}] \\ \sigma_{yy} &= 2GD_x [-yf_{,xyy}] + 2GD_y [f_{,yy} - yf_{,yyy}] \\ \sigma_{xy} &= 2GD_x [f_{,yy} + yf_{,yyy}] + 2GD_y [-yf_{,yyy}] \end{aligned} \quad (3)$$

여기서 G 와 ν 는 암반의 전단탄성계수와 포아송비이다. $f_{,x}$ 는 x에 대한 함수 $f(x,y)$ 의 미분항을 나타내며 $f_{,y}$, $f_{,xy}$, $f_{,xyy}$ 등도 동일한 방식으로 각 방향의 미분항들을 나타낸다. 함수 $f(x,y)$ 는 다음과 같이 주어진다.

$$\begin{aligned} f(x,y) &= \frac{-1}{4\pi(1-\nu)} \left[y \left(\arctan \frac{y}{x-a} - \arctan \frac{y}{x+a} \right) \right. \\ &\quad \left. - (x-a) \ln \sqrt{(x-a)^2 + y^2} + (x+a) \ln \sqrt{(x+a)^2 + y^2} \right] \end{aligned} \quad (4)$$

2.2 절리/균열의 모사 및 해법

위에서 정의한 변위불연속 요소들을 이용하여 암석의 절리와 균열을 모사할 수 있다. n 개의 암석 불연속 요소들에 대해 미지의 균열 요소의 변위불연속이 총 $2n$ 개 구성될 수 있다. 변위불연속들은 일련의 연립 지배방정식 해법에 의해 구해질 수 있다.

무한 탄성 압반 내 암석 불연속면에 대한 일련의 연립방정식은 다음과 같이 구성된다.

$$\left. \begin{aligned} \sigma_s^i &= \sum_{j=1}^N \ddot{A}_{ss}^j D_s^j + \sum_{j=1}^N \ddot{A}_{sn}^j D_n^j - (\sigma_s^i)_0 \\ \sigma_n^i &= \sum_{j=1}^N \ddot{A}_{ns}^j D_s^j + \sum_{j=1}^N \ddot{A}_{nn}^j D_n^j - (\sigma_n^i)_0 \end{aligned} \right\} i=1 \text{ to } N \quad (5)$$

여기서 σ_s^i 과 σ_n^i 는 i 번째 요소의 전단 및 수직응력을 각각 나타내고, $(\sigma_s^i)_0$, $(\sigma_n^i)_0$ 는 균열 전단 및 수직 방향으로 전환된 원거리응력(far-field stresses)들을 나타낸다. 또한 $\ddot{A}_{ss}^j, \dots, \ddot{A}_{nn}^j$ 들은 영향계수(influence coefficients)이며, $\ddot{D}_s^j, \ddot{D}_n^j$ 는 연립방정식에서 미지수가 되는 j 번째 요소의 변위불연속들이다.

단일 암석 불연속면의 역학적 상태는 열림, 탄성접촉 그리고 미끄러짐의 3가지로 분류될 수 있다. 열린 상태에 대해 유도되는 연립지배방정식 (I)은 접촉 및 미끄러짐 경우로 쉽게 확장될 수 있다. 각각의 균열 상태에 대해, 연립지배방정식들은 균열의 전단 및 수직응력들 (σ_s^i, σ_n^i) 에 의존하여 재구성될 수 있다. 열린 균열의 경우 $\sigma_s^i = \sigma_n^i = 0$ 이 된다.

두 균열면이 탄성 접촉상태이면 σ_s^i 과 σ_n^i 의 크기는 균열 강성(crack stiffness)과 변위 불연속 $\ddot{D}_s^j, \ddot{D}_n^j$ 에 의존한다.

$$\left. \begin{aligned} \sigma_s^i &= K_s \ddot{D}_s^i \\ \sigma_n^i &= K_n \ddot{D}_n^i \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

여기서 K_s 와 K_n 은 균열 전단 및 수직 강성을 나타낸다. 식 (6)을 식 (5)에 대입하고 정리하면 연립 지배방정식은 다음과 같이 된다.

$$\left. \begin{aligned} 0 &= \sum_{j=1}^N \ddot{A}_{ss}^j D_s^j + \sum_{j=1}^N \ddot{A}_{sn}^j D_n^j - (\sigma_s^i)_0 - K_s \ddot{D}_s^i \\ 0 &= \sum_{j=1}^N \ddot{A}_{ns}^j D_s^j + \sum_{j=1}^N \ddot{A}_{nn}^j D_n^j - (\sigma_n^i)_0 - K_n \ddot{D}_n^i \end{aligned} \right\} i=1 \text{ to } N \quad (7)$$

미끄러짐 상태의 균열의 경우

$$\left. \begin{aligned} \sigma_n^i &= K_n \ddot{D}_n^i \\ \sigma_s^i &= \pm \sigma_n^i \tan \phi = \pm K_n \ddot{D}_n^i \tan \phi \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

여기서 ϕ 는 균열면의 마찰각이다. σ_s^i 의 부호는 미끄러짐 방향에 의존한다. 따라서 식 (5)은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\left. \begin{aligned} 0 &= \sum_{j=1}^N \ddot{A}_{ss}^j D_s^j + \sum_{j=1}^N \ddot{A}_{sn}^j D_n^j - (\sigma_s^i)_0 \pm K_n \ddot{D}_n^i \tan \phi \\ 0 &= \sum_{j=1}^N \ddot{A}_{ns}^j D_s^j + \sum_{j=1}^N \ddot{A}_{nn}^j D_n^j - (\sigma_n^i)_0 - K_n \ddot{D}_n^i \end{aligned} \right\} i=1 \text{ to } N \quad (9)$$

균열의 변위 불연속 성분들 $(\ddot{D}_s^j, \ddot{D}_n^j)$ 은 가우스(Gauss) 소거법과 같은 통상적인 연립방정식 해법을 통해 구할 수 있다. 만일 균열이 열린 상태라면 균열 면에서의 응력들 (σ_s^i, σ_n^i) 은 0이다. 그렇지 않고, 균열이 접촉 또는 미끄러짐 상태이면 역시 식 (3) 또는 (5)를 이용하여 동일한 방식으로 구할 수 있다. 각 균열(절리) 요소의 상태는 Mohr-Coulomb 파괴기준을 이용하여 결정할 수 있다.

2.3 균열 전파 모델

암반내의 파괴양상은 일반적으로 인장 및 전단에 의한 파괴가 모두 빈번하다. 그러므로 암석 균열 전파를 효과적으로 예측하기 위해서는 파괴역학적인 측면에서 모드 I과 모드 II 기준이 모두 적용되어야 한다.

본 연구에서는 Shen과 Stephansson(1994)이 기존의 임계 변형률에너지 개방률 기준(critical strain energy release rate, 이하 G-기준,)을 개선하고 확장한 F-기준을 이용하였다. 원래의 G-기준은 최대 G 값의 방향에서 변형률에너지 개방률(strain energy release rate)이 임계값, G_c 에 도달하면 균열 침단은 그 방향으로 전파한다는 이론이다. 이 기준은 에너지 관점에서 인장과 전단의 파괴 모드(G_{Ic} and G_{IIc})를 구분하지 않는다. 실제로 대부분의 공학재료의 경우 모드 II 파괴인성은 파괴 기구(failure mechanism)의 상이함으로 인해 모드 I 인성에 비해 훨씬 큰 값을 갖는다. 특히 G-기준은 임계값 G_c 를 G_{Ic} 와 G_{IIc} 사이에 매우 주의하여 선택하여야 하므로 혼합 모드 균열 전파에 적용하기 어렵다.

Fig. 2에 나타낸 바와 같이 F-기준을 사용하면 균열 침단에서의 합성 변형률 에너지 개방률(G)은 모드 I 변형(G_I)과 모드 II 변형(G_{II})에 기인한 두 부분으로 나뉘어진다. 이들 항의 정규화된 값들의 합이 파괴 허용

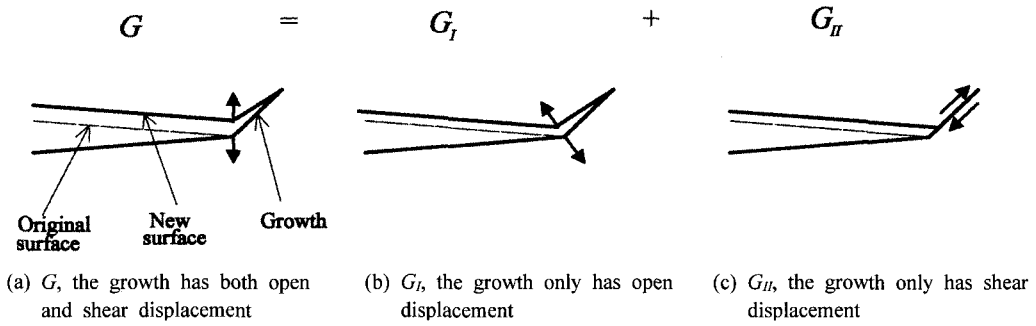


Fig. 2. Definition of G_I and G_{II} for fracture growth

과 그 방향을 결정하기 위해 사용된다. G_I 과 G_{II} 는 다음과 같이 표현될 수 있다. 즉, 만일 균열이 임의 방향에서 단위 길이만큼 성장하고 새로운 균열이 다른 전단 미끄러짐이 없이 열린다면 균열 성장에 기인한 주변 물체에서의 변형을 손실이 G_I 가 된다. 마찬가지로 만일 새로운 균열이 표면전단 이동만이 있었다면 이때의 변형을 손실은 G_{II} 가 된다.

(i) 균열 침단의 임의 방향에서 다음과 같이 계산되는 F-값이 존재한다.

$$F(\theta) = \frac{G_I(\theta)}{G_{Ic}} + \frac{G_{II}(\theta)}{G_{IIc}} \quad (10)$$

(ii) 균열침단의 가능한 전파방향은 F-값이 최대값에 도달하는 방향 ($\theta = \theta_0$)이 된다.

$$F(\theta)|_{\theta=\theta_0} = \max. \quad (11)$$

(iii) 최대 F-값이 1.0이 될 때 균열 침단에서의 전파가 일어난다. 즉,

$$F(\theta)|_{\theta=\theta_0} = 1.0 \quad (12)$$

이 균열전파 모델을 이용하고 변위불연속 경계요소를 이용하여 균열 해석 코드인 FRACOD를 개발하였다 (Shen, 2002).

2.4 확률적 균열 발생 모델

파괴 과정 중에는 기존 균열(절리)의 전파와 더불어 무결암석 내부 또는 경계에서 새로운 균열들이 발생할 것이다. 균열 발생 모델을 위해 확률적 접근법과 결합시켜 균열 개시를 판단하기 위한 기준을 개발하였다. 균열 개시는 대개 실험실 시험의 경우 암석 강도의

0.3~0.6배의 응력 수준에서 미세균열 형성으로부터 시작된다(Falls & Young, 1996). 미세균열들은 응력 수준의 증가에 따라 결합되고 궁극적으로 거시적 파괴면을 형성할 것이다. FRACOD는 원래 거시적 규모에서의 파괴진전을 모사하기 위해 개발되었으므로, 암석 내의 개별 미세균열을 모두 고려할 수 없다. 최종 거시적 파단이 일어나기 전에 초기 단계에서의 균열 개시와 손상을 효과적으로 고려하기 위해 응력 수준이 주어진 위치에서 암석 강도의 k배에 도달할 때 거시적 균열이 형성된다고 가정하였다. 하지만 균열 표면의 물성은 파괴 전까지는 무결암 강도와 동일한 것으로 간주한다. 균열은 잇따른 응력 증가 시에 균열면의 강도를 초과하는 경우에만 전파할 것이다. 이러한 개념을 이용하여 균열 개시는 '응력=k×강도'일 경우에 시작되지만 파괴는 '응력=1.0×강도'의 경우에 발생하는 것으로 예측할 수 있다.

무결 암석의 파괴 강도를 추정하기 위해 Mohr-Coulomb 기준이 사용되었다

실험실 시험 및 AE 계측 해석에 의하면(Li, 1993), 손상 또는 균열 개시는 상당히 낮은 응력 수준에서 시작되며 응력 증가에 따라 증가한다. 암석 이방성의 영향으로 인해 주어진 위치에서 파괴의 가능성은 그 최종 강도에 도달할 때까지 응력 증가에 따라 증가할 것이다.

이를 고려한 균열 개시를 모사하기 위하여 확률적 접근법을 이용하였다. 균열 개시 가능성이 있는 후보 위치에서 균열 개시는 다음과 같이 응력 대 강도 비($\sigma/\sigma_{strength}$)에 의존한다고 가정하였다.

$$p = (\sigma/\sigma_{strength})^2; \quad \text{if } (\sigma/\sigma_{strength} \leq 1.0)$$

$$p = 1.0; \quad \text{if } (\sigma/\sigma_{strength} > 1.0) \quad (13)$$

여기서 p는 균열 개시 확률, $\sigma/\sigma_{strength}$ 는 응력 대 강도 비이다. 위 식은 인장 및 압축 응력의 경우에 모두 적용

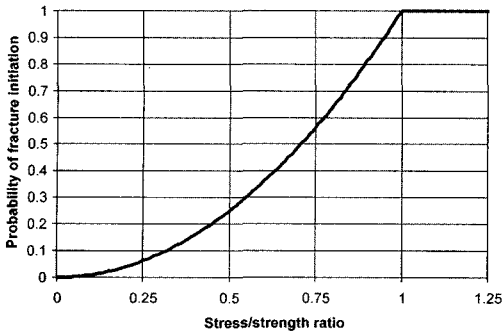


Fig. 3. Probability of fracture initiation as a function of the stress/strength ratio based on equation (13)

된다.

위 식 (13)을 이용할 때의 균열 발생의 확률이 Fig. 3에 나와 있다. 응력/강도 비가 0.5보다 작을 때 균열 개시의 가능성은 매우 낮음을 알 수 있다(<0.25). 일련의 단축압축 수치실험을 통해 실제 균열 개시는 대개 작용응력이 강도의 50% 이상 될 때 일어남이 발견되었다.

FRACOD에는 또한 균열 발생에 따른 미소파괴음(AE) 발생정도를 예측할 수 있는 모듈이 있다. 상세한 구현과정은 Rinne et al.(2003)에 나와 있다.

3. 치수효과를 고려한 암석일축시험 모사

개발된 경계요소 코드의 적용을 위해 신선한 균열면에 대한 적절한 강성 값을 결정하며 암반의 치수효과를 반영하기 위해 수치 일축압축시험을 실시하였다. 수치 실험에 사용된 수치 "시료"는 실제 실험실 시편과 비슷한 크기이다. 이 시료 모델이 일축압축하에서 재하되었다.

3.1 시험 조건

표준 시험은 길이 120 mm, 너비 60 mm의 크기에 대해 실시되었다. 그리고 나서 일축압축강도에 대한 시료 크기의 영향을 살펴보기 위해 시료의 길이와 너비를 증가시킨다. 그리고 나서 신선한 균열의 강성값의 영향을 보기 위해 강성 변화에 따른 경향을 조사하였다.

2D 평면변형을 상태를 가정했으므로 수치모사 시료는 실제로는 120 mm x 60 mm 크기의 beam에 해당한다. 상부와 바닥 경계는 실험실 시험시 큰 마찰을 모사하기 위해 전단 변위를 구속하였다. 그리고 나서 상부와 하부 경계에 연직응력을 가하였다. 시료가 파괴될 때 까지 적용응력을 5 MPa 단계의 증분으로 증가시켰다. 또한 계산효율을 높이기 위해 x 및 y방향 대칭조건

을 사용하였다.

표준 수치시험에 사용된 입력자료가 Table 1에 나와 있다. 시료내 최소 결함(flow)의 크기는 4mm로 정하였다. 이 결함은 수치해석시 균열 생성시의 길이에 해당하며 최소 요소 크기와 동일하다. 시료 측면으로는 30개의 요소를 상하부에는 각각 14개의 경계요소를 사용하였다.

3.2 표준 수치시험

Fig. 4는 재하시 예측된 균열 생성과 전과과정을 보여준다. AE event의 위치와 상대크기 역시 Fig. 4에 나와 있다.

균열 개시는 약 60 MPa 정도에서 시작한다. 완전한 시료의 파괴는 약 120 MPa의 단축응력하에서 발생하였다. 균열 개시와 파괴에 대한 이론적 응력으로서 시료가 마지막으로 안정한 응력과 최초 파괴응력의 평균치를 취하면 예측된 균열 개시응력은 57.5 MPa이고 파괴 응력은 117.5 MPa이다. 이 균열 개시응력은 시료 강도의 약 53%에 해당한다. 수치실험으로 구한 단축강도(117.5 MPa)는 실험실 강도 122 MPa와 상당히 유사하다. 120 MPa에 도달한 경우 불안정한 균열전파 및 결함에 의해 중국적인 시료 파단이 발생하며 그 순차적인 균열전파 및 파괴 과정이 그림에 나와 있다.

일단 균열 개시가 발생하면 AE event가 발생한다. 응력이 증가함에 따라 AE event의 갯수와 크기는 최종 파괴시까지 증가하는 것으로 예측되었다.

Fig. 5는 수치 재하시험을 통해 예측된 응력-변형률

Table 1. Input parameters used for standard numerical uniaxial compression tests

Sample dimension	Length (m)	0.12
	Width (m)	0.06
	Flaw size (m)	0.004
Intact rock modulus	Young's Modulus E (GPa)	49.9
	Poisson's ratio ν	0.34
Intact rock strength	Uniaxial compressive strength σ_c (MPa)	122
	Friction angle Φ (degree)	33
	Cohesion c (MPa)	33
	Tensile strength σ_t (MPa)	12.4
Fracture toughness	Mode I toughness K_{Ic} (MPa m ^{1/2})	2.39
	Mode II toughness K_{IIc} (MPa m ^{1/2})	3.1
Fresh fracture properties	Shear stiffness K_s (GPa/m)	3099
	Normal stiffness K_n (GPa/m)	13800
	Friction angle Φ_f (degree)	33
	Cohesion c (MPa)	33
	Dilation angle Φ_d (degree)	2

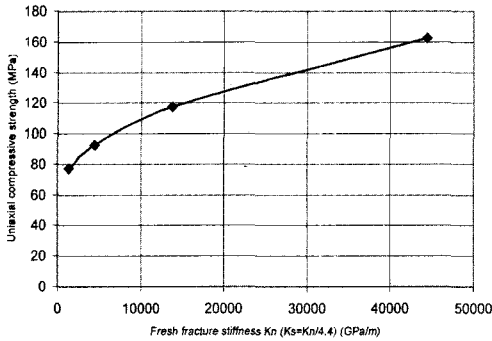


Fig. 6. Sensitivity of the predicted rock strength to fresh fracture stiffness

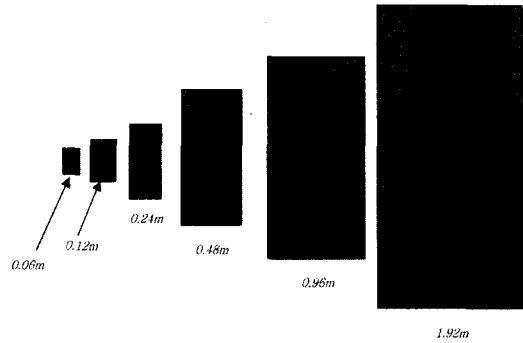


Fig. 7. Conceptual comparison of six samples modelled to study the size effect

워크로 인해 항상 불확실성을 포함하고 있다. 따라서 실험실과 현지 시험으로부터의 결과들은 시험에 관련된 체적에 크게 영향을 받는다. 시료크기의 변화에 따른 실험결과와 변화는 보통 치수효과(scale effect)라고 한다(Cunha, 1990).

치수효과로 인해 실험실 규모 시료의 시험으로부터 얻은 암석강도는 현지의 수갱과 터널의 모델링에 직접적으로 적용될 수 없다. 모델링에 적용되는 강도는 관련 체적이 상당히 크므로 암반강도가 실험실 암석 강도보다 상당히 낮다는 사실을 반영해서 결정해야 한다. 하지만 이러한 강도를 타당하게 구하기는 매우 어렵다.

FRACOD는 시료크기의 증가에 따라 “결함 크기”를 증가시키므로써 이러한 치수효과를 예측할 수 있다. 균열 개시 길이(결함 크기)가 경계요소의 길이에 의존하므로, 시료크기 증가는 전체 요소 수를 일정하게 할 경우 결함 크기의 증가를 의미한다.

서로 다른 6개 크기의 시료를 FRACOD로 모사하였다(Fig. 7). 시료 폭을 0.06 m부터 1.92 m까지 변화시켰다. 시료의 유효 결함크기는 0.004 m부터 0.128 m까지 변화된다. 4 mm의 결함크기는 비록 실제 결함크기는 이보다 더 작을지라도 무결암 규모에서의 실제 간극이나 암석입자간의 미소균열들을 반영할 수 있다. 0.128 m의 결함크기는 작은 규모의 절리나 암반에서의 거시적 균열들을 대표한다고 생각할 수 있다.

서로 다른 크기의 시료를 사용한 수치 실험으로부터의 결과가 치수효과에 대한 두 가지 경험곡선과 함께 Fig. 8에 나와 있다. 경험곡선들은 암석에 대한 Hoek & Brown(1980)의 연구로부터 서로 다른 크기에 대해 정규화 시켜 구한 자료를 본 연구와 비교를 위해 실험실 시험치인 60 mm 크기 시료에서의 단축강도 122 MPa를 기준으로 환산한 값이다. Hoek & Brown(1980)의 곡선은 10 mm~

200 mm까지 직경의 무결암석시험자료에 대한 경험적 수식화에 기초한 것이다. 이는 무결암의 치수효과를 나타낸다. Herget(1988) 곡선의 경우 석탄은 모든 규모에서 균열들이 많이 있으므로 이 곡선은 매우 균열이 많은 암석의 치수효과를 나타낸다고 볼 수 있다.

FRACOD에 의해 예측된 치수효과 곡선은 이들 두 경험 곡선들 사이에 위치한다. 따라서 FRACOD는 암반에서의 치수효과를 합리적으로 모사할 수 있는 것으로 생각된다. 암반은 균열이 많이 존재하므로 Hoek & Brown의 곡선보다는 보다 강한 치수의존성을 보일 것이다. 하지만 석탄에 비해서는 균열정도가 적으므로 Herget 곡선보다는 큰 값들을 보일 것이다.

모델링 결과로부터 실제 암반 규모에서 수갱과 터널에 대해 적용될 수 있는 단축압축강도는 30~45 MPa로서 실험실 규모에서의 강도의 약 1/3 정도로 구해졌다. FRACOD에서는 수갱과 터널 주변에 적절한 요소 크기를 고려함에 의해 치수효과를 고려할 수 있다. 따라서 모델크기에 따라 무결암의 강도를 인위적으로 감

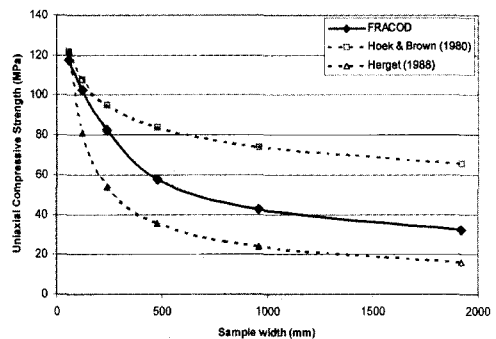


Fig. 8. Comparison of the numerically predicted scale dependency using FRACOD with two empirical curves for intact rocks(upper curve) and coal(lower curve)

소시킬 필요가 없다.

4. 심부 수갱 주변 암반의 손상해석

4.1 해석 모델

심부 응력장에서의 암반의 손상 및 파괴 현상을 예측하기 위해 일본 방사성 폐기물 처분장 안정성 평가를 위해 건설중인 ○○○○ 지하실험실에서의 수갱을 모델링하였다. 수갱의 형상은 원형이며 직경은 7.3 m이며 방향은 지표면으로부터 수직인 방향이다. 200 m, 500 m 및 945 m에서의 서로 다른 세 심도 단면이 모델링되었으며 각 심도에 대해 세가지 다른 암석 물성이 사용되었다.

Depth=200 m: $E=49.9$ GPa, $\nu=0.36$
 Depth=500 m: $E=49.4$ GPa, $\nu=0.34$
 Depth=945 m: $E=3.5$ GPa, $\nu=0.36$ (단층대)

강도 물성은 암석 시험을 통해 구한 평균 일축압축강도 122 MPa, 마찰각 33° , 점착력은 33 MPa를 이용하였다. 연속체 해석의 경우 단층대의 강도 물성 역시 매우 낮게 입력되어야 하지만 본 해석에서는 균열 전파 및 파괴 과정이 파괴역학적인 기구에 의해 발생하므로 동일한 값을 사용하였다.

균열 생성 및 전파를 모델링하기 위해서는 기존 균열(절리 및 단층 포함)과 새로 생성된 신선한 균열들의 두 가지 종류의 균열이 고려된다. 기존균열의 경우 통상적인 절리면 압축 및 전단 시험을 통해 그 물성을 구하였으며, 그 평균값은 $K_n=245$ GPa/m, $K_s=3$ GPa/m, 였다. 통상적으로 K_n 과 K_s 는 수직응력 수준에 크게 의존한다. 수직강성은 0~3 MPa 범위의 수직응력에서, 전단 강성은 0.032 MPa~0.079 MPa 사이의 수직응력에 대해 구하였다. 심도 200 m, 500 m 및 945 m에서의 연직응력은 각각 5.1 MPa, 12.8 MPa 및 24.1 MPa로 예측되었다. 이는 K_n 결정 시험 시 평균 수직응력 수준에 대략 4, 8 및 16배, K_s 결정시의 100, 200 및 400배에 해당하는 수치로서 K_n 과 K_s 가 수직응력 수준에 선형적으로 비례한다고 가정하여 기존 균열에 대해 다음 값들을 얻었다.

Depth=200 m: $K_n=980$ GPa/m, $K_s=300$ GPa/m
 Depth=500 m: $K_n=1960$ GPa/m, $K_s=600$ GPa/m
 Depth=945 m: $K_n=3920$ GPa/m, $K_s=1200$ GPa/m
 (단층대)

균열 마찰각은 모든 심도에 대해 동일하게 $\phi=25.5^\circ$ 로 입력하고 점착력과 팽창각은 0으로 고려하였다.

새로 생성된 신선한 균열의 물성에 대한 정보는 매우

한정되며, 특히 전단에 의해 생성된 균열은 거의 없다. 하지만 대부분의 암석 파괴는 인장보다는 전단에 의해 발생할 가능성이 높으므로, 이에 대한 정보가 필요하다. 이를 위해 앞절에서 수치실험으로 구한 강성값들로부터 122 MPa의 일축압축강도를 보이는 무결암의 경우에 대해 $K_n = 13800$ GPa/m; $K_s = 3099$ GPa/m의 신선한 균열 물성을 도출하였다. 신규 생성된 신선한 균열의 마찰각과 점착력은 무결암의 값들과 동일한 것으로 가정할 수 있다. 하지만 일단 미끄러짐이 발생하면 균열들은 그 점착력을 잃어버리게 된다. 본 연구에서는 500~945 m 사이에서 신선한 균열 팽창각을 2° 로 가정하였다.

대상 현장 시료에 대한 파괴인성 시험을 실시하였다. Mode I 파괴인성(K_{IC})은 ISRM추천법(Ouchterlony, 1988)을 이용하여 구하였으며, Mode II 파괴 인성의 경우 (K_{IIC}) Backers 등(2002)에 의한 방법을 이용하였다. 실험으로부터 얻은 세 심도에서의 파괴 인성은 다음과 같다.

Depth=200 m: $K_{IC}=2.39$ MPa $m^{1/2}$, $K_{IIC}=3.10$ MPa $m^{1/2}$
 Depth=500 m: $K_{IC}=2.37$ MPa $m^{1/2}$, $K_{IIC}=3.69$ MPa $m^{1/2}$
 Depth=945 m: $K_{IC}=1.73$ MPa $m^{1/2}$, $K_{IIC}=3.07$ MPa $m^{1/2}$

현지응력 변수는 연직응력 σ_v , 최대수평 주응력 σ_H 와 최소수평 주응력 σ_h 가 포함된다. 그 크기와 방향은 심도에 따라 변화한다. 부지 현지응력 측정치에 의하면 이 현지응력장의 주응력들은 다음과 같다.

Depth=200 m: $\sigma_1=17.93$ MPa, $\sigma_2=14.98$ MPa,
 σ_1 orientation = N4W
 Depth=500 m: $\sigma_1=25.01$ MP, $\sigma_2=14.28$ MPa,
 σ_1 orientation = N41W
 Depth=945 m: $\sigma_1=21.23$ MPa, $\sigma_2=14.3$ MPa,
 σ_1 orientation = N18W

FRACOD는 유한한 연장의 균열들을 고려할 수 있으며 이들 유한한 균열들의 균열전파를 모델링할 수 있다. 하지만 경계요소의 한계상 모델링할 수 있는 균열의 수가 제한되며, 서로 교차하여 암석 블록들을 형성하는 많은 무한 균열들을 모사할 수 없다. 이러한 상황을 고려하여 기존 절리분포를 고려한 경우 수갱 및 터널 주변에 단순화된 균열 네트워크가 모델화되었다.

4.2 기존 절리를 고려하지 않은 수갱 모델

200 m, 500 m 및 945 m의 세가지 다른 심도에서의 수갱이 모델화되었다. 945 m심도에서의 수갱은 단층대이므로 응력 및 암석 물성이 다른 두 심도에 비해 상당히 다를 것이다. 이를 고려하여 입력자료가 선택되었다.

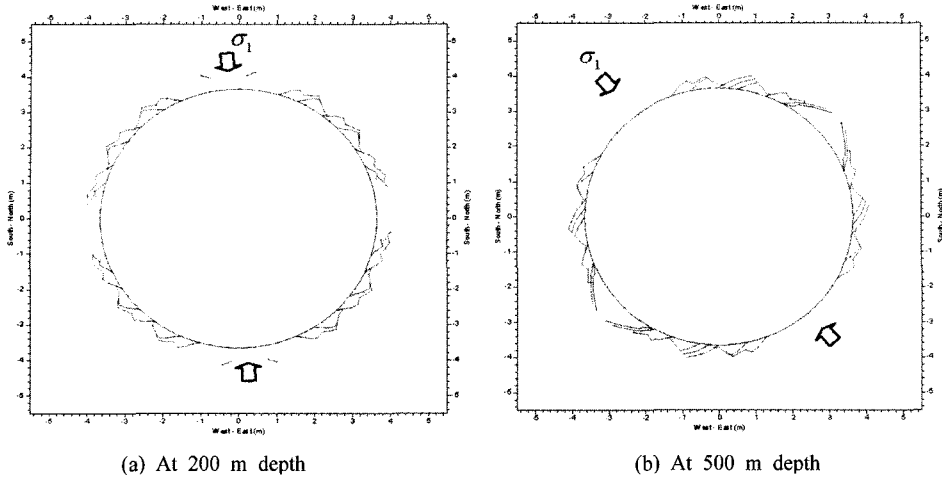


Fig. 9. Predicted major principal stress distribution and fracture pattern in the wall of the shaft

대칭 조건을 이용하여 1/4 수갱면 만이 모델링되었다. Fig. 9는 200 m와 500 m 수갱벽면에서의 예측된 균열 패턴을 나타낸다. 모든 그림에서 직상부가 북쪽(N)을 나타낸다.

Fig. 9 (a)의 200 m 심도의 경우 균열 개시는 굴착이 후 수갱벽면에서 NE, NW, SW 및 SE 방향에서 발생한다. 균열 개시는 모두 전단에 의해 발생하였다. 새로운 균열들이 개시된 균열로부터 동쪽 및 서쪽 측벽부를 향해 전파하고 결합된다. 하지만 이들 균열들은 명시적인 파쇄면을 형성하기 전에 전파를 멈추었다. 수갱면으로부터 거리가 증가함에 따라 구속압이 증가하므로 균열의 전파는 수갱 내부 0.5 m 이상으로 확장되지는 않을 것으로 예측된다. 따라서 200 m 심도의 수갱은 안정할

것으로 예측되며 균열대는 0.5 m 정도 이내로 생성되었다. 0.5 m 이내에서 국부적인 블록이탈이 가능할 것이다.

Fig. 9 (b)의 500 m 심도의 경우 현지 최대주응력의 방향은 N41W이다. 그 결과 응력집중은 N49E와 S49W의 수갱 벽면에서 발생할 것이다. 이 위치들에서의 수평 주응력은 약 60 MPa이다. 수갱 벽면에서 균열들은 N49E와 S49W의 방향으로 전단에 의해 개시되는 것으로 예측되었다. 유도된 균열들은 NE와 SE 방향에서 수갱 벽면의 완벽한 spalling 파괴가 발생할 정도로 서로 매우 가깝게 형성되었다. 이러한 결과를 토대로 500 m 심도에서 spalling이 발생할 것으로 예측된다. Spalling의 주 방향은 NE와 SW가 될 것이다. Spalling의 심도는 수갱 벽면에서 0.8 m 이내가 될 것으로 예측되었다.

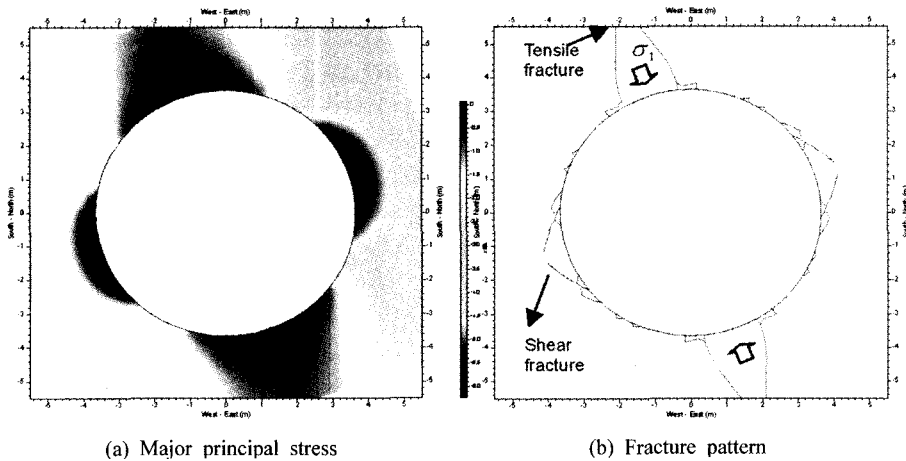


Fig. 10. Predicted major principal stress distribution and fracture pattern in the wall of the shaft at 945 m depth

945 m 심도의 경우(Fig. 10) 최대주응력 분포와 수갱 벽면에서 예측된 균열진전 패턴이 Fig. 10에 나와 있다. 이 심도의 수갱은 실지로 단층대 내에 있으므로 암반 변형률성($E=3.5$ GPa) 이 다른 심도에 비해 훨씬 낮다. 또한 현저응력이 매우 큰 이방성을 보인다. 예측된 균열진전 패턴이 다른 심도에 비해 매우 다르게 나타났다.

현지 주응력의 방향은 N18W와 S18E이다. 큰 응력 이방성으로 인해 높은 압축응력집중(최대주응력 값은 62 MPa)이 N72E와 S72W의 방향에서 발생하며, 반면에 인장응력은 N18W와 S18E 방향에서 존재한다. 일반적으로 절리 암반은 인장강도가 0이거나 매우 작은 값을 보인다. 따라서 초기 균열 개시와 전파는 N18W와 S18E 방향으로 인장에 의해 발생하는 것으로 예측되었다. 인장균열들은 벽면 내부로 3~4 m 정도로 연장된다. 이와 함께 높은 압축응력으로 인해 전단 균열 개시와 전파가 수갱 벽면에서 N72E와 S72W 방향으로 발생한다. 전단균열들은 거의 공벽 파열(breakout) 또는 spalling 상

태에 도달한다. 따라서 단층대 내의 945 m 심도에서의 수갱은 추가 보강이 없이는 매우 불안정할 것으로 예측된다.

4.3 기존 절리들을 고려한 수갱 모델

해석 대상 지역의 세 심도에서 세개의 주 절리군들이 관찰되었다. 절리군들을 정확히 모델링하기 위해서는 3차원 절리 모델이 필요하다. 본 연구에서는 수치 모델의 2D 평면 상에서 수직하거나 각도가 큰 절리군만을 고려하여 500 m와 945 m 심도에 대해 두 절리군들이 모델링되었다. FRACOD는 한정된 수의 절리들만을 모사할 수 있으므로 모델 내 절리 수를 줄이기 위해 수갱 부근에 존재하는 절리들만을 고려하였다. 500 M 심도에서 명시적 절리를 갖는 수갱 절리군 I(N41E/75SE)과 II (N87W/51NE)로 구성된 2가지 경우의 서로 다른 절리 패턴들이 고려된 경우 초기 및 최종 균열 진전 패턴이 Fig. 11에 나와 있다.

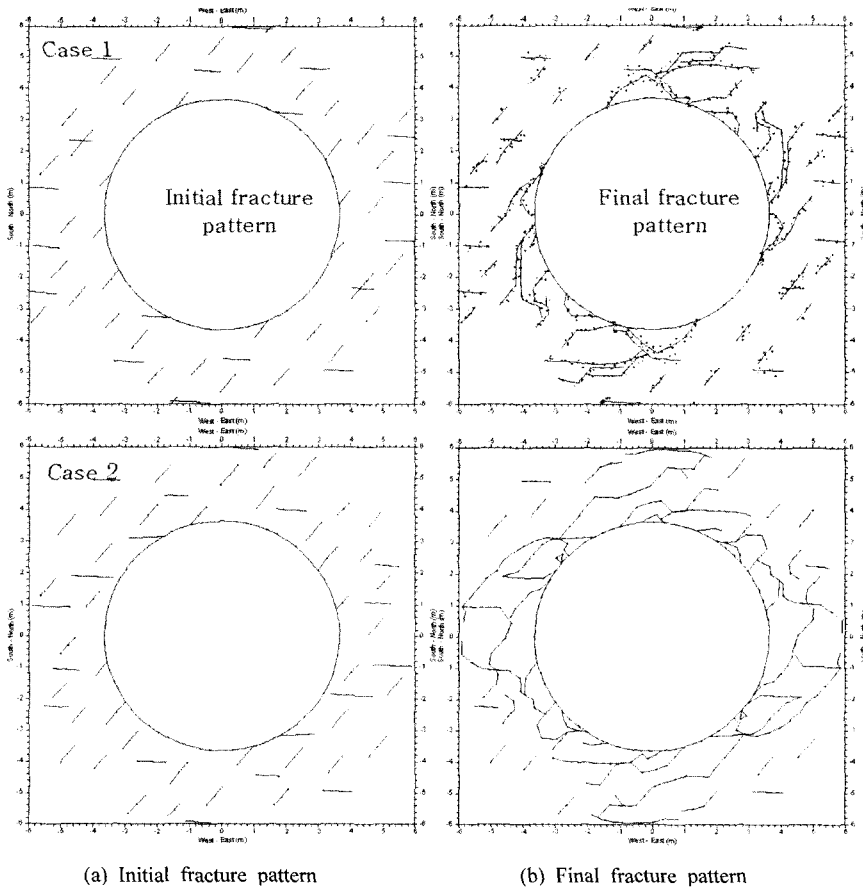


Fig. 11. Predicted failure patterns for the shaft at depth of 500 m with two joint sets

Case 1에서는 절리군 I이 수갱 벽면 부근에서의 균열 전파를 지배한다. 절리군 II는 최종 파괴 양상에 별 영향을 미치지 못한다. 최종 균열 패턴은 N45E와 S45W 방향에서 수갱 벽면의 깊은 파열부의 형성에 이르게 한다. 균열은 수갱 벽면으로부터 약 2.5 m 정도까지 연장된다.

Case 2의 경우에 두 절리군들 모두 균열 전파 및 확장에 영향을 준다. 이 경우 균열 전파는 수갱 부근 벽면의 모든 방향에서 널리 퍼져 발생한다. 지배적인 균열 전진의 방향은 N45E/S45W와 E/W이며, 두 절리군들의 분포에 영향을 많이 받음을 알 수 있다. 균열 전진은 수갱 벽면 내 최대 2.5 m 정도까지 연장된다.

해석 결과 기존 절리가 존재하는 경우 균열 전파 및 결합은 바로 수갱 벽면 부근에서 광범위하게 발생하였으며, 균열 영역은 수갱 벽면 내로 2.5 m 정도까지 확장

되었다. 500 m 심도에서 수갱은 보강 없이는 불안정할 것으로 예측되었다. 해석결과 최종 균열진전패턴에 주로 영향을 주는 요소는 초기 기존 균열들의 분포와 주응력 방향임을 알 수 있다.

Fig. 12는 945 m 심도의 경우 초기 및 최종 균열진전 패턴을 보여준다. 기존 절리의 분포는 절리군 I의 경우 N84W/62SE(주향/경사)이고 절리군 II는 N65E/44NW이다. 두 경우의 결과가 전반적으로 일치한다. 인장균열은 북북서와 남남동 방향에서 현지 최대주응력과 평행한 방향에서 발생하고, 반면에 전단균열들은 동북동과 서남서 방향으로 현지주응력과 수직인 방향으로 발생한다. 인장 파괴 영역의 범위는 수갱 내부로 약 3~4 m이며 전단 균열 영역은 벽면 내로 약 1 m 정도이다. 수갱과 인접한 부근의 기존 절리들은 더 확장되어 불규칙한 균열 형태를 발생시켰다. 해석 결과 945 m 심도에서

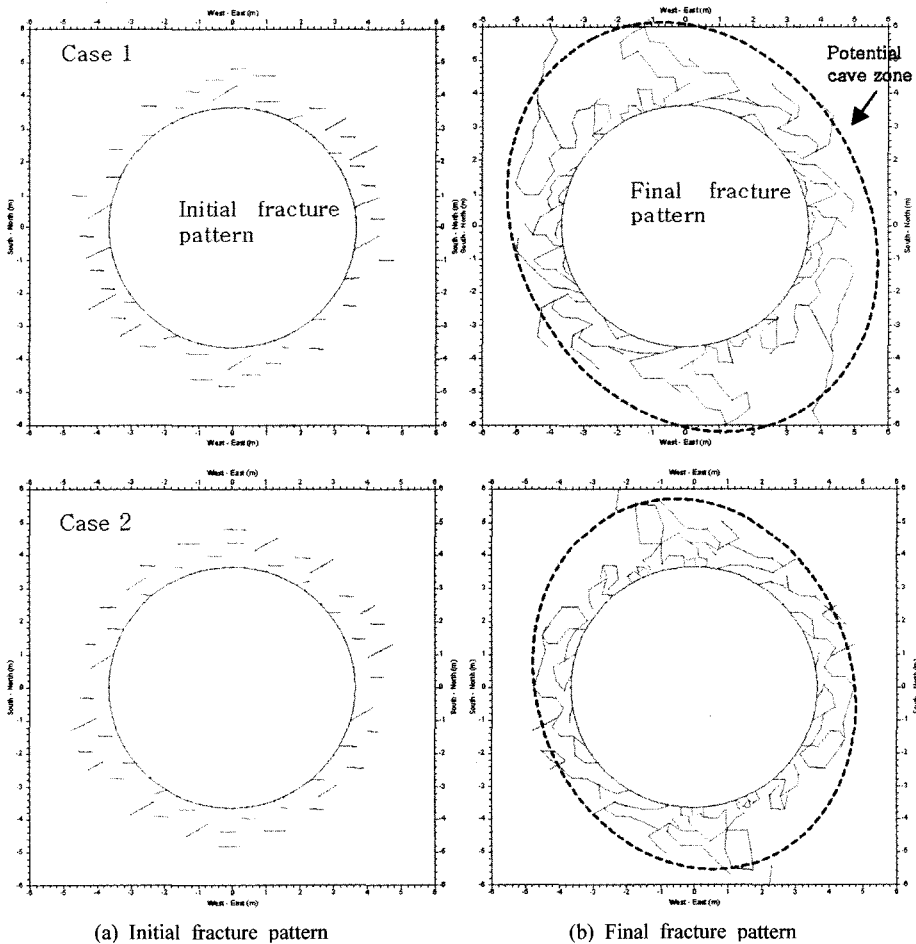


Fig. 12. Predicted failure patterns for the shaft at depth of 945m with two joint sets

의 수갱은 불안정할 것으로 예측되었다. 인장파괴와 전단 spalling이 서로 다른 수갱 벽면에서 동시에 발생할 것이다. 수갱은 구조물을 유지하기 위해서는 벽면에서 증지보가 필요할 것이며, 추가적인 보강 없이는 타원형의 함몰대가 형성될 것으로 예측된다.

결 론

본 연구에서는 암석의 손상 및 파괴현상을 개별 균열의 성장 및 결합의 관점에서 구현된 경계요소 균열 생성 및 전파 해석 코드인 FRACOD를 이용하여 모사하였다. 연구에서 얻은 주요 결론은 다음과 같다.

- 1) FRACOD를 이용하여 일축압축시험에서의 암석의 취성 손상 및 파괴과정을 합리적으로 예측할 수 있었으며 실험실에서 구한 파괴강도에 상응하는 파괴강도를 보였다.
- 2) 파괴역학적 “결합 크기”를 증가시키므로써 암반 거동의 치수효과를 모사할 수 있었다. 기존 연구 결과들의 중간치를 보여서 치수효과에 따른 거동 모사가 합리적임을 확인하였다. 본 논문에서의 접근법은 수치해석적으로 암반 강도를 예측할 수 있는 방법이 될 수 있을 것이다.
- 3) 심부응력장에서 심도에 따른 수갱 주변의 손상 및 파괴 현상을 모사한 결과 손상영역의범위를 가시적으로 예측할 수 있었으며, 기존 균열을 고려한 경우가 절리가 없는 경우에 비해 더욱 큰 손상을 받음을 알 수 있었다.
- 4) 수갱 주변의 손상은 응력장의 방향 및 크기에 의존하여 각각 전단균열 및 인장 균열의 생성, 전파 및 결합 과정을 통해 확대됨을 확인하였다.
- 5) 기존 절리망 시스템을 고려한 경우 초기 절리의 방향 및 분포양상, 주응력 방향 등에 의존하여 손상이 발생함을 알 수 있었다. 균열 전파 및 결합 패턴은 서로 달랐지만 최종적인 손상영역의 범위는 비슷하게 발생하였다.
- 6) 심부 암반 내에서 단층대 내의 공동은 일반 암반에 비해 손상 영역의 크기와 정도가 훨씬더 크게 나타나서 광범위한 함몰대가 발생할 것으로 예측되었다.

본 연구를 통해 경계요소법을 이용한 암반 해석 코드인 FRACOD는 암반 손상 및 파괴를 예측할 수 있는 좋은 수단임을 확인하였다. 개별 절리들의 명시적인 균열 진전을 고려함을 통해 예측된 암반의 손상 양상은 터널 굴착시 지보설계의 판단 자료로 사용될 수 있을 것으로 기대된다.

참고문헌

1. 장수호 2002, 응력수준에 따른 암석의 손상 특성과 심부 터널 주변 암반 손상 영역의 해석, 서울대학교 지구환경시스템공학부 박사학위논문.
2. Backers T., O. Stephansson and E. Rybacki, 2002, Rock Fracture Toughness Testing in Mode II -Punch-Through Shear Test, *Int. J. Rock Mech. & Min. Sci.*, 39: 755-769.
3. Crouch, S.L. and A.M. Starfield, 1983, Boundary element methods in solid mechanics, London: George Allen and Unwin.
4. Cunha, A. P., 1990, Scale effects in rock mechanics, *Proceedings of the 1st International Workshop on Scale Effects in Rock Masses*, Loen, Norway, 7-8 June, 3-27.
5. Falls, D.S. and R.P. Young, 1998, Acoustic emission and ultrasonic-velocity methods used to characterise the excavation disturbance associated with deep tunnels in hard rock, *Tectonophysics*, Vol. 289, 1-15.
6. Hajiabdolmajid, V., P. K. Kaiser, C. D. Martin, 2002, Modelling brittle failure of rock, *Int. J. Rock Mech. & Min. Sci.*, Vol. 39, 731-741.
7. Hoek, E. and E. T. Brown, 1980., *Underground excavation in rock*, Inst. Mining and Metallurgy, London.
8. Herget, G., 1988, *Stresses in Rock*, Rotterdam, Balkema.
9. Li, C. 1993. *Deformation and Failure of Brittle Rocks under Compression*. Doctoral Thesis. Lulea University of Technology, Sweden, 118D, ISSN 0348-8373.
10. Martin C. D., 1997, The effect of cohesion loss and stress path on brittle rock strength, *Can. Geotech. J.* Vol. 34, 698-725.
11. Ouchterlony F. 1988. Suggested method for determining the fracture toughness of rock. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abst.*, 25: 71-96
12. Rinne, M., B. Shen, and H. Lee, 2003. *Aspo Pillar Stability Experiment. Modelling of fracture stability by FRACOD*, International Progress Report IPR-03-05 (Draft). Swedish Nuclear Fuel Waste Management Company, Stockholm, Sweden.
13. Shen, B. and O. Stephansson, 1994. Modification of the G-criterion of crack propagation in compression, *Int. J. of Engineering Fracture Mechanics*. 47(2), 177-189.
14. Shen, B. 2002. *FRACOD Version 1.1, User's manual*. FRACOM Ltd.
15. Wilde, A.J., M.H. Aliabadi, 1999, *Boundary element analysis for rock fracture*, Aliabadi MH, editor. *Fracture of Rock*, Boston, Southampton, WIT Press, 1-21.

이 희 석

1993년 서울대학교 자원공학과 공학사
1999년 서울대학교 자원공학과 암반공학
박사

2001년~2003년 스웨덴 Royal Institute
of Technology 연구원

Tel: 82-2-3700-7229

E-mail: hslee@skcc.co.kr

현재 SK 건설 (주) Geotask팀 과장

Baotang Shen

1988년 MS.D Northeast University,
China

1991년 Ph.D student, LuleåUniversity
of Technology, Sweden.

1995년 Ph.D Royal Institute of
Technology, Sweden

Tel: +61-7-3327-4560

E-mail: Baotang.Shen@csiro.au

현재 Code Developer,
in FRACOM Ltd., Finalnd Senior
Geotechnical Engineer, CSIRO
Exploration and Mining, Australia

Ove Stephansson

1974년 Ph.D at Hans Ramberg Tectonic
Laboratory, University of Uppsala,
Sweden

1974년~1990년 Professor in Rock
Mechanics, LuleåUniversity of
Technology, Sweden

1991년~2002년 Professor in
Engineering Geology, Royal Institute of
Technology(KTH), Stockholm

Tel: +49-331-288-1384

E-mail: ove@gfz-potsdam.de

현재 Visiting professor
GeoForschungsZentrum, Potsdam,
Germany