

암석의 비선형 거동해석을 위한 손상모델 개발

A Damage Model for Predicting the Nonlinear Behavior of Rock

장 수 호*¹ Chang, Soo-Ho
이 정 인*² Lee, Chung-In
이 연 규*³ Lee, Youn-Kyou

Abstract

An experimental model which considers post-peak behaviors and pre-peak damage characteristics representing changes of elastic moduli in each damage level was developed. From experiments, some damage thresholds of rocks were determined, and regression analyses were carried out in order to represent changes of elastic moduli in each damage level as functions of confining pressure. In addition, it was intended to simulate post-peak behaviors with Hoek-Brown constants, m_r and s_r for post-failure. The developed experimental model was implemented into $FLAC^{2D}$ by a FISH function. From results of parametric studies on Hoek-Brown constants for post-peak, it was revealed that uniaxial compressive strength more highly depends upon s_r , although it depends on both m_r and s_r . It was also shown that the post-peak slopes of stress-stain curves depend mainly on m_r . When the optimum models obtained from parametric studies were applied to numerical analysis, they predicted maximum strengths obtained from experiments and well simulated stiffness changes due to damage levels.

요 지

본 연구에서는 암석의 최대강도 이전의 각 손상단계에서 탄성정수의 변화로 나타나는 손상특성과 최대강도 후 거동을 고려할 수 있는 손상모델을 실험적으로 개발하였다. 일축 및 삼축압축실험 결과를 토대로 암석의 손상기준을 결정하였고, 각 손상단계에서 탄성정수의 변화를 구속압의 함수로 최적화시켰다. 또한 최대강도 후 Hoek-Brown 상수 m_r 과 s_r 을 이용하여 최대강도 후 거동을 모사하였다. 개발된 실험 손상모델을 $FLAC^{2D}$ 의 FISH 함수로 구현하여 수치해석을 실시하였다. Hoek-Brown 최대강도 후 상수들이 해석결과에 미치는 영향을 분석한 결과, 일축압축강도는 m_r 과 s_r 모두에 의해 영향을 받으나 s_r 에 의해 더 크게 좌우되는 것으로 나타났다. 반면 m_r 은 최대강도 후의 응력-변형률 곡선의 기울기에 큰 영향을 끼치는 것으로 나타났다. 분석으로부터 얻어진 최적 손상모델을 수치해석에 적용한 결과 실험실 시험으로부터 얻어진 최대 강도와 암석의 손상에 따른 강성 변화를 잘 예측하였다.

Keywords : Damage model, Damage threshold, Elastic moduli, Hoek-Brown constants, Post-failure

1. 서 론

높은 현지응력 조건하에서 핵폐기물 지하처분장과

같은 지하 심부 터널 주변에 형성되는 암반 손상영역에 대한 관심이 증대되면서, 응력 수준에 따른 암석의 손상특성을 고려하기 위한 수치모델 개발에 관한 많은

*1 정회원, 한국건설기술연구원 토목연구부 지반구조물그룹 선임연구원 (Member, Senior Researcher, Underground Structure Group, Civil Engr., Div., KICT, sooho@kict.re.kr)

*2 정회원, 서울대학교 지구환경시스템공학부 교수 (Member, Prof., School of Civil, Urban and Geosystem Engr., Seoul National Univ.)

*3 정회원, 군산대학교 해양응용공학부 교수 (Member, Prof., Dept. of Ocean System Engr., Kunsan National Univ.)

연구가 진행되고 있다. 최대강도 이전 구간에서 암석의 탄성정수가 일정하다고 가정하는 기존의 탄성 또는 탄소성 해석에서는 손상이 발생한 이후의 응력경로를 잘 모사하지 못하기 때문에, 손상 누적에 따른 암석 특성들의 변화를 고려한 수치모델을 개발해야 할 필요가 있다고 지적되고 있다(Castro, 1996).

손상에 따른 암석 거동의 변화를 수치모사하기 위한 현재까지의 모델들은 크게 파괴역학 이론에 근거한 미소역학적 모델 (micro-mechanical model), 연속체 손상역학 모델(Continuum Damage Mechanics model, CDM model) 그리고 통계이론에 근거한 통계적 모델(statistical model)로 분류할 수 있다. 그러나 이러한 모델들은 주로 최대강도 이전의 손상을 고려하고 파괴 후의 거동을 잘 고려하지 못하며, 실험실 시험으로부터 모델 변수를 결정하기 어렵다는 단점들이 보고되고 있다(Castro, 1996; Fang, 2001). 최근 들어 보다 용이한 접근방법으로 탄성해석에서 파괴가 발생한 영역을 제거하는 연구(Aglawe, 1999; Martin, 1993) 등이 수행되었으나, 파괴가 발생한 영역의 제거가 인위적이며 수치적 오류를 발생시킬 수 있다는 단점을 가지고 있다.

따라서 본 연구에서는 암석시료의 실험실 일축 및 삼축압축 시험결과에 근거하여 최대강도 이전의 손상특성을 고려함과 동시에 Hoek-Brown의 최대강도 후 기준을 적용하여 최대강도 이후까지의 거동을 모사할 수 있는 실험 손상모델을 개발하였다.

2. 암석 손상모델의 개발

2.1 기존 모델들에 대한 고찰

활주균열모델(sliding crack model) 등과 같은 미소역학적 모델들은 미소구조적인 미소균열들의 운동을 설명할 수 있다는 장점을 가지고 있으나 유효 탄성텐서가 비대칭이므로 3차원 해석이 어렵다(Hommand-Etienne *et al.*, 1998). 또한 암석의 파괴를 야기하는데 중요한 역할을 하는 미소균열들의 국부적인 집중과 결합을 예측할 수 없다는 단점을 가지고 있다(Fang, 2001).

연속체 손상역학 모델들은 암석의 거시적인 거동으로부터 얻어지지만 내부 손상변수와 균열성장의 미소구조 메커니즘을 연관시킬 수 있다는 장점을 가지고 있다. 그러나 모델에서 고려되는 대표체적요소(representative volume element)에 의해 크게 영향을 받으며, 거시

적인 응력-변형률 관계를 모사할 수 있지만 미소균열들의 국부적인 집중과 결합을 재현할 수 없다는 단점을 가지고 있다(Fang, 2001).

통계적 모델들은 암석 재료의 미소구조적인 불균질성을 다양한 요소 강도, 탄성정수 그리고 분포함수로 설명할 수 있다는 장점을 가지고 있다(Tang 등, 2000). 그러나 과도한 단순화로 인해 모델을 적용하는데 문제가 있을 수 있다고 보고되었다(Castro, 1996; Fang, 2001).

최근 들어 탄성해석에서 파괴가 발생한 영역을 제거하는 연구(Aglawe, 1999; Martin, 1993) 등이 수행되었으나, 파괴가 발생한 영역의 제거가 인위적이며 수치적 오류를 발생시킬 수 있다는 단점을 가지고 있다.

또한 Martin(1993)은 터널 막장 부근에서 발생하는 균열개시와 응력회전(stress rotation)으로 인한 손상을 모사하기 위하여 모암보다 낮은 탄성정수를 설정하여 탄성해석을 실시하였으나 탄성정수를 감소시키는 정량적인 기준을 제시하지 못하였다.

Hoek & Brown(1997)은 파괴 후의 Hoek-Brown 상수 m, s 를 파괴 이전보다 감소시켜 탄성-취성 또는 탄성-취성-소성 거동을 모사할 수 있다고 제안하였다. Hoek 등(1995)과 Martin & Maybee(2000)는 파괴 후의 Hoek-Brown 상수를 사용하여 터널 및 광주(pillar) 주변의 손상영역을 해석하였다. 그러나 m, s 를 감소시키기 위한 정량적인 기준이 제시되어 있지 않으며 파괴 이전의 암석의 거동을 선형탄성으로 고려한다.

Fang(2001)은 실험에서 얻어진 암석의 파괴 후 특성들로부터 감쇠지수(degradation index)를 정의하여 실험실 시험과 광주의 취성파괴 현상을 해석하였다. 그러나 파괴 후 특성의 관찰은 시험기와 암석의 강성에 따라 달라진다는(Farmer, 1983) 문제점을 가지고 있다.

Potyondy 등(1998)과 Konietzky *et al.*(2001)은 PFC^{2D} (Particle Flow Code)에 의해 터널 주변의 손상영역을 해석하였다. 입자들의 운동으로부터 미소적인 파괴를 모사할 수 있다는 장점을 가지고 있으나, 입력변수들을 결정하기 위한 정량적인 기준이 제시되어 있지 않으며 실험실에서 측정할 수 없다는 단점을 가지고 있다. 특히 윤경진(2002)과 Potyondy 등(1996)의 연구에서 일축압축시험 결과로부터 얻어진 최적모델을 삼축압축시험 모델링에 적용하였으나, 실제 시험에서 얻어진 삼축압축 파괴강도보다 매우 작은 최대강도 결과를 산출하는 것으로 나타났다.

2.2 개발된 모델의 개념

본 연구에서는 암석의 변형, 파괴 거동을 모사하기 위한 모델을 개발하기 위하여, 최대강도 이전에서 손상 누적에 의해 나타나는 변형 특성과 최대강도 이후의 거동을 중요하게 고려해야 할 것으로 판단하였다.

최대 강도 이전에서 손상으로 인해 나타나는 암석의 변형 특성은 여러 형태로 나타날 수 있으나 대표적으로 손상 누적에 따른 탄성정수의 변화를 들 수 있다. 특히 대부분의 수치모델과 수치해석 프로그램들에서는 응력과 변형률의 관계를 탄성이론에 근거하고 있기 때문에, 손상에 따른 탄성정수의 변화를 정량화할 수 있다면 개발된 모델을 쉽게 적용할 수 있을 것으로 판단하였다.

손상에 의해 탄성정수가 변화한다는 사실은 Nawrocki & Dusseault(1995)와 Eberhardt 등(1999)의 연구에서 증명되었다.

Nawrocki & Dusseault(1995)는 점착력의 감소나 투수계수의 증가와 같은 형태로 손상으로 인한 영향이 나타날 수 있지만, 암석 내에 발생한 모든 손상에 의해 탄성계수가 감소된다고 밝혔다. 또한 손상이 진전됨에 따라 탄성계수가 감소한다는 이러한 개념은 식 (1)와 같은 연속체 손상역학의 기본 개념(Krajcinovic, 1996)과 일치한다.

$$E' = E(1 - D) \quad (1)$$

여기서 E' 은 손상된 재료의 탄성정수, E 는 손상받지 않은 재료의 탄성정수이며 D 는 손상지수이다.

또한 그들은 터널 주변에 발생한 손상으로 인해 탄성계수가 감소된 손상영역이 발생하며 탄성계수의 변화는 터널의 반경방향을 따라 달라진다고 가정하였다. 탄성계수의 변화를 고려해야 하는 이유로 최대강도 후 뿐만 아니라 최대강도 이전에 나타나는 암석의 비선형 거동을 들었다. 암석에 나타나는 초기의 비선형성은 기존 균열들의 닫힘에 의해 발생하며 그 이후에 나타나는 비선형성은 균열 성장과 전파에 의해 좌우된다고 하였다. 또한 탄성계수는 터널주변의 최소주응력, 즉 구속압에 따라 달라지는 것으로 가정하였다. 이러한 결과에 근거하여 그들은 터널의 반경방향거리에 의존적인 강성모델(Radius-Dependent modulus model, RDM)을 개발하였다.

Eberhardt 등(1999)은 일축압축시험에서 측정된 축방향 및 횡방향 변형률 자료를 점이동 회귀분석(moving

point regression analysis)에 적용하여 하중 증가에 따른 강성변화를 조사하고 이를 미소파괴음(acoustic emission) 측정결과와 함께 고려하여 암석의 손상기준(damage threshold)들을 구분하였다. 여기서 암석의 손상기준은 기존 균열이나 공극이 닫히는 균열닫힘응력(crack closure stress, σ_{cc}), 균열이 개시되기 시작하는 균열개시응력(crack initiation stress, σ_{ci}), 2차적인 균열개시가 발생하는 2차균열개시응력(secondary cracking stress, σ_{c2}), 균열들의 결합이 발생하는 균열결합응력(crack coalescence stress, σ_{cs}), 불안정한 균열이 전파하는 균열손상응력(crack damage stress, σ_{cd}) 및 파괴가 발생하는 최대강도(peak strength, σ_{peak})로 분류된다. 그들은 각 손상기준들 사이의 손상단계에서 나타난 탄성계수와 포아송비의 변화를 수치해석에 적용하여 암석의 비선형 거동을 모사할 수 있을 것이라고 제안하였다. 그러나 실제로 수치해석에 적용한 연구는 수행되지 않았으며 일축압축시험만을 수행하였다.

이상의 기존 연구결과로부터 파괴 강도 이전에 손상의 누적에 따라 발생하는 탄성정수의 변화를 고려해야 하는 필요성이 확인되었다. 손상에 따라 탄성정수가 변한다는 개념은 식 (1)과 같은 손상역학의 기본개념과 일치하는 이론적인 근거를 가지고 있다. 또한 탄성정수는 구속압, 즉 최소주응력에 따라 달라진다고 하였기 때문에 탄성정수의 변화를 구속압에 의한 함수로 나타내야 할 것으로 판단되었다.

그러나 탄성정수의 변화를 정량화하기 위해서는 암석의 특징적인 손상단계들을 나타내는 적절한 손상기준이 있어야 할 것으로 판단된다. 따라서 본 연구에서는 이러한 손상기준들을 결정하기 위하여 위에서 설명한 점이동 회귀분석 결과와 미소파괴음 측정자료에 근거하여 최대강도 이전의 손상단계들을 Eberhardt 등(1999)이 제시한 5가지 손상기준으로 나타내었다.

실험실시험 결과, 탄성정수 뿐만 아니라 손상기준들도 구속압에 따라 증가하는 것으로 나타났다. 따라서 손상기준 역시 구속압에 대한 함수로 표현해야 하기 때문에 5가지 손상기준들을 Hoek-Brown 기준식을 사용하여 구속압에 대한 함수로 표현하였다. 손상기준을 Hoek-Brown 기준식으로 표현한 이유는 Hoek-Brown 기준식은 최소주응력, 즉 구속압과 최대주응력의 관계로 표현되며 Hoek-Brown 상수 m , s 은 재료의 강도 특성을 반영하기 때문이다. 또한 Hoek-Brown 상수가 실

협실에서 결정되면 암반분류값에 근거한 Hoek-Brown 상수들의 변환식을 사용하여 암반에 쉽게 적용할 수 있다는 장점을 가지고 있다. 여기서 각 손상기준을 나타내는 Hoek-Brown 기준식은 재료의 항복에 대한 기준이 아니라 단지 손상단계를 구분하기 위한 기준으로 사용된다.

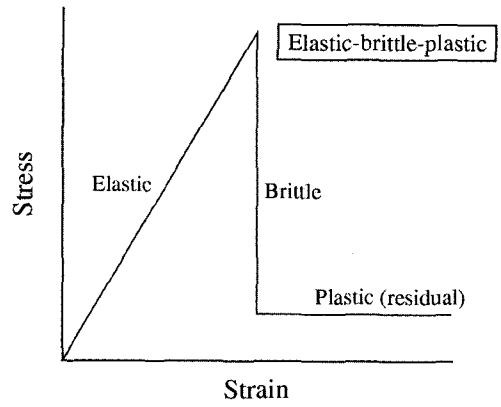
본 연구에서는 이와 같이 결정된 손상기준들 사이의 각 손상단계에서 나타나는 탄성정수의 변화를 일축 및 삼축압축시험으로부터 구하고 이를 구속압에 대한 함수로 회귀분석하여 결정하였다.

Aglawe(1999)는 터널 주변 암반의 불안정한 파괴는 최대강도 후 거동의 결과로서, 암석의 최대강도 후 거동을 설계에 중요한 요인으로 고려해야 한다고 제안하였다. 또한 파괴 기준은 실험실에서 측정하기 쉬운 변수들을 사용해야 하며 재료의 저항을 나타내는 변수들과 함께 최대주응력 σ_1 과 최소주응력 σ_3 를 일반적인 기준에 포함해야 한다고 Lajtai 등(1990)이 제안하였다.

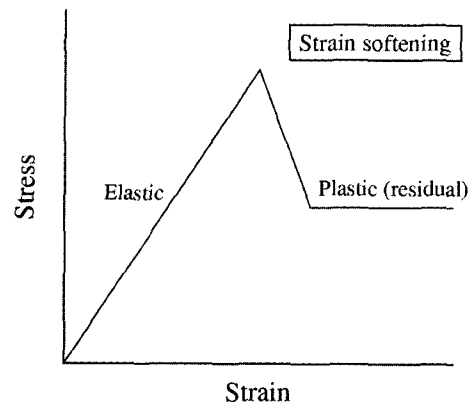
앞에서 언급한 바와 같이, Hoek & Brown(1997)은 파괴 후의 Hoek-Brown 상수 m, s 를 파괴 이전보다 감소시켜 탄성-취성 또는 탄성-취성-소성 거동을 모사할 수 있다고 제안하였다(그림 1). 또한 Hoek-Brown 상수 m, s 및 σ_c 는 일축압축 및 삼축압축 시험을 통해 쉽게 구할 수 있으며 상수 m 은 암석의 마찰 성분(frictional component), s 는 점착력 성분(cohesion component)으로 고려할 수 있다고 하였다(Hoek & Brown, 1980). 그리고 Hoek-Brown 파괴기준은 최대주응력과 최소주응력의 관계로 표현되며, 암반분류값인 RMR이나 GSI가 주어진 경우 암반에 대한 Hoek-Brown 상수들을 추정할 수 있다는 장점을 가지고 있다.

따라서 본 연구에서는 최대강도 이후의 거동을 모사하기 위하여, 실험실 시험에 의해 변수들을 쉽게 결정할 수 있고 실험실 시험에서 얻어진 모델을 암반에 적용할 수 있는 Hoek-Brown 파괴기준을 이용하였다. 이때 사용되는 Hoek-Brown 파괴 후 상수에 대해 변수해석을 실시하고 그 결과를 실험실 시험결과와 비교하여 최적 모델변수를 결정하고자 하였다.

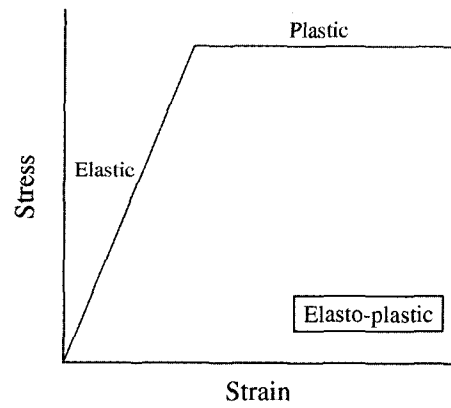
본 연구에서는 이러한 개념들에 근거하여, 실험실 시험을 통해 암석의 손상기준들을 구하고 각 손상기준에 적용할 서로 다른 Hoek-Brown 기준식들을 결정하였다. 그 다음 각 손상단계에서 탄성정수의 변화를 구속압의 함수로 표현하였다. 또한 암석의 최대강도 후 거동은 Hoek-Brown의 최대강도 후 기준을 이용하여 모사하였



(a) 탄성-취성-소성



(b) 변형률 연화현상



(c) 탄성-소성

그림 1. 암석의 최대강도 후 특성

다. 개발될 손상모델에서는 중간주응력의 영향은 없는 것으로 가정하며 시간 의존적인 거동을 고려하지 않는다.

2.3 손상단계별 Hoek-Brown 상수 및 탄성정수 결정

실험실 시험을 통해 암석의 각 손상기준들을 구하기 위하여, Eberhardt 등(1999)와 Chang 등(2001)의 연구

에서 사용된 점이동 회귀분석 (moving point regression analysis)을 통해 축방향 및 횡방향 변형률 자료를 해석하였다. 점이동 회귀분석에서는 사용자가 정의한 회귀분석 간격에 대해 “sliding window” 기법을 사용하며 각 지점의 기울기를 설정한 간격에 대해 계산하고 연속된 지점들에서 동일한 방식으로 기울기를 계산한다. 회귀분석 간격에 대해 민감도 분석(sensitivity analysis)을 실시하였으며 그 결과 전체 자료수의 5% 정도로 회귀분석 간격을 설정하는 것이 적절한 것으로 나타났다. 최소자승법이 적용되며 계산에 사용되는 변형률에 따라 응력에 따른 평균 축방향 강성(average axial stiffness), 평균 횡방향 강성(average lateral stiffness) 및 평균 체적 강성(average volumetric stiffness) 곡선들이 얻어지게 된다. 이러한 곡선들의 변곡점들을 조사하여 암석의 손상 단계에 대한 응력수준들을 추정하게 된다(Eberhardt *et al.*, 1999). 추정된 응력수준 들에서 미소파괴음 측정으로 얻어진 AE 발생횟수(AE event count)나 누적 AE 발생횟수 곡선의 경향을 조사하여 보다 객관적으로 손상 단계들을 결정한다. 손상단계 결정에 대한 자세한 내용은 이전의 연구결과들(Eberhardt *et al.*, 1999; Chang *et al.*, 2001; 윤경진, 2002)을 참조하기 바란다.

그러나 앞선 연구들에서는 삼축압축시험 동안 변형

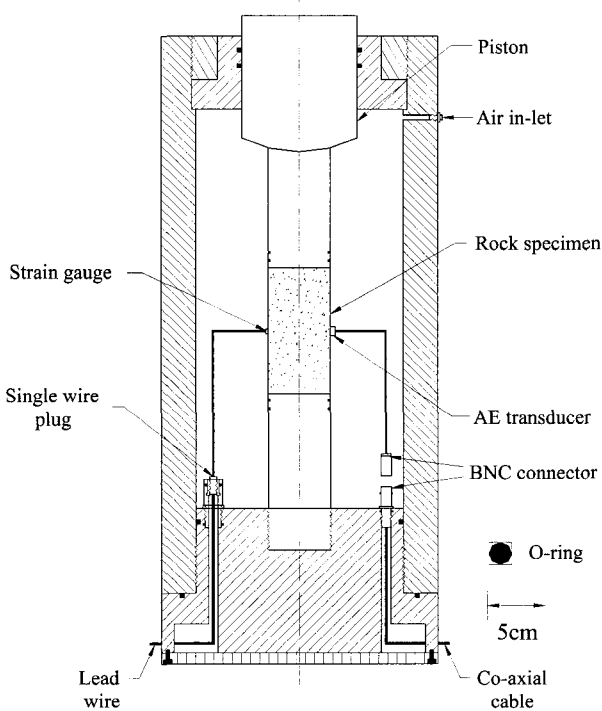


그림 2. 미소파괴음과 변형률 측정을 위한 삼축압축 챔버

률 및 미소파괴음 측정의 어려움 등으로 인하여 일축압축시험만을 수행하였다. 본 연구에서는 구속압의 변화에 따른 손상기준들의 변화와 각 손상단계에서 구속압에 의존적인 탄성정수의 관계식을 유도해야 하기 때문에, 7개의 변형률 게이지(strain gauge)와 8개의 미소파괴음 센서를 장착할 수 있는 삼축압축 챔버를 개발하였다(그림 2~4).

Butt & Calder(1998)는 삼축압축 하에서 미소파괴음을 측정하기 위하여 챔버의 외부에 미소파괴음 센서를 설치하였다. 그러나 암석 내부에서 발생한 미소파괴음이 외부로 전달되는 경로는 잡음(noise)이 간섭하기 쉬우며 음원추적과 같은 정확한 측정이 불가능한 단점이

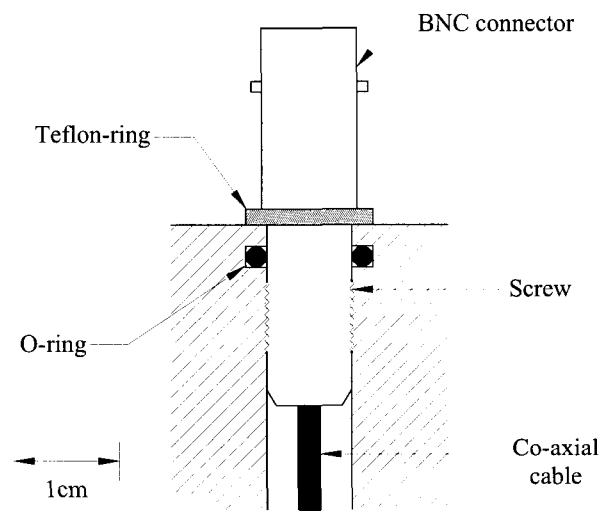


그림 3. 미소파괴음 측정을 위한 동축케이블과 BNC 단자의 구성

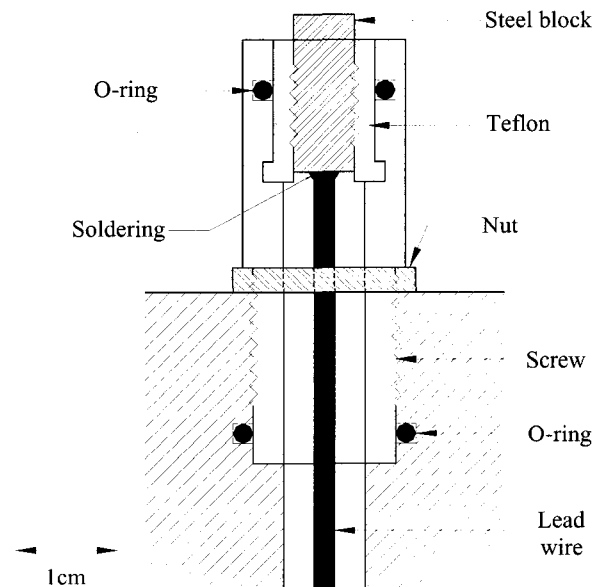


그림 4. 변형률 측정을 위한 단선형 플러그

있다. 이러한 단점을 극복하기 위하여 허종석(2001)은 삼축압축 하에서 미소파괴음과 변형률을 측정하기 위해 변형률 게이지용 플러그(plug)와 미소파괴음 신호용 동축식 플러그를 개발하여 삼축챔버를 제작하였다. 이 연구에서는 동축식 플러그 내부에서 미소파괴음 신호용 동축케이블의 심선과 실드선(shield cables)을 분리하고 플러그 외부의 두 단자들에 연결하였다. 그러나 동축케이블의 심선과 실드선을 분리하게 되면 동축케이블이 가지고 있는 잡음 차폐 능력을 상실하게 되어 잡음을 최소화해야 하는 P파 도달시간에 의한 음원추적 등에는 적용하기 어렵다는 단점을 가지고 있다.

따라서 본 연구에서는 삼축압축 하에서 미소파괴음 측정 시에 잡음을 최소화하기 위하여 동축케이블과 BNC 단자가 일체형으로 구성되도록 하였으며(그림 3), 변형률 측정을 위한 단선 플러그(single-wire type plug)는 허종석(2001)의 연구와 동일하게 제작하였다(그림 4).

변형거동이 다른 암석의 특성을 조사하기 위하여 취성적인 변형거동을 보이는 황동화강암과 연성거동을 나타내는 여산대리석을 시험대상으로 선정하였다. 일축압축 및 삼축압축 시험은 미국 Interlaken사에서 제작된 최대 200톤 하중용량의 Interlaken 2000 시스템에서 수행되었다. 모든 시험은 변위제어로 수행되었으며 변위

속도는 1 mm/min로 설정하였다. 6개의 AE 센서를 사용하였으며, 미국 Physical Acoustic Corporation(PAC)사의 MISTRAS 2001 시스템을 사용하여 미소파괴음을 측정하였다. 또한 2개의 변형률 게이지로부터 측정된 변형률 자료는 일본 Yokogawa 사의 DA100 시스템을 사용하여 0.5초마다 자료획득이 이루어지도록 설정하였다. AE 검출한계는 잡음수준을 고려하여 45dB로 설정하였으며 AE 측정과정에서 사용되는 시간 변수인 PDT(Peak Definition Time), HDT(Hit Definition Time) 및 HLT(Hit Locking Time)는 충분히 긴 파형을 포함할 수 있도록 각각 50, 100, 100 μ sec로 설정하였다.

일축압축시험 시의 시험장치 및 계측장비의 개요도는 그림 5와 같으며, 삼축압축시험 시에는 Interlaken에 삼축챔버가 설치되며 나머지 계측 장치는 동일하게 사용된다.

구속압조건은 4.9 MPa, 9.8 MPa, 14.7 MPa 및 19.6 MPa 이었으며, 최대 30 MPa 용량의 유압식 자동 펌프를 사용하여 구속압을 가하였다. 그리고 각 구속압조건에 대해 4회 실험을 실시하였다.

이상의 일축 및 삼축압축시험으로부터 얻어진 구속압에 따른 손상기준들의 변화는 그림 6과 같다. 균열당 힘용력(σ_{cc})를 제외한 나머지 손상단계를 나타내는 응

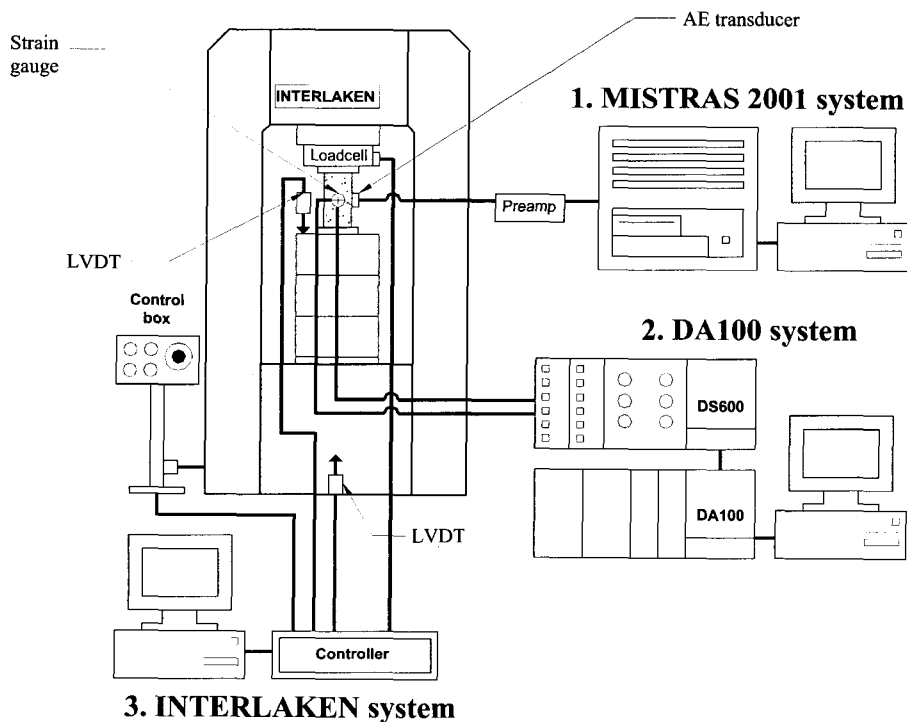


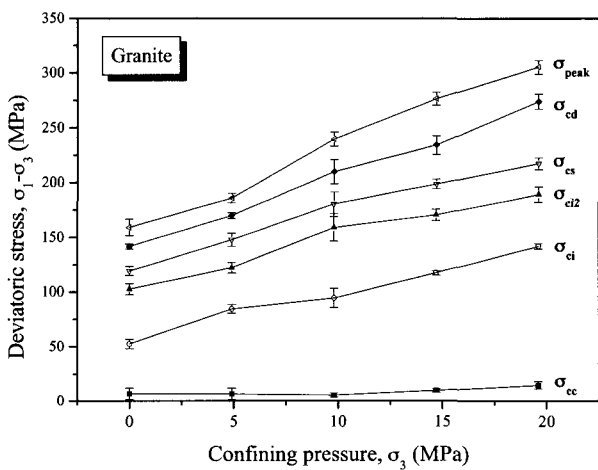
그림 5. 시험장비 및 계측장비

력수준들은 구속압의 증가에 따라 거의 선형적으로 증가하는 경향을 보인다. 구속압의 증가에 따라 균열단형 응력은 여산대리석의 경우 약간 감소하거나 황등화강암의 경우에는 대체로 일정한 경향을 보이는데, 이는 삼축압축시험 이전에 구속압을 가하는 동안 암석 내 기존 균열들이나 공극이 닫혀서 발생한 결과로 판단된다.

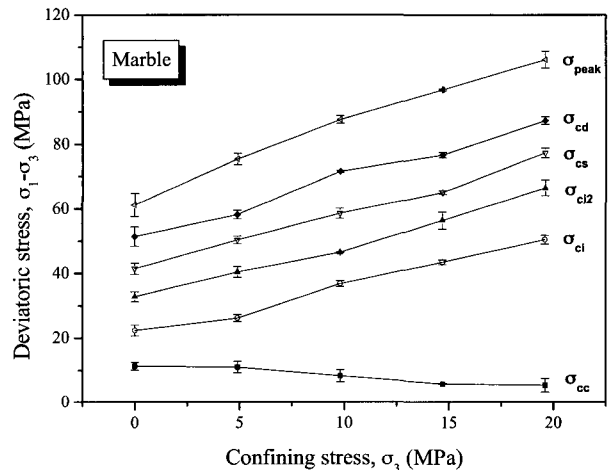
황등화강암과 여산대리석에 대해 얻어진 이상의 손상단계들을 Hoek-Brown 기준식으로 표현하면 그림 7 과 같다. 앞에서 언급한바와 같이 균열단형응력은 구속 압의 증가에 따라 약간 감소하거나 일정한 경향을 보여서 Hoek-Brown 기준으로 나타내기 어려우므로 해석에서 제외하였다. Hoek-Brown 기준식은 식 (2)와 같이 표현되며 원래는 최대강도에 대한 식으로 적용되나, 각 손

상기준에 대해서도 식 (2)와 같이 일축 및 삼축압축시험 결과의 회귀분석을 통해 얻어진 Hoek-Brown 상수 값들로 기준식 들을 구하였다. 원래 Hoek-Brown 상수 σ_c 는 무결암의 일축압축강도를 나타내나, 각 손상단계에 대한 Hoek-Brown 기준식을 구할 경우에는 일축압축강도의 의미를 가지기보다는 단지 회귀분석에서 얻어진 상수로 고려하였다. 즉, 각 손상기준에 대한 Hoek-Brown 식들은 파괴기준으로 사용되는 것이 아니라 단지 손상 기준들을 Hoek-Brown 식들로 표현한 것이다. 회귀분석 결과 모든 경우에서 상관계수는 0.96이상으로 좋은 상관관계를 보였다.

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

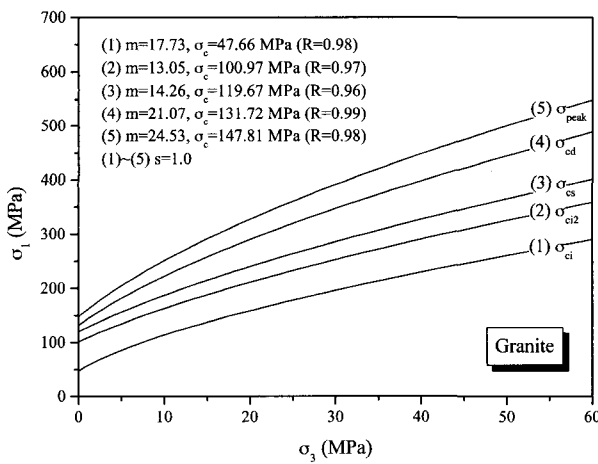


(a) 황등화강암

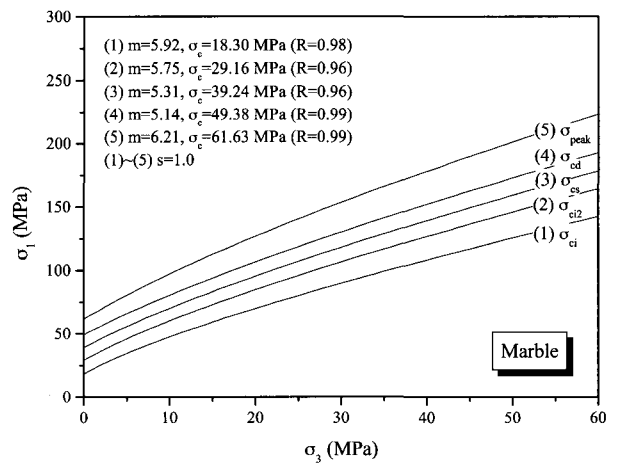


(b) 여산대리석

그림 6. 구속압 수준에 따른 손상기준들의 변화



(a) 황등화강암



(b) 여산대리석

그림 7. 손상기준들에 대한 Hoek-Brown 포락선

여기서 σ_1 과 σ_3 은 최대 및 최소 유효응력(effective stress)이고 m , s 및 σ_c 는 Hoek-Brown 상수이다.

황등화강암의 경우에 손상단계가 증가할수록 Hoek-Brown 상수 m 과 σ_c 는 증가하는 경향을 보인다(그림 7). 특히 강도의 마찰성분을 의미하는 m 의 증가는 Martin & Chandler(1994)의 연구에서 응력수준이 증가할수록 마찰 강도가 증가한다는 결과와 일치한다. 그러나 여산 대리석의 경우에는, 최대강도에 대한 m 값은 파괴 이전의 손상단계들에 대한 m 값보다 크긴 하지만 일정하게 증가하는 경향은 나타나지 않았다.

이상과 같이 결정된 손상기준들 사이의 각 손상단계에서 구속압에 따른 탄성계수와 포아송비의 변화를 조사하였다. 어떠한 구속압수준의 각 손상단계에서, 탄성계수와 포아송비는 응력-변형을 곡선의 평균기울기들로부터 계산하였다. 또한 구속압에 따른 탄성계수와 포아송비의 변화를 직선, 로그 또는 음지수 함수로 회귀할 수 있었으며 상관계수는 모두 0.86이상의 상관관계를 나타내었다(표 1~2).

황등화강암의 경우, 탄성계수는 모든 손상단계에서 구속압에 따른 탄성계수 변화를 직선 또는 로그함수로 회귀할 수 있었다. $\sigma_{ci} \sim \sigma_{cd}$ 의 구간에서 얻어진 탄성정수의 직선 회귀식을 살펴보면 큰 차이를 보이지 않음을

알 수 있다(표 1). 따라서 황등화강암의 $\sigma_{ci} \sim \sigma_{cd}$ 손상 단계에서 손상에 의한 탄성정수의 큰 변화가 나타나지 않았으며, 선형에 가까운 탄성거동을 보인다는 것을 알 수 있다. 그러나 불안정한 균열이 전파하기 시작하는 σ_{cd} 이상이 되면 탄성계수가 감소함을 알 수 있다(표 1). 포아송비는 각 손상단계에서 구속압에 따라 크게 증가하지 않고 일정한 경향을 보였다. 또한 $\sigma_{cd} \sim \sigma_{peak}$ 사이의 손상단계에서 계산된 포아송비는 0.5보다 큰 값을 가진다. Martin & Chandler(1994)의 연구에서도 σ_{cd} 이상인 경우 포아송비가 0.5 이상이 되었다. 그러나 0.5 이상이 되면 포아송비는 더 이상 탄성정수가 아니라 단지형변형률과 축변형률을 연관시키는 관계로만 고려해야 한다고 지적하였다. 이 연구에서도 수치해석에 0.5 이상의 포아송비를 적용할 수 없으므로 $\sigma_{cd} \sim \sigma_{peak}$ 의 손상 단계에 대한 포아송비는 $\sigma_{cs} \sim \sigma_{cd}$ 의 손상단계에서 얻어진 포아송비와 동일하게 고려하였다(표 1).

예비해석 결과 여산대리석의 경우에는, $\sigma_{ci} \sim \sigma_{c2}$ 및 $\sigma_{c2} \sim \sigma_{cs}$ 구간에 따른 차이는 없는 것으로 판단되어 $\sigma_{ci} \sim \sigma_{cs}$ 의 손상단계에 대해 해석을 수행하였다. 황등화강암과는 달리, σ_{ci} 이상의 손상단계에서 구속압에 따라 탄성계수는 감소하는 경향을 보인다. 이러한 결과는 구속압이 증가할수록 나타나는 여산대리석의 연성(ductile) 특

표 1. 각 손상단계에서 얻어진 탄성정수와 구속압의 관계식 (황등화강암)

손상단계	탄성계수, E (GPa)	포아송비, ν
$0 \sim \sigma_{ci}$	$\frac{E}{E_o} = 0.69 + 4.03 \left(\frac{\sigma_3}{\sigma_{UCS}} \right)$ (R=0.94) $\frac{E}{E_o} = 0.58 \log \left(\frac{\sigma_3}{\sigma_{UCS}} + 0.02 \right) + 1.62$ (R=0.98)	0.18
$\sigma_{ci} \sim \sigma_{c2}$	$\frac{E}{E_o} = 1.00 + 2.81 \left(\frac{\sigma_3}{\sigma_{UCS}} \right)$ (R=0.97) $\frac{E}{E_o} = 0.47 \log \left(\frac{\sigma_3}{\sigma_{UCS}} + 0.03 \right) + 1.69$ (R=0.98)	0.33
$\sigma_{c2} \sim \sigma_{cs}$	$\frac{E}{E_o} = 1.00 + 2.78 \left(\frac{\sigma_3}{\sigma_{UCS}} \right)$ (R=0.98) $\frac{E}{E_o} = 2.65 \log \left(\frac{\sigma_3}{\sigma_{UCS}} + 0.36 \right) + 2.18$ (R=0.98)	0.40
$\sigma_{cs} \sim \sigma_{cd}$	$\frac{E}{E_o} = 1.00 + 1.98 \left(\frac{\sigma_3}{\sigma_{UCS}} \right)$ (R=0.98) $\frac{E}{E_o} = 0.68 \log \left(\frac{\sigma_3}{\sigma_{UCS}} + 0.09 \right) + 1.67$ (R=0.98)	0.46
$\sigma_{cd} \sim \sigma_{peak}$	$\frac{E}{E_o} = 0.81 + 1.66 \left(\frac{\sigma_3}{\sigma_{UCS}} \right)$ (R=0.96) $\frac{E}{E_o} = 0.63 \log \left(\frac{\sigma_3}{\sigma_{UCS}} + 0.11 \right) + 1.40$ (R=0.97)	0.46

* σ_{UCS} : 일축압축강도
 E_o : 일축압축강도의 40~60% 사이에서 결정된 탄성계수
 σ_3 : 구속압

표 2. 각 손상단계에서 얻어진 탄성정수와 구속압의 관계식 (여산대리석)

손상단계	탄성계수, E (GPa)	포아송비, ν
$0 \sim \sigma_{ci}$	$\frac{E}{E_o} = 0.95 + 1.70 \left(\frac{\sigma_3}{\sigma_{UCS}} \right) \quad (R=0.96)$ $\frac{E}{E_o} = 1.61 \log \left(\frac{\sigma_3}{\sigma_{UCS}} + 0.27 \right) - 1.83 \quad (R=0.97)$	$\nu = 0.13 + 0.61 \left(\frac{\sigma_3}{\sigma_{UCS}} \right) \quad (R=0.99)$ $\nu = 0.28 \log \left(\frac{\sigma_3}{\sigma_{UCS}} + 0.07 \right) + 0.42 \quad (R=0.99)$
$\sigma_{ci} \sim \sigma_{cs}$	$\frac{E}{E_o} = 1.10 - 0.45 \left(\frac{\sigma_3}{\sigma_{UCS}} \right) \quad (R= -0.89)$ $\frac{E}{E_o} = 1.09 - 0.01 \exp \left(9.76 \frac{\sigma_3}{\sigma_{UCS}} \right) \quad (R= -0.96)$	$\nu = 0.28 + 0.33 \left(\frac{\sigma_3}{\sigma_{UCS}} \right) \quad (R=0.88)$ $\nu = 0.17 \log \left(\frac{\sigma_3}{\sigma_{UCS}} + 0.08 \right) + 0.45 \quad (R=0.92)$
$\sigma_{cs} \sim \sigma_{cd}$	$\frac{E}{E_o} = 0.79 - 0.86 \left(\frac{\sigma_3}{\sigma_{UCS}} \right) \quad (R= -0.86)$ $\frac{E}{E_o} = 1.12 - 0.34 \exp \left(1.83 \frac{\sigma_3}{\sigma_{UCS}} \right) \quad (R= -0.86)$	0.44
$\sigma_{cd} \sim \sigma_{peak}$	$\frac{E}{E_o} = 0.30 - 0.60 \left(\frac{\sigma_3}{\sigma_{UCS}} \right) \quad (R= -0.87)$ $\frac{E}{E_o} = 160.63 - 160.33 \exp \left(0.04 \frac{\sigma_3}{\sigma_{UCS}} \right) \quad (R= -0.86)$	0.44

* σ_{UCS} : 일축압축강도
 E_o : 일축압축강도의 40~60% 사이에서 결정된 탄성계수
 σ_3 : 구속압

성 때문인 것으로 판단된다. σ_{cs} 의 손상단계까지 여산대리석의 포아송비는 구속압에 따라 증가하는 경향을 보이며, σ_{cs} 의 손상단계 이후로는 황등화강암의 경우처럼 구속압에 따라 대체로 일정한 경향을 보인다. 또한 σ_{cd} 이후로 0.5이상의 포아송비가 얻어지므로 황등화강암의 경우에서처럼 $\sigma_{cd} \sim \sigma_{peak}$ 의 손상단계에 대한 포아송비는 $\sigma_{cs} \sim \sigma_{cd}$ 의 손상단계에서 얻어진 포아송비와 동일하게 고려하였다(표 2).

3. 손상모델의 수행을 위한 프로그램 작성

손상단계에 따른 탄성정수의 변화와 최대강도 후 거동을 고려하기 위한 Hoek-Brown 파괴기준을 $FLAC^{2D}$ 의 FISH 함수로 작성함으로써 개발된 암석 손상모델을 수치해석에서 수행시킬 수 있도록 하였다. 표 1과 2에 제시된 각 손상단계에서 탄성정수에 대한 회귀식들과 손상기준들을 나타내는 Hoek-Brown 기준식들(그림 7)이 FISH 함수에 포함된다. 또한 $FLAC$ 에서 Hoek-Brown 모델을 사용하기 위해서는 비선형적인 Hoek-Brown 파괴기준을 Mohr-Coulomb 파괴기준으로 근사시켜야 한다. 이를 위해 Hoek & Brown(1980)과 Hoek(1990)이 제시한 과정을 적용하여 FISH 함수를 작성하였다.

또한 황등화강암의 경우, 직선 회귀식들을 높은 구속압조건에 적용할 경우 로그 함수를 적용한 경우보다 탄성정수를 훨씬 크게 예측할 수 있는 것으로 나타나 로그

함수로 회귀한 식들을 적용하였다. 여산대리석의 경우에는 이와 반대로 음지수 함수를 높은 구속압조건에 적용할 경우 직선 회귀식을 적용한 경우보다 탄성계수를 매우 작게 예측할 수 있는 것으로 판단되어 직선 회귀식들을 적용하였다. 여산대리석에 대한 포아송비 식은 로그 회귀식을 사용하였다.

본 연구에서 작성된 FISH 함수의 흐름도는 그림 8과 같다.

첫 번째로 매 계산 step에서 어느 한 요소(zone)의 파괴가 발생했는지 조사한다. 파괴가 발생한 경우에는 Hoek-Brown 상수 m 과 s 를 파괴 후의 상수인 m_r 과 s_r 로 변경한다. 그 다음 역학적 계산과정을 통해 얻어진 응력성분들로부터 주응력을 계산하고, Hoek & Brown(1980)과 Hoek(1990)가 제시한 과정에 근거하여 Hoek-Brown 상수들과 주응력 자료로부터 Mohr-Coulomb 상수들을 계산하게 된다.

파괴기준을 넘지 않은 경우에는 Hoek-Brown 상수 m 과 s 를 최대강도에 대한 상수인 m_i 과 s_i 로 설정한다. 그 다음 주응력을 계산하고 주응력 수준이 본 연구에서 Hoek-Brown 식들로 표현한 손상기준(그림 7)을 넘는지 조사한다. 어느 한 손상기준을 넘게 되면, 실험으로부터 얻어진 손상단계에 대한 회귀식들(표 1~2)로부터 해당 요소의 탄성계수와 포아송비를 계산한다. 탄성계수와 포아송비로부터 체적 강성(bulk modulus, K)과 전단 강성(shear modulus, G)이 계산된다. 그런 다음 Hoek &

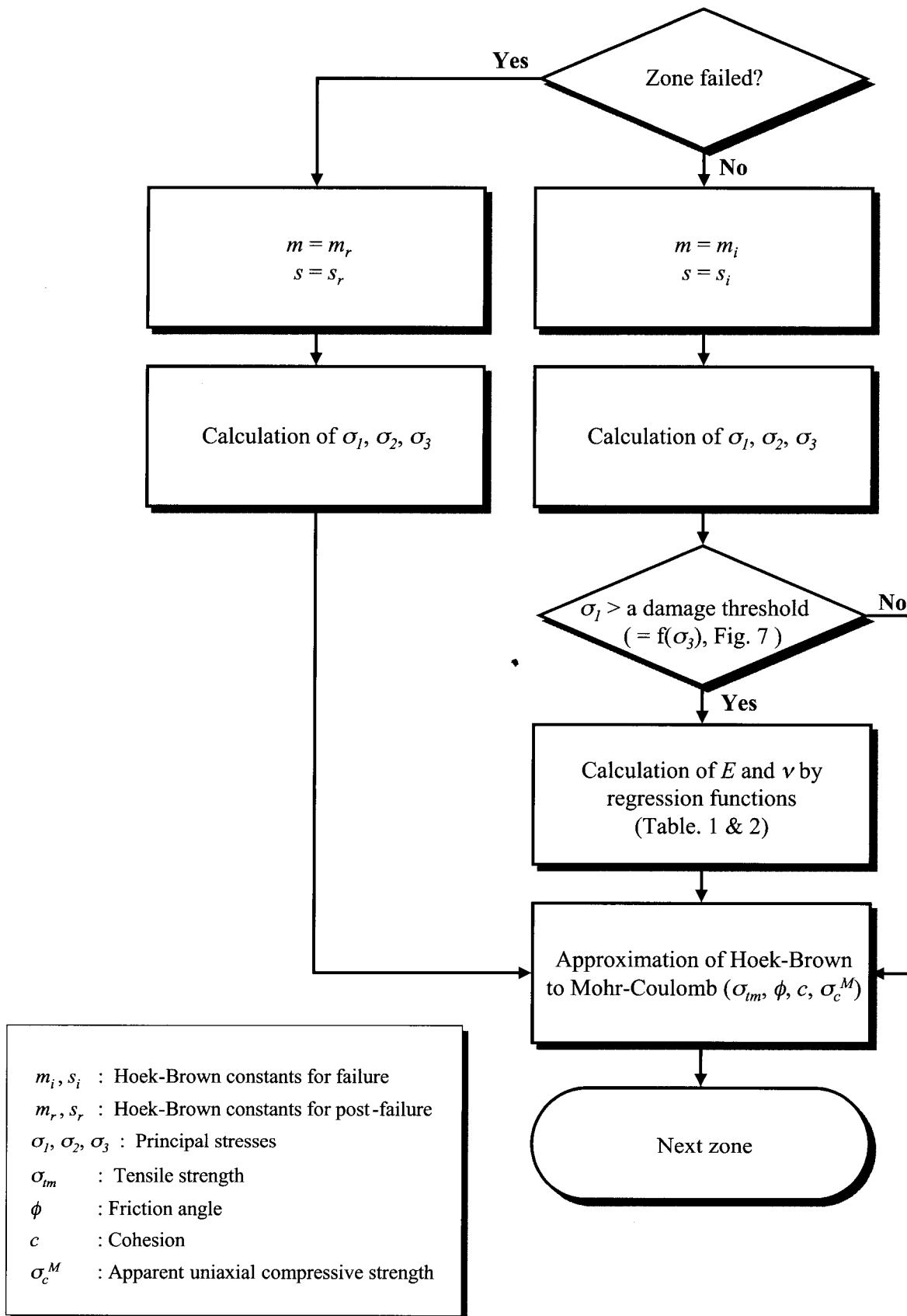


그림 8. 개발된 손상모델에 대한 FISH 함수의 흐름도

Brown(1980)과 Hoek(1990)가 제시한 과정에 근거하여, Hoek-Brown 상수들과 주응력 자료로부터 Mohr-Coulomb 상수들을 계산하게 된다. 손상이 발생하지 않은 경우에는 Mohr-Coulomb 상수들을 계산하는 단계로 이동한다.

이러한 과정은 모든 요소(zone)에 대해 반복되며, 과정이 종료되면 다음 계산 step이 수행된다.

또한 2.3절에서 언급한 바와 같이 각 손상기준에 대한 Hoek-Brown 식들은 파괴기준으로 사용되는 것이 아니라 어느 손상단계를 나타내기 위한 기준으로만 사용된다. Hoek-Brown 파괴기준은 일축 및 삼축압축시험으로부터 얻어진 최대강도 자료들의 회귀분석으로부터 결정된다(Hoek & Brown, 1980).

4. 최대강도 이후의 변형거동 모사

3장에서 작성된 FISH 함수를 $FLAC^{2D}$ (ver 3.3)에 적용하여 일축 및 삼축압축시험을 모델링하고자 하였다. 본 연구에서는 최대강도 이전까지 손상단계에 따라 탄성정수를 변화시키기 때문에, 각 요소들 사이에서 발생할 수 있는 탄성정수의 큰 차이(elastic mismatch)를 방지하기 위하여 암석 시험편을 50(가로)×100(세로)의 요소망(grid)으로 작성하였다. 즉, 총 5000개의 요소로 구성되며 암석 시험편의 가로길이를 50mm 그리고 세로길이를 100mm로 설정하여 가로, 세로길이의 비가 1:2가 되도록 하였다.

시험기의 강성이 시험편의 강성보다 큰 경우에는 시험편 상, 하부의 경계에서 변위를 구속하며(rigid boundary condition), 시험기의 강성이 시험편의 강성보다 작은 경우에는 응력 경계조건(stress-controlled boundary condition)을 적용해야 한다(Itasca consulting group, 1995). 따라서 본 연구에서는 강성압축시험을 가정하여 시험편 상, 하부의 변위를 구속하였으며, 매 time step마다 상, 하부에서 $2 \times 10^{-8}m$ 의 변위가 발생되도록 변위속도를 조절하였다.

2장에서 논의된 바와 같이 Hoek-Brown 최대강도 후 상수들의 결정을 위한 정량적인 기준이 제시되어 있지 않기 때문에, 본 연구에서는 Hoek-Brown 최대강도 후 강도 상수들의 영향을 수치해석적으로 분석하였다. 여산대리석의 경우에는 삼축압축시험에서 급격한 파괴가 발생하지 않고 변형률 경화현상(strain hardening)에 가까운 거동을 보였기 때문에, 황등화강암에 대해서만 해석을 실시하였다.

파괴기준에 사용되는 황등화강암의 Hoek-Brown 상수 m 과 s 는 각각 24.5과 1.0이다(그림 7). 상수 m 과 s 의 영향분석을 위해 최대강도 후의 Hoek-Brown 상수 m_r 을 m 의 70, 50, 40, 30 및 20% 값으로 가정하였고, 가정된 m_r 에 대해서 s_r 이 0.9, 0.7, 0.5, 0.3, 0.1, 0.01 및 0.001인 경우에 대해 일축압축시험을 모델링하였다.

해석 결과 일축압축강도는 m_r 과 s_r 모두에 의해 영향을 받는 것으로 나타났다(그림 9). Martin & Chandler (1994)의 연구결과, 무결암의 강도는 암석의 고유강도인 점착력(cohesion)성분과 마찰강도(frictional strength)성분으로 구성된다고 하였다. 따라서 Hoek-Brown 상수 m 은 암석의 마찰 성분(frictional component), s 는 점착력 성분(cohesion component)으로 고려할 수 있으므로(Hoek & Brown, 1980) 두 상수 모두 최대강도의 크기에 영향을 끼친 것으로 보인다. 그러나 m_r 보다 s_r 이 일축압축강도의 크기에 큰 영향을 끼치는 것으로 나타났다. 그림 9(d)에서 $s_r=0.9$ 일 때 최대강도는 약 200 MPa로 나타났으나 $s_r=0.001$ 일 경우에는 약 150 MPa로 대략 50 MPa의 차이가 발생하였다. 그러나 s_r 이 일정할 때, m_r 이 감소함에 따라 최대강도 역시 약간 감소하긴 하지만 s_r 의 경우보다는 일축압축강도에 미치는 영향이 작은 것으로 나타났다(그림 9). 또한 s_r 을 고정시킨 경우 m_r 이 작아질수록 파괴 후의 축방향 응력-변형률 곡선의 기울기가 크게 나타나는 것으로 볼 때 m_r 은 파괴 후의 기울기에 영향을 미치는 것으로 판단되었다. 즉, 최대강도는 s_r 에 의해 크게 좌우되며 파괴 후 특성은 m_r 에 의해 큰 영향을 받는 것으로 보인다.

그러나 암석의 파괴 후 거동의 관찰은 시험기와 암석의 강성에 의해 좌우된다(Farmer, 1983). 본 연구에서 변위제어에 의해 실험실 시험을 수행하였지만 삼축압축 시험에서도 화강암은 최대강도 이후에 급격히 파괴되어 파괴 후 특성을 파악할 수 없었다.

따라서 본 연구에서는 실험실 시험에서 얻어진 일축압축강도의 평균값(162 MPa)과 가장 가까운 최대강도를 산출하며 취성파괴 특성을 고려할 수 있는 경우를 황등화강암의 최적 모델로 사용하고자 하였다. 그 결과 s_r 이 0.3일 때 실험실 시험에서 얻어진 일축압축강도와 가장 유사하였다. s_r 이 0.3이고 m_r 이 m 의 70%일 때 최대강도는 172.8 MPa로 시험결과보다 10 MPa 정도 크게 나타났으나, s_r 이 0.3이고 m_r 이 m 의 50% 이하일 때는 실험실에서 얻어진 일축압축강도의 평균값과 최대 5 MPa의 차이를 보였다. 또한 s_r 이 0.3일 때, m_r 이 m 의 50~

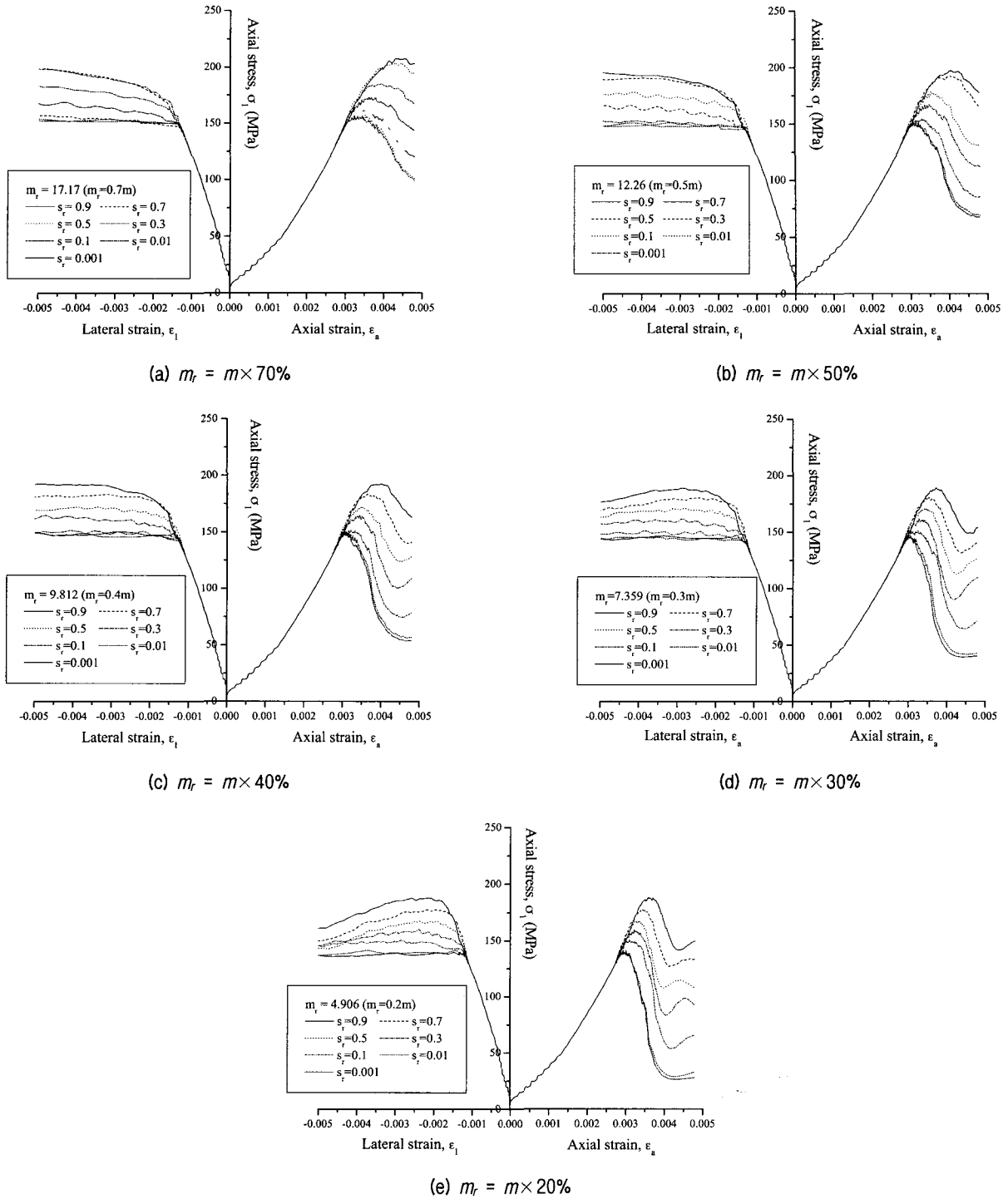
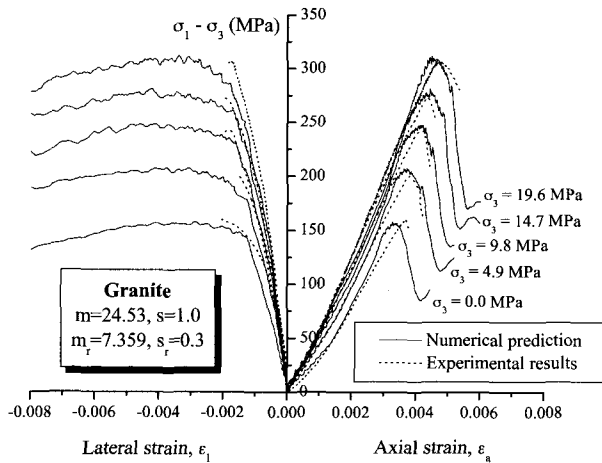


그림 9. 황등화강암의 Hoek-Brown 최대강도 후 상수에 대한 변수해석

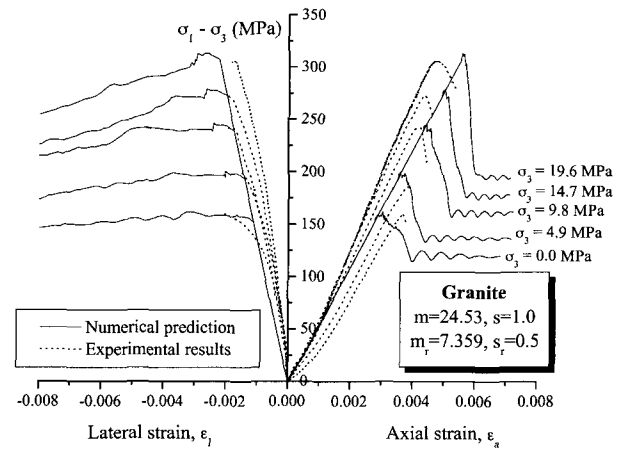
70%인 경우보다 20~40%인 경우에 최대강도 이후에 급격한 파괴가 발생하는 취성파괴 특성이 잘 나타났다. m_r 이 m 의 20~40%인 경우에 m_r 의 감소는 파괴 후의 잔류강도에 영향을 미치긴 하지만 그 영향이 크지 않은 것으로 판단되어 m_r 이 0.3m(≈ 7.359)인 경우를 선택하였다. 따라서 황등화강암에 대해 Hoek-Brown 파괴 후

상수 m_r 과 s_r 이 각각 7.359와 0.3인 경우를 최적모델로 결정하였다.

이상과 같이 결정된 최적모델로 얻어진 일축 및 삼축 압축시험에 대한 수치결과들과 실제 실험실 시험에서 얻어진 결과들을 비교하였다(그림 10(a)). 수치해석 결과 최대강도 이후에 취성적인 파괴가 발생한 뒤 잔류강



(a) 비선형-취성-소성 모델



(b) 탄성-취성-소성 모델

그림 10. 황등화강암에 대한 수치해석 결과와 실험 결과의 비교

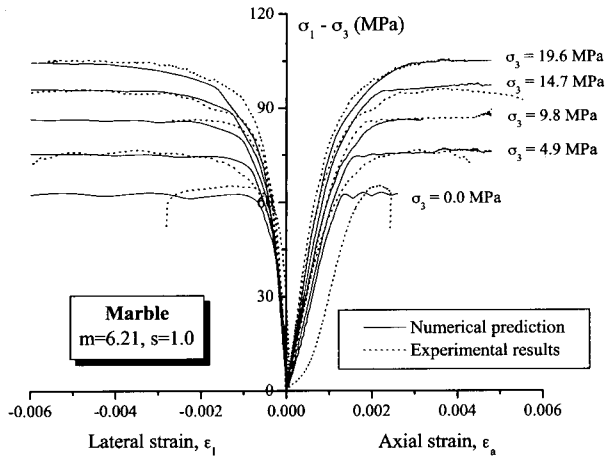
도가 나타나기 시작하는 비선형-취성-소성 거동을 보인다. 본 연구에서는 초기 재하 단계에서 암석 내 기존 균열들의 닫힘($0 \sim \sigma_{cc}$)으로 인한 암석의 비선형성을 고려하지 않았다. 이로 인해 동일한 응력수준에서 실제 시험결과와 비교할 때 변형률이 작게 나타났다. 그러나 구속압이 증가함에 따라 기존 균열들의 닫힘으로 인한 비선형성의 영향이 감소하기 때문에 구속압이 증가할수록 시험결과와의 변형률 차이가 줄어드는 것으로 보인다. 또한 실제 삼축압축시험에서 얻어진 파괴강도들과 강성의 변화를 잘 예측하는 것으로 나타나 본 연구에서 개발된 모델의 적용성이 확인된 것으로 판단된다.

그림 10(b)는 황등화강암에 대한 Hoek-Brown 탄성-취성-소성 모델에 의한 결과로, 입력자료로 사용된 탄성계수와 포아송비는 각각 일축압축시험에서 최대강도의 40~60% 구간에서 얻어진 50.7 GPa와 0.28을 적용하였다. 또한 비선형-취성-소성 모델의 경우와 마찬가지로 Hoek-Brown 파괴 후 상수들에 대한 변수해석 결과, s_r 이 0.5인 경우 실험에서 얻어진 일축압축강도와 가장 유사하였다. m_r 은 비선형-취성-소성 모델의 경우와 동일하게 설정하였다. 그 결과 비선형-취성-소성 모델 결과에서처럼 초기 재하 단계에서 나타난 비선형 거동으로 인해 시험결과와 차이를 보였다. 또한 실험에서 구속압이 증가함에 따라 나타난 암석의 강성 증가를 고려하지 못하기 때문에 시험결과와 차이를 보인다. 그러나 일축 및 삼축압축 하의 최대강도는 실험실 시험결과와 매우 유사하게 얻어졌다.

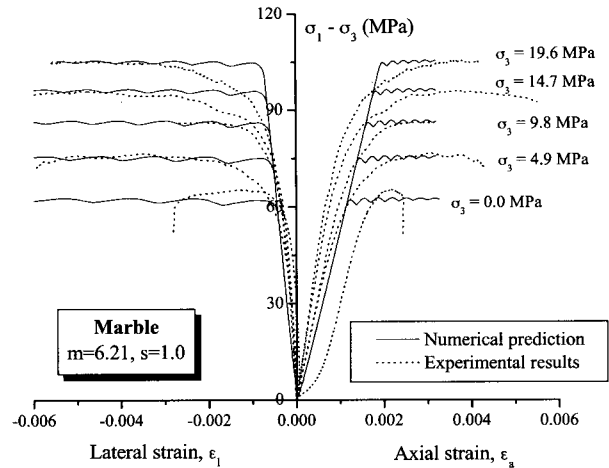
여산대리석의 경우에는 실험실 시험에서 일축압축시험 결과를 제외하고 삼축압축시험으로부터 변형률 경

화현상(strain hardening)에 가까운 거동을 보였다. 따라서 여산대리석에 대해서는 Hoek-Brown의 파괴 후 상수를 사용하지 않고 비선형-소성으로 해석하였다. 즉, 그림 8의 루틴에서 Hoek-Brown의 파괴 후 상수 m_r 과 s_r 를 각각 Hoek-Brown 파괴기준 상수 m 및 s 와 동일하게 설정하면 항복 이후의 거동을 소성으로 나타낼 수 있다. 그 결과 여산대리석에서는 일축압축 하의 초기 재하 단계에서 기존 균열들의 닫힘으로 인한 비선형 거동이 매우 크게 나타났기 때문에 동일한 응력수준에서 발생하는 변형률의 크기는 큰 차이를 보였다. 그러나 구속압이 증가할수록 이러한 초기 단계의 비선형 거동은 억제되기 때문에 시험결과와 수치해석 결과는 매우 유사하게 잘 나타났다. 또한 실제 실험에서 얻어진 최대강도들을 잘 예측하는 것으로 나타났으며, Hoek-Brown 탄소성 해석결과와 비교할 때 구속압이 증가함에 따라 나타나는 연성 거동을 잘 묘사하는 것으로 나타났다(그림 11).

이상의 결과로부터 본 연구에서 개발된 모델은 구속압의 증가에 따른 강도 증가와 최대강도 이전까지 실제 암석에서 나타난 강성의 변화를 잘 나타내는 것으로 판단된다. 그러나 초기 재하 단계에서 기존 균열들의 닫힘으로 인한 비선형 거동때문에 동일한 응력수준에서 발생한 변형률의 크기는 차이를 보였다. 하지만 실제 암반에서는 초기응력이 작용하기 때문에 실험실에서 관찰된 기존 균열들의 닫힘으로 인한 비선형적인 거동의 영향이 줄어들 것으로 판단된다. 따라서 본 연구에서 개발된 모델을 손상 누적에 따른 암석의 변형거동의 해석에 적용할 수 있을 것으로 판단된다.



(a) 비선형-소성 모델



(b) Hoek-Brown 탄소성 모델

그림 11. 여산대리석에 대한 수치해석 결과와 실험 결과의 비교

5. 결론

본 연구에서는 일축 및 삼축압축시험으로부터 암석의 손상기준들을 결정하였고, 각 손상단계에 적합한 Hoek-Brown 기준식을 구하였다. 또한 각 손상기준들 사이의 손상단계에서 탄성정수의 변화를 구속압에 대한 함수로 회귀분석하여 손상에 의한 암석의 거동을 고려하였다. 암석의 최대강도 후 거동은 Hoek-Brown 파괴 후 상수를 고려하여 나타내었으며 이를 $FLAC^{2D}$ 의 FISH 함수로 작성하고 수치해석에 적용하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 황등화강암의 Hoek-Brown 최대강도 후 상수들에 대한 변수해석 결과, 일축압축강도는 m_r 과 s_r 모두에 의해 영향을 받는 것으로 나타났으나 m_r 보다 s_r 에 의해 크게 좌우되는 것으로 판단되었다. 반면 m_r 은 최대강도 후의 응력-변형률 곡선의 기울기에 큰 영향을 끼치는 것으로 나타났다.
- (2) 변수해석 결과로부터 최적 모델을 구하기 위하여, 실험실에서 얻어진 일축압축강도와 가장 유사한 결과를 산출하는 s_r 을 선택하는 기준을 적용하였다. 또한 암석의 파괴 후 거동의 관찰은 시험기와 암석의 강성에 따라 좌우되기 때문에 m_r 은 취성파괴 특성이 잘 나타나는 것으로 판단되는 범위를 가정하여 적용하였다. 그리고 여산대리석의 삼축압축시험 결과 변형률 경화현상이 나타나 여산대리석에 대한 항복이후의 거동을 소성으로 고려하였다.
- (3) 변수해석에서 얻어진 최적 모델들에 의한 해석결과를 일축 및 삼축압축시험 결과와 비교했을 때, 실제

시험결과에서 얻어진 최대 강도를 잘 예측하였으며 암석의 손상에 따른 강성 변화를 잘 예측한 것으로 판단되었다. 특히 실제 시험결과와 유사하게 황등화강암에서는 구속압의 증가에 따른 강성의 증가가 나타났으며, 여산대리석에서는 연성 거동이 잘 재현되었다. 그러나 구속압 수준이 낮은 경우, 초기 재하 단계에서 기존 균열들의 닫힘으로 인한 비선형 거동 때문에 동일한 응력수준에서 발생한 변형률의 크기는 시험결과와 차이를 보였다. 하지만 실제 암반에서는 초기응력이 작용하기 때문에 기존 균열들의 닫힘으로 인한 비선형적인 거동의 영향은 크지 않을 것으로 판단된다.

감사의 글

본 연구는 한국과학재단 목적기초연구(R01-2000-00375) 지원으로 수행되었음.

참고 문헌

1. 윤경진 (2002), "미소파괴음 측정과 결합입자모델 해석에 의한 암석의 변형파괴", 석사학위논문, 서울대학교.
2. 허종석 (2001), "삼축 압축 하에서 암석의 미소파괴음 측정과 변형 파괴 특성", 박사학위논문, 서울대학교.
3. Aglawe, J.P. (1999), "Unstable and Violent Failure around Underground Openings in Highly Stressed Ground", Ph.D. dissertation, Queen's University at Kingston, Canada.
4. Butt, S.D. and Calder, P.N. (1998), "Experimental Procedures to Measure Volumetric Changes and Microseismic Activity During Triaxial Compression Tests", Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol.35, No.2, pp.249-254.

5. Castro, L.A.M. (1996), "Analysis of Stress-induced Damage Initiation around Deep Openings Excavated in a Moderately Jointed Brittle Rock Mass", Ph.D. dissertation, University of Toronto, Canada.
6. Chang, Soo-Ho, Seto, Masahiro and Lee, Chung-In (2001), "Damage and Fracture Characteristics of Kimachi Sandstone in Uniaxial compression", *Geosystem Engineering*, Vol.4, No.1, pp. 18-26.
7. Eberhardt, E., Stead, D. and Stimpson, B. (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.
8. Fang, Z. (2001), "A Local Degradation Approach to the Numerical Analysis of Brittle Fracture in Heterogeneous Rocks", Ph.D. dissertation, University of London, UK.
9. Farmer, Ian (1983), *Engineering Behaviour of Rocks* (2nd ed.), Chapman and Hall Ltd., NewYork.
10. Hoek, E. and Brown, E.T. (1980), *Underground Excavations in Rock*, The Institution of Mining and Metallurgy, London.
11. Hoek, E. (1990), "Estimating Mohr-Coulomb Friction and Cohesion Values from the Hoek-Brown Failure Criterion", *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, Vol.27, No.3, pp.227-229.
12. Hoek, E., Kaiser, P.K. and Bawden, W.F. (1995), *Support of Underground Excavations in Hard Rock*, A.A. Balkema, Rotterdam.
13. Hoek, E. and Brown, E.T. (1997), "Practical Estimates of Rock Mass Strength", *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol.34, No.8, pp. 1165-1186.
14. Itasca Consulting Group (1995), *FLAC version 3.3 Volume I: User's Manual*, pp.3-39.
15. Konietzky, H., Kamp, L.te, Blumling, P. and Mayor, J.C. (2001), "Micro-Mechanical Analysis of Excavation Disturbed Zones Around Tunnels", *Proc. of Computer Methods and Advances in Geomechanics*, pp.543-546.
16. Krajcinovic, D. (1996), *Damage Mechanics*, Elsevier, Amsterdam.
17. Lajtai, E.Z., Carter, B.J. and Ayari, M.L. (1990), "Criteria for brittle fracture in compression", *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.37, No.1, pp.59-74.
18. Martin, C.D. (1993), "The Strength of Massive Lac du Bonnet Granite Around Underground Openings", Ph.D. dissertation, University of Manitoba, Canada.
19. Martin, C.D. and Chandler, N.A. (1994), "The Progressive Fracture of Lac du Bonnet Granite", *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol.31, No.6, pp.643-659.
20. Martin, C.D. and Maybee, W.G. (2000), "The Strength of Hard-rock Pillars", *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol.37, No.8, pp. 1239-1246.
21. Nawrocki, P.A. and Dusseault, M.B. (1995), "Modelling of Damaged Zones Around Openings Using Radius-Dependent Young's Modulus", *Rock Mech. Rock Engng.*, Vol.28, No.4, pp.227-239.
22. Potyondy, D.O., Cundall, P.A. and Lee, C.A. (1996), "Modeling of Rock Using Bonded Assemblies of Circular Particles", *Proc. of 2nd North American Rock Mechanics Symposium*, pp.1937-1944.
23. Potyondy, D.O. and Cundall, P.A. (1998), "Modeling Notch-Formation Mechanisms in the URL Mine-by Test Tunnel Using Bonded Assemblies of Circular Particles", *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol.35, No.4-5, Paper No.067.
24. Tang, C., Liu, H., Lee, P.K.K, Tsui, Y. and Tham, L.G. (2000), "Numerical studies of the influence of microstructure on rock failure in uniaxial compression - part I: effect of heterogeneity", *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol.37, pp.555-569.

(접수일자 2002. 6. 12, 심사완료일 2002. 8. 30)