

방사균열 모델을 적용한 암반 발파에 의한 손상 영역 예측

Prediction of the Damage Zone Induced by Rock Blasting Using a Radial Crack Model

심 영 종¹ Sim, Young-Jong

조 계 춘² Cho, Gye-Chun

김 홍 택³ Kim, Hong-Taek

Abstract

It is very important to predict the damage zone of a rock mass induced by blasting for the excavation of an underground cavity such as a tunnel, as the damage zones incur mechanical and hydraulic instability of the rock mass potentially. Complicated blasting processes that can hinder the proper characterization of the damage zone can be effectively represented by two loading mechanisms. The first mechanism is the dynamic impulsive load-generating stress waves that radiate outwards immediately after detonation. This load creates a crushed annulus along with cracks around the blasthole. The second is the gas pressure that remains for an extended time after detonation. As the gas pressure reopens some arrested cracks and extends these, it contributes to the final structure of the damage zone induced by the blasting. This paper presents a simple method to evaluate the damage zone induced by gas pressure during rock blasting. The damage zone is characterized by analyzing crack propagations from the blasthole. To do this, a model of a blasthole with a number of radial cracks that are equal in length in a homogeneous infinite elastic plane is considered. In this model, crack propagation is simulated through the use of only two conditions: a crack propagation criterion and the mass conservation of the gas. The results show that the stress intensity factor of a crack decreases as the crack propagates from the blasthole, which determines the crack length. In addition, it was found that the blasthole pressure continues to decrease during crack propagation.

요 지

터널과 같은 지하 공동 굴착을 위한 발파로 주변에 손상이 발생하였을 경우, 암반의 역학적 및 수리적 불안정성을 유발하기 때문에 암반의 최종 손상영역의 예측은 매우 중요하다. 그러나 복잡한 발파거동으로 인해 손상영역을 적절히 예측하는 데에는 상당한 어려움이 따르고 있다. 이러한 어려움을 효과적으로 해결하기 위해 발파하중을 응력파와 가스압으로 분리한 많은 연구가 진행되었다. 응력파는 발파공 주위에 분쇄환(crushing annulus)과 파쇄균열대(fracture zone)를 형성시키며, 상당시간 지속되는 준정적인 가스는 파쇄균열대의 닫힌 균열내부에 침투하여 균열을 다시 진행시키는 역할을 하게 된다. 즉, 가스압은 최종적으로 암반에 손상을 가하는데 기여를 한다. 따라서 본 논문은 이러한 가스압에 의해 생성되는 균열의 최종 진행 길이를 예측함으로써 발파로 인한 최종 손상영역을 간단하게 예측할 수 있는 방법을 제시하고자 한다. 이를 위해 균질한 무한 탄성평면에서 발파공 주위에 대칭으로 형성되는 방사균열을 모델로 사용하였다. 이 모델에서 균열이 진행할 수 있는 조건과 가스의 질량이 일정하다는 두가지 조건을 사용하였다. 그 결과 응력확대계수는 균열이 진행할수록 감소하여 최종균열의 길이를 산정하였으며, 또한 발파공에 작용하는 압력도 감소하는 것을 확인하였다.

Keywords : Blasting, Damage zone, Gas pressure, Radial crack, Stress intensity factor

1 정회원, 한국과학기술원 스마트 사회기반시설 연구센터 연수연구원 (Member, Post-doctoral Researcher, Smart Infra-Structure Technology Center, KAIST, yjsim@kaist.ac.kr, 교신저자)

2 정회원, 한국과학기술원 건설 및 환경공학과 부교수 (Member, Associate Prof., Civil & Environmental Engrg., KAIST)

3 정회원, 홍익대학교 토목공학과 교수 (Member, Prof., Civil Engrg., Hong-Ik Univ.)

* 본 논문에 대한 토의를 원하는 회원은 2007년 5월 31일까지 그 내용을 학회로 보내주시기 바랍니다. 저자의 검토 내용과 함께 논문집에 게재하여 드립니다.

1. 서론

최근 철도 및 도로 터널, LNG 지하저장소, 그리고 핵 폐기물 저장소 건립을 위해 지하공동 굴착을 위한 발파가 많이 실시되고 있는 실정이며, 이로 인한 암반의 손상 영역을 적절히 예측하는 것은 지하공동의 안정성을 위해 매우 중요하다. 발파로 인한 암반의 손상은 암반의 역학적 특성(강도 감소) 및 수리적 특성(투수계수의 증가로 인한 지하수 유출)을 변화시키기 때문에 안정성 문제와 함께 지하공동 자체의 기능이 저하하는 등의 심각한 문제점이 발생할 수 있기 때문이다(Young과 Collins, 2001; Hou, 2003; Tsang 등, 2005).

수치해석(이인모 등, 2000; 김태훈 등, 2003), 확률론적 연구(이인모 등, 2004), 그리고 직접 실험(장수호 등, 2000) 등을 통하여 발파로 인한 손상영역을 파악하는데 많은 연구가 국내에서도 시도되고 있다. 그럼에도 불구하고, 복잡한 발파거동은 손상영역을 적절히 예측하는데 상당한 어려움을 주고 있다. 이러한 어려움을 효과적으로 해결하기 위해 발파하중을 동적인 응력파와 준정적인 가스압으로 분리한 많은 연구가 진행되었다(예, Brinkman, 1987). 발파 후, 응력파는 발파공 주위에 그림 1과 같이 분쇄환(crushing annulus)과 파쇄균열대(fracture

zone)를 형성시키며, 이와 동시에 상당시간 지속되는 준정적인 가스는 파쇄균열대의 닫힌 균열내부에 침투하여 균열을 다시 진행시켜 이산균열대(discrete fragment zone), 즉, 교란영역을 형성하는 역할을 하게 된다. 비록, 동적인 응력파가 파쇄균열대를 형성시키며 발파공 주위 암반에 가장 큰 손상을 일으키지만, 가스압은 응력파에 의해 생성된 균열을 다시 진행시켜 발파공으로부터 가장 원거리까지 암반에 손상을 가하는데 기여를 하여 최종적인 암반의 손상영역을 형성한다고 볼 수 있다.

실제로 가스압에 의한 발파가 손상영역의 주요인으로 간주한 연구가 진행되었다(예, Nilson 등, 1985; Paine과 Please, 1994). Nilson 등(1985)은 가스의 운동량 방정식과 에너지 손실을 고려한 발파모델을 제시하였고, Paine과 Please(1994)는 가스압에 의해 발파공과 균열주위에 형성되는 정확한 응력을 구하여 진행할 수 있는 균열의 길이를 산정하였다. 그러나 이들의 연구는 많은 조건과 그 복잡성으로 인하여 실제 발파에 응용하는데에는 어려움이 있다. 이에 본 논문에서는 비교적 간단하게 가스압에 의해 형성되는 균열의 길이를 예측함으로써 발파로 인한 암반의 최종 손상영역을 예측할 수 있는 방법을 제시하고자 한다.

2. 모델 설정 및 가정 사항

균열이 최종적으로 진행할 수 있는 길이를 계산하기 위하여 그림 2와 같이 절리가 없는 균질한 무한 탄성평면에 발파공과 그 주위에 대칭으로 형성되는 방사균열 모델을 사용하였다. 복수의 균열은 가스압에 의해 동일한 길이로 진행하며, 발파공 벽면과는 수직을 이루고 있는 것으로 가정하였다. 생성되는 균열의 수는 Gamsworthy(1990)에 의해 실험적으로 3 - 8개의 균열이 생성된다고 보고되었다. 그러나 본 논문에서는 균열이 네 개(N=4)인 단순

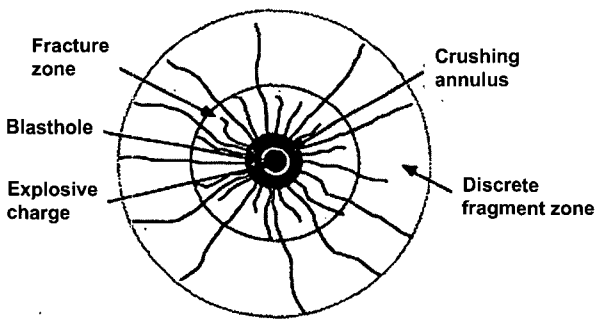


그림 1. 발파공 주위 암반의 손상 영역 구분(Whittaker 등, 1992)

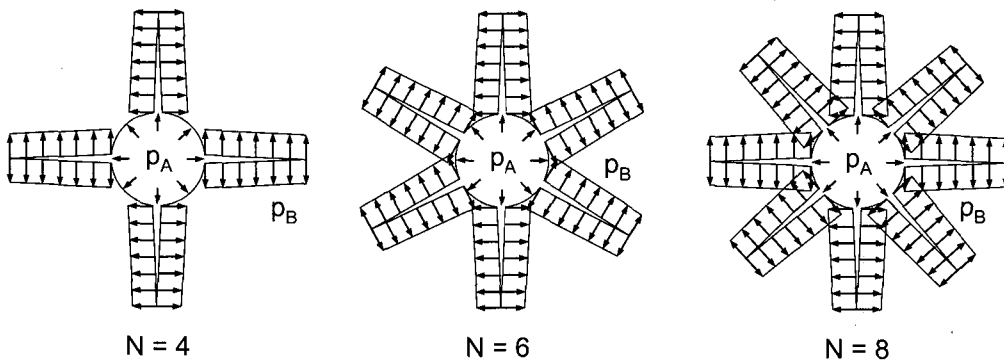


그림 2. 발파공과 발파공주위의 균열

한 모델을 선정하였고 분석을 실시하였다.

그림 2에서 p_A 와 p_B 는 각각 발파공과 균열내에 작용하는 가스압으로, 그 크기는 발파공과 균열내부에 동일한 크기로 작용하는 것으로 가정하였다. 특히, 균열내부에는 균열단 부분까지 가스압이 일정하게 작용하는 것으로 가정하였다. 실제 균열내부에 작용하는 가스압은 발파공내부에 작용하는 가스압에 비해 작거나 일정하게 작용하지 않을 것으로 예상할 수 있다. 그러나 본 논문에서는 균열이 가장 멀리 진행하여 최대한의 암반이 손상될 조건, 즉, 상한치의 경계를 찾기 위해 균열내부에 일정한 가스압이 작용하는 것으로 가정하였다.

본 논문에서는 발파로 인한 손상영역을 예측하기 위해 두가지 조건을 사용하였다. 첫 번째 조건은 균열의 진행 조건이다. 즉, 가스압에 의해 균열이 진행하려면 균열의 mode I 응력확대계수(K_I)가 암반의 mode I 파괴인성(fracture toughness, K_{Ic})보다 커야 한다($K_I \geq K_{Ic}$). 암반은 절리면이 존재하지 않는 균질한 암반으로 가정하였으므로, 가스압에 의해 균열이 진행할 시 mode II와 mode III는 관여하지 않는 것으로 가정하였다($K_{II} = K_{III} = 0$). 두번째 조건은 생성된 가스의 총 질량이 보존되어야 하는 조건이다($\Delta M = 0$). 이러한 두 조건을 사용하여 발파 가스압에 의해 최종적으로 균열이 진행할 수 있는 길이를 계산함으로써 형성되는 암반의 손상영역을 예측하였다.

그리고, 발파에 의한 가스압의 크기가 주위의 암반에 존재하는 현장응력보다 아주 크기 때문에 중력에 의한 영향은 무시하였다.

3. 정식화

발파시 생성되는 가스의 총 질량은 일정하게 유지되어야 하므로 다음과 같은 식으로 표현될 수 있다.

$$M_{blasthole} + M_{crack} = M_i \quad (1)$$

여기서, $M_{blasthole}$ 과 M_{crack} 은 각각 발파공과 균열내에 존재하는 가스의 질량이며, 이는 최대 가스압이 발생하여 대부분의 가스가 생성된 초기의 가스질량인 M_i 와 동일해야 하며 각각 다음과 같은 식으로 표현가능하다.

$$M_{blasthole} = V_{blasthole} \rho_g \quad (2)$$

$$M_{crack} = V_{crack} \rho_g \quad (3)$$

$$M_i = V_i \rho_{gi} \quad (4)$$

여기서, $V_{blasthole}$ 와 V_{crack} 는 가스압에 의한 발파공과 균열의 부피(체적)이며, V_i 는 초기 발파공의 부피(체적)이다.

또한, 가스의 밀도, ρ_g 는 다음과 같이 단열과정(adiabatic process)의 기체상태방정식을 도입하여 초기 가스의 밀도인 ρ_{gi} 와의 관계를 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\rho_g = \left(\frac{p}{p_i} \right)^{\frac{1}{\gamma}} \rho_{gi} \quad (5)$$

여기서, p_i 는 초기에 발생하는 발파공내의 가스압을 나타낸다. γ 는 단열지수(adiabatic exponent), 즉, 정압비열과 정적비열의 비를 나타내며, 그 값은 발파과정에서 1.2 - 3정도이다(Paine과 Please, 1994; Persson 등, 1994).

발파공과 균열내부에 작용하는 가스압의 크기가 동일하다고 가정하였으므로

$$p_A = p_B = p_0 \quad (6)$$

이면, 식 (2)~(5)를 식 (1)에 대입하면 다음과 같은 식을 얻을 수 있다.

$$V_{blasthole} \left(\frac{p_0}{p_i} \right)^{\frac{1}{\gamma}} + V_{crack} \left(\frac{p_0}{p_i} \right)^{\frac{1}{\gamma}} = V_i \quad (7)$$

식 (7)에 나타난 바와 같이 그림 2에 제시된 모델에서 임의의 압력에 따른 발파공과 균열의 부피를 계산해야 한다. 이를 위해, 그림 3과 같이 두 개의 보조 문제, 즉 Problem A와 Problem B로 분리하여 단순화하였다. Problem A는 발파공내에 가스압 p_0 만 작용하고 균열내부에는 가스압이 작용하지 않은 경우이며, Problem B는 발파공내에 가스압은 존재하지 않고 균열내부에 가스압 p_0 만 작용하는 경우이다. 즉, Problem A와 Problem B는 각각 한 개의 하중인 p_0 의 영향만을 받게 된다.

두 보조문제, 즉, Problem A와 Problem B에서 균열의 응력확대계수와 임의의 가스압에 의해 변형된 발파공과 균열의 부피는 탄성매체에서 다음과 같이 표현가능하다(Sim, 2004).

$$K_{IZ} = p_0 \sqrt{\pi r} k_{IZ}(l, r) \quad (8)$$

$$V_Z^{crack} = \frac{p_0^2}{E} f_z^{crack}(\nu, l, r) \quad (9)$$

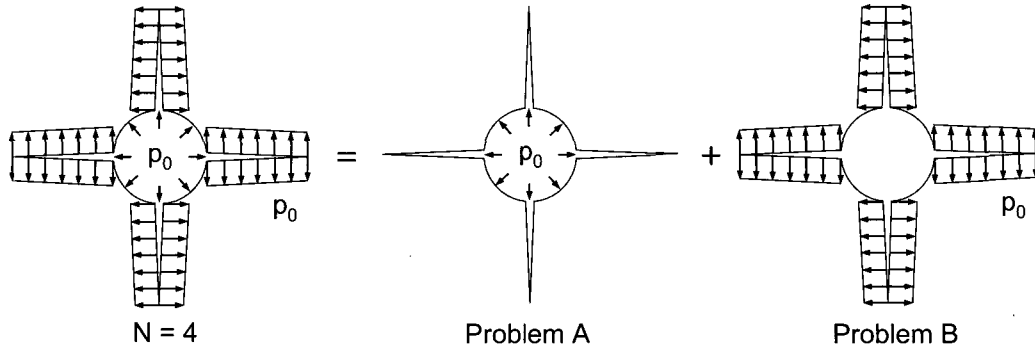


그림 3. 균열이 네 개인 경우(N=4) 두 개의 보조문제로의 분리

$$V_Z^{blasthole} = \frac{p_0 r^2}{E} f_Z^{hole}(\nu, l, r) \quad (10)$$

여기서, Z는 Problem A 또는 Problem B를, K_{IZ} 은 Problem Z에서 균열의 응력확대계수를, 그리고 V_Z^{crack} 와 $V_Z^{blasthole}$ 은 Problem Z에서 균열과 발파공의 부피를 각각 나타낸다. l 과 r 은 균열의 길이와 발파공의 반경을, E 와 ν 는 압반의 탄성계수와 포아송비를 각각 나타낸다. 또한, k_{IZ} , f_Z^{crack} , 그리고 f_Z^{hole} 은 무차원으로 공통적으로 균열 길이(l)와 발파공의 반경(r)의 형상함수(shape function)이며, 특히, f_Z^{crack} 와 f_Z^{hole} 은 포아송비(ν)의 함수이기도 하다. 제시된 세 개의 무차원 함수는 유한요소 프로그램인 FRANC2D(Wawrzynek와 Ingraffea, 1987)를 사용하여 결정하였다(부록 참조). 식 (8)~(10)의 세 개의 무차원 변수가 Problem A와 Problem B에서 각각 정해지면 중첩의 원리를 적용하여 다음과 같이 표현이 가능하다.

$$K_I = (p_0 k_{IA}(l, r) + p_0 k_{IB}(l, r)) \sqrt{\pi r} \quad (11)$$

$$V_{crack} = \frac{p_0 c^2}{E} f_A^{crack}(\nu, l, r) + \frac{p_0 c^2}{E} f_B^{crack}(\nu, l, r) \quad (12)$$

$$V_{blasthole} = \frac{p_0 c^2}{E} f_A^{hole}(\nu, l, r) + \frac{p_0 c^2}{E} f_B^{hole}(\nu, l, r) \quad (13)$$

식의 표현을 단순화하기 위해서 다음과 같은 함수를 도입하면

$$f_Z = f_Z^{crack}(\nu, l, r) + f_Z^{hole}(\nu, l, r) \quad (14)$$

발파공과 균열의 총부피는 식 (12)~(14)를 사용하여 다음과 같은 식으로 표현될 수 있다.

$$V = V_{crack} + V_{blasthole} = \frac{p_0 r^2}{E} f_A(\nu, l, r) + \frac{p_0 r^2}{E} f_B(\nu, l, r) \quad (15)$$

초기에 최고 가스압이 발생하면서 대부분의 가스가 발생될 때의 초기 발파공의 부피는 다음과 같이 구할 수 있다.

$$V_i = \frac{p_i r^2}{E} f_A(\nu, 0, r) \quad (16)$$

여기서, p_i 는 초기에 발생된 최대 가스압을 의미하며, 발파공주위에 균열이 아직 생성되기 직전($t=0$)의 시점이다. 따라서, 총부피변화량은 식 (15)와 식 (16)의 차이로 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\Delta V = \frac{p_0 r^2}{E} f_A(\nu, l, r) + \frac{p_0 r^2}{E} f_B(\nu, l, r) - \frac{p_i r^2}{E} f_A(\nu, 0, r) \quad (17)$$

한편, 발파공의 부피변화량($\Delta V_{blasthole}$)은 다음과 같이 표현이 가능하다.

$$\Delta V_{blasthole} = V_{blasthole} - V_i \quad (18)$$

식 (18)을 식 (7)에 대입하여 정리하면 총 부피변화량을 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\Delta V_{blasthole} + V_{crack} = \Delta V = V_i \left(\left(\frac{p_i}{p_0} \right)^{\frac{1}{\gamma}} - 1 \right) \quad (19)$$

따라서, 식 (17)과 식 (19)로부터 다음과 같은 식을 유도할 수 있다.

$$\begin{aligned} & p_0 f_A(\nu, l, r) + p_0 f_B(\nu, l, r) - p_i f_A(\nu, 0, r) \\ &= f_A(\nu, 0, r) p_i \left(\left(\frac{p_i}{p_0} \right)^{\frac{1}{\gamma}} - 1 \right) \end{aligned} \quad (20)$$

식 (20)으로부터 가스압 p_0 는 다음과 같이 정리되며

$$p_0 = p_i \left(\frac{f_A(\nu, 0, r)}{f_A(\nu, l, r) + f_B(\nu, l, r)} \right)^{\frac{\gamma}{\gamma+1}} \quad (21)$$

균열이 가스압에 의해 계속 진행하려면 다음과 같은 조건을 만족해야 한다.

$$K_I \geq K_{Ic} \quad (22)$$

또한, 식 (22)에 의해 식 (11)은 다음과 같이 표현되며 최종 균열길이(l)를 구할 수 있다.

$$K_I = (p_0 k_{IA}(l, r) + p_0 k_{IB}(l, r)) \sqrt{\pi r} \geq K_{Ic} \quad (23)$$

4. 비교 및 분석

4.1 결과 비교 및 분석

표 1은 비교 및 분석을 위하여 사용된 두 암반의 탄성계수, 포아송비, 파괴인성(K_{Ic})이다. 비교를 위하여 동일한 크기의 가스압인 $p_i = 100\text{MPa}$ 를, 단열지수는 $\gamma=3$ 을 사용하였다. 여기에서 Case 1과 Case 2는 각각 경암과 풍화암의 물성치에 해당한다(예, Whittaker 등, 1992).

분석 결과, 그림 4(a)는 균열이 진행함에 따라 정규화된 응력확대계수(K_I/K_{Ic})의 변화를 보여주고 있다. 균열은 정규화된 응력확대계수가 1보다 클 때, 즉, $K_I/K_{Ic} \geq 1$ 일 때 균열이 계속 진행할 수 있게 된다. 그 결과, 경암에서 발파를 실시했을 경우(Case 1), 균열은 발파공으로부터 0.98m까지 진행하며, 풍화암에서 발파를 실시했을 경우(Case 2), 균열은 1.3m정도까지 진행하여 발파공벽 주변의 손상된 영역을 예측할 수 있다. 예상한 바와 같이 약한 암반에서 최종손상영역이 크게 발생하는 것을 알 수 있으며, 최외곽공에서 손상영역을 최소화하기 위해서는 장약량을 조절하여 발생할 수 있는 최대 가스압의 크기를 줄여야 한다.

그림 4(b)는 발파공과 균열내부에 동일하게 작용하는 가스압의 변화를 나타내는 그림으로 균열이 진행할수록 발파공과 균열내부에 작용하는 가스압은 동일한 크기로 계속 감소하는 것을 알 수 있다. 두 경우를 비교한 결과, Case 2의 풍화암의 경우 Case 1보다 큰 변형이 발생하므로 발파공내에 밀도가 낮아져 발파공과 균열내에 가스압이 작게 나타나는 경향을 보여준다. 특히, 두 경우 모두 초기에 가스압이 큰 폭으로 감소하는 것을 보여주고 있다.

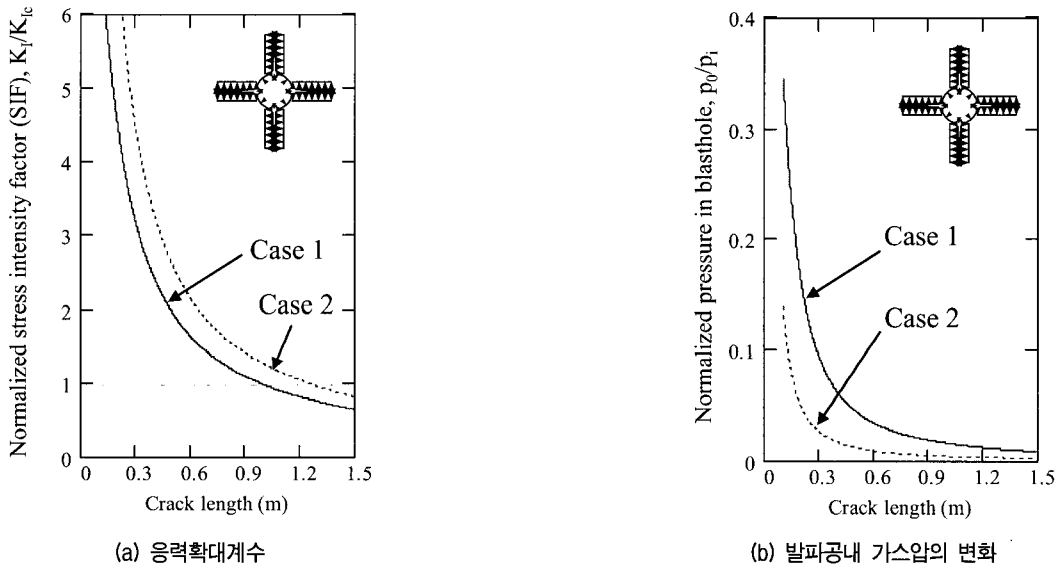


그림 4. 경암과 풍화암의 경우의 결과 비교(N=4)

표 1. 분석을 위해 사용된 두 암반의 물성치와 초기가스압

물성치	E (Pa)	ν	K_{Ic} ($\text{Pa} \cdot \text{m}^{1/2}$)	p_i (MPa)
Case 1	21×10^9	0.2	2.5×10^6	100
Case 2	2×10^9	0.28	0.5×10^6	100

4.2 균열내 가스 침투의 영향

지금까지의 결과는 균열내부에 가스가 침투하는 경우이다. 이러한 결과는 균열내부에 균열단 부분까지 발파공에 작용하는 동일한 가스압이 일정하게 작용하는 것으로 가정하였으므로 상한치의 손상영역에 해당한다.

그러나 발파시 동적인 응력파에 의해 생성되는 분쇄환은 잘게 부수진 암석파편으로 발파가스의 균열내로의 침투를 방해하는 역할을 하게 된다(Whittaker 등, 1992). 따라서 분쇄환은 발파효율에 상당한 영향을 끼치는 한편, 균열내로의 가스침투가 이루어 지지 않는다면 균열내로의 가스침투가 이루어지는 경우보다는 작은 손상영역을 나타낼 것으로 예측된다. 이러한 경우를 다루기 위해서는 그림 3에 제시된 두 개의 보조문제에서 Problem B(균열내에 가스압만 작용하는 경우)를 생략하고 Problem A(발파공내에 가스압만 작용하는 경우)만을 고려하면 된다. 그리고 3절에서 제시된 정식화 과정을 반복하여 정리하면 발파공내 가스압을 나타내는 식 (21)과 응력확대계수 조건에 관한 식 (23)은 다음과 같이 각각 최종적으로 변환된다.

$$p_0 = p_i \left(\frac{f_A(\nu, 0, r)}{f_A(\nu, l, r)} \right)^{\frac{\gamma}{\gamma+1}} \quad (24)$$

$$K_I = (p_0 k_{IA}(l, r)) \sqrt{\pi r} \geq K_{Ic} \quad (25)$$

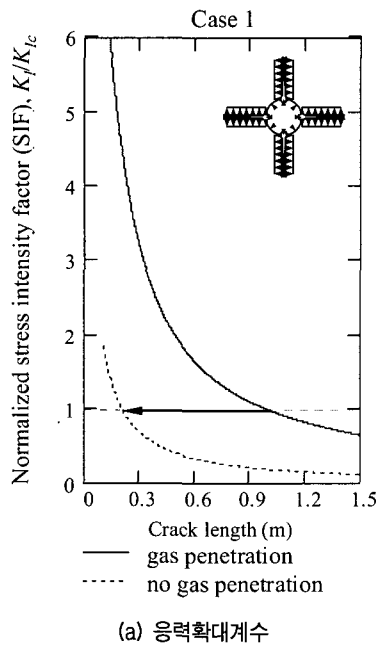


그림 5는 표 1에 제시된 경암(Case 1)의 물성치를 이용하여 가스가 균열내부에 침투한 이전의 결과(실선)와 그렇지 못했을 경우의 결과(점선)의 비교이다. 그림 5(a)에서 가스가 균열내부에 침투했을 경우, 균열은 0.2m 정도 진행하여 가스가 균열내로 침투한 경우(그림 4)인 0.98m에 비해 훨씬 못 미치는 것을 알 수 있다. 따라서 실제 발파시 분쇄환의 영향으로 많은 편차를 보일 것으로 예상된다. 한편, 그림 5(b)는 가스가 균열내부로 침투하지 못한 경우 발파공내 가스압은 가스가 균열내부로 침투한 경우보다 큰 경향을 보여주고 있다.

또한, 암반 절리의 영향으로 예상한 손상영역의 기대치와 많은 편차를 보일 것으로도 판단된다. 예를 들어, 암반 내에 절리가 존재하면 절리에서 가스압의 누수가 발생하여 균열이 발달하는데 비효율적일 수도 있으나, 그와 반대로 절리의 방향에 따라 적은 장약량만으로도 효율적인 발파가 이루어 질 수 있기 때문이다.

4.3 단열지수의 영향

표 2는 단열지수의 변화($\gamma = 2.0 - \infty$)에 따른 균열의 최종길이를 나타낸다. 암반 물성치와 초기가스압은 표 1에 제시된 값을 사용하였다. 그 결과, 단열지수가 크면 클수록 최종적으로 생성되는 균열의 길이는 작게 나옴을 확인하였다. 또한, 가스가 균열내부에 침투하는 경우, 그렇지 않은 경우에 비해 단열지수에 의한 영향은

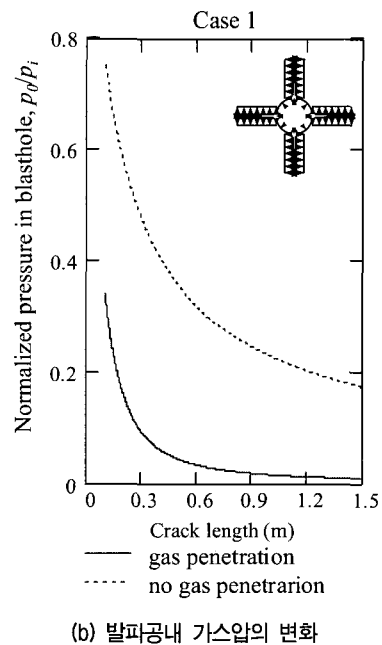


그림 5. 균열내로의 가스 침투의 영향

표 2. 단열지수 변화에 따른 생성된 균열의 최종 길이

γ	Case 1		Case 2	
	Gas penetration	No gas penetration	Gas penetration	No gas penetration
2.0	1.7m	0.21m	N/A	0.45m
2.5	1.21m	0.205m	1.74m	0.403m
3.0	0.98m(그림 4)	0.2m(그림 5)	1.3m(그림 4)	0.38m(그림 5)
∞	0.36m	0.18m	0.39m	0.24m

큰 것으로 나타났다. 한편, 표 2의 Case 2에서 $\gamma = 2.0$ 일 때 생성된 균열의 최종 길이를 구할 수 없는 이유는 무차원 함수를 구하기 위해서 사용했던 균열 길이의 범위가 수치해석상의 어려움으로 $l = 1.6\text{m}$ 까지만 제한되어 있기 때문이다. 따라서 표 2에서 계산된 균열의 길이가 1.6m 를 넘어서면 계산이 가능하더라도 이는 외삽에 의해 추정된 값이며, 보다 정확한 해를 구하기 위해서는 무차원 함수값의 범위를 더 늘려야 한다. 참고적으로 균열지수가 3.0보다 크게 되면, 표 2에 나타난 바와 같이 한 값에 수렴하게 된다.

5. 결론 및 추후 연구과제

본 논문에서는 발파에 의한 암반의 손상영역을 예측하기 위해 준정적인 가스압에 의해 발달되는 균열의 최종 진행 길이를 계산하였다. 이를 위해 한 개의 발파공과 그 주위에 대칭으로 네 개($N=4$)의 균열이 생성되는 간단한 모델을 사용하였다. 균열의 진행조건과 가스의 질량보존 법칙을 사용하여 균열의 최종적으로 진행할 수 있는 길이를 예측하여 발파공 주위의 손상영역을 예측하였다. 경암과 풍화암에서 발파를 실시했을 경우의 결과를 비교한 결과, 예상한 바와 같이, 풍화암의 경우 최종 균열의 길이가 더욱 확장되어 최종손상영역이 더 크게 나타날 수 있음을 알 수 있었다. 따라서 비교적 약한 암반에서 발파를 실시할 경우, 최외곽공에서 손상영역을 줄이기 위해서는 장약량 등을 조절하여 생성되는 최대 가스압을 줄일 필요가 있음을 확인하였다. 한편, 발파공내의 가스압은 균열이 진행함에 따라 계속 감소하는 추세를 보였다.

본 연구는 실제 발파에 응용하기 위해 실시된 기본적인 연구이다. 생성된 균열의 수가 네 개인 간단한 경우에 대한 연구이므로 추후 네 개 이상($N > 4$)의 균열이 생성될 때 이에 따른 최종손상영역의 예측이 필요하다. 또한, 발파시 인접 발파공과의 상호작용을 일으키므로 발파공이 두 개 이상인 경우에 대한 분석이 필요하다.

또한, 최종적으로는 실제 발파가 최소저항선을 이용한 방식이므로 자유면의 균열의 진행에 대한 역할에 대한 연구가 필요하다.

한편, 절리면의 영향도 실제 발파에서도 상당한 영향을 끼칠 것으로 예상된다. 발파공 주위에 절리면이 존재하게 되면 균열이 진행할 때 균열이 절리면과의 상호작용이나 가스의 누수 등의 이유로 발파공 벽면에 수직으로 진행을 한다거나 모든 균열이 동일하게 진행을 하는 경우의 가정은 유효하지 않을 가능성이 크므로 추후 이에 대한 체계적인 연구도 필요하다. 마지막으로 현장과 실내실험 등을 통해 실시된 자료와 본 연구의 분석을 토대로 본 연구를 검증하는 작업이 좀 더 필요하다.

감사의 글

본 연구는 과학기술부가 선정한 스마트 사회기반시설 연구센터(SISTeC)의 연구비 지원에 의하여 수행되었으며, 저자들은 이에 깊은 감사를 드립니다.

참고 문헌

1. 김태훈, 전석원, 박광준 (2003), “발파공 주변의 균열생성특성에 관한 연구”, *KTA 2003 Annual Conference*, May, pp.299-306.
2. 이인모, 최종원, 김상균, 김동현, 이두화, 김영욱 (2000), “유한요소해석을 이용한 터널 발파설계의 최적화”, *한국지반공학회지*, 제16권, 제5호, pp.63-74.
3. 이인모, 박봉기, 박채우 (2004), “터널발파로 인한 굴착선주변 암반거동의 확률론적 연구”, *한국지반공학회지*, 제20권, 제4호, pp. 89-102.
4. 장수호, 신일재, 최용근, 이정인 (2000), “발파에 의한 터널 주변 암반의 손상영역 평가에 관한 연구”, *한국지반공학회지*, 제16권, 제5호, pp.129-140.
5. Brinkman, J.R. (1987), “Separating shock waves and gas expansion breakage mechanisms”, *Proc. 2nd Int. Symp. on Rock Frag. by Blasting*, Keystone, CO, pp.6-15.
6. Garnsworthy, R.K. (1990), “The mathematical modeling of rock fragmentation by high pressure arc discharges”, *3rd Int. Symp. on Rock Frag. Blasting*, Brisbane, Australia, pp.143-147.
7. Hou, Z. (2003), “Mechanical and hydraulic behavior of rock salt in the excavation disturbed zone around underground facilities”,

Int. J. of Rock Mech. & Min. Sci., Vol.40, pp.725-738.

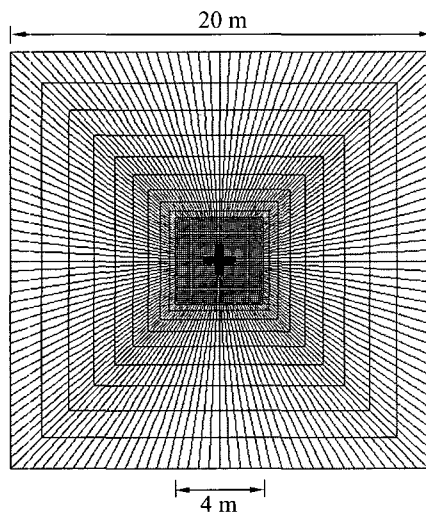
8. Nilson, R.H., Proffer, W.J. and Duff, R.E. (1985), "Modelling of gas-driven fractures induced by propellant combustion within a borehole", *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, Vol.22, No.1, pp.3-19.
9. Paine, A.S. and Please, C.P. (1994), "An improved model of fracture propagation by gas during rock blasting-some analytical results", *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, Vol.31, No.6, pp.699-706.
10. Persson, P.-A., R. Holmberg, and J. Lee (1994), "Rock blasting and explosive engineering", CRC Press.
11. Sim, Y.J. (2004), *Mechanics of complex hydraulic fractures in the Earth's crust*, Ph.D. Thesis, Georgia Institute of Technology pp. 168-171.
12. Tsang, C.F., Bernier, F., and Davis, C. (2005), "Geohydronechanical processes in the excavation damaged zone in crystalline rock, rock salt, and indurated and plastic clays-in the context of radio active waste disposal", *Int. J. of Rock Mech. & Min. Sci.*, Vol.42, pp.109-125.
13. Wawrzynek, P.A. and A.R. Ingraffea (1987), "Interactive finite element analysis of fracture processing: an integrated approach", *Theo. App. Fract. Mech.*, Vol.8, pp.137-150.
14. Whittaker, B.N., R.N. Singh, G. Sun (1992), *Rock fracture mechanics: principles, design and applications*, Development in Geotechnical Engineering, 71, Elsevier.
15. Young, R.P. and Collins, D.S. (2001), "Seismic studies of rock fracture at the underground research laboratory, Canada", *Int. J. of Rock Mech. & Min. Sci.*, Vol.38, pp.787-799.

(접수일자 2006. 4. 25, 심사완료일 2006. 10. 31)

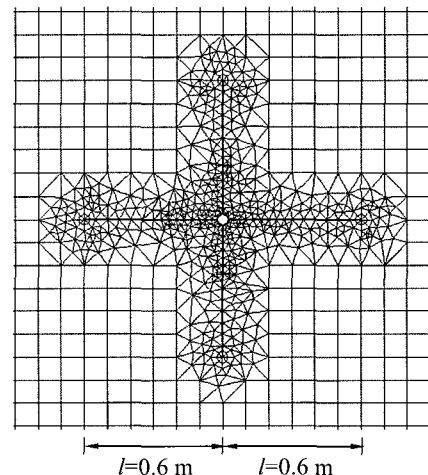
부록. 무차원함수의 결정

식 (8)~(10)에서 정의된 무차원 함수, $k_{ZZ}(l, r)$, $f_Z^{crack}(\nu, l, r)$ 와 $f_Z^{hole}(\nu, l, r)$ 를 결정하기 위해 유한요소 프로그램인 FRANC2D(Fracture Analysis Code, Wawrzynek와 Ingraffea, 1987)를 사용하였다. 그림 6(a)는 무차원 함수 결정에 사용된 유한요소 모델의 한 예를 보여주고 있다. 요소망의 크기는 무한 평면을 모델하기 위하여 가로와 세로 각각 20m인 크기를 사용하였고 평면 변형률 조건(plane strain condition)을 사용하였다. 그림 6(b)는 발파공으로 부터의 균열의 길이가 $l = 0.6m$ 일 때 확대된 발파공과 균열의 요소망을 보여주고 있다. 발파공의 직경은 $r = 0.045m$ 이다. 특히, f_Z^{crack} 와 f_Z^{hole} 은 각각 임의의 가스압에 따른 균열과 발파공 부피의 함수이기 때문에 임의의 가스압에 따른 균열과 발파공의 변위를 먼저 산정한 후 부피를 계산하여야 한다.

표 3은 Case 1의 물성치에 해당하며 암반에서 균열의 길이(l)가 0 - 1.6m사이의 무차원 변수의 변화를 나타낸다. 그림 7은 표 3의 Problem A에 해당하는 무차원 변수의 경향을 보여주고 있다. 그림 7의 (a), (b), 그리고 (c)는 Problem A에서 각각 가스압에 의한 발파공의 부피, 균열내부의 부피, 그리고 총부피((a)+(b))의 경향을 나타낸 것으로, 균열이 진행할수록 각각의 부피는 계속 증가하는 경향을 볼 수 있다. 그림 7(d)는 응력확대계수의 경향을 나타내며 균열이 진행할수록 감소하는 것을 볼 수 있다. 그림 8은 Problem B에서의 무차원 변수의 경향



(a) 전체요소망

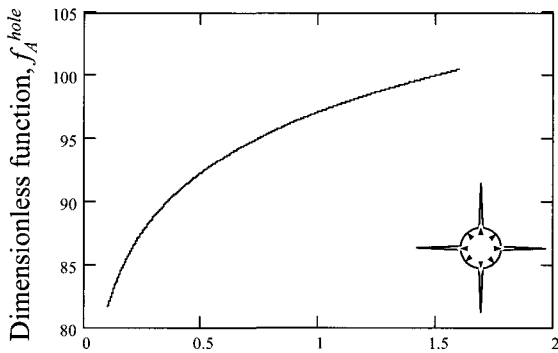


(b) 확대된 발파공 주변 요소망

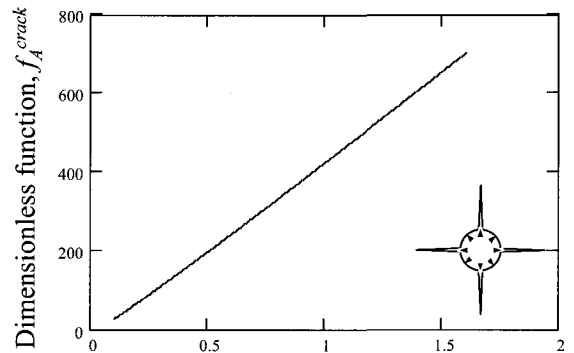
그림 6. 무차원함수 결정에 사용된 유한요소 모델 예

표 3. Case 1에 대한 무차원 변수 값

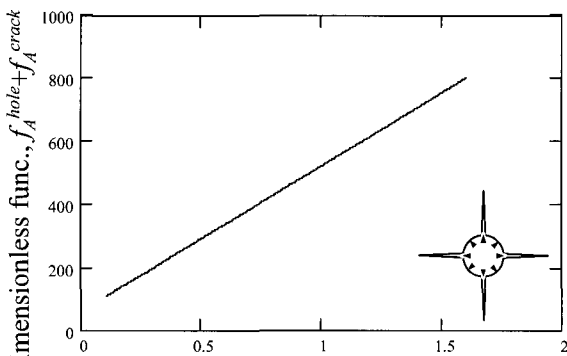
Case 1						
l(m)	Problem A			Problem B		
	f_A^{crack}	f_A^{hole}	k_{IA}	f_B^{crack}	f_B^{hole}	k_{IB}
0	0	73.4926	0	0	15.2697	0
0.1	25.8185	81.6689	0.2305	105.3423	93.5625	1.6437
0.2	67.1269	86.1910	0.1637	550.4604	147.3893	2.4636
0.3	110.2377	88.8764	0.1339	1348.7320	214.3418	3.0579
0.4	154.1425	90.8033	0.1160	2503.8334	294.0562	3.5845
0.6	243.0856	93.5579	0.0951	5884.5113	491.8153	4.4183
0.8	333.0469	95.5416	0.0827	10701.2581	740.8975	5.1245
1	423.8310	97.1022	0.0743	16965.9391	1042.3403	5.7534
1.2	515.3686	98.3949	0.0682	24693.1856	1397.1968	6.3242
1.4	607.7327	99.5044	0.0634	33901.8180	1807.2820	6.8478
1.6	700.9646	100.4797	0.0597	44610.9054	2273.8800	7.3461



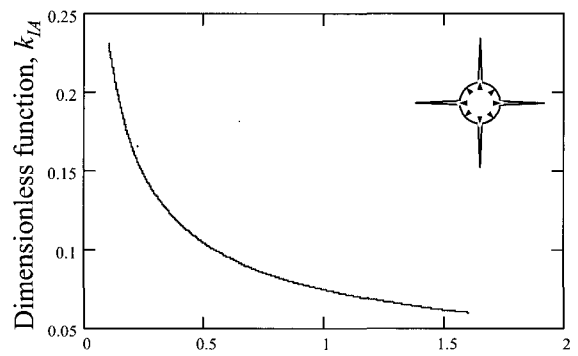
(a) 무차원 발파공의 부피(f_A^{hole})



(b) 무차원 균열의 부피(f_A^{crack})



(c) 무차원 총부피($f_A^{hole} + f_A^{crack}$)



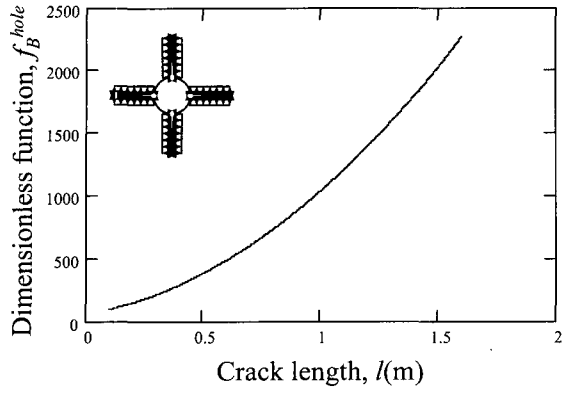
(d) 무차원 응력확대계수(k_{IA})

그림 7. Problem A의 균열의 길이에 따른 무차원 함수의 변화(Case 1)

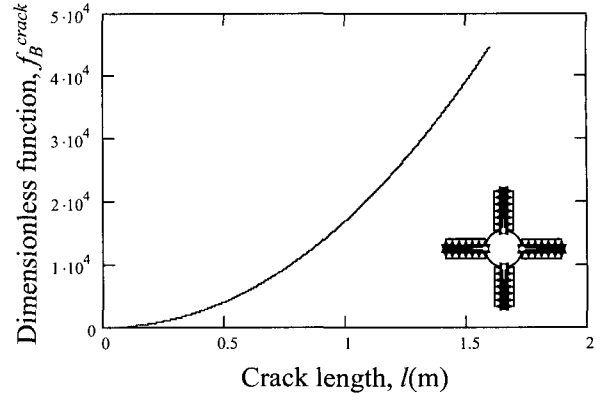
을 나타내며, 특히, 응력확대계수는 균열이 진행될수록 Problem A의 경향과는 반대로 증가하는 현상을 볼 수 있다.

Case 2에 해당하는 무차원 변수를 구하기 위해서는

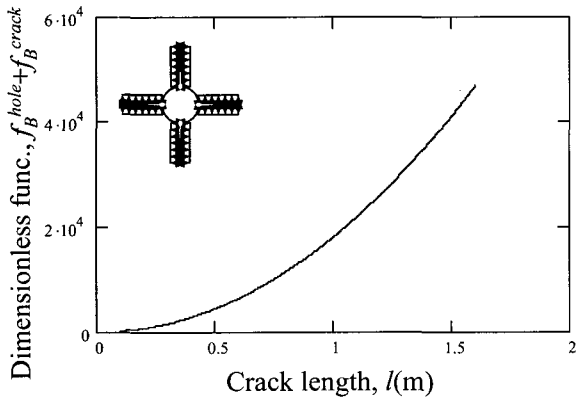
이에 해당하는 탄성물성치를 사용하여 Case 1과 같은 방식을 반복해야 하지만, 무한탄성 평면이기 때문에 다음과 같은 식을 도입하여 발파공과 균열의 변위를 계산하면 된다.



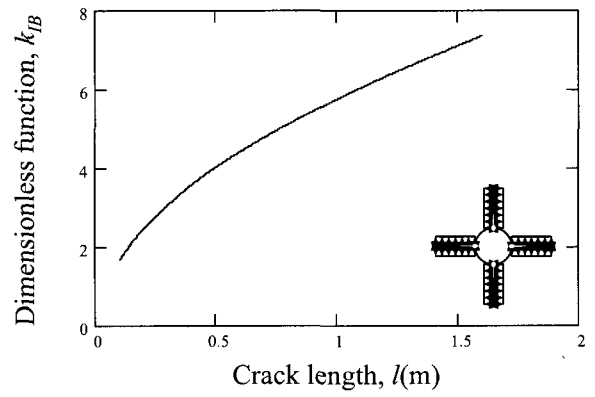
(a) 무차원 발파공의 부피(f_B^{hole})



(b) 무차원 균열의 부피(f_B^{crack})



(c) 무차원 총부피($f_B^{hole} + f_B^{crack}$)



(d) 무차원 응력확대계수(k_{IB})

그림 8. Problem B의 균열의 길이에 따른 무차원 함수의 변화(Case 1)

$$u_2 = u_1 \frac{E_1 (1 - \nu_2^2)}{E_2 (1 - \nu_1^2)} \quad (26)$$

여기서, 탄성물성치의 첨자 1과 2는 각각 Case 1과 Case 2에 해당한다. 따라서, 식 (26)으로부터 계산된 변위로부터 발파공과 균열의 부피를 쉽게 계산할 수 있다. 응력확대계수는 탄성물성치에 좌우되지 않으므로 표 3의 k_{IA} 와 k_{IB} 는 Case 2와 동일한 값을 가진다.