

응력수준에 따른 암석의 손상기준 결정에 관한 실험적 연구

장수호¹⁾, 이정인²⁾

An Experimental Study on the Determination of Damage Thresholds in Rock at Different Stress Levels

Soo-Ho Chang and Chung-In Lee

Abstract : In highly stressed conditions, the excavation damage zone induced by stress redistribution and disturbance must be evaluated after tunnel excavation. Therefore, the investigation of stress-induced deformation and fracture in rock is indispensable. In this study, fracture and damage mechanisms of rock induced by the accumulation of microcracks were investigated by the moving point regression technique as well as acoustic emission measured during uniaxial compression tests. Especially, the modified procedures to determine damage thresholds more systematically were newly proposed, and successfully applied to rock. From experiments, crack initiation and crack damage stress levels were estimated to be 33~36% and 84~89% of uniaxial compressive strength respectively, for both of Hwangdeung granite and Yeosan marble. However, the normalized crack closure stress level for Yeosan marble was much higher than for Hwangdeung granite. In addition, the largest proportion of total axial strain in Hwangdeung granite was attributable to elastic deformation and initial microcracking. However, the greatest part of axial deformation in Yeosan marble arose from initial crack closure and unstable cracking. Finally, it was seen that unstable cracking after the crack damage stress level played a key part in the lateral deformation in rocks under uniaxial compression.

Key words : microcracking, damage thresholds, acoustic emission, moving point regression technique

초 록 : 높은 현저응력 조건하에서는 굴착 후에 응력 재분배와 응력 교란에 의해 발생하는 터널 주변의 손상영역을 평가할 필요가 있다. 따라서 암석의 변형 및 파괴 특성을 규명하는 것이 중요하다고 할 수 있다. 본 연구에서는 미소균열들의 전파와 결합에 의해 형성되는 암석의 파괴 및 손상 메커니즘을 점이동 회귀분석 기법과 단축압축시험 동안 측정된 미소파괴음으로부터 조사하고자 하였다. 특히 암석의 손상기준들을 보다 체계적으로 결정하기 위한 수정 방법을 새롭게 제안하였고 성공적으로 적용하였다. 실험결과, 황등화강암과 여산대리석 모두에서 균열개시응력과 균열손상응력은 단축압축강도의 각각 33~36%와 84~89% 수준인 것으로 나타났다. 하지만 여산대리석에서 정규화한 균열단함응력 수준은 황등화강암과 비교할 때 더욱 크게 나타났다. 또한 황등화강암에서 발생한 축방향 변형은 탄성변형 단계와 초기 미소균열 발생 과정에서 크게 발생하였다. 하지만 여산대리석에서 발생한 축방향 변형은 초기 균열들의 단함과 불안정한 균열전파에 의해 주로 발생하였다. 반면 단축압축조건하에서 암석의 횡방향 변형은 거의 대부분 균열손상응력 수준 이후에 발생하는 불안정한 균열전파로 인해 발생하는 것으로 나타났다.

핵심어 : 미소파괴, 손상기준, 미소파괴음, 점이동 회귀분석법

1. 서 론

암석의 손상 및 변형거동을 평가하기 위해서 다양한 응력조건에 따른 균열의 개시나 성장에 대한

암석의 손상 거동과 손상기준(damage threshold)들에 대한 연구들이 수행되어 왔다. 균열의 개시와 성장에 의한 암석의 손상 거동에 관한 초기의 연구들은 주사전자현미경(SEM, Scanning Electron Microscope)에 의한 연구들이 대부분이었으나(Batzle 외, 1980; Fonseka 외, 1985), 어느 응력 수준에서의 균열 정보를 얻기 위해서는 시료를 절단해야 하며 제하(unloading)로 인해 성장된 균열의 일부가 닫힐 수 있다는 단점을 가지고 있다. 이로

1) 한국건설기술연구원 지반연구부 선임연구원
(sooho@kict.re.kr)

2) 서울대학교 지구환경시스템공학부 교수
접수일 : 2005년 12월 6일

인해 암석의 응력-변형을 곡선으로부터 손상 기준들을 결정하기 위한 연구들이 수행되었으며 최근 들어 미소파괴음(acoustic emission, AE) 측정기술의 발전으로 인해 균열 개시와 성장에 대한 정보로서 미소파괴음을 많이 이용하고 있다.

Hoek & Bieniawski(1965)는 취성재료의 응력-변형률 곡선을 5개의 영역, 즉 4개의 균열 성장 단계(균열단합, 균열개시, 불안정한 균열전파, 최대하중)로 분류하였다. 또한 Martin(1993)과 Martin & Chandler(1994)는 균열 체적변형률(crack volumetric strain)을 계산하여 균열 성장 단계들을 결정하였고 손상이 축적됨에 따라 암석의 점착강도 성분은 손실되며 마찰이 발현된다는 것을 밝혔다. 이러한 결과로부터 암석이 손상을 받으면 단축압축강도는 감소하고 이러한 감소는 축적된 손상의 함수라는 것이 밝혀졌다.

Eberhardt(1998), Eberhardt 외(1999a, 1999b)과 Chang 외(2001)는 앞선 Martin(1993)의 방법을 개선한 점이동 회귀분석(moving point regression)을 적용하여 응력-강성 그래프의 해석과 미소파괴음의 변수해석을 통해 균열단합응력(σ_{cc}), 균열개시응력(σ_{ci}), 2차균열개시응력(σ_{cd}), 균열결합응력(σ_{cs}) 및 균열손상응력(σ_{cd}) 등의 손상기준들을 보다 객관적으로 결정하고자 하였다. 여기서 균열단합응력은 기존 균열들이 닫히고 거의 선형-탄성적인 거동이 시작되는 응력수준이다. 따라서 균열단합 응력부터 새로운 균열들이 개시되는 균열개시 응력까지 암석은 선형-탄성 거동을 나타낸다. 균열개시 응력 이상 암석에 응력이 가해지면 2차적인 균열들이 개시되고 이러한 균열들이 결합하게 된다. 그 이후에 안정한 균열성장이 끝나고 불안정한 균열성장이 시작되는 응력수준을 균열손상 응력으로 정의한다.

그러나 이러한 연구들에서 사용된 손상 기준을 결정하기 위한 방법들 역시 다소 주관적이라는 문제점을 가지고 있다.

따라서 본 연구에서는 기존 연구에서 사용된 점이동 회귀분석 기법과 누적 미소파괴음 곡선으로부터 보다 체계적으로 손상기준들을 결정하기 위한 과정을 제시하였고, 제시된 과정에 의해 단축압축하에서 황동화강암과 여산대리석의 손상기준들을 결정하였다.

2. 점이동 회귀분석 기법

점이동 회귀분석에서는 사용자가 정의한 회귀분석 간격에 대해 이동창(sliding window) 기법을 사용하며 각 지점의 기울기를 설정한 간격에 대해 계산하고 연속된 지점들에서 동일한 방식으로 기울기를 계산한다. 일반적으로 최소자승법이 적용되며 계산에 사용되는 변형률에 따라 응력에 따른 평균 축방향 강성(average axial stiffness), 평균 횡방향 강성(average lateral stiffness) 및 평균 체적강성(average volumetric stiffness) 곡선들이 얻어지게 된다(Fig. 1).

회귀분석에 사용되는 간격이 너무 작은 경우에는 곡선의 변동이 심하며 반대로 간격이 너무 큰 경우에는 곡선이 과도하게 완만하게 되므로 적절한 회귀분석 간격을 결정해야 한다. 이를 위해 Eberhardt(1998)와 Chang 외(2001)는 회귀분석 간격에 대해 민감도 분석(sensitivity analysis)을 실시하였으며 그 결과 전체 자료수의 5% 정도로 회귀분석 간격을 설정하는 것이 적절한 것으로 나타났다(Fig. 2).

Eberhardt(1998)는 Table 1의 기준에 근거하여 점이동 회귀분석에 의해 얻어진 강성 곡선들과 미소파괴음 변수들로부터 손상기준들을 결정하였다. 이 기준은 보다 객관적으로 손상기준들을 결정하기 위해 제시되었으나 여전히 주관적으로 결정될 수 있기 때문에 체계적인 손상기준들의 결정 방법이 요구되고 있다.

3. 실험방법

본 연구에서는 황동화강암과 여산대리석에 대해 실험실 시험을 수행하였다. 황동화강암은 전라북도 황등 지역에서 산출되는 화강암으로서 대부분 중·조립질로 나타나는 석영, 미사장석, 정장석, 사장석, 흑운모 등이 주 구성 광물이고, 녹니석과 불투명 광물도 관찰되며 석영 입자는 봉합구조를 이루고 있다. 현미경 관찰 결과 결정의 크기는 0.6~2.5 mm 정도로 큰 편이다. 여산대리석은 전라북도 여산 지역에서 산출되는 유백색의 조립질 암석이다. 현미경 관찰 결과 대부분이 순수한 방해석 결정으로 구성되어 있으며 결정의 크기는 0.5~1.5 mm 정도인 것으로 관찰되었다. 각 시험편의 물리

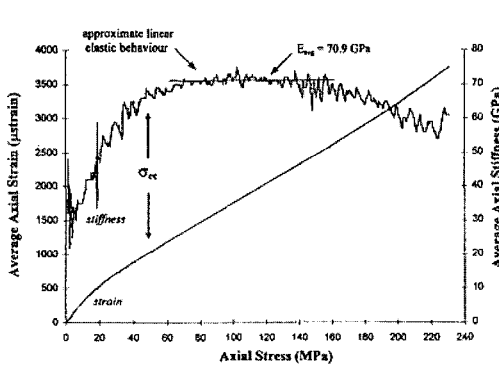
적, 역학적 특성은 Table 2와 같으며, 각 측정치는 3회 측정치의 평균값이다.

단축압축시험은 미국 Interlaken 사에서 제작된 최대 200톤 하중용량의 Interlaken 2000 시스템에서 수행되었다. 이 시험기는 변위 및 하중제어가 가능한 서보제어 시스템 (servo-controlled system) 으로 본 연구에서 모든 시험은 변위제어로 수행되었으며 변위속도는 1 mm/min로 설정하였다. 시험 중의 하중과 LVDT 변위에 대한 데이터는 Interlaken의 주 제어장치에 실시간으로 저장된다.

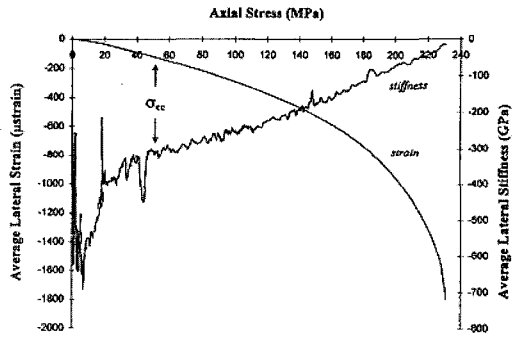
또한 미국 Physical Acoustic Corporation (PAC) 사의 MISTRAS 2001 시스템을 이용하여 시

험편에서 발생하는 미소파괴음을 측정하였다. MISTRAS 2001 시스템은 미소파괴음의 신호 및 파형을 측정할 수 있을 뿐만 아니라 실험을 통해 얻은 미소파괴음 자료를 저장하여 분석 및 재생시킬 수 있는 디지털 방식의 다채널 컴퓨터 구동 시스템이다.

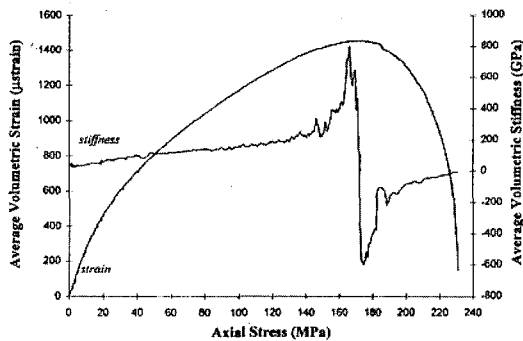
채널 설정은 AE 검출한계, PDT (Peak Definition Time), HDT (Hit Definition Time), HLT (Hit Locking Time) 설정 등으로 이루어지는데, AE 검출한계는 채널 감도를 제어하는 기본 변수로서 잡음 수준을 고려하여 45 dB로 설정하여 검출한계 이상의 최대진폭값을 갖는 AE 타격음만



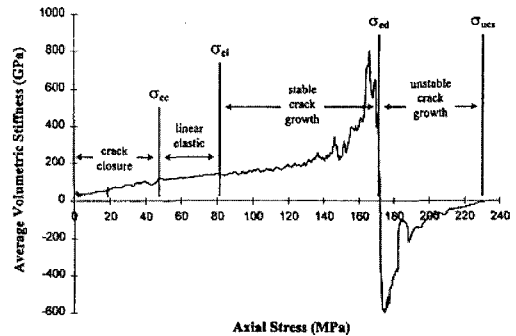
(a) Axial strain and average axial stiffness vs. axial stress (E_{avg} : average Young's modulus)



(b) Lateral strain and average lateral stiffness vs. axial stresses



(c) Volumetric strain and average volumetric stiffness vs. axial stress



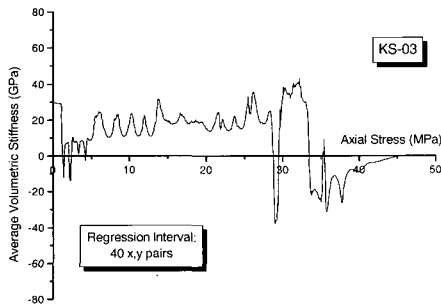
(d) Breakdown and correlation of volumetric stiffness with the stages in the compressive failure process

Fig. 1. Moving point regression analysis of strain data showing the changes in stiffness throughout loading (From Eberhardt et al., 1998).

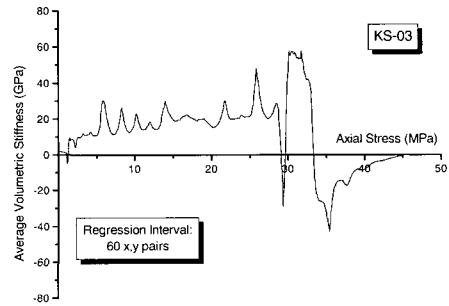
을 측정하였다. AE 파형 측정 과정에서 사용되는 시간 변수인 PDT, HDT 및 HLT는 충분히 긴 파형을 포함할 수 있도록 각각 50, 100, 100 μsec 로 설정하였다.

신호취득속도는 정밀한 측정을 위해 기기에서

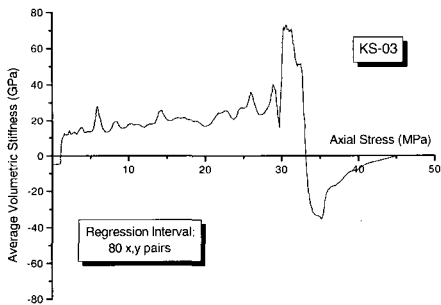
허용되는 최대값인 8 MHz로 설정하여 1/8 μsec 마다 한 개의 파형을 측정할 수 있게 하였다. 또한 100 kHz 이하의 저주파 대역에서 미소파괴음 신호가 거의 발생하지 않아, 100에서 1200 kHz 사이의 주파수 대역을 갖도록 필터링 하였다.



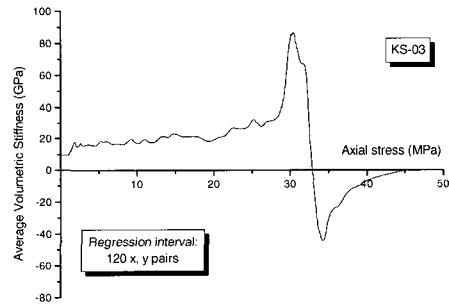
(a)



(b)



(c)



(d)

Fig. 2. Sensitivity analysis of the moving point regression technique
(Total 1,500 data pairs; $1,500 \times 5\% = 75$, from Chang et al., 2001).

Table 1. Methodology used to establish the different thresholds of crack development (From Eberhardt, 1998)

Damage threshold	Description
Crack closure	The threshold value was determined as the point where the axial stiffness curve shifted from incrementally increasing values (i.e. non-linear behavior) to constant values (i.e. linear behavior). In addition, with increasing load, values of lateral stiffness begin to rapidly decrease possibly signifying shear or sliding movement between the faces of closing or closed crack.
Crack initiation	The primary criterion involved picking the approximate interval in which the AE event count first rose above the background level of detected events with respect to the beginning of the test. The exact value within this interval was then picked at the point in the AE event rate and energy rate where values began to significantly increase. This point was also checked against any significant breaks in the volumetric stiffness curve.
Secondary cracking	The secondary cracking threshold was taken as the first significant increase in the AE event rate following crack initiation. This point was checked against notable breaks in the volumetric stiffness curve.
Crack coalescence	Crack coalescence was taken from the approximate interval in which the axial stiffness curve departed from linear behavior. This point was checked against large irregularities in the volumetric stiffness curve. In addition, changes in the AE event rate and the different event properties would sometimes coincide with this point.
Crack damage	The crack damage threshold was taken as the point in the volumetric stiffness curve where stiffness values changed from positive to negative thereby making the reversal of the volumetric strain curve

Table 2. Physical and mechanical properties of rock samples

Properties \ Sample	Hwangdeung Granite	Yeosan Marble
Bulk specific gravity	2.67	2.73
Apparent porosity (%)	0.15	0.79
P-wave velocity (m/sec)	3380	3250
S-wave velocity (m/sec)	1910	1900
Uniaxial compressive strength (MPa)	162	61
Young's modulus (GPa)	50.7	50.5
Poisson's ratio	0.28	0.27

미소파괴음 변수 설정에서는 사용자가 측정하기 원하는 미소파괴음 변수들을 설정할 수 있으며, 본 연구에서는 진폭, 에너지, 미소파괴음 계수, 지속 시간, 오름시간 등을 측정하도록 하였다.

또한 트리거 설정을 동기 트리거(synchronized trigger)로 설정하여 어느 한 채널에서 검출한계 이상의 파형이 측정되면 다른 채널에서도 동시에 측정이 시작되도록 하였다. 트리거이전 시간은 40 μ sec로 설정하여 미소파괴음 신호가 트리거 되기 40 μ sec 전부터 파형을 기록하도록 하였다. 저장되는 파형의 크기를 결정하는 AE 타격음 길이는 2 k로 설정하여 256 μ sec까지의 파형을 기록하게 하였다.

미소파괴음 측정용 센서는 (주)하기소닉에서 제작한 AE-SC 모델로 지름과 두께는 각각 3.6, 2.4 mm이며 센서의 주파수 대역은 100 kHz에서 1 MHz 이다. 본 연구에서는 센서의 접촉을 용이하게 하고 각 센서에서 동일한 감도를 얻을 수 있도록 미소파괴음 측정용 센서를 고진공접착제(高眞空接着劑, electron wax)를 사용하여 시험편에 부착하였다. 센서에서 감지된 미소파괴음 신호는 PAC Model 1220A의 전치증폭기(preamp)에서 40 dB 만큼 증폭시켰다.

각 시험편에는 십자형 변형률 게이지를 2개를 시험편의 중앙에 부착하여 축방향과 횡방향 변형률을 측정하였다. 이때 변형률 신호를 측정하기 위해서 일본 Yokogawa 사의 DA100 시스템을 사용하였다. 이 측정시스템은 시험편에 부착된 변형률 게이지로부터 변형률 신호를 전압형태로 받아들여 이를 숫자로 변환시키고 컴퓨터로 전송한다. 변형률 신호의 측정간격은 접이동 회귀분석의 정밀도를 높이기 위하여 시스템의 최소 측정간격인 0.5초로 설정하였다.

4. 손상기준 결정방법의 제안

본 연구에서는 단축압축 하에서 암석의 손상기준들을 결정하기 위하여 접이동 회귀분석으로부터 얻어진 강성곡선(stiffness curve)과 미소파괴음 변수들을 이용하는 방법(Eberhardt, 1998; Eberhardt 외, 1999)을 적용하였다.

앞선 2장에서 설명한 바와 같이, 접이동 회귀분석에서는 회귀분석을 수행할 적절한 이동창의 너비를 결정해야 한다. Eberhardt(1998)와 Chang 외(2001)은 회귀분석 간격에 대해 민감도 분석을 실

시하였고 그 결과 전체 자료수의 5% 정도로 회귀분석 간격을 설정하는 것이 적절할 것으로 제안하였다. 이러한 기존 연구결과에 근거하여 본 연구에서도 회귀분석 간격을 전체 자료수의 5%로 설정하여 접이동 회귀분석에 적용하였다.

본 연구에서 적용한 Eberhardt(1998)의 방법은 이전 연구들보다 객관적으로 손상기준들을 결정하기 위해 제시되었고 그 결과 성공적으로 적용된 것으로 보고되었다(Lajtai, 1998; Eberhardt 외, 1999). 그러나 해석자의 주관완전히 배제할 수 없으며 보다 체계적인 해석순서가 요구된다. 따라서 본 연구에서는 이러한 문제점을 고려하여 접이동 회귀분석에 의한 강성곡선들과 미소파괴음 변수로부터 체계적으로 손상기준들을 결정하기 위한 기준을 제안하고자 하였다.

균열손상응력(crack damage stress, σ_{cd})은 불안정한 균열이 전파하기 시작하는 지점으로 정의되며 체적 강성곡선(volumetric stiffness curve)이 양(+)의 값에서 음(-)으로 급격하게 감소하는 지점으로 결정할 수 있다(Eberhardt, 1998). Fig. 3은 단축압축시험에서 얻어진 결과로서 체적 강성곡선이 급격하게 음의 값으로 감소하는 지점을 쉽게 식별할 수 있다. 따라서 이러한 지점을 불안정한 균열이 전파하는 균열손상응력으로 결정하였다.

균열결합응력(crack coalescence stress, σ_{cs})은 축방향 강성곡선(axial stiffness curve)에서 선형탄성에 가까운 구간을 벗어나는 지점 또는 체적 강성곡선이 선형성을 벗어나 매우 급격하게 증가하는 지점으로 정의할 수 있다(Eberhardt, 1998). 이러한 이유는 균열들의 결합과 암교(rock bridge)의 파괴 등으로 인해 변형률이 크게 변하기 때문이다. Fig. 3에서 체적 강성곡선이 선형성을 벗어나 급격하게 증가하는 지점을 쉽게 식별할 수 있다. Fig. 4는 단축압축시험에서 얻어진 축방향 강성곡선으로서 최대하중의 50% 구간에서 구한 탄성계수 이하로 감소하는 지점은 Fig. 3에서 결정된 지점과 유사하게 나타난다. 그러나 축방향 강성곡선이 일정하게 유지되는 선형 탄성 구간을 정의하기가 어려운 것으로 판단되어 (Fig. 4) 본 연구에서는 Fig. 3과 같은 체적 강성곡선으로부터 균열결합응력을 결정하였다. 일반적으로 파괴 직전에 축방향 강성은 감소하게 되는데 취성파괴 특성이 매우 강하게 발생하는 경우에는, Fig. 4(a)에서처럼 거시 균열이 발생하면서 응력이 갑자기 급증하고 이로

인하여 축방향 강성이 급격히 증가하는 경우도 관찰되었다. 이러한 현상은 Lac du Bonnet 화강암에 대한 Eberhardt(1998)의 연구에서도 발생하였다.

Eberhardt(1998)는 재하 초기 구간에서 AE 에너지나 AE 사상계수(AE event count)가 크게 증가한 지점을 미소적인 파괴가 시작되는 균열개시응력(crack initiation stress, σ_{ci})으로 정의하였다. 또한 2차적인 균열개시가 이루어지는 2차균열개시응력(secondary cracking stress, σ_{cs})은 균열개시응력 σ_{ci} 직후에 AE 에너지나 AE 사상 계수가 급격히 증가한 응력수준으로 정의하였다.

단축압축시험에서 최대 주응력 방향은 축하중

방향이므로 축방향 균열들이 발생하여 균열개시응력과 2차균열개시 응력 수준에서 축방향 강성이 국부적으로 감소한다고 하였다. 그러나 이러한 결정과정은 주관적일 수 있으며 초기 재하단계부터 AE의 발생이 큰 암석의 경우에는 AE 발생이 급격히 증가한 지점을 결정하기가 어려울 것으로 판단된다.

이러한 문제점을 극복하고자 본 연구에서는 누적 AE 곡선을 도시하여 이를 해석하고자 하였다(Fig. 5). 첫 번째로 재하 초기단계에서 누적 AE 곡선이 선형적으로 크게 증가하기 시작하는 지점을 균열개시응력으로 결정한다(Fig. 5(a), 점 a). 2차균열개시 응력은 균열개시응력 이후에 큰 AE가

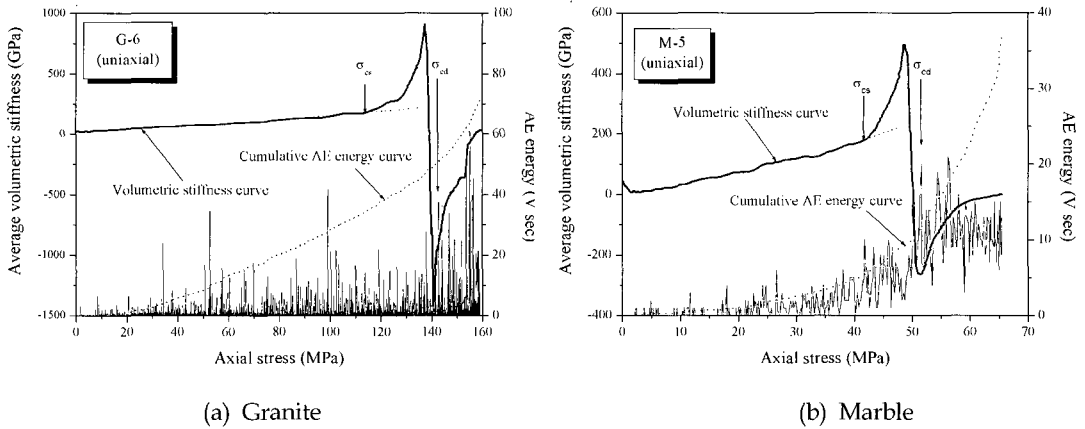


Fig. 3. Average volumetric stiffness curves under uniaxial compression.

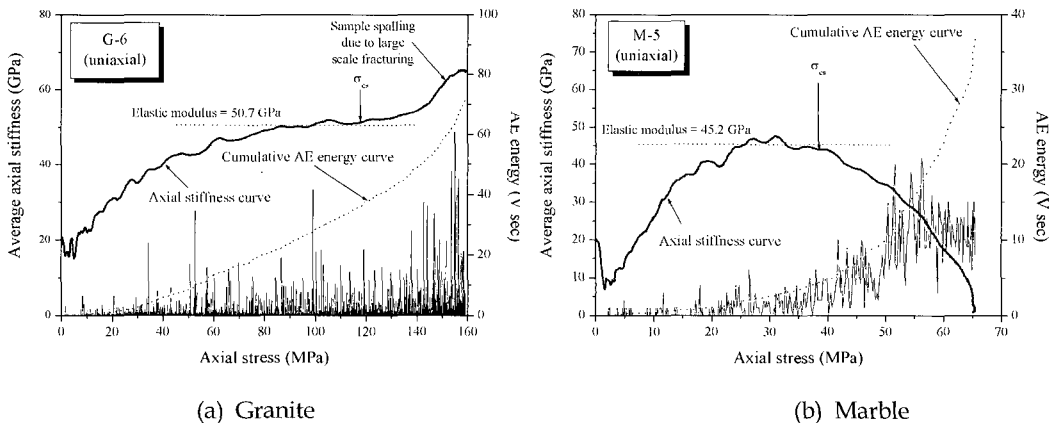


Fig. 4. Average axial stiffness curves under uniaxial compression.

발생하는 지점으로 정의되기 때문에, 누적 AE 곡선의 초기 선형구간을 나타내는 직선이 누적 AE 곡선에서 벗어나는 지점(Fig. 5(a), 점 *b*)을 2차균열개시 응력으로 추정한다. 그러나 Eberhardt(1998)의 연구에서처럼 AE 결과로부터 추정된 균열개시 응력과 2차균열개시응력을 축방향 강성의 국부적인 변화지점과 연관시켜 확인하는 방법은 매우 주관적일 수 있다고 판단되었다. 또한 앞에서 언급한 바와 같이 축방향 강성이 비교적 일정하게 유지되는 구간을 정의하기 어려운 것으로 나타났다(Fig. 4). 따라서 본 연구에서는 앞서 설명한 바와 같이 누적 AE 곡선만 이용하여 균열개시응력과 2차균열개시응력을 결정하였다.

또한 2차균열개시응력 이후에 누적 AE 곡선이 다시 선형적으로 증가하기 시작하는 지점 (Fig. 5(a), 점 *c*)은 체적 강성곡선에서 얻어진 균열결합응력(Fig. 5(b))과 거의 일치하였다. 그리고 이 선형구간을 벗어나 누적 AE 곡선이 매우 급격하게 증가하는 지점(Fig. 5(a), 점 *d*)은 균열손상응력(Fig. 5(b))과 일치하였다. 따라서 체적 강성곡선에서 결정된 균열결합응력과 균열손상응력을 누적 AE 곡선의 해석에서 추정된 결과와 비교하여 그 차이가 큰 경우에는 해석을 다시 수행하고자 하였다. 그러나 본 연구의 모든 경우에는 체적 강성곡선으로 결정된 균열결합응력과 균열손상응력은 누적 AE 곡선의 해석에서 얻어진 응력수준과 거의 일치하였다. 이러한 사실로부터 누적 AE 곡선

에 의한 해석방법의 적용성을 확인할 수 있었다.

Eberhardt(1998)는 점이동 회귀분석에서 얻어진 축방향 강성곡선이 일정해지기 시작하는 지점 또는 횡방향 강성곡선(lateral stiffness curve)의 초기 구간에서 강성이 급격히 감소한 지점의 응력수준을 균열단힘응력(crack closure stress, σ_{cc})으로 정의하였다. 즉, 축방향의 재하로 인하여 기존 균열이나 공극들이 닫히기 때문에 축방향의 강성이 점차 증가하다가 일정해지는 지점을 균열들의 단힘이 완료되는 균열단힘응력으로 고려할 수 있는 것이다. 마찬가지로 균열들의 단힘으로 인하여 균열면에서 전단이나 미끄러짐이 발생하기 때문에 횡방향 강성이 급격히 감소한다. Fig. 6은 본 연구의 단축압축시험에서 얻어진 횡방향 강성곡선으로 Eberhardt(1998)가 제안한 바와 같이 횡방향 강성이 급격히 감소하였다가 다시 증가하기 시작하는 지점을 쉽게 식별할 수 있다. 그러나 축방향 강성곡선 (Fig. 4)으로부터 강성이 일정하게 유지되는 구간을 정확하게 정의하기 어려운 것으로 나타나 해석자의 주관에 개입될 수 있다고 판단되었다. 따라서 본 연구에서는 횡방향 강성이 급격히 감소하였다가 다시 증가하기 시작하는 지점의 응력수준으로부터 균열단힘응력을 구하였다.

본 연구에서 최대강도 이전의 손상기준들을 결정하기 위하여 이상과 같이 적용된 손상기준 결정 방법을 정리하면 Table 3과 같다.

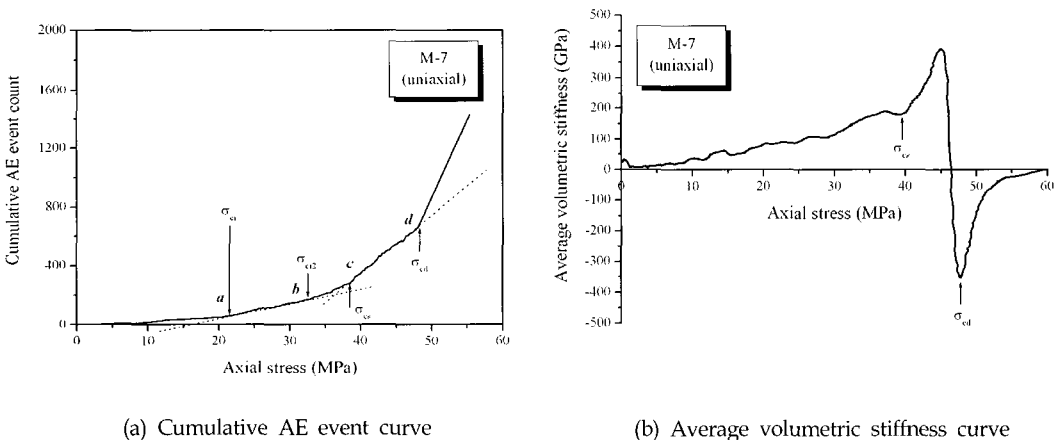


Fig. 5. Determination of damage thresholds in average volumetric stiffness and cumulative AE event count curves.

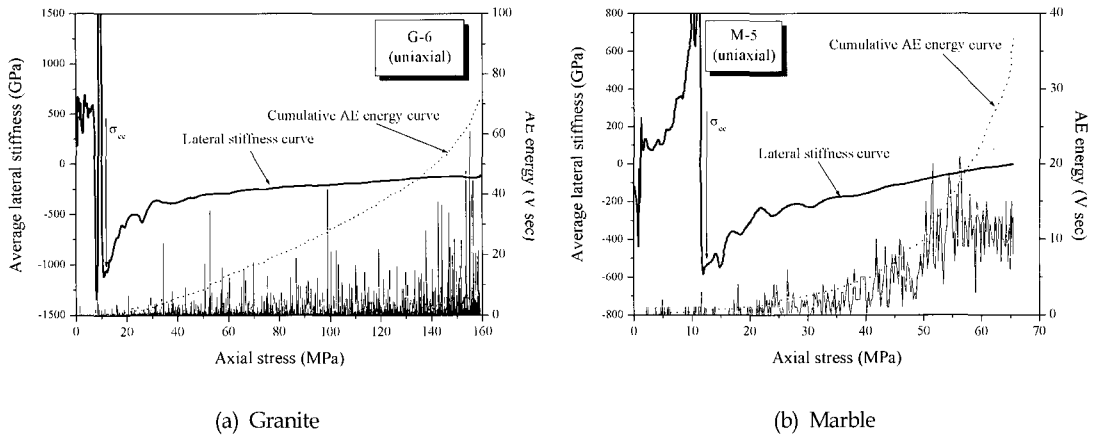


Fig. 6. Average lateral stiffness curves under uniaxial compression.

Table 3. Modified methodology to establish the different damage thresholds of crack development

Damage threshold	Methodology
Crack closure	Determined as the minimum point of the lateral stiffness curve
Crack initiation	Determined as the point in cumulative AE curves where the curves start to significantly increase for the first time
Secondary cracking	Determined as the point in cumulative AE curves where the curves start to diverge from the first linear interval
Crack coalescence	Determined as the point in the volumetric stiffness curve where stiffness values start to diverge from linearity and abruptly increase, or as the point where cumulative AE curves start to linearly increase again
Crack damage	Determined as the point in the volumetric stiffness curve where stiffness values changed from positive to negative, or as the point where cumulative AE curves diverge from the secondary linear interval and increase abruptly

5. 손상기준 측정결과

황등화강암과 여산대리석에 대한 단축압축시험에서 얻어진 변형률과 미소파괴음 측정결과에 이상의 방법을 적용하여 얻어진 손상기준들이 Table 4와 Table 5에 제시되어 있다. 이때 단축압축강도로 정규화시킨 손상기준 응력들도 함께 정리하였다. 이상의 결과들은 각 압중에 대해 10회의 단축압축시험을 실시하여 얻어진 평균값이다.

황등화강암의 균열단힘응력은 단축압축강도의 약 4%정도인 반면, 여산대리석의 균열단힘응력은 단축압축강도의 약 18%로 나타났다. 이는 황등화

강암과 비교하여 여산대리석 내부의 미세균열들과 공극들이 더 많이 포함되어 있어 이러한 미세조직들의 단힘이 종료될 때까지 상대적으로 더 큰 응력수준이 요구되었기 때문인 것으로 고려된다.

반면 균열개시는 단축압축강도의 33~36% 수준에서 발생하는 것으로 나타났으며, 2차균열개시응력 수준은 54~65%로 얻어졌다. 균열들이 결합되는 응력수준인 균열결합응력은 단축압축강도의 68~75% 수준이며, 암석의 장기강도(long-term strength)로 고려되는 균열손상응력은 84~89%로 측정되었다.

Table 4. Damage thresholds for Hwangeung granite

Threshold parameter	Stress value (MPa)	Normalized relationship
Crack closure, σ_{cc}	6.73	$0.040 \sigma_{UCS}$
Crack initiation, σ_{ci}	52.52	$0.330 \sigma_{UCS}$
Secondary cracking, σ_{c2}	102.65	$0.645 \sigma_{UCS}$
Crack coalescence, σ_{cs}	119.30	$0.750 \sigma_{UCS}$
Crack damage, σ_{cd}	141.63	$0.890 \sigma_{UCS}$
Peak strength, σ_{UCS}	159.11	$1.000 \sigma_{UCS}$

Table 5. Damage thresholds for Yeosan marble

Threshold parameter	Stress value (MPa)	Normalized relationship
Crack closure, σ_{cc}	11.26	$0.184 \sigma_{UCS}$
Crack initiation, σ_{ci}	22.33	$0.365 \sigma_{UCS}$
Secondary cracking, σ_{c2}	32.78	$0.536 \sigma_{UCS}$
Crack coalescence, σ_{cs}	41.50	$0.678 \sigma_{UCS}$
Crack damage, σ_{cd}	51.41	$0.836 \sigma_{UCS}$
Peak strength σ_{UCS}	61.19	$1.000 \sigma_{UCS}$

또한 균열전파 단계에 따른 축방향 변형률과 횡방향 변형률을 최대강도 지점의 변형률로 정규화시킨 결과는 Table 6 및 Table 7과 같다.

황등화강암에서 축방향의 변형은 균열개시응력 부근 급격히 증가하기 시작하여 균열손상응력수준에서는 최대강도까지 발생한 변형률의 약 88%가 발생하였다(Table 6). 반면 앞선 결과와 마찬가지로 여산대리석에서는 내부의 미세균열들과 공극들의 닫힘으로 인하여 균열닫힘응력까지 발생한 축방향 변형률 비율은 평균 28.3%로서 황등화강암과 비교하여 상대적으로 크게 나타났다. 그리고 균열개시응력에서의 축방향 변형 비율은 황등화강암과 유사하였으나, 균열손상응력까지의 응력 증가단계에서 축방향 변형의 증가율은 황등화강암보다 크지 않아서 균열손상응력 수준까지의 축방향 변형은 파괴시까지의 전체 축방향 변형 가운데 약 65%를 차지하는 것으로 나타났다.

황등화강암에서 횡방향의 변형은 균열손상응력 수준까지 전체 횡방향 변형의 약 58%가 발생하는 것으로 나타났으나, 여산대리석에서는 균열손상응력 수준까지의 횡방향 변형은 전체 변형의 단지 14%만을 차지하였다. 이는 Fig. 7과 같이 여산대리석이 상대적으로 연성특성이 강하여 급격한 취성 파괴가 발생하지 않고 균열손상응력 수준이후에 대부분의 횡방향 변형이 발생하였기 때문인 것으로 고려된다.

Martin(1993)은 균열닫힘응력과 균열개시응력 사이의 응력수준을 탄성변형 구간으로 고려하였으며, 균열손상응력 이후의 응력수준에서는 불안정한 균열전파에 의해 암석이 파괴되는 것으로 고려하였다. 이와 같이 응력수준 단계에 따른 암석의 변형 특성을 정리하면 다음의 Fig. 8 및 Fig. 9와 같다.

Table 6. Axial and lateral strains, corresponding to the stages of crack development, normalized with respect to maximum strains recorded at failure for Hwangdeung granite

Threshold parameter	Normalized axial strain (%)	Normalized lateral strain (%)
Crack closure, σ_{cc}	8.1	2.13×10 ⁻¹⁰
Crack initiation, σ_{ci}	40.8	8.2
Secondary cracking, σ_{ci2}	67.3	26.6
Crack coalescence, σ_{cs}	75.6	36.1
Crack damage, σ_{cd}	88.1	58.2

Table 7. Axial and lateral strains, corresponding to the stages of crack development, normalized with respect to maximum strains recorded at failure for Yeosan Marble

Threshold parameter	Normalized axial strain (%)	Normalized lateral strain (%)
Crack closure, σ_{cc}	28.3	0.2
Crack initiation, σ_{ci}	39.3	0.4
Secondary cracking, σ_{ci2}	48.2	1.6
Crack coalescence, σ_{cs}	55.2	5.8
Crack damage, σ_{cd}	65.4	13.8

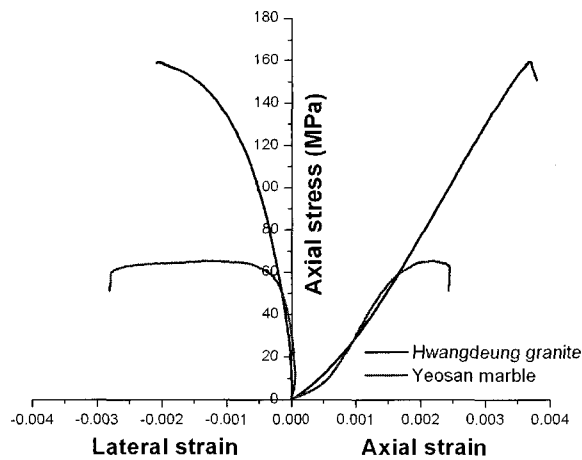


Fig. 7. Typical stress-strain curves of Hwangdeung granite and Yeosan marble.

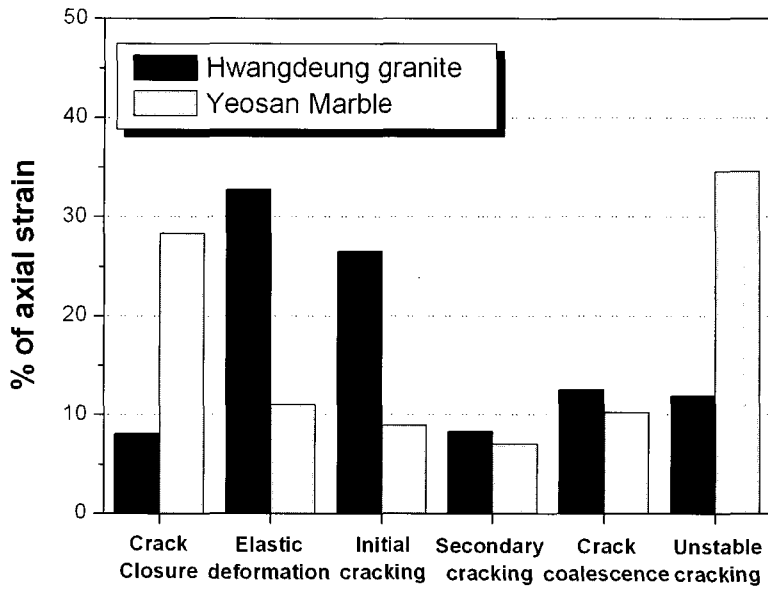


Fig. 8. Percentage of total axial strains associated with each stage of crack development

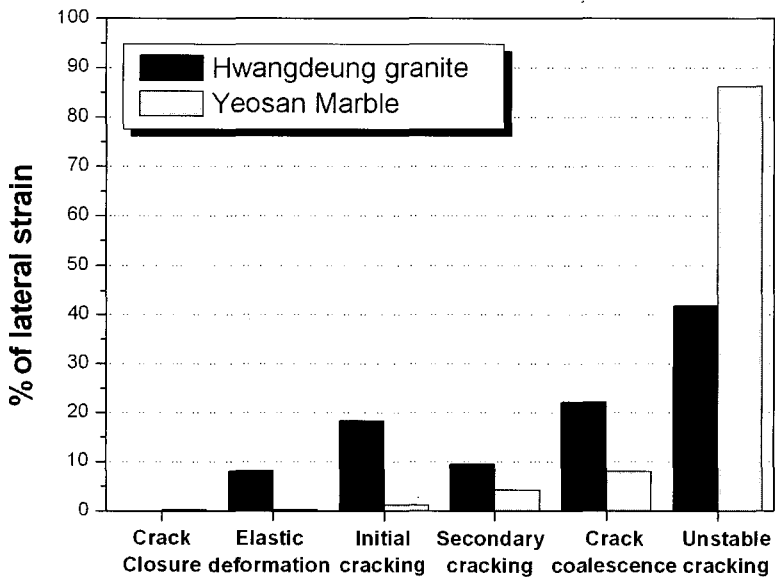


Fig. 9. Percentage of total lateral strains associated with each stage of crack development.

앞서 논의한 바와 같이 황등화강암에서 축방향의 변형은 탄성변형 구간과 균열이 개시되는 응력 수준에서 가장 크게 발생하는 것으로 나타났다. 반면 여산대리석에서 축방향 변형은 대부분은 초기 내부균열 및 공극들의 닫힘과 균열손상응력 수준 이후의 불안정한 균열전파에 의해 발생하였음을 알 수 있다(Fig. 8).

또한 황등화강암에서는 탄성변형이 발생하기 시작하는 응력수준부터 횡방향의 변형이 점차 증가하여 균열손상응력 수준이후에 횡방향 변형량의 비중이 가장 크게 나타났다. 하지만 여산대리석의 경우에는 황등화강암과 비교하여 비교적 연성 특성을 보이기 때문에, 균열손상응력 수준이후에 발생하는 불안정한 균열들의 전파로 인해 대부분의 횡방향 변형이 발생하였음을 알 수 있다(Fig. 9).

6. 결 론

본 연구에서는 점이동 회귀분석과 미소파괴음 측정결과에 근거하여 응력수준에 따른 암석의 손상기준들을 결정하기 위한 방법을 제시하였으며, 제시한 방법에 의해 황등화강암과 여산대리석의 손상기준들을 측정하였다. 이상과 같이 얻어진 주요 결론을 요약하면 다음과 같다.

(1) 본 연구에서는 응력수준에 따른 암석의 손상기준들을 보다 객관적으로 결정하기 위하여 점이동 회귀분석으로부터 얻어진 강성곡선들과 누적 AE 곡선을 이용하는 방법을 새롭게 제안하였다. 균열단힘응력은 횡방향 강성곡선의 초기 최소지점으로 결정하며, 균열개시응력은 누적 AE곡선이 급격하게 증가하기 시작하는 지점으로, 그리고 2차균열개시응력은 누적 AE곡선에서 초기의 선형구간을 벗어나는 지점으로 정의하였다. 또한 균열결합응력은 체적 강성곡선에서 강성값이 선형 특성에서 벗어나 급격히 증가하기 시작하는 지점이나 누적 AE곡선에서 2차적으로 선형적인 증가가 시작되는 지점으로 결정될 수 있도록 제안하였다. 마지막으로 균열손상응력은 체적강성이 양의 값에서 음으로 급격히 변화되는 지점이나 누적 AE곡선에서 2차적인 선형구간을 벗어나 AE 에너지나 AE 사상계수가 급격히 증가하는 응력수준으로 정의하였다. 이상과 같이 제안한 과정에 의해 보

다 체계적으로 암석의 손상기준들을 결정할 수 있었다.

- (2) 황등화강암의 균열단힘응력은 단축압축강도의 약 4% 수준으로 나타났으나, 여산대리석에서는 내부의 미세균열들과 공극들의 영향이 크게 나타나 단축압축강도의 약 18% 수준으로 나타났다. 반면 미소균열들의 개시는 단축압축강도의 33~36% 수준에서 시작되며, 2차균열개시응력은 54~65%, 그리고 미소균열들이 결합되기 시작하는 균열결합응력은 68~75% 수준으로 나타났다. 마지막으로 암석의 장기강도로 고려될 수 있는 균열손상응력은 단축압축강도의 84~89%인 것으로 나타났다.
- (3) 황등화강암에서 축방향의 변형은 탄성변형 구간과 미소균열이 개시되는 응력구간에서 가장 우세하게 나타난 반면, 여산대리석에서의 축방향 변형은 대부분 초기 내부균열 및 공극들의 닫힘과 균열손상응력 수준 이후에 발생하는 불안정한 균열전파에 의해 발생하였음을 알 수 있었다.
- (4) 황등화강암에서 횡방향의 변형은 탄성변형이 발생하는 응력수준부터 점차 증가하여 균열손상응력 수준이후에 가장 크게 발생하였다. 하지만 여산대리석은 균열손상응력 이후에 발생하는 불안정한 균열들의 전파로 인해 거의 대부분의 횡방향 변형이 발생한 것으로 나타났다.

참고문헌

1. Batzle, M. L., G. Simmons and R. W. Siegfried, 1980, Microcrack closure in rocks under stress: Direct observation, *Journal of Geophysical Research*, Vol. 85, No. B12, pp. 7072-7090.
2. Chang, Soo-Ho, Masahiro Seto and Chung-In Lee, 2001, Damage and Fracture Characteristics of Kimachi Sandstone in Uniaxial compression, *Geosystem Engineering*, Vol. 4, No. 1, pp. 18~26.
3. Eberhardt, E., 1998, *Brittle Rock Fractures and Progressive Damage in Uniaxial compression*, Ph.D. dissertation, University of Saskatchewan.
4. Eberhardt, E., D. Stead and B. Stimpson, 1999, Quantifying progressive pre-peak brittle fracture damage in rock during uniaxial compression,

- Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 36, No. 3, pp. 361-380.
5. Eberhardt, E., B. Stimpson and D. Stead, 1999, Effects of grain size on the initiation and propagation thresholds of stress-induced brittle fractures, Rock Mech. Rock Engng., Vol. 32, No. 2, pp. 81-98.
 6. Fonseca, G. M., S. A. F. Murrell and P. Barnes, 1985, Scanning Electron Microscope and Acoustic Emission Studies of Crack Development in Rocks, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 22, No. 5, pp. 273-289.
 7. Hoek, E. and Z. T. Bieniawski, 1965, Brittle fracture propagation in rock under compression, Int. J. Fracture Mech., Vol. 1, No. 3, pp. 137-155.
 8. Lajtai, E. Z., 1998, Microscopic Fracture Processes in a Granite, Rock Mech. Rock Engng., Vol. 31, No. 4, pp. 237-250.
 9. Martin, C. D., 1993, The Strength of Massive Lac du Bonnet Granite Around Underground Openings, Ph.D. Dissertation, University of Manitoba, Canada.
 10. Martin, C. D. and N. A. Chandler, 1994, The Progressive Fracture of Lac du Bonnet Granite, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 31, No. 6, pp. 643-659.

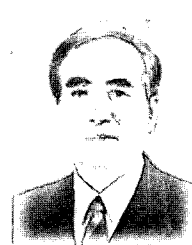


장 수 호

1996년 서울대학교 공과대학 자원공학과 공학사
 1998년 서울대학교 대학원 자원공학과 공학석사
 2002년 서울대학교 대학원 지구환경시스템공학부
 공학박사

E-mail: sooho@kict.re.kr

현재 한국건설기술연구원 지반연구부 선임연구원



이 정 인

1963년 서울대학교 공과대학 광산학과 공학사
 1965년 서울대학교 대학원 광산학과 공학석사
 1974년 일본 동북대학 대학원 자원공학과 공학박사

E-mail: cilee@snu.ac.kr

현재 서울대학교 지구환경시스템공학부 교수