creative commons

COMMONS DEED

저작자표시-비영리-변경금지 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

- 이 저작물을 복제, 배포, 전송, 전시, 공연 및 방송할 수 있습니다.

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:

저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.

비영리. 귀하는 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 없습니다.

변경금지. 귀하는 이 저작물을 개작, 변형 또는 가공할 수 없습니다.

- 귀하는, 이 저작물의 재이용이나 배포의 경우, 이 저작물에 적용된 이용허락조건을 명확하게 나타내어야 합니다.
- 저작권자로부터 별도의 허가를 받으면 이러한 조건들은 적용되지 않습니다.

저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

이것은 이용허락규약(Legal Code)을 이해하기 쉽게 요약한 것입니다.

Disclaimer

dCollection

공학박사 학위논문

셰일가스 생산예측을 위한 균열전파 및 동적 시뮬레이션의 통합 활용

Integrated Workflow of Fracture Propagations and Dynamic Simulation for Production Estimation of a Shale Gas

2021년 8월

서울대학교 대학원

에너지시스템공학부

이 태 엽

셰일가스 생산예측을 위한 균열전파 및 동적 시뮬레이션의 통합 활용

지도교수 최 종 근

이 논문을 공학박사 학위논문으로 제출함
2021년 8월

서울대학교 대학원
에너지시스템공학부
이 태 엽

이태엽의 박사 학위논문을 인준함
2021년 8월

위 원 장 박 형 동

부위원장 최 종 근

위 원 송 재 준

위 원 정 훈 영

위 원 신 현 돈

초 록

전통자원과는 달리 유체투과율이 낮은 셰일가스의 경제적인 개발을 위해서는 수압파쇄 기술의 적용이 필수적이다. 수압파쇄로 생성된 균열은 생산이 진행됨에 따라 균열내부의 압력이 감소하고 유효응력이 증가하여 점점 닫히게 된다. 따라서 셰일가스의 생산거동을 신뢰성 있게 예측하기 위해서는 균열의 전파와 닫힘을 종합적으로 고려해야 한다.

본 연구에서는 캐나다 현장광구의 4개 유정으로 구성된 패드를 대상으로 균열전파와 균열닫힘을 통합적으로 고려한 생산예측 절차를 제시하였다. 탄성파, 물리검층, 주입시험 자료 등을 활용하여 암석역학 모델을 구성하고 관련 정보가 부족한 인자들은 미소지진 및 생산 자료를 기반으로 보정하였다. 이렇게 보정된 암석역학 모델을 바탕으로 패드에 대한 균열전파를 모사한 결과, 생성된 균열의 길이 및 높이가 미소지진 자료 범위와 유사함을 확인하였다.

균열닫힘 현상을 모사하기 위해 격자별로 균열지지체 부존여부 및 종류에 따라 각기 다른 상관식을 입력하였다. 약 7년간의 생산량을 비교하였을 때, 균열닫힘을 고려하지 않는 경우 균열의 초기 유체투과율이 생산기간 내내 유지됨을 가정하므로 생산량이 과도하게 예측되었다. 하지만 이를 고려하면 별도의 유동학적 물성을 변화시키지 않더라도 오차율 5-8% 내외로 실제 생산량을 예측하였다.

제안된 통합 절차를 활용하여 대상 광구에 적합한 주입스케쥴 개선안을 제시하였다. 개선안은 현장에서 통상적으로 사용되던 기존의 스케쥴보다 7년간 누적 생산량이 약 4.4% 증가되었다. 즉, 과도한 균열지지체의 주입은 무차원 균열전도도를 증가시키지만 적정값 이상에서는 생산량 증대를 가져오지 않는 것을 확인하였다.

본 연구에서 제안된 절차는 저류층의 암석역학적 특성에 기반한 균열전파, 균열지지체 이송, 균열닫힘 등을 통합적으로 고려한 것으로 생산예

측의 정확성이 높고 불확실성이 낮다. 또한 이러한 절차는 생산예측 외에도 다양한 수압파쇄 인자에 대한 생산영향평가 및 파쇄설계안 최적화 연구 등에 활용될 수 있다.

주요어 : 주입시험 해석, 암석역학 모델링, 균열전파 시뮬레이션, 균열닫힘 현상, 셰일가스 생산예측
학 번 : 2017-39055

목 차

초록 ····· i
List of Tables ····· v
List of Figures ····· vi

제 1 장 서론 ····· 1

제 2 장 이론적 배경 ····· 6
2.1 주입시험 해석 ····· 6
2.1.1 균열닫힘 전 분석 ····· 8
2.1.2 균열닫힘 후 분석 ····· 15
2.2 수압파쇄 모델 ····· 20
2.2.1 2차원 균열모델 ····· 22
2.2.2 3차원 균열모델 ····· 25
2.3 균열닫힘 현상 ····· 34
2.4 무차원 균열전도도 ····· 37

제 3 장 셰일 저류층 암석역학 특성화 ····· 38
3.1 대상광구 현황 ····· 38
3.2 암석물성 도출 ····· 40
3.3 암석역학 모델 구성 ····· 46

제 4 장 셰일가스 생산예측 ····· 59
4.1 파쇄 시뮬레이션을 통한 균열전파 모사 ····· 61
4.2 생산예측을 위한 격자화 ····· 64
4.3 암석역학 모델 보정 ····· 65
4.3.1 누출계수 ····· 65
4.3.2 수평응력 이방성 ····· 68
4.3.3 자연균열 길이 ····· 71
4.3.4 자연균열 밀도 ····· 75
4.3.5 최종 보정변수 산정 ····· 78
4.4 생산예측 적정성 검증 ····· 82
4.4.1 패드 균열전파 모사 ····· 82
4.4.2 균열닫힘 현상을 고려한 생산예측 ····· 85
4.5 대상광구 주입스케쥴 개선안 도출 ····· 94

제 5 장 결론 ····· 98

참고문헌 ····· 101
Abstract ····· 109

List of Tables

Table 2-1 Log-Log graph characteristic slopes ····· 16
Table 3-1 Characteristics of north america shale gas play ···· 38
Table 3-2 DFIT analysis results ····· 45
Table 3-3 Input parameters of the shale gas reservoir model 58
Table 4-1 Actual pumping schedule - Type Ⅰ ····· 63
Table 4-2 Actual pumping schedule - Type Ⅱ ····· 63
Table 4-3 Combinations of uncertain parameters & error estimation 80
Table 4-4 Fracture geometry comparisons ····· 84
Table 4-5 Suggested pumping schedule ····· 95
Table 4-6 Dimensionless fracture conductivities variations according to proppant injection volume ····· 95

List of Figures

Figure 2-1 DFIT pressure response ····· 7
Figure 2-2 G-function plots of different leakoff mechanisms ·· 10
Figure 2-3 Example of square-root analysis ····· 14
Figure 2-4 Typical flow regimes ····· 15
Figure 2-5 Example of Log-Log plot ····· 17
Figure 2-6 Example of radial flow plot ····· 19
Figure 2-7 Hydraulic fracture shapes on various stress regimes ····· 21
Figure 2-8 Schematic of PKN model ····· 24
Figure 2-9 Schematic of KGD model ····· 24
Figure 2-10 Schematics of fluid lag zone ····· 29
Figure 2-11 Schematics of hydraulic fracture & natural fracture interaction ····· 32
Figure 2-12 HF & NF interaction experiment results ····· 32
Figure 2-13 Uniaxial deformation ····· 36
Figure 2-14 Dimensionless pressure drop vs. dimensionless time with different F_{CD} ····· 37
Figure 3-1 Map of Horn River Basin and adjacent areas ····· 39
Figure 3-2 Stratigraphy schematic of the Horn River Basin ··· 39
Figure 3-3 Mechanical properties from seismic inversion ····· 41
Figure 3-4 Distribution of Young's modulus ····· 42
Figure 3-5 Distribution of Poisson's ratio ····· 42
Figure 3-6 Recorded pressure data of the DFIT ····· 43
Figure 3-7 DFIT analysis procedures ····· 44
Figure 3-8 The workflow of porosity estimation in shale gas reservoir 47
Figure 3-9 Permeability-porosity correlation (k-phi chart) ····· 48

Figure 3-10 Verification of calculated closure stress and its distribution 51
Figure 3-11 Distribution of minimum horizontal stress 51
Figure 3-12 Microseismic data distribution for the target field · 52
Figure 3-13 Natural fracture spacing concept 54
Figure 3-14 Different natural fracture length models 55
Figure 3-15 Different natural fracture spacing models 56
Figure 4-1 Steps of the proposed workflow 60
Figure 4-2 Completion design of a shale gas well 62
Figure 4-3 Example of fracture propagation results 62
Figure 4-4 Fracture simulation results and unstructured grid 64
Figure 4-5 Fracture simulation results of leakoff multiplier cases 66
Figure 4-6 Reservoir simulation results of leakoff multiplier cases 67
Figure 4-7 Fracture simulation results of different stress anisotropies 68
Figure 4-8 Reservoir simulation results of different stress anisotropies 70
Figure 4-9 Final extension of stimulated hydraulic fracture network on the length of natural fractures 71
Figure 4-10 Fracture simulation results of different natural fracture lengths 73
Figure 4-11 Reservoir simulation results of different natural fracture lengths 74
Figure 4-12 Fracture simulation results of different natural fracture spacings 76
Figure 4-13 Reservoir simulation results of different natural fracture spacing 77

Figure 4-14 Tornado plot of uncertain mechnical earth model parameters ····· 78
Figure 4-15 Simulation results for mechanical earth model calibrations ····· 81
Figure 4-16 Fracture simulation results of the pad ····· 83
Figure 4-17 Fracture half-length calculation from microseismic · ····· 84
Figure 4-18 History matched results of tubing head pressures for Well 1 to 4 ····· 87
Figure 4-19 History matched results of gas production rates for Well 1 to 4 without fracture closure effects ····· 89
Figure 4-20 Proppant placement regions ····· 91
Figure 4-21 Pressure dependent permeability multiplier ····· 91
Figure 4-22 History matched results of gas production rates for Well 1 to 4 with fracture closure effects ····· 92
Figure 4-23 Pumping schedule effects on cumulative gas production ····· 96

제 1 장 서론

셰일가스는 북미를 중심으로 그 생산량이 꾸준히 증가하고 있으며. 향후에는 북미 전체 가스생산량의 대부분을 차지할 것으로 전망된다. 셰일 저류층의 낮은 유체투과율로 인해 지층 내 자연적인 유체유동이 어려워 생성된 탄화수소가 다른 곳으로 이동하지 않고 부존하게 된다. 즉, 전통 석유자원에서 원유 및 가스가 축적되기 위한 구조트랩 또는 층서트랩이 필요한 것과 달리 셰일의 경우 지층 자체가 근원암인 동시에 저류암 역할을 수행한다. 이러한 특징으로 셰일 저류층은 광범위한 지역에 수평적으로 넓게 분포한다.

셰일 저류층의 경제적인 개발을 위해서는 수평시추와 수압파쇄 기술의 적용이 필수적이며 이를 통해 적정한 유체전도도를 가지는 저류층 접촉면적을 확보해야 한다. 수압파쇄로 인해 저류층 내에 균열이 생성되고 전파하게 되며 그 과정에서 균열지지체가 균열내부로 이송된다. 또한 생산을 시작하면 생성된 균열 내부의 압력이 감소함에 따라 균열이 점점 닫히는 현상이 발생한다.

셰일 저류층의 생산예측은 자산가치 평가 및 후속 개발계획 수립 등 주요 의사결정에 필수적이다. 이러한 생산예측에는 생산천이분석법, 감퇴곡선법, 저류층 시뮬레이션법 등이 사용된다. 이 중 시뮬레이션 기법은 분석을 위한 자료가 많이 필요한 반면 결과의 정확성과 다양한 시나리오 분석이 가능한 장점을 가진다. 따라서, 지난 수년간 셰일 저류층 생산예측을 위한 많은 시뮬레이션 기반 연구들이 수행되었다.

Wang 등(2011)은 Haynesville 셰일의 유정별 생산성을 예측하기 위해 시뮬레이션 모델을 구축하였다. 이력검증을 통해 수압파쇄 및 자연균열 관련 물성들을 특성화 하고 이를 바탕으로 각 변수들에 대한 민감도 분석을 시행하여 생산에 가장 큰 영향을 미치는 인자들을 도출하였다.

Ghods 등(2012)은 Marcellus 셰일의 생산예측을 위해 다수의 초기모

델을 생성하였다. 측정된 생산량을 기반으로 앙상블 칼만필터를 이용하여 균열의 전도도, 공극률 및 암체물성 등을 보정하였으며 이를 통해 모델의 불확실성 범위를 낮추어 후속 생산예측에 활용하였다.

Yu 등(2017)은 지층 투과도, 파쇄자극 영역 내 투과도, 균열의 유체전도도, 반길이, 파쇄자극 영역 크기, 공저압력 등에 따른 수평정의 초기 생산량, 일일 생산량, 누적 생산량 등을 평가하였다. 이를 통해 지층 및 파쇄자극 영역 투과도에 따른 각 변수의 생산영향을 분석하였다.

Chang과 Zhang(2018)은 생산자료를 기반으로 셰일가스 저류층의 파쇄자극 영역을 특성화 하고자 하였다. 균열 물성, 파쇄자극 영역의 크기, 이중공극-투과도(DPDK, dual porosity dual permeability) 모델의 물성 등을 불확실 변수로 가정하고 앙상블 스무더를 이용하여 생산이력 검증을 수행하면서 해당 물성들을 업데이트 하였다.

김경수(2019)는 셰일가스 생산예측을 위한 프록시 모델을 개발하였으며 이를 기반으로 셰일 저류층 특성화를 수행하였다. 이 과정에서 다수의 모델을 활용한 추계학적 접근을 시도하였다.

상기의 연구들은 셰일 저류층 생산예측에 영향을 미치는 주요 변수들에 대한 평가 및 역산에 기반한 수압파쇄 관련 불확실성 인자 도출에 초점을 맞추고 있다. 이를 통해 대상 저류층의 생산이력을 유사하게 모사할수 있으나 역산을 통해 도출된 수압파쇄 인자들은 지층의 암석 역학적 특성 및 파쇄설계안과의 상관성이 고려되지 않은 결과이다. 따라서 이는 실제 균열의 전파특성이 고려된 생산예측 결과로 보기 어렵다.

Novlesky 등(2011)은 Horn River 셰일에서 미소지진 자료를 기반으로 저류층 시뮬레이션 모델 내의 파쇄자극 영역 및 균열 네트워크를 구성하였다. 이를 바탕으로 균열 간격, 높이, 길이, 유체전도도, 파쇄자극 영역 내 물포화도 등의 파쇄물성과 암체 투과도, 공극률 등과 같은 암체물성에 대한 민감도 분석을 수행한 뒤, 민감 변수들의 조합을 통해 실제 생산량을 유사하게 모사하는 최종 모델을 도출하였다.

Nejadi 등(2015)은 다수의 분리균열모델을 생성하여 수압파쇄가 이루어진 셰일가스 유정의 생산성을 예측하고자 하였다. 미소지진 자료를 통

해 분리균열모델의 방향성에 대한 정보를 추출하고 나머지 분리균열모델의 길이, 밀도, 투과도와 같은 변수들을 불확실 변수로 가정하였다. 앙상블 칼만필터를 통해 이러한 변수들을 특성화 하고 생산천이분석법의 결과와 비교함으로써, 궁극적으로 Horn River 셰일의 생산성을 예측하는 모델을 도출하였다.

이들 연구는 미소지진 자료를 활용함으로써 수압파쇄에 의해 생성된 파쇄자극 영역의 형상 및 방향성을 고려한 생산예측이 가능하다. 하지만 수압파쇄과정에서 주입된 균열지지체의 부존과 그에 따른 균열대 내부의 유체전도도의 변화 등은 고려하지 않고 이력검증을 통해 단일값을 제시하고 있다. 따라서 이러한 접근은 주어진 파쇄 설계안에 한해서만 타당하므로 향후 확장성이 낮다.

Ajsafe 등(2017)은 단일 수평정에 대해 파쇄균열 전파와 생산예측을 연계한 통합 절차를 제시하였다. 먼저, 암석역학 모델(MEM, mechanical earth model)을 구성하고 자연균열을 모사하기 위한 분리균열모델을 도출한 뒤, 파쇄전파를 시뮬레이션 하고 생산예측을 수행하였다. 이러한 결과를 실제 측정된 미소지진 자료 및 생산이력과 비교 · 검증하였다. 하지만 이 연구는 패드 단위가 아닌 단일 유정에 대해서만 수행된 한계가 있다.

Pankaj 등(2018)은 미국 Marcellus 셰일에서 적절한 유정간격 및 유정간 간섭을 평가하기 위한 통합 모델링 절차를 제시하였다. 암석역학 모델에 기반하여 파쇄균열의 전파를 모사하였으며, 이를 미소지진 및 생산자료와 비교 · 검증하였다. 이 때, 수평응력 이방성, 누출계수, 분리균열모델 등을 변수로 사용하였다. 이 후 유정간격에 대한 민감도 분석을 통해 회수효율이 최대가 되는 유정간격을 산정하였다. 하지만 이 연구에서는 암석모델 구성 시 수직 검층자료만을 사용하여 수평적 물성이 동일한 것으로 가정하였으므로 파쇄균열의 전파양상을 모사하는 데 한계가 있다.

Patterson 등(2018)은 미국 Permian 분지의 단일유정을 대상으로 파쇄균열 전파를 모사하고 이를 미소지진 자료와 비교하였다. 또한, 주입 시 측정된 주입유량 및 압력을 파쇄 시뮬레이션 결과와 비교하여 암석역학 모델의 물성 및 마찰압력 손실 등을 보정하였다. 도출된 균열전파 결과

의 적정성을 검증하기 위해 생산이력 검증을 수행하였으며, 궁극적으로 주어진 균열의 형상 및 물성에서 실제 생산량과 유사한 결과를 보임을 확인하였다. 이 또한 단일유정에 대해서만 수행되었으며 앞선 연구와 마찬가지로 수평적 물성의 이방성은 고려되지 않았다.

Faskhoodi 등(2020)은 캐나다 Montney 셰일을 대상으로 패드의 최적 생산방안을 도출하기 위한 통합 모델링 절차를 제시하였다. 물리검층 및 탄성파 자료를 기반으로 암석역학 모델을 구축하고 각기 다른 방식으로 완결이 이루어진 6개의 유정에 대한 균열전파를 모사하였다. 주입압력 및 미소지진 자료를 통해 일부 물성을 보정하고 이 결과를 동적 시뮬레이션을 위해 격자화 하여 패드단위 생산예측을 수행하였다. 도출된 절차를 통해 패드 전체의 생산성은 유사하게 도출하였으나 개별 유정별 생산성 차이를 정확하게 모사하지 못하였다.

셰일 저류층은 초기에 매우 높은 생산량을 보이지만 생산이 진행됨에 따라 그 양이 급격히 감소된다. 이러한 현상의 주요원인 중 하나는 유효응력 증가에 따른 균열닫힘 현상 때문이다. 따라서 셰일 저류층의 생산예측 시 이러한 균열닫힘 현상을 반드시 고려해야 한다.

유효응력 변화에 따른 균열 전도도 및 투과도 변화를 도출하기 위해 많은 실험연구들이 수행되었다. Fredd 등(2001)은 Texas Cotton Valley의 사암시료를 사용하여 균열지지체 농도와 강도에 따른 균열 전도도 변화를 제시하였으며, Abass 등(2007)은 탄산염암 암체와 균열지지체가 부존하는 파쇄균열에 대해 응력에 따른 균열 유체투과율을 실험결과로 제시하였다.

Bustin 등(2008)은 셰일 암체를 대상으로 유효응력에 따른 균열 유체투과율 변화를 도시하였으며 유효응력에 따라 균열 유체투과율은 몇-배가 차이날 수 있음을 보였다. Chen 등(2015)은 서캐나다 퇴적분지의 셰일시료를 사용하여 균열 유체투과율과 유효응력간의 상관관계식을 제시하고 실험결과를 통해 검증하였다. 또한 그들은 유효응력에 따른 투과도를 저류층 압력에 따른 투과도 관계식으로 변환하여 동적 시뮬레이션 시 활용할 수 있도록 하였다.

셰일 저류층 생산예측 시 균열닫힘 현상을 고려한 시뮬레이션 연구들도 다수가 수행되었다. Ali와 Sheng(2015)은 미국 Haynesville 셰일에 대한 단일 유정 모델을 구성하여 압력에 따른 균열 유체투과율 관계식을 매칭 변수로 삼고 생산이력 검증을 수행하였다. Aybar 등(2015)은 1개의 파쇄균열과 10개의 자연균열로 구성된 가상의 모델을 구성하여 각각의 균열들의 닫힘현상이 누적 가스생산량에 미치는 영향을 평가하였다. Lee 등(2016)은 단일 유정을 대상으로 균열지지체 종류 및 부존여부에 따른 가스생산량 예측을 수행하였다. 이 때, 균열전파 모델을 활용하여 균열지지체의 격자별 부존을 고려하였다. 균열닫힘 현상과 관련된 기존 시뮬레이션 연구들은 균열지지체의 부존여부를 고려하지 않았거나 단일 유정에 국한하여 수행된 한계가 있다.

본 논문은 총 5장으로 구성된다. 1장에서는 현재까지 수행된 연구들의 내용과 한계를 파악하고 이를 바탕으로 본 연구의 필요성과 목적을 제시한다. 2장에서는 암석역학 모델 구성을 위한 주입시험 자료해석, 파쇄균열의 전파를 모사하기 위한 수압파쇄 모델의 특징, 생산예측의 필수요소인 균열닫힘 현상, 수압파쇄 주입스케쥴 개선결과를 평가하기 위한 무차원 균열전도도의 이론적 배경에 대해 각각 설명한다. 3장에서는 대상광구의 암석물성도출 및 이를 통합한 모델 구성에 대해 설명한다.

4장에서는 암석역학 모델의 불확실 인자별 영향을 평가하고 모델을 업데이트 한다. 이를 바탕으로 패드단위의 균열전파 및 동적 시뮬레이션을 수행하여 제안된 절차의 적정성을 판단한다. 또한 생산예측 과정에서 균열닫힘 현상 고려 유무에 따른 생산량을 비교함으로써 그 필요성을 분석한다. 마지막으로 도출된 암석역학 모델을 활용하여 기존과 총 주입량이 동일하지만 더 높은 생산량을 가져올 수 있는 대상광구 주입스케쥴 개선안을 도출한다. 5장은 결론으로 수행된 연구내용을 요약한다.

제 2 장 이론적 배경

2.1 주입시험 해석

주입시험은 수압파쇄를 적용하고자 하는 저류층의 암석역학적 특성을 도출하기 위해 시행되며, 소량의 유체를 지층에 주입하여 균열을 생성시키고 균열이 닫히는 과정에서의 압력감퇴를 분석하는 것이다. 주입시험 시 시간에 따른 압력변화양상은 Fig. 2-1과 같다.

초기에 지상에서 유정을 통해 파쇄유체를 주입하면 공저압력이 지속적으로 상승하고 지층의 파괴압력에 도달하면 암체 내에 균열이 발생한다. 균열의 전파를 위해 유체주입을 지속하다가 특정시점에 유체주입을 멈추면 마찰손실이 사라진 순간의 압력(ISIP, instantaneous shut-in pressure)을 얻을 수 있으며 이는 균열닫힘 압력과 균열 내 net pressure의 합을 의미한다. 주입된 유체가 지층으로 누출됨에 따라 공저압력은 감소하고 균열이 닫힌다.

ISIP부터 균열닫힘까지의 압력자료를 분석하는 것을 균열닫힘 전 분석(before closure analysis)이라 하고 균열닫힘 이후의 압력자료를 분석하는 것을 균열닫힘 후 분석(after closure analysis)이라 한다.

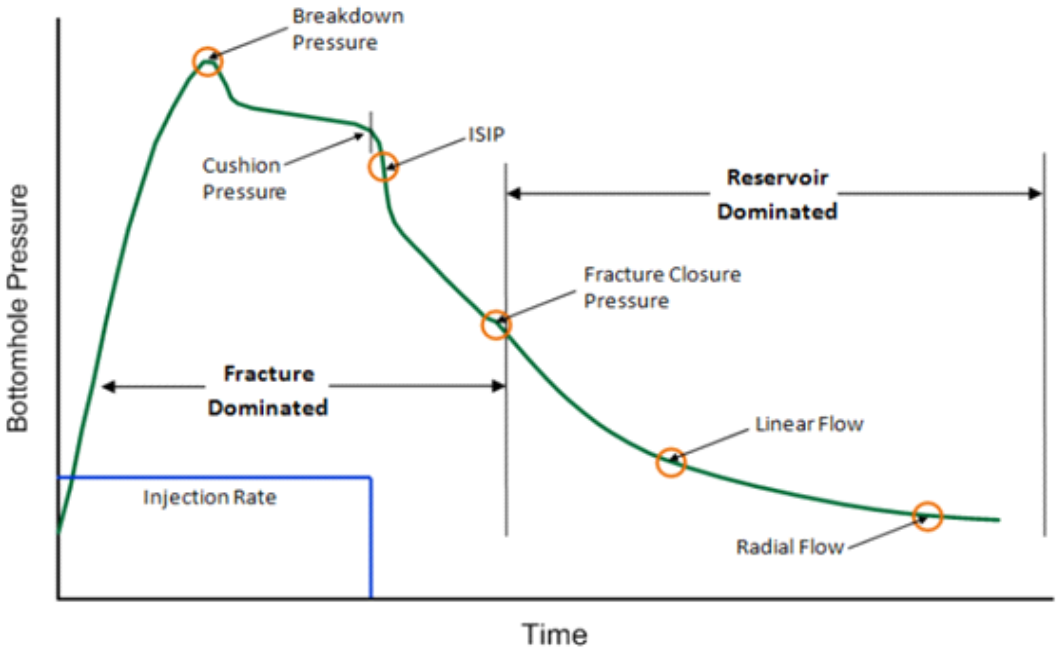


Figure 2-1 DFIT pressure response (Nolte et al., 1997)

2.1.1 균열닫힘 전 분석

균열닫힘 전 분석을 통해 도출되는 주요결과는 ISIP, 균열의 닫힘압력 및 시간, 누출형태, 유체투과율 등이 있으며 이러한 인자들은 파쇄설계 시 주로 활용된다. Nolte(1979)는 시간에 따라 측정된 공저압력의 분석을 위해 G함수의 개념을 제시하였다.

$$\triangle t_D = (t - t_p)/t_p \tag{2.1}$$

$$g(\triangle t_D) = \frac{4}{3}\left[(1+\triangle t_D)^{1.5} - (\triangle t_D)^{1.5}\right] \tag{2.2}$$

$$G(\triangle t_D) = \frac{4}{\pi}\left[g(\triangle t_D) - g_0\right] \tag{2.3}$$

여기서, t_p는 주입시간(min), t는 측정시간(min), $\triangle t_D$는 주입시간에 대해 정규화된 시간, g는 평균 압력 감퇴율, g_0는 초기 압력 감퇴율, G는 무차원 압력차 함수를 각각 의미한다.

균열닫힘 전 분석을 위해서는 G함수에 대한 압력(p), 압력의 도함수(dp/dG) 및 반로그 도함수(Gdp/dG) 그래프를 활용한다. 이 때 주입된 유체의 지층으로의 누출형태에 따라 공저압력의 변화양상이 다르게 나타난다.

Normal leakoff는 유체주입이 중단되고 난 뒤, 균열 내의 유체가 누출되는 균열면의 넓이와 지층으로의 누출계수가 일정한 상태를 의미한다. Normal leakoff 상태에서는 G함수에 대한 반로그 도함수 곡선이 원점을 지나는 직선과 항상 접하게 된다. 균열닫힘 압력은 이러한 직선이 반로그 도함수 곡선을 벗어나는 지점, 그리고 도합수 곡선의 기울기가 0인

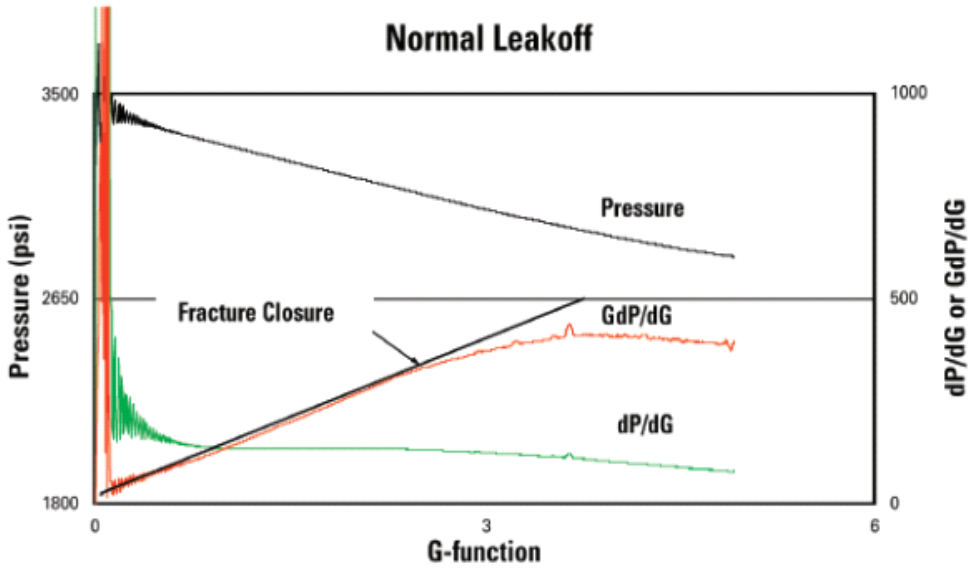
지점의 압력을 의미한다.

PDL(pressure dependent leakoff)은 지층 내 존재하는 자연균열 등의 영향으로 압력에 따라 지층으로의 누출계수가 변하는 상태를 의미한다. 주입된 유체가 생성된 균열면 외에도 자연균열면을 통해서 누출되고 압력에 따라 변화하기 때문에 균열면의 넓이는 일정한 값을 가지지 않는다. Fig. 2-2(b)는 PDL 상태에서 G함수 그래프를 보여준다. 이러한 추가적인 누출로 인해 균열닫힘 이전에 반로그 도함수 곡선이 원점을 지나는 직선보다 위로 볼록한 형상(hump)을 나타낸다. 균열닫힘 이후에는 normal leakoff와 유사한 양상을 보인다.

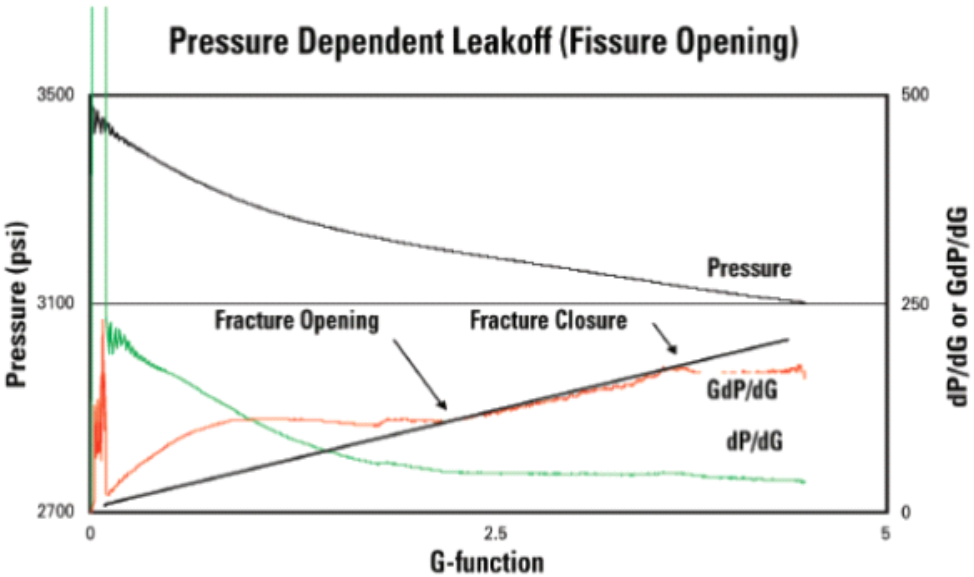
Fracture height recession은 주입된 유체에 의해 생성된 균열높이가 누출에 영향을 미치는 높이보다 큰 경우를 의미한다. 예를 들어 투수층에서 발생된 균열이 불투수층으로 전파된 경우 균열닫힘 과정에서 투수층에 위치한 균열면을 통해서만 파쇄수가 누출된다. 즉 normal leakoff에 비해 상대적으로 누출속도가 느리며, 이로 인해 G함수 그래프에서 반로그 도함수 곡선이 원점을 지나는 직선보다 아래로 볼록한 형상을 나타낸다.

Fracture tip extension은 주입중단 이후에도 지속적으로 균열이 전파되는 것을 뜻한다. 이러한 현상은 낮은 유체투과율을 갖는 지층에서 주로 발생하며 주입된 유체가 지층으로 누출되는 것이 아니라 주입중단 이후 유정인근의 균열 폭이 줄어들면서 균열 내부의 유체가 균열끝단으로 이동하여 추가적으로 전파되는 것이다.

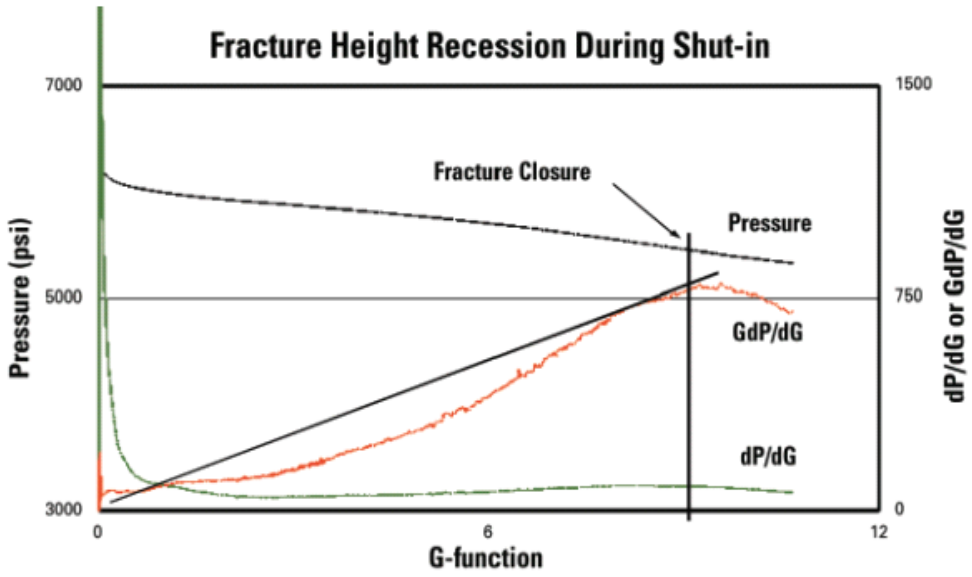
Fig. 2-2(d)는 fracture tip extension의 G함수 그래프를 보여주고 있다. 반로그 도함수 곡선은 초기에 큰 양의 기울기를 가지다가 시간이 지남에 따라 기울기가 점점 줄어드는 양상을 보인다. 하지만 이 경우에는 균열의 지속적인 전파로 인해 균열닫힘을 확인할 수 없다.



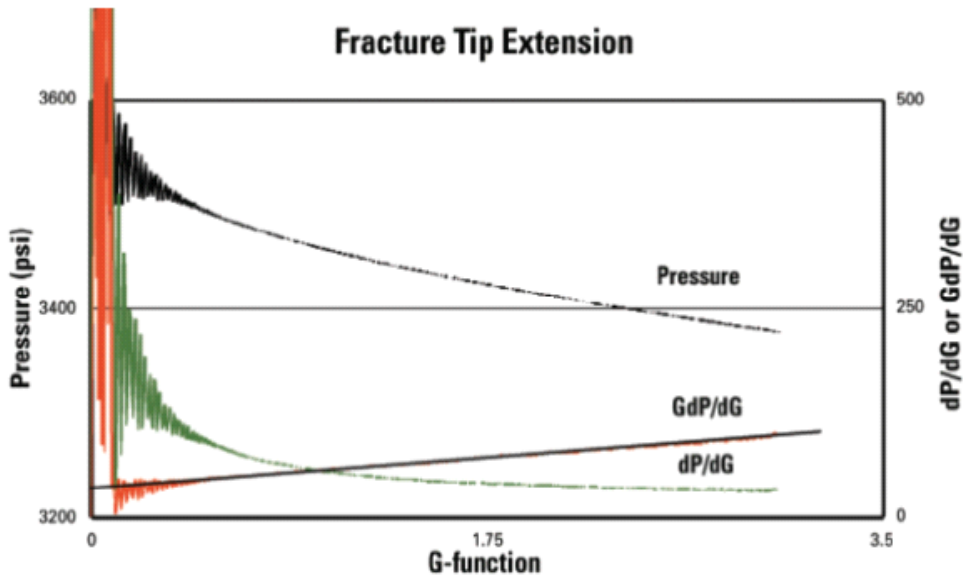
(a) Normal leakoff



(b) Pressure dependent leakoff



(c) Fracture height recession



(d) Fracture tip extension

Figure 2-2 G-function plots of different leakoff mechanisms (Craig et al., 2011)

상기분석을 통해 균열닫힘압력(p_c)과 균열닫힘시간(G_c)을 도출할 수 있고 아래와 같이 파쇄 주입효율(fluid efficiency, η)과 누출계수(leakoff coefficient, C_L)을 계산할 수 있다.

$$\eta = \frac{G_c}{G_c + 4g_0/\pi} \tag{2.4}$$

$$C_L = \frac{p^*}{r_p\sqrt{t_p}E'}\begin{cases} h_f & PKN \\ 2x_f & KGD \end{cases} \tag{2.5}$$

$$p^* = \frac{\pi r_p C_L \sqrt{t_p}}{2c_f} \tag{2.6}$$

여기서, C_L은 누출계수($ft/\sqrt{\min}$), η는 파쇄 주입효율, r_p는 전체 균열면 넓이 중 투수가 가능한 균열면 넓이의 비, h_f는 균열 높이(ft), x_f는 균열길이(ft), E'는 평면탄성계수(psi), c_f는 fracture compliance (ft/psi)를 각각 의미한다.

이 외에도 Barree 등(2009)은 균열닫힘시간을 이용하여 지층의 유체투과율을 추정하는 경험식을 제시하였다.

$$k = \frac{0.0086\mu_f\sqrt{0.01p_z}}{\phi c_t\left(G_c E r_p/0.038\right)^{1.96}} \tag{2.7}$$

여기서, μ_f는 주입유체의 점성도(cp), p_z는 ISIP와 균열닫힘압력의 차(psi), c_t는 총 압축률(psi^{-1}), ϕ는 공극률, E는 탄성계수(psi)를 각각 의미한다.

G함수 분석법과 더불어 균열닫힘 전 분석에 사용되는 기법에는 시간 제곱근 분석법이 있다. Hagoort(1981)는 유정의 압력과 시간사이의 관계를 아래식과 같이 나타내었으며, 이 식을 통해 균열닫힘 이전에는 p_w와 $\sqrt{t}$의 관계가 직선을 나타냄을 알 수 있다. Barree 등(2009)은 p_w와 $\sqrt{t}$ 곡선의 변곡점, $dp_w/d\sqrt{\triangle t}$와 $\sqrt{t}$ 곡선의 최대값, $\sqrt{\triangle t}\,dp_w/d\sqrt{\triangle t}$와 $\sqrt{t}$ 곡선이 원점을 지나는 직선에서 벗어나는 지점으로부터 균열닫힘압력을 구할 수 있다고 제시하였다(Fig. 2-3).

$$p_{wD} = \sqrt{\pi \triangle t_D} - C_{fbcD}\left(\frac{\pi}{2}\right)^2\left(1 - e^{\beta^2 \triangle t_D} erfc\left(\beta\sqrt{\triangle t_D}\right)\right) \tag{2.8}$$

$$p_{wD}(\triangle t_D) = \frac{kh\left(p_w(t_p) - p_w(t_p + \triangle t)\right)}{141.2qB\mu} \tag{2.9}$$

$$\triangle t_D = \frac{0.0002637k\triangle t}{\phi\mu c_t x_f^2} \tag{2.10}$$

$$\beta = \frac{2}{\pi C_{fbcD}} \tag{2.11}$$

여기서, p_w는 유정압력(psi), C_{fbcD}는 무차원 fracture storage 상수, B는 용적계수(RB/STB), k는 유체투과율(md)을 각각 의미한다.

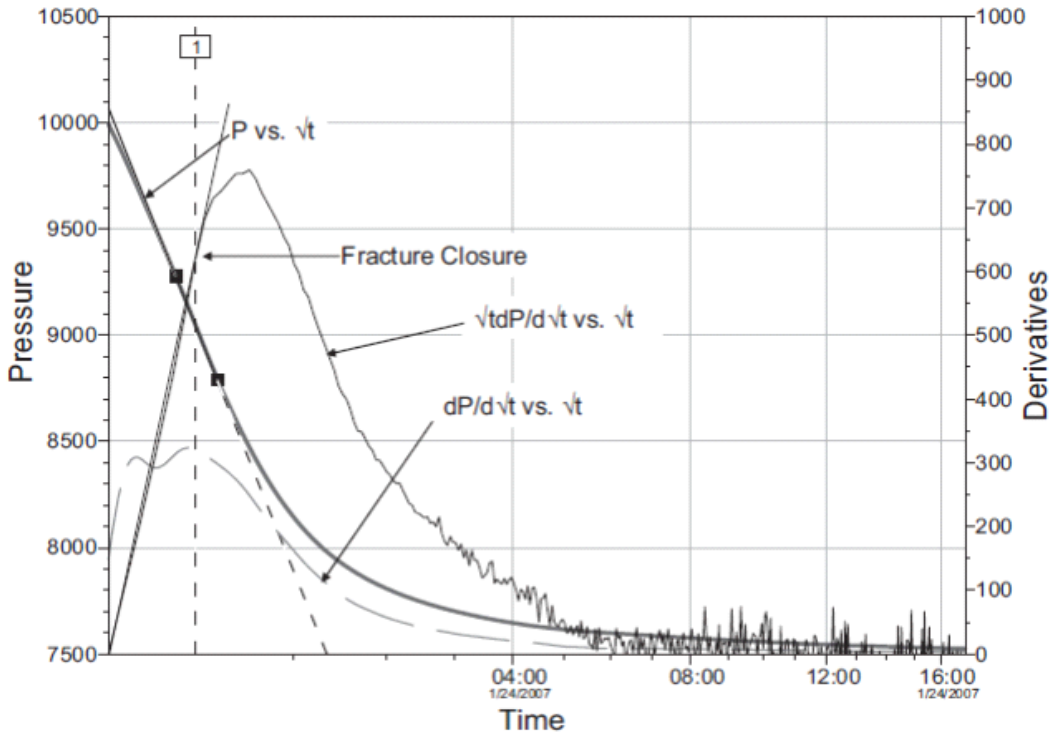


Figure 2-3 Example of square-root analysis (Barree et al., 2009)

2.1.2 균열닫힘 후 분석

균열닫힘 후 분석을 통해 도출되는 주요결과는 저류층 압력, 유체투과율 등이 있다. 이를 위해서는 유동형태 분석이 필요하다. Fig. 2-4는 주입시험 시간에 따른 균열 내 유동형태를 보여준다. 균열닫힘 이후 유정 주변에 유사 선형유동이 먼저 나타나고 그 이후에 유사 방사형유동이 나타난다. 유사 선형유동 구간의 압력변화를 통해 저류층 초기압력을 얻을 수 있고, 유사 방사형유동 구간의 압력변화분석을 통해 저류층 초기압력과 유체투과율을 얻을 수 있다.

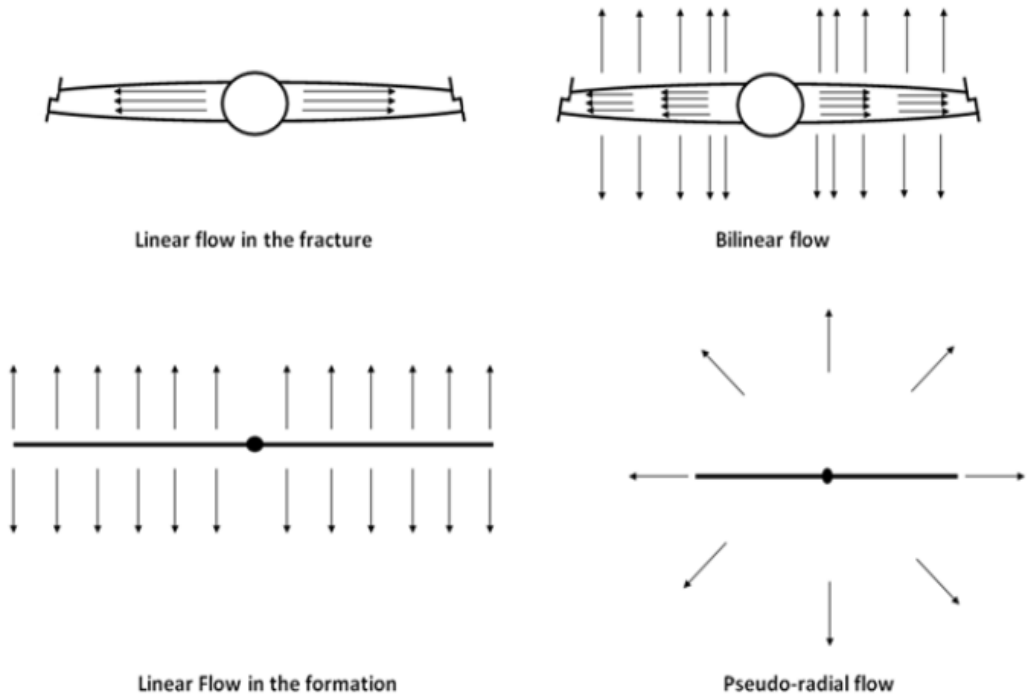


Figure 2-4 Typical flow regimes

Log-Log 그래프를 통해 유동형태 분석이 가능하다. Barree 등(2009)은 시간에 따른 압력차(Δp_{wf}) 및 압력차의 도함수($d\Delta p_{wf}/dt$), 반로그 도함수($td\Delta p_{wf}/dt$) 등을 도시하고 각 유동형태별 특성곡선의 기울기를 Table 2-1과 같이 제시하였다. 압력차의 반로그 도함수 곡선을 사용하는 경우 유사 선형유동에서는 기울기 -1/2, 유사 방사형유동에서는 기울기 -1이 각각 나타난다(Fig. 2-5).

Table 2-1 Log-Log graph characteristic slopes (Barree et al., 2009)

Parameters	Before Closure		After Closure		
Log-Log graph	Bilinear	Linear	Bilinear	Pseudo linear	Pseudo radial
Δp_{wf} vs. t Δp_{awf} vs. t_a	1/4	1/2	-	-	-
$\partial\Delta p_{wf}/\partial t$ vs. t $\partial\Delta p_{awf}/\partial t_a$ vs. t_a	-3/4	-1/2	-7/4	-3/2	-2
$t\partial\Delta p_{wf}/\partial t$ vs. t $t_a\partial\Delta p_{awf}/\partial t_a$ vs. t_a	1/4	1/2	-3/4	-1/2	-1
$t^2\partial\Delta p_{wf}/\partial t$ vs. t $t_a^2\partial\Delta p_{awf}/\partial t_a$ vs. t_a	5/4	3/2	1/4	1/2	0

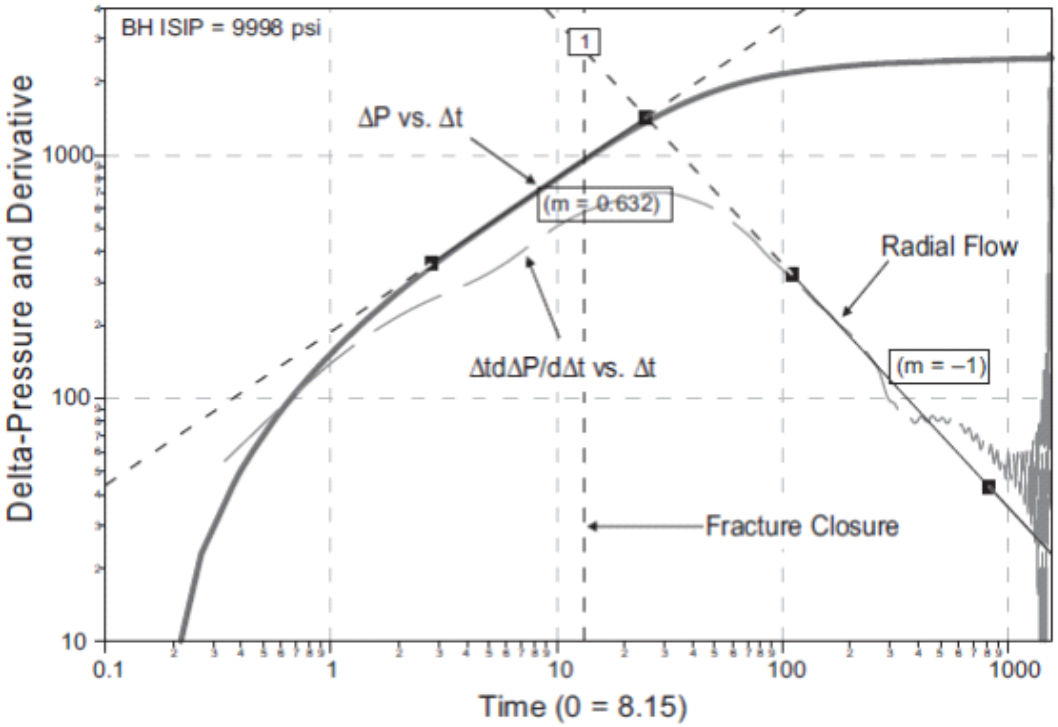


Figure 2-5 Example of Log-Log plot (Barree et al., 2009)

Nolte 등(1997)은 균열닫힘 후 분석을 위하여 시간함수 F_L을 식 (2.12)와 같이 제시하였다.

$$F_L = \sqrt{1+\Delta t_d} - \sqrt{\Delta t_d} = \frac{2}{\pi} sin^{-1}\sqrt{\frac{t_c}{t}} \ (t \geq t_c) \tag{2.12}$$

$$\Delta t_d = (t - t_c)/\chi t_c,\ \chi = 16/\pi^2 \tag{2.13}$$

압력(p_w)과 시간함수 F_L의 관계는 식 (2.14)와 같이 표시될 수 있으며, 이를 직교좌표계에 도시하여 그 절편으로부터 초기 저류층 압력을 추정할 수 있다.

$$p_w(t) - p_i = C_L\sqrt{\frac{\pi\mu}{k\phi c_t}}\, F_L = m_L F_L \tag{2.14}$$

여기서, F_L은 선형시간함수, m_L은 유사 선형유동구간 기울기(psi), p_w는 유사 선형유동구간의 압력(psi), p_i는 초기 저류층 압력(psi)을 각각 의미한다.

유사 방사형유동구간 분석을 위한 시간함수 F_R은 식 (2.15)와 같이 정의된다. 유사 선형구간분석과 마찬가지로 압력(p_w)과 시간함수를 직교좌표계에 도시하면 그 절편으로부터 초기 저류층 압력을 추정할 수 있고 기울기로부터 유체투과율을 추정할 수 있다(Fig. 2-6).

$$F_R = \frac{1}{4} ln\left(1 + \frac{\chi t_c}{t - t_c}\right) \tag{2.15}$$

$$p_w(t) - p_i = \frac{\pi V_i \mu}{16 k h t_c} F_L^2 = m_R F_R \tag{2.16}$$

$$\frac{kh}{\mu} = 251{,}000\left(\frac{V_i}{m_R t_c}\right) \tag{2.17}$$

여기서, F_R은 방사형시간함수, V_i는 주입유체량(bbl), m_R은 유사 방사형유동구간 기울기(psi)를 각각 의미한다.

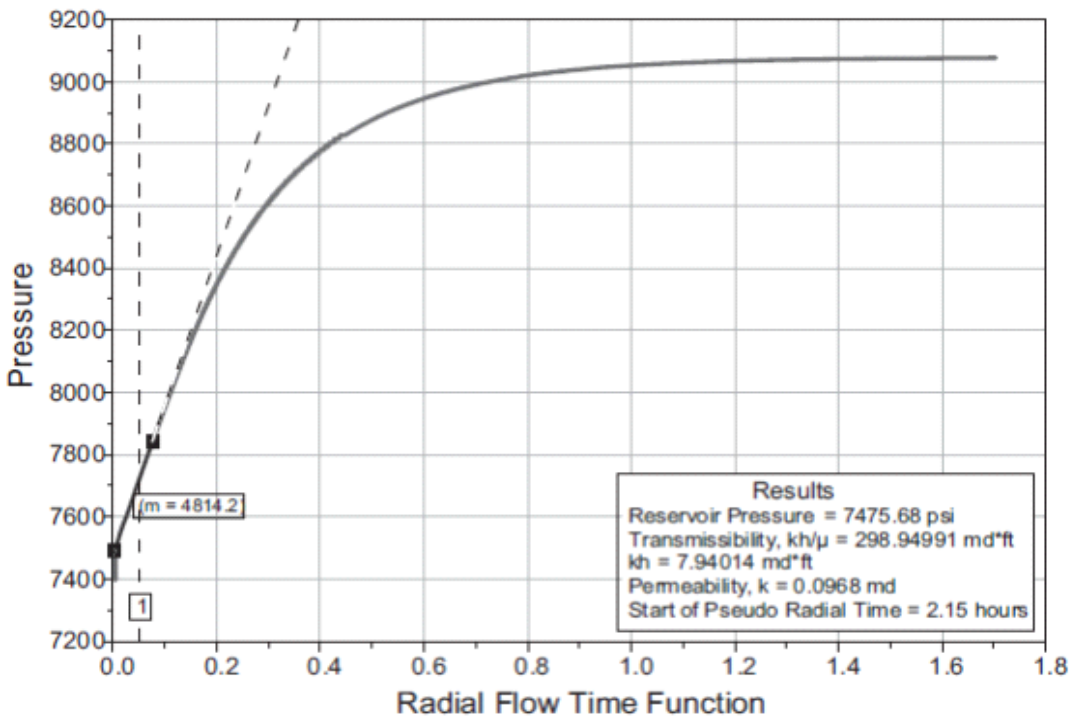


Figure 2-6 Example of radial flow plot (Barree et al., 2009)

2.2 수압파쇄 모델

수압파쇄 과정에서 고압의 유체가 유정을 통해 지층으로 주입되어 지층 내 균열을 형성시킨다. 일반적으로 수압파쇄 작업은 충분히 깊은 심도에서 수행되므로 수평응력이 최소주응력인 응력분포를 가져 수직균열이 생성된다(Fig. 2-7).

균열의 형상과 전파특성을 파악하는 것은 셰일 저류층의 생산예측 및 수압파쇄 설계에 매우 중요하다. 수압파쇄에 의해 생성된 균열의 형상을 모사하기 위한 많은 균열전파 모델들이 개발되었다. 이러한 모델들은 대상 지층의 암석역학적 물성과 응력분포, 파쇄수 및 균열지지체의 주입량 등을 활용하여 지층 내에서 균열의 전파를 모사한다.

이러한 파쇄모델은 크게 2차원 모델과 3차원 모델로 구분될 수 있으며 3차원 모델은 다시 유사 3차원(pseudo 3D) 모델과 완전 3차원(fully 3D) 모델로 나뉠 수 있다.

본 연구에서는 유사 3차원 모델 중 하나인 UFM(unconventional fracture model)을 사용하여 균열전파를 모사하였다. 해당 모델이 타 파쇄모델에 비해 특징적인 점은 생성된 파쇄균열과 기존에 존재하는 자연균열과의 상호작용을 모사하며 파쇄균열들 간의 응력간섭을 모사한다는 것이다.

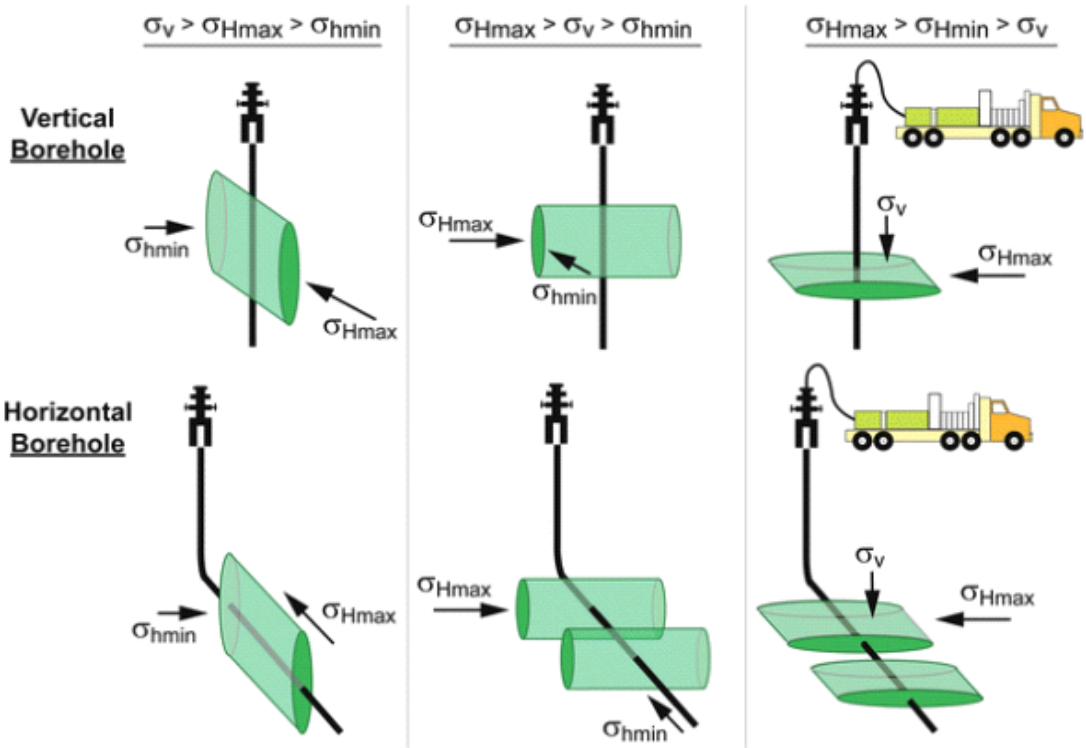


Figure 2-7 Hydraulic fracture shapes on various stress regimes (Bobrowsky and Marker, 2018)

2.2.1 2차원 균열모델

파쇄균열의 형상을 모사하기 위해서는 균열의 길이, 폭, 높이에 대한 정보가 필요하다. 지층의 수직응력에 비해 수평응력의 크기가 작은 경우, 수직균열이 생성되고 이 때 균열의 높이는 최소 수평주응력의 수직적 분포에 영향을 받는다. 즉, 형성된 균열이 수직방향으로 전파하다가 높은 최소 수평주응력을 갖는 지층을 만나게 되면 균열의 높이성장은 제한된다.

2차원 균열모델은 이러한 균열의 높이를 일정하다고 가정하는 방법이다. 대표적인 2차원 균열모델에는 PKN모델(Fig. 2-8)과 KGD모델(Fig. 2-9)이 있으며 각각의 특징은 아래와 같다.

(a) PKN모델

Perkins와 Kern(1961)은 일정한 균열높이를 가지는 파쇄균열에 대해 길이와 폭을 계산하기 위한 식을 제안하였다. 이후 Nordgren(1972)이 이러한 모델에 주입된 유체의 손실을 고려하여 PKN모델을 완성하였다. PKN모델은 균열의 높이가 길이에 비해 무시할 정도로 작다고 가정하고 있으므로($L \gg h$), 균열의 높이방향 각 위치에서 유체압력(p_f)은 일정하다고 간주한다. 균열 내 유체유동은 1차원으로 타원형의 채널을 통해 이루어진다고 가정하고 이 때 계산된 최대 균열폭은 아래식과 같다.

$$w_w = \frac{2h(1-\nu^2)}{E_v} \times P_{net} \tag{2.18}$$

여기서, w_w는 최대 균열폭(ft), ν는 포아송비, E_v는 수직방향 영률(psi), P_{net}은 Net pressure(psi)를 각각 의미한다.

(b) KGD모델

KGD모델은 Khristianovitch와 Zheltov(1955), Geertsma와 Klerk(1969)에 의해 제안되었으며, 균열 끝단을 제외하고 길이방향으로의 유량과 압

력이 일정하다고 가정한다. KGD모델에서는 균열의 길이방향(수평방향)의 평면변형을 가정하므로 균열높이가 길이보다 훨씬 큰 것으로 간주한다($L \ll h$). 이 때, 계산된 최대 균열폭은 아래식과 같다.

$$w_w = \frac{2x(1-\nu^2)}{E_h} \times P_{net} \tag{2.19}$$

여기서, E_h는 수평방향 영률(psi)을 의미한다.

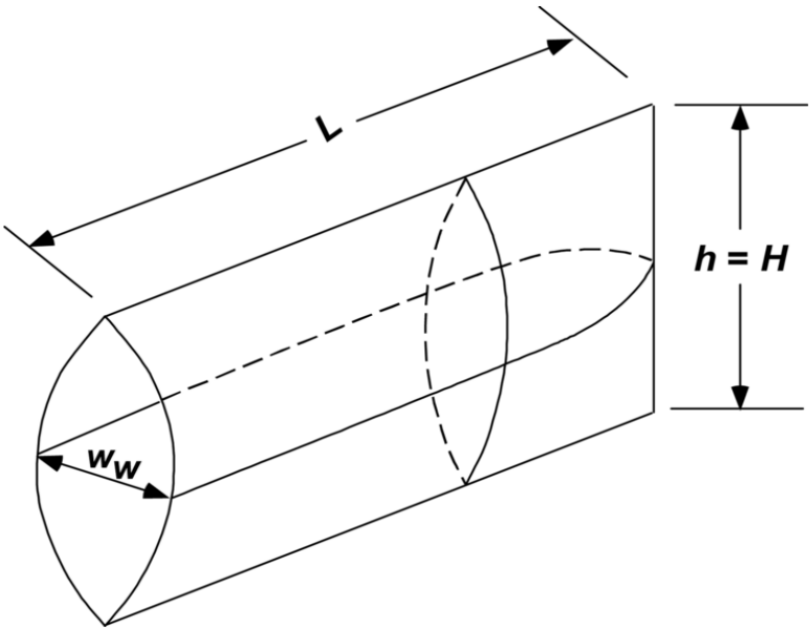


Figure 2-8 Schematic of PKN model (Nordgren, 1972)

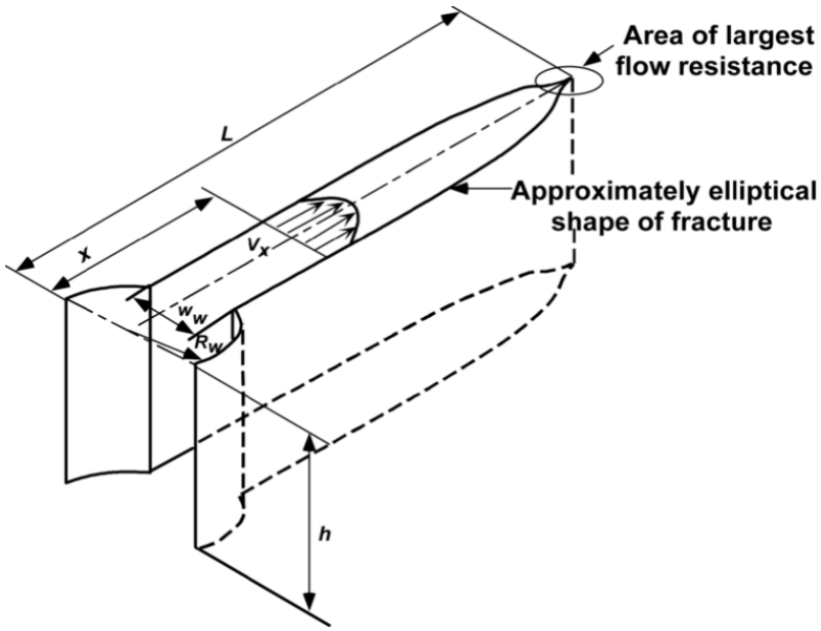


Figure 2-9 Schematic of KGD model
(Geertsma and Klerk, 1969)

2.2.2 3차원 균열모델

2차원 균열모델과 3차원 균열모델의 가장 큰 차이점은 균열의 높이변화를 고려한다는 것이다. 완전 3차원 모델은 균열 내 유체의 수직·수평적 유동과 3차원 공간 내에서의 균열 변형 및 전파, 물질평형을 동시에 모사한다. 따라서 정확한 균열의 높이변화를 모델링할 수 있는 반면 계산량이 많고 연산시간이 길다.

유사 3차원 모델은 균열 길이에 따른 균열 높이 변화를 별도로 계산하며, 균열 내 수직적 유체 유동을 고려하지 않는다. 본 연구에서는 균열 전파를 모사하기 위해 유사 3차원 모델중 하나인 UFM모델을 사용하였으며 주요 특징은 다음과 같다(Weng et al., 2014).

(a) 균열 변형모사

수압파쇄는 최소 수평주응력에 수직하고 최대 수평주응력에 평행한 방향으로 전파되므로 균열을 생성하기 위해서는 유체압력이 최소 수평주응력보다 높아야 한다. 이러한 유체압력과 최소 수평주응력간의 차이는 net pressure로 정의되며, net pressure가 높을수록 균열폭이 커지게 된다. Net pressure 외에도 균열폭의 산정에 영향을 미치는 인자로는 암석의 강도가 있다. 깊은 심도에 위치하는 고결암체의 경우 균열의 끝단을 제외하고는 탄성거동을 보인다고 가정할 수 있으며 따라서 이러한 암석의 강도는 탄성계수, 즉 영률을 통해 나타낼 수 있다.

단층이나 자연균열 등이 없는 균질한 지층에서는 유정인근을 제외하고는 최소 수평주응력 방향과 수직하게 평판형 파쇄균열이 발달한다. 유정인근에서는 유정주변의 응력집중, 시멘트, 천공 등의 영향으로 인해 비평판형 파쇄균열이 형성된다. 만약 지층 내 단층 및 자연균열이 발달한 경우에는 파쇄균열이 이러한 균열들과 상호작용을 통해 보다 복잡한 형상의 균열 네트워크가 형성된다.

균열 내의 net pressure에 의한 균열폭을 도출하기 위해서는 3차원 유한요소법을 사용하여 전체 지층을 격자화하고 암체의 변형을 계산해야

한다. 하지만 이러한 암체의 변형은 균열 내 유체유동과 동시에 계산되어야 하므로 소요시간이 길다.

이에 따라 Adachi 등(2007)은 net pressure와 암석의 강도에 따른 균열폭을 계산하기 위해 3차원 문제를 단순화시킨, 2차원 적분방정식을 도입하였다. 이러한 2차원 적분방정식을 경계요소법을 통해 풀어서 균열 내 위치별 균열폭을 계산한다.

$$p(x,y)-\sigma_h(x,y)=\int_A C(x,y,x',y')w(x',y')dx'dy' \tag{2.20}$$

여기서, $p(x,y)$는 x,y 위치에서 유체압력(psi), $\sigma_h(x,y)$는 x,y 위치에서 최소 수평주응력(psi), $w(x',y')$은 x',y' 위치에서의 균열폭(ft), $C(x,y,x',y')$는 강도함수로 x',y' 위치에서 생성된 단위 균열폭에 의해 x,y위치에서 발생되는 응력(psi)을 각각 의미한다.

UFM모델에서 균열폭은 식 (2.21)로 계산된다.

$$\begin{aligned} w(z)=&\frac{4}{E'}\left[p_{cp}-\sigma_n+\rho_f g\left(h_{cp}-\frac{h}{4}-\frac{z}{2}\right)\right]\sqrt{z(h-z)} \\ &+\frac{4}{\pi E'}\sum_{i=1}^{n-1}(\sigma_{i+1}-\sigma_i)\left[(h_i-z)\cosh^{-1}\left(\frac{z\left(\frac{h-2h_i}{h}\right)+h_i}{|z-h_i|}\right)\right] \\ &+\frac{4}{\pi E'}\sum_{i=1}^{n-1}(\sigma_{i+1}-\sigma_i)\left[\sqrt{z(h-z)}\,arccos\left(\frac{h-2h_i}{h}\right)\right] \end{aligned} \tag{2.21}$$

여기서, E'는 평면 변형률(psi), σ_i는 i번째 층에서의 수직응력(psi), h는 전체 균열의 길이(ft), h_i는 i번째 층의 상부에서 균열의 아래쪽 끝단까지의 거리(ft), h_{cp}는 기준심도와 균열의 아래쪽 끝단까지의 거리(ft), p_{cp}는 기준심도에서의 유체압력(psi)을 각각 의미한다.

(b) 균열 내 유체유동

균열 내 유체유동은 질량보존방정식을 만족한다. 즉, 수압파쇄를 위해 지상에서 주입된 총량은 균열내 부존량과 지층으로의 손실량의 합으로 표현할 수 있으며, 이를 비압축성 유체에 대한 질량보존방정식으로 나타내면 식 (2.22)와 같다.

$$\frac{\partial\left(\overline{w}H_{fl}\right)}{\partial t}+\frac{\partial q_x}{\partial x}+\frac{\partial q_y}{\partial y}+q_l=0 \tag{2.22}$$

여기서, $\overline{w}$는 평균 균열폭(ft), H_{fl}은 유효 균열높이(ft), q_x, q_y는 각각 x,y방향으로의 유량(ft^3/min), q_l은 암체로의 누출율(ft^3/min)을 각각 의미한다.

또한 암체로의 누출율(q_l)은 식 (2.23)으로 표현된다.

$$q_l=\frac{2c_t}{\sqrt{t-\tau(x,y)}} \tag{2.23}$$

여기서, c_t는 누출계수($ft/\sqrt{\mathrm{min}}$), $\tau(x,y)$는 균열면 x,y 위치에 주입된 유체가 도달한 시간(min)을 각각 의미한다.

또한 균열 내 유체유동은 운동량보존방정식을 만족해야 한다. UFM 모델은 균열 내 유체유량과 압력손실간 관계를 lubrication 방정식(식 2.24)으로 표현한다. 이를 질량보존방정식과 운동량보존방정식을 함께 조합하여 압력과 균열폭에 대해 정리하면 균열 내 압력에 따른 균열폭을 계산할 수 있다.

$$\frac{dp}{ds} = -\alpha_0 \frac{1}{\overline{w}^{2n'+1}} \frac{q}{H_{fl}} \left| \frac{q}{H_{fl}} \right|^{n'-1} \tag{2.24}$$

$$\alpha_0 = \frac{2K'}{\phi(n')^{n'}} \left(\frac{4n'+2}{n'} \right)^{n'} ; \phi(n') = \frac{1}{H_{fl}} \int_{H_{fl}} \left(\frac{w(z)}{\overline{w}} \right)^{\frac{2n'+1}{n'}} dz \tag{2.25}$$

여기서, n'과 K'는 비뉴턴 유체인 멱급수 유체상수를 각각 의미한다.

(c) 경계조건 및 균열 전파

파쇄수가 균열 내로 주입되면, 균열의 형상(균열폭, 길이, 높이)이 동시에 증가한다. 균열내의 net pressure에 의해, 균열 끝단 전방의 암체에 인장파괴가 발생하며 이 때 균열주변에서 인장응력은 수학적으로 무한히 커진다. 균열끝단에서 응력 특이성(stress singularity)은 응력집중계수(K_I, stress intensity factor)로 표현될 수 있다. 개별물질마다 균열전파에 대한 내부저항계수가 각기 다르며 이는 임계 응력집중계수(K_{IC}), 즉 fracture toughness로 표현된다. UFM모델에서의 균열의 전파는 끝단에서 응력집중계수가 fracture toughness와 같아질 때 발생한다.

낮은 유체투과율을 갖는 암체의 경우 균열끝단 근처에서 유체전도도가 낮아 주입된 유체가 균열끝단까지 전파되지 못하는 “fluid-lag-zone”이 형성된다(Fig. 2-10).

Geertsma와 Klerk(1969)은 지층의 초기 응력에 비해 net pressure가 작을 경우 이러한 “fluid-lag-zone”은 무시할 수 있다는 결과를 도출하였다. 따라서 대부분의 수압파쇄 모델들은 이러한 “fluid-lag-zone”을 고려하지 않으며 궁극적으로 균열끝단에서의 경계조건은 아래와 같이 표시될 수 있다.

$$w = 0 \text{ and } q = 0, \; at\, fracture\, tip$$

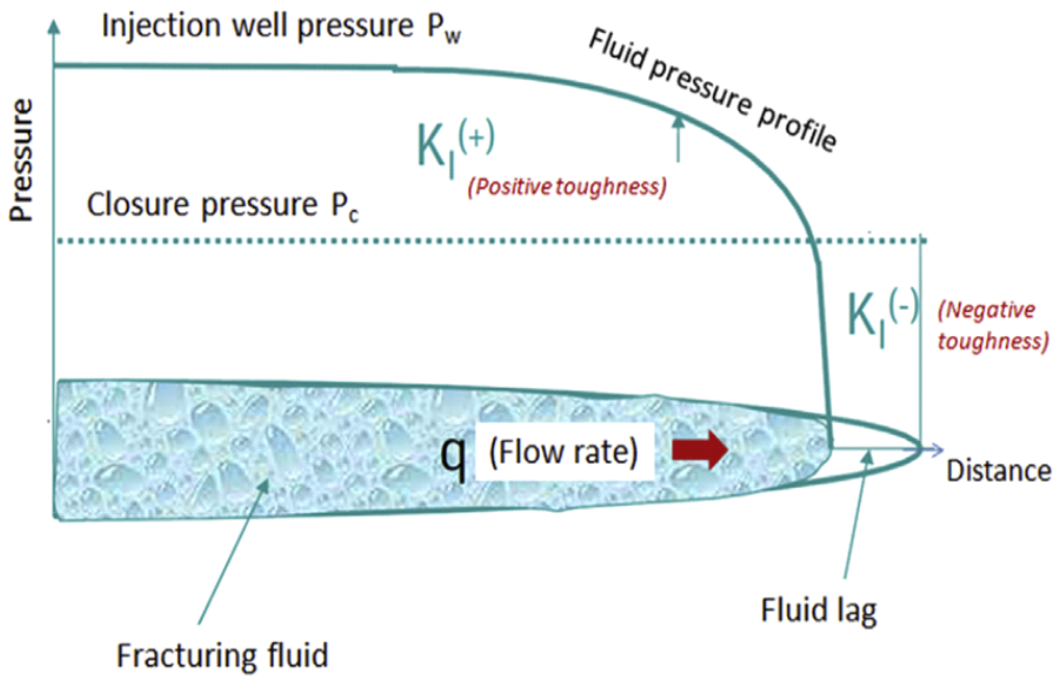


Figure 2-10 Schematic of fluid lag zone (Mao, 2016)

(d) 균열지지체 이송

균열 내 유체유동 및 균열폭 도출을 위한 lubrication 방정식(식 2.24)을 조합하면 균열 내 압력분포를 알 수 있으며 이를 통해 속도장을 도출할 수 있다. 파쇄균열 내 지지체의 이송은 식 (2.26)을 통해 계산된다.

$$\frac{d(cw)}{dt} = \quad \bullet \left(cwv_P\right) = 0 \tag{2.26}$$

여기서, c는 균열지지체의 체적 밀도(lbm/ft^3), v_P는 균열지지체의 속도(ft/s)를 각각 의미한다.

균열지지체의 밀도가 파쇄유체보다 높기 때문에 이송과정에서 균열지지체는 중력에 의해 침강한다. 이러한 지지체의 침강을 모사하기 위해서 아래의 두가지 상관식이 주로 이용된다.

① Generalized Stokes Law

$$v_{s0} = \left[\frac{\left(\rho_p - \rho_f\right) g d_p^{n'+1}}{3^{n'-1} 18 K'} \right]^{1/n'} \tag{2.27}$$

여기서, v_{s0}는 단일입자의 침강속도(ft/s), ρ_p와 ρ_f는 각각 균열지지체와 파쇄유체의 밀도(lbm/ft^3), g는 중력가속도(ft/s^2), d_p는 균열지지체의 직경(ft)을 각각 의미한다.

② Schiller and Naumann

Stokes Law는 입자의 레이놀즈 수(Re_p)가 1 이상일 때, 적용하기에 부적합하다. 이러한 현상은 낮은 점도를 갖는 물을 파쇄유체로 사용하는 경우에 주로 발생한다. Schiller와 Naumann의 상관식에서는 입자의 레이

놀즈 수에 따른 항력계수(C_d)를 정의하고 이를 이용하여 입자의 침강속도를 계산한다.

$$C_d = \frac{24}{Re_p}\left(1 + 0.15 Re_p^{2/3}\right) \tag{2.28}$$

$$(\rho_p - \rho_f) g d_p = \frac{3}{4} C_d \rho_f v_{s0}^2 \tag{2.29}$$

여기서, C_d는 항력계수, Re_p는 레이놀즈 수를 각각 의미한다.

(e) 파쇄균열과 자연균열간 상호작용

파쇄균열과 자연균열의 상호작용은 자연균열이 존재하는 지층에서 파쇄작업 이후 생성되는 균열망의 복잡성을 결정하는데 중요한 요소이다.

전파하는 파쇄균열이 자연균열을 만나면 Fig. 2-11과 같이 자연균열을 교차하거나, 멈추게 된다. 파쇄균열 내부의 유체압력이 자연균열 내의 유효응력보다 큰 경우 자연균열이 활성화되어 복잡한 형상의 균열망이 생성된다.

이러한 파쇄균열과 자연균열의 상호작용은 지층의 응력분포, 암석물성, 자연균열 물성 및 수압파쇄 설계요소 등에 영향을 받는다. UFM모델에서는 Chuprakov 등(2013)에 의해 개발된 Open T 모델을 사용하여 접촉지점 주변의 응력장을 계산하고 이를 인장파괴 및 균열 전파조건과 비교하여 상호작용의 형태를 결정한다. Fig. 2-12는 수평주응력 비 및 균열 접촉각도에 따른 실험결과를 Open T를 포함한 타 분석모델들과 비교하여 나타낸 것이다.

최대-최소 수평주응력 차가 매우 적은 경우에는 전파하는 파쇄균열이 자연균열을 교차하지 못한다. 최대-최소 수평주응력 차가 이보다 큰 경우에는 접촉각도에 영향을 받으며 접촉각도가 약 65° 이상인 경우에는 대부분 파쇄균열이 자연균열을 교차한다. 또한 제시된 Open T 모델은 실험결과와 유사한 결과를 보임을 알 수 있다.

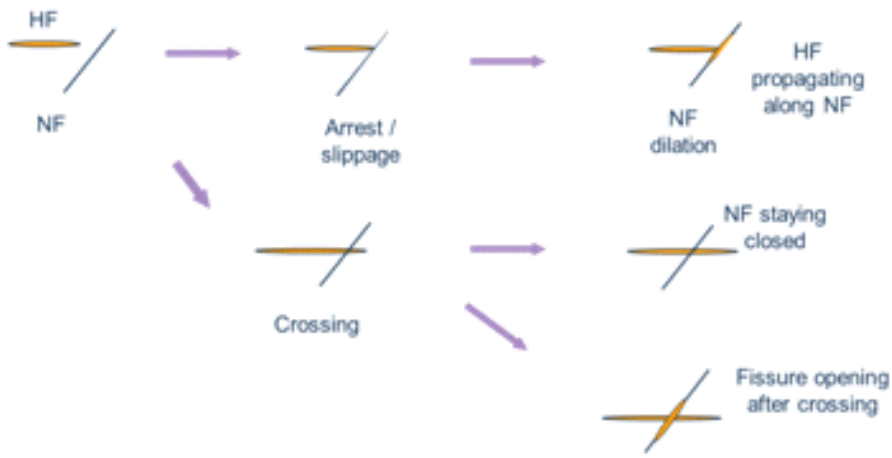


Figure 2-11 Schematic of hydraulic fracture & natural fracture interaction

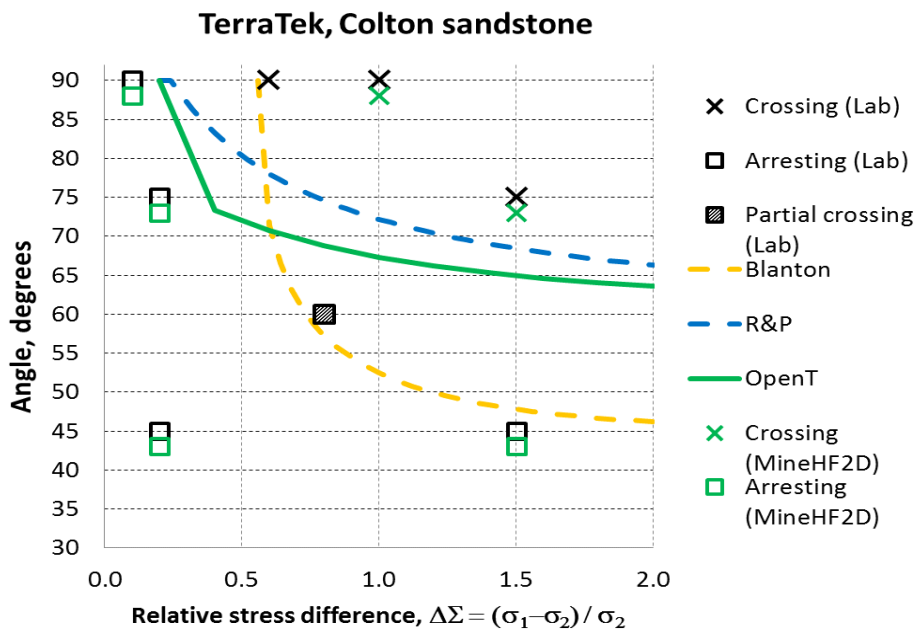


Figure 2-12 HF & NF interaction experiment results (Chuprakov et al., 2013)

(f) 응력간섭

인장파괴에 의해 생성된 파쇄균열은 균열내부의 net pressure에 비례하여 주변 암체에 수직응력을 가한다. 이러한 파쇄균열 주변에 증가된 응력분포를 응력간섭이라 한다. 만약 기 생성된 파쇄균열의 영향반경 내에서 이와 평행한 두 번째 균열을 생성시키면, 두 번째 균열에는 응력간섭에 의해 초기보다 더 높은 균열닫힘압력이 작용한다. 결론적으로 균열을 전파시키기 위해서 더 높은 유체압력이 필요하고 동일한 유체압력을 가지는 경우 초기보다 더 좁은 폭을 가지는 균열이 생성된다.

UFM모델에서는 이러한 응력간섭을 모사하기 위해 Crouch와 Starfield(1983)에 의해 제안된 2차원 displacement discontinuity method (2D DDM)를 사용하였다. 2D DDM에서는 균열을 세부요소로 나누고, 각 세부요소에 가해지는 수직, 전단응력은 타 요소들의 수직 및 전단변위의 합으로 표현된다.

$$\sigma_n^i = \sum_{j=1}^{N} A^{ij} C_{ns}^{ij} D_s^j + \sum_{j=1}^{N} A^{ij} C_{nn}^{ij} D_n^j \tag{2.30}$$

$$\sigma_s^i = \sum_{j=1}^{N} A^{ij} C_{ss}^{ij} D_s^j + \sum_{j=1}^{N} A^{ij} C_{sn}^{ij} D_n^j \tag{2.31}$$

여기서, σ_n과 σ_s는 수직 및 전단응력(psi), C^{ij}는 평면변형에 따른 탄성영향계수, A^{ij}는 3차원 보정계수, D_n과 D_s는 수직 및 전단변위를 각각 의미한다.

최근 수압파쇄작업의 경우 파쇄효율성을 높이기 위해, 동일 스테이지 내에 다수의 클러스터를 두고 진행하는 경우가 많다. 이러한 경우 스테이지 중간에 위치한 클러스터에서 응력간섭에 의해 균열전파 효율이 낮아진다. 이러한 경향은 클러스터의 간격이 짧을수록 두드러진다.

2.3 균열닫힘 현상

셰일 저류층은 초기에 매우 높은 생산량을 보이지만 생산이 진행됨에 따라 그 양이 급격히 감소된다. 이러한 현상의 주요원인 중 하나는 유효응력 증가에 따른 균열닫힘 때문이다. 유효응력 변화가 균열 유체투과율에 미치는 영향을 분석하기 위해 다양한 실험 및 시뮬레이션 연구들이 수행되었다.

(a) 유효응력과 균열 유체투과율간 상관관계

Chen 등(2015)은 균열 공극률(ϕ_f), 균열 분포변수(D_f), 균열 집중도 계수(I)를 활용하여 균열 유체투과율을 다음과 같이 제시하였다.

$$k = \frac{D_f I_{22}}{I_{32}^3} \frac{\phi_f^3}{12} \tag{2.32}$$

여기서, I_{22}는 단위 면적당 균열의 길이(ft/ft^2), I_{32}는 단위 부피당 균열의 넓이(ft^2/ft^3)를 각각 의미한다.

식 (2.32)를 유효응력에 대해 미분하고, 균열의 압축률 개념을 도입하여 정리하면 균열 유체투과율과 유효응력간의 관계는 식 (2.33)과 같이 나타난다.

$$k = k_0 e^{-3c_f(\sigma_e - \sigma_{e0})} \tag{2.33}$$

여기서, k_0는 초기 균열 유체투과율(md), σ_{e0}는 초기 유효응력(psi), c_f는 균열 압축률(psi^{-1})을 각각 의미한다.

(b) 저류층 압력과 균열 유체투과율간 상관관계

정확한 동적 시뮬레이션을 위해서는 유체유동뿐 아니라 시간에 따른 응력변화도 함께 모사해야 한다. 하지만 타임스텝별 계산량 및 계산시간 등을 고려하여 이러한 현상은 저류층 압력에 따른 상관관계로 표현된다 (Settari et al., 2005). 응력과 변형률간의 관계는 식 (2.34)와 같다.

$$\begin{aligned} \Delta\varepsilon_x &= \frac{1}{E}\left[\Delta\sigma_x - \nu\left(\Delta\sigma_y + \Delta\sigma_z\right)\right] \\ \Delta\varepsilon_y &= \frac{1}{E}\left[\Delta\sigma_y - \nu\left(\Delta\sigma_z + \Delta\sigma_x\right)\right] \\ \Delta\varepsilon_z &= \frac{1}{E}\left[\Delta\sigma_z - \nu\left(\Delta\sigma_x + \Delta\sigma_y\right)\right] \end{aligned} \tag{2.34}$$

여기서, $\Delta\sigma$는 응력의 변화율(psi), $\Delta\varepsilon$는 변형률의 변화율을 각각 의미한다.

Fig. 2-13과 같이 저류층의 단축변형을 가정하고($\Delta\varepsilon_x = \Delta\varepsilon_y = 0$), 생산과정 중에 수직응력은 일정하다고 하면($\Delta\sigma_v = 0$), 수평응력은 식 (2.35)와 같이 나타난다.

$$\Delta\sigma_x = \Delta\sigma_y = \frac{\nu}{1-\nu}\Delta\sigma_z = \frac{-\nu}{1-\nu}\alpha\left(p - p_0\right) \tag{2.35}$$

여기서, α는 Biot 상수를 의미한다.

균열 유체투과율이 평균 응력변화에 따라 변한다고 가정하는 경우 앞선 유효응력과 균열 유체투과율과의 관계식에서 각 방향별 응력변화를 평균 응력변화로 표현할 수 있고, 이를 저류층 압력으로 대체하여 식 (2.36)과 같이 나타낼 수 있다.

$$k = k_0 e^{-3c_f \Delta\sigma_m} = k_0 e^{3c_f \frac{1+\nu}{1-\nu}\alpha(p-p_0)} \tag{2.36}$$

여기서, $\Delta\sigma_m$은 평균 응력변화(psi)를 나타낸다.

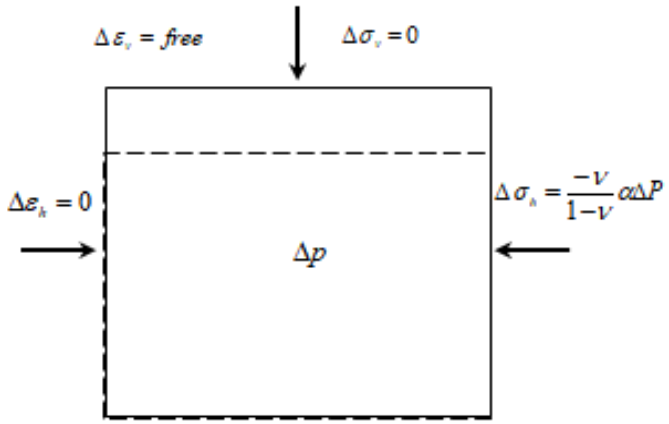


Figure 2-13 Uniaxial deformation
(Lee et al., 2016)

2.4 무차원 균열전도도

무차원 균열전도도 개념은 Prats(1961)에 의해 처음으로 제안되었으며, Agarwal 등(1979)은 무차원 균열전도도(F_{CD})를 식 (2.37)와 같이 정의하였다.

$$F_{CD} = \frac{k_f w}{k x_f} \tag{2.37}$$

무차원 균열전도도는 균열이 유정으로 유체를 이송하는 능력과 지층이 균열로 유체를 공급하는 능력의 비를 의미하며, 전통적인 파쇄작업 시에는 무차원 균열전도도가 10-30의 범위에서 최적값을 갖는다(Fig. 2-14).

지층 투과도가 낮은 셰일 및 치밀 저류층에서는 균열 반길이, 지층 투과도, 생산기간, 자연균열 분포 등에 따라 최적 무차원 균열전도도의 범위가 상이하게 나타난다(Gu et al., 2016). 본 연구에서는 실측자료와의 이력검증이 완료된 암석모델을 기반으로 최적 균열지지체 주입량을 평가하기 위해 무차원 균열전도도 개념을 활용하였다.

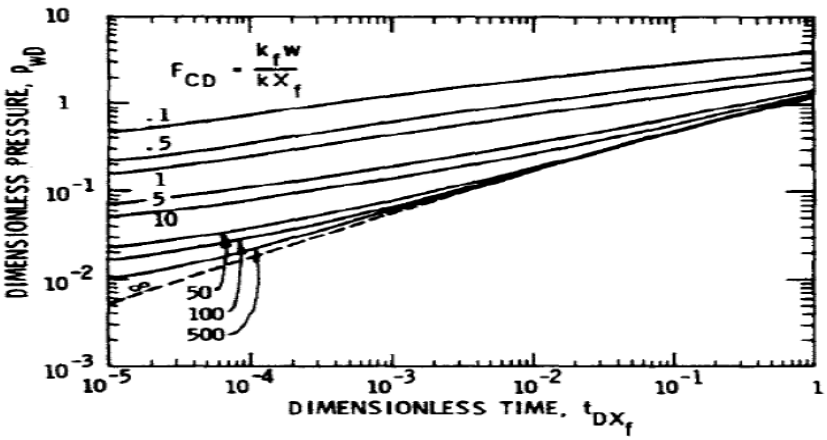


Figure 2-14 Dimensionless pressure drop vs. dimensionless time with different F_{CD} (Agarwal et al., 1979)

제 3 장 셰일 저류층 암석역학 특성화

3.1 대상광구 현황

본 연구는 Horn River 분지에 위치한 셰일가스 저류층을 대상으로 수행되었다. Horn River 분지는 캐나다 브리티시 콜롬비아 북동쪽에 위치하며(Fig. 3-1) 면적은 약 3백만-에이커에 달하고 부존량은 448 Tcf에 달한다(British Columbia Oil and Gas Commision, 2014).

Fig. 3-2는 Horn River 분지의 수직단면을 보여준다. 유기물이 풍부한 Muskwa, Otter Park, Evie 층을 주요 생산타겟으로 개발하고 있으며 북미 주요 셰일 저류층과의 특성을 비교한 결과는 아래 Table 3-1과 같다.

Table 3-1 Characteristics of north america shale gas play (Canada Energy Regulator, 2011)

Parameters	Horn River	Montney	Barnett	Marcellus	Haynesville
Depth(m)	1,800-3,000	1,000-3,500	2,000-2,600	2,500-3,000	3,000
Thickness(m)	50-350	300>	15-182	12-275	75
Porosity(%)	2-8	1-6	4-5	10	8-9
TOC(%)	1-8	1-7	4.5	3-12	0.5-4
Hydrocarbon type	Dry gas	Wet gas Dry gas	Wet gas Dry gas	Wet gas Dry gas	Wet gas Dry gas
Natural fracture	Yes	Yes	Yes	Yes	Yes

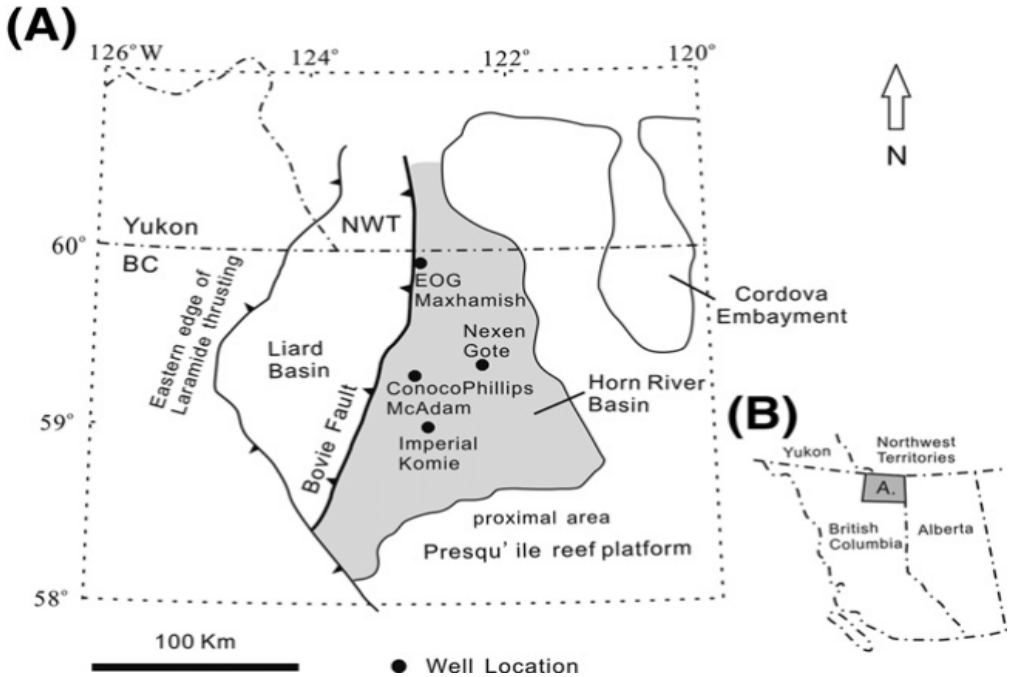


Figure 3-1 Map of Horn River Basin and adjacent areas
(A: Location of Horn River Basin, B: Map of Canada, Dong et al., 2017)

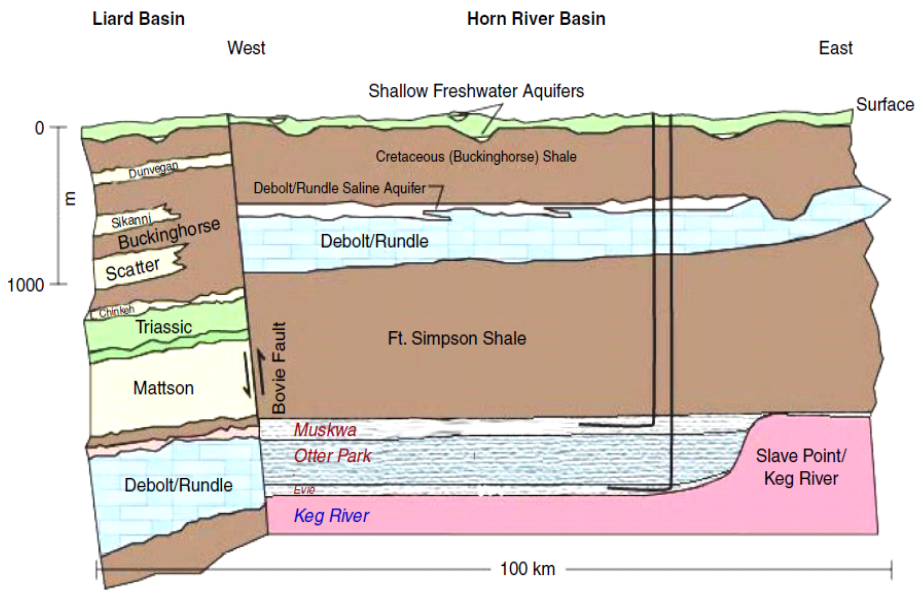


Figure 3-2 Stratigraphy schematic of the Horn River Basin
(BC Oil and Gas Commission, 2014)

3.2 암석물성 도출

셰일 및 치밀 저류층 개발을 위해서는 암체 내에 인장파괴 및 전단파괴를 통해 임의의 인공균열을 생성시켜야 한다. 따라서 이 같은 암체의 변형을 모사하기 위해서는 암석역학 모델링이 필수적이다. 암석물성은 주로 탄성파 속성, 물리검층, 물성시험, 주입시험 등에서 얻을 수 있다.

본 광구의 경우 코어시료를 활용한 물성시험이 수행되지 않았으므로 기본적으로 탄성파 속성 및 물리검층 자료에 기반한 동적물성을 활용하였다. 우선 수직적으로 높은 해상도를 갖는 시추공 자료와 수평적인 물성변화 정보를 담고 있는 탄성파 자료를 결합하여, 속도, P-임피던스, S-임피던스, 밀도에 대한 초기모델을 구축하였다.

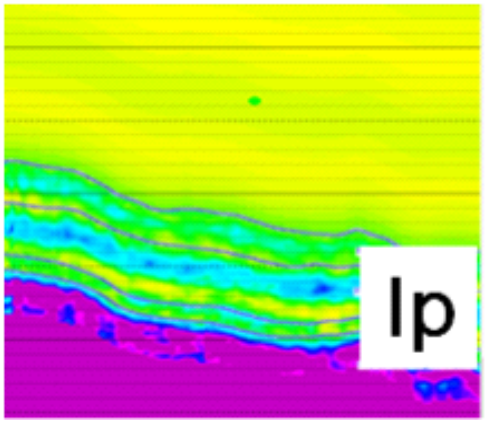
주요 변수조정(wavelet, number of wavelet, model extrapolation, pre-whitening, model smoothing 등)을 통해 시추공 위치에서 역산 값과 검층 값의 유사도를 높여 초기모델의 신뢰도를 향상시켰다. Fig. 3-3은 최종적으로 도출된 P-임피던스, S-임피던스, 밀도를 보여준다.

이를 활용하여 아래 식을 통해 포아송비와 영률을 각각 계산하였다. Fig. 3-4과 3-5는 앞선 탄성파 자료를 통해 계산된 대상광구의 동적 영률과 동적 포아송비 분포를 나타낸 것이다.

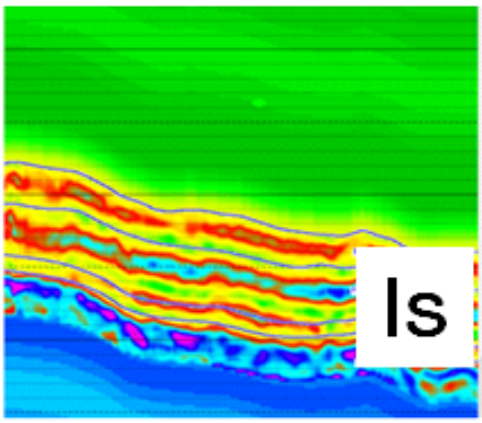
$$PR(\nu) = \frac{V_p^2 - 2V_s^2}{2\left(V_p^2 - V_s^2\right)} \tag{3.1}$$

$$YM(E) = \frac{\rho V_s^2\left(3V_p^2 - 4V_s^2\right)}{V_p^2 - V_s^2} \tag{3.2}$$

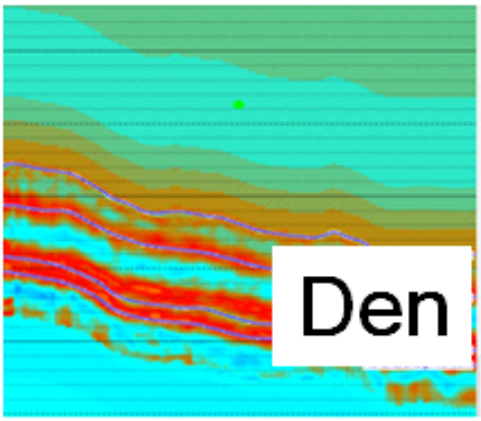
여기서, V_p와 V_s는 P파, S파의 속도(km/s), ρ는 지층의 밀도(g/cc)를 각각 의미한다.



(a) P-impedance



(b) S-impedance



(c) Density

Figure 3-3 Mechanical properties from seismic inversion

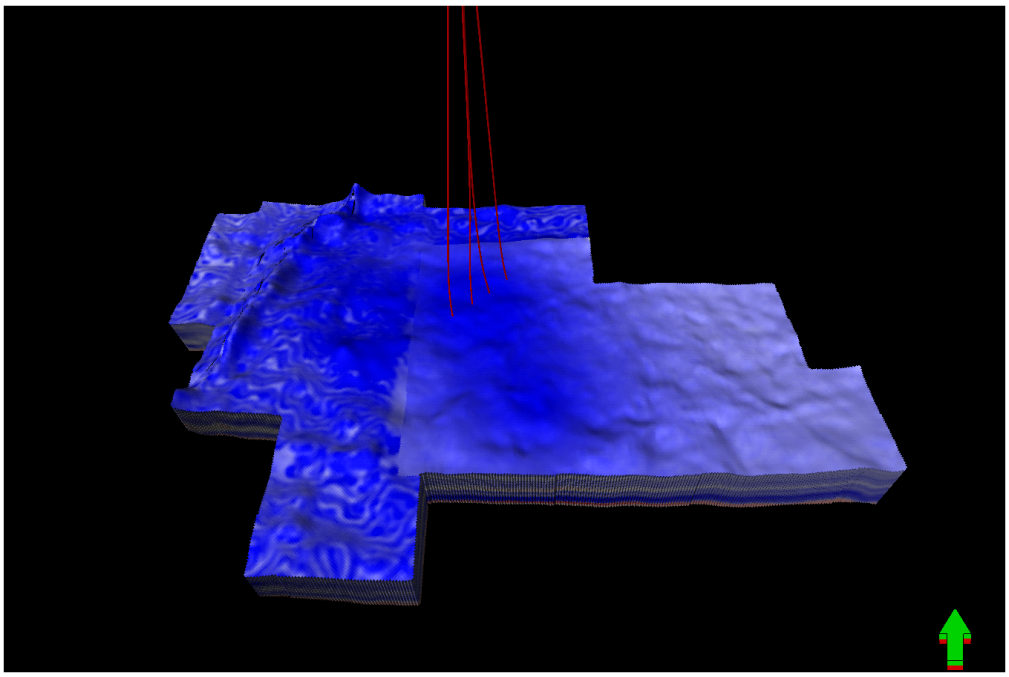


Figure 3-4 Distribution of Young's modulus

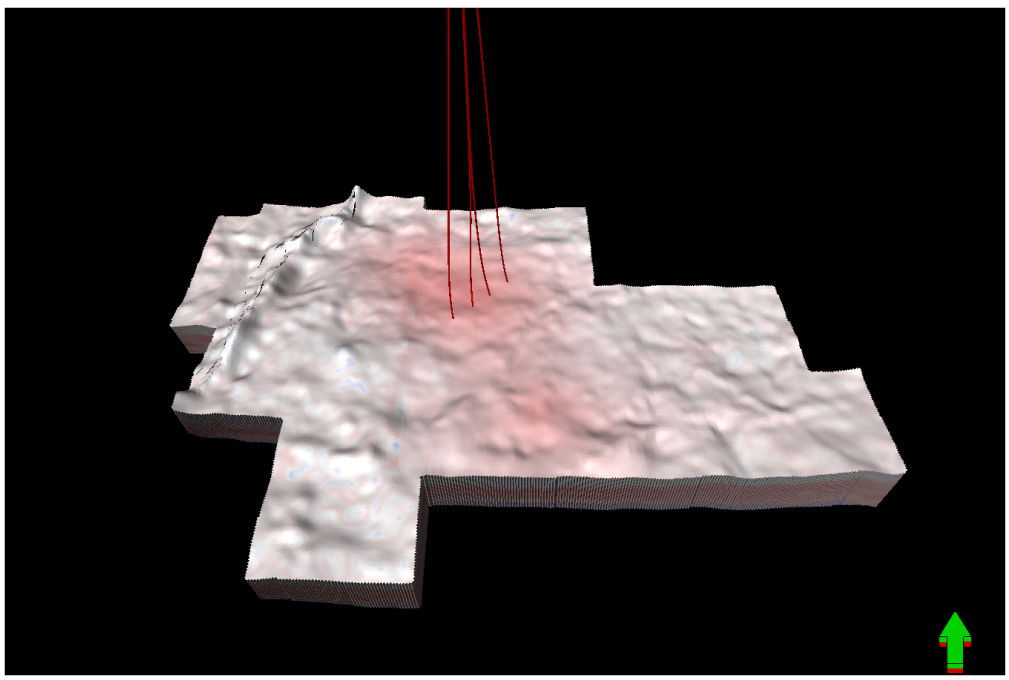


Figure 3-5 Distribution of Poisson's ratio

주입시험 결과해석을 통해 암석역학 모델에 필요한 추가적인 물성을 추출코자 하였다. 분석 대상이 된 유정의 Toe 부분에는 RDV(rupture disc valve)가 설치되어 있다. 따라서 주입시험을 위해서는 압력을 가해 RDV를 먼저 여는 것이 필요하며, 아래 Fig. 3-6의 압력양상에서 보면 단계적으로 압력이 올라가다가 특정시점에 RDV가 열리고 압력이 감퇴되는 것을 볼 수 있다. 따라서 주입시험 분석 시에는 RDV가 열리고 나서의 압력자료를 활용하여야 실제 지층물성을 정확히 모사할 수 있다.

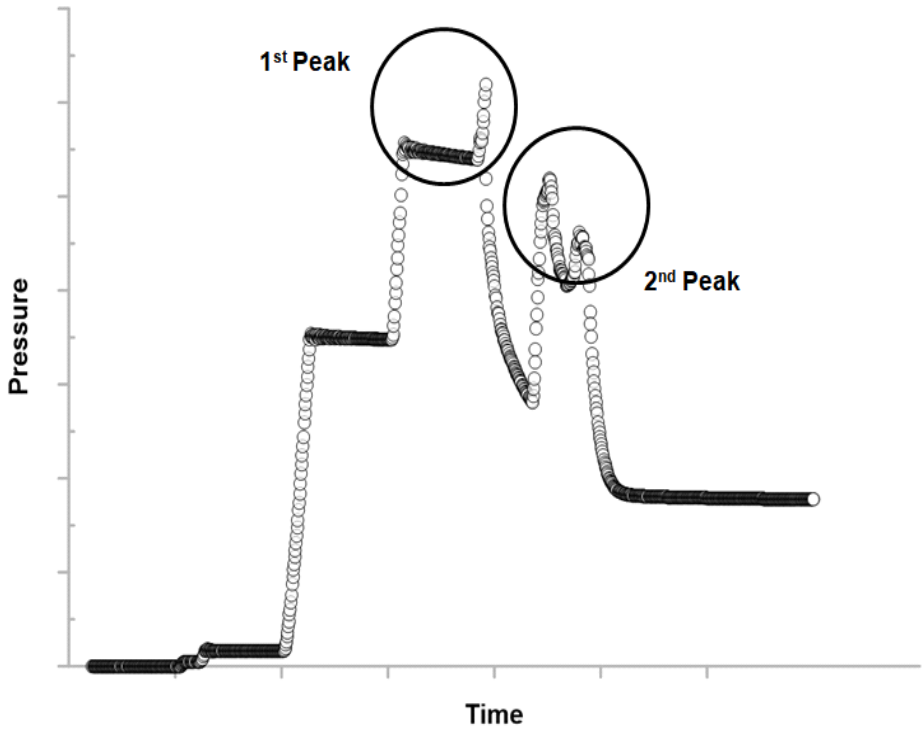
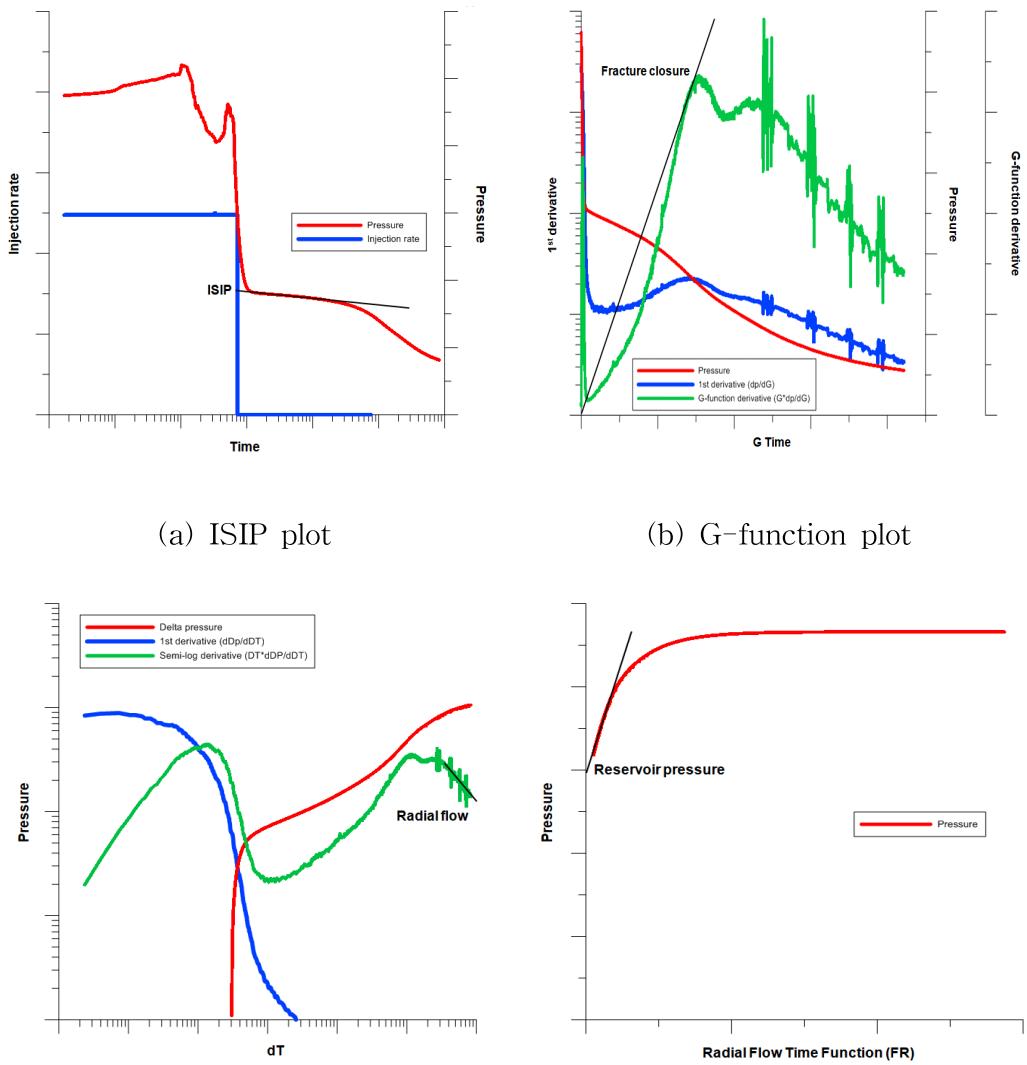


Figure 3-6 Recorded pressure data of the DFIT

각 유정별 주입시험에서 획득된 공저압력을 G함수, Log-Log, Radial plot에 도시하여 ISIP, 균열닫힘 압력, 초기 저류층 압력, 유체투과율, 누출계수를 각각 도출하였다. Fig. 3-7은 특정 유정에서 수행된 주입시험 결과를 각 plot에 도시한 것이다.



(a) ISIP plot (b) G-function plot

(c) Log-Log plot (d) Radial plot (After closure)

Figure 3-7 DFIT analysis procedures

Barree 등(2014)은 공저에서 추가적인 에너지(fracture storage, after flow 등)로 인해, G함수의 양상이 transverse fracture storage와 유사하게 나타나(G함수 그래프에서 아래로 볼록한 형상) 자연균열의 영향을 인지하지 못하는 것을 지적하였다. 따라서 추가적인 leakoff 분석을 통해 누출계수를 계산하여 양(+)의 값이 나오는지 확인하였다. 각 유정별 주입시험 분석 결과는 Table 3-2와 같으며 시험에 사용된 모든 유정에서 자연균열의 영향이 나타난다.

Table 3-2 DFIT analysis results

Parameters	Offset 1	Offset 2	Offset 3	Offset 4	Offset 5
ISIP(MPa)	45.07	51.35	48.56	53.38	49.91
Closure stress (MPa)	35.34	36.84	36.86	39.27	38.64
Reservoir pressure (MPa)	28.02	31.64	29.87	33.79	31.46
Net pressure (MPa)	5.35	6.78	5.58	6.62	4.73
Permeability (md)	3.7E-03	8.9E-03	5.2E-03	-	1.9E-03
PDL coefficient of leakoff ($1/kPa$)	2.3E-04	3.6E-04	1.5E-04	3.0E-04	3.2E-04

3.3 암석역학 모델 구성

암석역학 모델은 암석의 저류, 역학물성과 지층응력상태를 포함한 모델을 뜻한다 (Plumb et al., 2000). 이 때, 가용가능한 모든자료(코어, 검층, 시추, 시험, 탄성파 등)를 종합하여 모델을 구성한다.

유기물이 풍부한 셰일 저류층에서 밀도검층을 공극률 계산에 바로 사용하는 경우 실제보다 공극률을 과다 예측할 수 있다. 따라서 공극률은 Yu 등(2018)이 제안한 암체 공극률과 케로젠의 공극률을 분리 계산하여 합하는 방식으로 도출하였다. 암체 공극률은 케로젠을 보정한 밀도검층을 기반으로 산출하였으며, 케로젠 공극률은 Rock-eval 실험을 통해 도출된 케로젠 타입을 기반으로 수소지수, 생산지수 등을 활용하여 Peters 등(2005)의 상관식을 기반으로 계산하였다. 공극률 계산 절차는 Fig. 3-8과 같다.

암체 투과도는 코어 실험에서 얻어진 공극률과 투과도와의 선형회귀를 통해 산정하였으며 도출된 관계식을 암석역학 모델의 전체 격자에 적용하여 격자별 투과도를 산출하였다(Fig. 3-9).

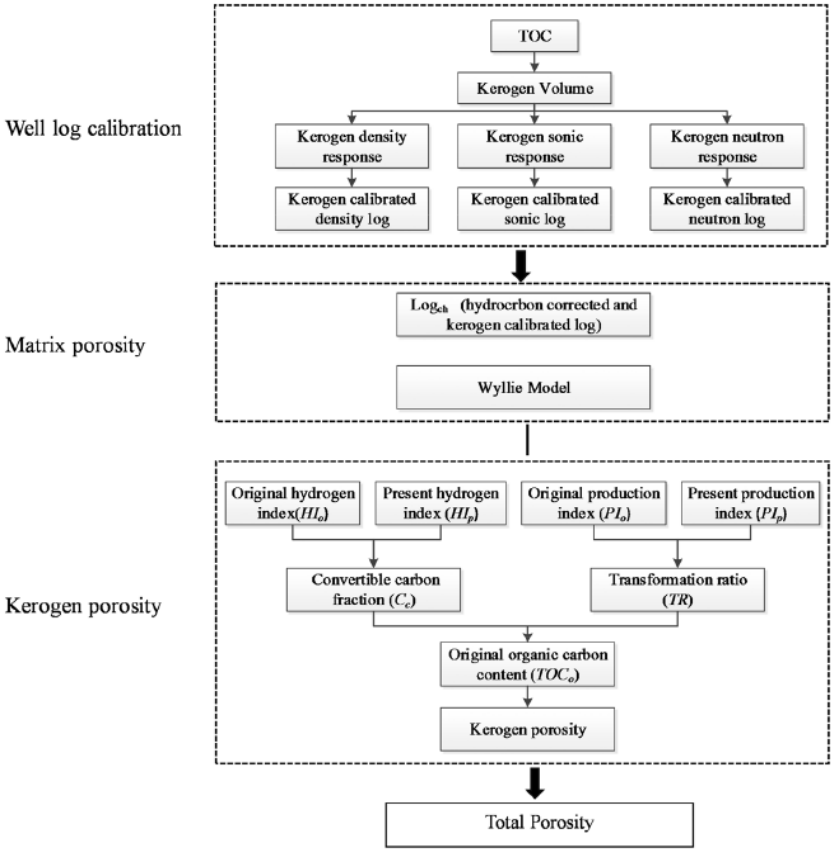


Figure 3-8 The workflow of porosity estimation in shale gas reservoir (Yu et al., 2018)

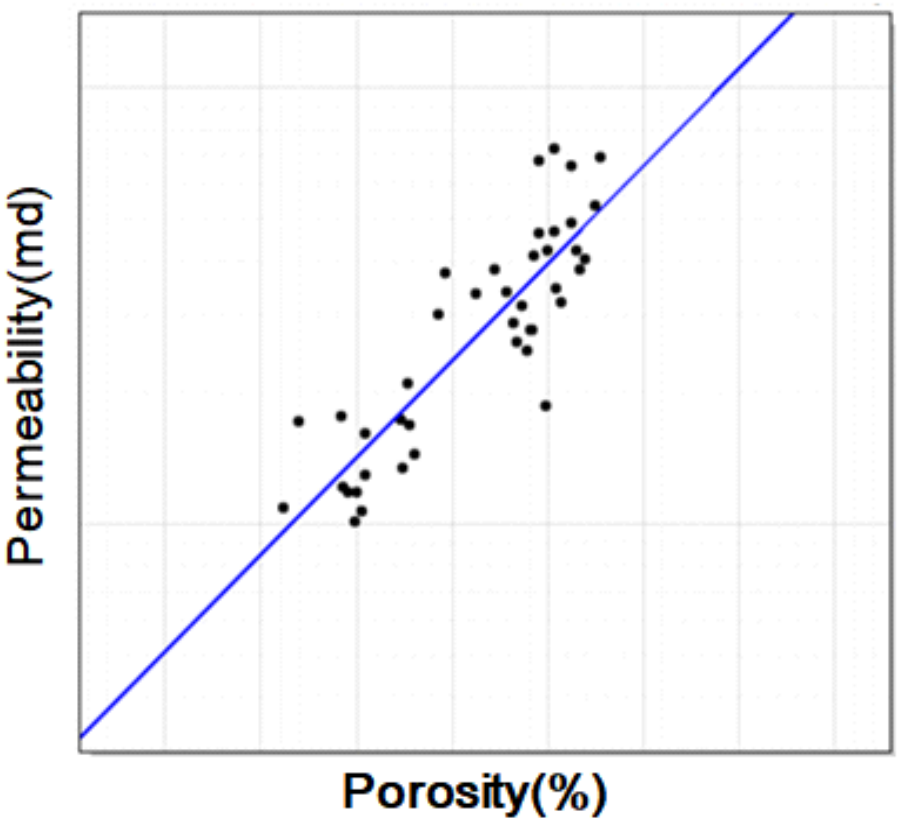


Figure 3-9 Permeability-porosity correlation (k-phi chart)

암석역학 모델링을 위해서는 암체의 역학적인 물성과 더불어 지층의 응력상태에 대한 모델링이 필요하다. 지층에 가해지는 압력은 크게 공극압과 각기 다른 방향을 갖는 수직 및 수평 주응력이 있다.

(a) 공극압

셰일과 같은 비전통자원에서의 공극압 예측은 전통자원에서와 상이하다. 전통자원에서 직접적으로 공극압을 측정할 수 있는 많은 방법들(예, DTS, Wireline testing tools, MDT 등)은 낮은 투과도 및 낮은 공극률로 인해 적용하기가 어렵다. 따라서 본 연구에서는 Table 3-2와 같이 주입시험에서 획득된 공극압력 구배의 평균값을 전체 광구에 적용하였다.

(b) 수직응력

수직응력은 지층 광역 응력분포의 세가지 요소 중 하나이며, 압축응력의 형태로 나타난다. 그 크기는 식 (3.3)과 같이 상부암체의 전체무게와 같다. 만약 대상지층이 해상에 위치하는 경우 수심에 해당하는 해수의 정수압을 고려하여 나타낼 수 있다.

$$\sigma_v = \int_0^{d_w} \rho_w \vec{g} dz + \int_0^{TVD} \rho_b(z) \vec{g} dz \tag{3.3}$$

여기서, d_w는 수심(m), ρ_w, ρ_b는 해수와 암체의 밀도(g/cc)를 각각 의미한다.

(c) 수평응력

수평응력은 크게 최대 및 최소 수평주응력으로 구분될 수 있으며, 각 응력의 크기와 그 차이에 따라 파쇄균열의 전파양상이 달라진다. Hubbert와 Willis(1957)는 탄성이론을 바탕으로 무결암과 흙에 대한 최소 수평주응력의 크기를 식 (3.4)와 같이 도출하였다. 이는 지층에 수직응력이 가해질 때, 수평변형이 제한됨에 따라 수평응력이 발생함을 의미한다.

$$\sigma_{h\min} = \frac{\nu}{1-\nu}(\sigma_v - \alpha p_r) + \alpha p_r + \sigma_t \tag{3.4}$$

여기서, $\sigma_{h\min}$은 최소 수평주응력(MPa), p_r은 저류층 압력(MPa), σ_t는 지구조 운동에 의한 지체응력(MPa)을 의미한다.

Fig. 3-10은 공극압과 수직응력, 포아송비를 이용하여 최소 수평주응력을 계산하고 그 값을 동일 위치에서의 주입시험 결과와 비교한 것이다. 식 (3.4)에 의해 계산된 결과가 주입시험 결과와 유사함을 알 수 있으며, 대상지역에서는 별도의 지체응력을 고려하지 않아도 됨을 의미한다. Fig. 3-11은 각 격자별로 계산된 대상광구의 최소 수평주응력 분포를 나타낸 것이다.

반면, 최대 수평주응력은 최소 수평주응력에 비해 그 크기를 추정하는 것이 난해하다. Khan 등(2012)은 대상 광구의 시추 시 발생하는 break out 정보 등을 분석하여, 최대 및 최소 수평주응력의 비가 최대 1.4에 달한다고 제시하였다. 특히 이러한 수평주응력의 차이는 균열전파 형상에 큰 영향을 미친다. 수평주응력간 차이가 커질수록 평판형 균열망이 생성되고, 수평주응력간 차이가 작아질수록 복합 균열망이 생성된다.

본 연구에서는 이러한 최대 및 최소 수평주응력의 비를 암석역학 모델의 불확실 인자로 가정하고(범위: 1.0-1.2) 균열전파 및 생산예측 과정에서 적절한 값을 도출하고자 하였다.

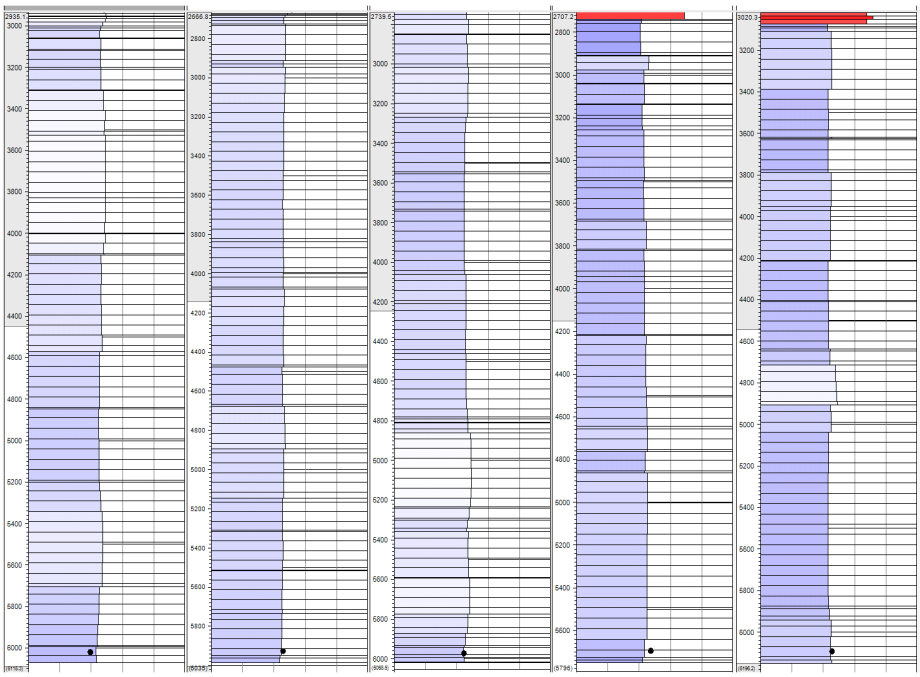


Figure 3-10 Verification of calculated closure stress and its distribution (black dot: DFIT results, color bar: calculated stress)

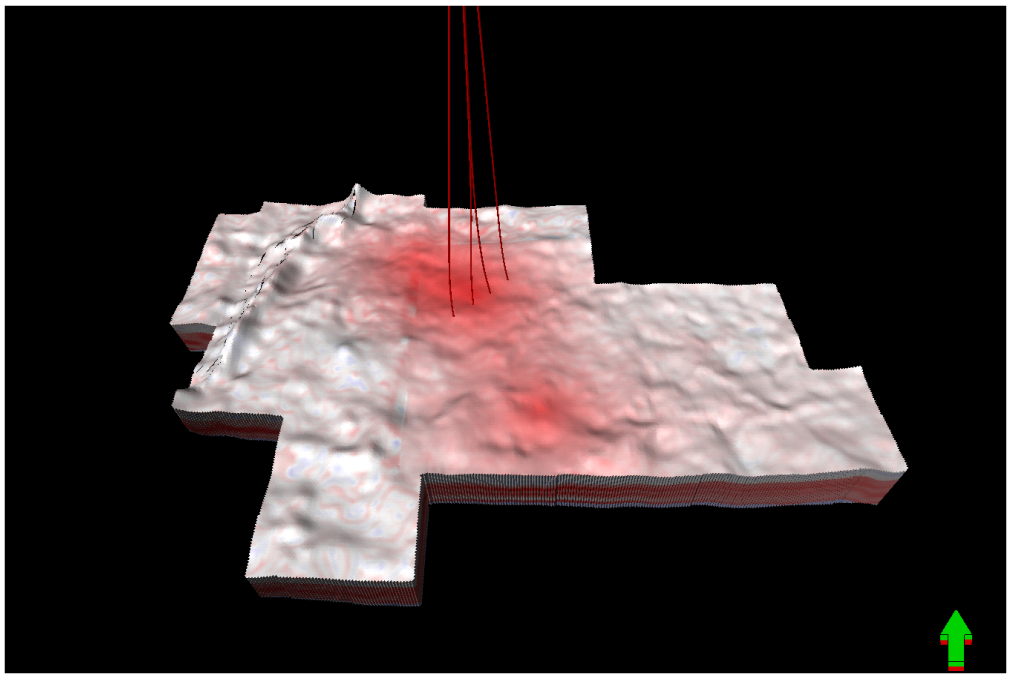


Figure 3-11 Distribution of minimum horizontal stress

(d) 수평응력 방향

수평응력의 방향은 시추공의 방향을 결정하는데 중요한 요소이다. 셰일과 같이 낮은 유체투과율을 갖는 지층에서는 수압파쇄를 통해 다수의 횡방향 균열을 생성시켜야 하며, 이를 위해서는 최소 수평주응력의 방향으로 수평정을 시추해야 한다.

수평응력의 방향은 시추공 내의 이미지 검층결과를 활용하거나 미소지진 자료를 통해 도출될 수 있다. Fig. 3-12는 대상광구에서 수압파쇄 작업 시 획득된 미소지진자료를 로즈다이어그램에 도시한 결과이다. 전반적으로 다양한 범위를 가지지만 주방향은 약 45° 임을 알 수 있다. 따라서 본 연구에서는 수평응력 방향을 단일 값으로 가정하고 각 격자별로 입력하였다.

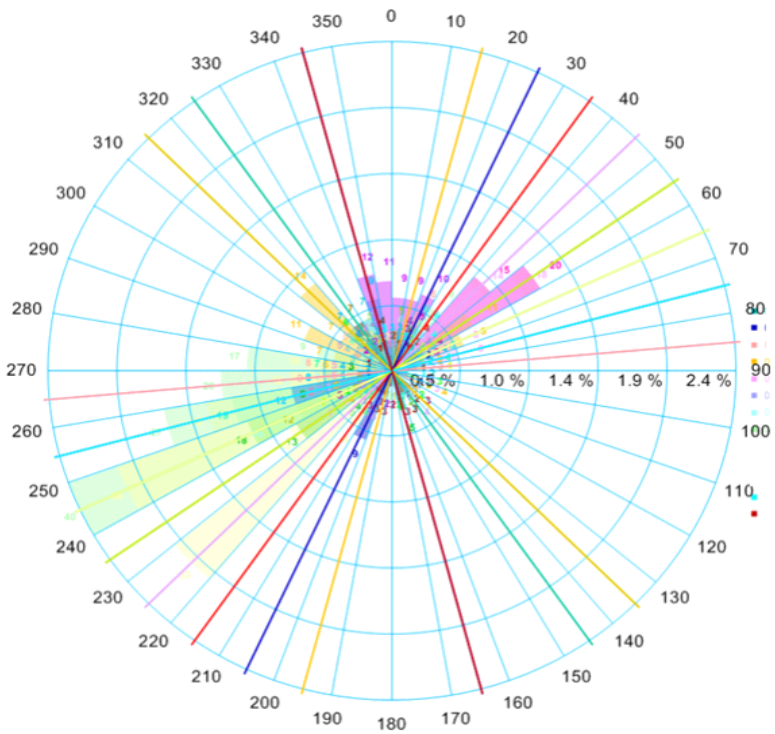


Figure 3-12 Microseismic data distribution for the target field

(e) 자연균열 분포

앞서 Table 3-1에서 볼 수 있듯이, 대부분의 셰일 저류층에는 자연균열이 존재한다. 자연균열이 존재하는 지층에서 수압파쇄 작업을 수행하면 파쇄균열과 자연균열의 상호작용에 의해 복합균열망이 생성된다.

이 때, 복합균열망의 형태 및 생산량에 영향을 미치는 인자로는 ①자연균열 길이와 ②자연균열 밀도, ③자연균열 방향 등이 있다. 일반적으로 자연균열의 분포특성은 이미지 검층 및 탄성파 속성자료 등을 통해 얻을 수 있으며, 이를 바탕으로 3차원 분리균열모델 형태로 구성된다.

자연균열의 크기 및 밀도는 자료의 스케일에 따라 매우 상이하며, 본 연구에서는 수압파쇄에 영향을 줄 수 있는 큰 규모의 자연균열을 고려하였다. Nejadi 등(2015)은 대상지역의 생산성 예측 과정에서 역산을 통해 자연균열 길이 평균을 $44.42m$, 간격 평균을 $110m$로 각각 제시하였다. 또한 Virues 등(2016)은 대상지역 분리균열모델 구축시 길이 평균을 20 m, 간격 평균을 $50m$로 설정하였다.

이를 바탕으로 본 연구에서는 평균길이 $10 \sim 50m$(표준편차 10%), 평균균열간격 $50 \sim 150m$(표준편차 10%)를 갖는 2차원 자연균열 분포를 추계학적으로 생성하였다. 여기서, 균열간격은 각 자연균열들 간의 평균 간격을 의미한다(Fig. 3-13). 자연균열 방향은 수압파쇄 작업 중 확보된 미소지진자료의 focal mechanism 분석을 통해 도출된 주향 40°, 109°를 사용하였다.

Fig. 3-14와 3-15는 평균길이 및 간격에 따라 생성된 자연균열 분포 모델을 각각 보여준다. 향후 단일유정 기반 균열전파 및 생산예측 결과를 통해 적정범위를 도출하고자 하였다.

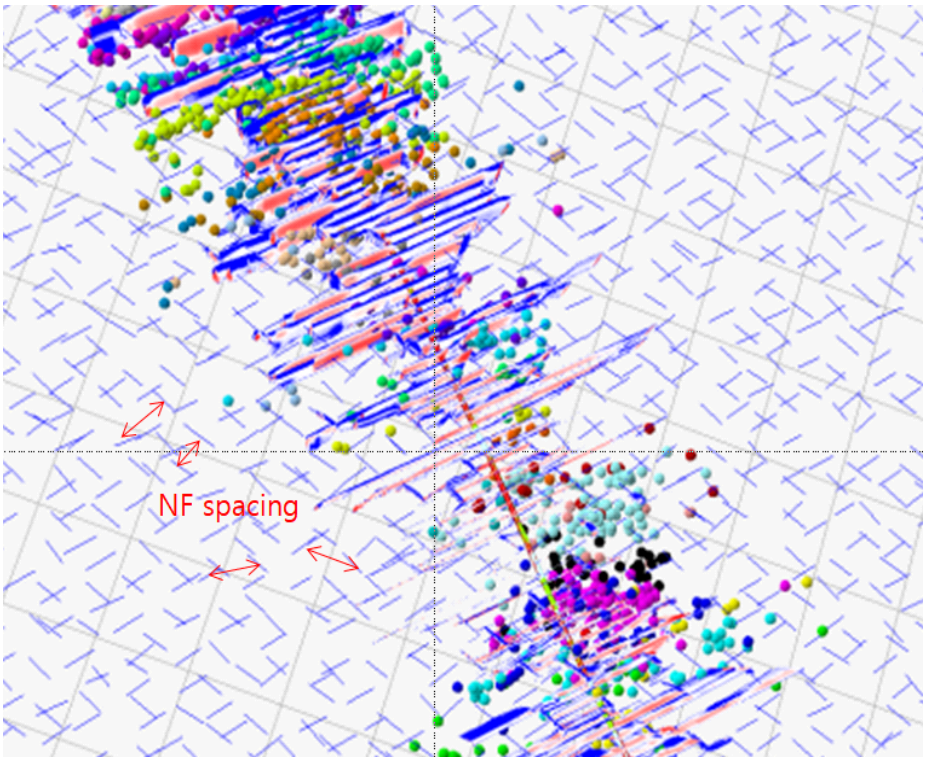
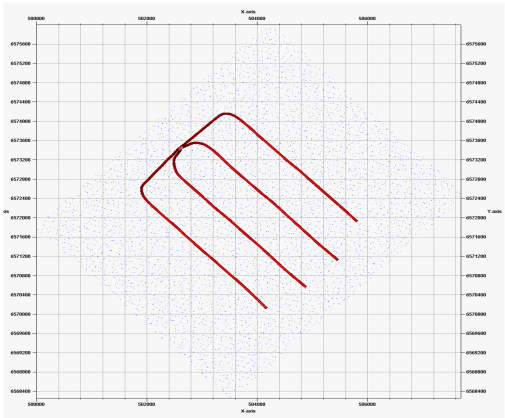
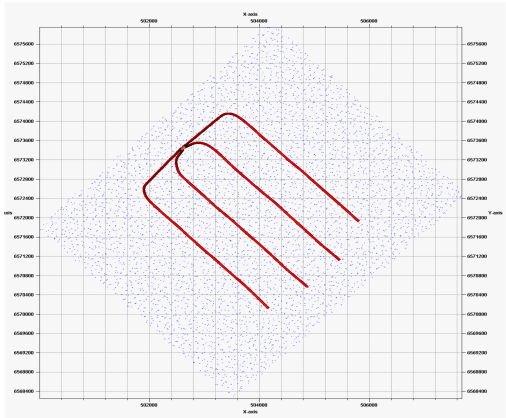


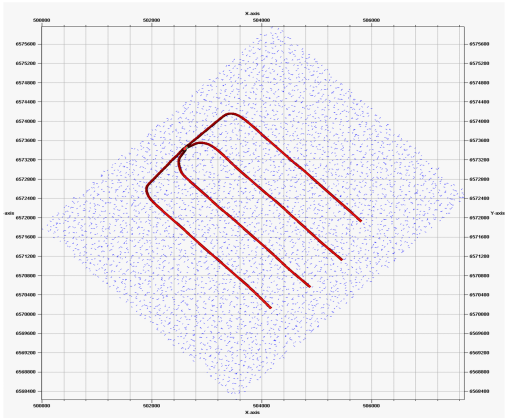
Figure 3-13 Natural fracture spacing concept



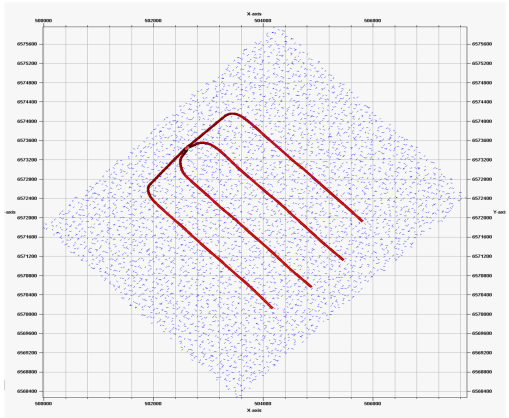
(a) $10m$



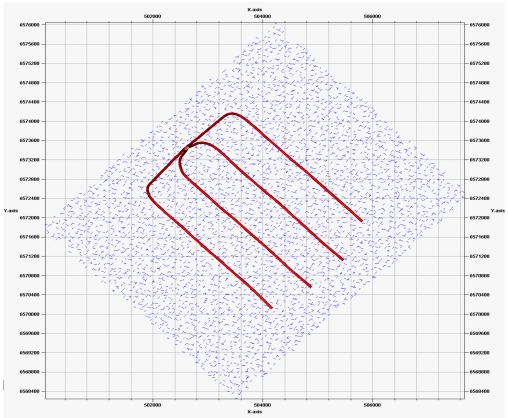
(b) $20m$



(c) $30m$

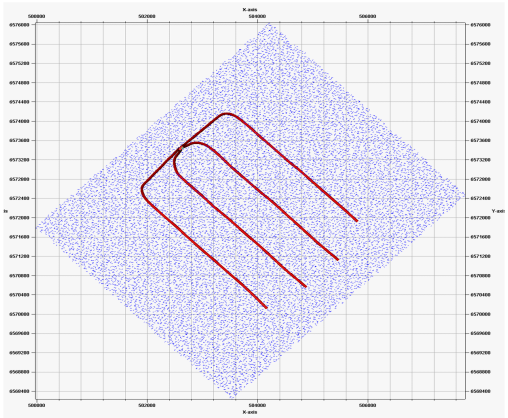


(d) $40m$

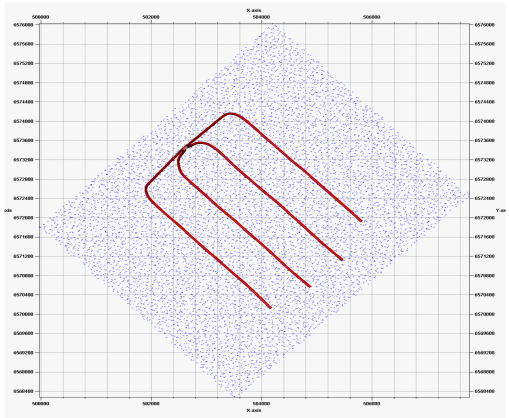


(e) $50m$

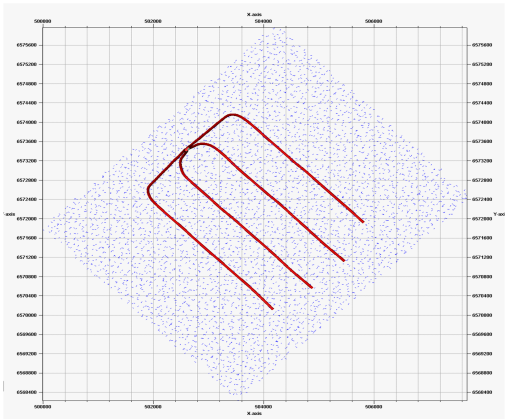
Figure 3-14 Different natural fracture length models
(red lines represent 4 wells in the pad)



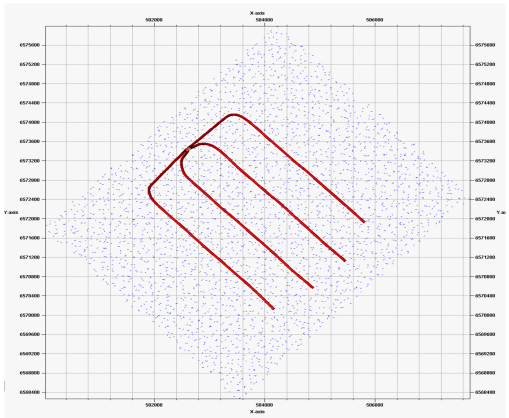
(a) $50m$



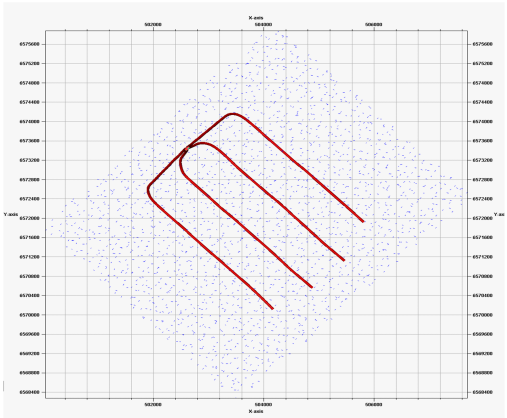
(b) $75m$



(c) $100m$



(d) $125m$



(e) $150m$

Figure 3-15 Different natural fracture spacing models (red lines represent 4 wells in the pad)

(f) 누출계수 배수

5개 유정의 주입시험 분석에서 도출된 PDL coefficient of leakoff는 모두 양(+)의 값을 가진다. 즉, 대상 저류층에서는 자연균열의 영향으로 압력이 증가함에 따라 지층으로 누출계수가 커지는 것을 알 수 있다. 따라서 균열전파 모사 시 이러한 영향을 고려해 주어야 한다. 이는 식 (3.5)와 같은 누출계수 배수(leakoff multiplier) 개념을 통해 표현될 수 있다.

$$C_p / C_o = e^{C_{dp} \triangle p} \tag{3.5}$$

여기서 C_p는 압력증가에 따라 변화된 누출계수($m/\sqrt{\min}$), C_o는 초기 누출계수($m/\sqrt{\min}$), C_{dp}는 PDL coefficient of leakoff($1/kPa$)를 의미한다.

주입시험에서 도출된 PDL coefficient of leakoff와 net pressure의 최소, 최댓값을 활용하여 누출계수 배수(C_p/C_o)의 범위를 2.38-7.65 사이로 도출하였으며 이를 불확실인자로 가정하고 5개의 범위로 나누어 균열전파 결과 및 생산예측 시 활용하였다.

Table 3-3은 구성된 암석역학 모델의 물성별 평균값과 불확실 변수에 대한 범위를 나타낸 것이다. 제시된 불확실 변수 외에도 다양한 인자들이 균열전파 및 생산예측에 영향을 미칠 수 있다. 본 연구에서는 균열전파에 직접적으로 영향을 미치는 암석물성을 중심으로 불확실 변수를 선정하였으며 이후 단일 유정기반 균열전파 및 생산예측 오차율을 기반으로 적정 범위를 산출하여 모델을 업데이트 하였다.

Table 3-3 Input parameters of the shale gas reservoir model

Parameters	Known value (average)	Uncertain value (range)
Matrix porosity(%)	3.56	-
Matrix permeability(md)	0.0004	-
Reservoir pressure(MPa)	31.18	-
Min. horizontal stress(MPa)	39.77	-
Max. horizontal stress direction	45°	-
Young's modulus(GPa)	36.54	-
Poisson's ratio	0.21	-
Natural fracture length(m)	-	10-50
Natural fracture spacing(m)	-	50-150
Leak off multiplier	-	2.38-7.65
Stress anisotropy	-	1.0-1.2

제 4 장 셰일 저류층 생산예측

3장에서는 가용 가능한 자료를 기반으로 대상 셰일 저류층에 대한 암석역학 모델을 구축하였다. 4장에서는 셰일 저류층 내 수압파쇄균열의 전파양상과 균열닫힘 현상 등을 통합적으로 고려한 생산예측 절차를 제시하고자 한다.

개별유정의 균열전파 및 생산예측 결과를 기반으로 불확실한 암석물성에 대한 보정을 실시하였다. 이 후 보정된 암석역학 모델을 기반으로 4개 수평정에 대한 균열 전파를 모사하고 그 결과를 패드 전체의 미소지진 결과와 비교하여 모델의 적정성을 검증하였다. 이후, 파쇄결과로 생성된 복합 균열망을 격자화 하여 생산예측을 수행하였다. 이 과정에서 균열닫힘 현상의 고려 유무에 따른 생산예측 영향을 평가하였으며 궁극적으로 예측 오차율을 기반으로 제안된 절차의 적정성을 검증하였다. 마지막으로 제안된 절차를 활용하여 기존 대비 가스생산량 증대를 가져올 수 있는 주입스케쥴 개선안을 제시하였다. Fig. 4-1은 일련의 절차를 도식화 하여 보여준다.

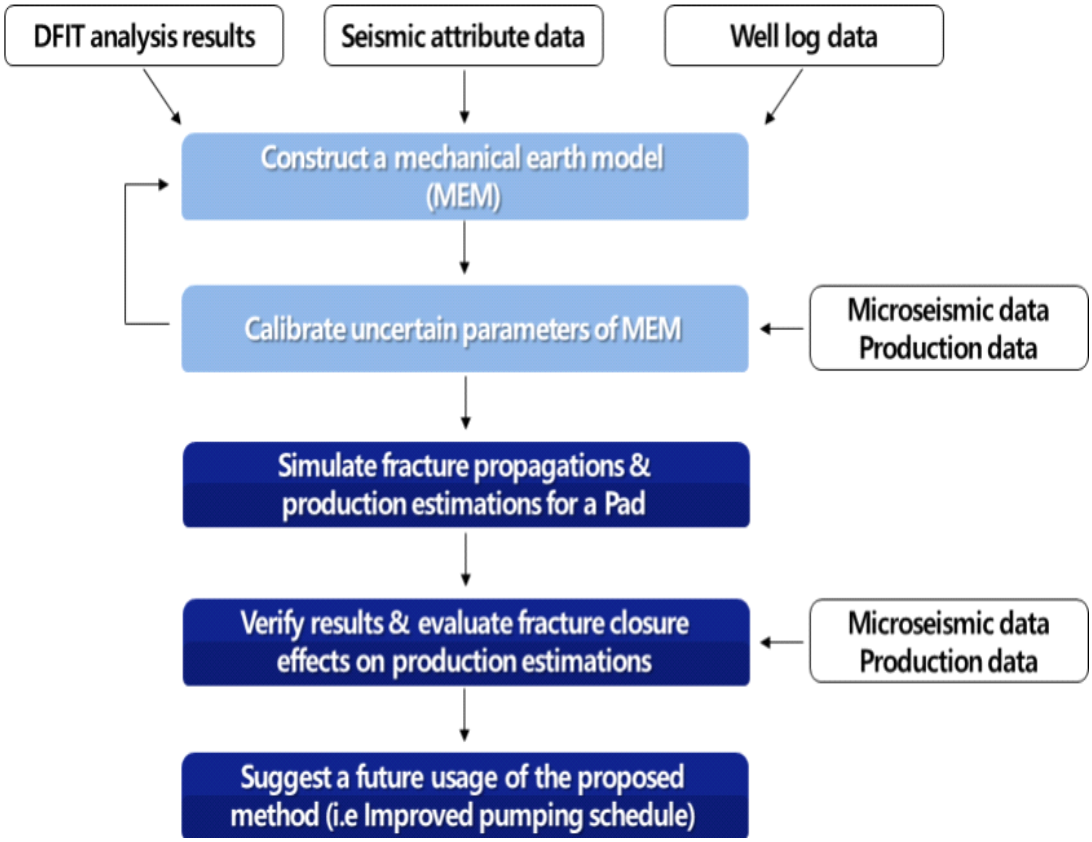


Figure 4-1 Steps of the proposed workflow

4.1 파쇄 시뮬레이션을 통한 균열전파 모사

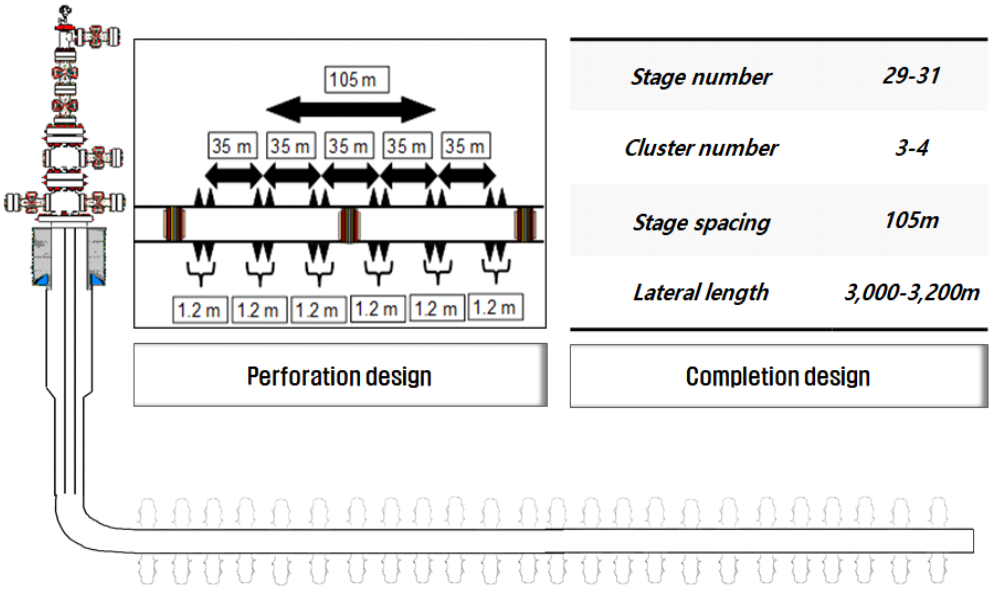
구축된 암석역학 모델을 바탕으로 수압파쇄가 이루어진 수평정의 완결정보 및 주입 스케쥴을 입력하고 수압파쇄 시뮬레이션을 수행하면 각 스테이지별 균열전파를 모사할 수 있다.

본 연구는 캐나다 현장광구의 4개 수평정을 대상으로 수행되었으며, Fig. 4-2는 대상 수평정 완결정보를 개략적으로 나타낸 것이다. 4개의 수평정은 약 3,000m 수준의 수평길이를 가지며 스테이지간 간격은 약 100m 이다. 총 스테이지 수는 유정별로 일부 상이하지만 30개 정도이며, 스테이지 내에는 3-4개의 파쇄 클러스터가 존재한다. 구간격리 기법으로는 plug-and-perf 방식이 적용되었다.

물을(slick water) 파쇄수로 사용하였으며, 균열지지체는 40/70 mesh의 모래와 100 mesh의 모래를 사용하였다. 주입유량은 14m^3/min로 설정하였고 균열지지체 없이 파쇄수만 주입하는 패드의 부피는 일반적인 수압파쇄 작업보다 낮은 약 5% 수준이다.

4개의 수평정에 대해 2가지 종류의 주입 스케쥴이 적용되었다. Table 4-1은 스테이지별로 5,500m^3의 파쇄수와 135ton의 균열지지체를 주입하는 스케쥴이고 Table 4-2는 스테이지별로 5,500m^3의 파쇄수와 270ton의 균열지지체를 주입하는 스케쥴이다.

본 연구에서는 이러한 주입스케쥴을 각 유정별로 적용하여, 파쇄균열의 전파를 모사하였다. Fig. 4-3은 단일유정에서 전체 스테이지에 대한 균열전파 시뮬레이션을 수행한 결과를 보여준다.



Stage number	*29-31*
Cluster number	*3-4*
Stage spacing	*105m*
Lateral length	*3,000-3,200m*

Figure 4-2 Completion design of a shale gas well

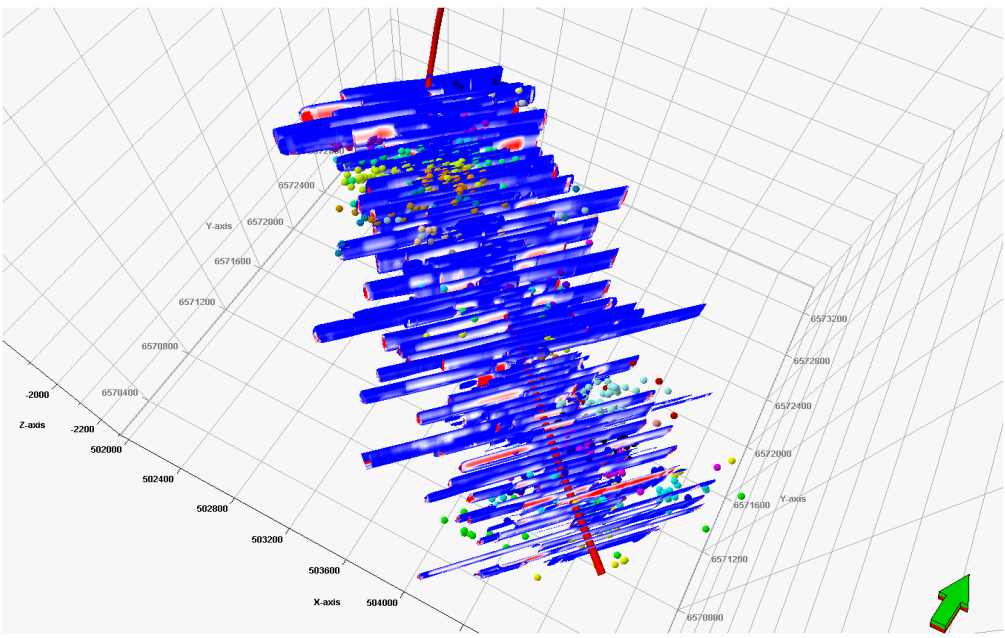


Figure 4-3 Example of fracture propagation results
(color dots: microseismic data, color patches: hydraulic fractures)

Table 4-1 Actual pumping schedule - Type Ⅰ

Injection rate (m^3/min)	Fluid volume (m^3)	Prop conc. (kg/m^3)	Prop type ($mesh$)
14	250	-	-
14	300	15	100
14	2199	25	100
14	50	35	100
14	50	55	100
14	50	75	100
14	2361	25	40/70
14	60	35	40/70
14	60	55	40/70
14	60	75	40/70
14	100	-	-

Table 4-2 Actual pumping schedule - Type Ⅱ

Injection rate (m^3/min)	Fluid volume (m^3)	Prop conc. (kg/m^3)	Prop type ($mesh$)
14	250	-	-
14	300	15	100
14	590	35	100
14	500	55	100
14	600	65	100
14	580	75	100
14	860	35	40/70
14	750	55	40/70
14	750	65	40/70
14	200	75	40/70
14	100	-	-

4.2 생산예측을 위한 격자화

균열전파 결과를 기반으로 생산예측을 수행하기 위해서는 동적 시뮬레이션에 활용 가능한 형태로 격자화가 필요하다. Fig. 4-4는 수압파쇄 시뮬레이션 결과를 비정형 격자(unstructured grid)로 격자화한 결과를 나타내고 있다. 비정형 격자는 형성된 균열 네트워크의 형상을 최대한 보존하기 위해 기존의 사각격자 뿐 아니라 다양한 모양을 가진다. 특히 균열 및 그 주변부는 매우 작은 격자로 구성되어 균열 내부 및 지층에서 균열로의 유동을 정확하게 모사하는 장점이 있다.

반면, 격자수가 많아져 연산시간이 길어지는 단점이 있어 최소 격자크기를 제한할 필요가 있다. 본 연구에서는 최소 격자의 폭을 $1m$로 제한하여 격자화 하였다.

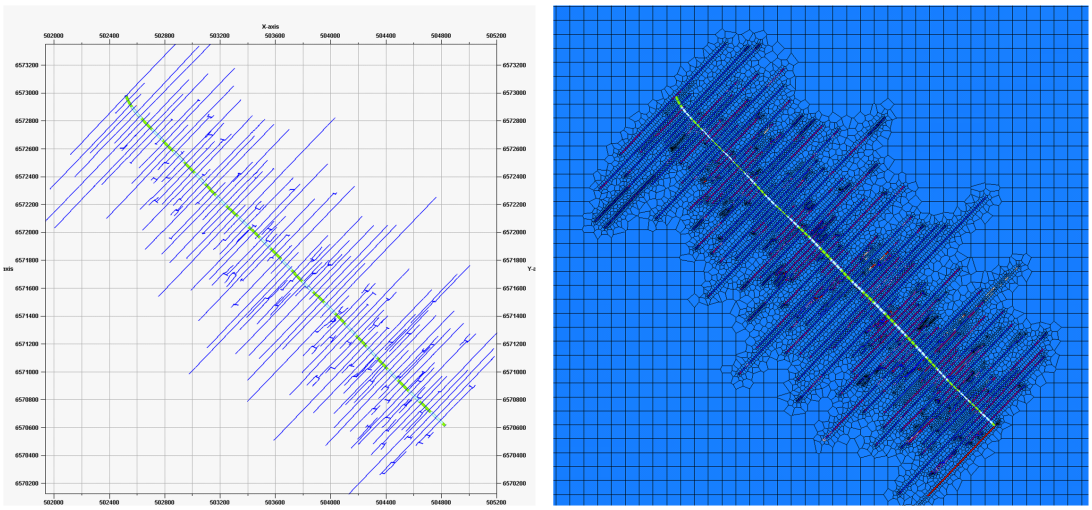


Figure 4-4 Fracture simulation results(left) and unstructured grid(right)

4.3 암석역학 모델 보정

균열의 전파특성을 고려한 생산예측을 위해서는 신뢰성 있는 암석역학 모델이 필수적이다. 앞서 언급한 모델 내 불확실변수들은 파쇄형상 및 생산예측에 영향을 미친다. 따라서 주어진 범위에서 이러한 변수들의 영향을 분석하고 실제와 유사한 파쇄균열형상 및 생산추이를 보이는 조합을 도출하여 암석역학 모델을 업데이트 하고자 하였다.

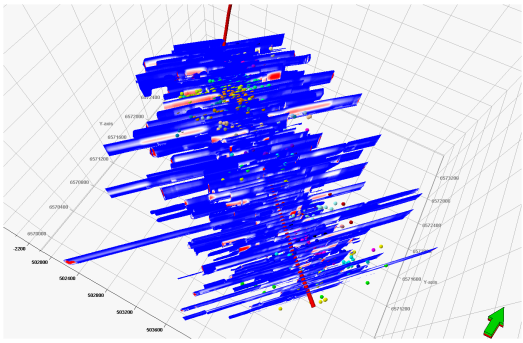
이러한 보정작업은 단일유정을 기반으로 수행되었으며 상세절차는 다음과 같다. ① 각 불확실 변수들의 최소-최대 범위 내에서 균등하게 5개의 케이스를 구축하고 ② 균열전파 및 생산예측을 수행한 뒤 ③ 균열형상 및 생산추이가 유사한 케이스를 선별하였다. ④ 각 변수별로 선별된 케이스들을 조합하여 최종적으로 암석역학 모델을 업데이트 하기 위한 불확실변수 조합을 도출하였다.

4.3.1 누출계수

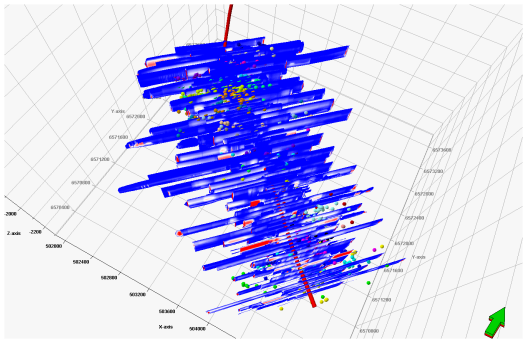
Fig. 4-5는 누출계수 배수의 범위에 따른 파쇄 시뮬레이션 결과를 나타내고 있다. 여기서 파란색 패치는 각각의 파쇄균열을 나타내고 다양한 색의 도트는 실제 현장에서 측정된 스테이지 별 미소지진 자료를 보여주고 있다.

누출계수가 커질수록 주입된 파쇄수가 균열을 생성하는 대신 지층으로 누출되어 결과적으로 파쇄균열의 길이가 짧아진다. 균열형상의 측면에서 Case 3, 4가 미소지진 자료와 가장 유사한 것을 알 수 있다.

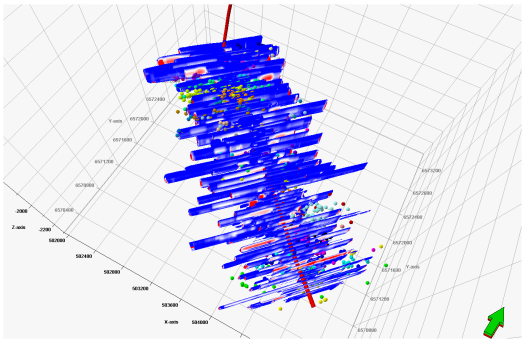
Fig. 4-6은 수행된 파쇄 시뮬레이션 결과를 바탕으로 동적 시뮬레이션 모델을 구성하여, 약 7년간의 생산예측을 수행한 결과이다. 이 때, 운영조건은 실제 해당 유정에서의 정두압력 조건을 그대로 적용하였으며 측정된 가스생산량을 함께 도시하였다. 누출계수 배수에 따라 가스생산량은 선형적으로 변화하며 균열형상과 마찬가지로 Case 3, 4가 실제 생산량과 가장 유사한 결과를 보인다.



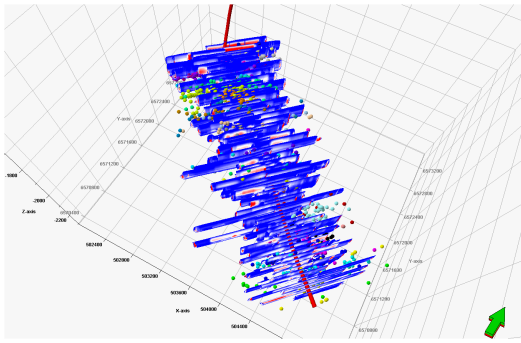
(a) Case 1 ($C_p/C_o = 2.38$)



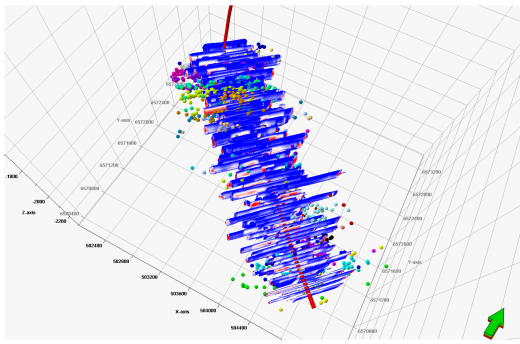
(b) Case 2 ($C_p/C_o = 3.7$)



(c) Case 3 ($C_p/C_o = 5.02$)



(d) Case 4 ($C_p/C_o = 6.33$)



(a) Case 5 ($C_p/C_o = 7.65$)

Figure 4-5 Fracture simulation results of leakoff multiplier cases (where C_o represents initial leakoff and C_p represents modified leakoff)

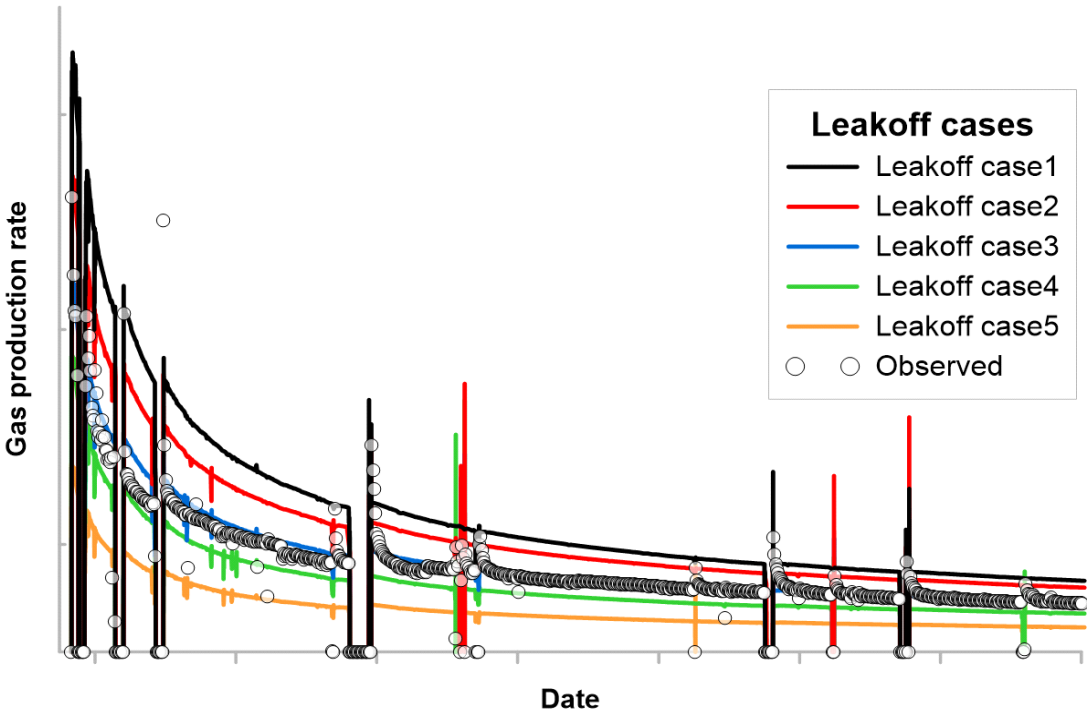


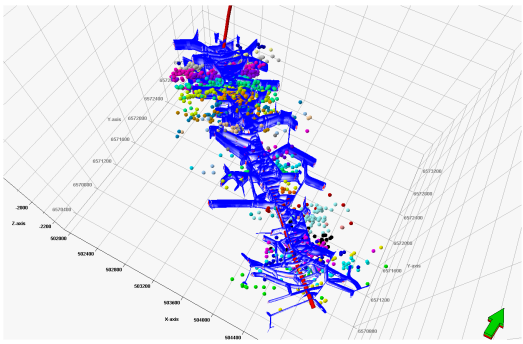
Figure 4-6 Reservoir simulation results of different leakoff multiplier cases

4.3.2 수평응력 이방성

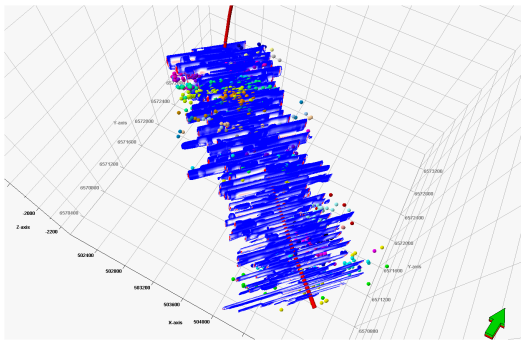
수평응력 이방성은 최대 및 최소 수평주응력의 차이를 의미한다. 본 연구에서는 이러한 이방성을 두 수평주응력의 비로 표현하였다. Fig. 4-7과 같이 Case 1은 두 수평주응력의 크기가 동일한 경우로 균열이 단일방향으로 전파되지 않고 임의의 방향으로 전파되어 복잡한 형상의 균열망이 형성된다.

이방성이 존재하는 경우 평판형 균열망이 형성되고 파쇄균열은 최대 수평주응력의 방향에 따라 전파된다. 또한 그 크기가 커질수록 자연균열과의 상호작용이 줄어들며, 좁은 균열 폭을 가지면서 균열 반길이가 긴 형태의 균열망이 생성된다. 균열형상의 측면에서 Case 2와 Case 3이 미소지진 자료와 유사한 것을 알 수 있다.

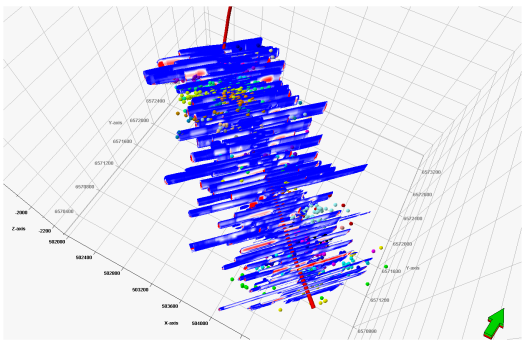
Fig. 4-8은 각각의 수평응력 이방성 조건에서 약 7년간의 생산예측을 수행한 결과이다. 수평응력 이방성은 누출계수 배수와는 달리 가스생산량과 선형적인 관계를 보이지는 않는다. 이방성의 크기가 10% 미만인 경우 실제 생산량보다 현저히 낮은 생산량을 보이고 10% 이상에서는 이방성이 클수록 생산량이 증가하지만 그 정도가 미미하다. 따라서 균열형상과 생산량을 함께 고려 시, 수평응력 이방성은 약 10% 수준(Case 3)이 적정함을 알 수 있다.



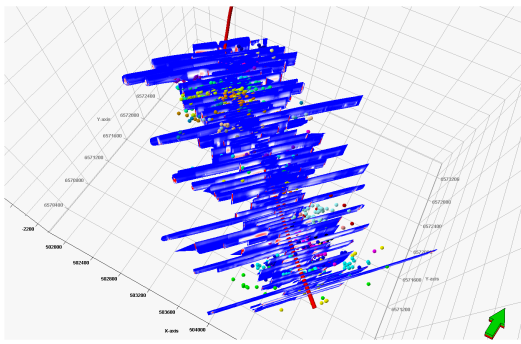
(a) Case 1 ($\sigma_H/\sigma_h = 1.0$)



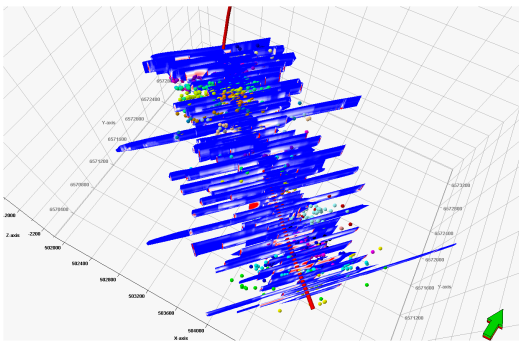
(b) Case 2 ($\sigma_H/\sigma_h = 1.05$)



(c) Case 3 ($\sigma_H/\sigma_h = 1.1$)



(d) Case 4 ($\sigma_H/\sigma_h = 1.15$)



(a) Case 5 ($\sigma_H/\sigma_h = 1.2$)

Figure 4-7 Fracture simulation results of different stress anisotropies

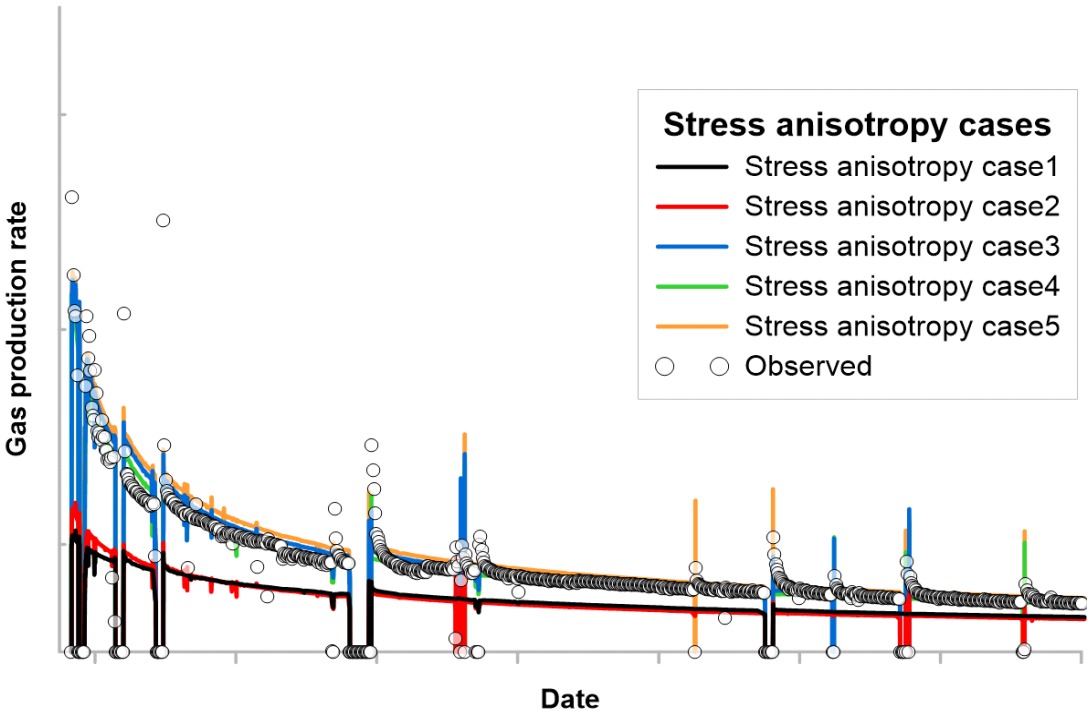


Figure 4-8 Reservoir simulation results of different stress anisotropies

4.3.3 자연균열 길이

Zee ma와 Holditch(2015)는 자연균열 길이에 따른 파쇄균열 형상을 분석하였다. 최대 수평주응력과 수직한 방향으로 자연균열이 위치한다고 가정하고, 50, 100, 200, 400ft의 길이를 갖는 자연균열망 내에서 파쇄시뮬레이션을 각각 수행하였다. Fig. 4-9에서 볼 수 있듯이 자연균열의 길이가 짧을수록 최대 수평주응력 방향으로 균열이 주로 전파되고, 길이가 길어질수록 자연균열과 파쇄균열간 상호작용에 의해 최대 수평주응력 방향으로의 균열전파가 제한된다. 즉, 자연균열 길이가 길수록 균열전파가 최대 및 최소 수평주응력 방향으로 동시에 이루어지므로 파쇄부피가 커져 궁극적으로 생산량이 증가하게 된다.

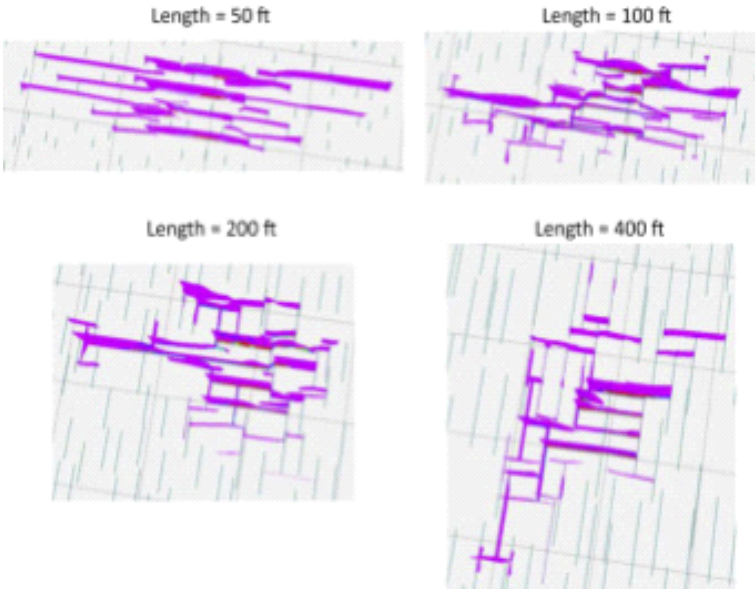
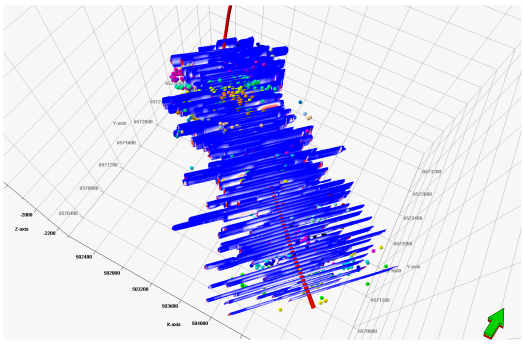


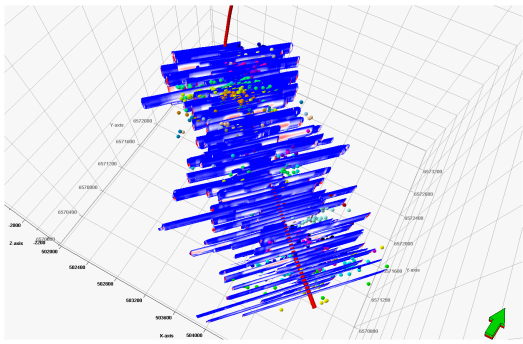
Figure 4-9 Final extension of stimulated hydraulic fracture network on the length of natural fractures (Zee ma and Holditch, 2015)

이러한 특성은 Fig. 4-10에서도 동일하게 나타난다. 자연균열의 길이가 증가함에 따라 파쇄균열의 반길이가 점차 줄어드는 것을 확인할 수 있다. 다만 본 연구에서는 자연균열의 방향이 최대 수평주응력과 완전히 수직한 방향은 아니므로 그 영향이 크지는 않다. 균열형상의 측면에서 Case 3, 4, 5 모두 미소지진 자료와 유사하게 나타난다.

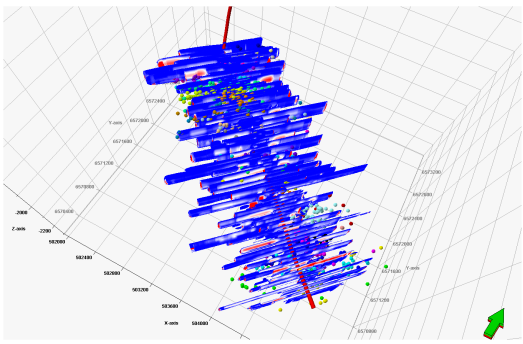
Fig. 4-11은 각각의 자연균열 길이 조건에서 생산예측을 수행한 결과이다. 자연균열 길이가 매우 작은 경우($10m$)를 제외하고는 대부분 실제 생산량과 유사한 결과를 보이며, 자연균열 길이가 증가함에 따라 생산량도 선형적으로 증가하였다. 따라서 자연균열 길이는 Case 3, 4, 5를 적정 범위로 판단하였다.



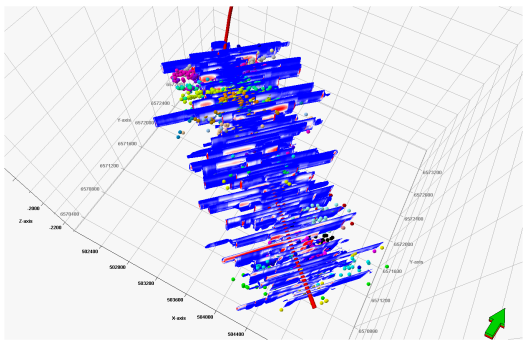
(a) Case 1 (10m)



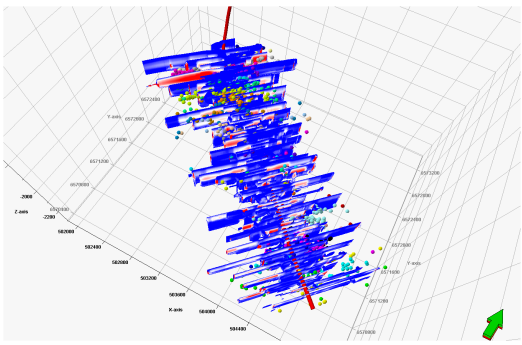
(b) Case 2 (20m)



(c) Case 3 (30m)



(d) Case 4 (40m)



(a) Case 5 (50m)

Figure 4-10 Fracture simulation results of different natural fracture lengths

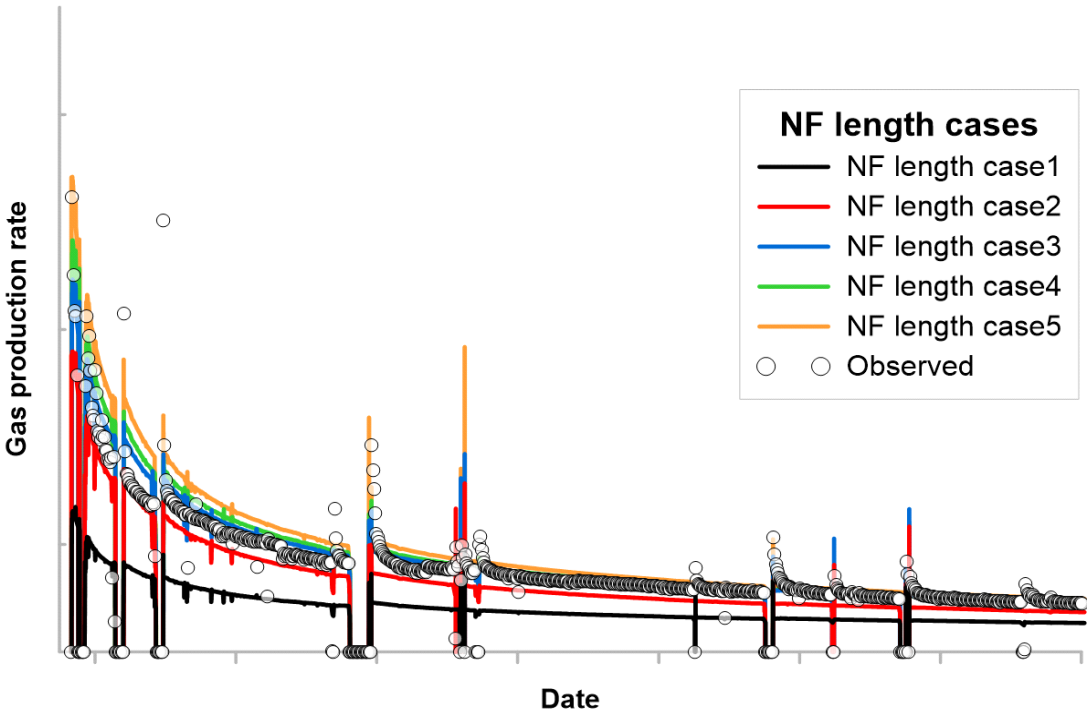


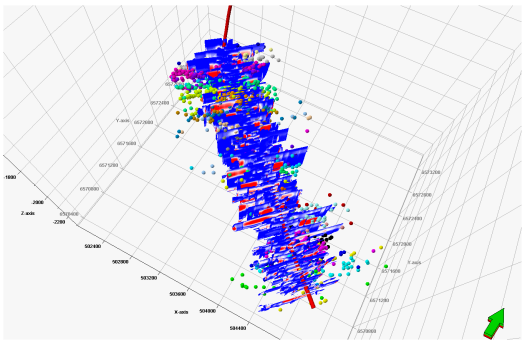
Figure 4-11 Reservoir simulation results of different natural fracture lengths

4.3.4 자연균열 밀도

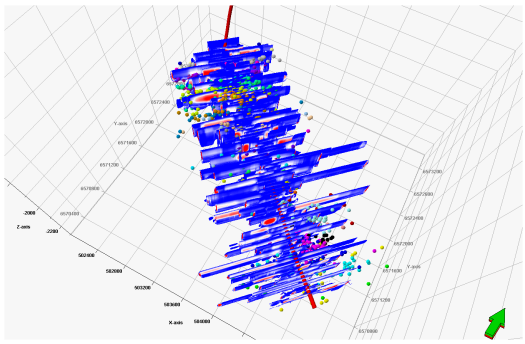
자연균열의 밀도는 대상영역에 위치한 균열의 상대적인 양을 나타내며 일반적으로 선, 면, 부피에 대한 균열의 양으로 정의한다. 본 연구에서는 이러한 자연균열 밀도를 자연균열 간격의 개념으로 나타내었다. 이는 주어진 면적 내에 특정길이를 갖는 자연균열이 얼마나 많이 부존하느냐를 나타내는 개념으로 간격이 좁을수록 더 많은 자연균열이 존재함을 의미한다.

Fig. 4-12에서 볼 수 있듯이 자연균열의 간격이 커질수록 자연균열과 파쇄균열간 상호작용이 줄어들고 균열 반길이가 긴 균열망이 생성된다. 이 때, Case 3, 4가 미소지진 자료와의 유사한 형상을 보인다.

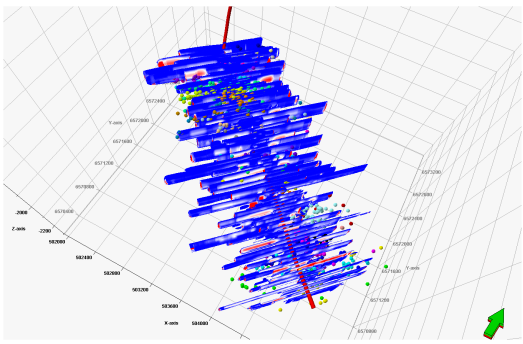
생산측면에서는 자연균열 간격이 좁을수록 파쇄균열과의 상호작용이 많아져 생산량이 높게 나타나고, 특히 자연균열 간격이 $75m$에서 가장 높은 가스생산량을 보인다. 자연균열 간격이 $75m$ 이하에서는 과도한 상호작용에 의해 균열 반길이가 감소하므로 오히려 가스생산량이 감소하는 것을 볼 수 있다(Fig. 4-13). 이를 바탕으로 Case 3, 4를 적정범위로 산정하였다.



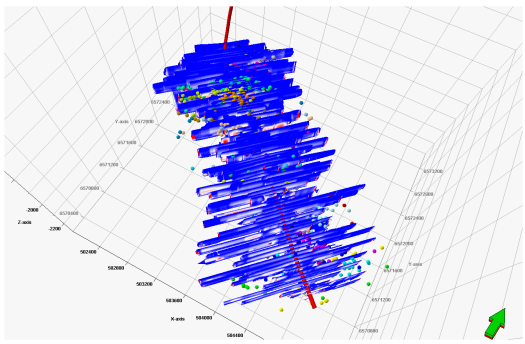
(a) Case 1 (50m)



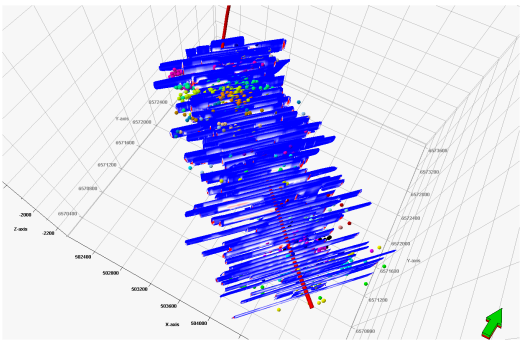
(b) Case 2 (75m)



(c) Case 3 (100m)



(d) Case 4 (125m)



(a) Case 5 (150m)

Figure 4-12 Fracture simulation results of different natural fracture spacings

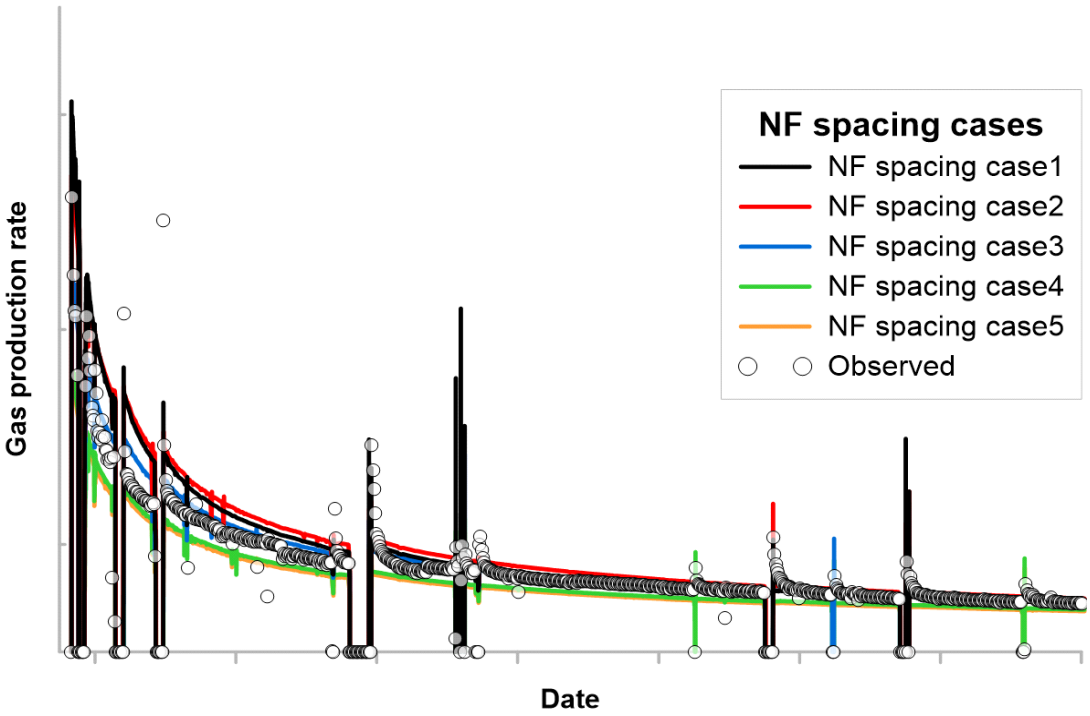


Figure 4-13 Reservoir simulation results of different natural fracture spacings

4.3.5 최종 보정변수 산정

앞서 단일 유정을 대상으로 암석역학 모델의 불확실 변수에 따른 민감도 분석을 수행하였다. Fig. 4-14는 각 변수의 변화에 따른 누적 가스 생산량의 변화를 토네이도 차트로 나타낸 것이다. 양(+)의 값은 실제보다 높은 생산량을 예측하는 것이고, 음(-)의 값은 실제보다 낮은 가스생산량을 예측한 것이다. 가스생산량에 있어 누출계수의 영향이 가장 크고 이후 자연균열 길이, 수평응력 이방성, 자연균열 밀도 순으로 영향이 큰 것으로 나타났다.

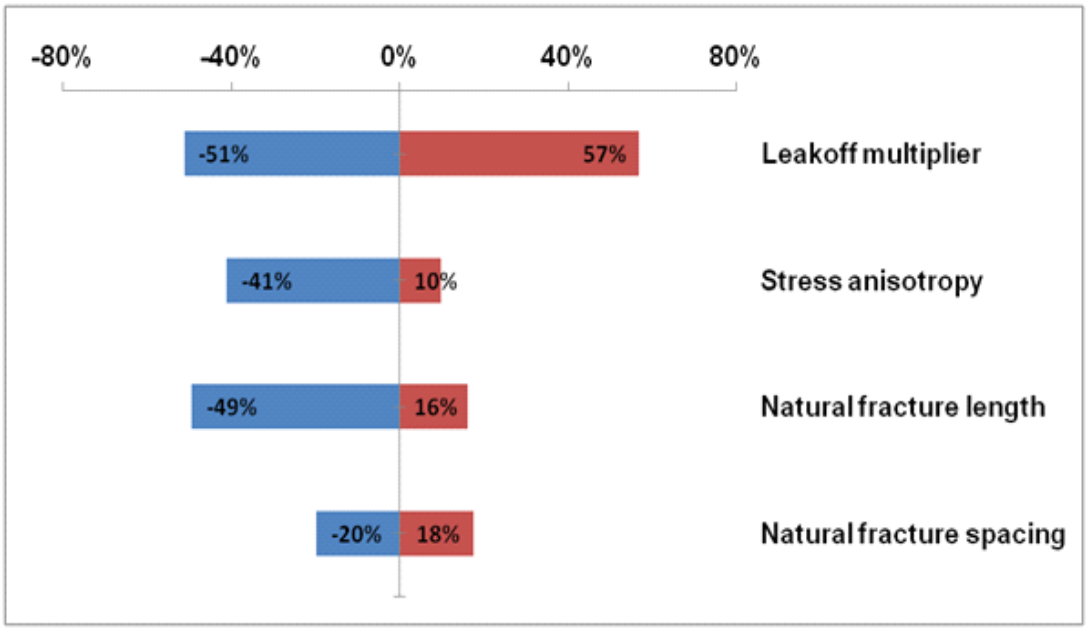


Figure 4-14 Tornado plot of uncertain mechanical earth model parameters

개별 불확실 변수들의 적정범위를 조합하여 암석역학 모델 보정을 위한 변수별 조합을 Table 4-3과 같이 선정하였다. 12개 케이스에 대해 각각 암석역학 모델을 보정한 뒤 식 (4.1)을 통해 생산예측 오차율을 계산하였다. 각 케이스별 오차율 비교 시 첫 번째 조합의 오차율이 가장 낮

아 해당 변수들의 범위로 암석역학 모델을 보정하였다.

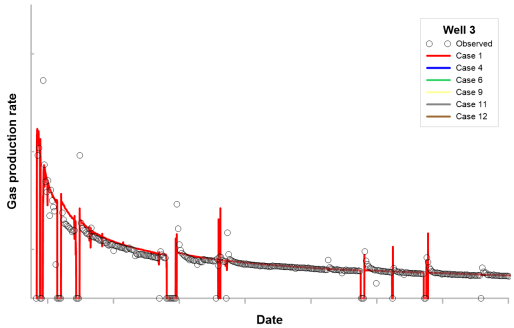
이를 통해 대상광구에는 수평응력간 이방성이 존재하며 그 크기는 약 10% 수준임을 알 수 있다. 또한, 주입시험 해석을 통해 나타난 자연균열의 영향으로 지층의 암체 투과율 및 공극률에 의한 누출계수보다 약 5배 이상의 누출이 발생하고 평균 30m의 길이를 갖는 자연균열이 평균 100m 정도 간격으로 존재하여 파쇄균열의 전파에 영향을 미친다.

$$Error(\%) = \frac{\sqrt{\dfrac{\sum_{i=1}^{N}\left(Y_t^s - Y_t^m\right)^2}{N}}}{\triangle Y^m} \times 100 \tag{4.1}$$

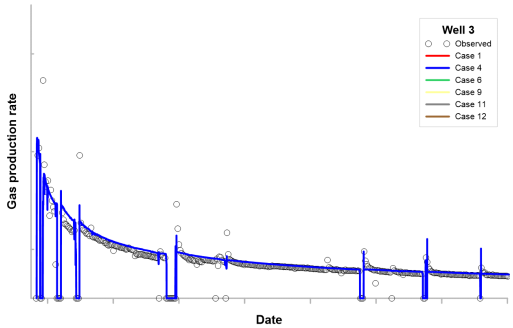
여기서, N은 자료의 수, Y_t^s는 시간 t에서의 예측값, Y_t^m는 시간 t에서의 측정값, $\triangle Y^m$은 측정값의 최대변화를 각각 의미한다.

Table 4-3 Combinations of uncertain parameters & error estimation

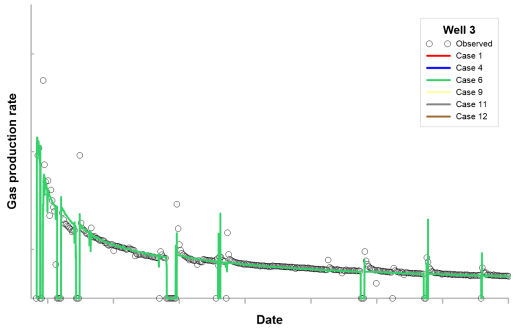
No.	Leakoff multiplier	Stress anisotropies	NF length (m)	NF spacing (m)	Error (%)
1	5.02	1.1	30	100	5.6
2	5.02	1.1	30	125	6.7
3	5.02	1.1	40	100	6.2
4	5.02	1.1	40	125	5.8
5	5.02	1.1	50	100	7.1
6	5.03	1.1	50	125	5.7
7	6.33	1.1	30	100	7.0
8	6.33	1.1	30	125	11.5
9	6.33	1.1	40	100	5.9
10	6.33	1.1	40	125	8.7
11	6.33	1.1	50	100	5.8
12	6.33	1.1	50	125	5.9



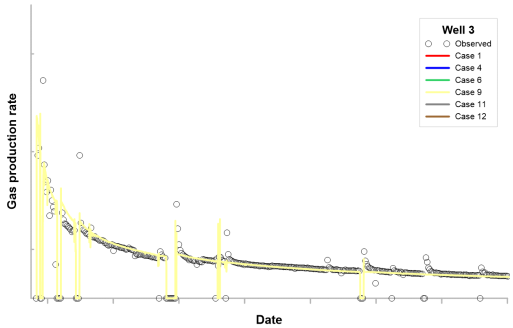
(a) No. 1



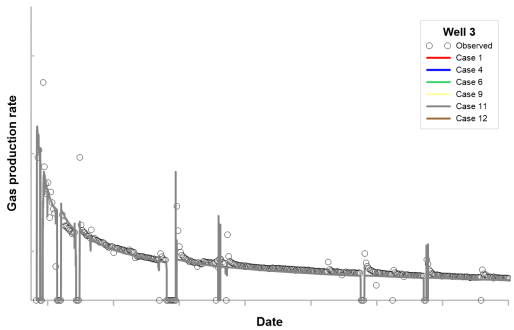
(b) No. 4



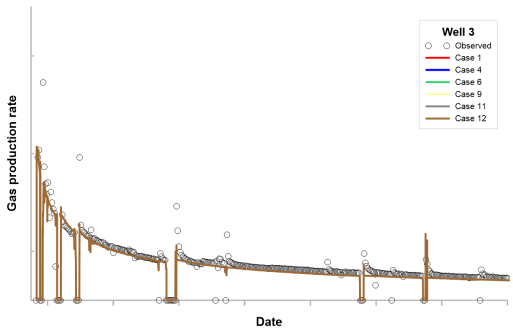
(c) No. 6



(d) No. 9



(e) No. 11



(f) No. 12

Figure 4-15 Simulation results for mechanical earth model calibrations

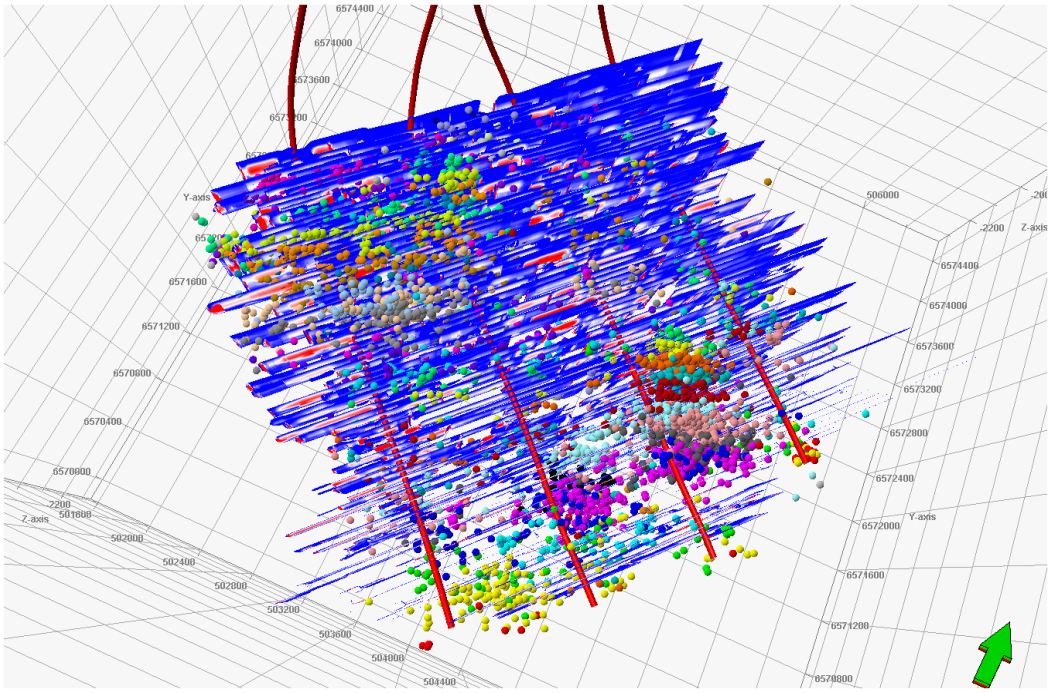
4.4 생산예측 적정성 검증

4.4.1 패드 균열전파 모사

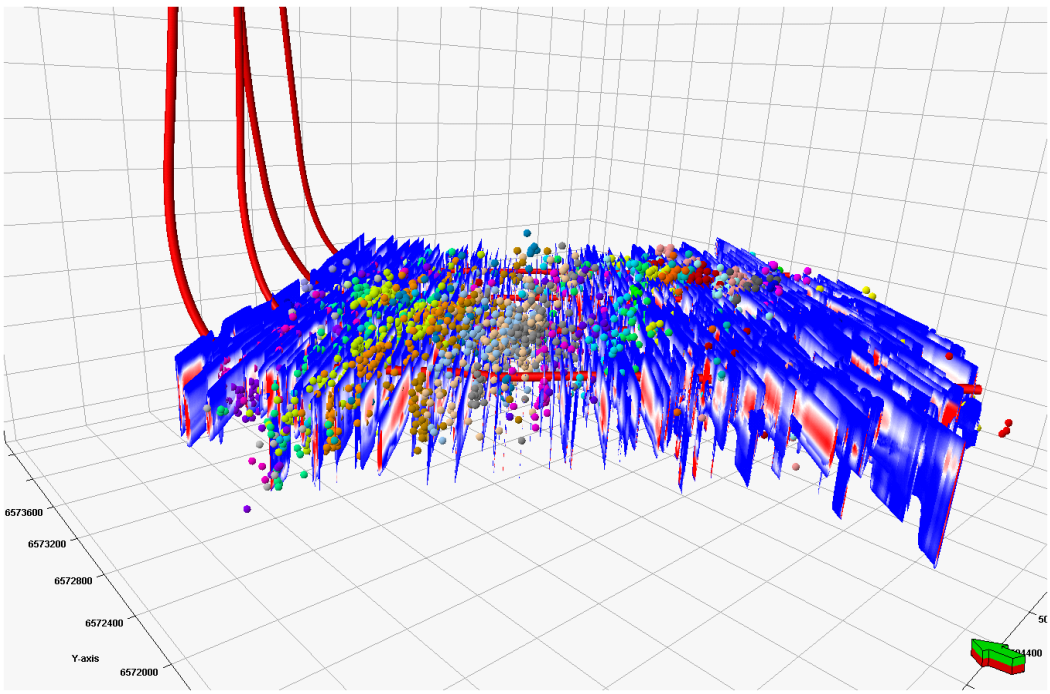
보정된 암석역학 모델을 기반으로 패드 전체의 균열전파 시뮬레이션을 수행하고 그 결과를 현장에서 측정된 미소지진 자료와 함께 도시하였다(Fig. 4-16). 균열전파 결과의 적정성을 평가하기 위하여 각 유정별 시뮬레이션 및 미소지진자료에서 도출된 평균 균열 반길이와 높이를 비교하였다.

Fig. 4-17은 미소지진 자료로부터 균열 반길이를 도출하는 과정을 보여준다. 우선 스테이지별 미소지진 자료를 포함하도록 폴리곤을 생성시킨다. 이후 각 스테이지별 파쇄 클러스터로부터 수직한 방향으로 폴리곤까지의 거리를 계산한다. 이렇게 계산된 총 파쇄균열 길이의 50%에 해당하는 값을 균열 반길이로 산정하였다. 또한, 각 미소지진 자료는 좌표의 형태로 표현되므로 스테이지별 미소지진 측정값의 z방향 최대차이(dz)를 통해 균열 높이를 산출하였다.

이렇게 산출된 균열 반길이와 높이의 평균값을 균열전파 시뮬레이션을 통해 계산된 결과와 비교하면 Table 4-4와 같다. 4개 유정의 균열 반길이와 높이는 대체로 미소지진 자료와 유사한 것을 알 수 있다.



(a) Top view



(b) Side view

Figure 4-16 Fracture simulation results of the pad

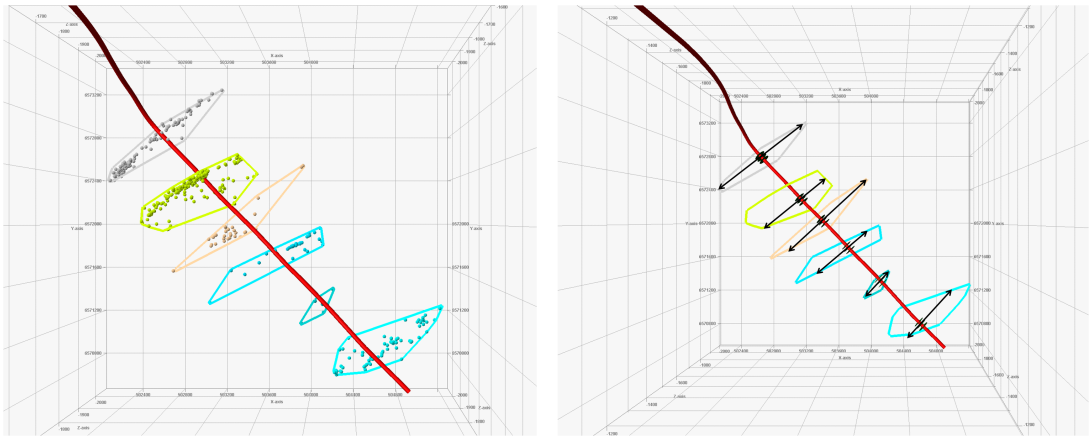


Figure 4-17 Fracture half-length calculation from microseismic

Table 4-4 Fracture geometry comparisons

Wells	Avg. fracture half length(m)		Avg. fracture height(m)	
	Microseismic	Simulation	Microseismic	Simulation
1	504	470	77.7	84.3
2	421	387	88.8	81.4
3	436	422	83.8	73.7
4	450	396	109.5	80.2

4.4.2 균열닫힘 현상을 고려한 생산예측

다음으로 균열대 내부의 유동학적 물성(유효 균열길이 및 높이, 유체 전도도 등)의 적정성을 검증하기 위해 약 7년간의 생산자료를 바탕으로 이력검증을 수행하였다. 이 때, 제어인자로는 측정된 각 유정별 정두압력을 사용하였다(Fig. 4-18)

Fig. 4-19는 앞서 모사된 균열전파를 기반으로 균열닫힘 현상을 고려하지 않은 채 생산예측을 수행한 결과이다. 실제 측정값에 비해 생산예측결과가 과도하게 높게 나타나는 것을 알 수 있으며 이는 균열대 내부의 초기 유체투과율이 전체 생산기간동안 일정하게 유지되기 때문이다.

Abass 등(2007)이 실험을 통해 제시한 것과 같이 파쇄균열 내 균열지지체의 유무 및 종류에 따라 균열닫힘 현상은 현저하게 다르게 나타난다. 따라서, 생산예측 시 균열지지체가 부존하는 영역 및 종류에 따라 서로 다른 균열 유체투과율 관계식을 입력해 주어야 한다.

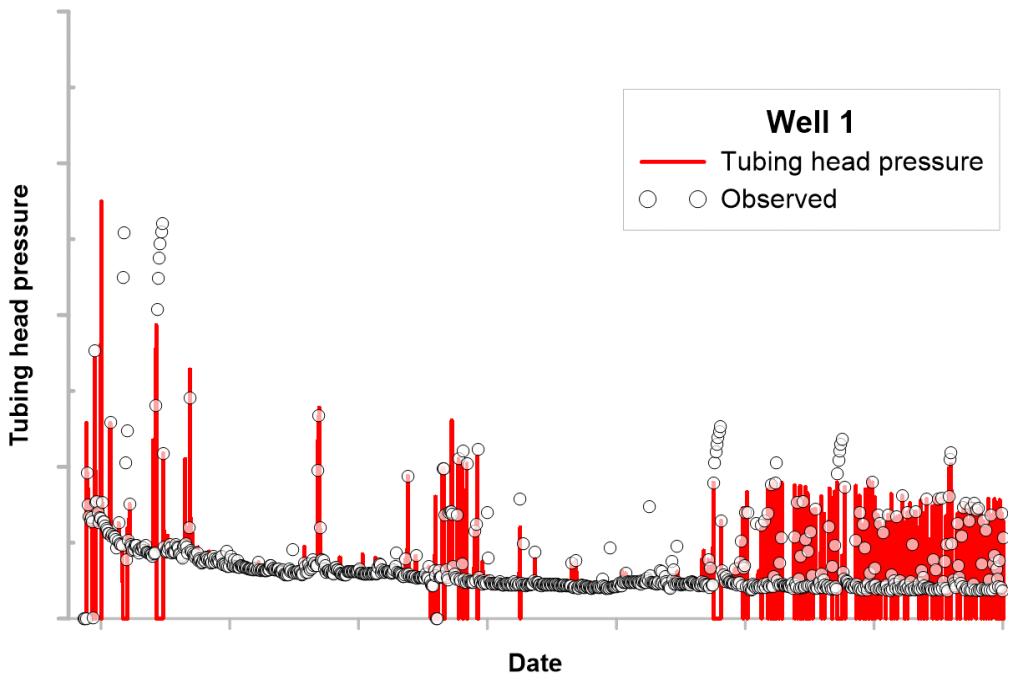
균열지지체 이송은 균열전파 시뮬레이션을 통해 모사할 수 있고 이를 통해 수압파쇄가 종료된 시점의 균열지지체 부존영역을 판단할 수 있다. Fig. 4-20은 균열지지체 미부존 영역(unprooped), 100 mesh 균열지지체 부존영역, 40/70 mesh 균열지지체 부존영역을 각각 나타내고 있다.

Fig 4-21은 2가지 균열지지체 및 지지체가 존재하지 않는 균열영역에서 저류층 압력에 따른 균열 유체투과율 변화를 나타내고 있다. 균열지지체는 제조사에서 제공한 유효응력에 따른 균열 유체투과율 변화자료를 저류층 압력에 따른 식으로 변환하였으며, 균열지지체 미부존 영역은 Lee 등(2015)이 제안한 것과 같이 균열 압축률(fracture compressibility)을 $0.09MPa^{-1}$로 가정하고 식 (2.36)을 통해 도출하였다.

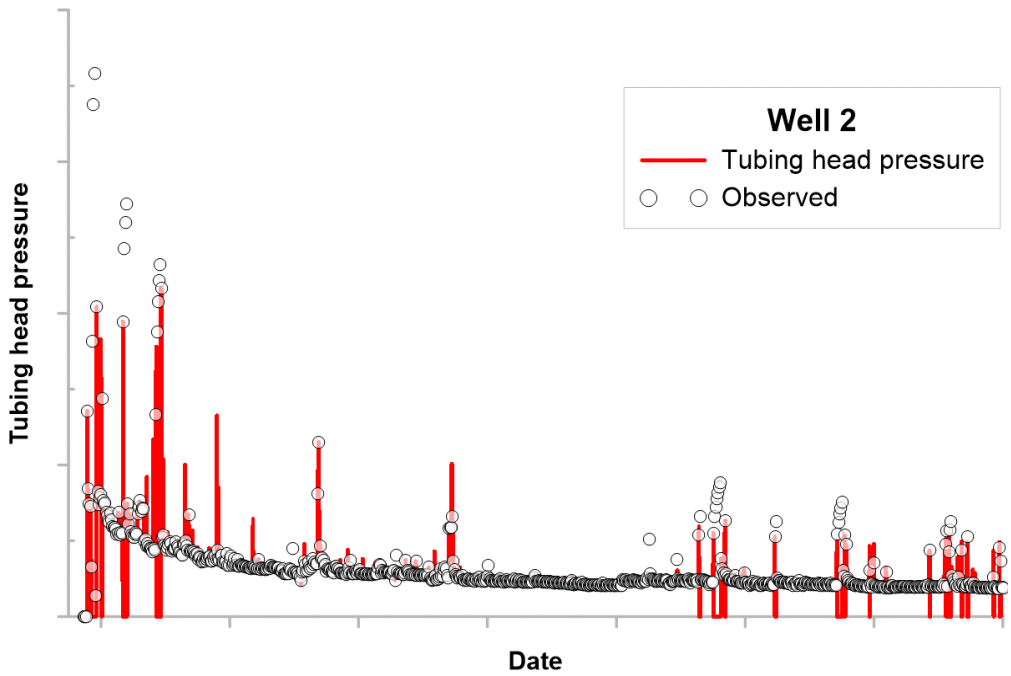
균열지지체가 부존하는 영역이 미부존 영역에 비해 균열 유체투과율이 잘 유지되며, 균열지지체의 크기가 클수록 압력감소에 따른 균열 유체투과율 감소 폭이 적다. 본 연구에서는 균열지지체로 모래만을 고려하였으나 레진-코팅 모래, 세라믹 등의 균열지지체는 일반 모래에 비해 균열닫힘을 지지하는 효과가 더 크게 나타난다.

Fig 4-22는 균열닫힘 현상을 고려한 4개 유정의 생산예측 결과를 나타내고 있다. 이력검증 과정에서 균열 유체투과율 등 유동학적 물성을 임의로 변화하지 않았음에도 각 유정별로 실제 생산량과 유사한 결과를 보였다(오차율 Well 1: 5.1%, Well 2: 6.2%, Well 3: 5.6%, Well 4: 7.8%).

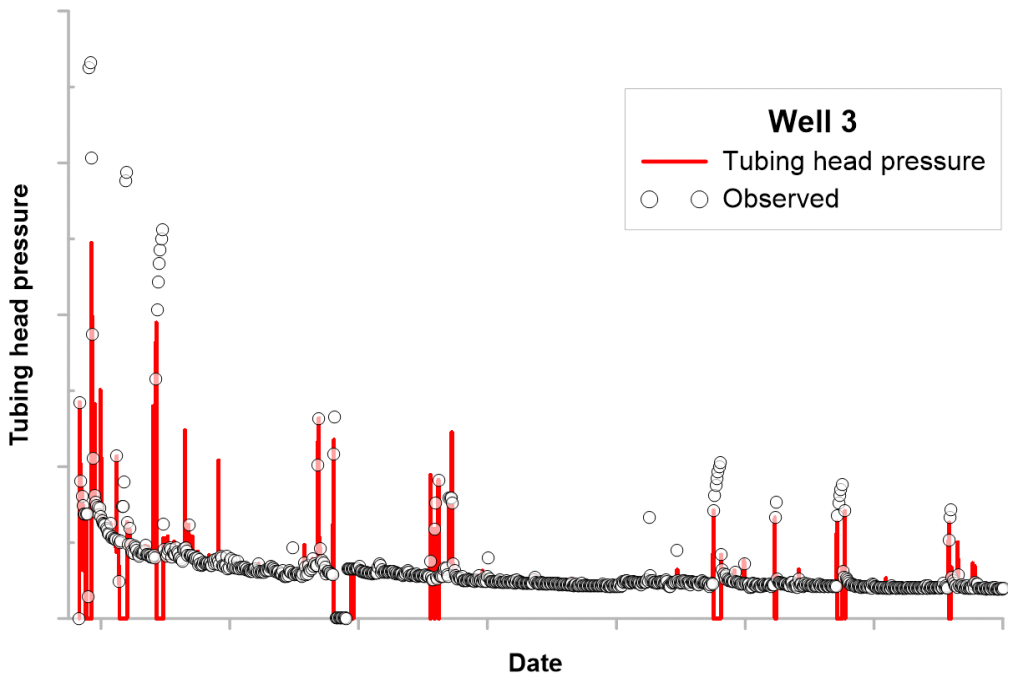
즉, 균열전파와 동적 시뮬레이션을 연계 활용함으로써 수압파쇄 작업 이후 생성된 파쇄균열의 형상을 유사하게 모사함과 동시에 각기 다른 파쇄설계안이 적용된 4개의 유정에서 오차율 약 8% 이내로 가스생산량을 예측하였다. 따라서 제안된 기법이 셰일 저류층 생산예측에 활용하는데 적정함을 확인할 수 있었다.



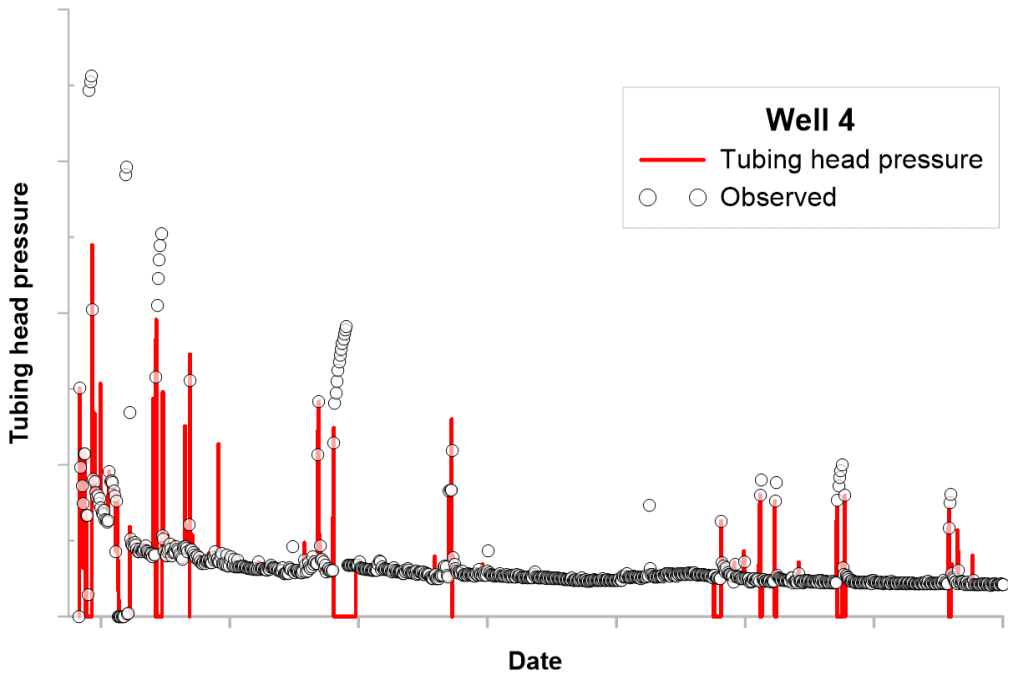
(a) Well 1



(b) Well 2

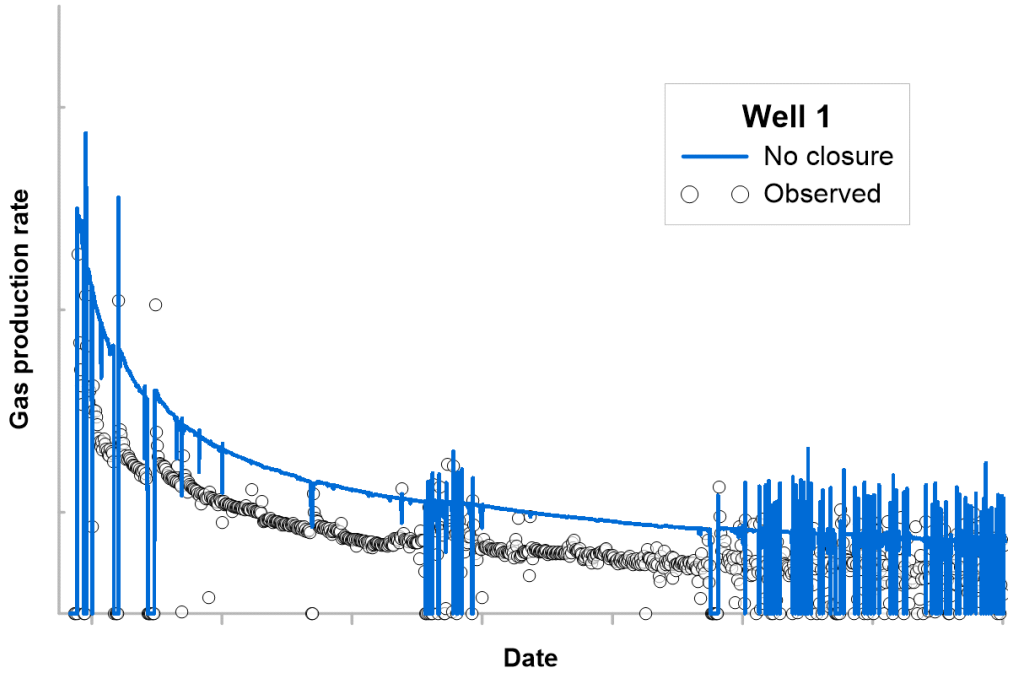


(c) Well 3

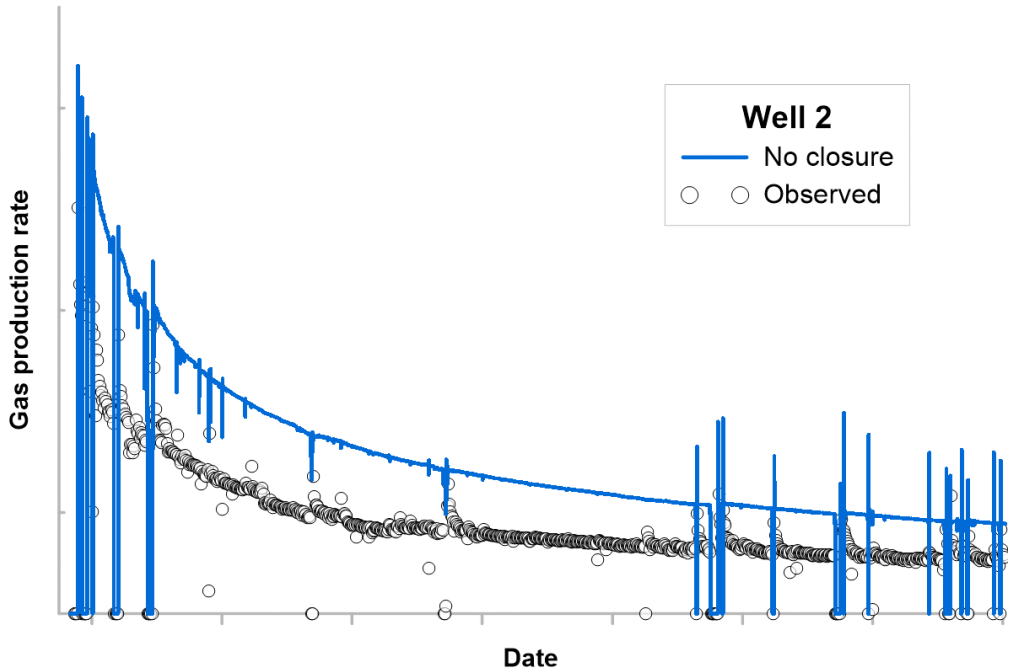


(d) Well 4

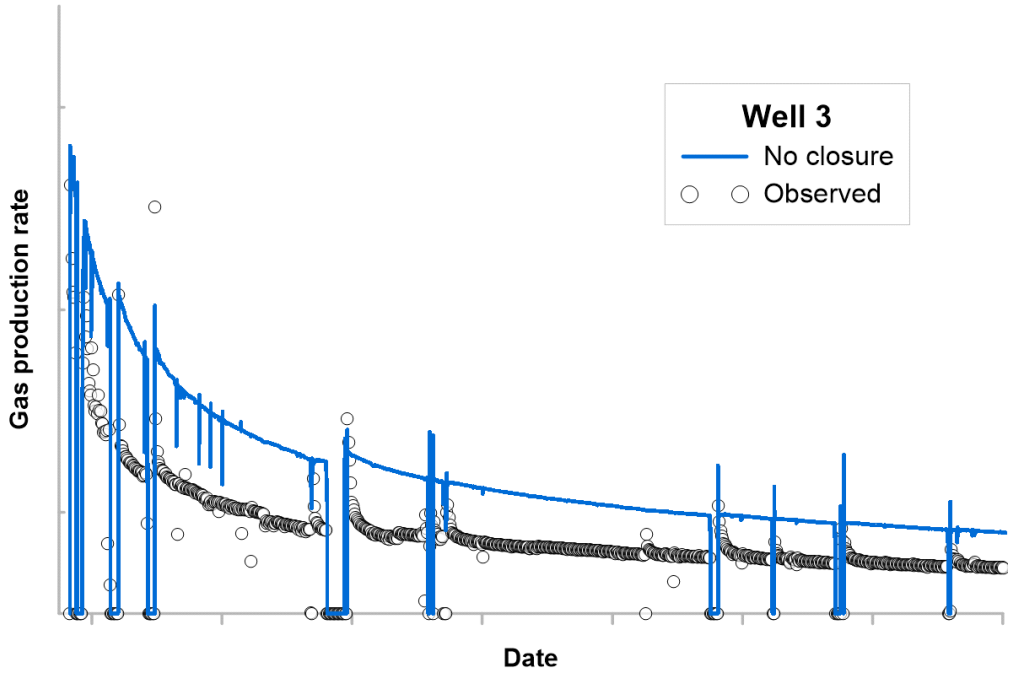
Figure 4-18 History matched results of tubing head pressures for Well 1 to 4



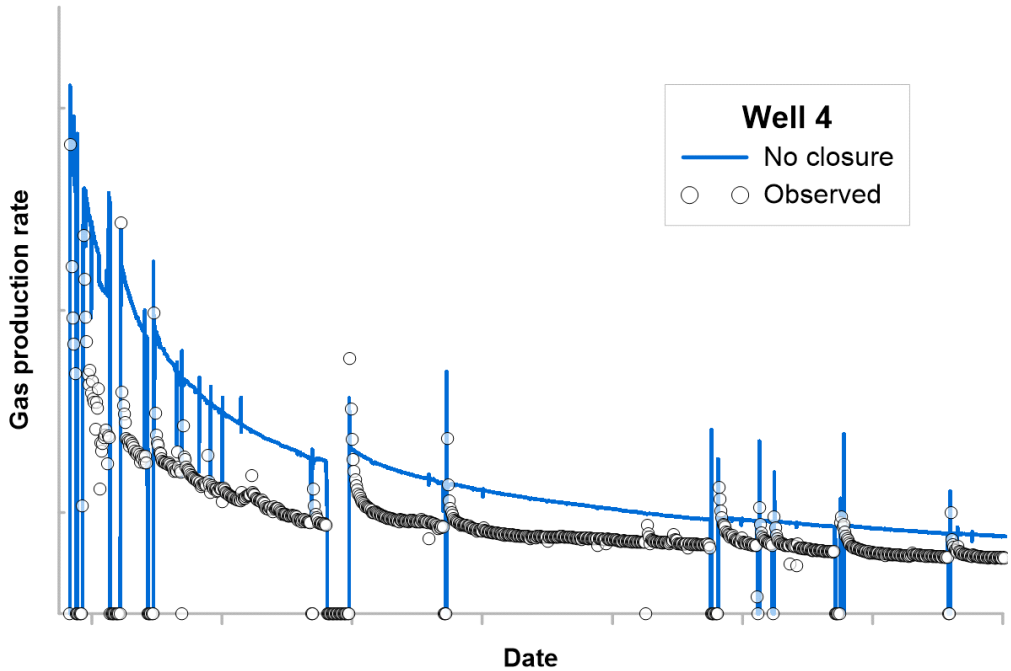
(a) Well 1



(b) Well 2



(c) Well 3



(d) Well 4

Figure 4-19 History matched results of gas production rates for Well 1 to 4 without fracture closure effects

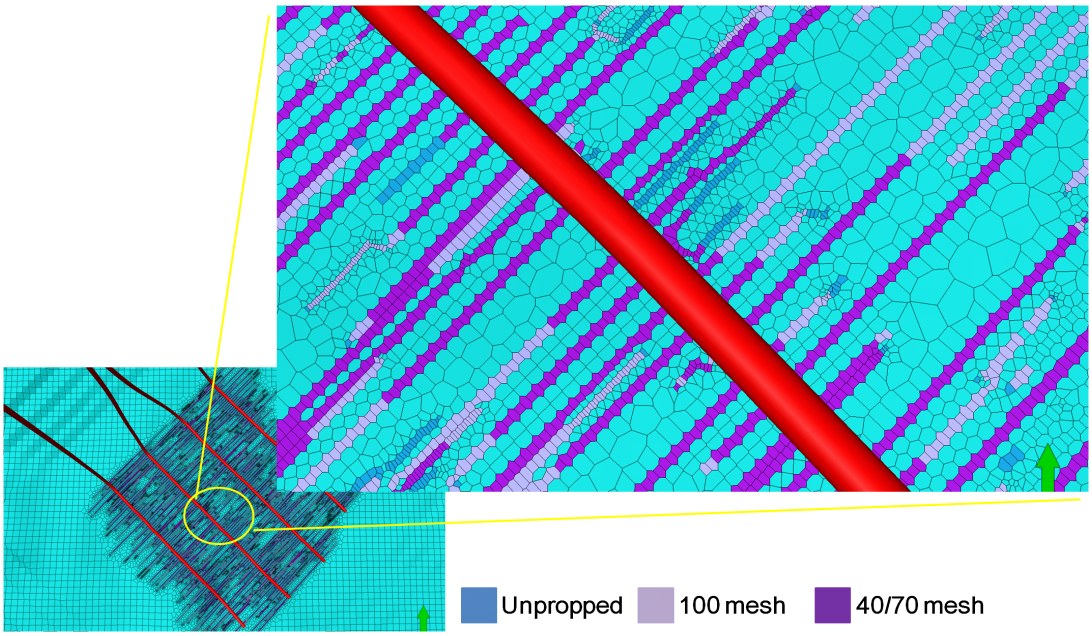


Figure 4-20 Proppant placement regions

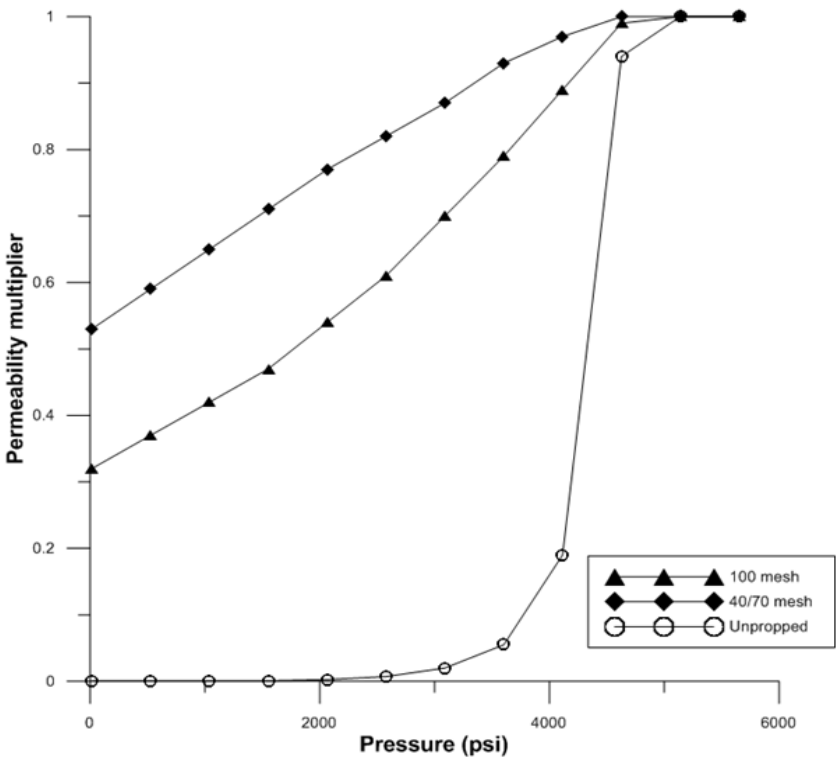
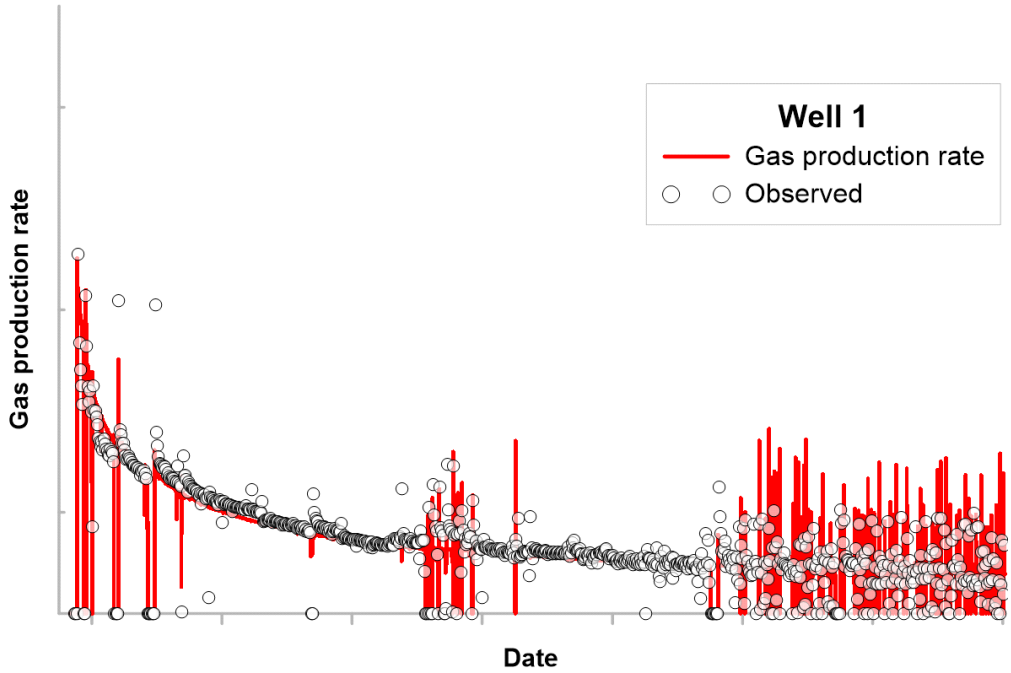
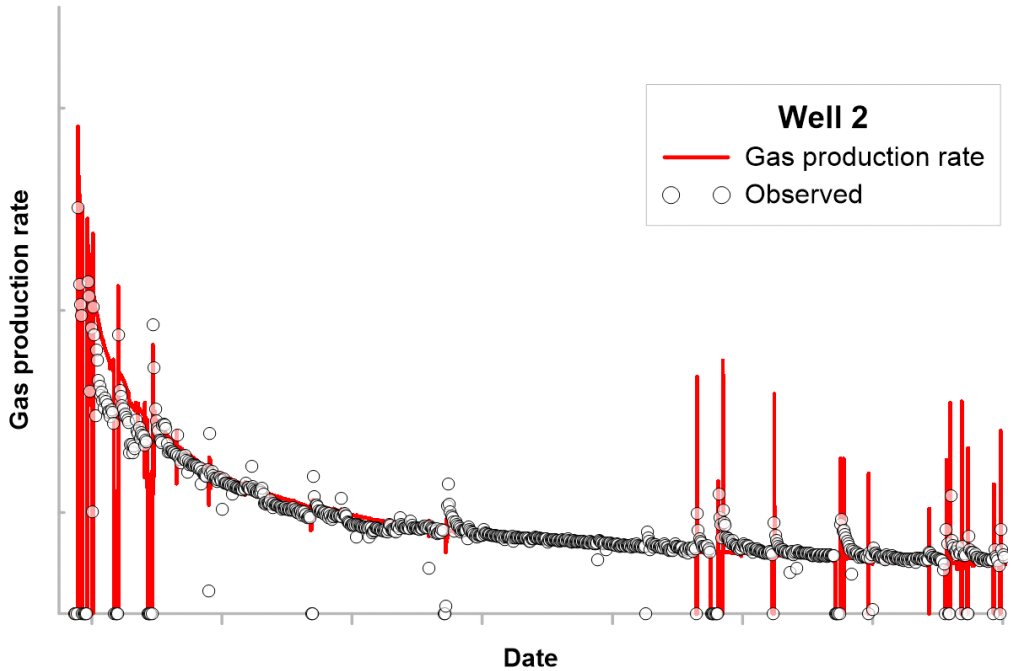


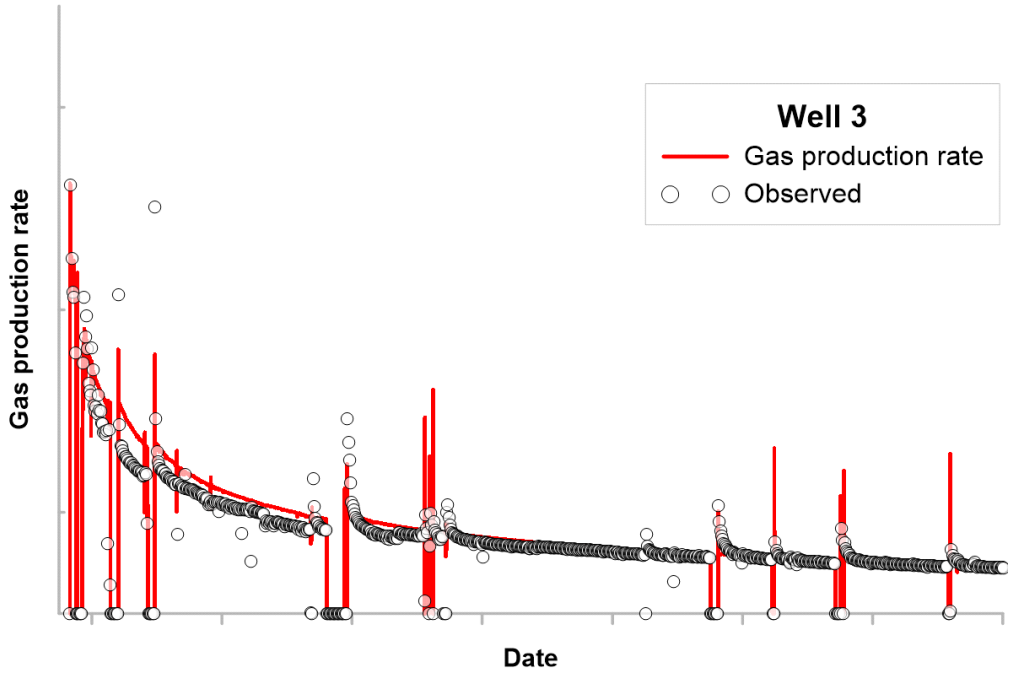
Figure 4-21 Pressure dependent permeability multiplier



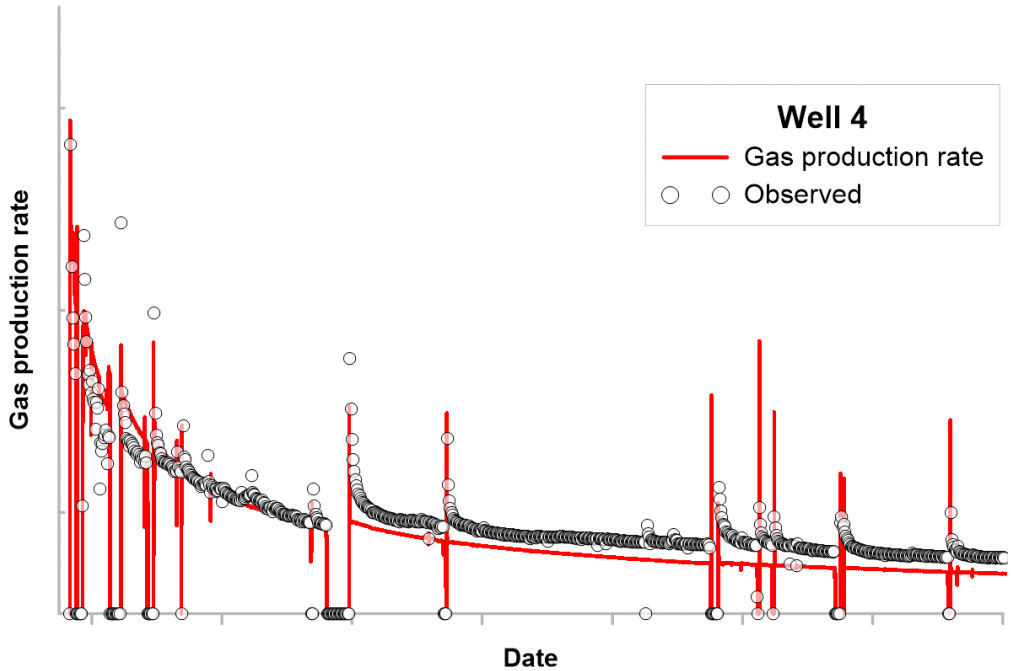
(a) Well 1



(b) Well 2



(c) Well 3



(d) Well 4

Figure 4-22 History matched results of gas production rates for Well 1 to 4 with fracture closure effects

4.5 대상광구 주입스케쥴 개선안 도출

제안된 생산예측 절차는 다양한 수압파쇄 설계안 검토 및 최적화 등에 유용하게 활용될 수 있으며 이 중 대상광구의 유정별 주입스케쥴을 개선하여 제안된 절차의 활용성을 검토하였다. 주입스케쥴에는 주입유량, 파쇄수 및 균열지지체의 양, 종류 등 다양한 인자들이 영향을 미친다. 이러한 모든 인자들을 최적화하기 위해서는 각각의 케이스에 대한 균열전파 및 생산예측 뿐 아니라 비용분석을 통한 경제성 평가가 함께 수반되어야 한다.

따라서, 본 연구에서는 추가적인 경제성 평가가 필요 없도록 기존에 주입된 파쇄수 및 균열지지체의 총량과 같은 조건에서 주입스케쥴 개선안을 도출하고자 하였다.

기존에는 균열지지체 총량이 서로 다른 2가지 종류의 주입스케쥴(5,500m^3 파쇄수 & 135ton 균열지지체, 5,500m^3 파쇄수 & 270ton 균열지지체)이 사용되었다. 본 연구에서는 기존 주입량의 평균수준인 신규 주입스케쥴(5,500m^3 파쇄수 & 200ton 균열지지체)을 도출하여(Table 4-5) 각 유정에 적용하고 그 영향을 평가하였다.

Fig 4-20은 3가지 주입스케쥴에 대한 각 유정별 누적 가스생산량을 비교한 것이다. 균열지지체 주입량을 135ton에서 200ton으로 증가시키는 경우 대부분의 유정에서 누적 가스생산량이 증가한다. 하지만 지지체 주입량을 200ton에서 270ton으로 증가시키는 경우 누적 가스생산량 증가는 거의 미미하거나 오히려 감소하는 경향을 보였다.

이러한 특징은 무차원 균열전도도 개념으로 설명될 수 있다. 균열지지체의 주입량이 증가할수록 무차원 균열전도도는 증가하지만(Table 4-6) 최적값 이상에서는 생산량 증대가 미미하다. 즉, 대상광구에서는 유정별 최적 무차원 균열전도도의 범위가 약 150-160 정도로 200ton 이상의 균열지지체 주입은 적정하지 않음을 확인하였다.

기존 주입스케쥴에 의한 유정별 누적 가스생산량의 합과 신규로 제안된 주입스케쥴의 누적 가스생산량을 비교하였다. 제안된 스케쥴에서 7년

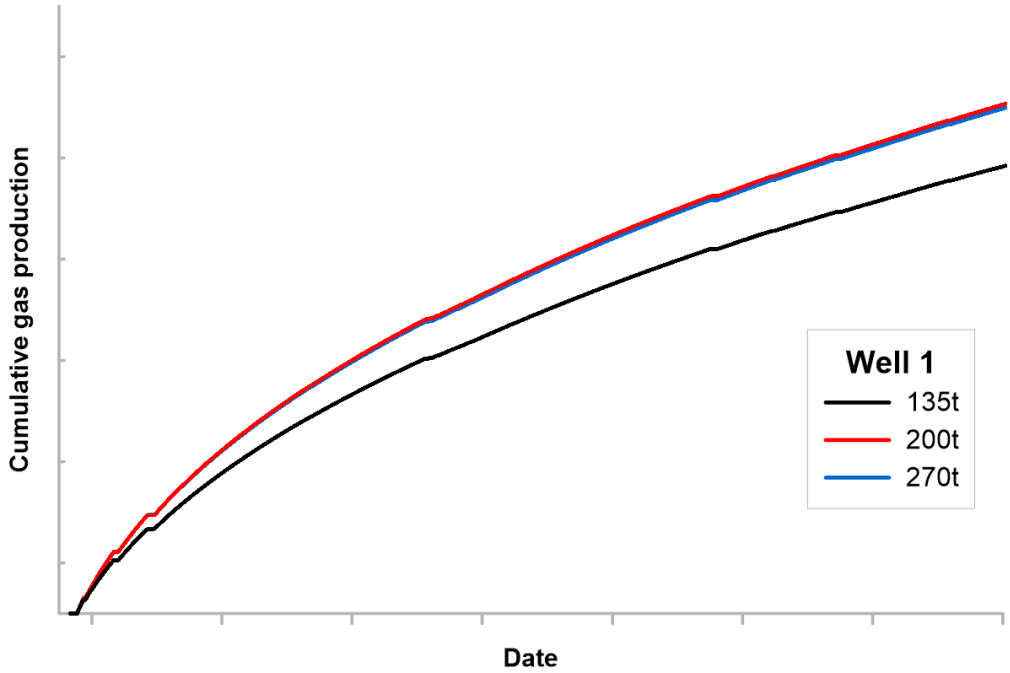
기준 약 4.4% 가스생산량이 증가된 결과를 보였으며, 이러한 차이는 생산기간이 지속될수록 더욱 증가될 것이다. 이처럼 제안된 절차를 활용하는 경우 다양한 수압파쇄 설계인자들의 변화에 따른 균열전파 및 생산예측 변화를 평가할 수 있고 이를 통해 최적안을 도출할 수 있다.

Table 4-5 Suggested pumping schedule

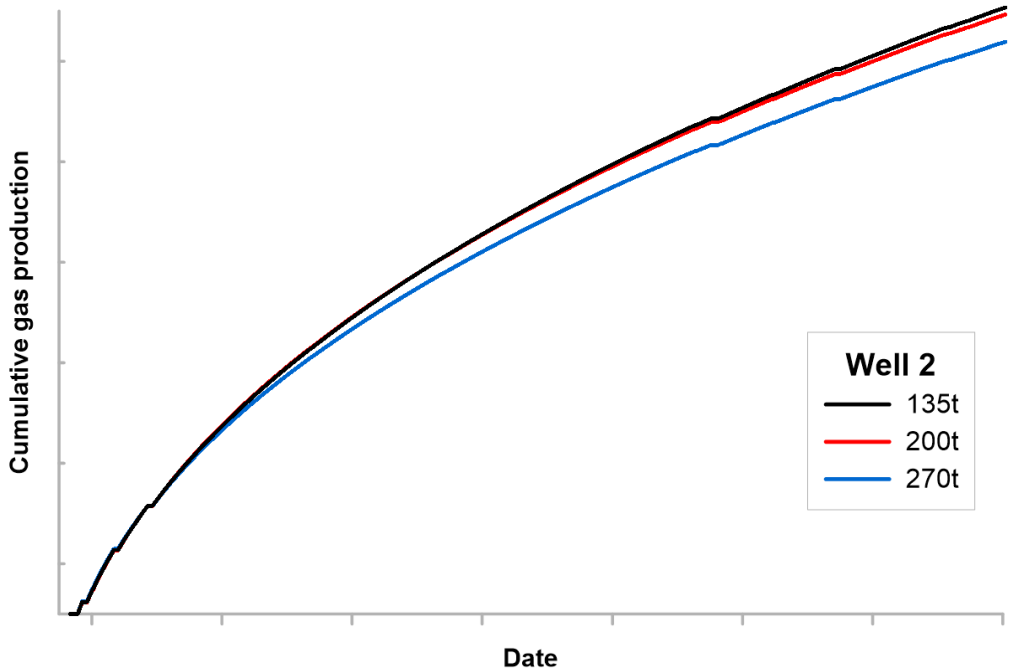
Injection rate (m^3/min)	Fluid volume (m^3)	Prop conc. (kg/m^3)	Prop type ($mesh$)
14	250	-	-
14	350	15	100
14	1850	35	100
14	150	55	100
14	150	65	100
14	150	75	100
14	2050	35	40/70
14	150	55	40/70
14	150	65	40/70
14	150	75	40/70
14	100	-	-

Table 4-6 Dimensionless fracture conductivities variations according to proppant injection volume

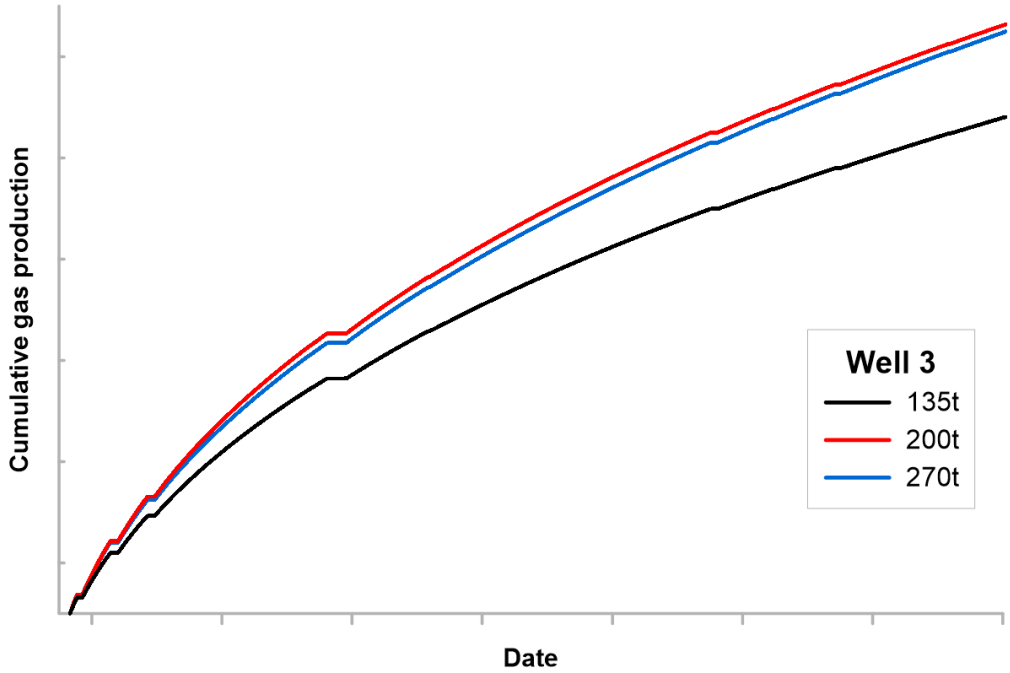
	135(ton)	200(ton)	270(ton)
Well 1	105.85	154.17	220.04
Well 2	103.42	157.90	215.86
Well 3	120.15	167.50	201.64
Well 4	106.20	150.06	216.05



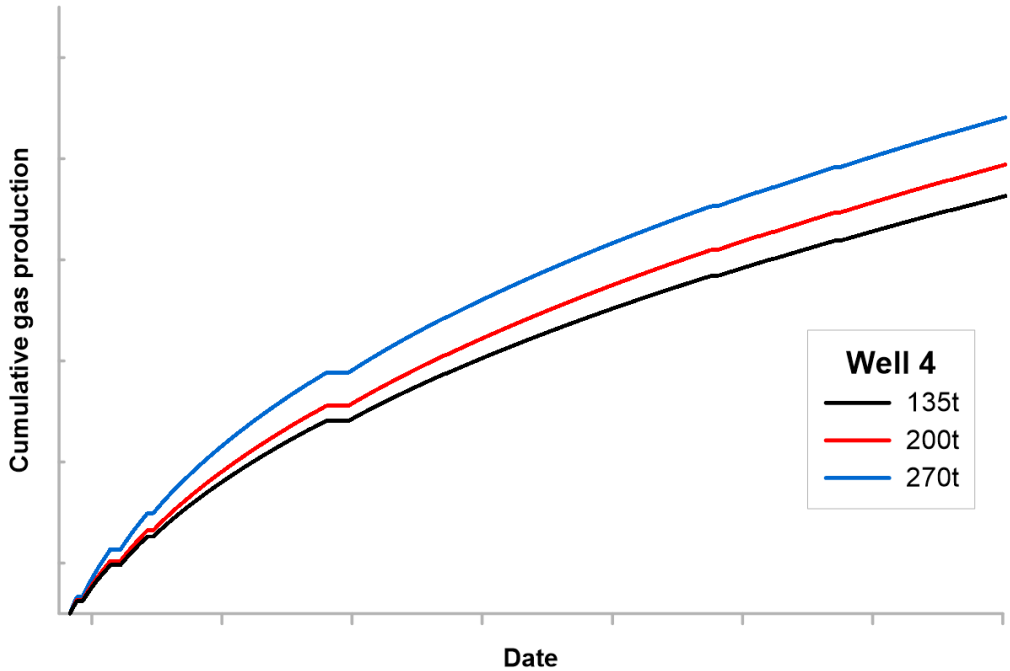
(a) Well 1



(b) Well 2



(c) Well 3



(d) Well 4

Figure 4-23 Pumping schedule effects on cumulative gas productions

제 5 장 결론

셰일가스의 생산예측은 자산가치 평가 및 후속 개발계획 수립 등 주요 의사결정에 필수적이다. 셰일 저류층 개발을 위해서는 수압파쇄 작업이 항상 수반되므로 이러한 영향을 고려한 생산예측이 필요하다. 본 연구에서는 캐나다 현장광구를 대상으로 수압파쇄균열의 전파양상과 균열 닫힘을 통합적으로 고려한 생산예측 절차를 제시하였으며 아래와 같은 결론을 도출하였다.

1. 암석역학 모델의 불확실 인자들이 균열형상 및 가스생산량에 미치는 영향은 다음과 같다. 누출계수가 커질수록 주입된 파쇄수가 균열을 생성하는 대신 지층으로 누출되어 결과적으로 파쇄균열의 길이가 짧아진다. 또한 누출계수에 따라 가스생산량은 선형적으로 변화한다. 수평응력 이방성의 크기가 10% 미만인 경우 실제 생산량보다 현저히 낮은 생산량을 보이고 10% 이상에서는 이방성이 클수록 생산량이 증가하지만 그 정도가 미미하다.

2. 자연균열의 길이가 증가함에 따라 파쇄균열의 반길이는 줄어들며, 자연균열이 최대 수평주응력 방향으로 위치한 경우 그 효과가 커진다. 가스생산량 측면에서는, 자연균열 길이가 증가함에 따라 생산량이 선형적으로 증가한다. 자연균열의 간격이 커질수록 자연균열과 파쇄균열간 상호작용이 줄어들고 균열 반길이가 긴 균열망이 생성된다. 생산측면에서는 자연균열 간격이 좁을수록 파쇄균열과의 상호작용이 많아져 생산량이 높아진다.

3. 개별 불확실 변수들의 적정범위를 조합하여 12개 케이스를 구성하고 생산예측 오차율이 가장 낮은 조합으로 암석역학 모델을

보정하였다. 대상광구의 수평응력 이방성은 약 10% 수준이며, 자연균열의 영향으로 지층의 암체 투과도 및 공극률에 의한 누출계수보다 약 5배 이상의 누출이 발생하였다. 평균 30m의 길이를 갖는 자연균열이 평균 100m정도 간격으로 존재하여 파쇄균열의 전파에 영향을 미치는 것으로 평가하였다.

4. 패드전체에 대한 균열전파 결과를 각 유정별 평균 균열 반길이와 높이를 계산하여 미소지진 자료와 비교했을 때 전반적으로 생성된 균열의 전파범위가 유사하였다.

5. 또한, 균열대 내부의 유동학적 물성의 적정성을 검증하기 위해 약 7년간의 생산자료를 바탕으로 이력검증을 수행하였다. 균열닫힘 현상을 고려하지 않은 채 생산예측을 수행하면 실제 측정값에 비해 예측결과가 과도하게 높게 나타난다. 이는 균열대 내부의 초기 유체투과율이 전체 생산기간동안 일정하게 유지되기 때문이다.

6. 균열닫힘 현상을 고려하기 위해 균열지지체 종류 및 부존여부에 따라 서로 다른 균열 유체투과율 관계식을 도출하고 각각의 격자에 적용하였다. 4개 유정의 이력검증 과정에서 균열 유체투과율 등 유동학적 물성을 임의로 변화하지 않았음에도 각 유정별 예측오차율 약 5.1-7.8% 수준의 결과를 보였다.

7. 제안된 생산예측 절차는 다양한 수압파쇄 설계안 검토 및 최적화 등에 유용하게 활용될 수 있으며 이 중 대상광구의 유정별 주입스케쥴을 개선하여 제안된 절차의 활용성을 검토하였다. 기존 주입스케쥴과 개선 주입스케쥴에 의한 유정별 누적 가스생산량을 비교하면, 제안된 스케쥴에서 7년간 약 4.4%의 생산량이 증가하였다. 즉, 대상광구에서는 유정별 최적 무차원 균열전도도의 범

위가 약 150-160 정도로 200ton 이상의 균열지지체 주입은 적정하지 않음을 확인하였다.

본 연구로부터 발전할 연구는 제안된 균열전파 및 생산예측 통합모델링에 기반한 파쇄설계안 최적화 연구이다. 북미 셰일 저류층은 지역에 따라 물성이 다르고 그에 따라 설계안도 일정하지 않다. 특히 이러한 파쇄설계안은 현재까지도 획일화된 최적안이 도출되지 않아 다수의 운영사들이 현장에서 시행착오를 통해 개선해 나가고 있다.

기존의 파쇄 및 생산결과를 바탕으로 대상 광구의 신뢰성있는 암석역학 모델을 구축하고 이를 바탕으로 주입유량, 주입량(파쇄수, 균열지지체), 파쇄수 종류, 균열지지체 종류, 스테이지 수, 스테이지 간격, 클러스터 수 등 다양한 설계인자에 대한 민감도 분석 및 최적화 연구를 수행할 수 있다.

또한, 최근에는 과거에 수압파쇄가 이루어지고 생산량이 많이 감소된 유정에서 재-파쇄(re-fracturing) 작업을 수행하는 경우가 있다. 이 경우 제안된 기법을 활용하여 생산에 따른 저류층 압력감소가 고려된 상황에서 재-파쇄를 수행하는 상황에 대한 사전 검토 등을 수행할 수 있을 것이다.

참 고 문 헌

김경수. 2019. *프록시모델을 이용한 수압파쇄대 최적화 및 셰일가스 저류층 특성화*. 공학박사 학위논문. 서울대학교. 서울.

Bobrowksy, P.T. and Marker, B. 2018. *Encyclopedia of Engineering Geology.* Springer. Berlin.

Crouch, S.L. and Starfield, A.M. 1983. *Boundary Element Methods in Solid Mechanic: With Applications in Rock Mechanics and Geological Engineering.* George Allen & Unwin. London.

Peters, K.E., Walters, C., and Moldowan, J.M. 2005. *Biomakers and Isotopes in the Environment and Human History.* Cambridge University Press. Cambridge.

Zee Ma, Y. and Holditch, S.A. 2015. *Unconventional Oil and Gas Resources Handbook.* Gulf Professional Publishing. Houston.

Abass, H.H., Oritiz, I., Khan, M.R., and Beresky, J.K. 2007. Understanding Stress Dependant Permeability of Matrix, Natural Fracture, and Hydraulic Fractures in Carbonate Formation. Presented at the SPE Saudi Arabia Technical Symposium, Dhahran, Saudi Arabia, 7-8, May.

Adachi, J, Siebrits, E., Peirce, A., and Desroches, J. 2007. Computer simulation of hydraulic fractures. *International Journal of Rock*

Mechanics and Mining Sciences 44: 739-757.

Agarwal, R.G., Carter, R.D., and Pollock, C.B. 1979. Evaluation and Performance Prediction of Low-Permeability Gas Wells Stimulated by Massive Hydraulic Fracturing. *Journal of Petroleum Technology* 31 (3): 362-372.

Ajisafe, F., Shan, D., Alimahomed, F., Lati, S., and Ejofodomi, E. 2017. An Integrated Workflow for Completion and Stimulation Design Optimization in the Avalon Shale, Permian Basin. Presented at the SPE Western Regional Meeting, Bakersfield, California, USA, 23, April.

Ali, T.A. and Sheng, J.J. 2015. Evaluation of the Effect of Stress-dependent Permeability on Production Performance in Shale Gas Reservoirs. Presented at the SPE Eastern Regional Meeting, Morgantown, West Virginia, USA, 13-15, October.

Aybar, U., Yu, W., Eshkalak, M.O., Sepehrnoori, K., and Patzek, T. 2015. Evaluation of production losses from unconventional shale reservoirs. *Journal of Natural Gas Science and Engineering* 23: 509-516.

Barree, R.D., Barree, V.L., and Craig, D.P. 2009. Holistic Fracture Diagnostics: Consistent Interpretation of Prefrac Injection Tests Using Multiple Analysis Methods. *SPE Production & Operations* 24 (3): 396-406.

Barree, R.D., Miskimins, J., and Gilbert, J. 2014. Diagnostic Fracture

Injection Tests: Common Mistakes, Misfires, and Misdiagnoses. *SPE Production & Operations* 30 (2): 84-98.

BC Oil and Gas Commission. 2014. *Horn River Basin Unconventional Shale Gas Play Atlas*.

Bustin, R.M., Bustin, A.M.M., Cui, A., Ross, D., and Pathi, V.M. 2008. Impact of Shale Properties on Pore Structure and Storage Characteristics. Presented at the SPE Shale Gas Production Conference, Fort Worth, Texas, USA, 16-18, November.

Canada Energy Regulator. 2011. *Ultimate Potential for Unconventional Natural Gas in Northeastern British Columbia's Horn River Basin*.

Chang, H. and Zhang, D. 2018. History Matching of Stimulated Reservoir Volume of Shale-Gas Reservoirs Using and Iterative Ensemble Smoother. *SPE Journal* 23 (2): 346-366.

Chen, D., Pan, Z., and Ye, Z. 2015. Dependence of gas shale fracture permeability on effective stress and reservoir pressure: Model match and insights. *Fuel* 139: 383-392.

Chuprakov, D., Melchaeva, O., and Prioul, R. 2013. Injection-sensitive mechanics of hydraulic fracture interaction with discontinuities. Presented at the ARMA 47th US Rocks Mechanics/Geomechanics Symposium, San Francisco, California, USA, 23-26, June.

Craig, D.P., Barree, R.D., Warpinski, N.R., and Blasingame, T.A. 2017. Fracture Closure Stress: Reexamining Field and Laboratory

Experiments of Fracture Closure Using Modern Interpretation Methodologies. Presented at the SPE Annual Technical Conference and Exhibition, San Antonio, Texas, USA, 9-11, October.

Dong, T., Harris, N.B., Ayranci, K., and Yang, S. 2017. The impact of rock composition on geomechanical properties of a shale formation: Middle and Upper Devonian Horn River Group shale, Northeast British Columbia, Canada. *AAPG Bulletin* 101 (2): 177-204.

Faskhoodi, M.M., Damani, A., Kanneganti, K., Zaluski, W., Ibelegbu, C., Qiuguo, L., Xu, C., Mukisa, H., Lahmar, H.A., Andjelkovic, D., Michi, O.P., Zhmodik, A., Rivero, J.A., and Ameuri, R. 2020. Unlocking Unconventional Reservoir for Optimum Production Through Integrated Multi-Disciplinary Approach - A Case Study. Presented at the SPE Europec, Virtual, 1-3, December.

Fredd, C.N., McConnell, S.B., Boney, C.L., and England, K.W. 2001. Experimental Study of Fracture Conductivity for Water-Fracturing and Conventional Fracturing Applications. *SPE Journal* 6 (3): 288-298.

Geertsma, J. and Klerk, F.D. 1969. A Rapid Method of Predicting Width and Extent of Hydraulically Induced Fractures. *Journal of Petroleum Technology* 21 (12): 1571-1581.

Ghods, P. and Zhang, D. 2012. Automatic Estimation of Fracture Properties in Multi-Stage Fractured Shale Gas Horizontal Wells for Reservoir Modeling. Presented at the SPE Western Regional Meeting, Bakersfield, California, USA, 19-23, March.

Gu, M., Kulkami, P., Rafiee, M., Ivarrud, E., and Mohanty, K. 2014. Understanding the Optimum Fracture Conductivity for Naturally Fractured Shale and Tight Reservoirs. Presented at the SPE/CSUR Unconventional Resources Conference, Calgary, Alberta, Canada, 30 September-2, October.

Khan, S., Ansari, S., Han, H., and Khosravi, N. 2012. Understanding Shale Heterogeneity - Key to Minimizing Drilling Problems in Horn River Basin. Presented at the IADC/SPE Drilling Conference and Exhibition, San Diego, California, USA, 6-8, March.

Khristianovic, S.A. and Zheltov, Y.P. 1955. Formation of Vertical Fractures by Means of Highly Viscous Liquid. Presented at the World Petroleum Congress, Rome, Italy, 6-15, June.

Lee, T., Park, D., Shin, C., Jeong, D., and Choe, J. 2016. Efficient production estimation for a hydraulic fractured well considering fracture closure and proppant placement effects. *Energy Exploration & Exploitation* 34 (4): 643-658.

Mao, B. 2016. Why are brittleness and fracability not equivalent in designing hydraulic fracturing in tight shale gas reservoirs. *Petroleum* 2 (1): 1-19.

Nejadi, S., Leung, J.Y., Trivedi, J.J., and Virues, C. 2015. Integrated Characteriztion of Hydraulically Fractured Shale-Gas Reservoirs -Production History Matching. *SPE Reservoir Evaluation & Engineering* 18 (4): 481-494.

Nolte, K. 1979. Determination of Fracture Parameters from Fracturing Pressure Decline. Presented at the SPE Annual Technical Conference and Exhibition, Las Vegas, Nevada, USA, 23-26, September.

Nolte, K., Maniere, J., and Owens, K. 1997. After-Closure Analysis of Fracture Calibration Tests. Presented at the SPE Annual Technical Conference and Exhibition, San Antonio, Texas, USA, 5-8, October.

Nordgren, R.P. 1972. Propagation of a Vertical Hydraulic Fracture. *SPE Journal* **12** (4): 306-314.

Novlesky, A., Kumar, A., and Merkle, S. 2011. Shale Gas Modeling Workflow: From Microseismic to Simulation - A Horn River Case Study. Presented at the SPE Canadian Unconventional Resources Conference, Calgary, Alberta, Canada, 15-17, November.

Pankaj, P., Shukla, P., Kavousi, P., and Carr, T. 2018. Determining Optimal Well Spacing in the Marcellus Shale: A Case Study Using an Integrated Workflow. Presented at the SPE Argentina Exploration and Production of Unconventional Resources Symposium, Neuquen, Argentina, 14-16, August.

Patterson, R., Yu, W., and Wu, K. 2018. Integration of microseismic data, completion data, and production data to characterize fracture geometry in the Permian Basin. *Journal of Natural Gas Science and Engineering* **56**: 62-71.

Perkins, T.K. and Kern, L.R. 1961. Widths of Hydraulic Fractures.

Journal of Petroleum Technology 13 (9): 937-949.

Plumb, R., Edwards, S., Pidcock, G., Lee, D., and Stacey, B. 2000. The Mechanical Earth Model Concept and Its Application to High-Risk Well Construction Projects. Presented at the IADC/SPE Drilling Conference, New Orleans, Louisiana, USA, 23-25, February.

Prats, M. 1961. Effect of Vertical Fractures on Reservoir Behavior -Incompressible Fluid Case. *SPE Journal* 1 (2): 105-118.

Virues, C. and Ehiriudu, I. 2016. Improving Understanding of Complex Fracture Geometry of the Canadian Horn River Shale Gas Using Unconventional Fracture Propagation Model In Multi-Stage Horizontal Wells. Presented at the SPE Hydraulic Fracturing Technology Conference, The Woodlands, Texas, USA, 9-11, February.

Wang, J. and Liu, Y. 2011. Simulation Based Well Performance Modeling in Haynesville Shale Reservoir. Presented at the SPE Production and Operations Symposium. Oklahoma City, Oklahoma, USA, 27-29, March.

Weng, X., Kresse, O., Chuprakov, D., Cohen, C., Prioul, R., and Ganguly, U. 2014. Applying complex fracture model and integrated workflow in unconventional reservoirs. *Journal of Petroleum Science and Engineering*, 124: 468-483.

Yu, H., Wang, Z., Rezaee, R., Zhang, Y., Han, T., Arif, M., and Johnson, L. 2018. Porosity estimation in kerogen-bearing shale gas reservoirs.

Journal of Natural Gas Science and Engineering 52: 575-581.

Yu, R., Bian, Y., Qi, Y., Zhang, J., Zhang, J., Zhang, X., Gui, W., Yan, J., and Wang, M. 2017. Qualitative modeling of multi-stage fractured horizontal well productivity in shale gas reservoir. *Energy Exploration & Exploitation* 35 (4): 516-527.

Abstract

Shale gas is characterized by very low permeability so a hydraulic fracturing technology is needed for economic production. As reservoirs are depleted by production, an effective stress inside the fracture networks increases resulting in fracture closures. Therefore, these fracture propagations and closure effects should be considered for reliable shale gas production estimations.

In this study, an integrated workflow of shale gas production estimation is suggested. It describes fracture propagations and closure effects of an actual shale gas field. At first, a mechanical earth model(MEM) is built from seismic attribute, well log, and diagnostic fracture injection test results. Then the MEM is calibrated with microseismic measurements and production data obtained in a field. After conducting a hydraulic fracture simulation of the pad, it is found that overall fracture geometry created is similar to that of the microseismic data.

Without closure effects, it seems to overestimate gas productions, because the initial permeability is maintaining unaffected during the whole production period. To consider fracture closure effects, pressure-dependent permeability correlations are utilized according to proppant placements and types. Finally, production estimations of the pad are reasonably matched to the actual data (error range: 5-8%) for the 7 years production history without further calibration of fracture flow properties.

An improved pumping schedule is suggested using the integrated workflow. Conserving total amount of fracturing fluid and proppant used, an improved schedule gives 4.4% increase of cumulative gas

productions than previous schedules. Based on the concept of dimensionless fracture conductivity, injecting too much proppant does not bring increased gas productions.

The suggested workflow has low uncertainty in the estimation of shale gas productions because it reflects various effects such as fracture propagations, proppant transport, and fracture closure. Finally, this workflow could be utilized to evaluate shale assets and derive a future development plan in shale gas fields.

keywords : DFIT analysis, Mechanical earth modeling, Fracture propagation simulation, Fracture closure effect, Shale gas production estimation
Student Number : 2017-39055