

노치성형 발파공을 이용한 균열제어 발파방법의 균열발생 특성에 대한 수치해석적 고찰

백승규¹⁾ · 김재동²⁾ · 류창하³⁾ · 임한욱²⁾

Numerical Study on the Characteristics of Fracture Growth in Fracture Controlled Blasting using Notched Blasthole

Seung-Kyu Baek, Jae-Dong Kim, Chang-Ha Ryu and Han-Uk Lim

1. 서 론

발파는 토목, 건설현장이나 광산 등에서 암반에 대한 굴착 방법으로서 가장 널리 쓰이고 있는 방법중의 하나이다. 그러나 최근 들어 발파에 의한 진동이나 소음 등의 위해가 사회적 문제로까지 대두하고 있으며, 또한 발파작업에서 작업계획에 대한 결과의 정밀도를 높이기 위하여 조절발파 등 여러 가지 방법들이 연구 발전되어 가고 있는 추세에 있다. 이러한 연구들은 주로 현장 발파작업 및 발파패턴의 설계에 치중되어 있으며 발파모형을 이용한 해석 연구는 다소 미진한 정도이다.

본 연구에서는 노치(notch)가 성형된 발파모형을 도입하여 동허중 하에서의 탄소성 유한요소해석을 실시함으로써 동적 발파 압력에 대한 암반의 반응, 탄성 및 소성 변형의 발생특성 그리고 이로 인한 발파균열의 성장 전파 특성을 분석하여 균열의 능동적 제어와 보다 효율적이고 정밀한 발파가 이루어질 수 있는 조건들을 규명하고자 하였다.

발파 균열의 성장 및 제어에 관해서는 균열의 성장 촉진 정도 및 그의 제어, 성장 방향의 제어, 발파로 인한 주위 암반 및 인근 구조물 등에 대한 영향의 최소화 등이 중요한 과제로 대두하게 된다. 이에 대하여 본 연구에서는 균열의 능동적인 제어와 효율적인 발파를 위하여 발파공내에 공경 방향으로 노치를 적용한 모델에 대한 발파 효과를 검증하고 노치로부터 성장 전파하는 발파 균열을 특정 방향으로 능동적으로 유도 제어하는 문제를 고찰하였다.

2. 노치공 주위의 이론해 및 유한요소 해석 조건

발파공에 노치를 가공했을 경우, 노치 끝 부분의 응력상태에 대한 이론해는 파괴역학 이론에 따라 구할 수 있다. 이를 일반적인 원형공 주위의 탄성해와 비교하고, 유한요소해석에 적용된 조건들에 대하여 기술하면 다음과 같다.

2.1 기초 이론

2.1.1 원형공 주위의 탄성해

원형공 내부에만 압력이 작용할 경우 공주위에 있는 임의의 한 점에서의 응력을 탄성해석에 의해 구할 수 있으며, (1)식과 같다.²⁾

1) 학생회원, 강원대학교 공과대학 자원공학과 박사과정
2) 정회원, 강원대학교 공과대학 자원공학과 교수
3) 정회원, 한국자원연구소 자원연구부 책임연구원

$$\sigma_r = \frac{a^2 P_i}{b^2 - a^2} \left(1 - \frac{b^2}{r^2} \right)$$

$$\sigma_\theta = \frac{a^2 P_i}{b^2 - a^2} \left(1 + \frac{b^2}{r^2} \right)$$

(1)

P_i = 내부 압력

a = 중심으로부터 내벽까지의 거리, 공반경

b = 중심으로부터 외벽까지의 거리

r = 중심으로부터 축점까지의 거리

2.1.2 노치공 주위의 파괴역학해

선형 탄성 파괴역학을 이용하면 노치가 있는 원형공 내부에 압력이 작용할 경우 노치 첨단에서 근접한 한 점에서의 응력을 구할 수 있으며, 그 해는 (2)식과 같다.^{3,7)}

$$\sigma_x = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right]$$

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right]$$

(2)

σ_x, σ_y = x 방향의 응력, y 방향의 응력

K_I = 파괴 인성

θ = 노치 첨단에서부터 축점이 이루는 각도

r = 노치 첨단에서부터 축점까지의 거리

Fig. 1은 노치가 있는 원형공 내부에 압력이 작용하는 조건을 보여준다. 압력 p 가 공벽에 수직인 반경방향으로 작용하고, 압력 λp 가 노치 벽면에 수직으로 작용할 경우 K_I 은 (3)식에 의해 구할 수 있다. 이때 노치의 길이에 따라 공벽면에 작용하는 압력의 크기는 달라지며, (3)식의 λ 는 노치면에 압력이 작용할 경우 2.24이고, 압력이 작용하지 않은 경우 1.12 이다.^{3,7)}

$$K_I = \lambda p \sqrt{\pi a}$$

(3)

2.2 해석 방법

본 해석의 목적은 발파 균열의 제어를 위하여 노치공 발파에 대한 유한요소해석을 통하여 최적의 발파 모델을 수

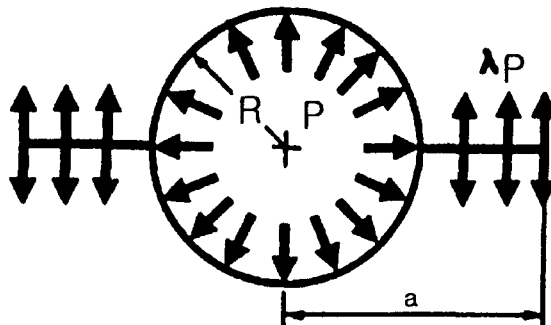


Fig. 1. Notched blast hole with internal pressure

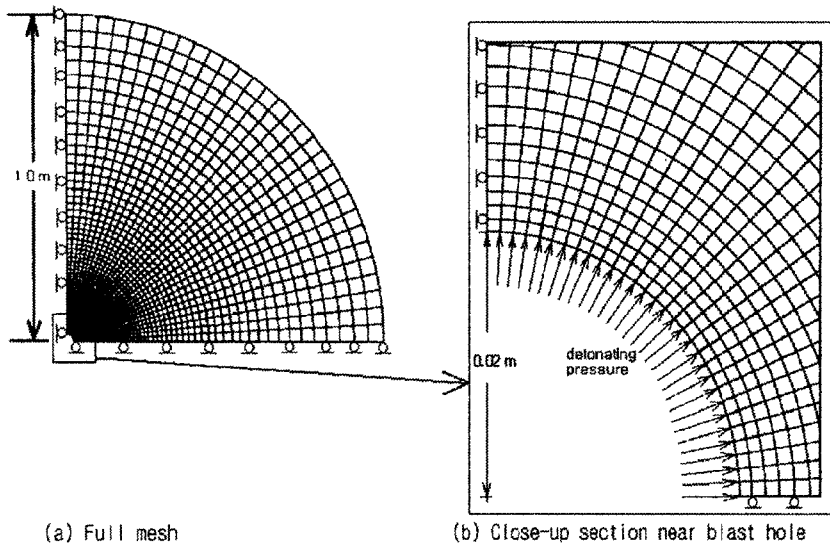


Fig. 2. Two dimensional finite element mesh for elastic analysis with 7236 nodes and 2340 elements

치해석적으로 표현하기 위함이다. 유한요소해석방법으로는 이미 탄성 및 탄소성 그리고 동하중하에서의 해석에 있어 세계적으로 결과의 적합성이 검증되어 있는 ANSYS program package(Swanson Analysis System Inc., revision 5.0)를 사용하였으며, 이로부터 구해진 해석 결과를 탄성학에 근거한 이론해와 비교 검토함으로써 본 연구에서 적용하고자 하는 발파 균열 제어 모델에 대한 타당성을 검증하여 노치공 발파에서 균열의 전파에 대한 최적의 조건을 구하고자 하였다.

2.2.1 유한 요소망 및 입력물성

2차원 탄성 해석의 경우, 반경 2 cm 인 발파공에 반경방향으로 압력이 가해지는 형태이다. 발파 충격의 전파거리를 고려하여 공반경의 50배인 1 m를 모델의 크기로 하였다. 원형공 해석이므로 모델의 대칭성을 이용하여 1/4 부분을 해석하였다. Fig. 2(a)는 해석에 사용된 유한요소망이다. 경계조건은 모델의 하부면(x 축)의 수직변위를 구속하였으며, 측면(y 축)은 수평변위를 구속하였다. 8절점 요소를 사용하였으며, 총 절점수는 7236개이고 요소수는 2340개이다. Fig. 2(b)는 (a)의 그림에서 발파공 주변부를 확대한 것이다.

암석은 탄소성 변형거동을 보이므로 보다 정확한 해석을 실시하기 위하여 3차원 탄소성 해석을 실시하였다. Fig. 3은 3차원 모델을 나타낸 것으로 2차원 해석 모델을 발파공 굴착 방향으로(z축) 0.1m 확장시킨 실린더(cylinder)

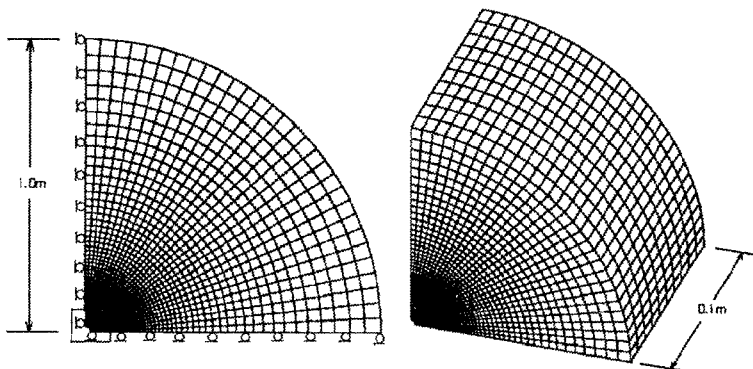


Fig. 3. Three dimensional finite element mesh for elasto-plastic analysis with 26934 nodes and 23400 elements

Table 1. Rock properties of Jechon granite

Property	Mean
Young's modulus	56.71 GPa
Poisson's ratio	0.261
Tensile strength	8.335 MPa
Uniaxial compressive strength	140.24 MPa
Density	2667 kg/m ³

형태이다. 2차원 탄성 해석의 경우와 같이 모델의 대칭성을 이용하여 1/4 부분을 해석하였다. 20절점 요소를 사용하였으며, 총 절점 수는 26934개이고, 요소 수는 23400개이다. 경계조건은 2차원 해석과 유사한 방법으로 모델의 하부면(xz 면)은 면 전체의 y방향 변위를 구속하였으며, 측면(yz 면)은 면 전체의 x 방향 변위를 구속하였다. 또한 공의 굴착방향의 변형을 구속하는 평면 변형을 상태로 해석을 실시하였다.

모델링에 사용된 물성치로는 현재 국내에서 화강암 석재로 널리 사용되고 있는 제천석의 물성치를 사용하였으며, 값은 Table 1과 같다.

2.2.2 일반 발파공에 대한 해석

일반적인 발파공에 대한 탄성해석에서, 발파 압력은 공벽에 수직인 반경 방향으로 압력이 가해지도록 하고, 크기는 미국 National Highway Institute에서 제시한 (4)식과 (5)식을 이용하였다.⁸⁾ 현재 국내에서 시판되고 있는 일반용 다이내마이트의 경우 비중 1.3, 폭발 5000 m/sec, 화약직경 25 mm, 길이 218 mm, 무게 125 g 이므로 (4)식을 이용하여 폭발 압력을 계산한 결과 7.263 GPa이 계산되었다. 이 압력은 화약 1 kg 당 폭발 압력이고, 길이 10 cm의 발파공에 대한 약량이 57.3 g 이므로 발파 압력은 416 MPa로 계산되었다. 화약의 직경과 발파공경의 관계를 고려한 (5)식을 이용하여 공벽면에 작용하는 발파 압력을 계산한 결과 102 MPa이 계산되었으며, 본 연구에서는 100 MPa을 발파 압력으로 하여 해석을 하였다.

$$P_D = \frac{4.18 \times 10^{-7} \times SGe \times V_e^2}{1 + 0.8 SGe} \quad (4)$$

$$P_B = P_D \times \left(\frac{d_c}{d_h} \right)^3 \quad (5)$$

P_D = Detonation pressure (kbar)

SGe = specific gravity of the explosive

V_e = Detonation velocity (ft/sec)

P_B = decoupled detonation pressure (kbar)

d_c = charge diameter

d_h = borehole diameter

정하중 하의 탄소성 해석에서 가해진 발파 압력의 크기와 방향은 탄성의 경우와 같다. 본 연구에 사용된 탄소성 해석 모델은 각 요소의 적분점(integration point, Gauss point)에서 계산된 주응력 중 최대주응력의 크기가 인장응력보다 클 경우 cracking이 발생하여 그 요소는 인장 및 전단응력에 대한 저항력을 상실하며, 주응력들이 전부 압축응력일 경우에는 crushing이 발생하여 인장응력에 대한 저항력을 상실하고, 전단응력에 대한 저항력은 유지한다.

발파하중은 매우 짧은 시간에 큰 동하중이 작용하는 특징을 지니고 있다. 이러한 특성으로 인한 암반내의 응력 및 변형 거동과 균열의 전파 특성을 알아보기 위하여 동적 해석을 하였다.

본 연구에서는 이를 결정하기 위하여 실측된 자료를 수집하였다.⁹⁻¹⁰⁾ 현재까지 수집된 실측자료들은 주로 발파 공으로부터 3~5 m 떨어진 암반 내에서 측정된 것이어서 이로부터 발파 공벽에서의 최대압력까지 증가시간과 damping을 구하기 위하여 증가시간과 damping을 변화시켜가며 해석을 실시함으로써 실측치에 부합하는 입력자료를 역산하였다.

먼저 최대압력까지의 증가시간을 구하기 위하여 damping을 0.02로 하고 최대압력까지의 증가시간을 1, 0.1, 0.01, 0.001, 0.0001, 0.00001초로 변화시키며 해석하였으며, 자동시간증분(automatic time stepping)기법을 이용하여 최대압력 및 증가 시간은 1/20 씩 증가시켰다.

동적인 해석을 할 경우 물질의 damping에 따라 변형 거동 및 하중 반응이 다르게 나타난다.

Damping은 물질에 외부로부터 외력이 가해졌을 경우 시간이 지남에 따라 점차 에너지의 크기가 감소하는 것을 말한다. 본 연구에 사용된 동적 해석에 대한 평형방정식은 (6)식과 같이 나타낼 수 있다. Damping에 관련된 [C] matrix는 diagonal matrix 이다. 최적의 damping을 알아보기 위하여 최대압력까지의 증가시간을 0.01초로하고, 0.01, 0.02, 0.05, 0.10으로 변화시키며 해석을 하였다.

$$[M]\{\ddot{u}\} + [C]\{\dot{u}\} + [K]\{u\} = \{F\}$$

[M] = structure mass matrix

[C] = structure damping matrix

[K] = structure stiffness matrix

{F} = time-dependent forcing function

{u} = nodal displacement vector

{\dot{u}} = nodal velocity vector

{\ddot{u}} = nodal acceleration vector

2.2.3 노치 발파공의 해석

발파시 생성되는 균열면을 원하는 방향으로 성장 및 제어하기 위하여 공벽면에 노치를 적용한 모델에 대하여 해석을 하였다. 노치가 있는 경우 발파압력은 공벽 및 노치면에 수직한 방향으로 가해지도록 하였으며, 크기는 정적인 해석의 경우 노치 첨단에서 응력 집중 현상이 발생하므로 30 MPa로 하였으며, 동적인 해석의 경우 일반 발파공과 같은 100 MPa로 하였다. 정적해석과 동적해석에 압력을 다르게 준 이유는 3.2.2절에서 고찰하였다.

노치를 성형한 발파공에서 노치의 폭과 깊이 변화에 따라 균열의 확장 및 전파 정도에 영향이 있을 것으로 추정할 수 있다. 따라서 노치의 폭 및 깊이에 대한 최적 조건을 구하기 위하여 노치가 적용될 발파공 벽면을 기준으로 폭과 깊이를 변화시켜주며 해석을 하였다.

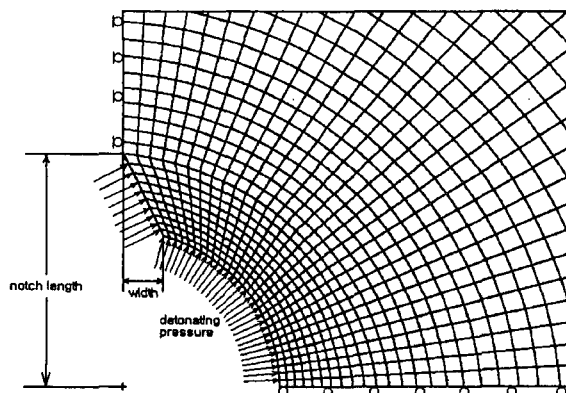


Fig. 4. Zoomed view near notched blast hole

노치의 깊이가 30 mm 인 상태에 대하여 폭을 1 mm, 5 mm, 10 mm로 변화시켰으며, 폭이 5 mm 인 상태에 대하여 깊이를 30 mm, 40 mm, 50 mm로 변화시켜 해석하였다.

Fig. 4는 공벽면에 적용된 노치 부분을 확대하여 나타낸 것이다. 실제 노치의 크기는 그림상에서 구별하기가 힘들기 때문에 확대하여 나타내었다.

3. 해석 결과 및 검토

3.1 일반 발파공

3.1.1 정하중 하에서의 탄성, 탄소성 해석의 비교

유한요소 해석시 요소크기, 모양 등으로 인해 나타나는 영향을 검토하기 위하여 탄성해석으로부터 얻어진 결과를 (1)식의 이론해와 비교하였다. 각 절점에서의 오차의 한계는 일반적으로 컴퓨터 모델링에 사용되는 범위인 0.1%로 하였다.

요소의 크기는 발파공 벽면에 30개 이상의 요소를 가질 경우 해석시의 오차가 이론해와 비교하여 볼 때 0.1% 범위 내에 있으므로 탄성 및 탄소성 해석에서 요소의 크기로 결정하였다.

Fig. 5는 탄성 이론해와 정하중 하에서의 탄성 및 탄소성 해석 결과를 비교한 것이다. 탄성 해석 결과와 이론해는 0.1% 이내의 오차를 보이므로 Fig 상에서는 구별하기 곤란하나, 탄소성해석의 경우는 응력의 분포가 탄성해석에 비하여 전체적으로 높게 나타나고 있는 것을 알 수 있다. 각 절점에서의 최대 주응력을 인장강도와 비교한 결과 탄성해석에서는 공반경의 3배인 6 cm 범위까지 최대 주응력의 크기가 인장강도보다 컸으며, 탄소성 해석의 경우 공반경의 15배인 30 cm 범위까지 **cracking**이 발생하였다.

단순히 인장강도와 최대 주응력의 크기를 비교하여 균열의 전파를 확인할 경우, 탄소성 해석의 경우가 탄성해석에 비하여 균열이 5배 정도 멀리 전파하였다고 볼 수 있다. 실제 발파에서는 암석의 파괴가 수반되므로 탄소성 해석 결과가 보다 타당한 것으로 판단된다.

3.1.2 동하중 하에서의 damping 역산

동적인 해석을 할 경우 물질의 **damping**에 따라 변형 거동 및 하중 반응이 다르게 나타난다. 그러므로 **damping**의 변화로 인한 암반의 변형거동을 실측치와 비교하여 최적의 입력변수를 얻기 위하여 최대압력까지의 증가시간은 0.01초로하고, 0.01, 0.02, 0.05, 0.10으로 변화시키며 해석을 하였다. Fig. 6은 **damping**을 변화시키며 해석한 결과들을 비교한 것이다. 정적인 해석을 할 경우와 비교하여 **damping**의 크기가 커질수록 응력의 분포가 전체적으로 낮게 나타난다. 이것은 **damping**의 크기가 클수록 매질 내에 흡수되는 발파에너지가 크다는 것을 의미하는 타당한 결과이다. 일반발파공의 동적 해석시 **damping**을 0.01, 0.02, 0.05, 0.10으로 변화시켰을 경우 균열의 전파거리는 5

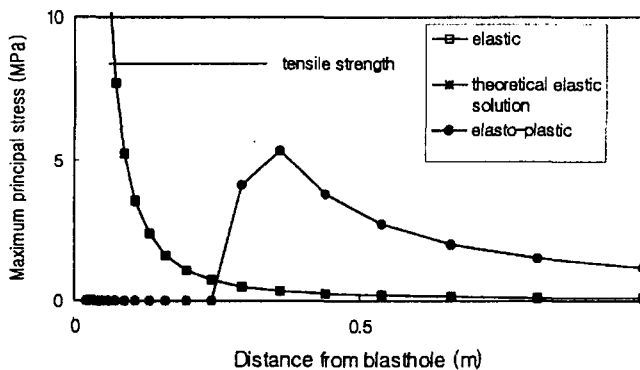


Fig. 5. Comparison of theoretical elastic solution with elastic and elasto-plastic analysis results for normal blasthole

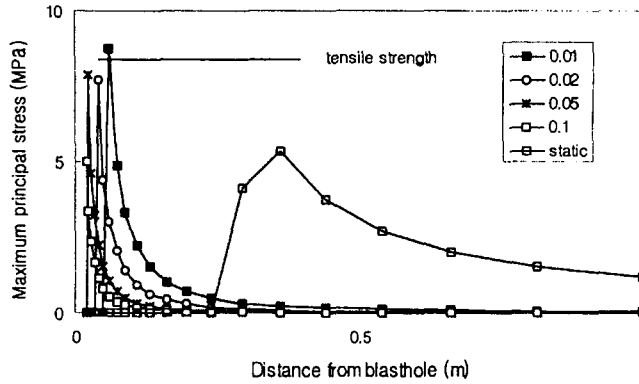


Fig. 6. Effect of damping coefficients on the stress distribution around a normal blasthole

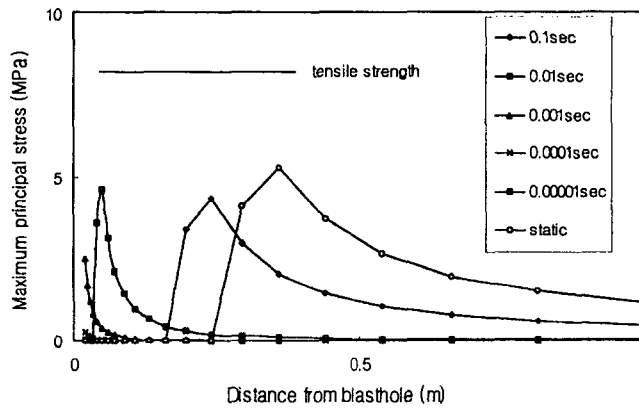


Fig. 7. Effect of rise times on the stress distribution around a normal blasthole under dynamic loading condition

cm, 4 cm, 1 cm, 0 cm (균열전파없음)으로 나타났다. 또한 damping의 크기가 클수록 응력 분포가 전체적으로 낮게 나타났지만, 0.02이하에서는 큰 차이를 보이지 않는 것을 알 수 있었다. 따라서 본 연구에서 암석의 damping으로 일반적으로 콘크리트의 damping값으로 사용되고있는 0.02를 채택하여도 타당할 것으로 판단된다.

3.1.3 동하중 하에서의 최대압력까지의 증가시간 역산

동적 해석을 할 경우 발파 압력의 최대 압력까지의 최적의 증가시간을 알아보기 위하여 damping은 0.02로 하고, 0.1, 0.01, 0.001, 0.0001, 0.00001초로 변화시키며 해석을 하였다. Fig. 7은 최대압력까지의 증가시간을 변화시키며 해석한 결과를 나타낸 것이다. 정적인 해석을 할 경우에 비하여 최대 압력까지의 증가시간이 짧아질수록 응력의 크기도 전체적으로 낮게 나타나는 것을 알 수 있었다. 최대압력까지의 증가시간을 0.1, 0.01, 0.001, 0.0001, 0.00001초로 하였을 경우 균열의 전파거리는 20 cm, 4 cm, 0 cm, 0 cm, 0 cm 였다. 최대압력까지의 증가시간은 동적 해석을 할 경우 해석결과에 큰 영향을 주므로 이를 신중하게 결정하여야 할 것으로 판단되며, 본 연구에서는 실측된 자료를 참고로 0.01초를 최대압력까지의 증가시간으로 하였다.

본 연구에서는 탄소성 동적 해석시 최대압력까지의 증가시간을 0.01초로하고, damping은 0.02로 해석을 하였다.

3.2 노치 발파공

3.2.1 정하중 하에서의 탄성 탄소성 해석의 비교

Fig. 8은 노치가 있는 발파공에 대하여 정하중 하에서의 탄성 및 탄소성 해석을 비교한 것이다. 노치는 폭 5 mm, 깊이 30 mm 인 경우이고, 하중은 일반발파공의 하중의 30%인 30 MPa로 하였다. 하중수준을 30%로 한 것은 그

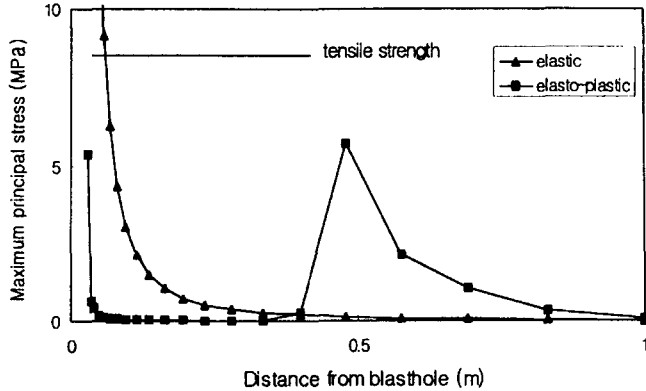


Fig. 8. Comparison of elastic and elasto-plastic analysis under static loading conditions for notched blasthole

이상의 하중이 가해질 경우 모델의 외부경계 이상으로 균열이 전파되어 해석을 할 수 없었기 때문이다. 정하중 30 MPa 수준에서도 균열이 과대하게 발달한 이유는 동하중의 경우에서 압력이 순간적으로 가해진 후 급격히 감소하는 것과는 달리, 시간의 영향을 고려하지 않고 압력이 작용되기 때문으로 분석할 수 있으며, 실제 발파공에서는 이와 같은 조건은 이루어 질 수 없는 것이다.

응력의 분포는 탄소성의 경우가 탄성의 경우에 비하여 전체적으로 높게 나타났다. 탄소성 해석에서의 균열의 전파거리는 공반경의 23배인 46 cm 이고, 탄성해석의 경우 공반경의 3배인 6 cm 였다.

3.2.2 동하중 하에서의 노치 폭의 영향

발파공 벽면에 적용된 노치는 발파 균열을 보다 능동적이고 효과적으로 조절하기 위한 방법의 하나로 본 연구에서 고려되었다. 노치에 대한 최적 조건을 구하기 위하여 발파공 벽면에 적용된 노치의 폭과 깊이를 바꾸어 주며 해석을 하였다. Fig. 9는 동하중하에서 노치의 깊이가 30 mm 일 때, 폭을 1 mm, 5 mm, 10 mm로 변화시키며 해석한 결과를 나타낸 것이다. 해석 결과 노치의 폭이 10 mm일 경우 균열의 확장 범위는 공 반경의 5배인 10 cm 까지 전파하였으며, 5 mm 일 경우 균열은 공 반경의 4배인 8 cm 까지 전파되었고, 1 mm 일 경우 공 반경의 3.5배인 7 cm 까지 균열이 전파하였다. 노치 길이 30 mm에 대한 해석결과 1 mm, 5 mm, 10 mm 범위의 노치의 폭은 균열의 전파에 큰 영향 주지 않는 것으로 나타났다.

3.2.3 동하중 하에서의 노치 깊이의 영향

Fig. 10은 동하중 하에서의 노치 깊이의 영향을 알아보기 위하여 폭 5 mm인 경우에 대하여 깊이를 30 mm, 40

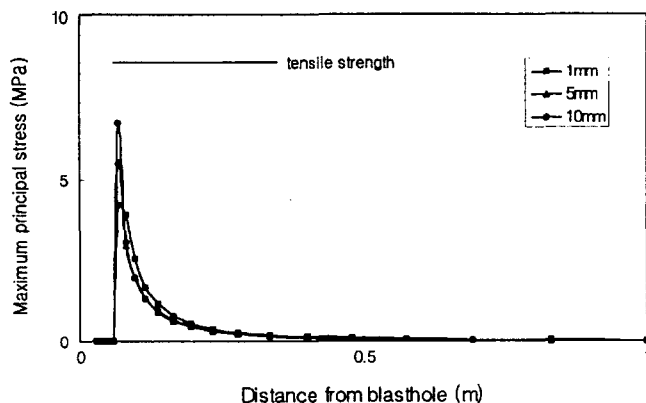


Fig. 9. Effect of widths on the stress distribution around a notched blasthole under dynamic loading condition

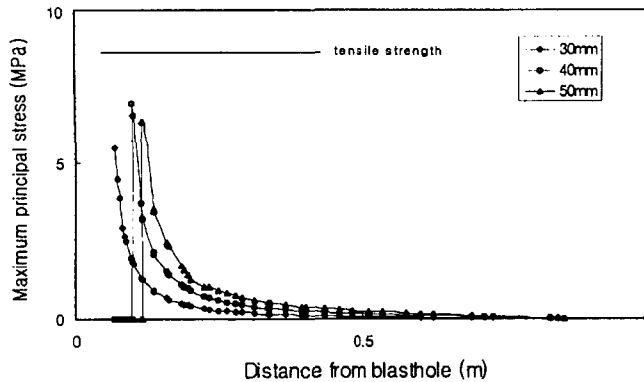


Fig. 10. Effects of notch lengths on the stress distribution around a notched blasthole under dynamic loading condition

mm, 50 mm로 변화시키며 해석한 결과를 비교한 것이다. 해석결과 응력의 분포에 따라 전파되는 균열의 범위는 각각 8 cm, 9 cm, 12 cm로 나타나 노치의 길이에 비례하게 증가하는 경향을 볼 수 있다. 이는 노치가 깊어질수록 압력이 작용되는 노치 벽면의 면적이 증가하는 것에 의한 영향으로 생각되며 이로 인하여 노치의 첨단에서 작용되는 응력이 더욱 집중되어 균열 전파 범위가 확장된다고 할 수 있다.

그러나 실제 현장에서 노치를 무작정 깊게 하는 것은 기술상의 제약과 현장의 지질조건들의 제약으로 인해 그 한계가 생긴다. 결국 노치 발파공을 이용한 발파는 현장의 여러 조건들을 감안하여 적절한 노치의 깊이를 선택하여 적용하는 것이 타당하다고 판단된다.

4. 결 론

본 연구는 노치가 성형된 발파공에 대하여 동적인 발파 하중 하에서의 암석의 변형 파괴거동을 고찰함으로써 효과적인 균열제어를 위한 최적 모델을 개발하는 것을 목적으로 실시되었다. 이를 위하여 정적 및 동적 하중하에서 탄성 및 탄소성 해석을 실시하였으며, 균열의 성장 및 그 제어를 위하여 발파공 벽면에 노치를 성형한 경우에 대하여 노치의 폭과 깊이를 조절하며 그 효과를 검토하였다. 본 연구에서 얻어진 주요 결과를 요약하면 다음과 같다.

1) 탄성 해석과 이론해를 비교하여 얻어진 요소의 최적의 크기는 발파공 크기의 1/30 이었으며, 이론해와 탄성 및 탄소성 해석결과를 인장강도와 비교한 결과 탄소성 해석결과가 탄성해석 및 이론해에 비하여 균열이 멀리 전파되는 것을 알 수 있었다.

2) 일반 발파공에서 탄소성 동적해석에서 균열은 공반경의 2배인 4 cm 까지 전파되었고, 정적해석에서의 균열은 공반경의 15배인 30 cm 까지 전파하였다. 동적 해석시 정적 해석에 비하여 균열의 전파가 적게 나타났으며 정적인 해석의 경우 실제의 발파압력이 순간적으로 가해진 후 급격히 감소하는 것과는 달리 시간의 영향을 고려하지 않고 해석을 하게된다. 따라서 경계조건을 정적하중으로 가정한 결과를 현장에서 적정 공간격의 결정에 적용한다면 동적 해석 결과에 비하여 과대한 설계를 가져올 수 있다.

3) 일반발파공의 동적 해석시 damping을 0.01, 0.02, 0.05, 0.10으로 변화시켰을 경우 균열의 전파거리는 5 cm, 4 cm, 1 cm, 0 cm (균열전파없음)으로 나타났다. 최대압력까지의 증가시간을 0.1, 0.01, 0.001, 0.0001, 0.00001초로 하였을 경우 균열의 전파거리는 20 cm, 4 cm, 0 cm, 0 cm, 0 cm 였다.

4) 노치 발파공에서 정적해석의 경우 공벽면에 일반 발파공에 비하여 30%의 하중수준인 30 MPa의 작은 하중이 가해지더라도 균열의 전파는 노치에서의 응력 집중의 영향으로 인해 일반 발파공에 비하여 탄소성의 경우 16 cm 더 전파되었고, 탄성해석의 경우 일반 발파공과 같은 거리만큼 전파되는 것을 알 수 있었다.

5) 노치 발파공에서 탄소성 동적 해석의 경우 노치의 깊이를 30 mm로 하고 폭을 10 mm, 5 mm, 1 mm로 하였

을 경우 균열은 10 cm, 8 cm, 7 cm 까지 전파하였다. 노치의 폭 5 mm 인 경우에 깊이를 30 mm, 40 mm, 50 mm로 변화시켰을 경우 균열의 전파는 각각 8 cm, 9 cm, 12 cm로 나타나 노치의 깊이에 비례하게 증가하는 것을 볼 수 있다. 따라서 적정 노치의 깊이는 기술적으로 발파공에 대한 노치의 성형 정도와 암반내 지질 구조적인 조건 등에 의해 결정되어야 할 것으로 판단된다.

이상 수치해석을 이용한 일반 발파공에 대한 동적 해석결과는 현장에 적용되고있는 주벽공 설계수치를 만족시키는 범위를 보이고 있어 정성적으로 타당한 해석으로 사료되나, 각 설계변수에 대한 보다 정량적인 검증을 위하여 실험적 고찰등 지속적인 연구가 필요하다.

감 사

이 연구는 1997년도 강원대학교 석재복합 신소재제품 연구센터의 연구비 지원에 의하여 수행되었음.

참 고 문 헌

1. Per-Anders Persson, Roger Holmberg and Jaimin Lee, 1994, Rock blasting and explosives engineering, pp. 265-285.
2. L. Overt and W.I. Duvall, 1967, Rock mechanics and the design of structures in rock, pp. 89-94.
3. H. Tada, P. Paris and G. Irwin, 1973, The stress analysis of crack handbook, pp. 1.1-1.6, 19.3
4. D. P. Rooke and D. J. Cartwright, 1976, Compendium of stress intensity factors, pp. 160-161.
5. G. C. Sih, Handbook of Stress-Intensity factors, pp. 1.2.8-3 - 1.2.8-4
6. H. P. Rossmannith, 1983, Rock fracture mechanics, pp. 301-352.
7. B. N. Whittaker, R. N. Singh and G. Sun, 1992, Rock fracture mechanics principles design and applications, pp. 443-480.
8. U. S. A. National Highway Institute, 1991, Explosives engineering, Rock blasting and overbreak control, 415p.
9. W. L. Fournery, D. C. Holloway and K. R. Y. Simha, 1987, Model investigation of wellbore pressure distribution in stem-induced fracturing, Society of Petroleum engineers, pp. 243-249.
10. G. F. Brent and G. E. Smith, 1996, Borehole pressurements behind blast limits as an aid to determining the extent of rock damage, Proc. of the 5th Int. Symp. on Rock Fragmentation by blasting, pp. 103-112.