



셰일가스 저류층에서의 동적물성 영향 분석

김정균 · 강일오 · 신창훈 · 이성민 · †이정환*

한국가스공사 가스연구원, *전남대학교 에너지자원공학과
(2016년 10월 27일 접수, 2017년 4월 26일 수정, 2017년 4월 27일 채택)

A Study on the Effect of Flow Properties in Shale Gas Reservoirs

Jung-Gyun Kim · Il-Oh Kang · Chang-Hoon Shin · Seong-Min Lee · †Jeong-Hwan Lee*

Gas Resources Technology Center, KOGAS RI, Ansan 15328, Korea

*Dept. of Energy and Resources Engineering, Chonnam National University, Gwang-Ju, 61186, Korea

(Received October 27, 2016; Revised April 26, 2017; Accepted April 27, 2017)

요약

셰일 저류층은 매우 미세한 입자로 구성되어 있으며, 공극의 크기가 나노미터에 불과하다. 본 연구에서는 셰일 암체에서의 크누센 확산 영향, 균열대 및 암체에서 상대투과도, 셰일가스 생산에 따른 균열투과도 변화를 적용하여 그 영향을 분석하였다. 이를 위해 캐나다 혼리버 셰일 저류층 모델을 구축하였으며, 장기간 생산을 하는 셰일 저류층에서의 확산 및 선행연구에서 제안된 균열대 상대투과도를 적용하여 생산성에 미치는 영향을 분석하였다. 그리고 암체와 균열대에서 동생수가 생산성에 미치는 영향과 저류층 생산에 따른 균열투과도 변화를 적용하여 생산성을 평가하였다.

Abstract - Shale gas reservoir are composed of very fine grained particles, and their pores are very small, at the scale of nanometers. In this study, a parametric study was implemented to investigate the effect of knudsen diffusion, relative permeability and permeability reduction in shale gas reservoir. Shale gas reservoir model in Horn-River was developed to confirm the productivity for different design parameters such as diffusion, relative permeability, connate water saturation, and permeability reduction.

Key words : shale gas, knudsen diffusion, relative permeability, permeability reduction

1. 서론

비전통저류층인 셰일 암체의 경우, 근원암에 해당하는 셰일층에서 생성된 가스가 1, 2차 이동(migration)을 거치지 못하고 셰일지층 내에 갇혀 자유가스(free gas) 또는 흡착가스 형태로 부존되어 있는 자원으로, 전통적인 천연가스전과 비교하여 유동 메커니즘이 다르기 때문에 이에 대한 분석이 필요하다.

셰일 저류층 암체의 공극직경은 나노(nano) 스케일 범위 안에서 유체 유동이 발생하기 때문에 확산

(diffusion)에 의한 유동과 인공수압파쇄 균열로 인하여 darcy와 non-darcy의 복잡한 유동 형태를 나타낸다. 일반적인 darcy 유동으로는 해석이 불가능한 균열대에서는 빠른 가스 유속으로 인하여 난류유동이 발생하기 때문에 non-darcy 유동으로 해석할 필요가 있다. 또한 암체에서 균열대로의 확산현상은 일반적으로 fick's law에 의한 해석이 일반적이었지만, 셰일 암체같은 나노 수준의 미세 공극에서는 크누센(knudsen) 확산에 의한 해석이 필요하다. 선행연구에 의하면 평균 자유경로와 암체 내 공극 직경의 비로 표현한 크누센 수(knudsen number)를 이용하여 Table 1과 같이 유동영역과, 유동영역에 따른 확산계수를 산출할 수 있다고 하였다[1].

†Corresponding author:jhwan@jnu.ac.kr
Copyright © 2017 by The Korean Institute of Gas

균열대에서는 저류층내의 가스 수압과쇄수에 의한 물-가스 유동이 발생하기 때문에 상대투과도에 대한 정확한 해석이 필요하다. 선행연구에서는 균열대에서 케로젠과 물을 이용한 2상 유동 해석을 통해 포화도에 따른 선형 유동형태의 상대투과도 곡선을 산출하였으며, 이러한 연구 결과는 대부분의 자연균열대 및 인공수압과쇄 균열대의 입력자료로 활용하고 있다[2]. 그러나 균열대에서는 간극의 크기 (aperture), 유체의 점성도 (viscosity), 밀도(density), 비틀림(tortuosity), 거칠기(roughness) 등으로 인하여 물과 가스의 포화도에 따른 선형 유동형태는 적합하지 않으며, Romm(1966)이 제안한 방법은 가스 생산량이 과대평가되는 결과를 초래한다. 이러한 문제점을 보완하고자 균열대에서의 거칠기와 동생수 (S_{wcr} , connate water saturation)등을 고려한 물-가스 2상유동 실험을 수행하고 관계식을 정리하였다[3,4].

세일 암체에서의 상대투과도는 높은 압력을 이용한 수은주입법(MICP, mercury injection capillary pressure)을 이용하여 측정한다 사례가 있다. 그러나 대부분 균열대에서의 유동영향이 암체보다 상대적으로 크기 때문에 세일 암체에서의 상대투과도 영향은 크게 고려하지 않고 있다.

수압과쇄 균열대에서의 투과도 측정은 코어시료를 활용한 측정방법이 연구되고 있지만, 저류층의 파쇄형상 및 지지체 분포양상을 정확하게 묘사할 수 없어 추정치로만 사용되고 있다. 그리고 외곽경계유동조건이 나타나는 생산자료를 바탕으로 RTA(rate transient analysis)방법을 적용하여 균열대 투과도의 단일 값을 산출할 수 있다.

본 연구에서는 세일가스 저류층 동적모델 구축을 위해 필요한 동적물성에 대한 입력시스템을 구축하고자 각 인자에 대한 생산량 변화 영향을 분석하고자 한다. 이를 위해 세일 암체에서 균열대로의 확산 영향을 분석하고자 Javadpour(2009)가 제안한 k_a (apparent permeability)를 적용하였으며, 동생수 변화

에 따른 생산성 차이 그리고 균열대의 특성이 고려된 상대투과도 및 저류층 압력변화에 따른 투과도 변화를 적용하여 생산량에 미치는 영향을 분석하였다.

II. 세일 저류층 모델 구축

동적물성에 대한 영향 분석을 위해 캐나다 British Columbia의 북동쪽, Fort Nelson의 북쪽에 위치하고 있는 혼리버(Horn-River) 분지를 대상으로 모델을 구축하였다. 혼리버 층군은 하부부터 Evie, Otter-Park, Muskwa층으로 구성되며, 각 층은 광물의 조성 및 퇴적구조 등의 퇴적환경 차이로 구분된다. 대상 저류층은 지표로부터 약 2,000 m 깊이에 위치하고 평균 두께는 약 190 m 이다(Fig. 1).

세일 저류층의 가스 유동 특성을 적용하기 위해서는 균열 모델을 사용해야하며, 자연균열과 동시에 수압과쇄로 발생된 인공균열이 존재하므로 본 연구에서는 암체간의 투과도를 개별적으로 가지고 있으며 암체간의 유동을 고려하는 이원투과도 (DK, dual permeability) 모델을 적용하였다. 대상 저류층의 자연균열 모델은 광구 내 층서공(strat well)에서 취득한 이미지 검층 데이터를 활용하여 DFN(discrete fracture network) 모델을 구축하였다. 기타 물성 값은 광구내 두 개의 층서공에서 산출된 정적물성 값을 SGS(sequential gaussian simulation)기법을 활용하여 공극률 및 투과도 등을 산출하였으며, 저류층의 공극률은 4%, 암체 투과도는 0.00007 md 로 산출되었다(Table 2).

세일 저류층 생산에 있어서 중요한 수압과쇄균열대의 간극은 1 cm 미만으로 알려져 있으며, 이를 격자 사이즈 조정을 통하여 반영하기란 불가능하다. 또한 수압과쇄된 세일가스 저류층 모델링시 실제 수

Table 1. Classification of the flow regime by Kn Number[1]

Kn number	Flow regime
$Kn > 10$	Knudsen diffusion
$0.1 < Kn < 10$	transition diffusion
$0.01 < Kn < 0.1$	Fick diffusion
$0.001 < Kn < 0.01$	slippage flow
$Kn < 0.001$	Darcy flow

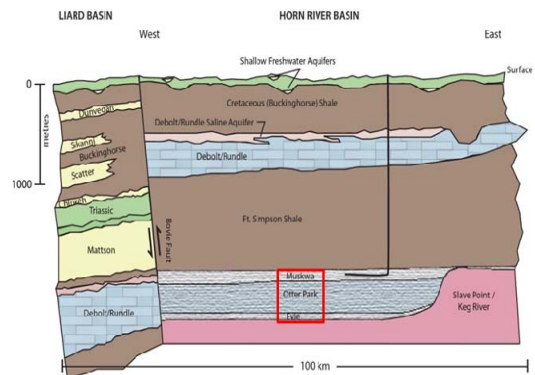


Fig. 1. Geological section of Horn-River Basin[5].

Table 2. List of parameter in Kiwigana field

Parameter	Value	Unit
The model dimensions	42×42×13	-
Depth	2,000	m
Reservoir pressure	35,000	kPa
Production time	3	year
Initial gas saturation	0.8	fraction
Reservoir temperature	80	°C
Matrix permeability	0.00007	md
Matrix porosity	0.04	fraction
Horizontal well length	3	km
Number of fracturing stage	28	number

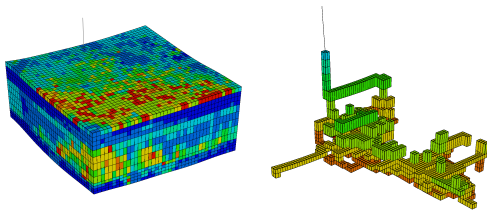


Fig. 2. (a) Dynamic model of shale reservoir
(b) Hydraulic fracture model using micro-seismic event.

압파쇄와 같은 현상을 저류층에 묘사하려면 많은 수의 격자가 필요하며, 이를 위해서는 격자세분화(fine gridding) 작업을 통한 모델 구축, 지역격자세분법(LGR, local grid refinement), LS(logarithmically spaced) 및 LR(locally refined) 모델 구축이 필요하다. 본 연구에서는 수압파쇄 공법시 발생한 미세탄성파신호(micro-seismic event)를 취득하였기에 이를 반영한 지역격자세분법을 적용하였으며, CMG 사(社)의 IMEX 소프트웨어를 활용하여 Fig. 2와 같이 모델을 구축하였다.

III. 동적물성 영향 분석

3.1. 동적물성

Javadpour(2009)는 미세공극 특성상 mudrock에 서는 darcy 관계식만으로는 세일 및 치밀저류층의 유동을 표현할 수 없으며, 유동메커니즘 자체가 mi-

cropore와 nanopore에서 다르기 때문에 nanopore에 적용하기 위해서는 크누센 확산과 slip flow 관계식을 활용하여야 한다고 하였다. Javadpour(2009)는 확산에 의한 영향과 slip flow 유동영향을 반영하고자 나노공극에서의 가스 유동을 아래의 식 (1)과 같이 표현하였다[6].

$$k_a = \frac{D_k \mu M}{RT\rho} + Fk_D \quad (1)$$

식 (1)에서 D_k 는 크누센 확산 상수 값으로서 Kim 등이 개발한 실험장비 측정 값을 활용 할 수 있다 [7]. 또한, F는 가스 미끄러짐(slippage) 상수 값으로서 아래 식 (2)와 같이 정리할 수 있다[6].

$$F = 1 + \left(\frac{8\pi RT}{M} \right)^{0.5} \frac{\mu}{P_r} \left(\frac{2}{\alpha} - 1 \right) \quad (2)$$

식 (2)의 α 는 공극 벽면에서 분자들의 마찰 계수로서 일반적으로 0.8을 사용한다. 위의 식 (2)에서 r 은 공극직경으로서 nanopore 수준의 암체에서 공극 직경을 특성화하는 방법은 쉽지 않다. 본 연구에서는 대상 저류층 SEM(scanning electron microscope) 분석 결과를 바탕으로 혼리버 주요 층군의 공극직경을 특성화하여 반영하였다.

현재까지 균열대에서의 상대투과도는 Romm (1966) 등에 의해 제안된 곡선을 사용하여 분석을 수행하였지만, 포화도에 따른 선형유동은 균열대에서의 거칠기와 비틀림등에 의해 일어날 수 없는 현상이다. 따라서 Chima(2012)등은 물-가스를 이용한 균열대 상대투과도 곡선을 재해석하여 실험 값과 비교 검증을 수행하였다[3]. 그러나 균열대의 거칠기, 동생수 등을 고려하지 않아 Romm(1966)의 방법과 마찬가지로 실제 생산량에 비해 과다 예측되는 결과를 발생하였다. 이러한 문제점을 보완하고자 Lei(2014) 등은 균열대의 거칠기, 동생수 등을 고려하여 아래의 식 (3) 및 (4)와 같이 정리하였다[4].

$$K_{rw} = \frac{S_w(S_w - S_{wc})^2}{(1 - S_{wc})^3} \left[\frac{2(S_w - S_{wc}) + 3S_g}{2} \right] \quad (3)$$

$$K_{rg} = \frac{S_g^2}{(1 - S_{wc})^3} \left[S_g^2 \frac{3\mu_g(S_w - S_{wc})^2 + 6\mu_g(S_w - S_{wc})S_g}{2\mu_w} \right] \quad (4)$$

본 연구에서는 선행연구에서 제안한 상대투과도

해석방법을 비교 분석하였으며, 균열대에서 적용방법이 정확하다고 알려진 Lei(2014)의 방법을 적용하여 동생수 변화에 따른 생산량 변화를 분석하였다.

수압파쇄자극부피 내 유체 유동영역에서는 프로판트(proppant) 침투와 생산에 따른 압력변화로 균열대 물성이 균질하지 않기 때문에 균열대 내에서의 투과도 변화 및 예측이 필요하다. 일반적으로 균열 투과도는 유정에 근접할수록 높아지는 경향을 보임에 따라 적절한 초기 균열투과도 및 생산에 따른 투과도 변화양상을 고려해야 하지만, 자연 균열대에서 인공 균열대로의 가스 탈착 및 확산 등의 네트워크가 불규칙적이기 때문에 이를 정량화 하거나 예측 및 실험이 어려워 연구사례가 많지 않은 단점이 있다.

세일 저류층에서 가스생산시 공극압력은 감소하게 되며, 공극압력이 감소하면서 하중압력은 증가하여 수압파쇄에 의한 균열 간극의 크기가 점차 줄어들게 된다. 이는 균열대를 프로판트가 지지하고 있지만 하중압력 증가에 의해 점차 줄어들게 때문이며, 이러한 하중압력 증가에 따른 균열투과도 감소 현상을 모델에 반영하고자 Kang(2015) 등은 세일 압채시료를 이용하여 인공균열대를 생성하고 하중 변화에 따른 균열투과도를 측정하였다. 균열투과도 측정실험은 대상 저류층에 적용한 지지체와 동일한 40/70 mesh 프로판트를 이용하여 측정하였으며, 본 연구에서는 실험 결과값을 적용하여 하중변화에 따른 투과도 변화를 고려하였다[8].

3.2. 분석 결과

전통가스전과는 다르게 세일 저류층은 생산시작과 동시에 높은 가스생산량을 보이다가 생산량 감소율이 증가 하게된다. 이는 생산이 계속됨에 따라 공극압력이 점차 감소함으로써 하중압이 증가하여 균열간극의 크기를 점차 감소시켜 균열 및 압채의 투과도가 감소하게 되기 때문이다.

일반적으로 세일 저류층의 수압파쇄균열대는 오랜시간 생산을 지속하게되면 초기 투과도의 90% 정도 감소되는 결과를 보인다고 알려져 있으며, 프로판트 분포에 의한 투과도 감소율의 차이는 나타난다고 알려져 있다. 그리고 생산량 또는 공저압력에 따른 운영조건에 의해 초기 생산량은 다소 차이가 있지만 생산이 지속될수록 공극압력 감소에 따른 투과도 감소로 누적가스생산량은 차이가 발생하게 된다. 이는 세일가스 저류층은 수압파쇄 공법으로 인한 인공균열대 생성 및 균열대를 지지하는 프로판트를 주입함으로써 유동통로를 생성해주기 때문에 유정은 초기 생산량을 계속 유지할 수 없으며, 결국에는 균열투과도의 감소율 변화에 따라 누적가스생산량은

차이가 발생하게 된다[9].

본 연구에서는 Kang(2015)등이 측정한 실험결과를 활용하여 Fig. 3과 같이 투과도 감소율을 산정하였으며, 이를 활용하여 투과도 감소율에 따른 생산성 변화를 분석하였다. 대상 저류층의 초기 압력은 약 35,000 kPa 이며, 생산시작 이후 수평정 인근에서는 약 5,000 kPa까지 감소하며 수평정에서 멀어질수록 압력감소 경향은 점차 줄어든다. 그 결과 Fig. 4와 같으며, 점차 감소하는 곡선은 가스생산량을 나타내고, 증가하는 곡선은 누적가스생산량을 나타낸다. 저류층 압력 변화 영향을 받아 투과도가 감소하는 효과를 보이는 저류층과 그렇지 않은 저류층의

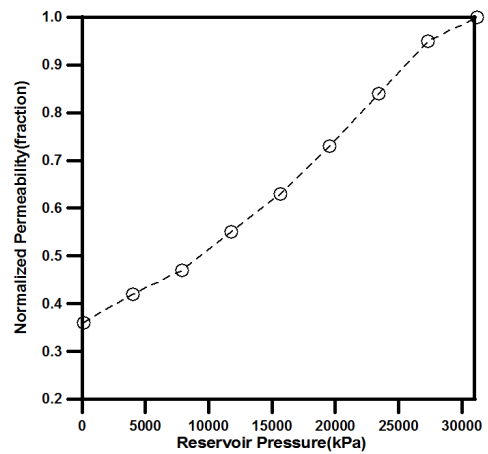


Fig. 3. Permeability reduction versus the change in reservoir pressure.

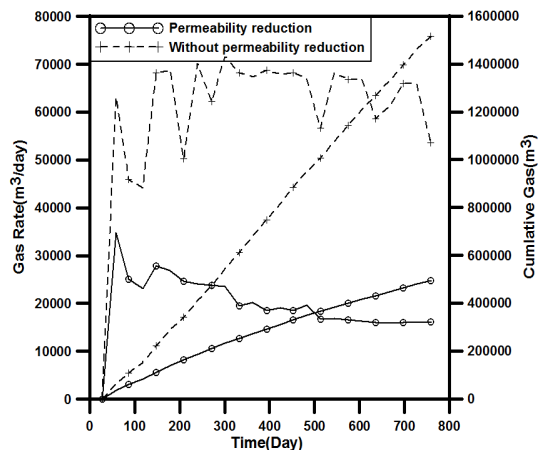


Fig. 4. The results of permeability reduction in fracture.

생산량 차이는 현격하게 나타났다. 투과도가 일정한 저류층의 경우, 최대 생산량 도달시점이 나타나지 않을 뿐만 아니라 생산량이 거의 일정하게 지속되는 양상을 나타냈다. 반면 저류층 압력 변화에 따른 투과도 변화 저류층은 최대 생산량 도달 직후 점차 생산량이 감소함을 확인하였다. 저류층 상태변화에 따른 균열투과도 변화량 측정은 실험으로 가능하지만 초기 균열투과도 값은 지지체의 분포양상, 자연균열대의 영향 등으로 예측이 어렵다는 단점이 있어 초기값을 설정하는데 많은 어려움이 있다. 이는 생산이력 검증시 다양한 시나리오를 바탕으로 도출할 수 있을 것으로 판단된다.

세일 암체의 공극크기는 지역마다 다르게 분포하고 있으며, 작게는 1 nm 수준에서 최대 1,000 nm 까지 나타나는 것으로 알려져 있다. 그러나 현재까지 세일 저류층의 공극 크기를 특성화 할 수 있는 방법이 없기 때문에 본 연구에서는 SEM 분석 사진을 바탕으로 층별로 공극크기를 약 100에서 300 nm 사이로 설정하였다. 기존의 darcy 투과도와 k_a 를 적용한 투과도를 히스토그램으로 도시하였을 때 Fig.5와 같은 결과를 나타내었다. k_a 투과도는 slip flow 효과 및 크누센 확산 영향이 반영되어 darcy 투과도 보다 크게 산출되었다.

크누센 확산과 slip flow 영향을 고려한 k_a 를 적용한 결과 생산성 해석 결과에 뚜렷하게 구분되지는 않지만, 시뮬레이션 종료시점인 900일 정도에 2,783m³ 정도의 가스 생산차이를 나타내고 있다. 또한 외곽 경계유동 이후의 생산은 크누센 확산에 의한 생산성 차이가 점점 뚜렷해질 것으로 분석된다. Fig. 6의 생산결과가 약 900일 정도이지만 일반적으로 세일 저류층 생산시 외곽경계유동이 생산시점 이후 6개월~3년 이내에 이루어지며, 본 연구 대상의 Kiwigana 광구는 darcy 투과도와 크누센 확산에 의한 k_a 에 의한 투과도 영향으로 약 400일 이후 생산성 차이를 나타냄으로서 이후 생산유동은 외곽경계유동에 의

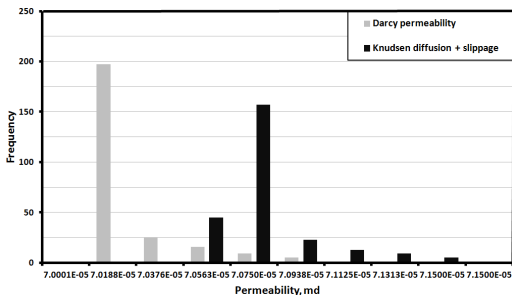


Fig. 5. Histogram of matrix permeability.

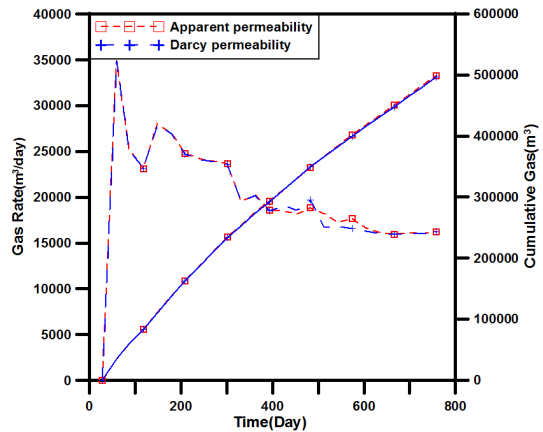


Fig. 6. Comparison between apparent permeability and darcy permeability.

한 영향이라고 할 수 있어 점차 생산성에 차이를 나타낸다고 판단된다. 그리고 향후 nanopore에 대한 공극 크기를 특성화 하고 정량화 할 수 있는 연구가 진행된다면, 확산 및 slip flow의 영향은 균열유동에서 암체에 의한 영향으로 전향되는 시점 이후부터 장기간의 세일가스 생산에 영향을 미칠 것으로 판단된다.

Fig. 7과 같이 균열대에서의 상대투과도 해석 결과 기존의 Romm(1966)이 제안한 방법은 포화도에 따른 선형유동 형태를 나타내고 있는 X자 형태를 나타내며, Chima(2012) 및 Lei(2014) 등이 제안한 방법은 동생수 포화율 등의 영향에 의해 곡선 형태를 나타내고 있다.

Kiwigana 저류층을 대상으로 Romm(1966), Chima(2012), Lei(2014) 등이 제안한 방법을 적용한 결과, Romm(1966)이 제안한 방법보다 Lei(2014) 등이 제안한 방법이 과소 평가됨을 확인 할 수 있다 (Fig. 8). 다른 선행연구와 비교할 때 균열대의 특성을 적합하게 적용한 Lei(2014) 등의 상대투과도 곡선을 활용함으로써 신뢰성 높은 생산성 평가를 수행할 수 있을 것으로 판단된다.

세일 저류층에서의 동생수는 수압파쇄공법 수행시 주입수의 영향으로 저류층의 수포화도 분포를 정확하게 예측하기 어렵다. 일반적으로 파쇄공법 수행시 주입된 물 양의 60~80% 정도가 flowback 시험 또는 초기 생산시 생산된다고 하지만 이 또한 정확히 보고된 사례가 없다. 따라서 본 연구에서는 동생수 변화에 따른 생산성 변화를 분석하기 위해 균열대의 거칠기, 비틀림, 유체 점성도 등을 고려한 Lei(2014)의 방법을 적용하였다. 그리고 각 케이스 분석을 위

해 물의 점성도는 1 cp, 가스의 점성도는 0.017 cp, 동생수는 25%, 30%, 35% 일 때를 가정하여 각 포화율 상대투과도 곡선을 산출하였다(Fig. 9).

Fig. 10과 같이 동생수 변화에 따른 생산성 분석 결과, 동생수가 증가할수록 가스생산량이 감소함을 나타내었다. 이는 water phase가 증가할수록 불감소 물 포화도(irreducible water saturation)가 감소하며, 불감소 물 포화도가 증가할수록 gas phase에 가까워지기 때문이다. 그리고 불감소 물 포화도가 증가하여 water phase내의 유동채널에 기여하는 바를 감소시키기 때문이다.

세일 저류층과 같은 치밀암체에서의 상대투과도

측정은 낮은 투과도로 인하여 측정이 어려우며, 생산성에 미치는 영향이 크지 않다고 알려져 있어 연구 사례가 많지 않다. 세일 저류층에서는 균열대에서의 유동이 지배적이라고 알려져있지만, 균열대 유동 이후 외곽경계유동에 도달한 시점에서는 10~20년 이상의 가스생산시 암체에서 균열대로의 유동이 지속적으로 발생하게 된다. 따라서 본 연구에서는 암체에서의 상대투과도 영향을 분석하고자 Brooks and Corey(1964) 식을 활용하여 Fig. 11과 같이 동생수가 30%일 때와 40%일 경우를 비교 분석하였다[10].

분석 결과 동생수가 작을 경우, 가스생산량 및 누적가스생산량이 높게 나타났다(Fig. 12). 암체의 상

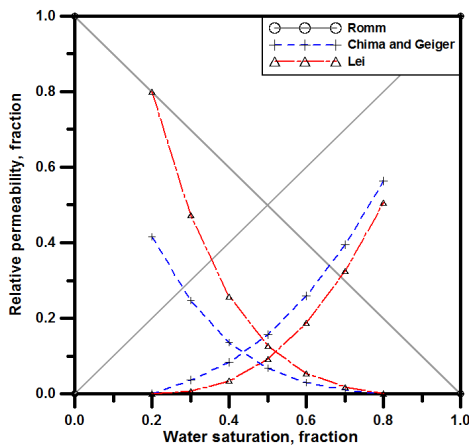


Fig. 7. Relative permeability curve in fracture.

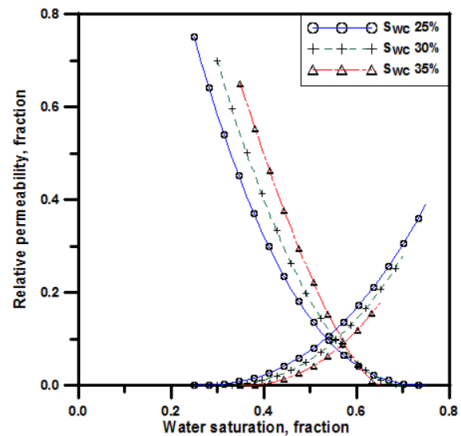


Fig. 9. Relative permeability in fracture as connate water saturation.

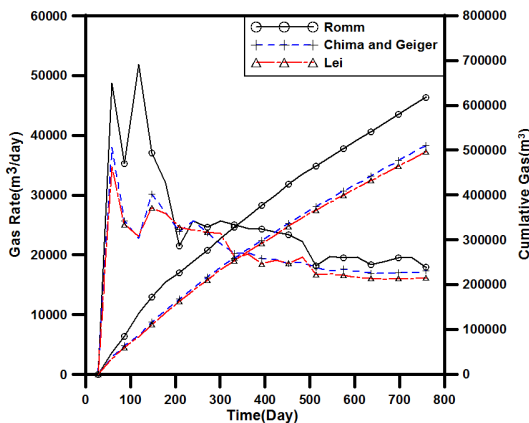


Fig. 8. The results of relative permeability effect in fracture.

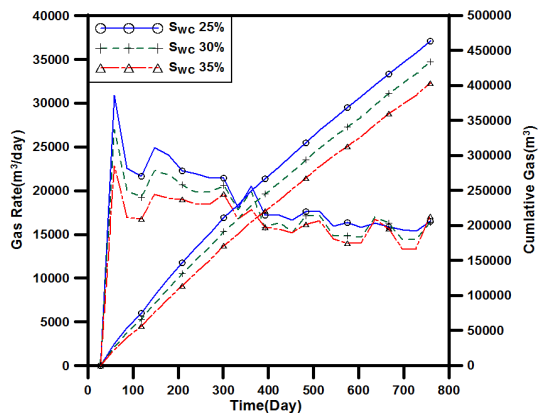


Fig. 10. The results of relative permeability effect in fracture as connate water saturation.

대투과도 변화에 따른 암체유동이 시작 시점은 상대 투과도 변화만으로는 파악할 수 없으며, 이는 상대 투과도가 암체의 유동에 직접적인 영향을 미치지 보다는 water phase(wetting phase)의 영향으로 암체 및 균열대의 가스 포화도에 영향을 끼치기 때문에 수포화도 차이로 인한 매장량 변화 및 암체에서 균열대로의 유동이 일어나는 외곽경계유동시점 이후에서의 유동성능의 차이로 생산성이 차이가 나는 것으로 분석된다. 그러나 앞서 분석한 크누센 확산의 영향을 고려한 k_a 및 균열대상대투과도, 생산자료를 통한 유동영역(flow regime)을 복합적으로 분석하였을 때 암체의 상대투과도에 의한 생산성 차이를 보다 정확히 확인 할 수 있으며, 본 연구에서는 암체

상대투과도에 의한 생산성 차이만을 확인하고 향후 추가 연구를 통한 분석이 필요할 것으로 판단된다.

IV. 결론 및 고찰

본 연구에서는 셰일 저류층에서 확산, 균열대 및 암체에서의 상대투과도, 균열대에서의 하중변화에 따른 투과도가 생산성에 미치는 영향을 분석하였으며, 이를 통해 다음의 결과를 도출하였다.

(1) 저류층 생산에 따른 공극압력 감소로 투과도는 변화하게 되며, 이에 대한 영향을 분석한 결과 투과도 변화에 따른 생산량 차이는 현격하게 나타났다. 그러나 초기 투과도에 따른 변화율이 큰 차이를 나타내는 만큼 초기 값에 대한 추가연구가 수행되어야 할 필요가 있다.

(2) 크누센 확산 및 slip flow 영향 분석 결과 균열대에 의한 유동이 지배적인 생산초기에는 영향을 미치지 않다가 균열대 유동이 지배적인 시점이 지난 이후 점차 암체의 확산에 의한 영향으로 생산량 차이가 나타남을 확인하였다. 이는 셰일 저류층과 같은 장기간의 생산이 필요한 저류층에서는 확산현상에 대한 정확한 정의가 필요하다고 판단된다.

(3) 균열대에서는 공극압력 및 거칠기, 비틀림 등의 영향으로 상대투과도에 대한 영향이 포화도에 따른 선형유동 형태로 나타날 수 없기 때문에 선형연구에서 제안된 상대투과도 곡선을 적용하여 분석한 결과, Lei 등이 제안한 방법이 기존의 방법보다 과소평가됨을 확인하였다. 이는 향후 실제 생산자료와 매칭시 기존의 물과 가스의 선형유동의 상대투과도로 분석시 보다 신뢰성 있는 궁극가체매장량을 산출할 수 있을 것으로 분석된다.

(4) 암체 및 균열대에서는 수압파쇄 주입수 및 암체의 수포화도의 영향으로 동생수 포화도를 추측하기 어렵다. 암체 및 균열대에서의 동생수 변화에 따른 생산성 분석 결과, 동생수가 증가할수록 유동채널에 기여하는 바를 감소시켜 생산성 저하를 일으키며, 암체에 의한 생산유동 시점이 일어나면 암체 상대투과도에 의한 생산성 차이를 나타내어 향후 생산자료를 활용한 모델 구축시 이를 고려한 상대투과도 곡선 산출이 필요하다.

(5) 본 연구를 통해 분석한 주요 동적물성의 영향은 향후 Pad단위의 시뮬레이션 해석 및 이력검증시 주요 인자로 활용되어질 것이며, 초기 동생수 및 균열 투과도 값 등은 이력검증 목적함수로 활용되어 추정할 수 있을 것으로 판단된다.

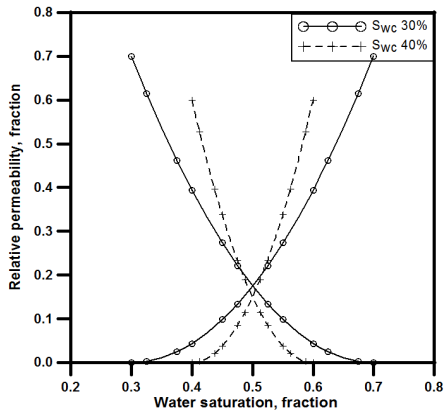


Fig. 11. Relative permeability in matrix.

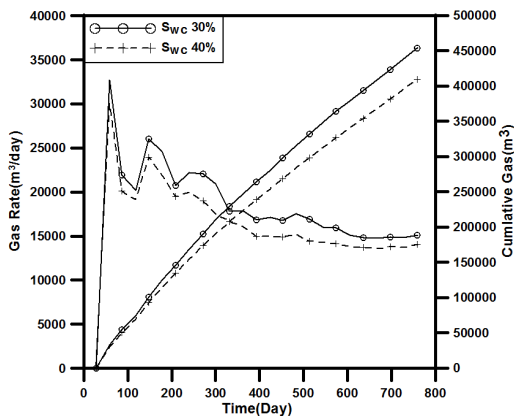


Fig. 12. The results of relative permeability effect in matrix as connate water saturation.

감사의 글

본 연구는 2013년도 산업통상자원부의 재원으로 한국에너지기술평가원(KETEP)의 지원을 받아 수행한 연구 과제입니다(NO. 20132510100060).

사용기호

- k_a : apparent permeability [m^2]
 D_k : knudsen diffusion constant [m^2/s]
 M : gas molecular mass [kg/mol]
 R : universal gas constant [$8.314 J/K/mol$]
 T : temperature [K]
 ρ : gas density [kg/m^3]
 k_D : darcy permeability [m^2]
 F : gas slippage factor
 \bar{P} : average reservoir pressure [Pa]
 r : pore radius [m]
 α : fraction of molecules striking pore wall [fraction]
 S_{wc} : connate water saturation [fraction]
 S_g : gas saturation [fraction]
 S_w : water saturation [fraction]
 μ_g : viscosity of gas [cp]
 μ_w : viscosity of water [cp]
 k_{rg} : relative permeability to gas [fraction]
 k_{rw} : relative permeability to water [fraction]

REFERENCES

- [1] Civan, F., Rai, C.S., and Sondergeld, C.H., "Shale Gas Permeability and Diffusivity Inferred by Improved Formulation of Relevant and Transport Mechanics", *Trans. Porous Med*, 86(3), 925-944, (2011)
- [2] Romm, E.S., *Fluid Flow in Fractures*, Nedra Publishing House, Moscow, (1966)
- [3] Chima, A., and Geiger, S., "An Analytical Equation to Predict Gas-Water Relative Permeability Curves in Fractures", SPE Latin American and Caribbean Petroleum Engineering Conference, Mexico City, Mexico, 1-11, (2012)
- [4] Lei, G., Dong, P.C., Yang, S., Li, Y.S., Mo, S.Y., Gai, S.H., and Wu, Z.S., "A New Analytical Equation to predict Gas-Water Two-Phase Relative Permeability Curves in Fractures", International Petroleum Technology Conference, Kuala Lumpur, Malaysia, 1-13, (2014)
- [5] Petrel Robertson Consulting Ltd., *Horn River Basin Subsurface Aquifer Project-Phase 1 Data*, Geoscience BC Report, (2010)
- [6] Javadpour, F., "Nanopores and Apparent Permeability of Gas Flow in Mudrocks(Shales and Siltstone)", *Journal of Canadian Petroleum Technology*, 48(9), 16-21, (2009)
- [7] Kim, C.J., Jang, H.C., Lee, Y.S., and Lee, J.H., "Diffusion Characteristics of Nanoscale Gas Flow in Shale Matrix from Haenam Basin, Korea", *Environmental Earth Sciences*, 75(4), 1-8, (2016)
- [8] Kang, I.O., Kim, K.H., Shin, C.H., Kim, J.G., and Lee, J.Y., "A Study on Fracture Permeability Variation in Relation to Proppant Type", Fall Joint Conference of KSMER, KSRM and KSEG, Jeju, Korea, 182, (2015)
- [9] Ali, T.A., and Sheng, J.J., "Evaluation of the Effect of Stress-dependent Permeability on Production Performance in Shale Gas Reservoirs", SPE Eastern Regional Meeting, Morgantown, USA, 1-14, (2015)
- [10] Brooks, R.H., and Corey, A.T., "Hydraulic Properties of Porous Media", *Hydrology Paper*, 3, 27, Colorado State University, Fort Collins, Colorado, (1964)