

인공슬롯을 고려한 수압파쇄 균열의 발전양상에 관한 연구

최성웅¹⁾ · 이희근²⁾

The Analysis of Fracture Propagation in Hydraulic Fracturing using Artificial Slot Model

Sung-Oong Choi and Hi-Keun Lee

ABSTRACT One of the most important matters in stress measurement by hydraulic fracturing technique is the determination of the breakdown pressure, reopening pressure, and shut-in pressure, since these values are the basic input data for the calculation of the in-situ stress. The control of the fracture propagation is also important when the hydraulic fracturing technique is applied to the development of groundwater system, geothermal energy, oil, and natural gas. In this study, a laboratory scale hydraulic fracturing device was built and a series of model tests were conducted with cube blocks of Machon gabbro. A new method called 'flatjack method' was adopted to determine shut-in pressure. The initial stress calculated from the shut-in pressure measured by flatjack method showed much higher accuracy than the stress determined by the conventional method. The dependency of the direction of fracture propagation on the state of the initial stresses was measured by introducing artificial slots in the borehole made by water jet system. Numerical modeling by BEM was also performed to simulate the fracture propagation process. Both results from numerical and laboratory tests showed good agreement. From this study which provides the extensive results on the determination of shut-in pressure and the control of fracture propagation which are the critical issue in the recent hydraulic fracturing, it is concluded that in-situ stress measurement and the control of fracture propagation could be achieved more accurately.

1. 서 론

제한된 지상공간과 환경보전 및 에너지 절약 등의 이유로 지하공간개발에 대한 적극적인 투자가 국가적 차원에서 이루어지고 있는 세계적인 추세에 따라, 국내에서도 1970년대 이후 가스 및 원유비축기지, 지하양수 발전소, 식품 및 압축공기 저장용 지하공간 등이 건설 완료 또는 진행 중이다. 이와 같이 에너지비축 분야 뿐만 아니라 교통, 농업, 환경, 통신, 국방, 그리고 산업 및 위락시설 분야 등 인간생활과 밀접하게 관련되는 각 분야에서의 지하공간 개발 사업들이 구상 또는 추진됨에 따라 이러한 대규모 지하구조물의 설계와 안정성 해석에 있어서 초기응력의 산정은 대단히 중요한 선결과제

로 대두되고 있다. 즉, 지하구조물은 그 특성상 건설단계 이전에 이미 지하구조물이 건설될 대상암반에 대한 특성 및 초기응력이 결정되어야 하는 것이다.

이러한 초기응력을 측정하는 방법에는 여러 가지 있으나, 대개는 응력보상법(flat jack method), 응력개방법(overcoring method), 그리고 수압파쇄법(hydraulic fracturing method) 등이 이용되고 있으며, 특히 응력개방법에는 공경변형법(diametral deformation method), 공저변형법(doorstoper method), 공벽변형법(Leeman method) 등이 있다. 이들 중에서 수압파쇄

* 1995년 10월 15일 접수

1) 정회원, 한국자원연구소 자원개발연구부 선임연구원
(연구당시 서울대학교 박사과정)

2) 정회원, 서울대학교 교수 현 한국암반공학회 회장

법은 시추공을 이용하므로 지하구조물의 구축을 위한 기초설계단계, 즉 굴착단계 이전에 초기응력을 측정할 수 있다는 점과 지하 심부까지의 적용이 가능하다는 점, 그리고 응력을 직접 측정하므로 탄성정수가 필요하지 않다는 점에서 유용한 기법으로 사용되어질 수 있다.

그러나 Hubbert와 Willis가 선형탄성모델을 기준으로 수압파쇄법을 제안한 이후¹⁰⁾, 이의 메커니즘을 보다 정확히 규명하기 위해, 공극탄성모델⁵⁾, 선형탄성 파괴역학모델¹⁶⁾ 등을 이용한 수압파쇄 균열발생기준식들이 제시되고 있으나 아직 이에 대한 연구가 미진한 상태이다. 또한, 최소주응력의 직접적 지표가 되는 균열폐쇄압력의 결정을 위해 균열폐쇄곡선이 굴곡되기 시작하는 지점의 압력³⁾, 균열폐쇄곡선의 초기부분과 끝부분에서 그른 접선의 교점에서의 압력 및 균열폐쇄곡선 상의 최대굴곡점에서의 압력¹³⁾을 이용하는 방법 등이 제안되고 있으며, 또한 균열폐쇄곡선을 다른 형태로 다시 그려서 균열폐쇄압력을 결정하는 방법도 제안되고 있으나, 이 역시 균열의 폐쇄과정에 대한 정확한 메커니즘의 규명이 없는 상태이다.

한편, 수압파쇄에 의해 형성되는 균열의 발전방향에 대한 조절문제 역시 대단히 중요한 관심대상인 바, 수치해석을 통한 균열의 발전방향에 대한 연구^{11,14)} 및 미소균열음을 이용한 수압파쇄 균열발생 검토²¹⁾와 경사공에서의 삼차원적 응력산정 및 미소균열음을 이용한 균열의 추적²²⁾ 등에 관한 연구가 실시된 바 있으나 이들 역시 수압파쇄에 의한 임의 방향으로의 균열의 발전에 대한 조절문제에 대해서는 그 연구가 미진한 상태에 있다.

따라서 본 연구에서는 수압파쇄에 의한 균열의 발전 방향의 변화를 검토하고 임의 방향으로의 수압파쇄 균열의 발전을 조사하기 위해 시추공 내에 초고압수 절삭장치(water jet system)를 이용, 임의 길이의 인공 슬롯을 임의 방향으로 형성함으로써, 인공 슬롯의 길이와 최소수평주응력의 방향에 대한 각도, 그리고 주응력의 조건에 따른 균열의 발전 양상, 즉 수압파쇄에 의한 균열의 휘어짐의 여부를 검토하는 모델 실험을 수행하였으며, 이를 변위불연속법(displacement discontinuity method)과 응력불연속법(stress discontinuity method)을 혼합한 경계요소해석(boundary element analysis)을 통한 수치해석의 결과와 비교하였다.

또한 이와 같이 시추공 내에 인공 슬롯이 형성되어 있을 경우, 수압파쇄 균열발생 기준식으로서 선형탄성 파괴역학 모델을 도입하여 이를 임의 방향으로의 균열

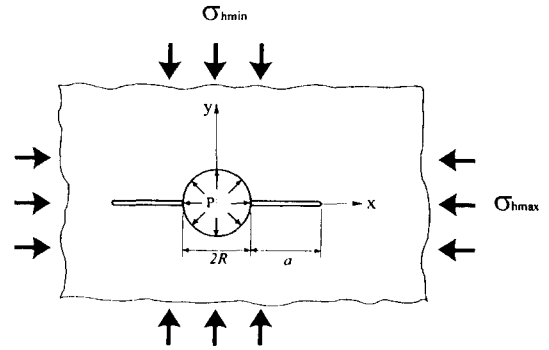


Fig. 1. LEFM model for the growth of a microcrack with half-length α , emanating from a pressurized borehole in an infinite plate subjected to the far field stress σ_{hmax} and σ_{hmin} .

의 발생에 대한 조건식의 형태로 보완함으로써, 최대수평주응력의 크기를 보다 정확히 산정하였다. 이와 함께, 수압파쇄후 생성된 균열의 발전방향을 고려하여 이 균열면에 수직으로 작용하는 외부 압력인 플랫폼의 압력변화 양상을 통해 균열폐쇄압력을 결정하는 플랫폼 방법을 제안, 이 방법으로 구한 균열폐쇄압력과 기존의 방법으로 구한 균열폐쇄압력을 비교, 검토함으로써 플랫폼 방법의 적용타당성을 규명하고자 하였다.

2. 수압파쇄에 의한 균열발생 기준

Fig. 1에서 보는 바와 같이 수압파쇄공을 기준으로 서로 대칭으로 길이 α 인 균열(double crack)을 가지고 있는 공이 무한 응력장에 놓여 있다고 할 때, 수압파쇄공 내의 유체압은 공벽 뿐만 아니라 균열면에 대해서도 작용하게 된다. 이 때 해석의 편의를 위해 균열은 최대주응력 방향으로 놓여 있다고 가정한다.

균열선단 근처에서의 응력집중계수는 각각의 하중 단계에 따른 응력집중계수로 나누어서 생각할 수 있다. 즉,

$$K_I(\sigma_{h...}, \sigma_{h...}, P, P_a) = K_I(\sigma_{h...}) + K_I(\sigma_{h...}) + K_I(P) + K_I(P_a) \quad (1)$$

여기서, K_I : Mode I 균열전파에 관한 응력집중계수,

P : 수압파쇄공의 벽면에 작용하는 유체압,

$P_a = P_a(x, 0)$: 균열을 따라 분포하는 유체압.

파괴역학에 의하면, K_I 는 다음과 같이 주어진다.¹⁷⁾

$$K_I = (\pi a)^{-1/2} \int_{-a}^a \sigma_t(x, 0) \left(\frac{a+x}{a-x} \right)^{1/2} dx \quad (2)$$

여기서, σ_t : 균열면에서의 접선응력(tangential stress)

따라서 각 하중 단계에 대해 접선응력함수 $\sigma_t(x, 0)$ 를 결정하여, 이를 각 경우에 대해 적분함으로써 식(2)의 해를 구할 수 있다. 즉,

$$K_I(\sigma_{h_{1..}}) = -\sigma_{h_{1..}} \sqrt{R} f(b) \quad (3)$$

$$K_I(\sigma_{h_{2..}}) = -\sigma_{h_{2..}} \sqrt{R} g(b) \quad (4)$$

$$K_I(P) = P \sqrt{R} h_0(b) \quad (5)$$

$$K_I(P_a) = P \sqrt{R} h_a(b) \quad (6)$$

여기서, $f(b)$, $g(b)$, $h_0(b)$, $h_a(b)$: a 와 R 에 관계되는 함수

따라서, 식(3)~(6)을 중첩함으로써 수압파쇄공에서 균열이 발생할 때의 공내 압력을 계산하면 다음과 같다.

$$P_b = \frac{1}{h_0 + h_a} \left(\frac{K_{IC}}{\sqrt{R}} + \sigma_{h_{1..}} f + \sigma_{h_{2..}} g \right) \quad (7)$$

여기서, K_{IC} 는 Mode I에 대한 압식의 파괴인성이며,

$$P_{co} = \frac{K_{IC}}{(h_0 + h_a) \sqrt{R}} \quad (8)$$

이라고 하면, 식(7)은 결국 다음 식과 같은 형태가 됨을 알 수 있다. 즉,

$$P_b = P_{co} + \frac{f}{h_0 + h_a} \sigma_{h_{1..}} + \frac{g}{h_0 + h_a} \sigma_{h_{2..}} \quad (9)$$

따라서 식(9)를 수압파쇄 고전이론식과 비교해보면, P_{co} 는 수압파쇄에 의한 암반의 인장강도로 볼 수 있으며, 다음 식이 성립함을 알 수 있다.

$$T = P_{co} = P_b - k_1 \sigma_{h_{1..}} - k_2 \sigma_{h_{2..}} \quad (10)$$

여기서, $T = P_{co}$: 수압파쇄에 의한 암반의 인장강도,

$$k_1 = \frac{f(b)}{h_0(b) + h_a(b)}$$

$$k_2 = \frac{g(b)}{h_0(b) + h_a(b)}$$

본 연구에서 사용된 인공 슬롯의 방향성을 고려하여 식(10)은 다음과 같이 다시 쓸 수 있다. 즉,

$$T = P_{co} = P_b - k_1(P_1 \sin \alpha + P_3 \cos \alpha) - k_2(P_1 \cos \alpha + P_3 \sin \alpha) \quad (11)$$

여기서, P_1 : 최대주응력,

P_3 : 최소주응력,

α : 최소주응력 방향과 슬롯 방향 사이의 각도.

3. 실험장치 및 방법

3.1 시험편 제작

모델실험에서 사용한 시료는 함양군 마천면에서 현 재 석재용으로 생산되고 있는 마천반려암으로서, 주로 사장석, 흑운모, 각섬석, 감람석 등으로 구성되어 있으며, 소량의 휘석과 불투명 광물을 포함하고 있다.

대부분의 화강암류에 있어서는, 가장 잘 쪼개어지는 방향인 결(rift), 즉 취약면을 가지고 있으며, 이러한 결은 일정 구간 내에서 삼차원으로 하중을 받다가 순간적인 인장 파괴에 의해 균열이 발생하는 수압파쇄에 있어서, 그 메커니즘에 커다란 영향을 미칠 수 있는 것으로 보고된 바 있다²¹⁾. 따라서 이러한 결의 영향을 최소화하여 등방성의 효과를 최대화 할 수 있음을 감안하여 마천반려암을 시료로 채택하였다. 대상 시료의 기본적인 물리적 특성은 Table 1과 같다.

30 mm cubic으로 제작한 시험편의 한가운데에 26mm의 수압파쇄공을 형성한 뒤, 초고압수 절삭장치를 이용하여 폭이 2 mm이고 길이(수압파쇄공벽으로부터 슬롯 선단까지의 길이)가 각각 13 mm 및 7 mm 인 인공 슬롯(artificial slot)을 공내에 형성하였다(Fig. 2 참조). 이와 같이 인공 슬롯의 길이를 변화시킨 이유는 수압파쇄공의 반경에 대한 슬롯의 길이의 비의 변화가 수

Table 1. Physical properties of coarse-grained Machon gabbro

Properties	Value
Unit Weight (kN/m ³)	28.1±0.06
Apparent Porosity (%)	0.48±0.06
Uniaxial Compressive Strength (MPa)	120±10
Tensile Strength (Brazilian) (MPa)	9.8±1.0
Young's Modulus (GPa)	58±1.3
Poisson's Ratio	0.21±0.009

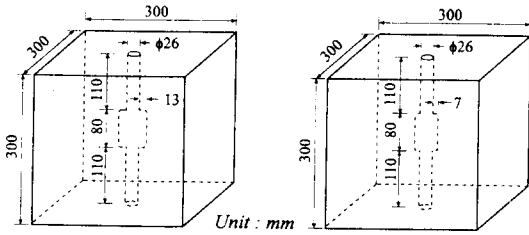


Fig. 2. Dimensions of rock specimen: (a) with long slot (slot length=13 mm) and (b) with short slot (slot length=7 mm).

압파쇄 균열의 발전에 미치는 영향을 조사하기 위해서이다. 또한 이와 함께 주응력 방향에 대한 인공 슬롯의 방향의 변화에 따라 수압파쇄 균열의 발전 양상을 조사하기 위해, 실험상의 편의를 고려하여 슬롯의 방향을 최소주응력의 방향에 대해 각각 0°, 22.5°, 45°, 67.5°로 변화시켜 인공 슬롯을 형성하였다.

3.2 실험장치 및 실험방법

실험장치는 크게, 수압파쇄시험전 인공 슬롯을 형성하기 위한 초고압수 절삭장치와 수압파쇄 시험을 위한 각종 유압장치 및 자료처리장치, 그리고 시험 후 수압파쇄 균열을 확인하기 위한 썰기장치 등으로 나누어 볼 수 있으며 각각을 살펴보면 다음과 같다.

가. 초고압수 절삭장치

수압파쇄공 내에 슬롯을 형성하기 위해 미국 ABEX社의 초고압수 절삭장치(Model ADMAC)를 사용하였으며, 25 mm의 double nozzle을 프레임에 연결한 뒤, 수압파쇄공이 형성되어 있는 시험편을 셋팅하고 프레임의 전후 및 좌우로 움직여 노즐의 상하 움직임 방향과 수압파쇄공이 일치하도록 한 뒤, 노즐이 장착된 프레임을 상하로 움직이며 슬롯을 형성하였다. 이때 노즐의 상하 이송 속도는 1 mm/sec로 하였다.

나. 수압파쇄 모델실험장치

수압파쇄 모델 실험 장치는 Fig. 3에서 보는 바와 같이 크게 외부 압력부, 유체 압입부, 자료 처리부로 구성된다.

대개의 수압파쇄 모델실험에서는, 축압을 가하기 위한 수단으로서 플랫폼 또는 유압램 등이 이용되고 있으며, 이때 수평방향으로만의 이축재하를 실시하는 경우가 대부분이다^{19),20)}. 이는 연직방향, 즉 수압파쇄공과 평

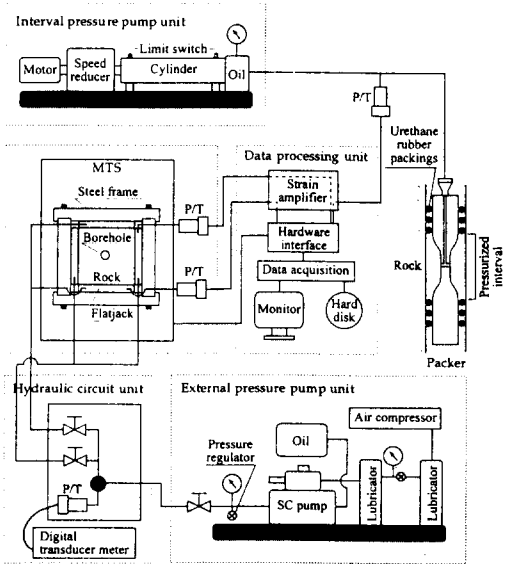


Fig. 3. Schematic diagram of the system for hydraulic fracturing model test.

행한 방향으로의 재하는 수압파쇄 조건식과 무관하여, 해석에 있어서 그다지 중요한 역할을 하지 못한다는 이유와, 또한 시험편 내로 삽입되어 있는 팩카(packer)의 돌출 부분으로 인해, 시험편의 상부를 재하한다는 것이 그리 쉽지 않다는 이유 등에 의한 때문이었다. 그러나 이축 재하만으로 모델실험을 할 경우, 실제 최소주응력 방향은 재하를 하지 않고 있는 연직방향이 되며, 따라서 이 연직방향에 수직인 방향으로의 균열, 즉 횡균열이 발생하기 쉽다는 사실이 보고되고 있다^{9),15)}. 따라서 본 연구에서는 횡균열의 발생을 억제하고, 수압파쇄공 내에 형성되어 있는 인공 슬롯의 영향을 고려한 종균열의 발생을 유도하기 위해 연직방향으로의 응력을 가하여 일반적 삼축압축 조건 하에서의 수압파쇄 모델실험을 실시하였으며, 이는 실제 현장에서의 수압파쇄 적용시 수압파쇄 구간에 가해지는 연직방향의 응력을 모델화한 것으로 생각될 수 있다.

수평방향으로의 축압을 가하기 위해, 두께 1 mm의 스테인레스 판을 이용하여 가로, 세로 각각 300 mm 및 폭 10 mm로 제작한 4조의 플랫폼을 이용하였으며 이때 플랫폼의 상부에 압력변환기를 연결하여 플랫폼의 압력 변화양상을 추적하였다. 한편 플랫폼에 연결된 압력변환기로부터 측정되는 수평방향의 축압이 과연 시험편 전체에 걸쳐 균일하게 분포하는지를 알아보기 위해 플랫폼의 검증시험을 실시한 바, Fig. 4에서 보는 바

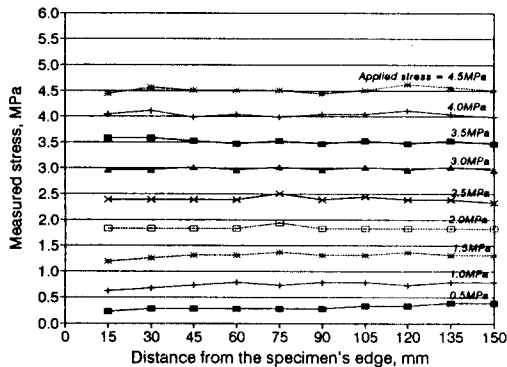


Fig. 4. Relationship between the measured stress by the strain gages and the applied stress by the flatjack; both stresses are plotted against the distance from the specimen's edge.

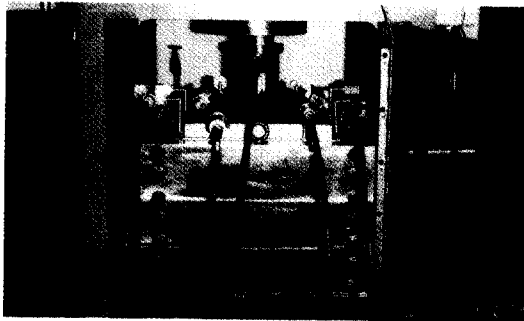


Fig. 5. Hydraulic fracturing specimen in MTS.

와 같이 축압이 2.5 MPa 이상인 경우 플랫폼에 가해지는 압력과 이에 의해 시험편 표면에서 계측되는 응력은 90% 이상의 정확도를 유지하였으므로, 플랫폼의 안전율을 고려하여 최저 2.5 MPa, 최고 5.0 MPa의 범위 내에서 플랫폼을 가압하기로 하였다.

한편, 시험편 상하단 표면에 작용하는 연직방향의 압력(이하 축압이라 칭함)은 본 연구를 위해 제작된 상부 가압판과 미국 MTS社의 Servo controlled type compression testing system (Model MTS)에 의해 가해지며, 상부 가압판은 하중이 시험편의 상부 전체에 균일하게 분포하도록 하기 위해 피라미드 형태로 제작하였다. Fig. 5는 패카가 삽입된 시험편과 압력변환기가 부착된 플랫폼을 각각 강철 프레임 내에 삽입한 뒤, 시험편 위에 상부 가압판을 올려놓고, 이를 다시 MTS 내에 장착하여 축압이 가해지도록 한 모습이다. Fig. 6은 패카와 함께, 시험후 균열면을 조사하기 위해 시험편을 쪼개는 데 사용되는 췌기의 모습을 나타내고 있다.

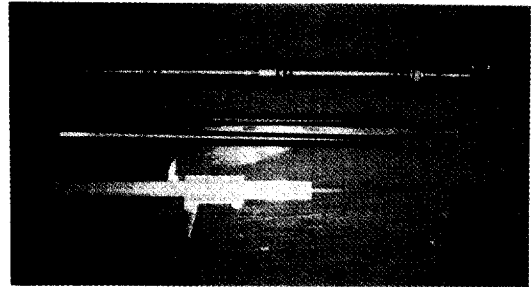


Fig. 6. Miniature packer and wedge.

유체 압입부는 패카와 전기식 유압펌프 및 그 사이에 연결되어 있는 압력변환기로 구성 되어 있는데 유체 압입을 핸드펌프로 할 경우 전기식 유압펌프처럼 주입 유량을 일정하게 유지하기 힘들 뿐 아니라, 한 스트로크에서 다음 스트로크로 넘어갈 때 갑작스런 압력의 저하가 발생할 수 있으며^{16,21)}, 전기식 유압펌프에 비해 유체 주입속도가 빨라 수압파쇄에 의한 균열의 거동에 영향을 미칠 수 있음이 보고되고 있다⁶⁾. 따라서 본 연구에서는 저압이나 고압에서도 항상 9.8 ml/min.의 미세 유량을 유지할 수 있도록 감속기가 부착되어 있는 전기식 유압펌프를 사용하였다.

플랫폼에 의해 가해지는 두 수평방향의 축압은 각각 압력변환기(Model PG-50KU)를 통해 자료처리부 내의 변형을 증폭기로 입력되며, 가압 구간의 압력 또한 유압펌프와 패카 사이에 연결되어 있는 압력변환기(Model PG-250KU)를 통해 변형을 증폭기로 입력된다. 변형을 증폭기를 거친 3가지의 데이터는 MTS로부터 직접 입력되는 축압과 함께 자료 처리용 하드웨어 인터페이스로 입력되어 데이터를 취득하게 되는데, 본 연구에서는 데이터 취득률(sampling rate)을 5 Hz로 하였다.

4. 실험 결과 및 고찰

4.1 압력-시간 곡선 해석

최대수평주응력, P_1 과 최소수평주응력, P_3 의 조건 하에 놓여 있는, 슬롯을 가진 수압파쇄공에서 공 반경 R 에 대한 슬롯의 길이 L 의 비에 따라 수압파쇄 균열의 양상과 주응력 방향에 대한 슬롯의 각도의 변화에 따른 수압파쇄 균열의 발전 양상을 검토하기 위하여, Fig. 7에서 보는 바와 같이 ①슬롯의 선단에서부터 바로 최소수평주응력에 수직인 방향으로 균열이 발생하는 경우

(Case I이라 칭함), ②슬롯 연장선 상으로 발전하다가 최소수평주응력에 수직한 방향으로 휘어지는 경우 (Case II라 칭함), ③주응력 방향을 무시하고 슬롯의 연장선 상으로 발전해 나가는 경우(Case III라 칭함), 그리고 ④슬롯의 존재는 전혀 무시하고 슬롯이 아닌 공벽 상에서 부터 최대수평주응력 방향으로 균열이 발전하는 경우(Case IV라 칭함) 등으로 수압파쇄 균열을 예

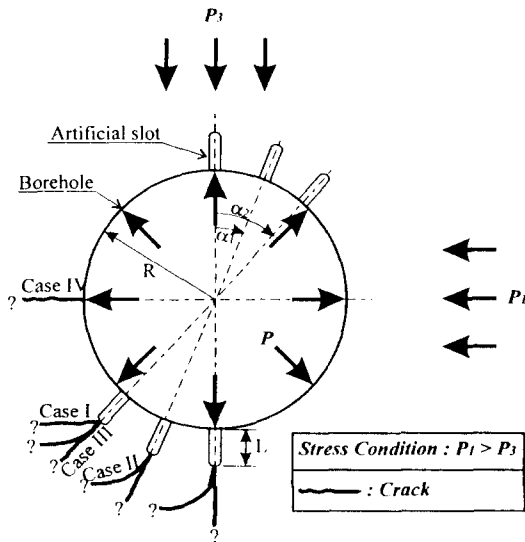


Fig. 7. Conceptualization of the crack propagation pattern in hydraulic fracturing with presence of the artificial slot inclined to the directions of stresses.

상할 수 있다.

따라서, 슬롯의 길이가 긴 경우와 짧은 경우의 2가지 및 슬롯의 방향을 0°에서부터 22.5° 간격으로 67.5°까지의 4가지 경우에 대해 각각 조합하여 8가지의 경우와, 슬롯의 방향이 0°로 고정되어 있을 때, 최대수평주응력과 최소수평주응력의 비를 변화시켜 균열의 발전 방향을 살펴보기 위한 2가지, 그리고 슬롯이 없는 1가지 경우 등, 총 11가지의 경우에 대해 수압파쇄 모델 실험을 실시하였으며, 각 시험편에 대한 실험 조건 및 압력관계는 Table 2에 나타낸 바와 같다.

여기서 최대수평주응력 대 최소수평주 응력의 비가 4.95인 SS-B1과 2.54인 SS-B2, 그리고 1.95인 NS-1 시험편을 제외한 모든 시험편에 대해서 그 비를 1.71~1.79로 하였는데, 이러한 주응력의 비는, 최대수평주응력과 최소수평주응력의 비에 따라 수압파쇄 균열 발전의 변화 양상의 연구를 통해 그 비가 1.0에 가까와지면, 즉 정수압 상태에 가까와지면 균열의 발전 방향이 가변적이며, 또한 여러 가닥으로 발생할 수 있으나, 그 비가 1.5 이상이면 최소수평주응력에 수직한 방향으로의 균열을 충분히 유도할 수 있다는 연구 결과²⁾와 비교해 볼 때, 타당성이 있음을 알 수 있다.

대표적인 압력-시간 곡선으로 LS-A2 시험편에 대한 결과치를 Fig. 8에 나타내었다.

일반적으로 초기파쇄압력과 균열개구압력은 압력-시간 곡선상에서 각 가압 사이클 시의 기울기가 직선에서 벗어나기 시작하는 점에서의 압력으로 결정되거나 또

Table 2. Test conditions for each specimen

Sample No. ¹⁾	External pressure ²⁾ (MPa)			P ₁ /P ₃	Slot dimension		P _b (MPa)	P _r (MPa)				Calculated T by Eq.(11) (MPa)
	P ₁	P ₂	P ₃		angle ³⁾ (°)	length(mm)		2nd	3rd	4th		
LS-A1	4.94	3.5	2.79	1.77	0.0	13	17.0	10.9	10.2	10.1	12.0	
LS-A2	4.90	3.5	2.86	1.71	22.5	13	16.3	7.9	7.1	6.9	10.7	
LS-A3	4.94	3.5	2.81	1.76	45.0	13	13.7	8.8	8.0	6.1	8.3	
LS-A4	4.91	3.5	2.74	1.79	67.5	13	15.2	8.1	6.8	6.6	10.8	
SS-A1	4.94	3.5	2.79	1.77	0.0	7	16.5	10.4	9.8	9.2	11.6	
SS-A2	4.93	3.5	2.79	1.77	22.5	7	16.9	10.8	8.9	8.1	11.3	
SS-A3	4.95	3.5	2.79	1.77	45.0	7	16.8	9.1	7.9	7.1	11.4	
SS-A4	4.90	3.5	2.83	1.73	67.5	7	17.6	7.9	6.8	6.0	12.0	
SS-B1	4.80	2.5	0.97	4.95	0.0	7	11.8	4.9	3.8	3.0	10.8	
SS-B2	4.89	2.5	1.92	2.54	0.0	7	18.6	6.8	5.8	5.8	16.7	
NS-1	3.90	3.0	2.00	1.95	no slot	no slot	15.2	5.2	5.2	5.2	10.0 ⁴⁾	

- 1) "LS-" means slot, "SS-" means short slot, and "NS-" means no slot.
- 2) P₁ and P₃ are the maximum and minimum horizontal principal stresses, respectively and P₂ is the vertical stress.
- 3) Slot angle means the between the minimum horizontal principal stress, P₃ and slot direction.
- 4) Tensile strength is calculated by (P_b-P_b).

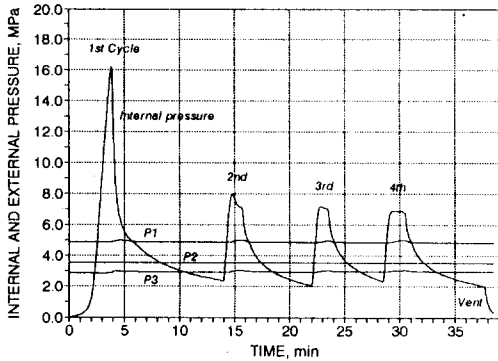


Fig. 8. Pressure-time curve for LS-A2 (slot length: 13 mm, slot angle: 22.5°).

는 A.E. 발생빈도 측정결과와 압력-시간 곡선과의 대비를 통해 결정되며^{21,22)}, 압력-시간 곡선이 거의 직선으로 나타나는 경우에는 최대압력점으로 결정된다⁴⁾. 본 연구에서는 Fig. 8의 예에서 보는 바와 같이 압력-시간 곡선상에서 최대압력점까지의 압력의 증가 양상이 거의 모두 직선으로 나타나므로 초기파쇄압력과 균열개구압력은 최대압력점으로 결정하였다. 이와 같은 방법에 의하여 각 사이클에 대한 초기파쇄압력과 균열개구압력은 Table 2에 나타낸 바와 같으며, 식(11)에 의해 계산된 각 시험편에 대한 암반의 인장강도도 함께 나타내었다. 여기서 LS-A3 및 SS-B2의 시험편 외에 나머지 시험편에 대해서는 수압파쇄에 의한 인장강도가 대개 10.0~12.0 MPa의 범위 내의 값으로 나타나고 있으며, 이는 Table 1에서 보는 바와 같이 대체적으로 압열인장시험에서 구한 인장강도와 유사한 값을 나타내고 있음을 알 수 있는데, LS-A3의 경우는 시험편 내에 존재하고 있던 기존의 균열을 따라 수압파쇄 균열이 발생함으로써 인장강도의 저하를 초래한 것으로 생각되며, SS-B2의 경우는 슬롯의 방향을 무시하고 최소수평주응력에 수직인 방향으로 종균열이 발생한 것은 SS-B1의 경우와 유사하나 이외에, 가압구간 부분에서 횡균열도 함께 발생하였기 때문인 것으로 판단된다. 이는 실험 조건상 SS-B1의 경우에 비해 축압으로 주어지는 중간주응력 대 최소수평주응력의 비가 작아서 (SS-B1의 경우는 2.57, SS-B2의 경우는 1.3) 횡균열의 생성을 충분히 억제하지 못했던 것으로 생각된다. 따라서 이와 같은 경우에 대한 응력해석에 있어서는 식(11)을 그대로 적용하기가 곤란하며, 종균열과 횡균열이 동시에 발생하는 경우에 대한 메커니즘의 연구와 새로운 해석방법이 필요

하다고 생각된다.

4.2 균열의 발전 양상 검토

Fig. 9에서는 수압파쇄실험 후 썰기를 이용하여 균열면을 따라 시험편을 쪼개 뒤, 수압파쇄에 의한 균열의 발전 양상을 스케치한 것을 나타내고 있다. LS-A1과 SS-A1의 경우, 균열은 슬롯의 영향으로 인해 최소수평주응력에 수직인 방향이 아닌, 슬롯의 방향으로, 즉 최대수평주응력에 수직인 방향으로 발전하였으며, 균열의 휘어짐은 보이지 않았다. 이와 같이 최소수평주응력 방향으로 놓여 있는 슬롯의 영향으로 인해 슬롯 선단으로부터 슬롯이 놓여 있는 방향으로 거의 직선적으로 균열이 발생한 경우는 Mizuta 등¹⁶⁾이 시멘트 모르타르에 대한 모델 시험을 통해 제안한 최대수평주응력의 직접 측정방법에서의 실험 결과와 부합된다. 즉, 최대수평주응력에 수직인 방향으로 균열이 발생하였을 경우, 압력-시간 곡선상에서 구해지는 균열폐쇄압력은 균열면에 수직으로 작용하는 응력인 최대수평주응력을 직접 나타내게 되며, 이는 최소수평주응력과 균열개구압력에 의해 간접적으로 측정하던 기존의 방법에 비해 보다 더 정확하게 최대수평주응력을 구할 수 있는 방법이 된다.

한편, 이와 같이 최대수평주응력에 수직인 방향으로 슬롯이 형성되어 있는 경우, 최대수평주응력 대 최소수평주응력의 비에 따라 동일한 슬롯에 대해 균열의 발전 양상, 즉 균열의 휘어짐 여부를 살펴보기 위해 SS-B1과 SS-B2에 대한 실험을 실시하였다. SS-B1과 SS-B2는 슬롯의 조건은 SS-A1과 같으나, 최대수평주응력 대 최소수평주응력의 비는 각각 4.95 및 2.54이다 (SS-A1의 경우는 1.77). 이와 같이 주응력의 비를 SS-A1보다 크게 함으로써 슬롯의 선단에서 부터 발생하기 시작한 수압파쇄 균열이 최소수평주응력에 수직인 방향으로 휘어지는 것을 확인코자 하였으나, Fig. 9에서 보는 바와 같이 두 경우 모두, 슬롯의 영향을 무시한 채 슬롯과 90°의 각도를 이루는 수압파쇄공의 벽면상에서 균열이 발생하였다(Case IV의 균열 발생 패턴). 따라서 균열의 휘어짐을 실험에 의해 관찰할 수는 없었으나, 시험편의 크기 효과(size effect)를 무시할 수 있을 정도로 수압파쇄공으로부터 시험편 외벽까지의 길이가 충분히 긴 시험편에 대해, Hayashi 등⁹⁾에 의해 이론적으로 제시된 바와 같이 주응력의 비를 적절히 조절할 경우, 슬롯의 선단에서부터 균열이 발생하여 최대수평주응력 방향으로 휘어질 것이라는 것을 예측할 수

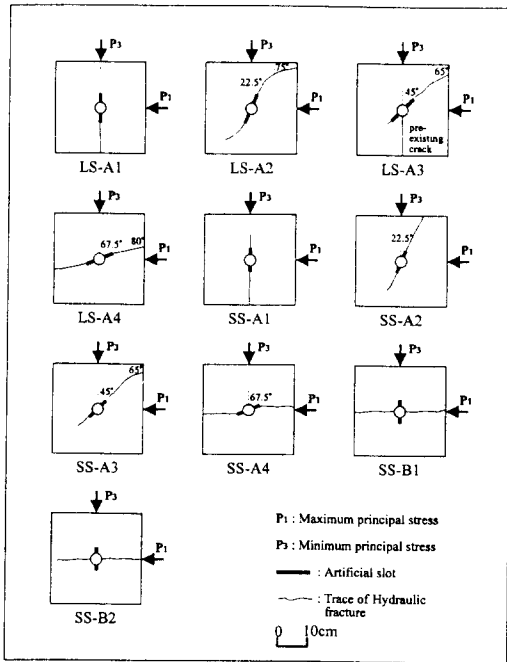


Fig. 9. Fracture patterns from each specimen.

있다.

한편, 슬롯의 방향이 최소수평주응력의 방향에 대해 22.5° 만큼씩 경사져 있는 LS-A2, LS-A3, LS-A4의 경우와 SS-A2, SS-A3, SS-A4의 경우, 대개 균열은 슬롯의 선단에서 슬롯의 연장선 상으로 발전하다가 최대수평주응력에 굴복하여 최소수평주응력에 수직한 방향으로 휘어지는 Case II의 경우를 나타내고 있음을 알 수 있다. 먼저, 슬롯의 각도가 45°이고 길이가 각각 13 mm, 7 mm 인 LS-A3와 SS-A3의 경우를 비교해 보면, 두 경우 모두 슬롯의 각도로부터 약 20° 정도 휘어지고 있음을 알 수 있으며, 슬롯의 각도가 67.5°이고 길이가 각각 13 mm, 7 mm인 LS-A4 와 SS-A4의 경우를 비교해 보면, 슬롯의 길이가 긴 LS-A4의 경우 균열은 슬롯의 각도보다 약 12.5° 정도 더 휘어짐을 볼 수 있으나, 슬롯의 길이가 짧은 SS-A4의 경우에는 균열의 휘어짐이 관찰된다고 보다는 오히려 슬롯의 선단에서 부터 최소수평주응력에 수직한 방향으로 직접 균열이 발생한다고 해도 좋을 만큼 그 휘어짐의 정도가 큼을 알 수 있다. 따라서 슬롯의 길이가 길수록 이 슬롯의 영향에 의해 균열의 휘어짐의 정도는 미약함을 알 수 있다.

또한, 슬롯의 길이가 짧은 경우와 긴 경우 모두에 대해 슬롯의 각도가 22.5°, 45°, 67.5°인 3가지 경우 중에

서 45°일 때 대체적으로 균열의 휘어짐이 가장 큰 것으로 관찰되는데, 이는 슬롯의 각도가 22.5°일 경우는 나머지 두 경우에 비해 슬롯면이 최대수평주응력의 영향을 가장 많이 받고 있어 이 최대수평주응력에 대하여 최소수평주응력에 수직한 방향으로의 균열의 휘어짐은 가장 완만하게 나타날 것이나, 이미 그 이전에 시험편의 외벽까지 균열이 발전한 까닭이며, 슬롯의 각도가 67.5°일 경우는 나머지 두 경우에 비해 슬롯면이 받는 최대수평주응력의 영향은 가장 작아, 가장 쉽게 균열이 휘어질 수 있으나 최대 22.5° 이상은 균열이 휘어질 수 없을 것으로 판단된다.

4.3 균열폐쇄압력의 결정

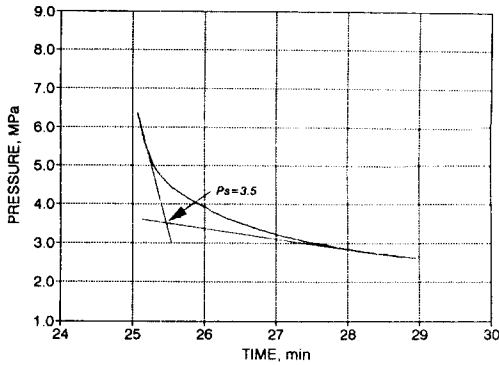
본 연구에서는 균열폐쇄곡선의 초기부분과 끝부분에서 그른 접선의 교점에서 압력을 균열폐쇄압력으로 결정하는 방법¹³⁾ (double tangential method, McLennan의 방법)과 균열폐쇄 이후의 압력 대 압력저하율의 역수의 변화로서 균열폐쇄압력을 결정하는 방법⁷⁾ (Hayashi의 방법)을 적용하여 각 가압 사이클 별로 균열폐쇄압력을 결정하여 각 방법의 타당성을 비교해 보았으며, 또한 균열폐쇄압력의 결정에 대한 새로운 방법을 제시하여 이에 의해 구해진 균열폐쇄압력과 상기 두 방법에 의한 값들을 서로 비교하여 새로운 방법의 타당성을 검토해 보았다.

즉, 3.2절에서 언급한 바와 같이 서로 마주 보는 두개의 플랫잭은 동일 유압관 회로로 연결되어 있고, 플랫잭의 압력이 일정치에 이르면 밸브를 잠금 이 유압관 회로를 폐쇄 회로로 구성하기 때문에 수압과쇄 균열이 발생하게 되면, 균열면에 수직한 방향의 플랫잭에서는 이에 의해 응력의 증가가 발생할 것이며, 가압 구간 내로의 유체의 압입이 중지되어 균열이 닫히기 시작하면 플랫잭의 압력도 다시 저하할 것이다. 따라서 이와 같은 점에 착안하여, 플랫잭의 압력의 변화를 수압과쇄 균열 거동의 지표로 사용하여 균열폐쇄압력을 결정해 보았다(이하 플랫잭 방법이라 칭함). 이러한 플랫잭 방법은 현장에 적용할 수는 없으나 모델 실험의 경우, 여러 가지의 균열폐쇄압력 결정법에 대한 비교 기준으로 사용될 수 있다는 점에서 의미있다고 생각된다.

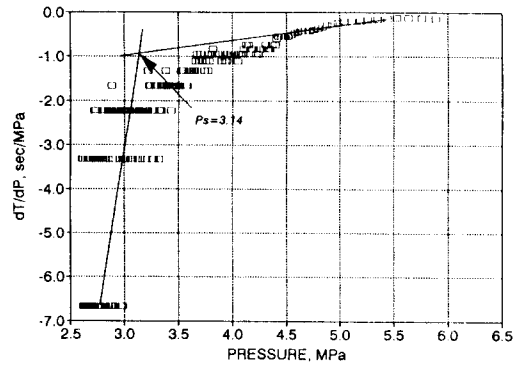
Fig. 10에서는 균열폐쇄압력 결정을 위한 각 방법의 예로서 LS-A4에 대해 McLennan의 방법과 Hayashi의 방법으로, 4번째 가압 사이클에 대해서 구한 균열폐쇄압력 그래프와 플랫잭 방법에 의한 균열폐쇄압력 그

래프를 각각 나타내었다. 즉, McLennan 의 방법에서는 각 가압 사이클 별로 균열폐쇄곡선을 확대하여 그 시작점과 끝점에서 그은 접선의 교점이 Y축(압력성분)

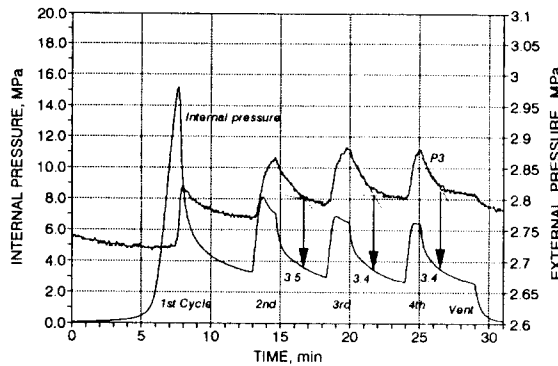
과 만나는 지점을 균열폐쇄압력으로 결정하였으며, Hayashi 의 방법에서는 균열폐쇄 과정에서의 (시간 증분)/(압력 증분) 을 공내 압력에 대해 나타낸 뒤 이중선



(a) McLennan's method



(b) Hayashi's method.



(c) Flatjack method

Fig. 10. Shut-in pressure curve for 4th pressurization cycle on LS-A4.

Table 3. Shut-in pressures of each cycle determined from various methods

Sample No.	P_{ST}^* (MPa)	P_{SM}^{**} (MPa)				P_{SH}^{***} (MPa)				P_{SF}^{****} (MPa)			
		1st	2nd	3rd	4th	1st	2nd	3rd	4th	1st	2nd	3rd	4th
LS-A1	4.94	6.90	6.10	5.80	5.80	5.70	5.25	5.25	5.25	6.60	6.00	6.10	6.10
LS-A2	4.00	4.10	3.20	3.75	3.20	3.20	2.75	3.20	2.75	4.50	3.70	3.70	3.80
LS-A3	4.60	5.20	4.75	2.75	2.75	4.60	4.20	2.43	2.43	-	-	3.70	3.70
LS-A4	3.50	4.40	4.05	3.50	3.50	4.20	3.51	3.14	3.14	-	3.50	3.40	3.40
SS-A1	4.94	6.30	5.25	5.25	5.10	5.30	4.78	4.78	4.75	-	5.50	5.70	4.90
SS-A2	5.60	6.30	5.10	4.30	4.30	5.65	4.75	3.57	3.57	-	5.50	4.70	4.80
SS-A3	4.60	5.00	4.20	3.75	3.40	4.40	3.20	3.25	3.10	-	4.20	3.50	3.60
SS-A4	2.83	3.75	3.40	3.80	3.65	3.55	3.15	3.30	3.40	-	3.40	3.90	3.80
SS-B1	0.97	1.80	1.55	1.15	1.20	1.77	1.53	1.13	1.17	-	-	1.40	1.20
SS-B2	1.92	3.50	2.60	2.60	2.60	2.90	2.30	2.30	2.30	-	-	3.00	2.90

*: Shut-in pressure theoretically calculated according to the fracture pattern

** : Shut-in pressure calculated by McLennan's method

***: Shut-in pressure calculated by Hayashi's method

****: Shut-in pressure calculated by Flatjack method

-: No data because of no maximum inflection point on pressure curve for flatjack

형 회귀분석방법(bilinear regression method)을 통해 균열폐쇄압력을 결정하였다. 또한 플랫폼 방법에서는 공내 압력곡선과, 수압과쇄균열면에 수직으로 작용하는 플랫폼의 압력곡선을 동시에 나타낸 뒤, 플랫폼의 압력의 저하부분 중 최대굴곡지점을 균열의 폐쇄시점으로 간주하여 이 때의 공내 압력을 균열폐쇄압력으로 결정하였다. 각 시험편에 대한 각 가압 사이클에서의 균열폐쇄압력을 이상의 3가지 방법으로 각각 구하여 Table 3에 나타내었다.

Table 3에서, PST는 수압과쇄 실험 후 조사된 균열의 각도에 따라 이 균열면에 수직방향으로 작용하는 최대수평주응력 및 최소수평주응력의 합력을 나타낸 것이다. 또한 일반적으로 균열폐쇄압력은 초기과쇄 이후, 또는 이차과쇄 이후 관측되는 균열폐쇄곡선 보다는 3번째 또는 4번째 이상의 가압 사이클에서 측정되는 것이, 보다 정확히 균열면에 수직한 방향의 응력을 나타낸다는 보고가 있어¹²⁾, 본 연구에서는 4번째 가압 사이클에 대해 각 방법에 의해 구한 균열폐쇄압력을 비교해 보기로 한다.

McLennan의 방법과 플랫폼 방법으로 구한 균열폐쇄압력은 서로 비슷한 수준을 유지하고 있으며, 이들은 대체적으로 Hayashi의 방법으로 구한 균열폐쇄압력에 비해 다소 높은 값을 나타내고 있는데, 이는 선형탄성 및 선형파괴역학적 접근 방법을 통하여, McLennan의 방법 및 최대 굴곡점의 방법으로 구한 균열폐쇄압력이 Hayashi의 방법 등으로 구한 균열폐쇄압력 보다 다소 높게 나타난다는 사실을 이론적으로 제시한 Hayashi와 Sakurai의 연구 결과⁶⁾와도 부합된다.

그러나 본 연구에서와 같이 수평방향의 측압을 이미 알고 있는 상태에서 수압과쇄 실험 후, 균열면의 직접적인 관찰을 통해 균열의 발전 방향을 조사하고, 조사된 균열방향에 따라 이 면에 수직으로 작용하는 응력을 이론적으로 계산한 균열폐쇄압력인 PST를 3가지 균열폐쇄압력 결정법으로 구한 균열폐쇄압력과 비교해 보면, 대부분 Hayashi의 방법보다는 McLennan의 방법 및 플랫폼 방법에 의한 균열폐쇄압력이 PST에 더 잘 일치하고 있음을 알 수 있다.

따라서 전술한 바와 같이 어떠한 방법에 의해서 구한 균열폐쇄압력이 실제 균열의 폐쇄를 정확히 반영하는 단언할 수 없는 문제이나, 수평방향의 측압을 이미 알고 있는 상태에서 수압과쇄 균열의 발생에 따른 플랫폼의 압력의 변화를 살펴서 균열의 폐쇄과정을 역

으로 유추하는 플랫폼 방법은, 기존의 다른 여러 가지 균열폐쇄압력 결정법들과 함께 사용되어 각 방법들의 단점을 보완하고, 각각의 균열폐쇄압력의 비교 기준으로 이용될 수 있을 것으로 생각된다.

5. 균열 전파에 관한 수치해석

5.1 균열 전파 이론

수압과쇄 균열의 전파는 균열 선단에서의 응력상태에 의해 결정되며, 이는 파괴역학의 개념을 도입하여 모델링할 수 있다. 파괴역학에서는 균열의 형태와 응력 조건에 따라 결정되는 균열 선단에서의 응력확대계수와 재료의 물리적 특성인 파괴인성의 관계로부터 균열 전파 메커니즘이 설명되는데, 균열전파형태는 Mode I (Opening mode, 균열면의 변위방향이 균열면에 직각), Mode II (Sliding mode, 균열면의 변위방향이 균열전파방향과 평행하고 응력 작용면에 직각), 및 Mode III (Tearing mode, 균열면의 변위방향이 균열전파방향과 응력작용면에 직각)의 세 경우로 나눌 수 있다.

본 연구의 모델실험에서와 같이 수압과쇄공이 하나의 주응력 방향과 평행할 때는 Mode III의 경우는 없으므로, Mode I과 Mode II만이 혼재하는 2차원 평면 상태를 고려할 수 있다. 그리고 수압과쇄는 수압과쇄공벽 또는 수압과쇄 균열 선단에서의 접선응력 크기와 관계되므로, 본 균열전파 모델링에서는 파괴역학적 균열 전파 조건식으로 최대접선응력이론을 도입하였다.

일반적으로 균열 선단 주위의 응력상태는 다음 식으로 표현된다¹⁷⁾.

$$\begin{aligned} \sigma_r &= \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[K_I \left(1 + \sin^2 \frac{\theta}{2} \right) + \frac{3}{2} K_{II} \sin \theta \right. \\ &\quad \left. - 2K_{II} \tan \frac{\theta}{2} \right] \\ \sigma_{\theta} &= \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(K_I \cos^2 \frac{\theta}{2} - \frac{3}{2} K_{II} \sin \theta \right) \\ \tau_{r\theta} &= \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[K_I \sin \theta + K_{II} (3 \cos \theta - 1) \right] \end{aligned} \quad (12)$$

여기서, K_I 및 K_{II} 는 Mode I 및 Mode II에 대한 균열 선단의 응력확대계수이며, 균열 선단에 인접한 균열 내부 변위로부터 다음과 같이 계산된다.

$$K_I = \sqrt{\frac{2\pi}{r}} \frac{2G}{(x+1)} (v_r - v_o) \quad (13)$$

$$K_{II} = \sqrt{\frac{2\pi}{r}} \frac{2G}{(x+1)} (u_r - u_o)$$

여기서, r : 균열 선단으로부터 균열내부로의 거리,

G : 강성률,

$(u_r - u_o)$: 균열 선단에 대한 거리,
 r 에서의 상대적 전단변위,

$(v_r - v_o)$: 균열 선단에 대한 거리,
 r 에서의 상대적 수직변위,

$x = 3-4 \nu$ (평면변형률 상태),

$= (3-\nu)/(1+\nu)$ (평면응력 상태).

이상의 균열 선단에서의 응력확대계수 및 응력상태로부터 최대점선응력이론에 의한 균열 전파 조건은 다음과 같다.

(1) 전파개시: 균열 선단의 최대점선응력이 파괴인성 (K_{IC})에 도달할 때,

$$\sigma_\theta \sqrt{2\pi r} = \text{constant} = K_{IC}$$

$$\text{즉, } \cos \frac{\theta}{2} \left(K_I \cos^2 \frac{\theta}{2} - \frac{3}{2} K_{II} \sin \theta \right) = K_{IC} \quad (14)$$

(2) 전파방향: 균열 선단에서 최대인장방향의 직각방향 ($\tau_{r\theta} = 0$)일 때,

$$\tau_{r\theta} = 0, \text{ 즉 } \cos \frac{\theta}{2} \left[K_I \sin \theta + K_{II} (3 \cos \theta - 1) \right] = 0 \quad (15)$$

5.2 경계요소법 및 균열전파 모델링

균열전파 해석을 위해 본 연구에서는 경계요소법을 이용하였다. 경계요소해석 프로그램은 Crouch와 Starfield에 의한 응력불연속법 및 변위불연속법 프로그램¹¹⁾을 기본으로 하였고, 여기에 균열전파 모델링 Routine을 작성, 추가하여 전체 프로그램을 완성하였다.

경계요소 해석에서, 균열이나 절리와 같은 불연속면은 변위불연속 요소로 모델링한다. 이 경우 불연속면의 전체 길이를 임의의 갯수의 요소로 분할함으로써 각 요소에 대한 변위와 응력은 요소의 수직방향과 전단방향의 성분으로 계산된다. 특히 수직 및 전단방향의 변위 불연속량은, 식(13)에서와 같이 파괴역학적 균열전파 해석시 응력확대계수의 계산에 직접 이용될 수 있다.

즉, 균열 선단에서의 Mode I 및 Mode II 상태의 응

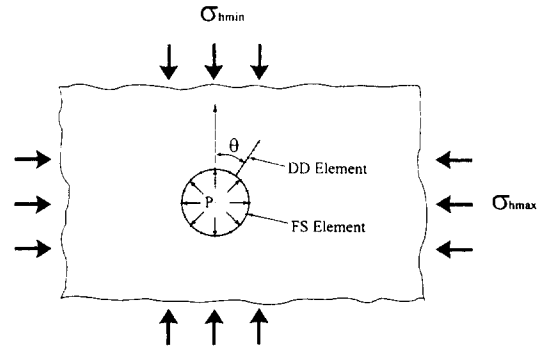


Fig. 11. Modelling of the borehole and the artificial slot for fracture propagation simulation of hydraulic fracturing.

력확대계수는 균열 선단의 변위불연속 요소에서 발생되는 수직변위 불연속량, D_n 및 전단변위 불연속량, D_s 로부터 식(13)을 이용하여 다음과 같이 계산된다. 여기서, a 는 균열선단 요소의 반길이(half length)이고, E 와 ν 는 해석 모델의 영률과 포아송 비이며, 평면변형률 조건의 경우이다.

$$K_I = -\sqrt{\frac{2\pi}{a}} \frac{E}{8(1-\nu^2)} D_n \quad (16)$$

$$K_{II} = -\sqrt{\frac{2\pi}{a}} \frac{E}{8(1-\nu^2)} D_s$$

본 연구에서 작성한 균열전파 해석 Routine에서도 수압과쇄 균열 선단에서의 응력확대계수 계산을 위해 식(16)을 사용하였고, 균열전파 여부판별 및 새로운 균열요소의 모델링을 위해서는 5.1절에서 언급한 최대점선응력이론에 의한 식(14)와 식(15)를 도입하였다.

5.3 해석모델 및 해석절차

해석모델은 모델실험결과와의 비교를 위하여 실험모델 및 실험조건을 이용하였으며, Fig. 11에서 보는 바와 같이, 실험모델의 수압과쇄공은 응력불연속 요소로 모델링하였고, 인공 슬롯과 해석시 균열 전파에 따라 생성되는 새로운 균열은 변위불연속 요소로 모델링하였다. 그리고 모델실험 조건에서 수압과쇄공 축이 축압방향, 즉 하나의 주응력 방향과 일치하므로 해석 조건은 2차원 평면변형률 상태로 하였다.

해석에 필요한 물성 입력 자료로는 Table 1의 영률과 포아송 비 값을 이용하였고, 초기응력값은 각 실험모델의 축압 조건을 이용하였다. 그리고, 균열전파 판

Table 4. Relationship between slot pattern and fracture pattern from boundary element analysis

Sample No.	Slot length (mm)	Slot angle A1 (degree)	Fracture angle A2 (degree)	A2-A1 (degree)	A2-A1 in model test (degree)
LS-A2	13	22.5	26.56	4.06	52.5
LS-A3	13	45.0	63.43	18.43	20.0
LS-A4	13	67.5	80.16	12.66	12.5
SS-A2	7	22.5	37.33	14.83	0.0
SS-A3	7	45.0	65.32	20.32	20.0
SS-A4	7	67.5	80.75	13.25	22.5

별에 필요한 대상 암석의 파괴인성값은 실제로 구하지 못한 바, 기존의 논문들을 참조하여 암종 및 강도, 특히 인장강도에서 본 실험 대상 암석과 유사한 암석의 파괴인성값을 이용하였다. 즉, 신선한 화성암 부류의 암석의 경우는 파괴인성이 4.0 kg/mm^2 내외인 것²²⁾으로 나타나서, 본 해석에서는 이 값을 파괴인성으로 설정하였다.

경계요소법을 이용한 본 균열 전파 해석 프로그램에 의한 해석 절차는 다음과 같다.

- ① 해석 대상의 모델링 : 수압파쇄공 및 인공 슬롯 설정 및 요소 분할
- ② 자료 입력 : 암석 물성, 응력 조건, 파괴인성, 수압파쇄공내 가압 조건
- ③ 각 응력 불연속 요소 및 변위 불연속 요소의 영향 계수 계산
- ④ 수압파쇄공 및 균열의 각 요소에 대한 응력 및 변위 계산
- ⑤ 균열 선단 요소의 변위 불연속량으로부터 K_I , K_{II} 계산
- ⑥ 균열 선단에서의 최대접선응력 발생 방향 및 균열 전파 예상 방향 결정
- ⑦ 단계⑥에서 결정된 방향의 총응력확대계수 계산 및 파괴인성과의 비교에 의한 균열 전파 여부 판정
- ⑧ 총응력확대계수가 파괴인성보다 작으면, 수압파쇄공과 균열내 압력을 증가시킨 후 ③~⑦ 과정을 반복 수행
- ⑨ 총응력확대계수가 파괴인성보다 크면, 단계⑥에서 결정된 방향으로 새로운 균열 요소 발생
- ⑩ 새로운 균열 요소를 포함한 해석 모델의 재구성
- ⑪ 균열 전파가, 설정된 최대 한계에 도달할 때까지 ③~⑩ 과정을 반복하면서 해석 진행
- ⑫ 해석 종료 및 결과 출력

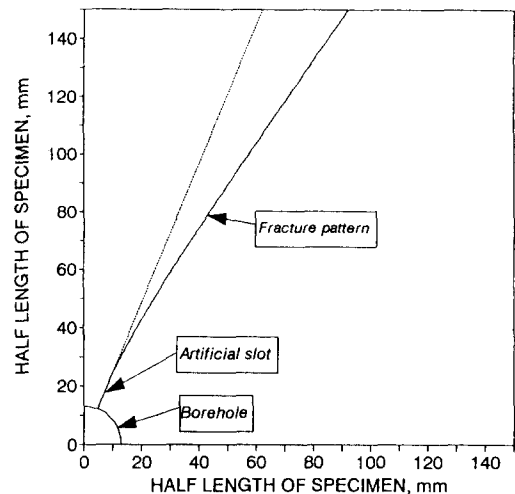


Fig. 12. Numerical result for fracture pattern of specimen no. LS-A2.

5.4 수치해석 결과 및 고찰

본 수치해석에 있어서는 모델 실험에 의한 결과와의 비교를 위해 슬롯의 각도가 각각 22.5° , 45° , 67.5° 인 경우에 대해 슬롯의 길이가 각각 13 mm, 7 mm인 경우로 나누어 해석을 실시하였다. 각 경우에 대한 슬롯의 방향에 따른 균열의 발생 각도를 Table 4에 정리하여 나타내었으며 대표적으로 LS-A2에 대한 수치해석 결과를 Fig. 12에 나타내었다. 표에서 알 수 있는 바와 같이 최소수평주응력 방향에 대한 슬롯의 각도가 45° 이고, 슬롯의 길이가 각각 13 mm 및 7 mm인 LS-A3와 SS-A3의 경우, 균열의 휘어지는 정도는 각각 18.43° 및 20.32° 로서, 모델 실험에서 구해진 20° 정도의 균열의 휘어짐과 비교해 볼 때 상당히 부합하고 있음을 알 수 있으며, 이들은 각각 LS-A2, LS-A4와 SS-A2, SS-A4의 경우와 비교하여 볼 때, 최종적인 균열의 휘어짐이 크게 나타났음을 알 수 있다. 이는 모델 실험에서의 결

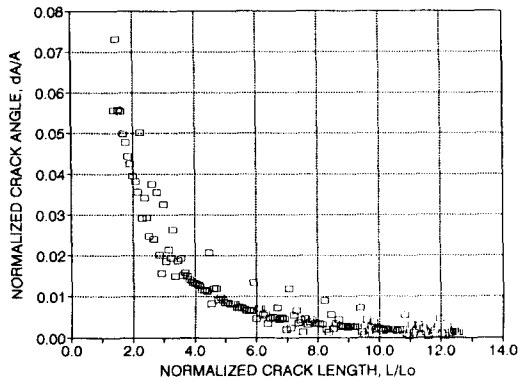


Fig. 13. Relationship between normalized crack length and angle of specimen no. LS-A2.

과와 같이, 시험편의 크기 효과에 의한 것으로 생각된다.

또한, 동일한 각도로 놓인 슬롯에 대해서는 슬롯의 길이가 짧을수록 균열의 휘어지는 정도는 더 크게 나타나고 있다. 휘어지는 정도를 수치적으로 비교해보면 LS-A4의 경우 모델 실험에 의한 결과와 수치해석에 의한 결과는 각각 12.50° 및 12.66° 로서 상당히 잘 부합되고 있는 반면, SS-A4의 경우는 각각 22.50° 및 13.25° 로서 다소 차이가 남을 알 수 있으나, 전체적으로 슬롯의 길이가 짧을수록 균열의 휘어짐이 크다는 경향은 뚜렷이 보여주고 있다.

한편, 수치해석 결과 대체적으로 균열의 휘어짐은 균열 길이가 슬롯의 길이에 비해 약 4~6배 정도로 발생될 때까지 그 정도가 심하며 그 이후로는 휘어짐의 정도가 둔해지는 것을 알 수 있다. Fig. 13에서는 이러한 경향을 살펴보기 위해 LS-A2에 대하여 슬롯의 길이에 대한 균열의 길이를 무차원적으로 나타내어, 마찬가지로 슬롯의 각도에 대한 균열의 각도의 변화를 대표적으로 나타내었다. 그림에서 보는 바와 같이 균열의 길이가 슬롯의 길이의 4~6배 이후의 부분에서도 그 휘어짐의 정도가 둔화되어 일정한 수준을 유지하고 있는 것으로 봐서, 본 수치해석에서 가한 외부경계조건을 삭제한다면, 즉 무한판 내에 놓여 있는 슬롯을 포함한 수압과쇄공을 가정한다면, 균열은 최소수평주응력에 수직인 방향이 될 때까지 계속적으로 휘어질 것임을 유추할 수 있다.

이상의 수치해석 결과와 모델 실험의 결과를 비교함으로써 본 연구에서 작성한 균열 전파 프로그램의 타당

성이 어느 정도 인정되고는 있으나, 인공 슬롯 또는 수압과쇄에 의해 형성되는 균열을 변위불연속 요소로만 모델링하여 해석을 실시했기 때문에, 보다 엄밀한 의미에서의 파괴역학적 균열 전파 모델링에 있어서는 다소 미진한 면이 있다.

따라서 이 부분, 즉 인공 슬롯이나 수압과쇄에 형성되는 균열에 대한 모델링을, 균열선단요소(crack tip element)를 이용하여 보완하고, 대용량과 고속의 컴퓨터를 이용하여 수치해석을 실시할 경우, 무한판 내에서의 수압과쇄 균열 발전 양상, 인공 슬롯의 길이 및 각도의 변화와 주응력의 비에 따른 균열의 발전 양상 등에 대해 모델 실험이나 현장 실험을 대신하여 충분히 연구될 수 있을 것으로 생각된다.

6. 결 론

본 연구에서는 모델 실험을 통하여, 초고압수 절삭장치를 이용, 임의 방향 및 임의 길이의 인공 슬롯을 형성한 뒤, 이러한 인공 슬롯의 영향에 의한 수압과쇄 균열의 발전 양상을 검토하였으며, 이 때 인공 슬롯의 존재에 의한 시추공 내의 압력의 변화 양상을 고려하여 파괴역학적 수압과쇄 균열발생 조건식을 이용, 슬롯의 각도를 고려하는 새로운 균열발생 조건식을 도출하였다. 이와 함께, 특히 인공 슬롯의 방향이 최소수평주응력 방향으로 생성되어 있는 경우에 대하여, 이론적으로 제시된 바 있는 최대수평주응력의 직접 측정법을 암석 시료에 적용하여 실험적으로 규명하였으며, 또한 최소수평주응력의 직접적인 지표가 되는 균열폐쇄압력을 결정하기 위하여 기존의 방법을 적용하여 균열폐쇄압력을 결정한 것 외에, 플랫폼 방법이라는 새로운 기법을 소개하여 기존 방법과의 비교를 통해 그 타당성을 검토하였다. 그리고 임의 방향으로 놓인 임의 길이의 인공 슬롯에 의한 수압과쇄 균열의 휘어짐의 여부를 수치 해석적으로 검토하기 위해 수압과쇄공에 대해서는 응력 불연속법을, 슬롯에 대해서는 변위 불연속법을 적용하여 해석을 실시하였다.

본 연구에서 얻어진 결과는 다음과 같다.

(1) 플랫폼 방법에 의해 결정된 균열폐쇄압력을 기존의 타 균열폐쇄압력 결정법에 의한 압력 및 실제로 가한 외부 압력과 비교한 결과, 그 타당성이 입증되었으며, 기존의 여러가지 균열폐쇄압력 결정법에 대한 비교 수단으로서 사용되어질 수 있을 것이다.

(2) 수압과쇄공 내에 인공 슬롯이 형성되어 있을 경우, 수압과쇄에 의한 응력관계를 해석하기 위하여 수압과쇄 균열발생 기준으로서, 선형 탄성 파괴역학 모델을 도입하여 슬롯의 길이 및 폭으로 주어지는 함수와 슬롯의 각도에 의한 함수를 적용, 새로운 균열발생 기준식을 마련하였다.

(3) 최대, 최소수평주응력의 비가 1.77~1.79일 경우, 슬롯이 주응력 방향에 대해 경사져 있을 때, 수압과쇄 균열은 최소수평주응력에 수직인 방향으로 휘어짐을 알 수 있었다. 그러나, 슬롯이 최소수평주응력 방향으로 나 있을 경우에는 균열의 휘어짐이 관찰되지 않았고, 따라서 이 때의 균열폐쇄압력은 최대수평주응력을 나타내었다.

(4) 수치 해석 결과, 슬롯의 길이 대 시추공의 반경의 비가 1인 경우보다 1/2인 경우에 있어서 균열의 발전 방향은 최소수평주응력에 대하여 더욱 경사졌는데, 이는 슬롯의 길이가 길어질수록 슬롯에 의한 영향이 커져 주응력의 방향을 무시하고 슬롯의 방향으로 균열이 발전하려는 경향이 나타난 것으로 판단된다.

이상의 연구 결과와 관련하여, 주응력의 비 및 인공 슬롯의 길이와 각도의 변화에 따른 균열의 거동 외에, 유체의 주입 속도의 변화, 가압구간의 길이의 변화, 그리고 시험편 크기에 대한 수압과쇄공의 직경의 변화에 따른 균열 거동에 대하여, 시험편의 크기 효과 및 grain size effect를 고려하는 연구가 기대되며, 수치해석의 경우 수압과쇄 균열을 모델화 함에 있어서 균열 선단 요소를 도입하는 등, 균열 거동을 보다 정확히 표현할 수 있는 수학적 모델의 도입이 요구된다.

참 고 문 헌

1. Crouch, S. L. and A. M. Starfield, 1983, Boundary element methods in solid mechanics, *George Allen & Unwin*, 322p.
2. Doe, T. W. and G. Boyce, 1988, Orientation of hydraulic fractures in salt under hydrostatic and non-hydrostatic stresses, *Proc. 2nd Int. Workshops on Hydraulic Fracturing Stress Measurements*, Vol.1, pp.366-392.
3. Gronseth, J. M. and P. R. Kry, 1983, Instantaneous shut-in pressure and its relationship to the minimum in-situ stress, *Hydraulic Fracturing Stress Measurements*, National Academy Press, pp.55-60.
4. Haimson, B. C., 1968, Hydraulic fracturing in porous and non-porous rock and its potential for determining in-situ stress at great depth, Ph.D. thesis, Univ. of Minnesota.
5. Haimson, B. C. and C. Fairhurst, 1967, Initiation and extension of hydraulic fracture in rocks, *SPE*, Vol.7, pp.310-318.
6. Haimson, B. C. and Z. Zhao, 1991, Effect of borehole size and pressurization rate on hydraulic fracturing breakdown pressure, *Proc. 32nd U.S. Symp. on Rock Mech.*, pp.191-199.
7. Hayashi, K. and B. C. Haimson, 1991, Characteristics of shut-in curves in hydraulic fracturing stress measurements and determination of in situ minimum compressive stress, *J. Geophys. Res.*, Vol.96, No.B11, pp.18311- 18321.
8. Hayashi, K. and I. Sakurai, 1988, Interpretation of shut-in curves of hydraulic fracturing for tectonic stress measurements, *Proc. 2nd Int. Workshops on Hydraulic Fracturing Stress Measurements*, Vol.2, pp.583- 618.
9. Hayashi, K., T. Ito and H. Abe, 1989, In situ stress determination by hydraulic fracturing-A method employing an artificial notch, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, Vol.26, No.3/4, pp.197-202.
10. Hubbert, M. K. and D. G. Willis, 1957, Mechanics of hydraulic fracturing, *Trans. AIME.*, Vol. 210, pp.153-163.
11. Kuriyagawa, M., I. Matsunaga, T. Yamaguchi, G. Zvoloski and S. Kelkar, 1987, Prediction of hydraulic fracture extension by a finite element model, *Proc. 6th ISRM Cong.*, pp.163-166.
12. Lee, M. Y. and B. C. Haimson, 1989, Statistical evaluation of hydraulic fracturing stress measurement parameters, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, Vol.26, No. 6, pp.447-456.
13. McLennan, J. D. and J. C. Roegiers, 1983, Do instantaneous shut-in pressures accurately represent the minimum principal stress?, *Hydraulic Fracturing Stress Measurements*, National Academy Press, pp.68-78.
14. Mizuta, Y., O. Sano, S. Ogino and H. Katoh, 1987, Three dimensional stress determination by hydraulic fracturing for underground ex-

- cavation design, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, Vol.24, No.1, pp.15-29.
15. Mizuta, Y., S. Kikuchi and T. Nakamura, 1991, Hydraulic fracturing assisted by borehole slotting, *Proc. Workshop Stresses Earth's Crust ISRM 7th Int. Congress*, Aachen.
 16. Mizuta, Y., S. Kikuchi, K. Tokunaga, and M. Hara, 1993, Studies on hydraulic fracturing stress measurement assisted by water jet borehole slotting, 資源と素材 投稿中.
 17. Rummel, F., 1987, Fracture mechanics approach to hydraulic fracturing stress measurements, *Fracture mechanics of rock*, Academic Press, pp.217-240.
 18. Rummel, F. and J. Hansen, 1989, Interpretation of hydrofrac pressure recordings using a simple fracture mechanics simulation model, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, Vol.26, No.6, pp.483-488.
 19. Zoback, M. D., F. Rummel, R. Jung and C. B. Raleigh, 1977, Laboratory hydraulic fracturing experiments in intact and pre-fractured rock, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, Vol.14, pp.49-58.
 20. 水田義明, 佐久間彰三, 菊地慎二, 荒木義則, 中川浩二, 1992, ポアホールスロット-な利用する水壓破碎應力測定法に關する基礎的研究, *Proc. 21st Symp. Rock Mech.*, Tokyo, pp.211-215.
 21. 崔盛雄, 辛重鎬, 李喜根, 1989, 수압파쇄기구에 관한 연구(제3보) -미소균열음측정에 의한 수압파쇄의 균열발전상태 검토, *한국자원공학회지*, 제26권, 제5호, pp.387- 396.
 22. 辛重鎬, 1990, 수압파쇄에 의한 삼차원 암반응력측정과 균열전파특성에 관한 모형실험 및 수치해석적 연구, 서울대학교 박사학위논문, 154p.