

수압파쇄 균열폐쇄압력 산정을 위한 수치해석 연구

최성웅^{1)*}

Numerical Approach for Determination of Shut-in Pressure in Hydrofracturing Test

Sung O. Choi

Abstract The shut-in pressure calculated in common hydrofracturing test for vertical borehole equals generally to the minimum horizontal principal stress, so it should be considered as an essential parameter for determining the in-situ stress regime around the rock mass. It shows usually an ambiguous value in pressure-time history curves, however, because of the relationship between the behavior of hydraulic fractures and the condition of remote stress regime. In this study, a series of numerical analyses have been carried out to compare several methods for determining the shut-in pressure during hydrofracturing. The hydraulic-mechanical coupling has been applied to numerical analysis for simulating the fracture propagation by hydraulic pressure, and the different discontinuity geometry has been considered in numerical models to examine the effect of numerical element shape on fracture propagation pattern. From the numerical simulations with the four different discontinuity geometries, it was revealed that the shut-in pressure obtained from graphical methods rather than statistical method was relatively small. Consequently a care should be taken in selecting a method for determining the shut-in pressure when a stress anomaly around borehole and a fracture propagation with complicate mechanism are considered.

Key words Shut-in pressure, Hydrofracturing, Numerical analysis

초 록 수직 시추공에 대한 일반적인 수압파쇄시험으로부터 구해지는 균열폐쇄압력은 암반의 최소수평주응력을 직접 나타내기 때문에 현지암반의 응력분포양상을 해석하는데 있어서 매우 중요한 요소이다. 그러나 수압파쇄균열의 거동과 현지암반의 응력분포양상의 관계로 인하여 대부분의 경우 이 균열폐쇄압력은 수압파쇄 압력 \times 력곡선 상에서 애매모호한 값으로 나타난다. 본 연구에서는 수압파쇄시험으로부터 균열폐쇄압력을 산정하기 위하여 여러 연구자들에 의해 제안된 기법들의 특성을 비교해 보고자 수치해석을 실시하였다. 즉, 유체의 가압에 의한 암반 내 균열의 발생이라는 수압파쇄의 특성을 모사하기 위하여 H-M couple 해석을 적용하였으며, 또한 수치해석 모델의 형상학적 특성에 따른 균열의 전파양상을 검토하기 위해 4가지 서로 다른 형태의 요소망을 구축하여 해석을 실시하였다. 각각의 요소망에 대한 수치해석 결과, 그래픽 방법이 통계적 방법에 비해 상대적으로 낮은 수준의 균열폐쇄압력을 보였으며, 따라서 시험공 주변에서의 응력 이상대의 존재 및 복잡한 메커니즘을 수반하는 수압파쇄균열의 발생양상을 감안할 때 수압파쇄시험에 의한 균열폐쇄압력의 산정시 특별한 주의가 요구된다.

핵심어 수압파쇄시험, 균열폐쇄압력, 수치해석

1. 서 론

석유개발 분야에서 유정(油井) 활성화를 위해 처음

도입되었던 수압파쇄기법은 Hubbert와 Willis(1957)에 의하여 지각 내 주응력 축정으로 확대 적용되고 있다. 이러한 주응력 산정을 위한 기본적인 개념은 몇 가지 가정, 즉 암반은 불투수성이며, 균질한 등방탄성 매질이라는 사실과, 또한 주응력 중 하나는 시추공 축방향과 나란하다 가정을 바탕으로 하고 있다. 따라서 나머지 두 개의 주응력은 시추공 축방향과 수직인 면 상에 놓여있게 되며 일반적인 수압파쇄시험으로부터 얻게 되

¹⁾ 강원대학교 공과대학 에너지·자원공학과 교수

* 교신저자 : choiso@kangwon.ac.kr

접수일 : 2011년 4월 13일

심사 완료일 : 2011년 4월 15일

게재 확정일 : 2011년 4월 18일

는 압력이력곡선으로부터 이들 두 주응력 성분을 구할 수 있게 된다(Haimson, 1968).

하지만 이 압력이력곡선으로부터 주응력을 구함에 있어서 유체의 가압을 중지한 뒤 점차적으로 감소되는 압력을 나타내는 균열폐쇄압력의 결정은 매우 신중히 이루어져야 하는데, 이 균열폐쇄압력은 수압파쇄에 의해 발생한 균열면에 수직인 방향으로 작용하는 응력과 동일하며 따라서 이는 곧 최소수평주응력을 직접적으로 나타내기 때문이다(Aamodt and Kuriyagawa, 1983; Rummel, 1987). 그러나 대부분의 수압파쇄시험에서 얻어지는 압력이력곡선 상에서 나타나는 균열폐쇄 순간은 뚜렷한 경계가 보이지 않는 애매모호한 곡선의 형태로 나타나게 되므로 정확한 최소수평주응력을 구하기 위하여 균열폐쇄압력을 결정하기 위한 여러 가지 방법들이 제안되어 왔다(Kim and Flanklin, 1987; Lee and Haimson, 1989). 그러나 각 방법으로 산정된 균열폐쇄압력을 비교함으로써 각 방법의 장단점을 분석한 사례는 있으나, 어떤 방법이 보다 정확한 최소수평주응력을 나타내는 지에 대해서는 명확히 언급하지 못하고 있는데, 이는 수압파쇄시험이 실시된 지반의 원거리 응력장이 미지의 값이기 때문이며 산정된 균열폐쇄압력의 정확도를 비교할 근거가 없기 때문이다(Amadei and Stephansson, 1997).

따라서 본 연구에서는 다양한 원거리 응력조건과 암반의 물리적 특성을 해석자가 부여할 수 있는 수치해석을 실시함으로써 각 제안법에 따른 균열폐쇄압력을 산정하고 이를 기지의 원거리 응력장과 비교함으로써 다음의 사항들에 대해 각 제안법의 특성을 비교 분석코자 한다.

- 1) 암반의 수리·역학적 거동에 관한 수치해석 요소망의 영향
- 2) 암반의 수리·역학적 거동에 관한 암반의 물리적 특성의 영향
- 3) 유체의 거동과 균열전파에 관한 원거리 응력조건에의 영향
- 4) 주어진 원거리 응력조건과 각 제안법에 의해 산정된 균열폐쇄압력의 비교

2. 수치해석 모델

2.1 모델 구성에 관한 이론적 고찰

본 연구에서 사용된 수치해석용 프로그램은 UDEC (Itasca, 1993)이다. 이 프로그램은 개별요소법을 바탕으로 한 범용 프로그램으로서, 유한한 개별 요소로서 해석대상 매질을 구성하며 각 요소는 변형가능한 삼각

형 유한차분 영역으로 재분할될 수 있도록 되어 있다. 또한 무결합을 의미하는 개별 요소에 대해 탄성/소성 변형을, 불연속면을 의미하는 요소와 요소 사이에서의 변위발생을 이용하여 불연속 암반 전체의 변형특성을 표현하게 된다. 이때 각 요소는 Mohr-Coulomb 파괴조건식을 만족하는 탄소성 매질로서 비연상 유동법칙(non-associated flow rule)을 따르는 것으로 간주되며, 각 불연속면은 Coulomb의 미끄러짐 파괴조건식을 만족하는 탄소성 매질로서 각 요소들 간의 경계조건으로 취급되고 요소의 회전과 불연속면을 따른 대변형을 허용하고 있다. 또한 UDEC에서는 일련의 불투수성 요소들 사이의 불연속면을 따라 발생하는 유체 유동 해석을 포함하고 있기도 하다.

따라서 수압파쇄시험의 수리역학적 특성을, UDEC의 수리·역학적 연동해석으로 표현하게 되면 암반의 변형 특성과 요소 사이의 수리전도도의 상관관계를 해석할 수 있을 것이다. 이때 유체 유동은 인접한 영역 사이의 압력차이에 직접 관여된다.

유체 유동률은 각 요소의 접촉특성에 따라 두 가지 방법으로 계산될 수 있는데, corner-to-edge 접촉의 경우는 식 (1)과 같으며, edge-to-edge 접촉의 경우는 불연속면에서의 유체 유동에 관한 체적법칙(Witherspoon 외, 1980)을 이용하여 식 (2)와 같이 표현될 수 있다.

$$q = -k_c \Delta P \tag{1}$$

$$q = -k_j a^3 \frac{\Delta P}{l} \tag{2}$$

여기서, k_c = 접촉투수계수(contact permeability factor),
 k_j = 절리투수계수(joint permeability factor),
 ΔP = 인접 영역 사이의 유체압의 차이,
 a = 접촉유체간극(contact hydraulic aperture),
 l = 접촉면의 길이.

또한 유체간극 a 는 통상적으로 다음의 식 (3)과 같이 표현된다.

$$a = a_0 - u_n \tag{3}$$

여기서, a_0 = 수직응력이 0일 때의 절리간극,
 u_n = 수직응력과 암반의 특성에 의해 결정되는 절리의 수직변위.

유체간극의 최소값인 a_{res} 는 간극의 물리적 닫힘이 접촉투수계수에 영향을 미치지 않는 범위 내에서 가정되며, 유체의 압력이 불연속면에 작용하는 수직응력을

초과하게 되면 열림현상이 발생가능하여 궁극적으로 a_0 보다 큰 간극을 나타낼 수 있게 된다.

따라서 압축유효응력은 간극의 부분적 닫힘을 초래할 수 있는 반면, 이 유효응력이 없어지면 a_0 보다 큰 폭으로의 열림을 허용하게 될 것이다.

2.2 모델의 구성 및 입력 자료

시추공 벽면으로부터의 수압파쇄균열의 발전양상을 모사하고 이 균열면에 수직으로 작용하는 응력성분을 수치해석적으로 분석하기 위하여 수직시추공에 직교하는 2차원의 수평 평면변형률 단면을 Fig. 1과 같이 고려하였다. 즉 10 m × 10 m의 전체 해석영역의 한 가운데에 직경 0.2 m의 시추공을 형성하였는데 이는 수치해석 시 발생할 수 있는 경계효과를 없애기 위해 시추공의 직경에 비해 충분히 큰 외부영역을 고려했음을 의미한다.

수치해석 모델에서는 수평의 평면변형률 단면이 원거리 응력장에 놓여있는 것으로 가정하였으며 최소수평주응력 S_h 는 그림에서 모델의 아래위 방향으로, 최대수평주응력 S_H 는 모델의 좌우 방향으로 가해지는 것으로 가정하였다. 또한 수직응력 S_v 는 2차원 단면에 수직인 방향으로 가해지는 것을 가정되는 바, 평면변형률 수치 모델에서는 무시될 수 있으나, 수직응력에 대한 수평응력의 비인 축압계수를 표현하기 위해 고려되는 값으로 간주하였다. 즉 심도 500 m 하부에 놓여있는 암반조건을 표현하기 위해 수치해석의 전체 모델에 대해 S_h 는

10 MPa로, S_v 는 12.5 MPa로 부여하였다.

이러한 기본 조건을 바탕으로 서로 다른 원거리 응력장에서 시추공으로부터 수압파쇄균열의 발전양상을 조사하기 위해 최대수평주응력 S_H 를 최소수평주응력의 1.0, 1.25, 1.5배에 해당하는 값으로 부여하였으며, 이때 S_H 가 S_h 의 1.5배에 해당될 경우 평균축압계수, K 는 1.0이 되며 이때의 응력조건은 $S_h < S_v < S_H$ 가 된다. 해석에 사용된 모델의 입력자료는 Table 1에 정리된 바와 같으며, 이는 일반적인 국내 석회암의 경우에 해당되는 값이다.

2.3 요소망의 형태에 대한 예비 해석

일반적으로 암반은 단층, 절리, 층리 등과 같은 불연속면과 이 외의 무결합으로 구성되는 것으로 알려져 있으며, 암반 내의 이러한 불연속면의 존재는 정적 또는 동적 하중 조건에서의 불연속 암반의 반응 특성과 직결되는 것으로 알려져 있다(Goodman, 1976; Chen and Zhao, 1998).

이러한 불연속면을 수치해석 모델 상에서 구현하기 위해 FEM이나 BEM에서는 암반 내의 절리를 ‘절리요소(joint element)’라는 개개의 요소로 처리하고 있으며, FDM에서는 절리의 수나 이에 의한 변위발생량이 작은 경우에 한하긴 하나 암반 내의 절리를 ‘미끄러짐 면(slideline)’으로 처리하고 있다. 반면 불연속면 문제를

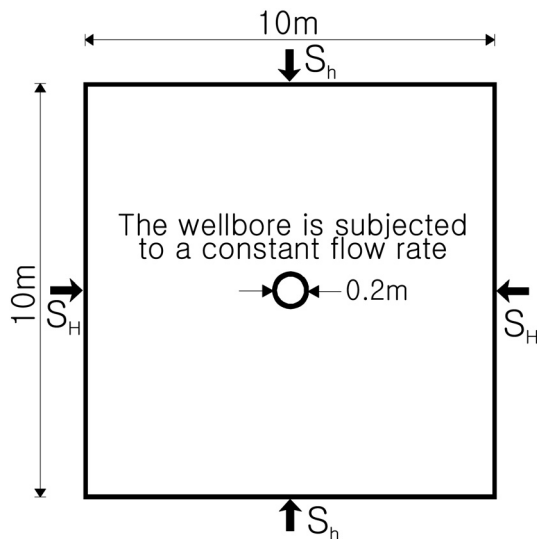


Fig. 1. Plan view of modeled zone and applied boundary condition.

Table 1. Physical properties used in the numerical analysis

	Value	Units
Block property		
Density	2,600	kg/m ³
Bulk modulus	15.6	GPa
Shear modulus	11.7	GPa
Cohesion	28.4	MPa
Tensile strength	10.0	MPa
Friction angle	35.2	degree
Discontinuity property		
Joint normal stiffness	70.8	GPa/m
Joint shear stiffness	58.8	GPa/m
Cohesion	28.4	MPa
Tensile strength	10.0	MPa
Friction angle	35.2	degree
Residual aperture	0.020	mm
Zeronormal stress aperture	0.068	mm

직접 해결하기 위해 Cundall(1971)에 의해 제안된 DEM에서는 암반을 여러 개의 개별적인 무결한 요소의 집합체로 표현하고 있으며, 따라서 암반 내의 불연속면은 요소들 사이의 인터페이스로 고려된다. 이 경우 각 요소들에 대해서는 움직임, 회전, 변형 등이 허용되며 또한 요소들 사이의 인터페이스 역시 압축되거나 열리거나 또는 미끄러질 수 있다. 따라서 해석대상 매질의 대변형, 회전, 미끄러짐 및 분리현상 등으로부터 야기될 수 있는 비선형 문제를 다룰 수 있는 것이다.

본 연구에서 다루고자 하는 수치해석 문제는 수압파쇄에 의해 암반 내에서 발생한 균열이 전파되는 과정을 해석하는 것이다. 따라서 앞서 언급한 여러 가지 수치해석기법 중에서 불연속 암반 내의 균열의 전파양상을 해석하기 위해서는 DEM을 기반으로 하는 수치해석 프로그램이 효과적일 것이다.

이러한 점에서 개개의 요소들의 집합체로 암반을 표현할 수 있는 UDEC이 대두될 수 있으나, 이 프로그램에서는 단지 이미 존재하는 불연속면의 열림 등을 표현할 수 있을 뿐, 무결한 요소 내에서의 새로운 균열의 발생은 모사할 수가 없다. 따라서 수압파쇄 균열의 발전을 효과적으로 표현하기 위해서는 개별 요소들의 집합 형태가 먼저 고려되어야 한다. 왜냐하면 개별 요소들 사이의 불연속면이 수치해석상의 수압파쇄 균열의 발전경로가 될 것이기 때문이다. 이러한 점을 수치해석적으로 표현하기 위해, 본 연구에서는 개별 요소들로 암반을 구성한 뒤, 무결한 요소들과 동일한 물리적 특성 값을 불연속면에 부여함으로써 각 요소들은 서로 완전히 결합되어 있는 것으로 표현하였다.

Fig. 2는 본 수치해석 연구에서 사용된 4가지 요소 결합 형태이다. 이러한 서로 다른 형태의 요소 결합체에 대한 해석을 통해 어떠한 형태의 요소 결합체가 수압파쇄 균열의 발전을 가장 효과적으로 보여줄 수 있는지를 살펴보고자 한다. 즉 Table 1에서 보는 바와 같이 절리

의 점착강도, 인장강도 및 내부마찰각은 암반 블록의 경우와 동일하게 부여함으로써 Fig. 2에서와 같이 각각의 암반블록들은 서로 완전히 결합되어 있음을 수치적으로 모사하였다.

Fig. 2의 모든 해석에 대하여, 모델의 물리적 특성은 Table 1에서와 같이 부여하였으며, 원거리 응력조건은 $S_h=10$ MPa, $S_H=15$ MPa, $S_v=12.5$ MPa이고, 시추공으로부터의 유체 유량률은 1 l/sec으로 유지하였다.

Fig. 2(a)에서와 같이 단순히 직교하는 두 개의 절리군으로 표현할 경우, 수압파쇄균열의 발전양상은 시추공으로부터 S_h 에 직교하는 단일한 선으로 표현되었다(Fig. 3(a)). 이는 수치해석을 실시하지 않더라도 예상될 수 있는 결과로서, 균열의 발전양상이 너무 단순하여 수치해석적으로 고려되기에는 충분치 않다. 또는 Fig. 2의 (b) 및 (c)의 경우는 원거리 응력장에 대한 수압파쇄 균열의 발전방향에 대한 뚜렷한 효과를 보여주지 못하고 있다(Fig. 3(b), (c)). 하지만 Fig. 2(d)에서와 같은 임의 크기의 다각형 절리군으로 표현할 경우, 서로 다른 크기의 원거리 응력장 하에서의 수압파쇄 균열의 발전양상을 가장 효과적으로 모사할 수 있음을 알 수 있었다(Fig. 3(d)). 이러한 사실은 실험실 시험을 통한 선행 연구에서도 규명된 바 있는데(Choi and Lee, 1995), 이들에 의하면 30 cm×30 cm×30 cm의 암반블록에 대한 실내수압파쇄시험결과, 수압파쇄균열의 발전방향은 수평 차응력의 크기와 직결되며 이때 발생하는 균열면은 1개가 아니라 동일한 방향으로 발전하는 수 개의 균열면의 집합체라는 연구결과를 제안한 바 있다.

2.4 응력장의 변화에 따른 수압파쇄균열의 전파양상

앞 절에서 언급한 바와 같이 임의 크기의 다각형 절리군의 형태로 수치모델을 구축하였을 때 수압파쇄에 의한 균열의 발전을 가장 효과적으로 보여줬으므로 나머지 수치해석 모델에 대해 모두 이러한 형태로 절리군

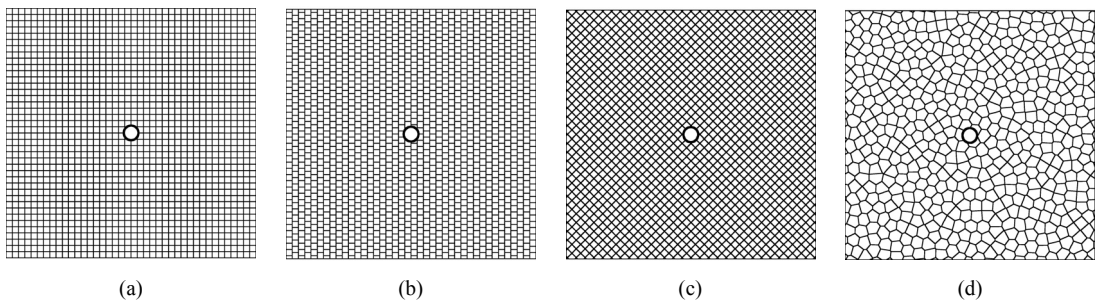


Fig. 2. Different types of an assemblage of blocks and joints; (a) Simple two orthogonal joint sets, (b) Staggered joint sets, (c) Two diagonal joint sets, and (d) Randomly sized polygonal joint sets.

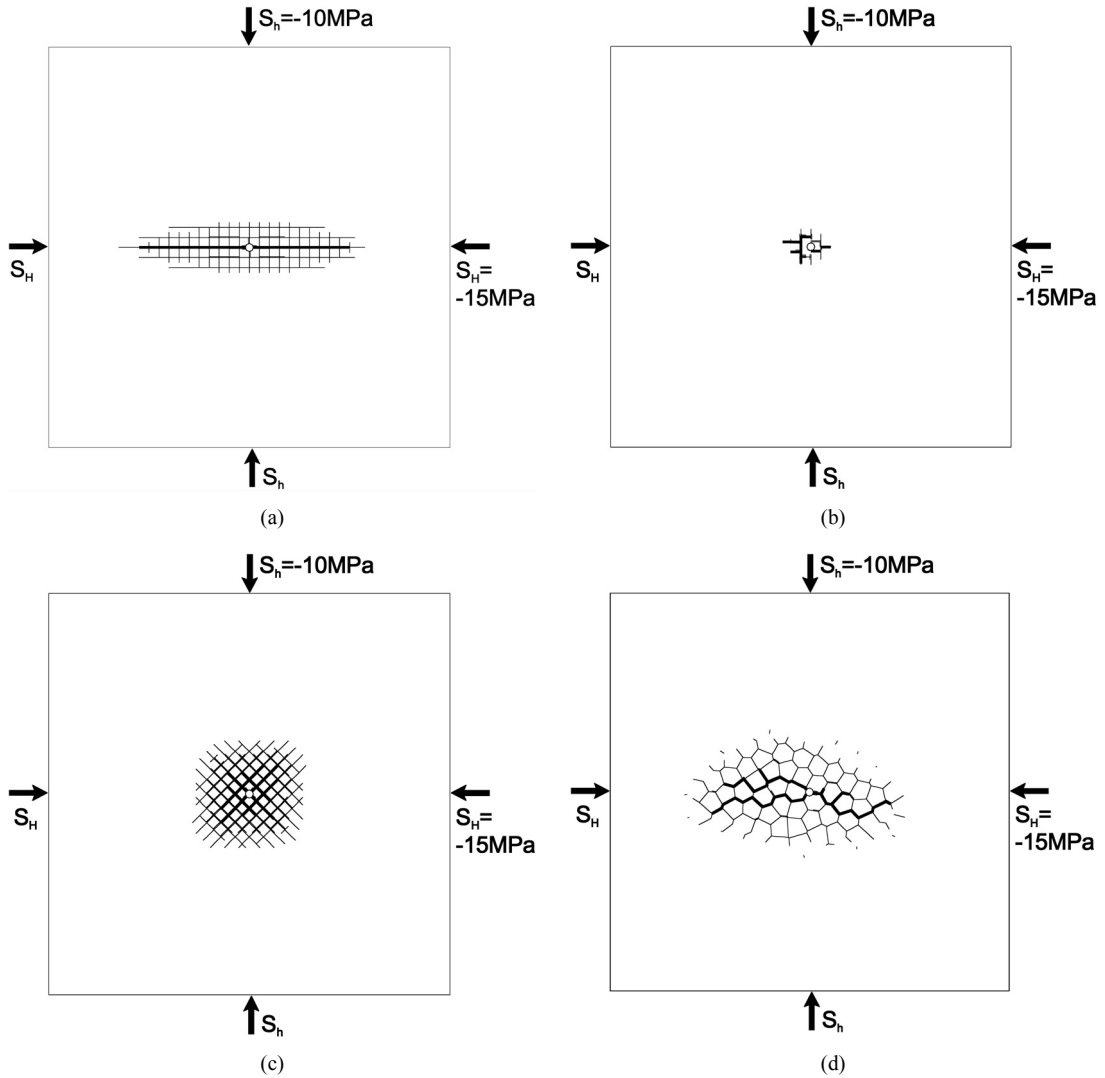


Fig. 3. Hydraulic fracture propagation attitude in the simple two orthogonal joint sets (a), the staggered joint sets (b), the two diagonal joint sets (c), and the randomly sized polygonal joint sets (g). (Thin lines around wellbore denote the infiltration of fluid from wellbore, and thick lines denote the hydraulic fractures generated from wellbore)

을 형성하였다. 또한 모든 수치해석 모델에 대해 일정한 유량률을 시추공 벽면에 적용시켰을 때 시추공 내의 압력을 유량-시간의 함수로 추적토록 하였다.

Fig. 4는 이러한 수치해석을 통해 획득된 압력이력곡선의 한 예이다. 1 l/sec의 일정 유량률로 시추공을 가압한 뒤 초기파쇄가 발생하면 가압유량률을 0으로 부여함으로써, Fig. 4의 압력이력곡선에서 보는 바와 같이 실제 현장에서의 수압파쇄시험에서와 유사한 균열폐쇄곡선을 얻을 수 있었다. 따라서 수치해석을 통해 획득되는 이러한 균열폐쇄곡선을 이용하여 주어진 원거리 응

력장에서의 균열폐쇄압력을 여러 가지 제안법으로 구함으로써 각 제안법의 특성을 비교할 수 있을 것으로 판단된다.

앞서 언급한 Fig. 3(d)의 경우는 $S_h=10$ MPa, $S_H=15$ MPa, $S_v=12.5$ MPa인 조건에서의 수압파쇄 균열의 발전양상이었다. 동일한 수치해석 모델에 대하여 원거리 응력장의 조건이 달라질 경우 수압파쇄균열의 발전양상의 변화를 살펴보기 위해 평균축압계수 K 를 0.8 및 0.9로 달리 적용한 결과는 Fig. 5에서 보는 바와 같다. 즉 이 경우 S_H 는 각각 10 MPa 및 12.5 MPa이다.

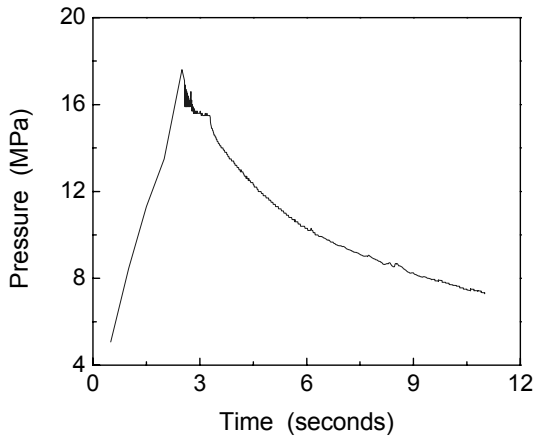


Fig. 4. Pressure-time history curve obtained from numerical analysis.

Fig. 3(d)와 Fig. 5를 함께 비교해 보면, 최대수평주응력과 최소수평주응력의 차, 즉 $(S_H - S_h)$ 의 조건에 따라 수압파쇄균열의 발전방향과 균열 내로의 유체의 침투 양상이 달라짐을 확인할 수 있다.

Fig. 5(a)에서와 같이 수평주응력이 등방일 경우($S_H = S_h = 10$ MPa), 수압파쇄균열은 특정한 방향이 아닌 방사형으로 발전한다. 그러나 Fig. 3(d) 및 Fig. 5(b)에서와 같이 수평주응력 성분의 차응력이 증가하게 되면 수압파쇄균열은 점차 최소수평주응력에 수직인 방향으로

발전하려는 경향을 보이며 또한 가압유체의 침투도 최대수평주응력 방향으로 더 많이 일어남을 알 수 있다. 이러한 사실은 수평주응력 성분의 차응력이 수압파쇄 균열의 발전방향에 절대적인 역할을 한다는 사실을 명확히 알 수 있게 해주며, 또한 차응력의 크기가 커질수록 그 경향은 더욱 뚜렷해 질 것이라는 사실을 수치해석적으로 보여주는 결과이다.

2.5 균열폐쇄압력 결정을 위한 여러 가지 제안법의 비교

수압파쇄에 의한 초기균열이 발생한 이후 유체의 가압을 중지하였을 때 압력이력곡선 상의 균열폐쇄구간에서 변곡점이 뚜렷하게 보인다면 균열폐쇄압력의 결정은 그리 어려운 일이 아니다. 그러나 대부분의 경우 압력의 감소는 점차적으로 발생하기 때문에 이러한 변곡점을 쉽게 찾기가 곤란하며 따라서 압력이력곡선 상에서 균열폐쇄압력을 신뢰성 있게 결정하기 위해 많은 방법들이 제안되어 왔다. 본 연구에서는 이들 제안법 중 현재 국내외적으로 비교적 널리 사용되고 있는 4가지 제안법을 선정하여 상호 비교코자 한다.

첫 번째 방법은 Gronseth와 Kry(1983)에 의해 제안된 변곡점 방법(inflexion point method)으로서 균열폐쇄구간의 곡선에 대해 시작부분과 끝부분에서 각각 접선을 그어 두 접선이 교차하는 지점의 압력을 균열폐쇄압력으로 간주하는 방법이다. 두 번째 방법은 Doe 외

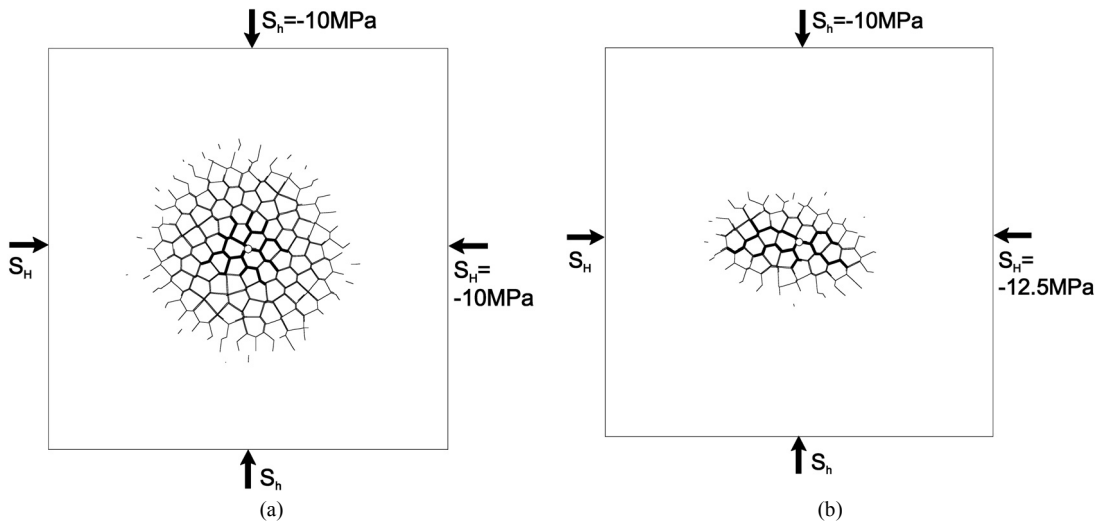


Fig. 5. Hydraulic fracture propagation pattern for different remote stress regimes; (a) $S_H = S_h = 10$ MPa and $S_V = 12.5$ MPa ($K=0.8$), (b) $S_h = 10$ MPa and $S_H = S_V = 12.5$ MPa ($K=0.9$) (Thin lines around wellbore denote the infiltration of fluid from wellbore, and thick lines denote the hydraulic fractures generated from wellbore.).

(1983)에 의해 제안된 준로그 표현법(semi-logarithmic representation method)으로서 시간축에 대해서만 대수함수를 적용하여 변곡점 방법과 유사하게 균열폐쇄압력을 산정하는 방법이다. 세 번째 방법은 Zoback과 Haimson (1982)에 의해 제안된 로그-로그 표현법(log-log representation method)으로 시간축 및 압력축 모두에 대해 대수함수를 적용하여 변곡점 방법과 유사하게 균열폐쇄압력을 산정하는 방법이며, 마지막 방법은 Tunbridge(1989)에 의해 제안된 이중선형 압력감쇠율법(bilinear pressure decay rate method)방법으로 압력에 대한 압력감쇠율을 그래프로 나타낸 뒤 두 개의 접선이 교차하는 지점에서의 압력을 균열폐쇄압력으로 간주하는 방법이다. 특히 네 번째 방법은 현재까지 가장 정확하게 균열폐쇄압력을 구할 수 있는 방법으로 알려져 있다(Lee and Haimson,

1989; Amadei and Stephansson, 1997).

Fig. 6은 수치해석으로부터 구한 균열폐쇄곡선을 이용하여 위의 네 가지 방법으로 각각 균열폐쇄압력을 구한 예를 보여주고 있다. 그림에서 보는 바와 같이 동일한 균열폐쇄구간에 대해서라도 균열폐쇄압력의 산정법의 적용에 따라 최대 약 9% 가량의 오차범위를 나타내며 균열폐쇄압력이 산정됨을 알 수 있다. 이러한 현상은 실제의 현장시험에서도 흔히 나타나는 사실인데, Aggson과 Kim(1987)에 의하면 미국 워싱턴주 험포드에서 수행된 Basalt Waste Isolation Project에서 조사된 수압파쇄 균열폐쇄압력은 각 제안법에 따라 약 4.9 MPa(14%) 정도 차이가 나타나는 것으로 보고된 바 있으며, Amadei와 Stephansson(1997)에 의하면 스웨덴 Äspo 방사성 폐기물 처분장에서는 약 2.1 MPa(38%) 정도의 차이가

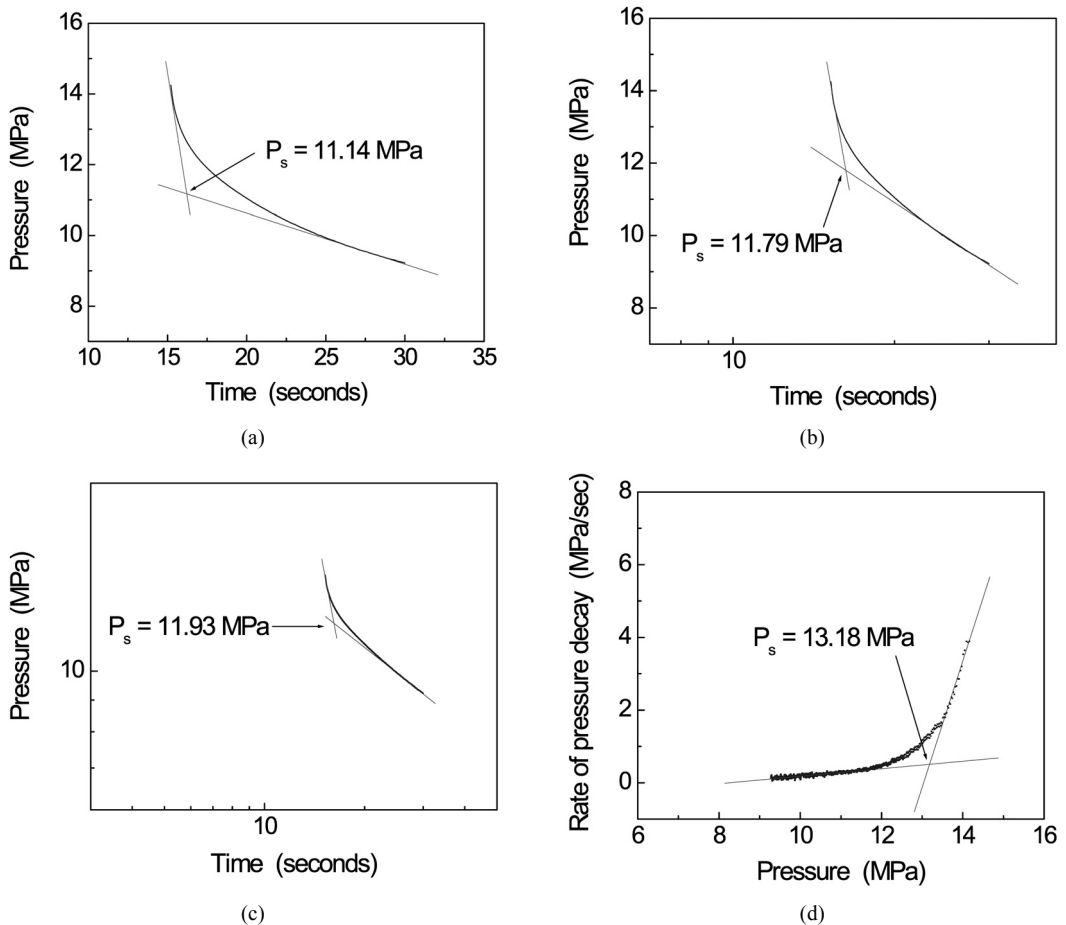


Fig. 6. Determination of shut-in pressure from hydrofracturing pressure versus time records; (a) tangent intersection method, (b) pressure versus log (time) method, (c) log (pressure) versus log (time) method, and (d) bilinear pressure decay rate method.

낮음을 보고한 바 있다.

암반의 물리적 특성과 원거리 응력장 조건을 달리한 상태에서 실시한 본 연구의 수치해석 결과를 토대로, 여러 가지 제안법을 적용하여 균열폐쇄압력을 산정한 결과를 Table 2에 정리하였다. 여기서 알 수 있는 바와 같이 Tunbridge(1989)에 의해 제안된 이중선형 압력감쇠율법을 이용하여 산정된 균열폐쇄압력이 가장 크게 나타남을 알 수 있는데, 이러한 결과는 변곡점 방법에 의한 균열폐쇄압력이 가장 크게 나타나며, 그 다음으로는 압력감쇠법이고, 교차법이 가장 낮은 수준의 균열폐쇄압력을 보인다고 제안한 바 있는 Amadei와 Stephansson (1997)의 연구결과와도 유사한 경향을 보임을 알 수 있다.

한편, Table 2의 Test 1, 2, 3의 결과를 비교해 보면, 각 제안법을 적용하여 구한 균열폐쇄압력들 모두는 수치해석상 주어진 최소수평주응력($S_H=10$ MPa)을 정확히 나타내지 못하고 조금씩 큰 값을 보여주고 있는 바, 이는 시추공 주위에서의 차응력에 의한 상대적 영향에 기인하는 것으로 판단된다. 다시 말해 평면변형률 조건 하에서의 무한 등방탄성 매질 내에 형성된 원형공동 주위의 반경방향 및 접선방향 응력성분을 정의하는 Kirsch solution을 본 연구의 수치해석에서 감안할 때(Jaeger and Cook, 1979), 시추공 주위의 응력성분은 극좌표 상에서의 임의의 지점에서의 응력뿐만 아니라 원거리 응력장의 크기에도 영향을 받기 때문일 것이다. 즉, 수압파쇄 균열이 발생하기 전 단계에서의 평형상태에서의 응력 분포양상을 살펴보면, 시추공 벽면에서의 x축 방향의 응력은 10 MPa로서 원거리 응력장의 해당 크기와 동일하게 나타났으며, 시추공으로부터 반경방향으로의 거리

가 증가함에 따라 점차 증가하였음을 통해서도 이러한 사실을 알 수 있다.

Zhang 외(1996, 1999)에 의하면, 최대접선응력은 시추공 주변에서 발생하며 이는 원거리 응력장의 약 1.5배 내지 1.85배 가량이며, 팔목할만한 크기의 응력의 재배치 현상은 대개 시추공 직경의 2.5배 영역 이내에서 발생한다고 보고하고 있다. 본 연구의 경우, 최대접선응력은 원거리 응력장의 1.2~1.4배 정도였으며 수압파쇄 균열은 시추공으로부터 상당한 범위까지 발전하는 것으로 나타났다. 따라서 본 연구에서 계산된 균열폐쇄압력은 수압파쇄균열면의 전체에 대해 작용하는 응력으로 간주할 수 있을 것이다. 그러나 이중선형 압력감쇠율법으로 구한 균열폐쇄압력은 상대적으로 높은 범위의 값을 보여주고 있으며 시추공 주위에서의 최대접선응력의 수준을 약간 상회하고 있다. 따라서 이 제안법이 현재 가장 효과적인 균열폐쇄압력 산정법으로 알려져 있긴 하나 이 방법에 의하여 균열폐쇄압력을 결정함에 있어서는 신중을 기하여야 할 필요가 있을 것으로 판단된다.

한편, 균열폐쇄압력의 결정시 암반의 점착강도의 영향을 분석하기 위해 실시된 Test 4 및 5의 결과로부터, 암반의 점착강도는 균열폐쇄압력에 큰 영향을 미치지 않음을 확인할 수 있었다. 이러한 현상은 균열폐쇄압력의 결정에서 암반의 인장강도의 영향을 분석하기 위한 Test 6 및 7에서도 마찬가지로 확인된다. 그러나 Test 8에서 보는 바와 같이 절리의 수직 및 전단강성은 균열폐쇄압력에 영향을 미치는 것으로 확인되었다. 이는 절리의 수직 및 전단강성은 수치해석 모델 상에서 각 요

Table 2. Values of the shut-in pressure for different rock properties and different remote stress regimes, determined by the various methods

Relationship	Method	Ps (MPa)							
		Test 1	Test 2	Test 3	Test 4	Test 5	Test 6	Test 7	Test 8
P vs. t	Intersection	11.89	12.70	12.89	12.67	12.57	13.18	13.41	11.14
P vs. log(t)	Intersection	12.08	12.77	13.54	13.35	13.47	14.14	14.09	11.79
log(P) vs. log(t)	Intersection	12.01	12.84	14.06	13.88	13.95	14.85	14.81	11.93
dP/dt vs. P	Bilinear decay rate	11.90	13.28	15.83	16.00	15.88	15.51	15.44	13.18
Mean value		11.97	12.90	14.08	13.98	13.97	14.42	14.44	12.01

- 1) Test 1, 2, and 3 are for $S_H=10$ MPa, 12.5 MPa, and 15 MPa, respectively. (S_V is fixed to 12.5 MPa and S_H to 10 MPa, and rock properties are same to those shown in Table 1.)
- 2) Test 4 and 5 are for the various cohesion values. (Double cohesion value in Test 4, and five times cohesion value in Test 5. The remote stress regimes and the other rock properties are same to the case of Test 3.)
- 3) Test 6 and 7 are for the various tensile strength values. (Double tensile strength value in Test 6, and five times tensile strength value in Test 7. The remote stress regimes and the other rock properties are same to the case of Test 3.)
- 4) Test 8 is for the case when the joint normal stiffness and joint shear stiffness were applied as a double value of Test 3.

소들의 가상의 접촉상황을 나타내기 때문인데, 다시 말해 수직강성은 스프링 요소로, 전단강성은 슬라이드 요소로 표현되기 때문이다. 앞서 언급한 바와 같이 본 연구에서 수행된 수치해석에서는 수많은 불연속면들을 포함하고 있으나, 이들은 실제의 균열면을 의미하는 것은 아니었으며, 단지 개별요소해석을 위해 가상으로 형성된 것들이었다. 따라서 절리의 수직 및 전단강성값의 차이에 따른 균열폐쇄압력의 차이는 그다지 중요한 의미를 갖지는 않는다. 그렇지만 불연속 암반에서의 수압파쇄 균열의 발전양상을 고려할 경우라면 실제 절리면에 대한 수직 및 전단강성이 심도 있게 고려되어야 할 것이다.

3. 결론

수압파쇄시험에서 균열폐쇄압력의 산정을 위해 제안되고 있는 여러 가지 기법들의 비교를 위해 UDEC에 의한 수치해석이 실시되었다. 본 연구를 통해 원거리 응력장의 차응력 성분은 수압파쇄 균열의 발전 및 가압유체의 암반 내 침투에 있어서 매우 중요한 역할을 함을 알 수 있었다. 또한 여러 가지 제안법들 중에서 이중선형 압력감쇠율법에 의해 산정된 균열폐쇄압력이 다른 방법들에 의해 구한 균열폐쇄압력보다 크게 나타남을 알 수 있었다. 이러한 연구결과를 요약하면 다음과 같다.

1. 적절한 수치해석 모델의 요소망 구축을 위해 실시되었던 예비 연구를 통하여, 직교 또는 대각선 방향으로 개별요소망을 구축하는 것보다는 임의크기의 다각형 절리요소망을 구축하는 경우가 보다 현실적인 수압파쇄균열의 전파과정을 표현할 수 있었다.
2. 수치해석으로 표현된 수압파쇄시험으로부터 실제의 경우와 매우 유사한 시추공 내 압력이력곡선을 얻을 수 있었으며, 이를 통해 수압파쇄의 메커니즘을 수치적으로 이해할 수 있었다. 이때 임의크기의 다각형 절리요소망으로 구축된 수치해석모델은 각 요소들이 완전히 접촉되어 있는 것으로 가정함으로써 무결암반을 표현하였으며, 수압파쇄에 의한 균열의 발생과 전파는 수리·역학적 결합해석을 통해 수치해석적으로 표현할 수 있었다.
3. 서로 다른 원거리 응력장 조건에서의 해석을 통해 차응력 성분은 수압파쇄 균열의 발전에 매우 중요한 역할을 함을 알 수 있었다. 즉, 수평주응력 성분이 등방일 경우 수압파쇄균열은 시추공으로부터 방사형으로 발생하였으나, 차응력이 커질수록 최대수평

주응력에 수직인 방향에서의 균열발생양상은 감소하였으며, 또한 암반 내로의 가압유체의 침투도 감소됨을 알 수 있었다.

4. 균열폐쇄압력 산정을 위해 제안된 여러 가지 방법들을 이용하여 구한 균열폐쇄압력은 조금씩 다른 값을 보여주고 있으며, 시추공 주위의 차응력에 의한 복잡한 메커니즘에 의해 우리가 알고 있는 원거리 수평응력 성분보다 항상 큰 값을 보여준다는 수치해석 결과가 도출되었다. 따라서 실제 현장에서의 수압파쇄시험에 의한 균열폐쇄압력의 산정에 있어서 신중한 접근이 필요할 것으로 판단된다.
5. 암반의 물리적 특성을 변화시켜 실시한 수치해석을 통해 암반의 물리적 특성은 균열폐쇄압력의 크기에 큰 영향을 미치지 않음을 알 수 있었다.

참고문헌

1. Aamodt, L. and Kuriyagawa, M., 1983, Measurement of instantaneous shut-in pressure in crystalline rock, Proc. Hydraulic Fracturing Stress Measurements, Monterey, National Academy Press, Washington, DC, 139-142.
2. Aggson, J.R. and Kim, K., 1987, Analysis of hydraulic fracturing pressure history: a comparison of five methods used to identify shut-in pressure, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., 24, 75-80.
3. Amadei, B. and Stephansson, O., 1997, Rock stress and its measurement, Chapman & Hall, pp. 121-199.
4. Chen, S.G. and Zhao, J., 1998, A study of UDEC modelling for blast wave propagation in jointed rock masses, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., 35, 93-99.
5. Choi, S.O. and Lee, H.K., 1995, The analysis of fracture propagation in hydraulic fracturing using artificial slot model, Tunnel & Underground, J. of Korean Society for Rock Mechanics, Vol. 5, 251-265.
6. Cundall, P.A., 1971, A computer model for simulating progressive large scale movements in blocky rock systems, Pros. Symp. Int. Soc. Rock Mech., Nancy, France, Vol. 1, paper II-8.
7. Doe, T.W. et al., 1983, Determination of the state of stress at the Stripa Mine, Sweden, Proc. Hydraulic Fracturing Stress Measurements, Monterey, National Academy Press, Washington, DC, 119-129.
8. Goodman, R.E., 1976, Methods of geological engineering in discontinuous rocks, West publishing, St. Paul.
9. Gronseth, J.M. and Kry, P.R., 1983, Instantaneous shut-in pressure and its relationship to the minimum in-situ stress, Proc. Hydraulic Fracturing Stress Measurements, Monterey, National Academy Press, Washington, DC, 55-60.
10. Haimson, B.C., 1968, Hydraulic fracturing in porous and nonporous rock and its potential for determining in situ stresses at great depth, PhD Thesis, Univ. of Minnesota, 234p.

11. Hubbert, K.M. and Willis, D.G., 1957, Mechanics of hydraulic fracturing, Petrol. Trans. AIME, T.P. 4597, 210, 153-166.
12. Itasca Consulting Group Company, 1993, Universal Distinct Element Code (UDEC) Version 3.0.
13. Jaeger, C. and Cook, N.G., 1979, Fundamentals of rock mechanics, Chapman and Hall, London.
14. Kim, K. and Franklin, J.A., 1987, Suggested methods for rock stress determination, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., 24, 53-73.
15. Lee, M.Y. and Haimson, B.C., 1989, Statistical evaluation of hydraulic fracturing stress measurement parameters, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., 26, 447-456.
16. Rummel, F., 1987, Fracture mechanics approach to hydraulic fracturing stress measurements, in Atkinson, B. K., eds., Fracture Mechanics of Rocks, Academic Press, London, pp. 217-239.
17. Tunbridge, L.W., 1989, Interpretation of the shut-in pressure from the rate of pressure decay, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., 26, 457-459.
18. Witherspoon, P.A., Wang, J.S.Y., Iwai, K., Gale, J.E., 1980, Validity of cubic law for fluid flow in a deformable rock fracture, Water Resour. Res. 16, 1016-1024.
19. Zhang, X., Sanderson, D.J., Harkness, R.M., Last, N.C., 1996, Evaluation of the 2-D permeability tensor for fractured rock masses, Int. J. Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., 33, 17-37.
20. Zhang, X., Last, N., Powrie, W., Harkness, R., 1999, Numerical modelling of wellbore behaviour in fractured rock masses, J. Pet. Sci. & Eng., 23, 95-115.
21. Zoback, M.D. and Haimson, B.C., 1982, Status of hydraulic fracturing method for in situ stress measurements, Proc. 23rd US Symp. Rock Mech., Berkeley, SME/AIME, 143-156.

최성웅



1987년 서울대학교 공과대학 자원공학과 공학사
 1989년 서울대학교 대학원 자원공학과 공학석사
 1994년 서울대학교 대학원 자원공학과 공학박사

Tel: 033-250-6253

E-mail: choiso@kangwon.ac.kr

현재 강원대학교 공과대학 에너지·자원공학과 부교수
