

단정 주입시험 결과를 이용한 단열암반의 수리전도도 분석

Estimation of Conductivity Tensor of Fractured Rocks from Single-hole Packer test

장 근 무 (Keun Moo Chang)

한국전력 원자력환경기술원

이 은 용 (Eun Yong Lee)

한국전력 원자력환경기술원

김 창 락 (Chang Lak Kim)

한국전력 원자력환경기술원

이 찬 구 (Chan Goo Rhee)

한국전력 원자력환경기술원

김 현 주 (Hyun Joo Kim)

한국전력 원자력환경기술원

요약 / ABSTRACT

단열암반의 수리전도도 텐서를 계산하고 이방성에 대한 정량적인 평가를 수행하기 위해서 단열의 수리적, 기하학적 통계 특성에 근거하여 3차원 단열연결망 모델을 구성하였다. 현장에서 수행된 단정주입시험의 수치모델링을 통해 계산된 수리전도도는 현장시험 결과와 비교적 잘 일치하였다. 따라서 구성된 3차원 단열연결망 모델이 해석대상 암반의 수리 특성을 구현할 수 있음을 확인하였다. 대상암반의 대표요소체적 규모에서 계산된 블록 수리전도도는 단정주입시험에서 구한 수리전도도의 산술과 조화 평균 사이의 값이며, 2차원 수평단면상에서 남-북 방향의 수리전도도는 동-서 방향에 비해서 약 1.4 배로써 이방성은 크지 않았다. 블록 수리전도도와 단정 주입시험 모델링을 통해 구한 수리전도도의 상관성은 낮게 나타났다. 이는 단정 주입시험 모델링을 통한 암반의 수리전도도는 시추공의 패커구간과 교차하는 단열의 수와 투수량계수에 큰 영향을 받기 때문인 것으로 분석된다.

주요어 : 수리전도도 텐서, 단열연결망 모델, 블록 수리전도도, 시추공 주입시험 모델링

A three-dimensional discrete fracture network model based on probabilistic characteristics of fracture geometry and transmissivity was designed to calculate the conductivity tensor and to estimate the anisotropy of conductivity. The conductivities, K_p , obtained from the numerical simulation of single-hole packer test corresponded well to those from the field tests. From this, it can be concluded that the fracture network model designed in this study can represent hydraulic characteristics of in-situ

fractured rock mass. Block-scale conductivities, K_b , estimated from the modelling of steady-state flow through the REV-scale block were ranged between the arithmetic mean and harmonic mean of the conductivity estimates from packer tests. The conductivity along north-south direction was 1.4 times greater than that along the east-west direction. It was concluded that the anisotropy of conductivity was insignificant. It was also found that there was a little correlation between K_b and K_p . This would be to that the conductivities from the packer test simulation was strongly dependent on the transmissivity and the number of fractures within the packer test intervals.

Key Words : conductivity tensor, fracture network model, block-scale conductivities, packer test simulation

서 언

결정질 암반내 지하수는 암석매질 자체의 낮은 투수성으로 인해서 단열을 통해 흐르며 단열의 방향 및 분포 특성에 의해 암반의 수리전도도는 이방성을 나타낼 수 있다. 그러므로 지하수 유동해석과 방사성폐기물 처분장의 핵종이동 등과 같은 용질이동 해석에서 보다 신뢰성 있는 결과를 제시하기 위해서는 수리전도도의 방향성을 고려하는 입력치가 필요하다. 암반내 지하수 흐름의 이방성을 평가하기 위해서는 공간 간섭시험이 필요하며 단정 주입 시험으로는 수리전도도의 이방성을 정량적으로 평가하기에는 어려움이 있다.

단정 주입시험에 근거하여 구성된 3차원 단열연결망 모델은 수리전도도의 이방성을 제시할 수 있는 유효한 방법이 된다. 즉, 단열연결망 체적모델에 대해서 정상류 유동해석을 수행하여 수리전도도 텐서를 계산할 수 있다(Geier, 1991, 1992 Priest, 1993). 이러한 단열연결망 해석모델은 단열의 수리적, 기하학적 확률밀도 함수에 근거하여 구성되므로, 입력자료의 정확성만 확보된다면 다수의 단열연결망 모델을 통계적으로 여러 차례 구현하여 암반의 수리특성을 확률적으로 평가할 수 있다는 장점도 가진다.

따라서 이 연구에서는 여천지역 인근 현장에서 수행된 단정 주입시험과 시추공 검층조사 및 현장 단열분포 조사(이 외, 1999)를 통해서 단열의 투수량 계수, 단열의 길이와 방향에 대한 확률밀도 함수를 구하고 이에 근거하여 3차원 단열연결망 모델을 구성하였다. 그리고 이 모델이 해석대상 암반의

수리특성을 구현할 수 있는 지를 평가하기 위해서 단정 주입시험을 수치모사 하고 그 결과를 현장시험과 반복적으로 비교하여 해석모델을 보정하였다. 이런 과정을 통해서 최종적으로 구성된 모델에 대해서 대표요소체적을 구하고 이 체적규모에서 이미 언급한 바와 같이 정육면체 블록을 통한 정상류 해석방법으로 단열암반의 수리전도도 텐서를 계산하였다. 이를 통해서 단일 시추공 주입시험에서는 정량적으로 구할 수 없는 수리전도도의 이방성에 대한 분석을 수행하였으며 현장시험 결과와 비교하였다.

그리고 이 연구에서는 수리전도도 텐서와 단정 주입시험의 수치모델링으로 계산된 수리전도도와 상관관계를 평가하였으며 상호간의 차이점에 대한 분석을 수행하였다. 단열연결망을 통한 지하수 유동해석 프로그램으로 3차원 유한요소 해석프로그램인 Napsac (Hartley et al., 1996)을 사용하였다.

이론적 고찰

이 절에서는 단열연결망 모델에서의 지하수 유동에 대한 기본 이론과 단일시추공 주입시험모델링 그리고 수리전도도 텐서 계산에 대한 기본 개념을 간략히 서술하고자 한다(Hartley et al, 1996).

단열연결망 모델에서의 정상류 지하수 유동

지하수는 단열면을 통해서 흐르며, 비압축성이라 가정하면 아래의 질량보존법칙의 적용이 가능하다.

$$\nabla \cdot q = 0 \quad (1)$$

단정 주입시험 결과를 이용한 단열압반의 수리전도도 분석

q : 단열면을 통한 유량

단열간극을 통한 laminar viscous 유체흐름에 대한 유량 q 는 압력차에 선형적으로 비례하며 식(2)로 정의된다.

$$q = -\frac{t^3}{12\mu} \nabla P \quad (2)$$

t : 단열 유효수리간극(effective hydraulic aperture),
 μ : 점성(dynamic viscosity),
 P : 동적압력(dynamic pressure, $P = P^T - \rho g z$
 (P^T : 전체압력, ρ : 밀도, z : 기준면에서의 수직 높이))

유량은 압력차에 선형적으로 비례하며 갤러킨 정식화에 의해 질량보존식은 식(3)으로 표현된다.

$$\sum_j \hat{T} \int_{\Omega} \Psi_j \nabla^2 \Psi_j P_j = 0 \quad (3)$$

Ψ_j : 기저함수(basis function)
 \hat{T} : 투수량계수(Transmissivity)와 관련된 상수,
 $T = \rho g \hat{T}$ 이며 g 는 중력가속도

F_{IJ} 를 아래의 식으로 정의하면,

$$F_{IJ} = \hat{T} \int_{\Omega} \Psi_I \nabla^2 \Psi_J \quad (4)$$

F_{IJ} 는 절점 J에서 단위압력이 작용하고 나머지 전체좌표계에서의 절점에서 영의 압력이 작용할 때의 유량이며 절점 I에 대한 기저함수에 대해 적분한 값이다. 그리고 단열면에서의 질량 보존에 따라서 해석영역의 다른 절점에서 $\nabla^2 \Psi_I$ 는 영이다. 전체좌표계에서의 절점 I를 교차하는 단열로부터의 유량, f_{IJ} 는 F_{IJ} 에 작용하며 식(5)로 표현된다.

$$\sum_{fractures\ k} \sum_{node\ j\ on\ fracture\ k} f_{IJ}^{(k)} P_j = 0 \quad (5)$$

하나의 단열면에서의 $f_{IJ}^{(k)}$ 의 계산은 유한요소법에 의해 계산되며 경계조건으로는 단열면의 경계는 no-flux 조건이며 단열면상에서의 교차선에 대한

압력조건은, $P_i =$ 상수이다.

각각의 단열면은 선형 삼각 유한요소로 나뉘어지며 실제 단열교차선은 삼각요소의 모서리를 따라서 근사화된다. 식(3)은 각각의 $f_{IJ}^{(k)}$ 로부터 조합되며, 주어진 전체 경계조건으로부터 Direct Frontal Solver 방법에 의해서 전체 절점계에서의 압력값이 계산된다.

시추공 주입시험 모델링

유한요소 크기 이하의 매우 작은 반경을 가지는 시추공 주위의 압력장은 수평 방사상의 흐름장으로 가정할 수 있다. 따라서 아래식으로 표현된다.

$$P = P_w - \frac{Q}{2\pi} \frac{12\mu}{t^3} \ln\left(\frac{r}{r_w}\right) \quad (6)$$

P_w : 시추공 압력

r : 시추공으로 부터의 거리

r_w : 시추공 반경

t : 단열 유효수리간극

μ : 점성

Q : 시추공으로 부터의 유입량 또는 유출량

시추공 주위에서 압력장은 대수분포를 나타내며, 이는 요소망이 큰 선형요소로는 부적절하다. 따라서 시추공 주위에 요소를 세분화하거나 해석적 접근을 통한 보정이 필요하다. Napsac에서는 규칙적인 선형삼각요소를 사용하므로 후자의 방법인 해석적 방법을 통한 보정을 실시한다. 보정치를 주어진 유한요소법에 의해 계산된 시추공 압력, P_{FE} 에 식(7)의 해석해를 이용하여 벽면에서의 압력, P_w 를 계산한다.

시추공이 4개의 삼각요소의 중앙에 위치할 때, 중앙점과 모서리에서의 압력이 유한요소 방정식으로 계산되면 유출량 Q 는 아래 식으로 계산된다.

$$Q = \frac{t^3}{12\mu} \frac{1}{2} \left(\frac{h}{I} + \frac{I}{h} \right) (4 P_{center} - P_{corner}) \quad (7)$$

h, I : 수평, 수직 방향으로의 유한요소의 크기.

P_{center} : 4개의 삼각요소로 이루어진 사각요소의 중심점에서의 압력

P_{corner} : 4개의 삼각요소로 이루어진 사각요소의 모서리에서의 압력

식 (6)과 (7)로부터

$$P_{center} = P_w + Q/\Gamma \quad (8)$$

Γ : 유한요소망과 시추공 크기에 관련된 상수, 식(9)로 정의됨.

$$\Gamma = \frac{2\pi t^3}{12\mu} / \left[\ln\left(\frac{\sqrt{(h^2 + l^2)}}{2r_w}\right) - \frac{\pi hl}{h^2 + l^2} \right] \quad (9)$$

수리전도도 텐서의 계산

수리전도도 텐서의 대칭성을 고려할 때, 수리전도도 6방향 성분인 $k_{xx}, k_{yy}, k_{zz}, k_{xy}, k_{yz}, k_{zx}$ 의 계산은 다음과 같다. 연속체 다공성 블록의 이방성 수리전도도 텐서를 k_{ij} 라 하고, 주어진 수두구배를 G_i 라고 하면 유량은 다음식으로 계산된다.

$$q_i = - \sum_j k_{ij} G_j \quad (10)$$

블록의 면들을 통한 유량은

$$Q_\alpha = A_\alpha \sum_i n_{\alpha i} q_i = A_\alpha \sum_i n_{\alpha i} k_{ij} G_j \quad (11)$$

$n_{\alpha i}$: 면적 A_α 를 가지는 면 α 의 수직성분

유량은 주어진 수두 구배에 따라서 달라질 것이다. 그리고 단열연결망 모델의 경우에는 유량은 이방성 연속체 모델 블록의 한 면을 통한 유량의 변화에 비해서 단순하지 않다. 그러므로 수두구배에 따른 유량의 변화에 대한 최적 Fitting을 통해서 평균적인 의미로의 수리전도도 텐서를 구하는 것이 유효한 방법이 된다. Napsac에서는 16개의 방향에 대한 계산된 각각의 유량의 최적 fitting을 통해서 수리전도도 텐서를 계산하여 수두구배 방향의 차이에 대한 오차를 최소화한다.

현장 지질 특성 및 수리시험 개요

대상지역은 여수반도의 북측해안 지역으로 유천층군 화산암류와 이를 관입한 화강암이 분포한다. 유천층군은 층서상 하부로부터 용방산층, 신성리층, 봉화산 용결응회암, 월래리안산암 순으로 구성되며 각층간의 관계는 정합적으로 놓인다. 연구지역 북측 일부에 분포하는 화산 쇄설성 퇴적암인 신성리층을 제외한 화산암류는 암석의 구성광물과 이에 포함되어 있는 암편의 크기와 종류가 다양하게 변화하고 있어 그 경계가 명확하지 않다. 야외 관찰에 의한 분류상은 유문암질 응회암(rhyolitic tuff)과 안산암질 응회암(andesitic tuff) 그리고 안산암으로 구별할 수 있다.

시추위치는 제석산 동측 계곡부로서 응회암 분포지역이다. 시추공 규격은 NX이며 모두 4개공으로써 해발고도 50~61m에 위치한다. 시추위치는 Fig.1에서와 같이 북쪽 방향으로 K-1, K-2, K-3 그리고 K-4를 시추하였다. 시추공간 직선거리는 K-1에서 K-2까지는 10m, K-2에서 K-3까지는 25m, K-3에서 K-4까지는 180m이다. 각 시추공의 심도는 K-1공이 194.6m, K-2공이 69.06m, K-3공이 50.08m 그리고 K-4공이 90.58m이다.

수리시험은 팽창성 이중패커(inflatable double packer)를 이용하여 5m 구간별로 단기 압력주입-강하시험(short term injection/fall-off test)으로 수행되었다. 시험은 주입단계(Injection phase)와 주입후 단계(Fall-off phase)로 구분되며 주입단계는 10분, 주입후 단계는 10~30분으로 하여 단계별 압력과 수량 변화를 1분 단위로 측정하였다. 주입수는 지상의 임시 저수조로부터 피스톤 펌프에 의해 시험구간에 주입되고 압력과 유량은 펌프와 패커사이의 지상 노출부 주입관에 설치된 압력계와 유량계로부터 측정된다. 압력은 0.5 kg/cm^2 눈금단위 압력계를 사용하였으며 수량은 0.1 l 단위 측정이 가능하다. 주입압력은 $3\sim7 \text{ kg/cm}^2$ 범위 이내에서 일정 압력을 유지하도록 하였다. 각 시추공에 대한 수리시험 결과는 다음 장에서 모델링과의 비교 그림인 Fig.6에서 개략적으로 파악 가능하다.

현장조건 및 해석모델의 구성

단정 주입시험 결과를 이용한 단열암반의 수리전도도 분석

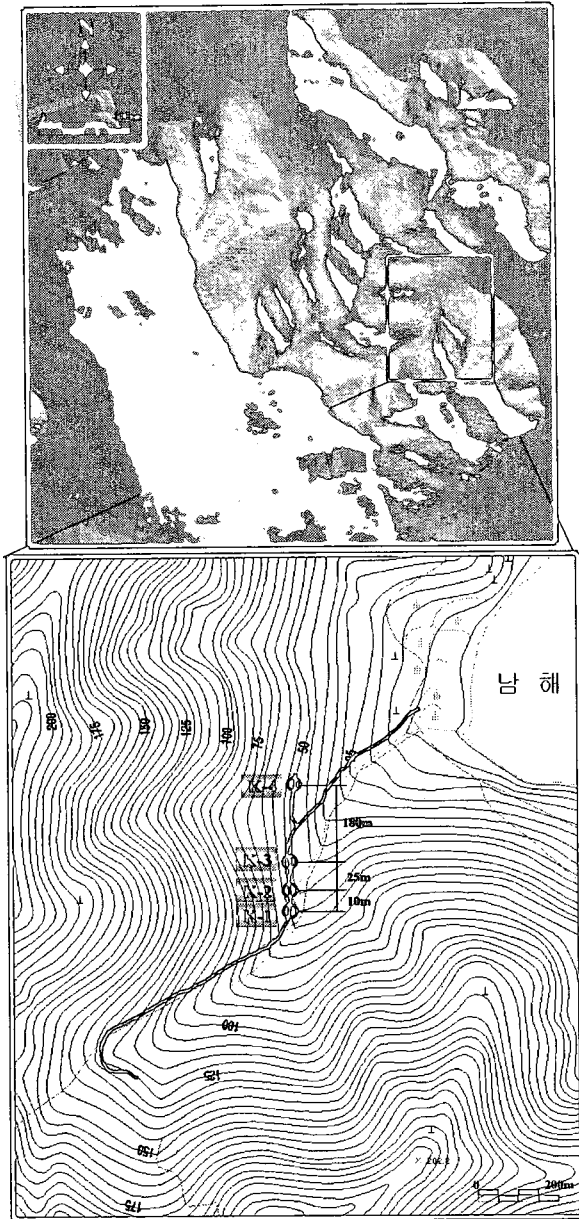


Fig. 1. Location of four boreholes for packer test

3차원 단열연결망 모델의 구성

이 연구에서는 현장의 수리특성과 부합되는 단열연결망 모델을 구성하고 이 모델을 이용하여 암반의 수리전도도 텐서를 계산하고자 하였다. 3차원 단열연결망은 각 단열조의 길이, 방향, 유효수리간

극 그리고 발생밀도에 대한 확률밀도 함수로부터 생성된다. 먼저 단열조는 노두 조사와 텔레뷰어 조사결과에 근거하여 Fig.2와 같이 3개조로 분류되었다.

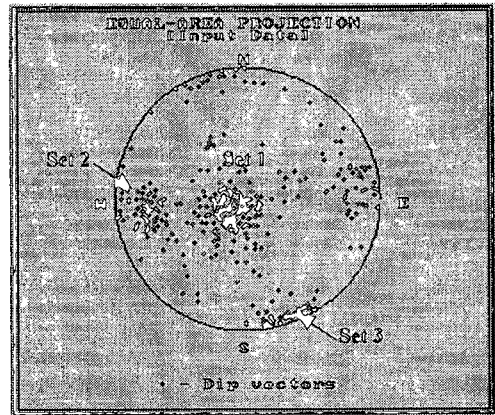


Fig. 2. Orientation distribution of three fracture Sets

단열의 경사와 경사방향은 단열의 방향을 나타내는 분포함수로 일반적으로 적용되는 Fisher 분포함수를 사용하였으며 각 군의 분산계수는 Table 1과 같다.

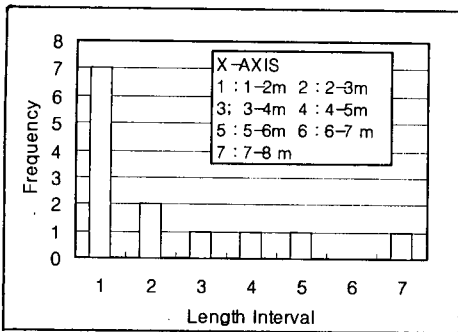
단열의 길이는 Fig.3에서와 같이 지수함수 분포를 보인다. 현장조사 단계에서 길이 1m 이하의 단열은 배제하였으므로 이 연구에서는 아래 식으로 표현되는 Truncated Power Law를 사용하였으며 각 군의 상수 λ 는 Table 1에 나타내었다.

$$f(L) = C \cdot L^{-\lambda} \quad (12)$$

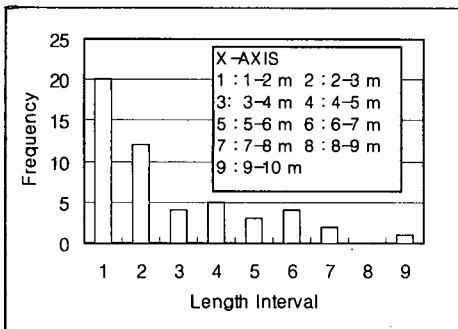
C, λ : Power Law 상수 ($C = \frac{1-\lambda}{L_{max}^{1-\lambda} - L_{min}^{1-\lambda}}$)

L: 단열 길이(m)

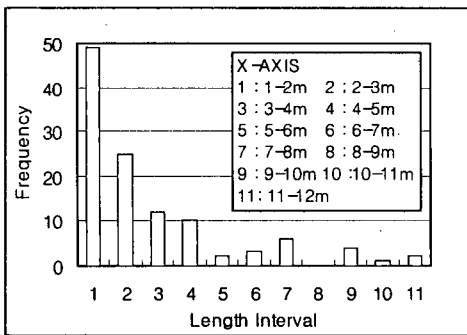
현장에서 발생되는 단열의 수를 모두 고려하기에는 현실적으로 컴퓨터 용량에서의 한계에 부딪히며 뿐만 아니라 수리전도성 단열(Conducting Fracture)은 전체 단열의 일부에 불과하다는 것이 일반적인 연구 결과이다(Neretnieks, 1993). 즉, Stripa의 시험광산에서는 터널벽면을 전체 375개의 샘플링 sheet로 나누어서 유량을 측정하였는데 이 중 145개의 샘플링 sheet에서만 측정 가능한 범위 이상의



(a) Set #1



(b) Set #2



(c) Set #3

Fig. 3. Histogram of fracture length

유량이 유입되었다.

현장시험에서 측정된 투수량계수는 5m의 패커구간에 대한 값이다. 패커구간과 교차하는 단열의 수는 평균적으로 2-3개이며, 이 모든 단열이 수리전도성 단열이라고 볼 수는 없다. 수리전도성 균열의 발생빈도를 정의하기 위해서 이 연구에서는 먼저

식(13)과 같이 5m 구간의 투수량계수는 이 구간에 존재하는 개별 단열의 투수량 계수의 합으로 정의되며 패커구간내 존재하는 각 균열의 투수량계수는 모두 동일하다고 가정하였다.

$$T_{total} = \sum_{i=1}^n T_i \quad (13)$$

T_{total} : 패커구간(5m)에 대한 투수량계수.

T_i : 단일 단열의 투수량계수

n : 패커구간(5m)내 단열의 수

계산된 단일 단열의 투수량계수로부터 아래의 삼승법칙(Cubic Law)에 따라서 단열의 유효수리간극을 계산하였다.

$$T = \frac{gt^3}{12\mu} \quad (14)$$

T : 투수량 계수

g : 중력가속도

μ : 유체의 점성

t : 단열 유효수리간극

댐 지역들에 대한 단열의 유효수리간극에 대한 현장조사 결과에 따르면(Lee et al, 1993) 10m 심도 이내에서 수리전도성 단열의 간극은 최소 약 40 μm 이상이다. 이 연구에서도 이를 인용하여 전체 단열 중에서 40 μm 이상의 간극을 가지는 단열을 수리전도성 단열이라고 가정하였다.

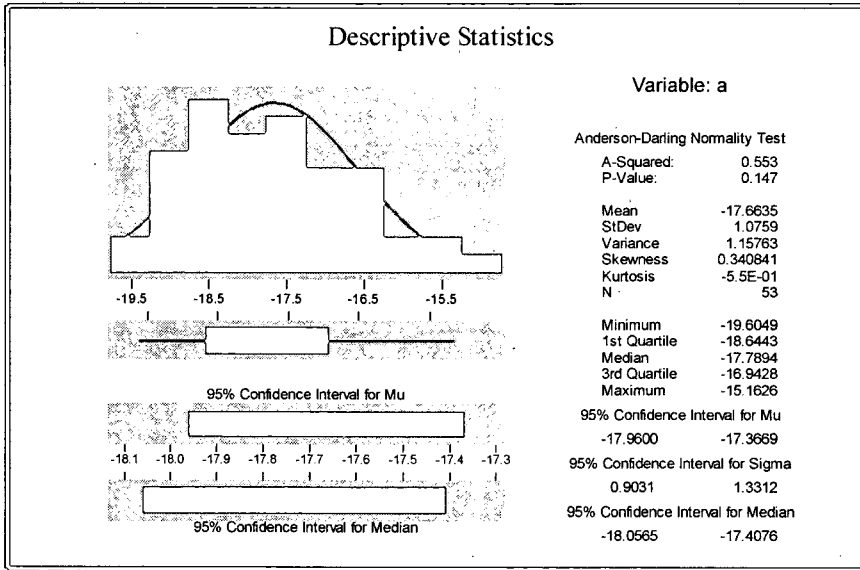
해석모델에서 단열의 발생 빈도는 단열의 간격, 각 단열조의 비율, 단열면적의 평균, 경사각으로 계산된다. 단열의 간격은 시추공 조사로 얻은 값으로써 보정되지 않는 값이다. 이 연구에서는 식(15)로 각 단열조별로 단열의 발생밀도를 먼저 계산한 후 위에서 정의된 전체단열의 수 대 수리전도성 단열의 수의 비를 고려하여 최종적으로 수리전도성 단열의 발생밀도를 계산하였다.

$$\rho = \frac{1}{\frac{s}{f} \times L^2 \times \cos \alpha} \quad (15)$$

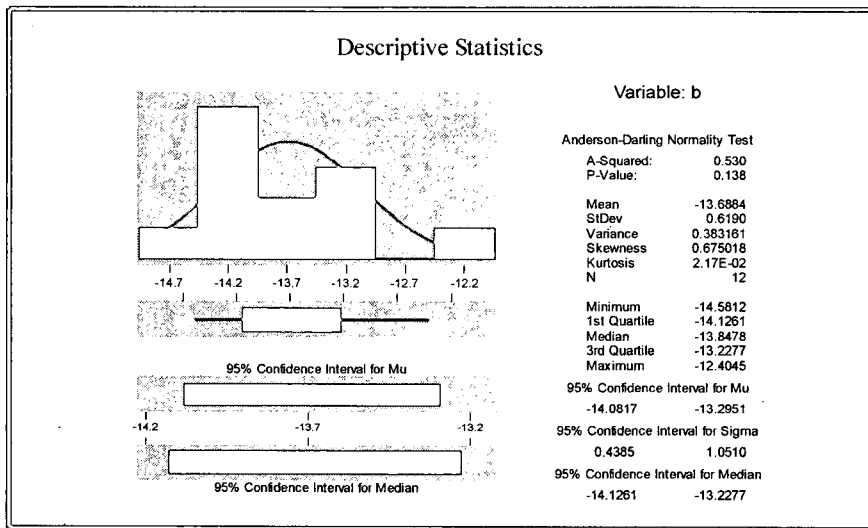
s : 단열의 간격

f : 전체 단열수 대 각 균의 단열수의 비

단정 주입시험 결과를 이용한 단열암반의 수리전도도 분석



(a) Lower conductive fractures



(b) Higher conductive fractures

Fig. 4. Histogram of fracture transmissivity

\bar{L}^2 : 단열 면적의 평균

$\cos \bar{\alpha}$: 단열의 경사각의 평균

Fig.4는 투수량 계수의 Histogram과 확률밀도 함수를 보여 준다. 투수량 계수는 그림에서와 같이

$4 \times 10^{-7} m^2/sec$ 를 기준으로 두 영역으로 분리하였다. 일반적으로 투수량계수의 분포함수는 Log-normal로 알려져 있으며 두 영역으로 분리하지 않는 경우의 가장 적절한 분포함수도 Log-normal이다. 하지만 이 경우에는 암반의 수리전도도에 큰

영향을 미치는 높은 범위의 값들이 제대로 반영되지 못하는 문제점이 발견되었다. 따라서 이러한 문제점을 극복하기 위해서 수리전도도 범위를 두 영역으로 분리하여 각각 Log-normal 분포함수로 표현하였다. 투수량 계수는 각 군별로 표현하는 것이 현실적으로 불가능하므로 동일하다고 가정하였으며 평균과 표준편차는 Table 1과 같다.

이 연구에서는 상기한 과정을 거쳐서 단열연결망의 기본모델을 구축하였다. 이미 언급한 바와 같이 해석대상 암반의 수리전도도 텐서를 구하기 위해서는 현장특성과 최대한 부합되는 균열연결망 모델을 구성하는 것이 요구된다. 따라서 이 연구에서는 단열연결망 기본모델을 대상으로 현장에서 수행된 단일공 주입시험을 수치모사하여 이 결과와 현

Table 1. Statistical description of fractures

		Set 1	Set 2	Set 3
Density (Frequency / m^3)	Lower Conductive Fractures	0.01075	0.01563	0.00175
	Higher Conductive Fractures	0.00674	0.009815	0.00110
	Distribution	3-D Poission Process		
Length (m)	Min.	1.0	1.0	1.0
	Max.	8.0	10.0	20.0
	Exponent	1.203	1.490	2.038
	Distribution	Truncated Power law		
Transmissivity (m^2/sec)	Lower Conductive Fractures.	Logarithmic Mean	- 17.663	
		Logarithmic Std. Dev	1.076	
	Higher Conductive Fractures	Logarithmic Mean	-12.68	
		Logarithmic Std. Dev	0.619	
	Distribution	Log-normal		
Dip & Dip Direction (angle)	Mean of Dip Direction	28.0	83.0	339.0
	Mean of Dip Angle	9.4	83.1	86.8
	Coeff. of Fisher Dispersion	16.58	10.63	30.64
	Distribution	Fisher		

장수리시험과의 반복적인 비교를 수행하여 단열연결망 기본모델을 개선하였다. 이 과정에서는 단열연결망 모델을 구성하는 다른 인자의 변화는 주지 않고, 불확실성이 가장 큰 요소라고 할 수 있는 수리전도성 단열의 발생밀도를 조절하여 현장시험 결과와 부합되도록 하였다.

단정 주입시험 모델링과 블록 수리전도도 텐서의 계산

단정 주입시험 모델링

단일 시추공 주입시험 모델링은 대표요소체적 규모인 50m 블록에서 Fig.5와 같이 모델의 중심선을 따라 20m 길이의 시추공을 모델화 하였다. 해석은 현장조건을 최대한 반영하여 시추공의 직경은 76mm로 하였으며 가압구간은 5m로 하여 하나의 모델당 4개 구간에서 주입 하는 것을 모델화 하였다. 압력은 현장 시험조건에서는 약 $3-6 \text{ kg/cm}^2$ 의 범위이며 모델링에서는 4 kg/cm^2 로 한정하였다. 경계조건은 모델의 상하부는 no-flux 조건으로 하였으며 나머지는 네 면에는 0 Pa의 일정 수두 조건을 가하였다. 해석은 통계적으로 동일한 특성을 나타내는 10개의 균열 발생 모델에 대해서 수행되었다.

일정압력을 시추공 내부에서 가하면 시추공에서 암반으로 유입되는 유량이 계산된다. 이로부터 수

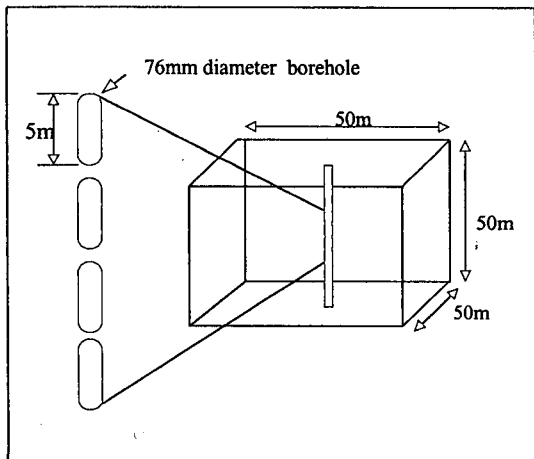


Fig. 5. Schematic diagram for numerical simulation of single-hole packer test

리전도도는 현장 수리시험에서 수리전도도를 구하는 식으로 적용된 Moyer의 식(Moyes, 1967)을 동일하게 사용하여 계산하였다.

$$T = \frac{Q}{2\pi H_0} [1 + \ln(L/d)] \quad (16)$$

T : 투수량 계수

H_0 : 시추공에 가해지는 압력수두

L : 가압구간

d : 시추공 직경

Fig.6은 현장에서 수행된 단정주입시험과 수치모델링 결과의 수리전도도 분포를 보여주는 Histogram이다. 이 그림에서 현장시험을 통해 구해진 수리전도도 분포는 상부의 풍화대를 제외한 약 20m 심도에서 100m 심도까지의 41개 패커 구간에서의 값이다. 그림에서 알 수 있는 바와 같이 수리전도도 분포 양상은 10^{-7} m/sec 범위에서 다소 차이를 보여 주지만 전체적으로는 비교적 잘 일치함을 보여 준다. 단정주입시험의 수치모델링을 통해 계산된 수리전도도의 산술, 조화 평균은 각각 $3.7 \times 10^{-8} \text{ m/sec}$ 와 $3.2 \times 10^{-9} \text{ m/sec}$ 이다. 그리고 현장수리시험에서의 산술, 조화 평균은 $4.1 \times 10^{-8} \text{ m/sec}$ 와 $3.6 \times 10^{-9} \text{ m/sec}$ 으로써, 모델링 해석결과는 현장수리시험 결과와 잘 일치한다고 볼 수 있다. 그러므로 현장 단열의 조사와 수리시험 결과에 근거해서 구축된 해석모델은 현장 수리특성을 비교적 잘 반영

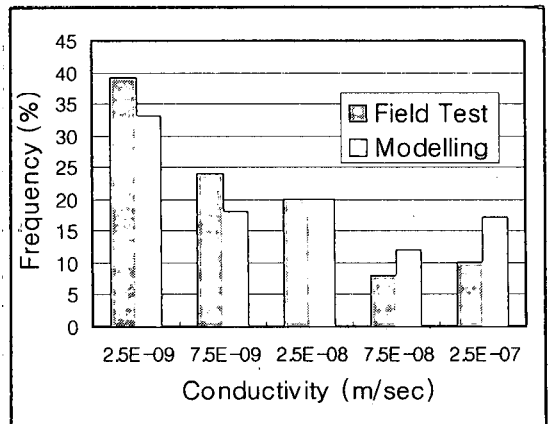


Fig. 6. Comparison of interpreted conductivity for simulated and observed tests

한다고 판단된다.

블록 수리전도도 텐서의 계산

단정주입시험의 모델링을 통해서 계산되는 암반의 수리전도도는 해석모델에서의 가압구간과 이를 교차하는 단열의 수나 투수성에 큰 영향을 받는다. 반면에 블록 수리전도도는 이론적 배경은 이미 설명한 바와 같이 정육면체의 한 면을 Source 면으로 하고 마주보는 면을 Sink 면으로 하므로 모델내에 모든 단열의 통계적 평균 특성을 반영한다고 볼 수 있다. 뿐만 아니라 수리전도도 텐서를 구할 수 있으므로 단정주입시험의 수치모델링 해석에 비해서 수리전도도의 이방성에 대한 분석이 가능하다는 장점이 있다. 그러므로 지하수 모델링이나 핵종이동 해석에서 이러한 수리전도도 텐서를 입력치로 하면 보다 신뢰성 있는 결과를 구할 수 있다. 이 연구에서 블록수리전도도는 주 수리전도도 (Principal hydraulic conductivity)의 세 성분의 평균으로 정의 하였다[Marsily et al, 1986].

이 연구에서는 정육면체 블록 한변의 길이를 10, 30, 50m로 증가시키면서 수리전도도 텐서와 주 수리전도도 그리고 수리전도도의 방향성을 계산하였다. 이를 통해서 체적의 증가에 따른 이 변수들의 변화를 분석해 봄으로써 해석 대상암반의 대표요소 체적(Representative Element Volume)을 평가하였다. 해석은 단정 주입시험의 수치모델링 해석에서와 같이 전체 10개의 균열발생 모델에 대해서 수행되었다. 그리고 단열발생에 대한 동일한 Seed를 사용하여 단정주입시험 모델링 해석과 균열의 분포양상이 완전히 동일한 모델에 대해서 해석을 수행하여 결과를 상호 비교 분석하고자 하였다.

Fig.7은 각각 수리전도도 텐서 성분 중 동서방향(x방향), 남북방향(y방향) 그리고 수직방향 수리전도도를 정육면체 체적 증가에 따라서 도시하였다.

그리고 Fig.8은 최대, 중간 그리고 최소 주 수리전도도의 체적의 크기에 따른 변화를 보여 준다. 그림에서 알 수 있는 바와 같이 50m 길이의 정육면체 체적규모에 이르면 수리전도도는 Seed에 따라서 큰 변화를 보여 주지 않는다. 그리고 Seed에 따른 수리전도도의 표준편차도 감소한다. 그러므로 해석대상 암반은 한변의 길이가 50m인 정육면체 체적규모이면 대표요소체적에 도달한 것으로 판단

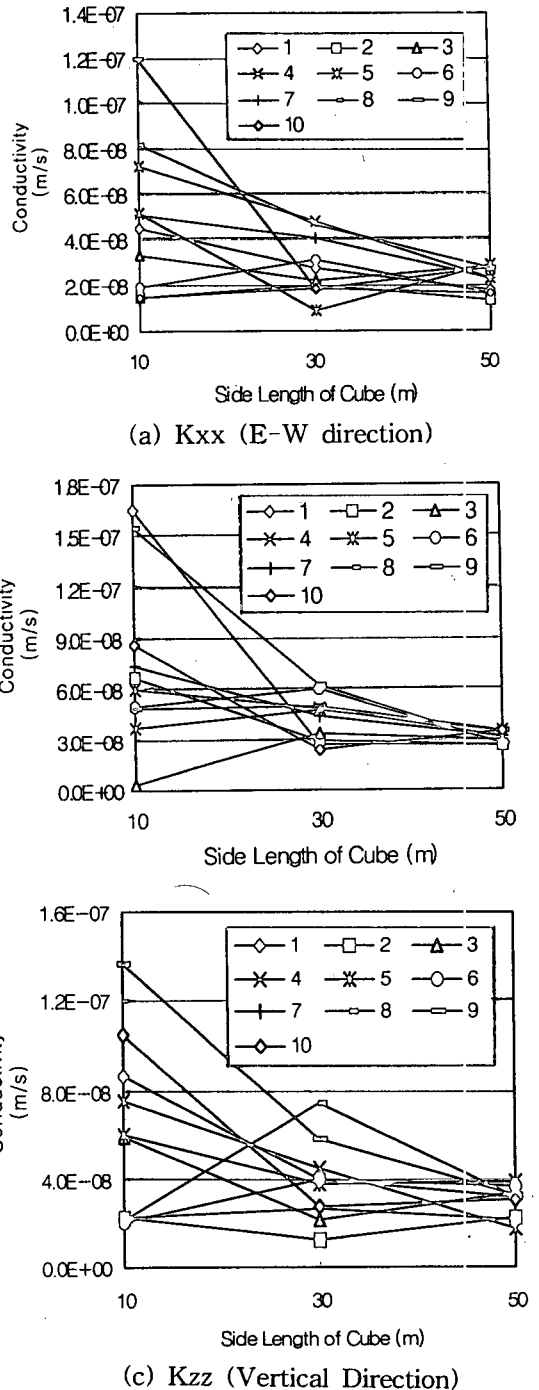
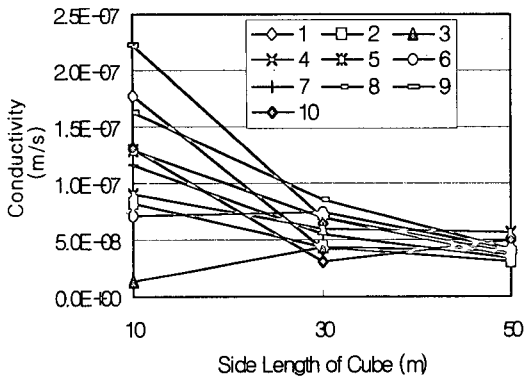
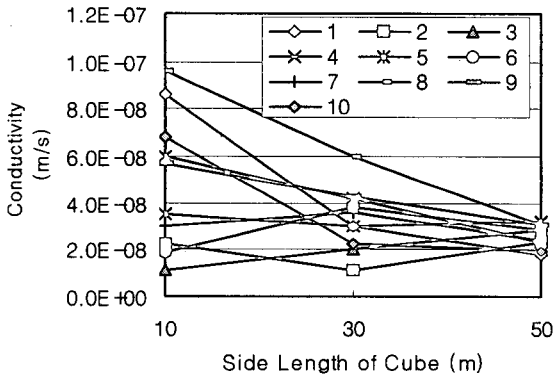


Fig. 7. East, north and vertical component conductivities versus cube length

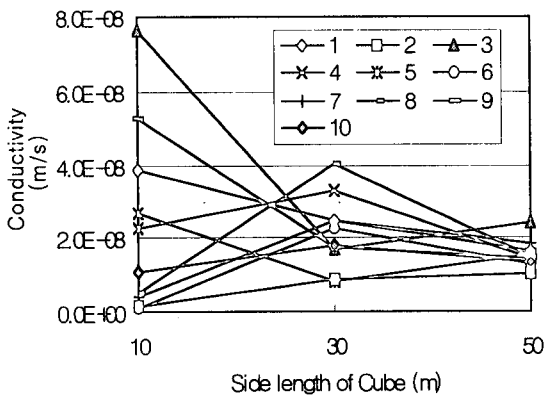
단정 주입시험 결과를 이용한 단열암반의 수리전도도 분석



(a) K1 (major)



(b) K2 (intermediate)



(c) K3 (minor)

Fig. 8. Principal conductivities versus cube length

된다.

서로 다른 단열발생 Seed를 통해 발생된 10개의 균열발생 모델에 대한 수리전도도 텐서의 평균은 식 (17)과 같으며, 각 균열발생 모델에서 방향별 수리전도도는 현장 단정 주입시험에서 구한 수리전도도의 산술평균과 조화 평균의 범위내에 존재한다. 3차원 공간상에서 남북방향과 수직방향의 수리전도도는 큰 차이를 보이지 않으며 2차원 수평 단면상에서는 남북방향의 수리전도도가 동서방향에 비해서 약 1.4배 정도로서 이방성은 크지 않는 것으로 판단된다.

$$\begin{pmatrix} 2.21 & -0.07 & -0.48 \\ & 3.06 & -0.31 \\ sym & & 2.95 \end{pmatrix} \times 10^{-8} \text{ m/sec} \quad (17)$$

주 수리전도도(Principal hydraulic conductivity)의 평균은 식(18)과 같다. 최대 주 수리전도도와 최소 주 수리전도도의 비는 약 2.7배 정도이다. 2차원 단면상에서 최대 주 수리전도도의 방향은 대략 남북방향으로써, 표 1에서와 같이 단열의 발생밀도가 가장 큰 2번 단열조의 방향과 거의 일치한다.

$$\begin{pmatrix} 4.13 & & \\ & 2.58 & \\ & & 1.56 \end{pmatrix} \times 10^{-8} \text{ m/sec} \quad (18)$$

일반적으로 암반의 수리전도도는 패커시험을 통한 각 구간별 수리전도도로부터 산술과 조화평균 사이의 범위로 평가 된다. 모델링을 통해 계산된 블록의 평균 수리전도도를 주 수리전도도 세 성분의 평균으로 정의하면, $2.75 \times 10^{-8} \text{ m/sec}$ 로써 산술과 조화 평균 사이 값이다.

Fig.9는 동일한 Seed에 의해 발생된 단열연결망 모델에서 대표요소체적의 블록 수리전도도와 단정 주입시험 모델링으로 구한 수리전도도와 비교를 보여 준다. 그림에서 블록 수리전도도의 정의는 최대, 중간, 최소 주 수리전도도의 평균치이며 단정주입시험 모델링을 통한 수리전도도는 각 10개의 균열발생모델에 대해서 구한 구간별 수리전도도의 평균이다. Geier 등의 연구결과(Geier, 1992)에 의하면 블록 수리전도도와 단정주입시험의 수리전도도는 상관성이 매우 작은 것으로 알려져 있다. 이 연구

에서도 단정주입시험 수리전도도와 블록 수리전도도의 상관계수는 0.1307로써 매우 낮다. 그러므로 한정된 길이의 시추공 구간에서의 주입시험 모델링을 통한 수리전도도로부터 블록 수리전도도를 예측하기는 어려움이 있다고 할 수 있다. 그 이유로는 단정주입시험 모델링을 통한 암반의 수리전도도는 시추공의 패커구간과 교차하는 단열의 수나 이 단열의 투수량계수에 큰 영향을 받기 때문이다. 즉, 시추공은 매우 작은 단면을 가지므로 시추공과 교차하는 단열의 수는 매우 제한되어 있다. 따라서 시추공과 교차하는 단열은 전체 단열의 수리적 특성에 대한 통계적 평균치와 차이를 보일 수 있는 가능성이 크기 때문으로 볼 수 있다. 그러므로 동일한 통계함수에 의해서 발생된 단열망모델에 대해서도 블록 수리전도도와 단정주입시험 수리전도도는 큰 차이를 보일 수도 있다. 반면에 대표요소체적에서의 블록 수리전도도는 Source와 Sink가 정육면체의 한 면이 되므로 블록내 단열의 국부적인 특성에 영향을 받지 않게 된다. 따라서 단열발생 Seed에 무관하게 수리전도도는 블록 내부의 단열의 통계적 평균을 나타낸다고 볼 수 있다. 그러므로 Fig.9에서 볼 수 있는 바와 같이 블록 수리전도도의 편차는 크지 않다. 단정주입시험 모델링에서 구한 수리전도도가 블록 수리전도도에 비해서 더 큰 편차를 보여 주는 또 다른 이유로는 단정주입시험 모델링에서는 Source가 되는 시추공과 Sink가

되는 블록 경계면의 거리가 전체 블록 크기의 절반에 해당되어 대표요소체적에 미치지 못한다. 그러므로 대표요소체적 이하의 범위에서 블록 수리전도도의 변화가 크게 나타나는 것과 같이 단열의 수리적 특성의 통계적 평균이 구현되지 않은 이유도 있을 것으로 분석된다.

결론

이 연구에서는 단정 주입시험으로부터 수리전도도의 방향성에 대한 정량적인 평가를 수행하기 위해서 단정 주입시험과 현장 단열 분포조사 결과로부터 단열의 수리적 기하학적 통계분포 함수를 설정하고 이에 근거하여 3차원 단열연결망 모델을 구성하였다. 이 모델에 대해서 단정 주입시험을 수치 모사하고 이 결과를 현장시험 결과와 비교하여 3차원 단열연결망이 해석 대상암반의 수리 특성을 구현할 수 있음을 보였다. 그리고 대표요소체적 규모에서 수리전도도 텐서를 계산하여 해석대상 암반의 수리전도도의 이방성을 분석하였으며 단정 주입시험 모델링으로 계산되는 수리전도도와 상호 비교하였다. 이 연구에서 얻어진 결론을 요약하면 다음과 같다.

1. 단정주입시험 모델링을 통해 계산된 수리전도도의 산술, 조화 평균은 각각 $3.7 \times 10^{-8} m/sec$ 와 $3.2 \times 10^{-9} m/sec$ 이다. 현장주입시험에서의 산술, 조화 평균은 $4.1 \times 10^{-8} m/sec$ 와 $3.6 \times 10^{-9} m/sec$ 이며, 모델링 해석결과는 현장주입시험 결과와 잘 일치한다고 볼 수 있다. 그러므로 현장 단열 분포의 조사와 수리시험 결과에 근거해서 구축된 해석 모델은 대상 암반의 수리특성을 비교적 잘 반영한다고 판단된다.

2. 통계적으로 동일한 10개의 단열연결망 모델에 대한 수리전도도 텐서의 평균은 아래와 같으며, 단정 주입시험에서 구한 수리전도도의 산술, 조화 평균 사이이다. 3차원 공간상에서 남북방향과 수직방향의 수리전도도가 매우 유사한 값을 보이며 2차원 수평 단면상에서 남북방향의 수리전도도가 동서방향에 비해서 약 1.4배 정도로서 수평단면상에서의

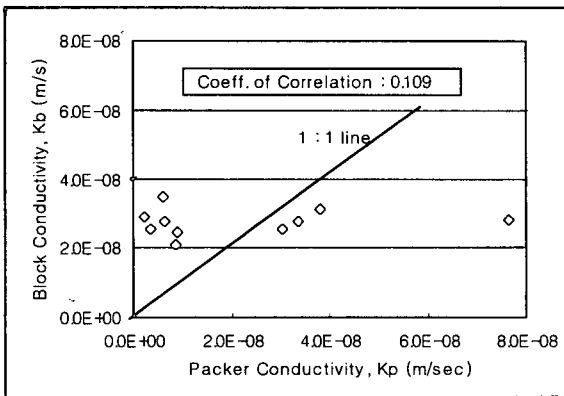


Fig. 9. Comparison of average conductivities for packer tests with mean block-scale conductivities

단정 주입시험 결과를 이용한 단열암반의 수리전도도 분석

이방성은 크지 않은 것으로 판단된다.

3. 단정주입시험 모델링을 통해서 구한 수리전도도와 대표요소 체적에서 구한 블록수리전도도의 상관계수는 매우 낮게 나타났다. 대표요소체적에서의 블록 수리전도도는 Source와 Sink가 정육면체의 마주보는 면이 되므로 블록내 단열의 국부적인 특성에 영향을 받지 않게 되며 단열발생 Seed에 따라서 변화가 크지 않다. 그러므로 블록 수리전도도는 블록내 전체 단열의 수리특성의 통계적 평균값이라고 볼 수 있다. 반면에 단정주입시험 모델링을 통한 암반의 수리전도도는 시추공의 패커구간과 교차하는 단열의 수나 이 단열의 투수량계수에 큰 영향을 받기 때문이다.

4. 이 연구에서 수행된 단정 주입시험의 패커 간격은 5m로써 단열연결망 모델 구성을 위한 수리전도성 단열의 판별에 불확실성이 존재한다고 볼 수 있다. 그러므로 이러한 불확실성을 줄이기 위해서는 패커간격을 가능한 작게 하는 것이 필요하다고 판단된다.

참 고 문 헌

- 이은용외, 1999, 저준위방사성폐기물 수리모델 구성 기법 연구 2차년도 보고서, 한국전력 원자력환경기술원, 147p
- Geier J.E., Axelsson C-L., 1991, Discrete fracture modelling of the Finnsjon rock mass phase 1 : Feasibility study, SKB Report 91-13, 162p
- Geier J.E., Hassler L., 1992, Scale effects in estimating fractured rock block from packer tests, Rock Mechanics, Tillerson & Wawesik eds. 551-560
- Hartley L.J. et al., 1996, Napsac summary document(Release4.0), AEA Technology Plc., U.K., 15p
- Lee C-H and Farmer I., 1993, Fluid flow in Discontinuous Rocks, Chapman & Hall, 169p
- Marsily G. de, 1986, Quantitative hydrology-groundwater hydrology for engineers, Academic Press INC., 440p
- Moyes D.G., 1967, Diamond drilling for foundation exploration, Civil Eng. Transactions, 95-100
- Neretnieks Ivars, 1993, Solute transport in fractured rock - Applications to radionuclide waste repositories, Flow & contaminant transport in Fractured rock, Academic Press Inc., 543p
- Priest S.D., 1993, Discontinuity analysis for rock mechanics, Chapman & Hall, 473p
-
- 장근무 이은용 김창락 이찬구 김현주
소속 : 한국전력 원자력환경기술원
주소 : 대전광역시 유성우체국 사서함 149호
Fax : 042-870-0354
- 장근무 keunmoo@dava.kepco.co.kr
TEL : 042-870-0366
- 이은용 eylee@dava.kepco.co.kr
TEL : 042-870-0363
- 김창락 clkim@dava.kepco.co.kr
TEL : 042-870-0361
- 이찬구 cgrhee@dava.kepco.co.kr
TEL : 042-870-0362
- 김현주 : TEL : 042-870-0368