

마이크로플레인 모델을 이용한 발파시 화강암의 거동해석

Analysis of Granite Behavior In Blasting Using Microplane Constitutive Model

지광습^{*1}, 문상모², 이인모³

Zi, Goangseup · Moon, Sang-Mo · Lee, In-Mo

Abstract

A kinematically constrained microplane constitutive model is developed for intact granite. The model is verified by fitting the experimented data of Westerly granite and Bonnet granite. Using the model with the standard finite element method, the behavior of the intact granite subjected blasting impact is studied. What is studied includes the attenuation of the blasting waves, the size of the fractured zone and the effect of the charge condition to avoid overbreak of the rock mass. The model developed captures the energy loss due to the inelastic behavior and the microcracking of granite during blasting very well. The attenuation of the blasting waves calculated based on the model is much more than that based on the linear-elastic constitutive law. The size of damaged (or fractured) zone is calculated directly from the principal strain as blasting impact is spreading, not like in the case with the linear elasticity model.

Keywords: Microplane model, material modelling, plasticity, fractured zone, blasting

요 지

본 연구에서는 화강암의 3차원 거동을 예측 분석할 수 있는 구성방정식을 마이크로플레인 모델을 이용하여 Westerly 화강암과 Bonnet 화강암의 시험데이터와 최적을 이루도록 개발하였다. 개발된 마이크로플레인 모델은 화강암의 일축압축 및 삼축압축 거동을 잘 예측하였다. 그리고 개발된 화강암의 마이크로플레인 모델을 유한요소 법에 적용하여 암반 굴착시의 발파 모사를 통해 화강암의 비선형 거동을 효과적으로 해석하였다. 발파 응력파의 감쇠계수, 파쇄 영역 그리고 여굴을 방지할 수 있는 화약 장전조건 등이 연구되었다. 마이크로플레인 모델에서는 암석의 비선형 거동 및 균열발생으로 인한 에너지 감소가 잘 반영되었으며 발파 응력파의 감쇠계수는 선형탄성모델보다 크게 계산되었다. 또한 마이크로플레인 모델에서는 발파 응력파 진행에 따른 최대 주변형울을 이용하여 파쇄 영역을 직접적으로 계산할 수 있었다.

주요어: 마이크로플레인 모델, 재료모델, 소성, 파쇄영역, 발파

*1 비회원, 고려대학교 공과대학 사회환경시스템공학과 조교수 (g-zi@korea.ac.kr)

2 비회원, 고려대학교 공과대학 사회환경시스템공학과 석사과정

3 정회원, 고려대학교 공과대학 사회환경시스템공학과 교수

1. 서론

암석과 같은 준취성 (quasi-brittle) 재료에서 나타나는 침투 이후의 변형연화 (strain softening) 정도는 구속압에 따라 달라지며 구속압이 높을 경우 파괴 후에도 암석은 상당한 잔류강도를 갖게 된다. 또한 이들 재료는 전단변형시 체적팽창 (shear dilatation)을 야기한다. 응력-변형을 텐서로 표현되는 기존의 구성방정식 모델들은 연속체 손상역학에 기초하여 모든 방향들의 균열로 인한 손상을 나타내는 균열밀도텐서 (crack density tensor)를 사용한다. 그러나 재료의 파괴는 전형적으로 하나의 지배적인 방향 (dominant orientation)으로 집중되기 때문에 (Hoxha and Homand, 2000) 고차의 손상텐서나 다중 항복면 (multi-yield surface)에 기반하지 않는 기존의 구성방정식 모델들은 비현실적이라 볼 수 있다. Bazant (1984)와 공동연구자들이 개발한 마이크로플레인 모델은 응력과 변형을 텐서를 무수히 많은 방향의 벡터로 분해한 다음, 이 응력 벡터와 변형률 벡터간의 구성방정식을 직접 기술하는 모델로서 좀 더 획기적이고 개념적으로 명확한 모델이다.

본 연구에서는 연속체역학 해석으로서의 질리가 포함되지 않은 신선한 화강암 (intact granite)의 3차원 구성방정식을 마이크로플레인 모델을 이용하여 개발하였다. 또한 개발된 구성방정식과 유한요소법을 이용하여 암반 굴착시 발파를 모사하여 화강암의 거동을 해석하였으며 그 해석 결과를 일반적으로 통용되는 선형탄성해석에 근거한 접근법과 비교분석하였다.

2. 화강암의 재료적 특성

화강암은 취성이 매우 강한 암석이다. 또한 강도에 영향을 크게 미치는 간극률이 다공성 암석 (porous rock)과는 달리 1%이내의 매우 작은 값을 보이는 것으로 알려져 있다 (Brace and Riley, 1972). 여러 문헌을 통해 조사된 화강암의 재료적 특성들을 표 1에 표시하였다. 암석의 파괴과정은 축방향의 압축하중 작용시 최대하중이 가해지는 방향으로 발생된 미세균열의 성장에 크게 영향을 받는 것으로 알려져 있다 (Wawersik and Brace, 1971; Martin, 1997).

일반적으로 압축하중 작용시 암석은 구속압이 작을 경우 축방향의 쪼개짐 현상 (axial splitting)을 보이며 파괴되는 반면 구속압이 크게 작용할 경우에는 전단파괴면 (shear fault)이 형성되어 이 면에서의 미끄러짐 현상 (sliding)으로 인하여 파괴된다 (Jaeger and Cook, 1969).

3. 화강암의 마이크로플레인 모델

3.1 기본 원리

운동학적으로 구속된 (kinematically constraint) 마이크로플레인 모델에서는 임의의 단위법선벡터 n_i 로 정의되는 면 (그림 1(c))에 작용하는 변형률 벡터는 변형률 텐서 (macroscopic strain tensor) ϵ_{jk} 의 정사영 (projection), 즉 $\epsilon_j^n = \epsilon_{jk} n_k$ 로 표현된다. 그러므

표 1. 화강암의 재료적 특성 및 일축압축강도 (*: 원주모양 시료)

화강암 (D =시료직경 L =시료길이)	입자 크기	간극률 (%)	일축압축 강도(MPa)	참고 문헌
Westerly 화강암* ($D=2.54\text{cm}$, $L=5.08\text{cm}$)	평균 0.75mm	0.9	255	Wawersik and Brace (1971)
Bonnet 화강암* ($D=6.3\text{cm}$, $L=12.6\text{cm}$)	4.0mm (사장석) 2.0mm (석영)	-	185	Martin (1997)
Indian 화강암* ($D=2.5\text{cm}$, $L=6.25\text{cm}$)	평균 0.3~0.5mm	0.55	285	Masuda, Koji 등 (1987)
밀양 화강암	평균 1~2mm	-	약 150	최용근 등 (2001)

로 면의 수직방향과 면 내의 전단변형을 성분은 ϵ_N , ϵ_M , ϵ_L 로 계산된다. 각 마이크로플레인에 작용하는 수직변형을 ϵ_N 과 전단변형을 성분 ϵ_M , ϵ_L 은 식 (1)과 (2)와 같이 표현된다.

$$\epsilon_N = n_j \epsilon_j^n = n_j n_k \epsilon_{jk} = N_{ij} \epsilon_{ij} \quad (1)$$

$$\epsilon_M = M_{ij} \epsilon_{ij}, \epsilon_L = L_{ij} \epsilon_{ij} \quad (2)$$

여기서 $N_{ij} = n_i n_j$, $M_{ij} = (m_i n_j + m_j n_i)/2$, $L_{ij} = (l_i n_j + l_j n_i)/2$ 이다 (Bazant and Prat, 1988). 아래 첨자 기호는 직교좌표계 방향 x_i ($i=1, 2, 3$)를 나타낸다. 여기서 n , m , l 은 각 성분이 작용하고 있는 방향을 정의한다 (그림 1).

면 내에 작용하는 변형을 벡터와 응력 벡터의 방향은 일반적으로 일치되지 않기 때문에 면 내의 변형률도 서로 직각인 m 와 l 의 방향의 변형률인 ϵ_M 와 ϵ_L 으로 분해된다. 각각 마이크로플레인 내에서의 전단변형을 방향 m 과 l 은 축방향 x_1-x_3 에 수직인 방향으로 선택된다. 예를 들어 벡터 m_i 가 x_3 에 수직인 방향으로 선택되면 m 는 다음과 같이 된다.

$$m_1 = n_2(n_1^2 + n_2^2)^{-1/2}, m_2 = -n_1(n_1^2 + n_2^2)^{-1/2}, m_3 = 0 \quad (3)$$

m 와 수직인 전단변형을 방향 l 은 m 와 n 의 벡터 외적 (product) 즉, $l_i = e_{ijk} m_j n_k$ 로 계산된다. 여기서 e_{ijk} 는 순환기호 (permutation symbol)를 나타내는데 123, 231, 312와 같이 순방향일 경우는 1, 역방향일 경우는 -1, 그 밖의 경우는 0의 값을 가진다.

식 (1)과 (2)에 해당하는 응력성분을 3.2장의 응력-변형률 관계에 근거하여 계산한 다음, 가상일의 원리를 이용해서 응력텐서 σ_{ij} 를 재구성한다. 이때 이론상 정의된 무수히 많은 면을 수치적으로 표현하기 위해 Gauss 형

태의 수치적분을 사용한다. 즉,

$$\sigma_{ij} = \frac{3}{2\pi} s_{ij} \approx 6 \sum_{\mu=1}^{N_m} w_{\mu} s_{ij}^{(\mu)} \quad (4)$$

여기서 $s_{ij} = \int_{\Omega} (\sigma_N N_{ij} + \sigma_L L_{ij} + \sigma_M M_{ij}) d\Omega$ 이고, N_m 은 모든 마이크로플레인 수를 나타낸다. 본 논문에서는 28개의 마이크로플레인을 사용했다. 기본 원리와 관련된 자세한 내용은 Carol and Bazant (1991)의 논문을 참조하기 바란다.

3.2 비탄성 거동을 위한 응력-변형률 한계함수

재료의 비탄성거동은 각 면에서 정의된 소위 응력-변형률 한계함수 (소성모델의 항복면과 유사한 개념)를 이용해서 묘사한다. 본 논문에서 사용된 응력-변형률 한계함수는 소성해석과 같이 한계함수 경계 내에서는 탄성 거동을 취한다. 응력-변형률 한계함수는 다양한 화강암에 공통적으로 적용 가능한 재료상수 c_i ($i=1\sim 15$)값들과 각각의 화강암의 특징을 반영하는 재료상수 k_i ($i=1\sim 4$)값들로 표현된다. 본 논문에서는 석회암을 대상으로 개발된 모델 M4R (Bazant and Zi 2003)의 한계함수를 공극률이 낮은 화강암에 적합하도록 간단화하였다 (지광습 외 2006).

3.2.1 수평 한계함수 (Yield surfaces)

수평 한계함수는 응력-변형률 곡선에서 나타나는 침투 부분의 완만한 (smoothed) 모양을 묘사한다. 전단항복 한계함수와 체적변형 한계함수를 제외한 대부분의 한계함수는 마이크로플레인의 항복강도 (yield limit)에 해당하는 응력에 제한적인 완전 소성영역을 도입한다. (그림 2(a), (c)).

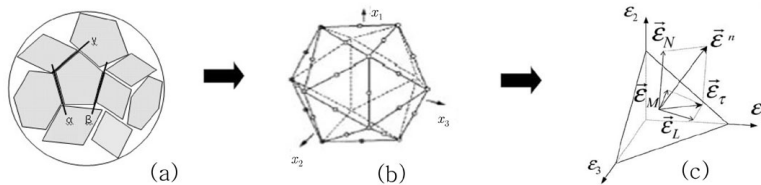
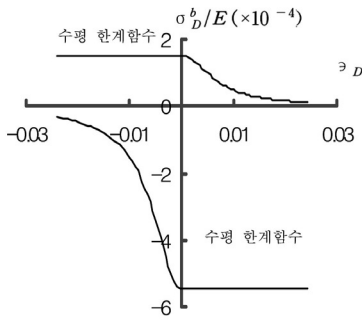
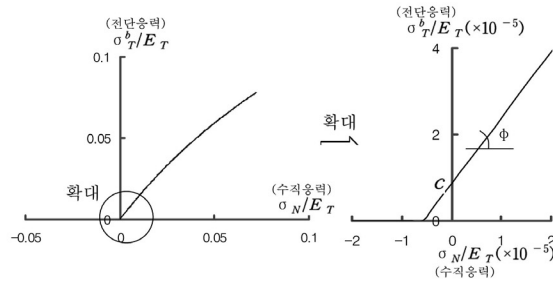


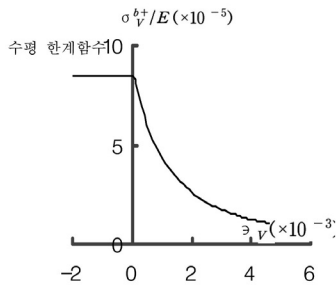
그림 1. 운동학적 구속조건에서의 마이크로플레인 모델



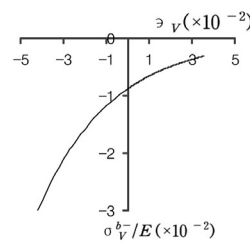
(a) 축차응력-변형률



(b) 전단거동



(c) 체적변형(인장)



(d) 체적변형(압축)

그림 2. 응력-변형률 한계함수(Bonnet 화강암)

3.2.2 수직응력-변형률 한계함수

수직응력 σ_N 은 한 마이크로플레인에 수직으로 작용하는 응력이며 구속응력 σ_V 과 축차응력 σ_D 로 구성된다. 변형연화과정 (softening process)은 이 두 성분 중 한 곳에 국부적으로 집중되는데 (Bazant and Cedolin, 1991) 이로 인해 ϵ_V 와 ϵ_D 는 반대부호의 큰 값을 가지게 되며 결국 과도하게 큰 수직응력 σ_N 이 유발된다 (Jirasek, 1993). 따라서 전체 수직응력에 대해 독립적인 인장열화 한계함수 (tensile boundary)가 필요하다. 이러한 인장열화 한계함수는 물리적인 인장균열의 특성을 나타낸다. 즉,

$$\sigma_N^{b+} = Ek_1c_1 \exp\left(-\frac{\langle \epsilon_N - k_1c_1c_2 \rangle}{k_1c_3 + \langle -c_4\sigma_V/E_V \rangle}\right) \quad (5)$$

여기서 $E_V = E/(1-2\nu)$ (E : 탄성계수, ν : 포아송비)이고, $\langle x \rangle = \text{Max}(x, 0)$ 을 나타낸다. 첨자 'b+'는 한계지점에서의 응력과 그 작용방향 (+: 인장, -: 압축)을 의미한다.

3.2.3 축차응력-변형률 한계함수

암석은 구속압력이 작을 경우 압축변형시 축차변형에 의해 체적이 팽창한다. 암석은 횡방향 구속압이 작을 경우 압축시 축차응력으로 인하여 축방향으로 균열이 발생되며 이러한 축방향 균열로 인해 횡방향으로 팽창하게 되는데 축차응력-변형률 한계함수는 이러한 현상을 조절한다. 압축과 인장에 대한 축차응력-변형률 한계함수는 식 (6)과 같이 표현된다 (그림 2(a)).

$$\sigma_D^{b-} = \frac{E_D k_1 c_8}{1 + (\langle -\varepsilon_D - k_1 c_8 c_9 \rangle / k_1 c_7)^2},$$

$$\sigma_D^{b+} = \frac{E_D k_1 c_5}{1 + (\langle \varepsilon_D - k_1 c_5 c_6 \rangle / k_1 c_{15})^2} \quad (6)$$

여기서 $E_D = E/(1 + \nu)$ (E : 탄성계수, ν : 포아송비)이다.

3.2.4 전단거동 한계함수

전단거동 한계함수는 수직응력에 따라 변화하는 내부 마찰 (internal friction) 거동을 나타낸다. 전단강도는 전단항복면에 작용하는 수직응력에 비례한다. 내부마찰 각 (ϕ)은 전단항복면에 작용하는 수직응력에 대한 전단강도의 비로 정의된다. 내부마찰각 ϕ 는 재료상수로 여겨지지만, 구속압이 크게 증가하면 작아지게 된다. 수직응력이 작용하지 않는 상태에서도 전단강도는 재료의 점착력 (c) 때문에 0보다 큰 값을 가진다. 그러므로 전단거동 한계함수는 식 (7)과 (8)과 같이 표현될 수 있다 (그림 2(b)).

$$\sigma_T^b = \frac{E_T k_1 k_2 c_{10} \langle \sigma_N^0 - \sigma_N \rangle}{E_T k_1 k_2 + c_{10} \langle \sigma_N^0 - \sigma_N \rangle} \quad (7)$$

$$\sigma_N^0 = \left(\frac{E_T k_1 c_{11}}{1 + c_{12} \langle \varepsilon_V \rangle} \right) / k_1 \quad (8)$$

여기서 $E_T = E_D$ 이다. 식 (7)에서 σ_T 는 전단응력 성분인 σ_L 또는 σ_M 을 나타낸다. 식 (7)과 (8)에서 점착력 c 는 $c = c_{10} \sigma_N^0 / [1 + (c_{10} \sigma_N^0 / E_T k_1 k_2)]$ 로 계산된다.

3.2.5 체적변형 한계함수

암석은 등방의 구속압력이 작용할수록 탄성거동 이후 변형연화 과정은 존재하지 않으며, 오히려 간극붕괴로 인하여 경화 (hardening)된다 (Goodman, 1989). 이러한 경화 과정은 압축의 체적변형 한계함수를 이용하여 식 (9)와 같이 지수함수 형태로 표현될 수 있다 (Bazant 등, 2000) (그림 2(c)). Bazant and Zi (2003)에서는 공극율이 높은 석회암을 대상으로 했기 때문에 복잡한 식을 사용했지만, 화강암의 낮은 공극률 때문에 그와 같은 복잡한 식을 필요로 하지 않았다.

$$\sigma_V^{b-} = E_V k_1 k_3 \exp(-3 \varepsilon_V / k_1 k_4) \quad (9)$$

또한 등방성 인장응력으로 인한 암석의 변형연화 거동을 모사하기 위해 인장의 체적변형 한계함수가 도입되어야 하며 식 (10)과 같이 표현할 수 있다 (그림 2(d)).

$$\sigma_V^{b+} = \frac{E_V k_1 c_{13}}{[1 + (c_{14}/k_1) \langle \varepsilon_V - k_1 c_{13} \rangle]^2} \quad (10)$$

4. 시험데이터 비국소화 (delocalization) 및 재료상수 결정

재료의 구성방정식은 재료 내부의 임의의 한 점 (point)의 변형률-응력 거동이며, 이를 시험데이터와 직접 비교하는 것은 주의를 요한다. 대부분의 시험데이터는 구조체로서 거동하는 시편의 데이터이며 재료 내부의 한 점에 대한 데이터는 아니기 때문이다. 그러므로 시험데이터를 비국소화할 필요가 있는데, 비국소화는 실내시험을 통해 얻어진 시험데이터를 재료 내 실제 손상부의 데이터로 바꾸는 것을 의미한다. 시험데이터를 간단하게 비국소화시키는 방법은 Bazant 등 (1994)에 의해 제안된 바 있다. 일반적으로 측정되는 변형률은 원시편길이 L 에 대한 평균 변형률 $\bar{\varepsilon}$ 이다. 변형률 관계는 직렬모델 (Series coupling model)을 이용해서 $L\bar{\varepsilon} = l\varepsilon_c + (L-l)\varepsilon_u$ 로 나타낼 수 있다 (Bazant and Cedolin, 1991). 여기서 l 은 원시편길이 L 과 같은 방향으로 측정된 변형연화 구간의 길이인 특성길이 (characteristic length, 그림 3(a)), ε_c 는 손상부에서의 변형률 (그림 3(b)), ε_u 는 침두 이후에 하중제하 (unloading)를 겪는 건전부에서의 변형률 (그림 3(b))을 나타낸다. ε_u 는 $\varepsilon_u = \varepsilon_p - (\sigma_p - \sigma) / E$ (E : 탄성계수, ε_p , σ_p : 침두부분에서의 변형률과 응력)로 표현되며 직렬모델 식에 대입하여 정리하면 침두강도 이후의 손상부 변형률에 대해서 식 (11)과 같이 표현된다.

$$\varepsilon_c = \frac{L}{l} \bar{\varepsilon} - \frac{L-l}{l} \left(\varepsilon_p - \frac{\sigma_p - \sigma}{E} \right) \quad (11)$$

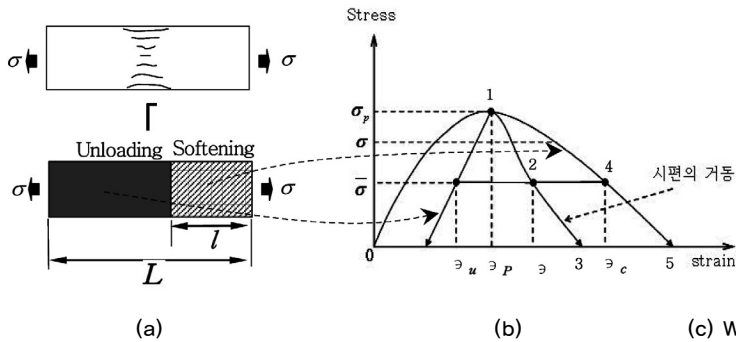


그림 3. 변형연화(strain-softening) 구간의 비국소화(delocalization)

표 2. 화강암에 대한 마이크로플레인 모델의 재료상수값

재료상수	재료상수들에 대한 설명	값
c_1	수직응력-변형률 한계함수의 소성 강도 조절	6.20×10^{-1}
c_2	수직응력-변형률 한계함수의 소성 변형률 조절	2.76×10^0
c_3	수직응력-변형률 한계함수의 기울기 조절	4.00×10^0
c_4	체적변형률에 의한 수직응력-변형률 한계함수 크기조절	7.00×10^1
c_5	인장 축차응력-변형률 한계함수의 소성 강도 조절	7.50×10^{-1}
c_6	인장 축차응력-변형률 한계함수의 소성 변형률 조절	2.00×10^{-1}
c_7	압축 축차응력-변형률 한계함수의 기울기 조절	2.50×10^1
c_8	압축 축차응력-변형률 한계함수의 소성 강도 조절	2.70×10^0
c_9	압축 축차응력-변형률 한계함수의 소성 변형률 조절	3.00×10^{-1}
c_{10}	내부마찰각 조절	1.52×10^0
c_{11}	구속압에 따른 전단거동 한계함수 조절	1.00×10^0
c_{12}	위와 동일	3.00×10^{-1}
c_{13}	인장 체적변형 한계함수의 소성 강도 조절	2.00×10^{-1}
c_{14}	인장 체적변형 한계함수의 기울기 조절	1.00×10^{-1}
c_{15}	인장 축차응력-변형률 한계함수의 기울기 조절	2.80×10^1

여기서 $\bar{\epsilon}$ 와 $\bar{\sigma}$ 은 각각 실험에서 측정된 변형률과 응력을 나타낸다. 또한 손상이 발생된 부분의 특성길이 l 의 값은 $l \approx 3d_a$ (d_a : 재료의 최대 입자크기)로 예측할 수 있다 (Bazant 등, 1996). 실험에서 측정된 응력-변형률 선도는 그림 3의 점 0,1,2,3을 따르는 곡선이

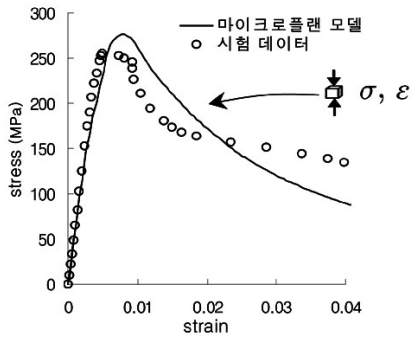
다. 그러나 실험 데이터를 비국소화시키면 실제 재료의 손상 거동은 그림 3의 점 0,1,4,5를 지나는 곡선이 된다. 그림 3(c)는 Westerly 화강암에 대해 일축압축시험 데이터를 비국소화시킨 응력-변형률 관계를 나타낸다. Westerly 화강암에 대한 특성길이는 표 1에서 조사된

입자크기를 반영하여 Westerly 화강암의 경우 3mm, Bonnet 화강암의 경우 10mm로 결정하였다.

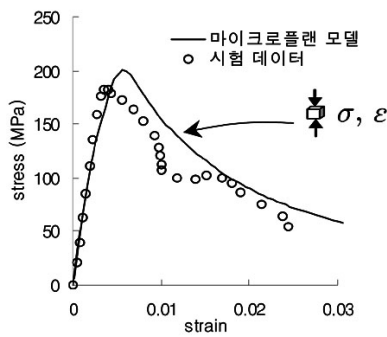
Westerly 화강암과 Bonnet 화강암의 비국소화된 시험데이터와 비교하여 최적의 마이크로플레인 모델을 얻도록 화강암의 비탄성 거동을 지배하는 재료상수들을 결정하였다(표 2). 탄성계수 E , 포아송비 ν , k_i 는 화강암의 종류에 따라 달라지는 재료상수로서 Westerly 화강암의 경우 각각 $E, \nu, k_1, k_2, k_3, k_4=63\text{GPa}, 0.2, 3.85 \times 10^{-4}, 1100, 21, 420$ 이며, Bonnet 화강암의 경우 각각 $E, \nu, k_1, k_2, k_3, k_4=63.9\text{GPa}, 0.21, 2.61 \times 10^{-4}, 1100, 20.85, 420$ 로 결정되었다. 수직응력-변형을 및

체적변형 한계함수와 관련된 재료상수 $c_1 \sim c_4, k_4$ 의 값들은 시험데이터가 충분하지 못한 관계로 본 연구에서는 Bazant와 Zi (2003)가 석회암용 마이크로플레인 모델인 M4R에서 사용한 값을 사용하였다. 따라서 화강암에 대한 재료상수 $c_1 \sim c_4, k_4$ 값들에 대하여는 추가적인 연구가 필요하다.

그림 4와 그림 5는 화강암의 일축압축 및 삼축압축 시험 응력-변형을 선도를 본 모델과 비교한 그림이다. 일축압축과 삼축압축 시험에 대하여 같은 재료상수들을 사용하였다. 개발된 마이크로플레인 모델은 화강암의 일축과 삼축거동 모두 변형연화 거동을 잘 모사하였다. 본

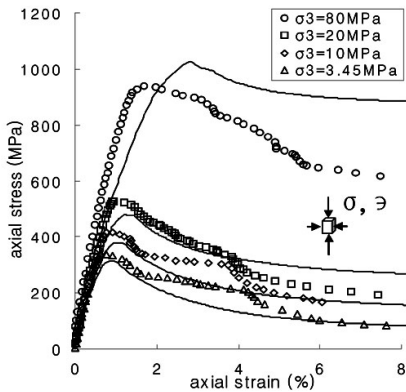


(a) Westerly 화강암 (Wawersik and Brace, 1971)

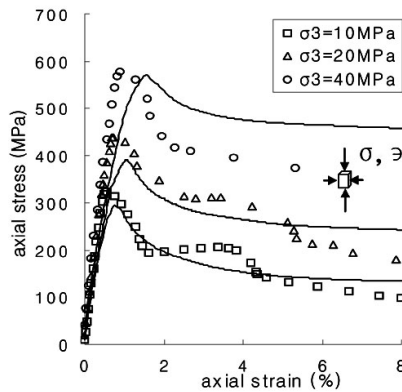


(b) Bonnet 화강암 (Martin, 1997)

그림 4. 화강암의 일축압축시험 데이터 비교



(a) Westerly 화강암 (Wawersik and Brace, 1971)



(b) Bonnet 화강암 (Martin, 1997)

그림 5. 화강암의 삼축압축시험 데이터 비교

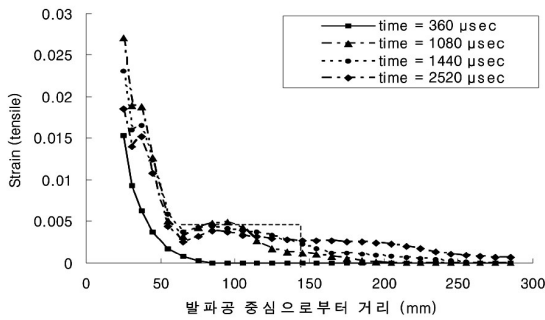


그림 8. 발파 응력파 진행에 따른 최대 주변형률 (마이크로플레인 모델)

모델의 개발과 관련한 자세한 내용은 지광습 등 (2006)의 논문을 참조하기 바란다.

5. 마이크로플레인 모델을 이용한 발파시 암석거동 모사

5.1 해석 조건

발파시 암반의 거동을 해석하기 위해 본 연구에서는 네덜란드 TNO사가 개발한 상업용 프로그램인 DIANA (ver. 8)에 Bonnet 화강암에 대한 마이크로플레인 모델을 사용자 서브루틴 (user subroutine)으로 연결하여 시간의존성 동적 해석 (implicit transient dynamic analysis)을 수행하였다. 해석 단면은 직경 45mm의 1

공 발파를 기준으로 하였으며, 발파압력은 박봉기 (2004)가 제안한 디커플링 장전시의 발파압력을 사용하였다 (그림 6). 해석시간 간격은 Valliappan 등 (1994)이 제안한 기준을 만족하도록 $9\mu\text{s}$ 로 결정하였다. 해석 암석인 Bonnet 화강암의 입력 물성치는 탄성계수 $E=63.9\text{GPa}$, 포아송비 $\nu=0.21$ 이며 밀도는 2.4g/cm^3 로 가정하였다.

5.2 해석 결과

5.2.1 손상영역 평가

그림 7은 최대 주변형률이 0.0003 이상인 영역을 표시한 그림이다. 그림 7(a)에서 영역이 띠 모양으로 나타나는 것은 탄성모델에서의 시간에 따른 파의 진행에 따

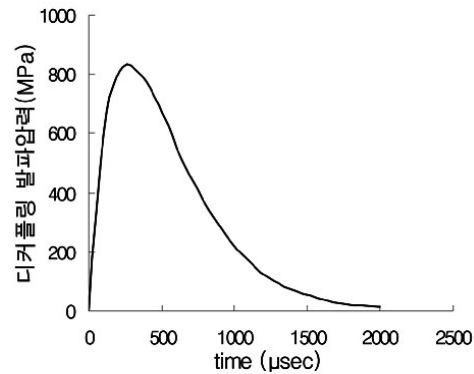
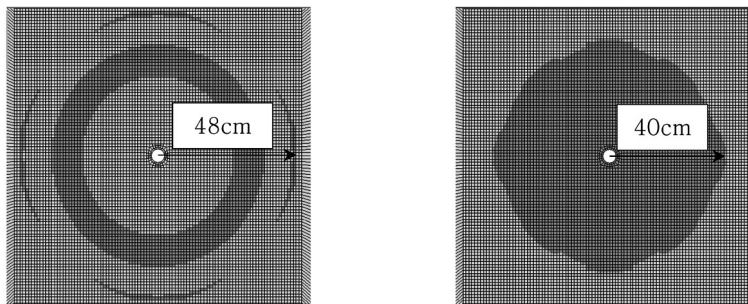


그림 6. 디커플링장전시의 발파압력(박봉기, 2004)



(a) 탄성 모델 (b) 마이크로플레인 모델

그림 7. 최대 주변형률이 0.0003일 때의 손상영역 비교

른 것으로 최대 반경내의 영역에서는 모두 최대 주변형을 이력이 0.0003 이상이다. 탄성모델을 적용한 경우에는 영역의 최대 반경이 48cm인 반면 마이크로플레인 모델을 적용한 경우에는 최대 반경이 약 16.7% 줄어든 40cm 정도로 나타났다. 이는 탄성모델에서는 균열생성으로 유발된 손상으로 인한 에너지 소산이 반영 되지 못하는 반면, 마이크로플레인 모델에서는 파괴역학에 근거한 비선형 소성모델로서 압반의 비선형 거동 및 균열생성으로 인한 손상에너지뿐만 아니라 침투강도 이후의 거동, 즉 파괴 후의 에너지 소산까지도 잘 반영되어 이와 같은 에너지 소산으로 인해 발파 응력파의 전달속도가 작아졌기 때문이다.

그림 8은 재료모델을 마이크로플레인 모델로 적용한 경우 발파공 중심으로부터의 거리에 따른 최대 주변형을 변화를 나타낸 그림이다. 발파 응력파가 전달됨에 따라 발파공 중심으로부터 인장변형을 발생 구간이 증가함을 알 수 있다. 최대 주변형을 변화에 이용하여 압반의 손상영역을 직접 유추할 수 있다. 예를 들어 본 해석에 사용된 Bonnet 화강암의 경우 발파 후 시간이 1080 μ sec 일 때 발파공 중심으로부터 반경이 약 10cm인 지점은 인장변형율이 최대 0.005 정도까지 발생되고, 그 이후의 시간에는 인장변형율이 감소하는 것을 알 수 있다. 10cm 이내의 지역에서는 급격히 증가하는 경향을 보이며, 이 지역은 분쇄환 (crushed anulus)으로 볼 수 있다. 또한 발파공 중심으로부터 약 6.5cm인 지점까지는 인장변형율이 급격히 감소하였다가 그 이후에는 인장변형율이 다소 증가한 후 점차적으로 감소함을 알 수 있다.

5.2.2 접선방향 응력변화

그림 9는 발파공 중심으로부터 거리에 따른 발파 응력파 진행 직각방향 즉, 접선방향 (tangential) 응력변화를 시간에 따라 나타낸 그림이다. 탄성모델을 적용한 경우 발파 응력과 도달시 압축응력이 발생하였다가 발파 응력파가 지나간 후에는 인장응력이 발생하는데 비해 마이크로플레인 모델을 적용한 경우에는 발파 응력과 도달시 압축응력이 발생하였다가 발파 응력파가 지나간 후에는 인장응력의 발현이 거의 관찰되지 않았으며 대신 압축응력이 탄성해석의 경우보다 더 크게 발현되었다. 이는 압반이 탄성모델일 경우 파괴상태에 이르지 않기 때문에 포아송비의 변화가 크게 발생하지 않는 반면 마이크로플레인 모델에서는 압반이 실제 파괴상태에 이르러 포아송비의 변화로 인하여 체적이 팽창하기 때문이다.

5.2.3 파쇄 변형을

Fujii 등 (1998)은 Inada 화강암에 대한 일축압축 및 삼축압축시험을 통해 원주모양의 시료에 압축하중이 가해졌을 때 하중재하 방향에 직각인 방향 즉, 원주방향에서 주인장변형을 (principal tensile strain)이 나타난다고 가정하여, 침투하중이 가해졌을 때의 주인장변형을 임계인장변형을 (critical tensile strain)로 정의하였다. 시험에 의하면 일축압축과 삼축압축시험에 대한 임계인장변형율은 각각 0.002, 0.005로 측정되었으며, 특히 삼축압축시험에서 측정된 임계인장변형율은 구속압의 크기에 거의 의존하지 않는 특성을 지닌 것으로 조사되었다 (Fujii 등, 1998). 그러므로 암석의 파쇄상태

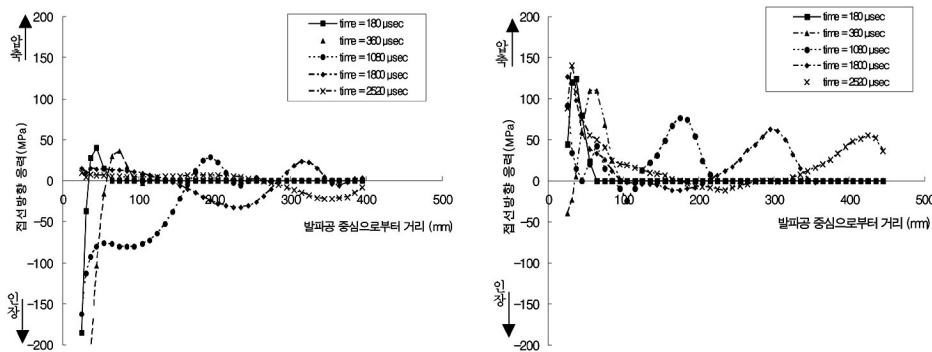
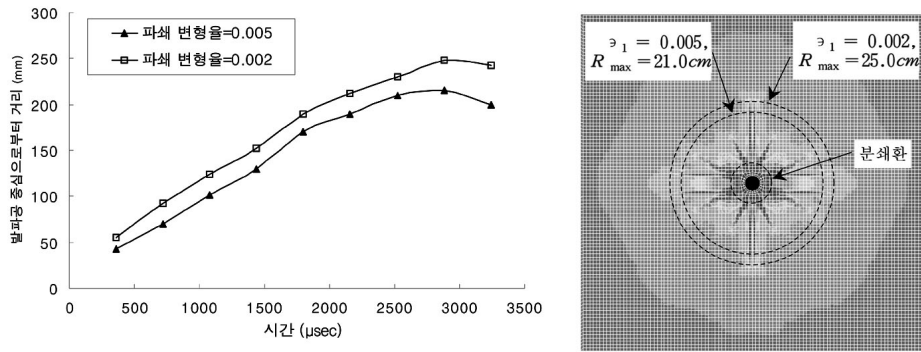


그림 9. 발파 응력파 진행 직각방향의 응력 변화



(a) 손상범위의 변화 (b) 최대 손상영역의 등치선

그림 10. 최대 주변형률에 기초한 시간에 따른 손상범위의 변화 (마이크로플레인 모델)

를 정의하기 위해 인장변형율을 사용할 수 있을 것으로 판단되며, 본 연구에서는 Fujii 등 (1998)의 결과에 근거하여 최대 주변형율을 ‘파쇄 변형율’로 정의하였다. 그림 10은 그림 8을 이용하여 Fujii 등 (1998)이 제안한 임계 인장변형율에 해당하는 손상범위의 변화와 최대 손상영역의 contour를 나타낸 그림이다.

파쇄 변형율이 0.002와 0.005일 때의 손상범위는 발파공 중심으로부터 각각 약 25.0cm, 21.0cm 정도로 나타났다. 그림 10에서 시간이 지날수록 파쇄 변형율이 계산된 손상범위의 크기가 줄어드는 것으로 보이는데 이는 암반이 파쇄 변형율에 도달 후 제하 (unloading)되면서 발생하는 현상이므로 파쇄 변형율 이력 0.005를 경험한 암석이 속한 실제 손상범위는 약 21.0cm 이내의 영역이다.

5.2.4 감쇠계수

발파 응력파는 발파공 중심으로부터 반경방향으로 전

파되며, 매질을 따라 전파하는 파의 에너지는 매질에 의하여 점차적으로 흡수 (absorption)된다. 이러한 진폭 혹은 에너지의 감소는 거리에 따라 식 (12)와 같이 지수 함수의 형태로 표현된다.

$$A = A_0 e^{-Qx} \quad (12)$$

여기서 A , A_0 는 파의 진폭, x 는 두 지점사이의 거리, Q 는 감쇠계수를 나타낸다. 그러나 위 식은 재료가 선형 탄성이라고 가정할 수 있는 상태에서 단지 거리에 따른 기하감쇠를 나타낸다. 본 연구에서는 파괴역학에 근거한 비선형 소성모델인 마이크로플레인 모델을 이용하여 선형탄성모델에서는 반영이 어려운 암석의 비선형 거동 및 손상으로 인한 감쇠정도를 유추하였다. 그림 11은 각각 탄성모델과 마이크로플레인 모델을 적용한 경우 같은 시간일 때 발파공 중심으로부터의 거리에 따른 응력과 진

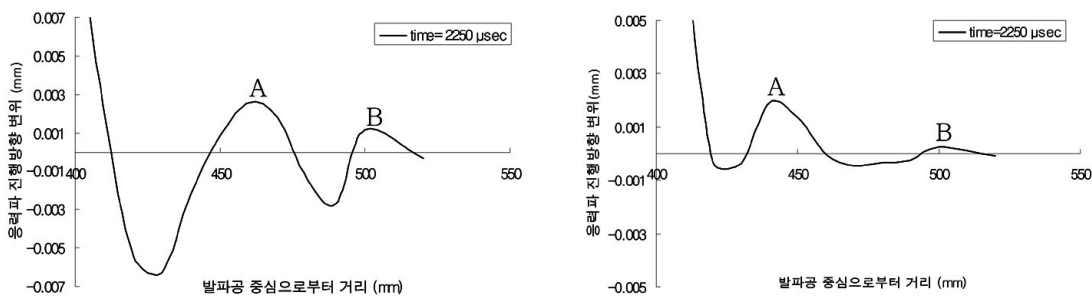
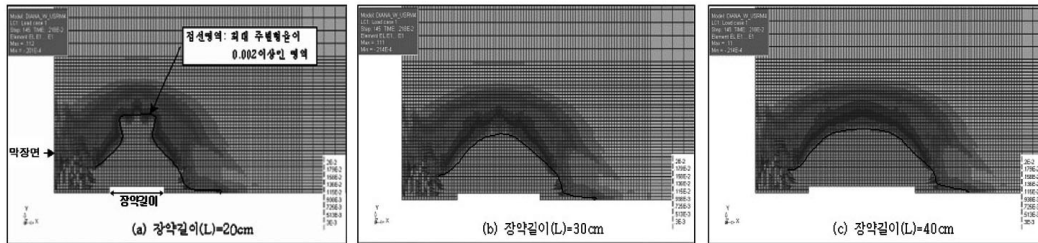


그림 11. 발파 응력파 진행방향 변위 (마이크로플레인 모델)

표 3. 탄성모델과 마이크로플레인 모델에서의 감쇠계수 비교

구 분	탄성모델에서의 감쇠계수 (Q_e, mm^{-1})	마이크로플레인 모델에서의 감쇠계수 (Q_m, mm^{-1})	비교 (Q_m/Q_e)
계산값	$Q_e=0.0196$	$Q_m=0.0334$	$Q_m/Q_e=1.70$



(a) 탄성 모델 (b) 마이크로플레인 모델

그림 12. 장약길이에 따른 최대 주변형률 (마이크로플레인 모델)

행방향의 변위를 나타낸 그림이다. 표 3은 그림 11에 표시된 A, B점의 좌표 값을 식 (12)에 적용하여 계산된 감쇠계수 Q 의 값을 나타낸 표이다.

마이크로플레인 모델을 적용하여 비선형 소성해석을 수행한 결과 탄성모델을 적용한 경우에 비해 감쇠계수 Q 의 값이 약 1.7배 크게 계산되었다. 따라서 간단한 탄성모델을 사용하여 계산된 감쇠계수를 실제 반취성 암석의 비선형 거동에 적용하기 위해서는 식 (13)과 같이 보정이 필요하다.

$$A = \exp(-Q_n Q_e x) \tag{13}$$

여기서 A , A_0 는 파의 진폭, x 는 두 지점사이의 거리, Q_e 는 탄성모델에서의 감쇠계수, Q_n 은 화강암에 대한 보정계수(약 1.7)를 나타낸다. 그러나 이 보정계수가 재료상수인지 혹은 발파하중과도 관련되어 있는지에 대하여는 추가적인 연구가 필요하다. 발파하중의 크기가 커질수록 재료의 비선형성이 증가하는 것은 분명하기 때문에 이 보정계수는 발파하중과도 관련되는 것으로 추정된다.

5.2.5 여굴방지 조건

그림 12는 터널 굴착면 진행방향을 수평방향으로 한 단면에 대하여 장전된 화약 길이의 변화에 따른 암반의

최대 주변형률을 나타낸 그림이다. 발파공 직경은 45mm로 가정하였고 디커플링 장전시의 전선구간 길이는 20cm로 가정하였다. 암반의 파쇄 변형율을 0.002로 가정하여 최대 주변형률이 0.002이상인 부분의 경계를 점선으로 표시 하였다. 장약길이(L)가 작을 경우 발파응력파의 중첩효과로 인하여 화약 장전 부분의 중앙부 상단에 인장변형율이 크게 발생함을 알 수 있다(그림 12(a)). 인장 변형율이 크게 발생된 부분은 발파시 여굴이 발생할 수 있는 영역이므로 그림 12는 여굴방지를 위해서는 장약길이(L)가 충분히 길어야 함을 보여준다. 장약길이가 충분히 길 경우 장약 중간 지점에서 평면응력 상태로 가정할 수 있는 부분 또한 길어지게 되므로 파쇄영역을 계산하기 위해 그림 7과 같은 2차원 해석으로도 충분한 정확도를 얻을 수 있게 된다. 본 수치해석에서 사용된 Bonnet 화강암과 박봉기(2004)의 발파하중에 대하여는 약 30cm이상의 장약길이가 확보되어야 발파 응력파의 중첩으로 인한 여굴을 방지할 수 있는 것으로 확인되었다.

6. 결론

본 연구에서는 마이크로플레인 모델을 이용하여 암반

굴착시 발파 모사를 통해 화강암의 비선형 거동을 효과적으로 해석하였으며 그 결과를 일반적으로 통용되는 탄성해석 결과와 비교 분석하였다. 연구수행 결과를 종합하면 다음과 같다.

1. 일축압축 및 삼축압축 시험 데이터와 최적을 이루도록 화강암에 대한 마이크로플레인 모델을 개발하였다. 또한 개발된 마이크로플레인 모델을 이용하여 일축압축 및 삼축압축 거동을 예측한 결과 침투강도 및 그 이후의 변형연화 거동이 실측 데이터와 비슷함을 보였으며, 구속압에 따른 변형연화도의 변화도 잘 예측되었다.
2. 마이크로플레인 모델을 유한요소법에 적용하여 디커플링장전시 1공 발파 모사를 수행한 결과 암반의 비선형 거동 및 파괴로 인한 에너지 소산 정도가 잘 나타났다.
3. 비선형 소성모델인 마이크로플레인 모델을 적용한 결과 발파 응력과 도달시 발파 응력과 진행 직각방향(또는 접선방향)에 대하여 압축응력이 작용하였다가 암석이 파괴되면서 발파공 주변 암반의 체적팽창과 포아송비의 변화로 인하여 접선방향의 압축응력이 소산되는 것으로 나타났다. 이는 발파 응력과 도달시 접선방향에 압축 응력이 작용한 후 발파 응력파가 지나가면서 접선방향에 인장응력이 작용하는 탄성해석과 큰 차이를 보인다.
4. 발파와 같은 구속압이 큰 상태에서 화강암의 파쇄 여부를 정의하기 위해 '파쇄 변형율' 개념을 도입하였으며, 마이크로플레인 모델을 적용한 비선형 해석을 통해 발파 응력과 진행에 따른 최대 주변형률 변화를 이용하여 파쇄 변형율에 해당하는 손상범위를 직접 계산하였다.
5. 선형탄성모델로 계산되는 감쇠계수는 단지 거리에 따른 기하감쇠만을 나타내므로 반취성 비선형 암석에는 직접 적용이 불가능하며 보정계수를 도입해야 한다. 마이크로플레인 모델을 적용하여 비선형 해석을 수행한 결과 재료의 균열발생 및 비선형 거동에 따른 에너지 감소로 인하여 감쇠계수는 선형탄성모델일 때 보다 약 1.7배 크게 나타났다. 따라서 선형탄성모델로 구한 감쇠계수는 실제 감쇠계수와는 크게

동떨어진 값이며, 이를 실제 비선형 화강암에 적용하기 위해서는 보정계수 Q_n 을 반드시 사용해야 하며, 이는 화강암의 비선형성, 발파하중과 밀접한 관계를 지닌다.

6. 마이크로플레인 모델을 이용한 해석 결과 본 연구에서 사용된 Bonnet 화강암과 발파하중에 대하여는 1공 발파시 약 30cm 이상의 장약 길이가 확보되어야 발파 응력파의 중첩으로 인한 여굴을 방지할 수 있는 것으로 확인되었다.

감사의 글

본 연구는 건설교통부가 출연하고 한국건설교통기술평가원에서 위탁 시행하는 건설핵심기술연구개발사업(04핵심기술 C01) 및 건설핵심기술연구개발사업(05기반구축D04-03)에 의해서 이루어진 것으로, 이에 감사를 드립니다.

참고문헌

1. 박봉기 (2004), "터널 발파굴착에서 발파응력과 암반손상의 확률론적 연구", 공학박사학위논문, 고려대학교
2. 최용근, 배성호, 박배한, 이정인, 전석원 (2001), "파괴 역학모델을 이용한 수압파쇄시험 결과의 해석에 관한 연구", 터널과 지하공간, 한국암반공학회지, 11(3), pp. 237-247.
3. 지광습, 문상모, 이인모 (2006), "마이크로플레인 모델을 이용한 화강암의 3차원 구성방정식 개발 및 암석거동 모사", 한국지반공학회 논문집, 게재중.
4. Bazant, Z.P. (1984), "Chapter 3: Microplane model for strain controlled inelastic behavior.", Proc. Mech. of Engrg. Mat., C. S. Desai and R. H. Gallagher eds., Wiley London, pp. 45-59.
5. Bazant, Z.P. and Prat, P.C. (1988), "Microplane model for brittle plastic material: I Theory", Journal of Engineering Mechanics, ASCE, 114, pp. 1672-1688.
6. Bazant, Z.P. and Oh, B.H. (1985), "Microplane

- model for progressive fracture of concrete and rock”, *Journal of Engineering Mechanics*, ASCE, 111, pp. 559–582.
7. Bazant, Z.P., Xiang, Y., Adley, M.D., Prat, P.C. and Akers S.A. (1996), “Microplane Model for Concrete II Data Delocalization and Verification”, *Journal of Engineering Mechanics*, ASCE, 122(3), pp. 255–262.
 8. Bazant, Z.P. And Cedolin, L. (1991), *Stability of Structures: Elastic, Inelastic, Fracture, and Damage Theories*, Oxford University Press, New York.
 9. Bazant, Z.P., Caner, F.C., Adley, M.D. and Akers, S.A. (2000), “Microplane model M4 for concrete I formulation with work-conjugate deviatoric stress”, *Journal of Engineering Mechanics*, ASCE, 126(9), pp. 944–953.
 10. Bazant, Z.P. and Zi, G. (2003), “Microplane constitutive model for porous isotropic rocks”, *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 27, pp. 25–47.
 11. Bazant, Z.P., Jirasek, M., Xiang, Y., and Prat, P.C. (1994), “Microplane model with stress-strain boundaries and its identification from tests with localized damage”, *Proc. Computational Modeling of Concrete Struct. (EURO-C)*, H. Mang, et al., eds., Pineridge Press, Swansea, Wales, pp. 255–261.
 12. Brace, W.F. and Riley, D.K. (1972), “Static uniaxial deformation of 15 rocks to 30kb”, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 9, pp. 271–288.
 13. Carol, I., Bazant, Z.P. and Prat, P.C. (1991), “Geometric damage tensor based on microplane model”, *Journal of Engineering Mechanics*, 117(10), pp. 2429–2448.
 14. Fujii, Y., Kiyama, T., Ishijima, Y. and Kodama, J. (1998), “Examination of a Rock Failure Criterion Based on Circumferential Tensile Strain”, *Pure and Applied Geophysics*, 152, pp. 551–577.
 15. Goodman, Richard E. (1989), *Introduction to Rock Mechanics*, John Wiley and Sons, New York, pp. 68–69.
 16. Hoxha, D. and Homand, F. (2000), “Microstructural approach in damage modeling”, *Mechanics of Materials*, 32, pp. 377–387.
 17. Jirasek, M. (1993), “Modeling of fracture and damage in quasibrittle materials”, Ph. D. Dissertation, Northwestern University: Evanston, IL.
 18. Jaeger J. C. and Cook N. G. W. (1969). “Fundamentals of Rock Mechanics”, Methuen, London, pp. 86, 95, 147.
 19. Martin, C.D. (1997), “Seventeenth Canadian Geotechnical Colloquium: The effect of cohesion loss and stress path on brittle rock strength”, *Canadian Geotechnical Journal*, 34, pp. 698–725.
 20. Mastuda, Koji., Mizutani, Hitoshi., and Yamada, Isao (1987), “Experimental Study of Strain-rate dependence and Dependence of Failure Properties of granite”, *Journal of physics of the earth*, 35, pp. 37–66.
 21. Valliappan, s. and Wang, Y. C. (1994), “Advances in Computational Mechanics Applied to Wave Propagation Problem”, *Computer Methods and Advances in Geomechanics*, pp. 347–360.
 22. Wawersik, W.R. and Brace, W.F. (1971), “Post-failure behavior of a granite and diabase”, *Rock Mechanics*, 3, pp. 61–85.



지광습

고려대학교 사회환경시스템공학과
조교수
g-zi@korea.ac.kr



문상모

고려대학교 사회환경시스템공학과
석사과정
korea77moon@hanmail.net



이인모

고려대학교 사회환경시스템공학과
교수
inmolee@korea.ac.kr
