압열인장시험을 이용한 화강암의 지연파괴특성 및 장기안정성 평가

정용복, 천대성*, 박익섭, 박찬, 이윤수, 박철환, 최병희

Estimation of the Characteristics of Delayed Failure and Long-term Strength of Granite by Brazilian Disc Test

Yong-Bok Jung, Dae-Sung Cheon*, Eui-Seob Park, Chan Park,
Yun-su Lee, Chul-whan Park, Byung-Hee Choi

Abstract Long-term stability and delayed failure of granite were evaluated through the laboratory test based on Wilkins method and Brazilian disc test (BDT) which yields tensile strength, mode I fracture toughness and subcritical crack growth parameters. Then, the long-term strength of granite was estimated by using analytical models and long-term stability of compressed air-energy storage (CAES) pilot cavern pressurized up to 5 ~ 6 MPa was evaluated using numerical code, FRACOD with the determined subcritical crack growth parameters. The results of test and analyses showed that the subcritical crack growth index, n was determined as 29.39 and the inner pressure of 5 ~ 6 MPa had an insignificant effect on the long-term stability of pilot cavern. It was also found that the measurement and analysis of acoustic emission events can describe the accumulation of damage due to subcritical crack growth quantitatively. That is, AE monitoring can provide the current status of rock under loading if we make an identical installation condition in the field with that of the laboratory test.

Key words Delayed failure, Subcritical crack growth, Subcritical crack growth parameters, Long-term strength, Mode I fracture toughness, Brazilian disc test, Compressed air energy storage

초 록 본 연구에서는 임계하균열성장 변수를 구하기 위해 제안된 Wilkins의 시험법을 압열인장시험과 결합하여 화강암의 인장강도, Mode I 파괴인성과 임계하균열성장지수를 동시에 구하였으며 이를 사용하여 암석의 장기거동을 평가하였다. 또한 내부압력을 받는 압축공기저장(CAES) 공동에 대한 장기안정성을 수치해석코드인 FRACOD를 사용하여 해석하였다. 시험 결과 화강암의 임계하균열성장지수(n)는 29.39로 결정되었으며 5 ~ 6 MPa의 내압은 저장공동의 장기안정성에 큰 영향을 미치지 않는 것으로 나타났다. 또한 시험 과정에서 측정된 미소파괴음을 분석한 결과 암석내의 미소균열 생성 및 전파에 따른 암석의 손상을 정량적으로 기술할 수 있었다. 만약, 실내와 동일한 조건으로 현장에서 AE 모니터링을 수행할 경우 AE 모니터링을 통해서 하중을 받는 암석의 현재 상태를 정량적으로 평가하는 것이 가능할 것으로 판단된다.

핵심어 지연파괴, 임계하균열성장, 임계하균열성장변수, 장기강도, Mode I 파괴인성, 압열인장시험, 압축공기저장

1. 서 론

암석의 장기안정성은 방사성폐기물처분, CO₂ 지중저장, 압축공기에너지 지하저장 등 많은 암반공학적 활용 측면에서 매우 중요한 주제이다. 그러나 이와 관련하여 시험을 통해 암석이나 암반의 특성을 파악하는 일은 매우 많은 시간이 필요하기 때문에 일부 연구자들에 의해 서만 수행되고 있으며 또한 획득한 장기강도특성을 활

Received: Jan. 10, 2014

Revised: Jan. 24, 2014

Accepted: Jan. 27, 2014

*Corresponding Author: Dae-Sung Cheon

Tel) +82428683248, Fax) +82428619721

E-Mail) cds@kigam.re.kr

KIGAM, 124 Gwahang-no, Yuseong-gu, Daejeon, 305-350 Korea

용하는 방법에 대한 연구도 그리 많지 않은 실정이다 (Wilkins, 1980, Wilkins, 1983, Backers, 2006, Kim & Kemeny, 2008, Rinnie, 2008, Ko, 2008, Nara et al., 2010).

일정한 하중을 가하는 크립시험이나 반복하중을 가하는 피로시험은 연속체 개념에서 출발한 것인 반면, 균열의 생성 및 전파를 다루는 파괴역학 개념에서 암석이나 취성재료의 장기안정성을 다루고자 하는 것이 임계하균열성장시험이다(Atkinson, 1984). 일반적으로 균열 선단의 응력확대계수가 파괴인성보다 작은 경우 균열은 성장하지 않지만 환경적 요인에 의하여 응력확대계수가 임계점에 도달하지 않더라도 장시간에 걸쳐 균열이 성장할 수 있으며 이를 임계하균열성장(SCG, subcritical crack growth)이라고 하며 지연파괴(delayed failure) 또는 정적피로(static fatigue)라고도 한다(Wilkins, 1980, Damjanac and Fairhurst, 2010). 임계하균열성장의 원인으로서는 응력부식, 확산, 용해, 이온교환, 미소소성(micro plasticity) 등이 원인으로 알려져 있으며 특정한 환경 및 재료 조건에 따라 우세한 원인이 다르다. 그러나 천부 지하조건에서는 응력부식이 임계하균열성장의 주 원인으로 알려져 있다(Atkinson, 1984).

대부분의 임계하균열성장시험은 Charles(1958)가 제안한 균열성장속도와 응력확대계수간의 멍급수 모델을 기반으로 하며 일정온도조건에서는 다음과 같은 식으로 표현될 수 있다(Wilkins, 1980).

$$v = \frac{da}{dt} = AK^n = A(Y\sigma_A \sqrt{a})^n \quad (1)$$

여기서 v 는 균열성장속도, a 는 균열길이, t 는 시간, A 는 상수, K 는 응력확대계수, Y 는 형상계수, σ_A 는 가압하중, n 은 임계하균열성장지수이며 응력부식이 주된 요인일 경우 응력부식지수라고도 한다. n 은 시험을 통해 결정하며 균열성장특성과 암석종류에 따라 다른 것으로 알려져 있다(Atkinson, 1984). 식 (1)에서 n 이 클 경우 시간효과의 영향이 작게 된다. 식 (1)은 Mode I, II 및 III에 대응하여 구할 수 있으며 Backers(2006)의 경우 Mode I과 II에서 임계하균열성장지수를 구하였고 Ko(2008)의 경우 다양한 시험법을 적용하여 Coconino 사암의 Mode I ~ III에 해당하는 임계하균열성장지수를 구하였다.

임계하균열성장변수 n 과 A 를 결정하는 시험방법에는 대표적으로 이중비틀림시험(DT, double torsion test)이 있으며 이 경우 균열성장속도는 응력이완곡선으로부터 유추해서 구하므로 균열길이 측정이 필요 없으나 균열

선단형상으로 인해 자료해석이 어렵다는 점과 10^{-9} m/s 이하의 작은 균열성장속도에 대응하는 응력이완을 측정하는 데 어려움이 있다(Wilkins, 1980). 또한 응력확대계수 계산시 분산이 매우 커서 결과의 불확실성이 크다는 비판이 제기되어 왔다(Atkinson, 1984, Swanson, 1984). 실무적인 관점에서도 판상의 시험편을 제작하는 것은 코어형태의 시험편을 이용하는 것보다 시험편준비에 많은 시간과 노력이 소요되며 충분한 양의 시험편을 제작할 수 없는 상황도 존재한다.

본 논문에서는 이를 극복하고자 제안된 Wilkins(1980)의 시험법을 적용하였다. 이 방법은 비교적 단순한 시험방법과 다양한 조건 및 온도하에서 수행할 수 있다는 장점이 있다. 본 논문에서는 Wilkins가 수행한 굴곡시험대신 압열인장시험(Guo et al., 1993)을 사용하여 인장강도, Mode I 파괴인성과 임계하균열성장지수를 동시에 구하였으며 이를 사용하여 암석의 장기거동 특성과 암반구조물의 장기안정성을 평가하였다.

2. 시험편, 시험장치 및 방법

2.1 시험편 및 시험장치

본 연구에서 사용한 시험편은 황등 화강암으로 국내에서 다양한 실험에 사용되어왔다. 압열인장시험(BDT, Brazilian Disc Test)용 시험편은 화강암 결의 영향을 피하기 위하여 결의 방향에 수직하게 동일한 화강암 블록에서 NX사이즈로 코어링하였으며 한국암반공학회 암석표준시험법(한국암반공학회, 2010)에서 제시한 대로 시험편을 준비하였다. 각 그룹별로 30개의 시험편을 준비했으며 그룹 A의 경우 일정변위속도시험용으로, 그룹 B는 일정응력시험용으로 임의로 선택하여 준비하였으며 시험편의 규격을 최대한 일정하게 하여 직경 및 두께의 편차가 각각 0.01 mm와 0.55 mm 이내가 되도록 하였다. 표준시험법으로 결정된 화강암의 기본물성의 평균값은 일축압축강도 177 MPa, 압열인장강도 8.3 MPa, 탄성계수 45.5 GPa, 포아송비 0.33, 내부마찰각 58.5°, 점착력은 22 MPa, Mode I 파괴인성(K_{IC})은 $1.185 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ 이다.

시험에 사용한 하중기는 MTS 815 시스템이며 추후 다양한 온도조건에서의 시험을 고려하여 챔버 내부에서 시험을 수행하였다. 전체적인 시험장치는 Fig. 1과 같으며 축방향 하중과 변위를 측정하였다. 또한 각 시험에서 PAC사의 Pocket AE시스템을 이용하여 미소파괴음(AE)을 측정하였으며 DAQ에서 제공하는 하중값을 Pocket AE에서 입력받아 하중에 따른 미소파괴음 특성을 분석하였다. 시험에 사용한 AE센서는 R6a로서

Fig. 1. View of the MTS test equipments with Pocket AE system

35 kHz ~ 100 kHz 대역 센서이며 내부 프리앰프 이득은 26 dB로 정하였다. 또한 잡음제거를 위해 5 kHz ~ 300 kHz 밴드패스필터를 적용하였으며 중요한 미소파괴음 변수인 threshold를 63 dB로 다소 큰 값을 사용하였다. 또한 시간관련 파라메타인 PDT, HDT 및 HLT는 신호의 개수보다는 신호파형 전체를 받기위하여 각각 200 μ s, 1600 μ s, 2000 μ s를 사용하였다.

2.2 시험 및 결과분석 방법

통계적인 방법으로 임계하균열성장지수를 결정하는

방법은 Weibull 분포를 이용하여 시간의존적인 균열성장을 예측하는 것이며 Wilkins(1980,1987)는 이러한 방법을 사용하여 상동응력비(σ_H , homologous stress ratio)와 파괴시간자료로부터 화강암 및 기타 심성암의 임계하균열성장 변수를 구하였다. 여기서 상동응력비는 시험편에 가해진 하중(σ_A) 대 파괴강도(σ_i)의 비로 정의된다.

식 (1)의 임계하균열성장 변수 n 과 A 는 $\ln \sigma_H$ 와 $\ln t_f$ (파괴시간)자료로부터 결정된다. 동일 시험편에서 파괴강도와 지연파괴시간을 동시에 측정할 수 없기 때문에

파괴강도는 통계적으로 추정되어야 하며 이 때 식 (2)와 같은 Weibull 분포를 사용하여 시험자료를 분석한다.

$$P_i = 1 - e^{-(\sigma_i/\sigma_w)^f} \quad (2)$$

여기서 P_i 는 주어진 파괴강도에 대한 누적확률이며 σ_w 와 f 는 분포함수 형상을 결정하는 상수이다. 취성재료에서 파괴강도는 균열의 크기와 분포의 영향을 받는다. 즉, 가장 작은 가압하중에서 성장할 수 있는 균열이 파괴강도를 결정한다. 파괴강도가 균열분포에 영향을 받으므로 재료의 부피와 가압방식에도 영향을 받는다. 따라서 파괴강도와 파괴시간을 동일한 부피의 시료를 동일한 방식으로 시험하여 결정하는 것이다.

구체적인 시험절차는 Fig. 2와 같으며 두 그룹의 암석은 동일한 확률분포를 따라 파괴된다고 가정할 경우 식 (1)의 n 과 A 는 식 (3)과 같이 표현된다(Wilkins, 1980).

$$n = \frac{\ln(t_z/t_y)}{\ln(\sigma_{H(y)}/\sigma_{H(z)})}, \quad n > 10 \quad (3)$$

여기서 첨자 y 와 z 는 서로 다른 시험결과를 표시한 것이다. 즉 $\ln\sigma_H$ 와 $\ln t_f$ 그래프의 기울기로부터 n 을 구할 수 있다. 식 (3)에서 구한 n 값을 적용하고 식 (1)을 적분하면 다음과 같이 A 를 구할 수 있으며 실제로는 다수의 시험자료가 있으므로 각 자료를 사용하여 A 를 구한 후 평균값을 대표값으로 사용한다.

$$A = \frac{2K_{IC}^{2-n}[1-\sigma_{Hx}^{2-n}]}{(2-n)t_x\sigma_A^2}, \quad n \neq 2 \quad (4)$$

Fig. 2. Procedure for the determination of subcritical crack growth parameters using a statistical method

그룹 A의 경우 0.002 mm/s의 변위속도로 하중을 가하여 파괴강도와 파괴인성을 구하였고 그룹 B의 경우 0.2 kN/s의 하중속도로 가압해서 각 시료의 형상에 따른 일정가압응력이 되는 하중까지 도달하게 하고 이후 하중을 일정하게 유지하여 지연파괴가 발생하도록 하였다.

3. 결과 및 분석

그룹 A와 그룹 B 시험 시 얻을 수 있는 전형적인 하중-변위 곡선과 하중-시간 곡선은 Fig. 3과 같으며 파괴된 시료는 Fig. 4와 같다. 그룹 A 시료의 경우 균열이 시료의 중앙부를 관통하였으며 일부 시료의 경우 2차 균열이 가압부근에 생성되었다. 그룹 B의 경우 시료 중앙부에서 인장균열만 생성된 것을 알 수 있다. 일차로 중앙부에 균열이 생성되면 자동으로 하중을 제거하므로 그룹 A와 같이 가압부에 균열이 생성되지 않은 것이다. 그룹 A에서 최대하중(P_{max})을 이용하여 압열인장강도를 계산하며, 파괴인성을 산정할 때 일차 균열 생성

Fig. 3. Typical load-displacement and load-time curves corresponding to the group A (constant displacement rate test) and group B (constant load test)

후 추가적으로 다시 하중이 가해져야 균열이 성장하는 경우에 한하여 P_{min} 을 구할 수 있으며 이에 해당하는 자료에 대해서만 파괴인성을 계산하였다(Guo et al., 1993).

3.1 간접인장강도 및 Mode I 파괴인성

먼저 그룹 A의 30개 시험편에 대한 간접인장강도 및 Mode I 파괴인성은 Table 1과 같다. 인장강도의 평균은 8.37 MPa로 나왔으며 표준편차는 1.01 MPa, 변동도(COV)는 12.05%로 동일한 블록에서 성형된 시험편

에 대해서도 분산이 존재함을 알 수 있다. 파괴인성의 평균도 $1.12 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ 이었으며 변동도는 10.09%로써 편차가 인장강도에 비하여 상대적으로 작았다.

3.2 임계하균열성장변수

3.2.1 그룹 A

임계하균열성장변수 n 과 A 를 구하기 위해서는 먼저 그룹 A의 강도자료를 Weibull 분포에 적합시켜 상수를 결정해야 한다. 비선형회귀를 통해 30개의 자료를

Fig. 4. Typical tensile crack patterns of group A (constant displacement rate test) and B (constant load test) specimens

Table 1. Test results of group A (constant displacement rate test)

	Diameter (mm)	Thickness (mm)	P_{max} (kN)	σ_i (MPa)	P_{min} (kN)	K_{IC} ($\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$)
Mean	53.69	27.52	19.43	8.37	11.01	1.12
SD	0.01	0.40	2.34	1.01	1.11	0.11
Max	53.71	28.46	24.25	10.53	12.76	1.29
Min	53.66	26.86	14.05	6.10	8.91	0.91
COV	0.03%	1.46%	12.05%	12.05%	10.09%	9.75%

Table 2. Analysis of variance for group A data

Source	Sum of squares	Degree of freedom	Mean square	F	F(0.01;1,n-2)
Regression	2.3276	1	2.3276	2304.374	7.6356
Residual	0.0283	28	0.0010		
Total	2.3558	29			**

식 (2)에 적합시킨 결과 Fig. 5와 같이 $\sigma_w=8.769$, $f=9.131$ 을 얻었으며 회귀식에 대한 분산분석 결과 Table 2와 같이 Weibull 분포 적합식은 자료의 분포를 잘 설명하는 매우 유의한 것으로 나타났다.

3.2.2 그룹 B

그룹 B의 시험편에 대한 일정응력시험을 위해 가압 응력을 7.8 MPa로 결정하였으며, Weibull 분포를 따를

Fig. 5. Fitted cumulative Weibull probability curve of instantaneous fracture stress data (group A)

Fig. 6. Homologous stress ratio versus time to failure of granite (group B) with best fit curve

경우 약 29%의 시험편은 이 응력을 가할 경우 바로 파괴가 되는 것으로 예상할 수 있다. 그룹 B의 시료에 대한 일정응력시험 결과 4개의 시험편은 바로 파괴되었으며 Fig. 6과 같이 26개의 시험편에서 최소 12초에서 최대 93,154초까지의 지연파괴시간을 얻었다. 이 시간 자료를 오름차순으로 정리한 뒤 그룹 A 시험에서 결정한 Weibull 분포를 참조하여 σ_i 와 σ_h 를 결정한다. 이를 Fig. 6과 같이 로그-로그 차트에 표시하고 기울기를 구하면 이로부터 식 (3)과 (4)를 사용하여 n 과 A 를 구할 수 있다.

적합식에 대한 분산분석결과 이 경우에도 Table 3과 같이 매우 유의한 것으로 나타났으며 이로부터 구한 값은 $n=29.39$, $A=7.364 \times 10^{-7}$ m/s이다. 모집단의 분산을 모르기 때문에 t 분포를 사용하여 구한 n 값의 99% 신뢰구간은 $26.29 < n < 33.33$ 이다. 따라서 본 연구에서 사용한 화강암의 균열속도는 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$v = 7.364 \times 10^{-7} \cdot K^{29.39} \quad (5)$$

균열속도 그래프(Fig. 7)와 상동응력비 및 파괴시간 그래프(Fig. 6)로부터 검출가능한 최저균열속도는 1.058×10^{-8} m/s이며 이중비틀림시험에서 구한 것보다 훨씬

Fig. 7. Crack velocity versus the mode I stress intensity factor for granite. The minimum detected velocity is 1.058×10^{-8} m/s and $K_{IC} = 1.12 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$

Table 3. Analysis of variance for group B data

Source	Sum of squares	Degree of freedom	Mean square	F	F(0.01;1,n-2)
Regression	0.1244	1	0.1244	584.997	7.8229
Residual	0.0051	24	0.0002		
Total	0.1295	25			**

작음을 알 수 있다.

일반적인 암석의 n 값은 30 ~ 60 범위로 보고되었으나 석영의 경우 최소 9.5까지 나왔으며 습윤조건의 현무암의 경우 170까지 보고된 바 있다(Atkinson, 1984, Atkinson, 1987). Wilkins는 다양한 암석에 대하여 본 연구에서 적용한 방법과 동일한 방법을 사용하여 4점굽곡시험을 통해 n 을 구하였으며 17 ~ 50 범위의 분포를 보였다(Wilkins, 1980, Wilkins, 1987). 또한 Sano와 Ogino(1980)는 일축압축시험에서 변형율의 영향을 분석한 결과로부터 석영이 주요구성광물인 암석의 경우 n 값은 30 정도가 된다고 하였다. 본 시험에서 구한 n 은 29.39로 기존의 결과와 유사하였다.

3.3 AE 특성

일정변위속도 및 일정응력시험시 동시에 측정한 AE 자료는 hit와 진폭을 위주로 분석하였다. 일정변위속도 시험의 경우 Fig. 8와 같이 하중이 증가함에 따라 초기에 AE가 소량 발생하며 파괴하중의 50% 부근에서부터 발생량이 증가하기 시작하였다. 이후 파괴 직전에 급격하게 많은 AE가 발생하였다. AE의 진폭도 초기에 60 ~ 70 dB 범위에서 70 ~ 80 dB까지 증가하고 파괴시점에서는 90 ~ 100 dB의 진폭을 가지는 AE가 발생하여 초기 미세균열 발생에서 파괴를 일으키는 큰 균열의 성장까지 AE가 잘 표시하였다. 이러한 경향은 기존의 일축압축시험 등에서 알려진 것과 매우 유사한 것이다(Shim & Lee, 2000, Lee et al., 2012).

일정응력시험의 경우 Fig. 9와 같이 일정응력상태에서 시간이 경과함에 따라 미세균열들이 생성 및 성장에 따라 AE가 발생하는 것을 알 수 있다. 누적 hit 곡선은 일반적인 크립 곡선과 매우 유사함을 알 수 있다(Cheon et al., 2012). 즉, 목표하중까지 하중이 증가하는 구간에서 미소균열의 성장이 급속히 발생하다가 이후 하중이 유지되는 구간에서 시간에 따라 변형증가 속도가 완화된 일차크립과 이후 비교적 일정한 비율로 증가하는 이차 크립, 마지막으로 크립변형이 가속화되는 삼차크립 영역이 명확하게 나타났다. 일정한 하중을 받는 암반구조물의 경우 시간이 경과함에 따라 균열이 생성되고 성장하여 파괴가 발생할 수 있다. 본 실험에서 확인된 이러한 AE 특성은 암반구조물의 장기 안정성을 모니터링하고 평가할 수 있는 근거를 제시한다고 볼 수 있다. 그룹 B 실험에서도 파괴시점에 근접할수록 AE진폭이 70 ~ 80 dB까지 증가하는 것으로 나타났다.

두 그룹 모두 대략 누적 Hit 수가 200 정도 도달했을 때 파괴가 일어났으며 동일한 센서와 동일한 설정값으

Fig. 8. Amplitude and cumulative number of hits with applied load during constant displacement rate test

Fig. 9. Amplitude and cumulative number of AE hits during constant stress test. Failure occurred after 1,865 seconds under a constant loading of 18.4 kN

로 모니터링을 할 경우 장기안정성을 판단할 수 있는 기준을 수립할 수 있을 것으로 판단된다(Cheon et al., 2012).

4. 장기안정성 검토

기존의 연구결과들은 대부분 시험을 통해 임계하균열 성장지수를 구하여 v-K 곡선을 제시하는 것이었다. Nara et al.(2010)와 Rinne(2008)는 식 (1)과 응력확대계수를 고려하여 시간에 따른 강도감소와 균열성장을 평가하는 모델을 제시하였다. 본 연구에서는 먼저 위의 모델을 사용하여 단순 인장 조건에서의 암석의 장기거동을 검토하였다. 또한 균열의 임계하성장을 모델링할 수 있는 FRACOD를 사용하여 내압을 받는 가상의 CAES 저장공동에 대해서도 장기안정성을 검토하였다.

4.1 Rinne 모델

식 (1)의 균열속도-응력확대계수 식에 Mode I 응력확대계수 및 파괴인성을 대입하면 식 (6)과 같고 식 (6)을 변수분리법으로 정리하여 적분하면 특정시간에서의 균열길이는 식 (7)과 같이 된다. 여기서 $t=0$ 에서 $a=a_0$ 의 초기조건을 적용한다. 여기서 응력이 일정한 경우에만 해석적 적분이 가능하며 그렇지 않을 경우 수치적인 방법으로 구해야 한다.

$$v = \frac{da}{dt} = B \cdot \frac{\sigma^n \cdot a^{n/2} \cdot \pi^{n/2}}{K_{IC}^n} \quad (6)$$

$$a(t) = \left\{ a_0^{1-n/2} + (1-n/2) \left(B \cdot \left(\frac{\sigma \sqrt{\pi}}{K_{IC}} \right)^n \cdot t \right) \right\}^{\frac{1}{1-n/2}} \quad (7)$$

$, n \neq 2$

임계균열(a_{cr})은 응력확대계수가 파괴인성에 도달할 때이므로 다음과 같이 구할 수 있다.

$$a_{cr} = \frac{K_{IC}^2}{\sigma^2 \cdot \pi} \quad (8)$$

기존 균열이 초기균열길이에서 임계균열길이까지 성장하는데 걸리는 시간(t_{cr})은 식 (7)과 (8)로부터 구할 수 있으며 정리하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} t_{cr} &= \frac{a_{cr}^{1-n/2} - a_0^{1-n/2}}{(1-n/2)B \left(\frac{\sigma \sqrt{\pi}}{K_{IC}} \right)^n} \\ &= (a_{cr}^{1-n/2} - a_0^{1-n/2}) \cdot \frac{1}{1-n/2} \cdot \frac{1}{B} \cdot \left(\frac{K_{IC}}{\sigma \sqrt{\pi}} \right)^n \\ &= \left[\left(\frac{K_{IC}}{\sigma \sqrt{\pi}} \right)^{2-n} - a_0^{1-n/2} \right] \cdot \frac{1}{1-n/2} \cdot \frac{1}{B} \cdot \left(\frac{K_{IC}}{\sigma \sqrt{\pi}} \right)^n \end{aligned} \quad (9)$$

식 (7)과 (9)를 사용하면 특정 응력조건하에서 균열의 시간의존적인 성장과 임계균열까지 성장하는데 필요한 시간을 추정할 수 있다.

4.1.1 균열-시간 거동

향후 분석에서 초기반균열길이(a_0)는 1 mm로 가정하였으며 나머지 인자는 앞의 시험에서 구한 값으로서 파괴인성은 $1.12 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, $n=29.39$, $A=7.364 \times 10^{-7} \text{ m/s}$ 을 사용하였다. 먼저 위와 같은 조건의 균열에 대해서 8 MPa의 인장응력이 작용할 때 임계균열길이는 6.25 mm이며 이 균열 길이까지 성장하는 데에는 약 54,480 년이 소요되는 것으로 나타나 매우 안정한 것으로 나타

Fig. 10. Time versus half crack length of granite ($a_0=1.0$ mm) for different n values

Fig. 11. Time to failure curve of granite according to the initial half crack length with different applied stress conditions

났다 (Fig. 10). 앞 절에서 구한 신뢰범위의 상하한값을 적용한 경우 파괴시간은 각각 5.10×10^3 년과 1.12×10^6 년으로 나왔다. 따라서 신뢰범위 하한값으로 평가한 경우에도 임계균열까지 성장하는 데에는 약 5천년의 시간이 필요하다. 그러나 초기 균열길이와 인장응력 크기에 따라 임계하균열성장은 매우 민감하게 반응하기 때문에 이 조건을 다르게 하여 표시한 결과는 Fig. 11과 같다. 즉, 초기 균열길이가 증가함에 따라 파괴까지의 시간은 급격하게 감소하며 가해진 응력의 크기에 따라서도 크게 감소함을 알 수 있다. 따라서 암석이나 취성재료에 존재하는 균열들의 크기에 대한 분포를 고려한 확률론적인 분석을 통해서 파괴시간을 추정하거나 보수적으로 평가하는 것이 바람직하다.

Fig. 12. Maximum allowable stresses for different half crack lengths

4.1.2 허용응력

고압의 압축공기저장과 같은 암반구조물의 장기성능을 평가하는 방법으로 위의 이론모델을 다음과 같이 사용할 수 있다. 즉, 요구되는 기대수명까지 견딜 수 있는 최대 인장응력을 추정하고자 할 경우 위의 모델을 사용하면 해를 찾을 수 있다. 4.1.1과 같은 조건에서 10년 동안은 초기균열이 임계균열크기까지 성장하지 않는 조건에서 허용할 수 있는 최대인장응력은 10.72 MPa로 계산되었다. 여기서도 임계하균열성장지수 n 의 상하한 값을 고려한 경우 10.14 MPa ~ 11.34 MPa 범위에 대하여 10년 동안 안정상태를 유지하는 것으로 나타났다.

이 경우에도 초기 균열길이의 영향이 크기 때문에 0.1 mm, 1.0 mm, 10.0 mm인 경우에 대해서 표시하면 Fig. 12와 같다. 초기균열이 10 mm일 경우 4 MPa이하로 떨어지며 0.1 mm 균열의 경우 20 MPa 이상의 응력하에서도 10년을 유지할 수 있는 것으로 나타났다. 따라서 암반 및 라이닝 구조물에 존재하는 초기균열길이의 크기에 대한 정보를 파악하는 것이 매우 중요함을 알 수 있다.

4.2 Nara 강도모델

Nara et al.(2010)의 모델은 앞의 Rinne (2008)와 유사한 방식으로 식을 유도하여 암반의 장기강도를 평가하기 위한 식을 제시하였으며 식 (10)과 같다. 다만, 파괴시간을 정의할 때 균열이 발산하는 것으로 정의한 것과 파괴인성 계산시 시험편의 강도와 초기균열길이를 사용하여 식을 유도하여 Rinne 모델과 차이점이 있다. Nara 모델에서는 암석이 일정 응력하에서 t 시간만큼 경과한 뒤 파괴된다면 이때의 일정한 응력을 장기강도로 정의했기 때문에 결과 해석시 주의할 필요가 있으나

Fig. 13. Estimation of long-term strength of granite using Nara model for different n values

이를 시간경과에 따른 강도저하 개념으로도 기술하였다(Nara et al., 2010).

$$S_t(t) = \left\{ \frac{1}{3.15 \times 10^7 t} \frac{2}{(n-2)\pi A} \right\}^{1/n} \left(\frac{K_{IC}}{S_t} \right)^{\frac{2-n}{n}} \quad (10)$$

여기서 $S_t(t)$ 는 시간에 따른 장기강도, S_t 는 인장강도, t 는 연단위의 시간이며 시험을 통해 구한 값을 적용할 경우 Fig. 13과 같이 시간에 따른 강도저하를 구할 수 있으며 위 식을 적용할 경우 평균 12,500년 후에도 초기강도의 50%를 유지하는 것으로 나타났다. n 값의 상하한을 고려한 경우 초기강도의 50%가 되는 시기는 2,100년 ~ 125,000년 사이로 계산되었다.

4.3 FRACOD를 이용한 압축공기저장공동 장·단기 안정성 평가

FRACOD는 2차원 경계요소법을 적용한 코드로써 등방성 암반내에서 균열의 생성 및 전파를 모델링할 수 있다. 또한 열-역학, 수리-역학 상호작용 조건에서 균열의 생성과 전파도 모델링할 수 있으며 현재는 완전한 열-수리-역학 상호작용하에서의 균열의 거동을 모델링할 수 있도록 개발 및 검증 작업을 국제공동연구를 통해 수행하고 있다(FRACOM, 2010).

본 절에서는 FRACOD의 역학적인 해석기능만 사용하여 임계하균열성장을 고려한 압축공기저장(CAES)공동의 장·단기 안정성을 평가하였다. 3절에서 구한 임계하균열성장 매개변수를 고려하지 않은 경우를 단기 안정성평가로, 이를 고려한 경우를 장기안정성평가로 구분하였다. 임계하균열성장 매개변수 외의 입력자료는 기존의 연구에서 사용한 값을 사용하였다(KIGAM, 2012).

(a) Short-term

(b) Long-term (13.7 year)

Fig. 14. Minor principle stress around the CAES cavern ($p_i = 5$ MPa). No crack is generated.

(a) Short-term

(b) Long-term (13.7 year)

Fig. 15. Minor principle stress around the CAES cavern ($p_i = 6$ MPa). Cracks are generated but there is little difference between two modeling cases.

먼저 실제 파일럿 공동에서 시험하려는 최대 압력인 5 MPa인 경우에 대해서 평가를 수행하였으며 이 경우 Fig. 14와 같이 균열이 발생하지 않아서 10년까지는 장·단기안정성이 동일한 것으로 나타났다. 장·단기안정성 차이를 좀 더 검토하기 위해 내부저장압력을 6 MPa로 하여 장단기 안정성 검토를 다시 수행하였다. 이 경우 Fig. 15와 같이 균열이 발생하였으나 장·단기 안정성 측면에서는 큰 차이가 발생하지 않았다. 이는 시험

에서 구한 화강암의 임계하균열성장률이 매우 느리기 때문이다.

본 논문에서는 균열생성시 균열을 통한 공기의 누출이나 누출된 공기압력에 의한 추가적인 균열확장이나 수직응력의 감소에 의한 기존 균열의 거동 등은 고려되지 않았다. 따라서 균열생성시 균열을 통한 공기의 누출과 공기압력에 의한 추가 균열확장 등에 대한 모델링 및 검증 연구를 수행할 예정이다.

5. 토의

5.1 균열길이

본 논문에서 사용한 시험법은 암석내 공극 및 광물간 경계를 포함한 결함의 분포를 확률적으로 가정하여 암석 강도의 분산을 고려한 시험법이다. 따라서 암석 강도의 분산을 구할 수 있으며 앞의 두 그룹 시험에서 볼 수 있듯이 비교적 균질한 것으로 알려진 화강암 블록에서 채취한 시료지만 압열인장강도의 경우 8.37 ± 1.01 MPa, K_{IC} 의 경우 1.12 ± 0.11 MPa $\sqrt{m}$ 로서 각각 변동도가 12.05% 및 10.09%로 다소 크게 나타났다. 비교적 일정한 크기의 시험편으로 시험을 수행하였기 때문에 이런 분산의 원인이 암석 시험편에 내재하는 결함분포에 의한 것으로 추정할 수 있으나 이에 대한 정확한 평가를 위해서는 시험전에 시험편의 CT 촬영과 같은 기법을 통해 시험편에 존재하는 기존 결함의 규모와 분포를 파악하는 것이 필요하다.

위와 같이 기존 결함의 규모 및 분포에 의한 차이로 강도 및 파괴시간의 분산이 있다고 할 경우 4.1절의 모델에서 제시한 식 (8)과 (9)를 이용할 경우 두 그룹의 시험자료를 사용하여 초기 및 임계균열길이를 추정할 수 있다. 먼저 그룹 A의 자료 중 파괴인성을 구한 시료에 대하여 파괴인성과 인장강도를 식 (8)에 적용하여 임계균열길이(a_{cr})를 구하면 평균 5.73 mm, 표준편차 0.55 mm이다. 평균 임계균열길이와 그룹 B의 파괴시간을 식 (9)에 적용하여 초기균열길이(a_0)를 추정하면 평균 4.70 mm 표준편차 0.51 mm이다(Fig. 16).

기존 연구에 의하면 암석내의 초기 Griffith균열은 광물의 최대직경과 유사한 것으로 알려져 있다(Whittaker et al., 1992, Rinne, 2008). 시험에 사용된 화강암의 광물크기는 흑운모의 경우 1 ~ 2 mm, 석영과 장석은 1 ~ 10 mm까지로 나타나 기존 결과와 유사하였다.

시험 결과 및 해석모델을 통한 장기안정성 분석 결과 파괴역학 이론을 근거로 암석의 장기안정성을 평가할 경우 암석에 존재하는 기존 결함의 크기와 분포가 가장 중요한 인자임을 알 수 있다. 따라서 최근에 많이 사용되는 CT 촬영 및 분석을 통해 공극 및 광물 규모의 기존 결함에 대한 정보를 획득하고 이를 시험 결과와 연계하여 분석을 수행하여 균열 모델이 암석의 장기거동을 잘 설명하는지를 확인하는 것이 필요하다. 또한 본 시험에서는 상온 건조 조건만을 고려하였으나 암석의 임계균열성장온도는 온도나 습도 및 응력 크기에 크게 영향을 받는 것으로 알려져 있으며 몇몇 시험결과가 제시되었다(Wilkins, 1987, Rinne, 2008, Nara et al., 2010). Wilkins(1987)는 건조상태의 반려암의 경우 건조 및 습

Fig. 16. Distribution of estimated initial and critical crack lengths and photo of a granite specimen with a scale bar for the rough estimation of the grain sizes

윤시료에 대해 각각 33과 28의 n 값을 보고 하였고 Nara et al.(2010)은 안산암에 대한 이중비틀림시험을 통해 25℃ ~ 75℃ 및 25% ~ 55% 습윤상태 범위에서 43 ~ 61 범위의 n 값을 제시하였다. 이러한 변화에 의해 n 값이 변경되면 앞 절의 결과와 같이 장기안정성은 큰 폭으로 변동한다. 따라서 이러한 다양한 조건에서 Mode I과 II 임계균열성장 시험을 수행하여 데이터베이스를 구축하는 연구를 향후 수행할 예정이다.

5.2 응력한계(Stress threshold)

암반내 방사성폐기물 처분이나 CO₂주입의 경우 수천 년에서 만년단위의 기간에 대해서 격리가 확보되어야 한다. 이러한 시간범위에서 암석의 강도가 시간의 경과에 따라 계속해서 한계가 없이 계속 감소하는지, 아니면 특정 응력 이하에서는 추가적인 변형이 발생하지 않는 한계가 있는가는 암반의 장기거동에 대한 연구에서 매우 중요한 주제 중 하나이다(Cruden, 1983, Potyondy,

Fig. 17. Estimation of failure times and stress thresholds based on the results of constant load tests for the different time periods.

2007, Damjanac and Fairhurst, 2010). 반복하중시험의 경우 피로한계가 이에 해당하며 크립시험에서도 크립 변형이 중단되는 하중에 대한 보고들이 있으며 대략 균열개시응력과 유사한 것으로 알려져 있다(Crudén, 1983).

Damjanac과 Fairhurst(2010)은 크립시험, 수치해석 그리고 현장조사결과로부터 결정질 암석의 경우 응력이 무한대로 유지될 수 있는 응력한계(Stress threshold)의 존재를 주장하였으며 시험에 사용한 화강암에 대해서는 약 45%가 응력한계인 것으로 보고하였다.

3절의 그룹 B 시험은 일반 크립시험과 유사하므로 상동응력비와 파괴시간을 표시하고 이를 지수함수로 적합시켜 응력한계에 대하여 검토하였다. 지수함수로 적합시킨 결과 Fig. 17(a)와 같이 상동응력비가 감소할수록, 즉 일정가압하중이 감소할수록 파괴시간은 지수적으로 증가하는 것으로 나타났으며 지수함수로 적합한 결과 상동응력비가 74.6%일 경우 일년정도 경과해야 파괴가 발생하는 것으로 나타났다. 동일한 그래프의 시간축을 확장하여 각각 100년과 10,000년 경과시의 상동응력비를 추정한 결과 Fig. 17(b) 및 17(c)와 같이 상동응력비가 각각 51.0%와 39.5%로 나타났다. 즉, 시험에 사용한 화강암의 경우 강도의 39.5% 이하의 응력이 가해질 경우 만년까지, 51.0% 이하 일 경우 100년까지는 안정한 것으로 추정할 수 있다. 이 비율은 일반적인 균열개시응력(σ_{ci} , crack initiation stress)이 강도의 40~60% 응력수준으로 알려진 것과 유사하다(Martin, 1997). 즉, 이 응력수준보다 낮은 경우 미세균열이 생성되지 않으므로 암석이 거의 영구적으로 탄성거동만 하는 것으로 예상할 수 있으며 시험에 사용된 화강암의 경우 인장강도의 39.5%응력인 3.31 MPa가 응력경계라고 할 수 있다.

6. 결론

본 연구에서는 임계하균열성장 변수를 구하기 위해 제안된 Wilkins(1980)의 시험법을 압열인장시험과 결합하여 화강암의 인장강도, Mode I 파괴인성과 임계하균열성장변수를 동시에 구하였으며 이를 사용하여 암석의 장기거동을 평가하였다. 또한 구해진 입력자료를 사용하여 내부압력을 받는 압축공기저장공동에 대한 장기안정성을 FRACOD를 사용하여 해석하였다.

시험 및 해석 결과 압열인장시험편을 사용한 시험은 임계하균열성장변수를 구하는데 적절한 것으로 확인되었으며 사용한 화강암의 임계하균열성장지수(n)는 29.39로 결정되었고 임계하균열성장 모델을 사용한 암석의 장기거동 분석결과 공학적 시간 스케일에서는 안정한 것으로 나타났다. 장기안정성 평가시 초기균열의 크기가 매우 중요한 인자임이 확인되었으며 결정질 암석이 무한의 시간동안 유지할 수 있는 응력, 즉 응력한계의 존재가능성을 확인하였으며 일정응력시험결과를 사용하여 응력한계를 추정한 결과 강도의 39.5%인 것으로

나타났다. 또한 FRACOD를 사용한 압축공기저장공동 안정성 해석 결과 현재의 조건에서 5~6 MPa의 내압은 저장공동의 장기안정성에 큰 영향을 미치지 않는 것으로 나타났다.

그러나 현재의 결론은 상온 및 건조조건에서 비교적 높은 응력수준에서 구한 값을 사용한 것으로써 온도나 습도 및 응력수준이 다를 경우 임계하균열성장은 크게 다를 수 있다. 따라서 이러한 변동 및 불확실성을 다루기 위해서는 다양한 조건에서의 추가적인 시험을 통해 데이터베이스를 구축하는 것이 필요하다.

또한 시험 과정에서 측정된 미소파괴음을 분석한 결과 AE 이벤트를 사용하여 암석내의 미소균열 생성 및 전파에 따른 암석의 손상을 정량적으로 기술할 수 있었다. 즉, 실내와 동일한 조건으로 현장에서 AE 모니터링을 수행할 경우 AE 모니터링을 통해서 하중을 받는 암석의 현재 상태를 정량적으로 평가할 수 있음을 확인하였다.

사 사

본 연구는 한국지질자원연구원의 주요연구사업인 ‘지하암반내 열에너지 저장을 위한 핵심기술 개발(과제코드 GP2012-001)’의 일환으로 수행되었습니다.

References

1. 한국암반공학회, 2010, 암석표준시험법, 씨아이알, p.123
2. Atkinson, B. K., 1984, Subcritical crack growth in geological materials, J. Geophysics Res. 89(B6), pp. 4077-4114.
3. Atkinson, B.K., 1987, Fracture Mechanics of Rock, Academic Press, p.534.
4. Backers, T., 2006, Experimental Determination of Subcritical Crack Growth Parameters, Report R101-1B06, GeoFrames, p.82.
5. Charles, R.J., 1958, Static fatigue of glass, J. Appl. Phys., 29, p.1549-1560.
6. Cheon, D.S., Park, C., Jung, Y.B., Park C.W., Song, W.K., 2012, Mechanical properties of a lining system under cyclic loading conditions in underground lined rock cavern for compressed air energy storage, Tunnel and Underground Space, 22(2), p.77-85.
7. Cruden D.M., 1983, Long term behaviour in compression of Lac de Bonnet granite, Atomic Energy of Canada, Ltd., Technical Record 211, Chalk River, Ontario, p.15.
8. Damjanac B. and Fairhurst C., 2010, Evidence for a long-term strength threshold in crystalline rock, Rock Mech. Rock Eng., 43, p.513-531.
9. FRACOM, FRACOD 4.1 User's manual, FRACOM Ltd.
10. Guo, H., Aziz, N.I. and Schmidt, L.C., 1993, Rock fracture-toughness determination by the Brazilian test, Engineering Geology, 33(3), pp.177-188.
11. Kim, C., Kemeny, J., 2008, A three-dimensional progressive failure model for joints considering fracture mechanics and subcritical crack growth in rock, Tunnel and Underground Space, 19(1), pp.86-94.
12. Ko, T. Y., 2008, Subcritical crack growth under mode I, II and III loading for conconino sandstone, Ph.D dissertation, The University of Arizona, p.301.
13. KIGAM, 2012, Development of technology for CO₂ geological storage and securing green energy resources in deep geo-environment (Part III), GP2011-003-2012(1), MKE, p.333.
14. Lee, K.S., Kim, J.S., Choi, H.J. and Lee, C.S., Quantitative damage assesment in KURT granite by acoustic emission, J. Korean Society of Civil Engineers, 32(6C), pp.305-314.
15. Nara, Y., Takada, M., Mori, D., Owada, H., Yoneda, T., Kaneko, K., 2010, Subcritical crack growth and long-term strength in rock and cementitious material, Int. J. Fracture, 164, pp.57-71.
16. Rinne M., 2008, Fracture mechanics and subcritical crack growth approach to mdoel time-dependent failure in brittle rock, Doctorial dissertation, Helsinki University of Technology, p.155.
17. Sano, O. and Ogino, S., 1980, Acoustic emission during slow crack growth, Tech. Report, Yamaguchi University, 2, pp.381-388.
18. Shim, H.J., Lee, C.I., 2000, A study on the measurement of acoustic emission and deformation behaviors of rock and concrete under compression, Tunnel and Underground Space, 10, pp.59-69.
19. Swanson, P.L., 1984, Subcritical crack growth and other time and environmental behaviour in crustal rock, J. Geophys. Res., 89, pp.4137-4152.
20. Whittaker B.N. Singh R.N. and Sun G., 1992, Rock Fracture Mechanics. Principles, Design and Applications, Development in Geotechnical Engineering, 71, Elsevier, Amsterdam.
21. Wilkins, B. J. S., 1980, Slow crack growth and delayed failure of granite, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech., 17, pp.365-369.
22. Wilkins, B. J. S., 1987, The long-term strength of plutonic rock, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech., 24(6), pp.379-380.

정 용 복

1994년 서울대학교 공과대학 자원공학과 공학사
1996년 서울대학교 공과대학 자원공학과 공학석사
2000년 서울대학교 공과대학 지구환경시스템공학부 박사

Tel: 042-868-3097

E-mail: ybjung@kigam.re.kr

현재 한국지질자원연구원 지구환경연구본부 심지층활용연구센터 지하공간연구팀 선임연구원

박 의 섭

1989년 서울대학교 공과대학 자원공학과 공학사
1991년 서울대학교 대학원 자원공학과 공학석사
2000년 서울대학교 대학원 자원공학과 공학박사

Tel: 042-868-3098

E-mail: espark@kigam.re.kr

현재 한국지질자원연구원 지구환경연구본부 심지층활용연구센터 지하공간연구팀 책임연구원

이 윤 수

2010년 경북대학교 자연과학대학 지질학과, 이학사

Tel: 053-950-5354

E-mail: ikari01@naver.com

현재 경북대학교 지질학과 대학원 석사과정

최 병 희

1988년 서울대학교 공과대학 자원공학과 공학사
2002년 전남대학교 대학원 자원공학과 공학석사
2005년 전남대학교 대학원 지구시스템공학과 공학박사

Tel: 042-868-3237

E-mail: bhchoi@kigam.re.kr

현재 한국지질자원연구원 지구환경연구본부 책임연구원

천 대 성

1997년 서울대학교 공과대학 자원공학과 공학사
1999년 서울대학교 대학원 자원공학과 공학석사
2006년 서울대학교 대학원 지구환경시스템공학부 공학박사

Tel: 042-868-3248

E-mail: cds@kigam.re.kr

현재 한국지질자원연구원 지구환경연구본부 심지층활용연구센터 지하공간연구팀 선임연구원

박 찬

1988년 한양대학교 공과대학 자원공학과 공학사
2000년 수원대학교 공과대학 토목공학과 공학석사
2006년 충남대학교 공과대학 토목공학과 공학박사

Tel: 042-868-3245

E-mail: chan@kigam.re.kr

현재 한국지질자원연구원 지구환경연구본부 책임연구원

박 철 환

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

Tel: 042-868-3244

E-mail: cwpark@kigam.re.kr

현재 한국지질자원연구원 지구환경연구본부 책임연구원