

高温岩体の開発技術と発電システムに  
関する研究

佐藤 嘉晃



高温岩体の開発技術と発電システムに  
関する研究

佐藤 嘉晃



Synopsis .....	vii
第1章 緒言 .....	1
1.1. 地熱エネルギーの特徴と開発の現状 .....	1
1.2. 高温岩体発電システムの特徴と技術開発の経過概要 .....	2
1.3. 各国プロジェクトによる高温岩体技術の進展 .....	3
1.3.1. 肘折 .....	3
1.3.2. 米国 Fenton Hill 実験場 .....	6
1.3.3. 英国 Rosemanowes .....	6
1.3.4. 仏 Soultz .....	7
1.3.5. 雄勝 .....	7
1.4. 高温岩体発電システムの要素技術の現状 .....	7
1.4.1. 高温岩体開発のプロセス .....	8
1.4.2. 地下システム設計に係る技術の現状 .....	8
1.4.3. 地下システム形成に係る技術の現状 .....	9
1.4.4. 地下システム計測・評価に係る技術の現状 .....	10
1.4.5. その他の要素技術の現状 .....	11
1.5. 本研究の目的 .....	11
参考文献 .....	13
表 .....	15
図 .....	30
第2章 岩体の強度特性評価のための試験方法.....	32
2.1. はじめに .....	32
2.2. 一軸圧縮強度試験方法 .....	32
2.2.1. 一軸圧縮強度試験の問題点 .....	32

	頁
2.2.2. 一軸圧縮試験を実施する際の留意点	34
2.3. 引張強度試験方法	35
2.3.1. 一軸引張強度試験の問題点	35
2.3.2. 一軸引張強度試験を実施する際の留意点	36
2.3.3. 圧裂強度試験での試験片内の応力	36
2.3.4. 圧裂強度試験の問題点	37
2.3.5. 圧裂強度試験を実施する際の留意点	39
2.3.6. 曲げ強度試験片での試験片内の応力	39
2.3.7. 曲げ強度試験の問題点	40
2.3.8. 曲げ強度試験を実施する際の留意点	42
2.3.9. 引張強度試験方法のまとめ	42
2.4. 破壊力学に基づく岩石の強度評価方法	42
2.4.1. 岩石の強度評価に対する破壊力学の適用	43
2.4.2. $K_{IC}$ 測定方法の規格	44
2.4.3. SE(B)法、chevron ノッチ法、および、indentation 法	45
2.4.4. $K_{IC}$ 測定方法の動向	47
2.4.5. $K_I$ - $v$ 曲線	48
2.4.6. DB 法、および、DB ( $M_R$ ) 法	49
2.4.7. き裂進展からの寿命予測	51
2.5. 圧裂試験における破壊開始位置と破壊荷重についての Griffith 理論による検討	51
2.5.1. はじめに	52
2.5.2. 円盤内の応力分布の二次元弾性解	53
2.5.3. 従来の研究での破壊開始位置	54
2.5.4. Griffith 理論による破壊開始位置と破壊荷重の解析	55
2.5.5. 考察	57
参考文献	58
表	62
図	65

	頁
第3章 高温岩体システム計測の要素技術	83
3.1. はじめに	83
3.2. AE 波形の連続記録システムと震源決定方法	83
3.2.1. AE 波形の連続記録システム	83
3.2.2. AE 震源の計算方法	84
3.2.3. AE 初動の自動検出	87
3.2.4. 分割した対称帯行列の逆行列の数値解法	91
3.3. AE 波形連続記録システムの性能確認と震源決定の精度確認	94
3.3.1. 初動検出プログラムの検討	94
3.3.2. AE 震源決定の精度等の確認	95
3.3.3. 岩石の一軸圧縮試験時の AE 測定	97
3.4. 光ファイバとレーザーによる孔内温度分布の連続計測	98
3.4.1. 光ファイバとレーザーによる温度分布測定の方法	98
3.4.2. 室内実験による性能評価	99
3.4.3. ボーリング孔内の温度分布計測を行った現場の状況	100
3.4.4. 孔内温度分布計測の結果	101
3.4.5. 本測定方法を地熱現場に使用する場合の留意点	102
3.5. フラクチャ内圧力分布とフラクチャ進展をモデル化した水圧破碎 シミュレーション	103
3.5.1. 従来の研究	103
3.5.2. フラクチャ内圧力分布及びフラクチャ進展のモデル化	103
3.5.3. 物理モデルの数式化	104
3.5.4. フラクチャの開口変位の導出	106
3.5.4. フラクチャの開口変位の導出	106
3.5.5. 応力拡大係数の導出	109
3.5.6. プログラムの概要	113
3.5.7. 計算例とその結果の検討	114
3.5.8. 地下及び水圧破碎実施の条件が圧力変化に及ぼす影響	115
3.5.9. KTB 実験場での水圧破碎記録のシミュレーションと結果の解釈	116
3.5.10. 考察	116



	頁
参考文献 .....	119
表 .....	121
図 .....	129
第4章 地下システム評価技術の肘折高温岩体実験場への適用 .....	183
4.1. はじめに .....	183
4.2. 肘折高温岩体実験場における注入井周囲の透水性の変化 .....	184
4.2.1. 注入坑井への注水中の圧力解析 .....	184
4.2.2. 坑口圧力の時間変化データを用いた透水性評価 .....	186
4.2.3. ほぼ安定となった坑口圧力データを用いた透水性評価 .....	187
4.3. 肘折高温岩体実験場の坑井縦き裂の発生条件から得られる地圧情報 .....	188
4.3.1. 縦き裂の状況 .....	188
4.3.2. 坑壁壁面の応力と破壊条件 .....	188
4.3.3. 引張き裂発生から推定される地圧情報 ( $\eta=0$ の場合) .....	189
4.3.4. 引張き裂発生から推定される地圧情報 ( $\eta \neq 0$ の場合) .....	190
4.4. 肘折高温岩体貯留層の循環抽熱実験のシミュレーション .....	191
4.4.1. はじめに .....	191
4.4.2. 1988 年の循環抽熱試験データによる肘折上部貯留層のモデル化 .....	191
4.4.3. 1989 年の循環抽熱試験データによる肘折上部貯留層のモデル化 .....	192
参考文献 .....	194
表 .....	196
図 .....	203
第5章 高温岩体発電システム実用化の展望 .....	230
5.1. 今後解決すべき技術課題 .....	230
5.1.1. 地下システム設計に係る技術の課題 .....	230
5.1.2. 地下システム形成に係る技術の課題 .....	231
5.1.3. 地下システム計測・評価に係る技術の課題 .....	232
5.1.4. 循環抽熱に係る技術の課題 .....	232

	頁
5.1.5. 地上プラント設計に係る技術の課題 .....	233
5.1.6. 環境影響計測・評価 .....	233
5.2. 国内の高温岩体資源量の評価 .....	233
5.2.1. 国内の高温岩体資源量の概算 .....	233
5.2.2. 資源量概算の留意点 .....	234
5.3. 高温岩体システムの発電コストの検討 .....	234
5.3.1. 従来の試算例 .....	234
5.3.2. 高温岩体地下システムの改良によるコスト低減の可能性 .....	235
5.3.3. 熱水対流系地熱発電との差異が発電単価に及ぼす影響 .....	236
5.4. 高温岩体発電システムの実用化への展望 .....	237
参考文献 .....	240
表 .....	242
図 .....	246
第6章 結言 .....	249
謝辞 .....	255

Study of Water Circulation System through a Hot Dry Rock Geothermal Reservoir  
and  
Discussion on Hot Dry Rock Geothermal Power Generation

by SATO Yoshiteru

SYNOPSIS

To develop renewable energy becomes more necessary than ever because demand for energy increases and pollution of global environment becomes a serious problem. Geothermal energy is hoped to be one of the energy resources due to its huge amount and little load on the environment. However, the total capacity of geothermal power plants in Japan is 540 MW and the plants currently scheduled to be built are only two. The reasons why the number of geothermal power plants in Japan is small in spite of advantageous geothermal resources include relatively high power generation cost, limited locations available for construction, relatively long time for construction and difficulty in exploring hydrothermal resource.

To overcome some of the obstacles, Hot Dry Rock (HDR) geothermal system is promising. The system is to inject water into, circulate water through and carry heat from high-temperature strata (called Hot Dry Rock). Thus, available geothermal resources and locations to be developed will be increased by the HDR system, and exploration of the HDR geothermal reservoir will be easier than that of hydrothermal reservoir.

About a quarter century ago, a scientist group of the Los Alamos National Laboratory advocated a concept of the HDR system as to create a fracture in a high-temperature and low-permeable stratum and circulate water through surface of the fracture. According to the proposal, drilling, hydraulic fracturing and circulating experiments have been conducted at several HDR test sites throughout the world. The experiments showed that HDR system is applicable not only to low-permeable strata but to wide geological conditions. Thus, it indicates that HDR geothermal resources and available locations for the HDR system are great. In contrast, it also indicates that the HDR circulation system is not as simple as the initial concept but highly affected by in-situ stress condition and natural fractures. To create a commercial HDR circulation system, it is necessary to improve the size and efficiency of the system by repeating system design, hydraulic fracturing and/or stimulation, measurements and analysis.

In chapters 2, test methods for strength and fracture toughness of rock were reviewed as



an elementary technology for hydraulic fracturing and stimulation. In chapter 3, as methods to measure characteristics of HDR circulation system, recording and source-locating system of acoustic emission (AE) events, temperature monitoring by laser and optical fiber and in-situ stress measurement by hydraulic fracturing were developed and/or tested. In chapter 4, interpretation and analysis methods for temperature, pressure and flowrate data of wells at Hijiori HDR test site were developed. In chapter 5, HDR R&D history and technological developments were reviewed and urgent problems for realizing a commercial HDR power plant were discussed.

In chapter 1, R&D programs at Fenton Hill in USA, Rosemanowes in UK, Soultz in France and Ogachi in Japan were briefly reviewed. Afterwards, R&D at Hijiori HDR test site was reviewed in detail. One of the great achievements of Hijiori to HDR progress was an improvement of the circulation rate by placing two production wells at both sides of an injection well along dominant flow direction. It was concluded by unsatisfactory productivity of the first production well at the upper HDR reservoir. However, in developing the lower HDR reservoir, arrangement of the production wells were considered carefully and resulted in good connectivity to an injection well. Another achievement was the creation the lower HDR reservoir 400 m under the upper one. Multi layering of HDR reservoirs is essential to enlarge reservoir volume. In addition, it is important that each injection well is open to one HDR reservoir and production wells are connected to the both reservoirs. This is a new concept proposed as the Hijiori system because of easier circulation system for multi depth HDR reservoirs.

In chapter 2, test methods for uniaxial compressive strength, tensile strength, plane-strain fracture toughness and subcritical crack growth of rock were reviewed, and issues and recommended details of the test methods were noted. Following the review, position and load of failure by splitting tensile test were numerically analyzed on the basis of the Griffith fracture criterion. The analysis showed the angle subtended by the loaded arc strongly affected the position and the load of failure. Thus, the angle should be larger than 0.34 radian and the splitting tensile strength should be calculated considering the value of the angle.

In chapter 3, a system equipped with a 1 M words Wave-memory and a computer was developed for recording and source-locating AE events. The minimum dead time of recording was 1 ms and error of source location of AE event recorded clearly was less than 3 mm. Computer code to detect arrival point of AE wave to a sensor was developed on the basis of Akaike's Information Criterion, and its difference to manual detection was small. AE events during a uniaxial compression of Kofu andesite were recorded and located by the system, and the largest AE event rate was 35 events/sec. As an usefulness to record AE events at such a high rate, 6 pairs of dual AE events that occurred at the distance less than 1 mm and had similar waveforms were recorded.

Also in chapter 3, temperature measurement system consisted of laser, optical fiber and electronic equipment was tested in a test pit of a metal mine. Its main feature was ability to measure temperature along the optical fiber. The fiber jacketed by a metal tube sustained less damage by friction against rock and hot water and steam condition for a half month in the pit. Owing to heat conduction along the fiber, error was found at measured temperature of a hot spot like inflow of hot water into a borehole.

Finally in chapter 3, a simulation code to interpret pressure data of hydraulic fracturing was made by adopting simplified fracture dimensions. A key of the model was a pressure distribution in the fracture approximating pressure measured while laboratory hydraulic fracturing experiments at Ruhr university. The supposed pressure distribution consisted two linear parts bent sharply at a point of pressure equaling to the minimum horizontal stress, and pressure at the fracture equal to pore pressure. Process of hydraulic fracturing while a part of pre-existing fracture was closed was supposed as stress intensity factor of open fracture was equal to fracture toughness of the closed part. Pressure increased until the stress intensity factor exceeded the fracture toughness of rock after fluid filled the whole fracture, and the fracture extended. As results of calculating by the code, downhole pressure, volume of water in the fracture, fracture opening displacement and flowrate into the fracture calculated were sound. The minimum horizontal stress had a predominant effect on the downhole pressure, and injection rate and fluid viscosity had evident effect. The maximum horizontal stress, the pore pressure and the fracture toughness of rock had less effect on the downhole pressure when pre-existing fracture was enough longer than the borehole radius. Effects of the minimum horizontal stress, the maximum one, the pore pressure, the fracture toughness of rock and initial fracture length were discussed further on the basis of linear fracture mechanics. In spite of simplicity of the model, this code simulated the characteristics of a pressure data measured at KTB test site.

In chapter 4, average permeability of rock around an openhole section of an injection well SKG2 at Hijiori HDR test site was estimated by matching histories of wellhead pressure measured during injection test and calculated under a supposition of radial diffusion from the well into surrounding rock. At lower flow rates, the calculated pressure histories matched well to measured ones. Expanding the interpretation method, permeability was roughly estimated from wellhead pressure become nearly constant, because only the pressure data were available at injection tests without recording pressure history. Values of permeability estimated from pressure data were affected by injection flow rate, but long-term estimation showed that the permeability of rock around SKG2 was increased considerably by injection at high flow rate.

Also in chapter 4, in-situ stress information was derived from occurrence of drilling induced fractures in the wells at Hijiori HDR test site observed by a Borehole Televiewer. The well was simplified as a hole in an infinite plate under plane strain condition; stress around the



hole was calculated as caused by horizontal tectonic stress components, hydrostatic pressure and cooling of rock. It was supposed that tensile fracture occurred when a normal stress component of the stress tensor of an plane at a point on the hole exceeded tensile strength of rock. Using mechanical and thermal characteristics of rock, temperature decrement and well depth, it was shown that domain of ratio between the maximum horizontal stress and the minimum one was restricted. In addition, at conditions of Hijiori HDR test site, direction of the fracture should be consistent with that of the maximum horizontal stress in spite of a distinct anisotropy of rock tensile strength.

Finally in chapter 4, permeability and boundary impedance of the Hijiori upper reservoir was calculated by Finite Element Heat and Mass Transfer Code by the Los Alamos National Laboratory. The calculation was tried twice by using circulation test data in 1988 and in 1989. However, distinct difference was found between the two calculated values because of anisotropy of flow impedance in the Hijiori upper reservoir.

In chapter 5, it was indicated that amount of HDR resource in Japan was estimated as 29 GW for 20 years and power generation cost of 30 MW HDR power plant was estimated as 22 Yen/KWh. The resource was huge enough to conduct R&D for HDR further. It was also indicated that the expensive cost could be reduced by efficient operations of drilling and hydraulic fracturing and by well considered heat mining plans.

Finally, necessity to improve the size and efficiency of HDR circulation system by repeating system design, hydraulic fracturing and/or stimulation, measurements and analysis was emphasized. Because, the HDR circulation system is highly affected by in-situ stress condition and natural fractures and getting enough geological information at initial stage is impossible.

## 第1章 緒言

### 1.1 地熱エネルギーの特徴と開発の現状

世界的な人口増加と生活水準の向上により、エネルギー消費が今後も増大し、また、CO<sub>2</sub>、NO<sub>x</sub>、SO<sub>x</sub>等の排出量増加による環境悪化が予測される。これらの問題に対処するため、化石燃料以外の原子力、水力、地熱、太陽等のエネルギーの利用を促進する必要がある。

我が国は、環太平洋火山帯に位置して地熱熱流量の大きい地域が多く、また雨量も豊富なこと（地熱地域で生産される熱水・蒸気の大部分は、熱水対流系により、天水が地下に浸透し熱せられて地表に再度上昇したもの<sup>1)</sup>）から、地熱エネルギー利用に適している。地熱エネルギーは、次のような特徴がある。(1) 地殻内部からマントル対流と熱伝導によって地表にもたらされる、膨大な自然エネルギーである<sup>1)</sup>、(2) 環境負荷が小さく、たとえ、硫化水素あるいは酸性熱水等の発生を伴う場合でも施設内で処理できる、(3) 施設建設や運転制御の大部分は既存技術の改良及び応用で済む、(4) 開発に伴う災害の発生確率及び規模ともに小さいと予測される。

発電設備容量に地熱発電の占める割合が大きい国は、フィリピンが20%、エルサルバドルが14%、ニカラグアが15%等<sup>2)</sup>であり、また、フィリピン<sup>3)</sup>、インドネシア<sup>4)</sup>、メキシコ<sup>5)</sup>等は現在も積極的に地熱発電所の建設を進めている。発電を介さない熱利用を考慮すれば、アイスランドでは、地熱エネルギーが全エネルギー消費量の半分以上を大きく越えている。一方、我が国の地熱発電所は、小規模な観光施設自家用を除いて、13ヶ所（葛根田1号と2号、八丁原1号と2号は、それぞれ1ヶ所と扱う）、設備容量の合計は約54万kWであり<sup>2)</sup>、全発電設備容量の0.2%に過ぎず、現在開発中は八丈島（東京電力）と小国（電源開発、九州電力）の2ヶ所<sup>2)</sup>だけである。

我が国のエネルギー政策として2010年度に280万kWの目標が設定されている<sup>6)</sup>ように、その開発必要性は強く認識されており、また、資源的にも恵まれているにもかかわらず、開発の進まない原因は、端的には地熱発電コストが火力、原子力等、主要な発電コストに比べて高いことである。現状の地熱発電コストは12～15円/kWhであり、電力売買での買い取り価格が10円/kWhを割る状況の中では競争力に乏しい。コスト高の原因として、火力等に比べてエネルギー密度が低いという物理的な必然もあるが、公団法等による開発の規制、既存利権者との調整の困難、蒸気生産と発電の分離（ただし九州電力は一環開発の例が多い）による開発遅延等、多くの社会的要因<sup>7)</sup>が挙げられている。一方で、技術的要因として、熱水対流系資源を対象とする地熱発電は、熱水の上昇域を探索してその適当な場所に坑井を掘削して熱水・蒸気を生産する方式であるため、探索、掘削、生産量予測等に不確定な部分が大きいことが考えられる。



熱水対流系を開発する際の技術的な困難は、具体的には以下の通りである。(1) 地熱貯留層内の流れは優勢なフラクチャに支配されており、その探査が難しく、掘削目標は小さい。(2) 安定に長期間生産できる熱水・蒸気量を確認するための噴気試験が必要。(3) 個々の坑井の生産量あるいは還元量が初期状態から急速に減衰する場合がある。(4) 生産ゾーンと還元ゾーンの分離あるいはその間の十分な循環距離が必要であるが、予測は困難。(5) 同じ地熱開発域内でも、坑井毎に生産熱水の化学組成が異なり混合搬送できない場合がある。ただし翻って見れば、これらの技術的課題を解決すれば、環境規制、利権調整、開発遅延等の社会的要因の解決にもつながり、大幅なコスト低減をもたらす可能性がある。

我が国の地熱発電は、松川発電所の運転開始以来四半世紀に達している。探査や掘削が年々困難になる傾向にもかかわらず、地熱発電コストがそれほど上昇しなかったことは、この間に、探査、掘削、生産管理等の技術が改良されてきたことを示している。しかし一方で、主要な技術的課題はこの間も変わっていないことは、地熱発電コストの引き下げ、及び、地熱発電量の飛躍的な増加のためには、個々の要素技術の改良だけでは不十分であり、システム全体の革新が必要なことを示していると考ええる。

## 1.2. 高温岩体発電システムの特徴と技術開発の経過概要

高温岩体発電システムは、地下の高温地層中に注水循環し熱水蒸気を生産して発電する方式であり、現在技術開発中である。熱水対流系を対象とした現状の地熱発電システムが、熱水対流系の状態を付与の条件としてその状態変化を小さく留めながら開発を進めているのに比して、より能動的に地下に働きかける方式であり、次の利点があると考えられる。(1) 地下探査の必要性が比較的小さい。(2) 開発の対象地域、資源量ともに増加する。(3) 地熱貯留層への入力（注水量）を制御しており貯留層評価が容易である。(4) 能動的に貯留層規模を拡大できる。(5) 開発期間を短縮できる。(6) 生産熱水の性状が穏やかである。一方、高温岩体発電システムの主要な課題は、コスト的に見合うような規模と寿命の地下システムを形成して循環抽熱できるかということである。

高温岩体発電の技術開発は、1970年の米国 LANL (Los Alamos National Laboratory、当時 Los Alamos Scientific Laboratory) のグループによる、低透水性で高温の岩体に2本の坑井を掘削し、水圧破砕によりその坑井間をつなげ水を循環し熱を採取することが可能である、との提唱に始まった<sup>8)</sup>。LANLは、1977年に米国 Fenton Hill で第1期熱抽出実験を行い、その可能性を実証した。この実証を受けて、日本(岐阜焼岳)、英国(Rosemanowes での Phase1)、フランス(Le Mayet)、西ドイツ(Falkenberg)等で実験が開始されたが、これらの実験場の大部分は、坑井は浅く、温度もそれほど高くない地層を対象として、水圧破砕及び坑井間循環の技術開発に主眼をおいたものであった。その間、Fenton Hill では1980年以降第2期実験に入り、うち1981年から約5年間は IEA (International Energy Agency) 協定による日・米・西独の共同研究が実施された<sup>9)</sup>。第2期計画は、より深部に人工貯留層を形成し循環抽熱するもので、第1期と同様

に、2本の坑井を掘削してから、1本の坑井で水圧破砕を行って2本をつなげる順で実施された。しかし、水圧破砕によるフラクチャの進展方向が、第1期の方向と異なったために、2本目の坑井にフラクチャが繋がらず、循環系形成に至らなかった。そのため、当初予定になかった、大規模な水圧破砕や坑井の枝掘りを行う必要が生じた。この結果から、Northwestern University のグループ等によって70年代半ばから提唱、実施されていた地下フラクチャの研究の重要性が再認識された。また、地下システムの形成手順も、当初の(1)2本の坑井を掘削し、(2)水圧破砕で連結する方式から、(1)注水井掘削、(2)水圧破砕、(3)フラクチャ位置把握、(4)そこに生産井掘削、する方式に改善された。

IEA 協定終了頃から、日本は通産省工業技術院が肘折で、やや遅れて電力中央研究所が秋の宮で、仏・西独は共同で Soultz で、それぞれ本格的な高温岩体実験を開始した。また、実験室から次第に規模を拡大していく学術的アプローチで、東北大学が「計画」<sup>10)</sup>を実施した。これらの現場での実験を通じて、低透水性の Fenton Hill<sup>11)</sup>だけでなく、Rosemanowes<sup>12)</sup>、肘折<sup>13)</sup>、Soultz<sup>14)</sup>、雄勝<sup>15)</sup>と多くの異なる地質条件で、人工的な注水、循環、抽熱が可能であることが実証された。このことは、当初に LANL が提唱した低透水性岩盤での人工フラクチャの形成とその面内での循環という狭義の高温岩体地下システムの定義が拡張されたものと捉えることができ、同時に、開発対象となる地熱資源は当初予想より広範囲であることを示している。一方で、人工的な注水、循環といえども、地圧や地質条件に大きく依存することが明らかになり、当初考えていたような単純なモデルの修正が必要となった。

## 1.3. 各国プロジェクトによる高温岩体技術の進展

### 1.3.1. 肘折<sup>16)-25)</sup>

通産省サンシャイン計画(現在は、ニューサンシャイン計画)の下で、新エネルギー・産業技術総合開発機構(以下、NEDO)が実施主体となって、高温岩体技術開発プロジェクトが、1985年以来山形県肘折を主たる実験場として実施されている。この目的は、高温低透水性地層における(1)人工熱水系の形成、(2)フラクチャマッピング・坑内計測技術、(3)循環抽熱システムの技術開発を行い、発電システムの可能性を把握することである。肘折高温岩体実験場の人工貯留層及び坑井の配置を模式的に図1.1に、また、それらの深度、温度等を表1.1に示した。肘折高温岩体実験場では、(1)注水井を掘削し、(2)水圧破砕を実施し、(3)フラクチャ位置を把握して、(4)そこに向けて生産井を掘削するという手順で、上部貯留層を1986年に、下部貯留層を1992年に、それぞれ形成した(表1.2)。

上部貯留層の形成及び注水循環の経過(表1.3-1.6参照)は次の通りである。86年に、既存坑井 SKG2 からの水圧破砕により貯留層を形成した。87年に、生産井として HDR1 を掘削した。この際、HDR1 坑底の位置は、86年の水圧破砕での AE 震源分布から、SKG2 坑底の南側約40mと決めたが、88年の SKG2 と HDR1 の15日間循環試験では2坑井間の導通は不十分であり、AE 震源の計算結果を再検討した結果、AE 震源が南側に偏って計算されていたことが明らかと



なった。偏りの原因は、肘折の速度構造の仮定の誤りであり、これは87年に実施した地表でのシューティング結果を用いて補正され(表1.7参照)、AE震源は注水井SKG2を中心にしてほぼ東西方向に分布していたことを再計算によって求めた。この後は震源補正の重要性を認識して、坑内シューティング用の断熱チャンパーを開発し(88年、表1.8参照)、機会ある毎に坑内シューティングによる震源補正を実施して震源補正精度を上げている。また、AE震源分布のみに頼って、既存フラクチャの分布を注意深く検討しなかったことも反省して、87年のSKG2とHDR1のBHTV計測(表1.9参照)から始まる、一連の既存フラクチャ分布に焦点を当てた計測を継続している。現在、注水井に対する生産坑井の位置は、AE震源分布、BHTVによる坑壁面上のフラクチャ計測、地質調査によるリニアメント解析、定方位コア中のフラクチャ解析(表1.10参照)等の結果を、総合判断し決定している。

89年には、SKG2坑底の西約50mにHDR2を掘削して、29日間循環試験(SKG2注水、HDR1、HDR2生産)を行った。その結果は、東西方向に卓越したフラクチャ分布から予測された通り、東西方向の流れが卓越して、HDR2の生産流量はHDR1からの生産流量の2倍以上に達した。さらに回収率(注入量に対する生産量の比)を向上させるために、90年に、SKG2坑底の東約55mにHDR3を掘削した。91年の90日間循環試験では、SKG2に注水し、HDR1、HDR2及びHDR3の3坑井から生産した。注水井SKG2を挟んで東西に位置したHDR3とHDR2からの生産が多く、注水井を挟んで流れの卓越方向に2本の生産井を配置する方式が、回収率向上に有効であることを実証した。

下部貯留層(表1.2-1.6参照)は、92年に、HDR1からの水圧破砕によって、上部貯留層の約400m下に形成した。上部貯留層のAE震源分布と、PTS検層で得られた導通フラクチャの深度から、400m以上離せば両貯留層が直接つながる恐れは無いと判断した。93年には、HDR3を下部貯留層に向けて増掘し、その坑底は注水井HDR1の東約130mとした。掘削目標の設定には、上部貯留層で実施したように、AE震源、既存フラクチャ分布及び流動異方性を考慮するとともに、循環に最も寄与していると考えられるフラクチャ面を想定してその面を貫通させるという考え方を取った。130mという距離は、貯留層規模を大きくするという目的で、上部貯留層での坑井間距離の2倍以上として設定した。また、HDR3増掘中にHDR1水位を計測し、その水位上昇率が大きくなった時点で、HDR3の定方位コアリングを行い、導通フラクチャを含むコア採取に成功している。94年には、HDR2を、HDR1の西側、坑底間距離約90mに向けて増掘した(以降、HDR2aという)。HDR3とHDR1の坑井間距離に比して短くした理由は、HDR2のdoglegの値が大きすぎてこれ以上の距離を確保するのが難しいこと(この距離でも1600mまでのplug backが必要であった、表1.3参照)、地質やAE震源分布からみてHDR1西側に南北方向の優勢なフラクチャが存在する可能性があること、130m離れたHDR1とHDR3の導通がそれほど良くないこと、であった。95年には、25日間循環試験(HDR1注水、HDR2a及びHDR3生産)を行い、HDR2aとHDR3の生産流量の差が大きいこと、坑井を通じて上部と下部の貯留層が干渉することを観測した。

96年には、HDR3の導通性改善を主目的として30日間循環試験(HDR1注水、大部分の期間HDR3のみ生産)を行った。HDR3が上部と下部の両貯留層に導通しているために、HDR3の加圧注水は上部貯留層との導通のみを促進する恐れが大きいと判断し、HDR3の単独生産による導通改善を目指したが、期待した効果は得られなかった。ただし、この循環試験中に坑口バルブを閉鎖していたHDR2aでは、下部貯留層から坑井に熱水が流入し、坑井内を上昇して上部貯留層に流出していることを、PTS検層によって明確に捉えた。

高温岩体地下システム形成の費用としては、坑井掘削費用が4割強を占めると試算されていることから、コスト低減のために坑井と貯留層の配置に各種の提案が行われている。肘折の地下システムの特徴は、上部と下部の各貯留層毎に1本の注水井があり、生産井は両方の貯留層に導通していることである。これに対して、Soultz、雄勝では、1本の注水井から2層以上の貯留層を形成しており、坑井本数は肘折より少なく済み配置である。ただし、1本の注水井から複数の貯留層を形成しても、いずれかの貯留層に優勢に流出しては、有効性は無い。これまでのSoultz、雄勝の循環試験では、2層の貯留層への流入量は大きく異なっており、1本の注水井から2層の貯留層を形成した利点は無く、また、各層への流入量を制御する方法は具体的になっていない。肘折ではまだ2層循環は行われておらず、Soultzや雄勝の地下システムと比較するには至っていないが、肘折のシステムでは各層への注入量は各注水井の注入量として制御できるため、循環抽熱のオペレーションは格段に柔軟で容易である。今後、肘折のシステムでの2層循環試験によって、意図したような2層の同時循環が行えることを確認すべきである。

また、肘折の特徴として、貯留層内の流れの大きな異方性も挙げられる。東北地方の地圧方向の一般的な傾向、カルデラ南縁部という実験場の位置から、東西走向のフラクチャが多く、流動もその方向に卓越することは、現在から振り返れば当然と思えるが、これも肘折での実験を通じて明らかにしてきた実績である。このように流動の異方性が大きな貯留層に対して、注水井を挟んで2本の生産井を流れの卓越方向に配置することによって、高い回収率を得られることを実証したことは、既述の通りである。また、注水井に対する生産井の配置については、AE震源分布だけでなく、BHTV等による坑井壁面フラクチャの計測、地質調査によるフラクチャ分布等の情報を、総合的に判断して決定すべきであることも、肘折での経験として得ている。

一方で、現在の肘折地下システムでは、明らかにならない点、不十分な点もある。例えば、坑井間距離は、上部貯留層では50m前後、下部貯留層では100m前後と段階的に長くしている。しかし、注水井から500m以上広がっているAE震源、あるいは、地化学やトレーサから予測される、生産井のかなり外側までの水の流れを確認するためには、現在の坑井間距離では不足であるし、商用発電を考えれば300-500m程度の坑井間距離での循環可能性を確認すべきである。また、肘折あるいは他の実験場での循環試験から、人工貯留層内の圧力を高めすぎると、貯留層自体が拡大して循環状態が変化することが明らかになってきており、高温岩体貯留層の保持できる圧力はその地質条件等によって定まるのか、あるいは、どの程度までどのようにして制御できるのかという点も確認すべきである。



### 1.3.2. 米国 Fenton Hill 実験場<sup>11),26)</sup>

米国 Department of Energy (DOE) の予算により、LANL が中心となって、世界初の高温岩体実験場を Fenton Hill に設置した。LANL のグループは、高温岩体からの人工的な抽熱を、Fenton Hill 第 1 期計画の 1977 年に実証した。第 2 期計画は、IEA 協定の下で日、西独の参加も受けて、開始された。深度約 4400m の坑井 2 本を掘削した後、水圧破砕を実施したが、両坑井間での導通は観測されなかった。これは、水圧破砕によるフラクチャの進展方向が、第 1 期の場合と異なったためである。大規模水圧破砕、坑井枝掘りによって、循環系が形成されたのは 1985 年であった。この経験は、地殻内におけるフラクチャの研究の重要性を認識させることになった。この事態のために、第 2 期当初より計画されていた Long term flow test (LTFT) は、予定より大きく遅れて 1992 年 4 月に開始された。112 日間の循環後、循環ポンプの破損のために約 10 ヶ月中断され、93 年 2 月に再開したものの予算不足のため 55 日間の循環に留まった。

LANL はこの 2 回の循環実験の結果を次のように肯定的に総括した。(1) 生産温度、流量、圧力ともに安定していた、(2) 循環経過とともに循環領域が拡大した、(3) 加圧循環により、スケール発生を抑制できた、(4) 無人の循環運転を安全に実施し、また、維持管理の工数も少なかった。

この総括を受けて、米国 DOE は、「商用利用の提案を受け付け、それが利益を生み出す提案と判断できれば、その提案に対して DOE が最大 50% の資金を提供する」旨を、米国内の企業、団体に通知した。これに対して、複数の提案があり、内容が審議されたが、いずれも却下された。商用として利益を生み出すには至らないと判断したと、推定できる。Fenton Hill 実験場は 96 年に閉鎖されたが、高温岩体プログラムは従来地熱開発との技術交流という形で続けられている。

Fenton Hill プロジェクトは、高温岩体エネルギーを人工的に採取できることを最初に示し、また、国際研究協力の基となった。そこでは、坑井掘削や水圧破砕に意欲的に新たな技術を試用しており、その結果は成功、不成功を含めて、その後の各国プロジェクトの基礎資料となっている。ただし、Fenton Hill のシステムは、熱出力 10MWt 程度と小規模で、また、フラクチャ閉塞防止とスケール抑制のために高圧での循環が必要、さらに需要地に遠いという立地条件もあり、商用システムへの進展にはつながらなかったと考える。

### 1.3.3. 英国 Rosemanowes<sup>12),27)</sup>

第 1 期では、深度約 300m の坑井を用いて、水圧破砕、循環系形成、検層・計測技術開発等を行った。第 2 期には、深度 2000m 以上、温度 100℃程度の貯留層を形成して、定常流量で 3 年以上、合計で 5 年近くの循環を行った。3 年半程度経過した時点で生産水温度が急激に低下する現象、つまり、優勢な流路が早く冷却した thermal short circuit 現象を観測した。この現象を高温岩体中の長期安定循環の大きな課題として残っている。また、Fenton Hill と異なりより loose な地質条件で高い回収率を示したことに意義がある。

実験を実施していた Camborne School of Mines (CSM) のグループは、第 3 期計画として、温度 230℃の高温岩体貯留層を深度約 6000m に形成することを提案したが、次のような総括を受けた。(1) 技術的に未確立な点が多く、これらの技術確立には Soultz での共同開発が費用的に有利である、(2) 英国内の高温岩体資源は、England 西部に偏っている、(3) 深度 6km の貯留層形成・循環では、経済的に他の発電方式と競争できない。その結果、Rosemanowes プロジェクトは終了され、同時に、当時、仏独共同で行っていた Soultz プロジェクトへの参加が決定された。

### 1.3.4. 仏 Soultz<sup>14),28)</sup>

Soultz は Rhein 地溝帯に位置しており、引張フラクチャが発達し透水性が高く、地殻熱流量も大きい。ここでは 1987 年以来、仏と独が共同研究として、2000m 級の坑井を用いた貯留層形成、原位置応力測定等を行ってきた。現在は、European Geothermal Project として位置付けられ、仏、独、EC が予算を出しており、他に英国、イタリア、スイス、スウェーデン等のヨーロッパ諸国の研究者も実験に参加している。

1992 年には坑井 GPK1 が深度 3590m まで増掘された。93、94 年には GPK1 から stimulation が実施された。95 年に坑井 GPK2 が深度 3876m まで掘削された。地層温度は GPK2 坑底で約 170℃、坑井間距離は約 500m である。95 年に、GPK2 注水、GPK1 生産の熱抽出実験を行い、21 l/s の注水流量に対してほぼ同流量で生産を達成した。ただし、これは GPK1 の深度 400m にダウンホールポンプを設置して熱水のポンプアップを併用した結果である。生産水温度は 138℃に達し、熱出力は 8~9 MWt であった。

Soultz は、地下貯留層内の流体が自然状態で豊富である。これは、注入をしなくても坑口から水が流れ出る状態であること、あるいは、注水循環中のトレーサ試験で注入井からのトレーサを生産流体中に識別するまでには至っていないことから明らかである。この点からは、当初の高温岩体資源の定義とは異なる地質条件にある。しかし、坑井間距離 500m での循環に成功したこと、また、注入流量とほぼ同じ生産流量を達成したことは大きな成果である。

### 1.3.5. 雄勝<sup>15)</sup>

電力中央研究所は 86 年に高温岩体研究計画を作成し、フェーズ 1 として予備的な実験を秋田県秋の宮で 3 年間実施した。その成果を受けて、90 年以降は、秋田県雄勝町での実験を継続している。フェーズ 2 (90 年から 3 年間) では、Cement Reamer and Sand Plug (CRSP) 法により、深さ 1000m、坑底温度 228℃の坑井に 2 層の貯留層を形成した。また、貯留層分布、フラクチャ、流量、温度等の計測技術として、光ファイバを用いた坑井内の温度等の分布測定、地表ネット AE 法、透水性計測、流電位法、比抵抗トモグラフィ法等の計測法を積極的に適用している。

## 1.4. 高温岩体発電システムの要素技術の現状<sup>29)</sup>



#### 1.4.1. 高温岩体開発のプロセス

図 1.2 に、高温岩体発電の建設を想定して段階毎の実施内容とそれらの関連を模式的に示した。熱水対流系を対象とした従来の地熱発電所に合わせて、調査、開発、建設、運転の 4 段階に区分している。なお、図には示さなかったが、発電コストの評価は各段階で当然行われ、また、段階に応じた諸手続きが必要である。高温岩体資源を開発するプロセスの最大の特徴は、開発段階及び運転段階での、地下システム設計（あるいは地下システム維持改良設計）—地下システム形成（あるいは地下システム維持・形成）—地下システム計測・評価、というループである。このループを何回か繰り返して、目標の地下システムを実現する。このプロセスは、地下構造の把握と人工的制御が困難な条件下で仕様に近づけるために必要なプロセスであり<sup>30)・31)</sup>、設計と製作が一連の流れで完了する通常の機械構造物とは異なる。現在は、高温岩体地下循環システムについて、坑井周辺の透水性は大流量の注水によって改善できるが、坑井間の流動は既存のフラクチャシステムに支配され、この部分の流動を変える有効な手段は未だない、と理解されている。このような開発プロセスの特徴を前提として、地下システム設計、地下システム形成、地下システム計測・評価、及び、他の要素技術に分けて、現状を整理した。

#### 1.4.2. 地下システム設計に係る技術の現状

地下システム設計関連として、地質構造の調査評価、熱交換面の設計、貯留層規模拡大のための貯留層・坑井配置、循環オペレーション設計、モデリングとシミュレーションに分類して整理した。なお、モデリングとシミュレーションは、地下システム評価のための重要な手段でもあるが、ここに整理した。

探査段階で得られる地質情報で、高温岩体開発に重要であると現状考えられる情報は、地層内温度分布、開発対象域の地殻応力、優勢なフラクチャの走向・傾斜、分布密度、透水性、及び、貯留層境界となる可能性のあるフラクチャの位置などである。これらの情報と、実際に開発された高温岩体貯留層との関連という形での解析は、これまであまり行われていない。

地下に熱交換面を設計する時に、影響を与える要因は主として、原位置応力、フラクチャ分布、及び、フラクチャ進展抵抗である。フラクチャが少ない場合に、水圧破砕面は原位置応力とフラクチャ進展抵抗によって決定されることは、F 計画の東八幡平での実験<sup>10)</sup>が実証している。ただし、原位置応力、フラクチャ分布、フラクチャ進展抵抗ともに測定が難しいために、現場での水圧破砕による熱交換面形成では、定量的な設計まで至っていない。

貯留層の空間規模の拡大としては、注水井は単層、生産井は複層の貯留層に導通した肘折の地下システムが、単純で、各貯留層への注水流量も制御できることから、現実的である。

ある程度大きな規模でも貯留層が閉鎖系であれば、長期的には回収率は 100% に近づき、また、注水圧力を上げれば生産圧力も上昇する。Fenton Hill の貯留層はそれに近い例であり、生産井に背圧を加えながら高圧で循環を行っていた。しかし、このような例は稀であろう。例えば、肘折での上部貯留層、下部貯留層の循環では、注水流量を上げてそれぞれに応じた生産量の増加

はなかった。注水量を増やして貯留層圧を上げても系外へ逸流したために、期待したほどには生産井の圧力は上昇しなかったと推測できる。

長期循環での問題点として、英国 Rosemanowes の循環試験で 3 年半程度経過した時点で観測された thermal short circuit（生産水温度が急激に低下する）現象<sup>32)</sup>がある。類似した現象として、91 年の肘折上部貯留層の 90 日間循環試験<sup>21)</sup>で、流入流量の多いフラクチャでは循環初期より明らかに流入熱水の温度が低下していることを PTS 検層で計測している。

長期の循環抽熱の設計・評価は数値シミュレーションに依らざるをえない。高温岩体開発に伴って、水圧破砕、フラクチャ進展、貯留層内冷却などの課題を解決するために、多くのコードが開発されており、肘折においても目的に応じて解析方法を選択している（表 1.11）。最終的な目標としては、坑井も含めた高温岩体貯留層全体のシミュレーションであるが、現象の理解やコンピュータの能力から、現状ではそれを望まず、解析目的を特定してコードを選択使用している<sup>33)</sup>。

#### 1.4.3. 地下システム形成に係る技術の現状<sup>34)</sup>

坑井掘削、坑井仕上げ、水圧破砕・stimulation、坑井周囲の透水性改善に分類して整理した。

肘折での坑井掘削実績は表 1.3 に挙げたが、温度が 1800m で 250℃以上、2200m で 270℃以上の硬岩の花崗閃緑岩盤を、順調に掘削した。深度約 3000 m、地層温度約 300℃程度の硬岩であっても、地層条件が良好であれば、現状のロータリー掘削で、コスト的に無理なく掘削できる。また、フラクチャ方位・傾斜、フラクチャ開口、岩石強度、原位置応力等を測定する目的で、肘折で実施した定方位コアリングの実績を表 1.12 に示した。コアバレルとコアビットに改良を加えた結果、掘進長、コア採取長とも所定の 5m に達する例が増えてきた。

坑井仕上げとしてのセメンティングの肘折での実績は表 1.13 の通りである。最近のセメンティング作業である、94 年の HDR1 坑井 PBR アニュラス部分の閉塞では、92 年に発生したセメント・スラリー逆流の反省から、逆流防止に有効なセメンティング機器を選定・準備し、また、セメンティング作業もいくつかの段階に分けて、各段階で施工・結果検討を行い、かなり困難な作業を成功させている。十分な冷却循環が行えなかったセメンティング作業では、高温用セメント・スラリーを調整、使用した。また、セメント固化後も長期に強度ができるように、セメント・ボンド剤を添加した例がある。

水圧破砕作業は、注水ポンプは余裕をみて準備し、AE によってフラクチャ進展をモニタリングしながら、注水を制御している。

生産井からの stimulation も、flow impedance の低減や回収率の向上に効果があることは、Rosemanowes, Fenton Hill, Soultz、雄勝で実施した生産井への全坑加圧（迎え水圧破砕）の結果が示している。しかし、肘折の現状の地下システムでは、生産井は上部と下部の 2 層に導通しているため、生産井への全坑加圧は上部貯留層への流入を引き起こすだけであり、採用できない。高温岩体発電が実現すれば、このような生産井が一般的になると考えられ、この状態で生産井から特定の貯留層を stimulate する必要がある。肘折では、surging（生産中の坑口バルブ



を短時間閉鎖して生産井の坑内圧力を上昇させる)を試験したが、その効果は確認できなかった。また、裸孔パッカーの試験改良も行ったが、パッカー間圧力は 8MPa 加えるに留まっていた。この値では stimulation には不足である。Soultz では、小径の原位置応力計測用にアルミニウム製パッカーを製作し、水圧破砕による原位置応力計測に成功しているが、使用後、外筒のアルミニウム掘り抜きは困難であったことが伝えられている。

#### 1.4.4. 地下システム計測・評価に係る技術の現状

測定対象によって、原位置応力、フラクチャ分布、フラクチャ進展抵抗、貯留層規模、貯留層内流動特性、坑井内流動特性に分類して整理した。

原位置応力の測定方法<sup>35)</sup>は、(1) 原位置坑井内での破壊現象の解析による方法、(2) 原位置から採取したコアの変形特性による方法、(3) 原位置での破壊に伴う弾性波の解析による方法に分類できる。(1)の方法は、具体的には、原位置での水圧破砕による方法、坑井掘削に伴う坑壁フラクチャ<sup>36)</sup>や borehole breakout の解析による方法である。東北大学 HWR (Hot Wet Rock) プロジェクト<sup>37)</sup>等の成果で、人工フラクチャの初生、成長、閉口及び再開口挙動、及び、坑内水圧の経時変化についての解析が行われ、坑内水圧とフラクチャの力学的挙動との相関が明らかにされている。ただし、高温高圧条件での実施が困難で、コストも大きいことが、実用上の問題である。坑井掘削に伴う坑壁フラクチャや borehole breakout は、高温で、応力の絶対値が大きく、応力の異方性が大きいほど発生しやすい。肘折でも HDR1、HDR2、HDR3 全ての坑井で観察され、その深度、形状、走向・傾斜は、BHTV によって計測できる。(2)のコアを試料とした方法は、NEDO 可採量増大プロジェクト<sup>38)</sup>と東北大学 HWR プロジェクトで精力的に研究された。コアのひずみの解析による Anelastic Strain Recovery (ASR)法、Differential Strain Analysis (DSA)法、Deformation Rate Analysis (DRA)法、加圧による AE 法がある。ASR 法については、岩石の非弾性ひずみ回復特性と測定原理の考察から 3 次元原位置応力計測法が提案され、実際に湯の森において原位置応力の方向と絶対値が測定されている。DSA 法は、静水圧試験による微小フラクチャ評価法が確立され、やはり湯の森での測定に適用された。DRA 法についても室内実験から新たな評価法が提案され、またそのメカニズムの 1 つが明らかにされた。AE 法は岩石のカイザー効果に基づいており、2 種類の岩石の測定実験によって、経過時間、応力値、封圧成分などによる AE 発生特性の変化が研究された。肘折の花崗閃緑岩コアでは、ひずみ増分が小さい硬岩での測定のために実験方法やひずみ測定精度を改良して、Differential Strain Curve Analysis (DSCA)法による原位置応力の測定が行われている。このように測定原理や方法については確立されつつあるが、実用に際しては定方位コアリングコストが阻害要因となっている。(3)は AE の発生メカニズム解析である。水圧破砕法やコア変形法が坑井の限られた数点、坑壁フラクチャや breakout の解析が坑井裸孔区間に限られるのに対して、AE メカニズム解は貯留層の広い範囲に適用できるのが最大の特長である。

フラクチャのサイズは、コア中の微細フラクチャから断層まで広いサイズに渡る。大きなサイズから整理すると、高温岩体貯留層の外縁となるような断層が考えられる。肘折においては、

航空写真やランドサット映像によるリニアメント解析、地表の露頭調査等を行ったが、既存フラクチャが肘折の地下循環システムの境界となっているという明確な結果は得ていない。貯留層内のフラクチャ分布を捉え得る方法は、現在は AE 測定・解析が主力である。近年、東北大学を中心とした国際共同研究 MTC プロジェクト<sup>39)</sup>によって、AE データの解析は急速に進歩した。これまでは貯留層内の雲のように見えていた AE 震源分布の中に、doublet 解析や直交射影による補正法によって、震源分布面を求めることができるようになった。また AE を音源とする反射法、坑井掘削音を利用した地下構造評価法が研究開発されており、AE 解析はさらに多くの情報をもたらすことが期待できる<sup>40)</sup>。なお、AE データを解釈する際に忘れてならない点は、フラクチャ進展抵抗の無い部分では AE は発生しないということである。したがって、AE 発生を伴わない既存フラクチャのような熱水流路も有り得るし、また、水圧破砕によってフラクチャが形成された (AE 発生を伴う) 領域はその後の注水循環では AE 発生が少ない。

坑井から数十 m の範囲のフラクチャの検知のために、肘折では比抵抗トモグラフィ、Ultra Long Space Electrical Log (ULSE) を試行したが、数十 m の範囲で岩盤性状の違いを捉えたものの、個々の導通フラクチャの位置決定までは至らなかった。また、フラクチャ評価実験場では上で挙げた測定法の他に鉱体流電法、ポアホールレーダの実験を行ってきた。坑井と交差するフラクチャの走向・傾斜は BHTV で測定している。そのフラクチャが循環に寄与するか否かは PTS 検層によって確認している。(表 1.14 参照)

フラクチャ進展抵抗は、フラクチャ進展の方向や挙動を支配する上で特に重要であるが、地下における進展抵抗の測定あるいは推定法は確立していない。

循環に寄与する貯留層規模の評価法としては、原理的にもトレーサ試験が最も信頼性がある。肘折では、資源環境技術研究所が担当して循環試験毎にトレーサ試験を実施し、生産井毎の流路特性の違いを明らかにしてきた。生産熱水の地化学分析は、肘折での実績として、貯留層の規模評価、注入水と賦存熱水との混合などの情報をもたらしている。(表 1.15 参照)

坑内の温度・圧力・流量データは、循環状態の理解に欠かせない計測項目である。現状は PTS 検層機によっている。

#### 1.4.5. その他の要素技術の現状

循環抽熱に関して、蒸気・熱水の生産は、現状では注水流量と生産バルブ開度によって制御している。

地上プラント設計に関しては、従来の地熱発電所の技術を援用することになる。

環境影響計測・評価に関しては、高温岩体開発では、地下へ注水することになり、現在噴出する熱水や蒸気が減少する恐れは小さい。ガス、酸性熱水などの問題が起きる可能性も小さいと考えている。

#### 1.5. 本研究の目的

本研究は、能動的な地熱エネルギー開発方式である高温岩体発電システムの実現のために、高温岩体発電システムの要素技術の研究開発を目的とした。あわせて、高温岩体資源量と発電コストについても考察して、実現への展望を示そうとしたものである。

具体的には、第2章では、地下システム設計の要素技術として、き裂進展の基礎データとなる岩石強度の試験方法について検討する。特に、従来の圧縮強度試験と引張強度試験に加えて、岩石内の先在き裂に着目した破壊力学を援用して検討を行う。第3章では、地下システム計画の要素技術として、AE波形の連続記録システムと震源決定法の開発、線上の温度分布を計測するシステムの孔内測定への適用実験、及び、水圧破砕データの解析を行う。第4章では、耐折高温岩体実験場における、注水試験データによる坑井周辺の透水性の評価、坑井に観察されたフラクチャデータからの坑井周辺の地圧情報の推定、及び、循環抽熱シミュレーションを行う。第5章では、今後の重要な技術課題を整理するとともに、高温岩体資源量、及び、高温岩体発電コストについて考察し、高温岩体発電システムの実現を展望する。

# 参考文献

- 1) たとえば、早川正巳、地球熱学、1988、東海大学出版会
- 2) 日本地熱調査会、わが国の地熱発電の動向 1996 年版、1996
- 3) Vasquez, N.C. and S.P. Javellana, Present and future geothermal development in the Philippines, Proceedings of NEDO International Geothermal Symposium, Sendai, Japan, 58-66, 1997
- 4) Varyawijaya, R., Governmental regulations on geothermal development and environmental protection in Indonesia, Proceedings of NEDO International Geothermal Symposium, Sendai, Japan, 42-49, 1997
- 5) Serrano, J.M.E.V., Mexican geothermal development and the future direction, Proceedings of NEDO International Geothermal Symposium, Sendai, Japan, 67-75, 1997
- 6) 資源エネルギー庁編、平成8年度版新エネルギー便覧 第1章最近のエネルギー情勢とエネルギー政策の課題、1996
- 7) 新エネルギー・産業技術総合開発機構、経済性の飛躍的向上を目指した地熱技術開発課題に関する調査、1997
- 8) Los Alamos National Laboratory, The furnace in the basement Part I The early days of the Hot Dry Rock Geothermal Energy Program, 14-20, 1995
- 9) 新エネルギー・産業技術総合開発機構高温岩体検討委員会作業部会、高温岩体技術開発 ロスアラモスにおける国際協力研究プロジェクトの成果、1987
- 10) 阿部博之ほか、昭和62年度科学研究費補助金研究成果報告書「深部地殻エネルギー開発のための人工き裂面の設計に関する研究（Ⅰ計画）」、70-72、1988
- 11) Brown, D., Review of Fenton Hill HDR test results, Proceedings of NEDO International Geothermal Symposium, Sendai, Japan, 316-323, 1997
- 12) Ledingham, L., Part 3: Circulation results 1983-1986, 'Hot Dry Rock Geothermal Energy' edited by R. Parker, 305-420, 1989, Pergamon Press
- 13) Nagai, M. and N. Tenma, Development of Hot Dry Rock technology at Hijiori test site -Program for a long term circulation test-, Proceedings of NEDO International Geothermal Symposium, Sendai, Japan, 351-356, 1997
- 14) Gerard, A., J. Baumgaertner, R. Baria and R. Jung, An attempt towards a conceptual model derived from 1993-1996 hydraulic operations at Soultz, Proceedings of NEDO International Geothermal Symposium, Sendai, Japan, 329-341, 1997
- 15) Kitano, K., Present status and tasks of the Ogachi HDR project, Proceedings of NEDO International Geothermal Symposium, Sendai, Japan, 363-372, 1997
- 16) 新エネルギー総合開発機構、昭和61年度 高温岩体発電システムの技術開発（要素技術の開発）、1987
- 17) 新エネルギー総合開発機構、昭和62年度 高温岩体発電システムの技術開発（要素技術の開発）、1988
- 18) 新エネルギー・産業技術総合開発機構、昭和63年度 高温岩体発電システムの技術開発（要素技術の開発）、1989
- 19) 新エネルギー・産業技術総合開発機構、平成元年度 高温岩体発電システムの技術開発（要素技術の開発）、1990
- 20) 新エネルギー・産業技術総合開発機構、平成2年度 高温岩体発電システムの技術開発（要素技術の開発）、1991
- 21) 新エネルギー・産業技術総合開発機構、平成3年度 高温岩体発電システムの技術開発（要素技術の開発）、1992
- 22) 新エネルギー・産業技術総合開発機構、平成4年度 高温岩体発電システムの技術開発（要素技術の開発）、1993
- 23) 新エネルギー・産業技術総合開発機構、平成5年度 高温岩体発電システムの技術開発（要素技術の開発）、1994
- 24) 新エネルギー・産業技術総合開発機構地熱技術開発室、平成6年度 高温岩体発電システムの技術開発（要素技術の開発）、1995



- 25) 新エネルギー・産業技術総合開発機構地熱技術開発室、平成7年度 高温岩体発電システムの技術開発（要素技術の開発）、1996
- 26) Duchane, D. and J. N. Albright, Overview of the Fenton Hill HDR project, Proceedings of 3rd International HDR Forum, Santa Fe, USA, 31-33, 1996
- 27) Craig, J., A summary of the latest phase of HDR research and development in the UK, Proceedings of Hot Dry Rock Geothermal Energy Forum 1993, Yamagata, Japan, A-3, 1993
- 28) Kappelmayer, O., A. Gerard, W. Schloemer, R. Ferrandes, F. Rummel and Y. Benderitter, European HDR project at Soultz-sous-Forêts: General presentation, 'Geothermal energy in Europe - The Soultz Hot Dry Rock project' edited by Bresee, J. C., xvii-xliii, 1992, Gordon and Breach Science Publishers
- 29) 新エネルギー・産業技術総合開発機構地熱技術開発室、高温岩体検討委員会システム設計ワーキンググループ報告「高温岩体発電システム設計に関する現状レビュー及び将来方向に関する検討」、1997
- 30) Abe, H. and K. Hayashi, Fundamentals of design concept and design methodology for artificial geothermal reservoir systems, GRC Bulletin, 149-155, May 1992
- 31) Sato, Y. and H. Abe, Review of procedures of HDR reservoir creation at Hijiori from design methodology, Proceedings of 3rd International HDR Forum, Santa Fe, USA, 7-8, 1996
- 32) Nicol, D. A., Cooling of the Rosemanowes HDR reservoir, Proceedings of Camborne School of Mines International Hot Dry Rock Conference, Redruth, UK, 477-486, 1989
- 33) Hayashi, K., W. Richards, J. R. J. Hopkirk, U. Niibori, G. Zyboloski, B. Robinson and D. Swenson, C5: Modeling/Numerical Analysis, Working Paper of Structured Academic Review of HDR/HWR, Sendai, Japan, 1997
- 34) F. Rummel, J. Baumgaertner, Y. Mizuta, R. J. Pine and Y. Sato, B2: Reservoir Creation, Working Paper of Structured Academic Review of HDR/HWR, Sendai, Japan, 1997
- 35) Evans, K., F. Cornet, K. Hayashi, T. Hashida, T. Ito, K. Matsuki and T. Wallroth, C2: Stress and Rock Mechanics, Working Paper of Structured Academic Review of HDR/HWR, Sendai, Japan, 1997
- 36) 岡部高志、坑井掘削に伴って発生する縦き裂を用いた地殻応力評価に関する研究、1997、東北大学博士論文
- 37) 東北大学工学部地熱開発工学研究グループ、地熱技術開発株式会社、「人工地下き裂を用いた最適地熱エネルギー抽出法の開発に関する研究」報告書、1994
- 38) 新エネルギー・産業技術総合開発機構、平成5年度 可採量増大技術の開発、1994
- 39) Niitsuma, H., MTC project: International collaboration to develop new microseismic mapping/imaging techniques for deep geothermal energy extraction, Proceedings of 3rd International HDR Forum, Santa Fe, USA, 133-134, 1996
- 40) Niitsuma, H., M. Fehler, R. Jones, S. Wilson, J. Albright, A. S. P. Green, R. Baria, A. Jupe, A. Beause, K. Hayashi, H. Kaieda, K. Tezuka, H. Asanuma, H. Moriya, K. Nagano, W. S. Phillips, J. Ruedge, L. House, R. Aster and D. Alde, C3: Seismics and Borehole Measurement, Working Paper of Structured Academic Review of HDR/HWR, Sendai, Japan, 1997

表 1.1 肘折高温岩体実験場に形成された2層の貯留層の公称深度及び地層温度と、各貯留層に導通して注水。生産に用いられる坑井の名称及び裸坑区間

貯留層名称	公称深度、地層温度	導通坑井
上部貯留層	深度 1800m 温度 250℃	注水井 SKG2、裸坑区間 1788-1802m 生産井 HDR2a、裸坑区間 1504-2303m 生産井 HDR3、裸坑区間 1510-2303m
下部貯留層	深度 2200m 温度 270℃	注水井 HDR1、裸坑区間 2158-2205m 生産井 HDR2a、裸坑区間 1504-2303m 生産井 HDR3、裸坑区間 1510-2303m

表 1.2 肘折高温岩体実験場の地下システム形成（坑井掘削と水圧破碎）、及び、循環試験の実績

85 年（昭和 60 年）	SKG2 ケーシング設置
86 年（昭和 61 年）	SKG2 水圧破碎（全坑加圧）により上部貯留層形成
87 年（昭和 62 年）	HDR1 掘削、上部貯留層に導通
88 年（昭和 63 年）	SKG2 加圧注水により上部貯留層 stimulation 上部貯留層の 15 日間循環（SKG2 注水、HDR1 生産） HDR1 増掘、7"ケーシング& PBR 設置
89 年（平成元年）	HDR2 掘削、上部貯留層に導通 上部貯留層の 29 日間循環（SKG2 注水、HDR1・HDR2 生産）
90 年（平成 2 年）	HDR3 掘削、上部貯留層に導通
91 年（平成 3 年）	上部貯留層の 90 日間循環（SKG2 注水、HDR1・HDR2・HDR3 生産）
92 年（平成 4 年）	HDR1 水圧破碎（PBR）により下部貯留層形成
93 年（平成 5 年）	HDR3 増掘、下部貯留層に導通
94 年（平成 6 年）	HDR2a 増掘、下部貯留層に導通
95 年（平成 7 年）	下部貯留層の 25 日間循環（HDR1 注水、HDR2a・HDR3 生産）
96 年（平成 8 年）	下部貯留層の 30 日間循環（HDR1 注水、主に HDR3 生産）

表 1.3 肘折高温岩体実験場における坑井掘削の実績

87 年	HDR1 掘削、0 - 1805m ・掘削坑径：26"は 32m、17 1/2"は 307m、12 1/4"は 1513m、8 1/2"は 1805 m ・12 1/4"掘削では、400m でキックオフ、DHM（Navi Drill 製）による方位修正を 7 回。 特に、910m-933m は SDI 製 steering tool を併用して掘削。 ・8 1/2"掘削では DHM による方位修正を 2 回
88 年	HDR1 増掘、1805 - 2205 m ・8 1/2"で 2205m まで増掘
89 年	HDR2 掘削、0 - 1910 m ・掘削坑径：26"は 32m、17 1/2"は 509m、12 1/4"は 1510m、8 1/2"は 1910 m ・12 1/4"掘削では、1390m でキックオフ、DHM（Navi Drill 製）による方位修正を 2 回。
90 年	HDR3 掘削、0-1907m ・掘削坑径：26"は 33m、17 1/2"は 510m、12 1/4"は 1516m、8 1/2"は 1907 m ・12 1/4"掘削では、540m でキックオフして傾斜掘り。DHM（Navi Drill 及び Deep Co., 製）と SDI 製 steering tool を 7 回使用。傾斜・方位コントロールは 540-654m で 4 回、1040-1183m で 7 回、1309-1427m で 2 回実施。1430m 以深は沿角掘り。 ・8 1/2"掘削は沿角掘り
93 年	HDR3 増掘、1907-2303m ・沿角掘りで掘進。2300m で目標とのずれは 15m。 ・増掘中の HDR1 水位変化から、HDR3 が下部貯留層と導通する個所の検知
94 年	HDR2a 増掘 ・深度 2300m での目標に掘進するために、1910m から 1588m まで埋め戻し ・1613m でキックオフし、1613-1643m の間で高温用 DHM と steering tool を用いて、方位・傾斜を修正。2303m で掘り止め ・増掘中の HDR1 水位変化から、HDR2a が下部貯留層と導通する個所の検知



表 1.4 肘折高温岩体実験場における水圧破砕・stimulation の実績及び関連機器開発

86 年	SKG2 水圧破砕による上部貯留層形成 ・全坑加圧で SKG1 裸坑部 (1788m-1802m) に注水して上部貯留層を形成した。 ・計画は、注水流量最大 100 l/s、注水総量 1000m <sup>3</sup> ・実施は、注水ライン振動のため 97 l/s が最大、坑口圧力は 16MPa、注水量は 1080m <sup>3</sup> 、坑口開放による戻り水量は 380m <sup>3</sup> 。なお SKG2 の 1765m で温度測定。
88 年	SKG2 加圧注水による上部貯留層 stimulation ・流量は最大 100 l/s 強で 1960m <sup>3</sup> 注水、坑口圧力 15MPa 強、坑口開放による戻り水量は推定 400t ・上部貯留層を通じて HDR1 に流入し、間欠噴出。生産熱水量は 340t、蒸気量は推定 100t SKG2 加圧注水中の HDR1 surging ・生産井近傍の流動抵抗を小さくするために、HDR1 坑口バルブの約 5 分閉鎖を 6 回実施。ただし、間欠噴出のため効果は確認できなかった。
89 年	循環試験中の生産井の surging ・SKG2 に 17l/s で注水中に、生産井 HDR1、HDR2 の坑口バルブを数分間閉鎖して生産井側の圧力を上昇させた。数時間後に注水流量を増やしたため、これと surging の効果を分離できなかった。 裸孔パッカー試験 ・HDR2 のケーシング内 504m、1479m、裸坑部 1537m、1867m で、高温用裸孔パッカーを試験。ケーシング内 504m での試験以外は、正常に作動しなかった。パッカー・エレメントの外側ゴム及び内側ゴムが裂けていた。 ・改良すべき点を検討した。
90 年	裸孔パッカー試験 ・前年度の結果から、ゴム材質の変更、設計変更などの改良を行った。 ・HDR3 ケーシング内 1494m で試験、細部の改良を行った後、裸坑部 1879m で試験。パッカー圧力膨張 15MPa、加圧 8MPa を達成した。回収後検査では、外側ゴムに部分的な縦割れ、内側ゴムは顕著な損傷なし、再使用は不能。
91 年	循環試験中の単独坑井生産 ・3 生産井中の 2 坑井の坑口バルブを閉鎖して、1 坑井の生産を刺激。効果の継続は未確認 循環試験中の注水量増加 ・注水量を増やすことによって貯留層を stimulate。効果の継続は未確認
92 年	PBR 改修 ・PBR 内の研磨、PBR setting adapter の研磨、tubing seal assembly の外径縮小、HDR1 水圧破砕 (PBR) による下部貯留層形成 ・HDR1 の 7" ライナーケーシング頂部の PBR に、5" ドリルパイプを降下、挿入。 ・注水流量は最大 72 l/s、坑口圧力は最大 26MPa、注水量は 2110m <sup>3</sup> 。摩擦減少剤を使用しない場合は、52 l/s で坑口圧力 26MPa。 ・水圧破砕中、PBR 直上に設置したメモリ式圧力・温度測定器で、坑内圧力と温度を測定 ・shut-in の 1 時間後、坑口圧力 11MPa で flow-back 開始。戻り水量は 320m <sup>3</sup>
95 年	循環試験途中で注水流量を 67l/s として stimulation ・多くの AE が観測されたことから、下部貯留層を拡大したと考えられる

表 1.5 肘折高温岩体実験場における注水試験の実績

85 年	SKG2 注水試験 ・少ない注水量で坑口圧力が上昇することから水圧破砕は可能 ・流量の増加に対する坑口圧力の上昇はなだらかであることから既存フラクチャが存在 ・注水後坑口を開放すると水が戻ることから地層に貯留能力がある
86 年	SKG2 注水試験 (水圧破砕予備試験) ・流量 1-9 l/s で総量 100m <sup>3</sup> を注水して坑口圧力、坑内温度変化等を測定。
87 年	導通確認試験 ・SKG2 に流量 10-25 l/s で 374m <sup>3</sup> 注水。SKG2 の PTS 検層によって流出箇所を、HDR1 の PTS 検層によって流入箇所を測定。 SKG2 注水試験 ・加圧試験前後で、流量を変えて SKG2 に注水し HDR1 水位を監視
88 年	SKG2 注水試験 ・加圧試験の前後に、SKG2 に注水。SKG2 の坑底圧力、HDR1 の坑口圧力を測定。
89 年	SKG2 注水試験 ・循環試験前に、SKG2 に注水。SKG2 坑底で圧力測定、HDR1、HDR2 の水位測定。
90 年	SKG2 注水試験 (HDR3 掘削前) ・HDR1、HDR2 の水位を測定。 SKG2 注水試験 (HDR3 掘削後) ・HDR1、HDR2、HDR3 の水位または坑口圧力を測定。 SKG2 注水試験 (パッカー試験後) ・HDR1、HDR2、HDR3 の坑口圧力を測定。 HDR3 注水試験 ・SKG2、HDR1、HDR2 の坑口圧力を測定。
91 年	SKG2 注水試験 (循環試験前) ・HDR1、HDR2、HDR3 の水位を計測 SKG2 注水試験 (循環試験後) ・塩水を注水し、HDR1、HDR2、HDR3 の坑口圧力を計測
92 年	HDR1 注水試験 (水圧破砕前) ・HDR1 中の PBR に 5" ドリルパイプ挿入、注水。HDR1 深度 1300m で圧力・温度を測定。HDR1 アニュラスの水位監視。SKG2、HDR2、HDR3 は坑口圧力測定。 HDR1 注水試験 (水圧破砕後) ・HDR1 中の PBR に 5" ドリルパイプ挿入、注水。HDR1 深度 1100m で圧力測定。HDR1 アニュラスの水位監視。SKG2、HDR2、HDR3 は坑口圧力測定。 HDR1 注水試験 (浅部 plug back 後) ・HDR1 に全坑加圧。HDR1 の PTS 検層。SKG2、HDR2、HDR3 の水位計測
93 年	HDR1 注水試験 (HDR3 増掘後) ・HDR3、HDR2、SKG2 の水位測定。注水停止後の、HDR1、HDR3 の水位低下を測定 HDR3 注水試験 ・HDR1、HDR2、SKG2 の水位計測。注水停止後の、HDR1、HDR3 の水位低下を測定
94 年	HDR1 注水試験 (HDR2a 増掘後) ・HDR2a、HDR3、SKG2 の水位計測。HDR1、HDR2a で PTS 検層 HDR2a 注水試験 ・HDR1、HDR2a で PTS 検層
95 年	HDR1 注水試験 (循環試験前後) ・流量を段階的に変えて注水
96 年	HDR1 注水試験 (循環試験前後) ・流量を段階的に変えて注水

表 1.6 肘折高温岩体実験場における循環試験の実績

88 年	循環試験 (SKG2 注水, HDR1 生産) ・ SKG2 への注水は 15 日間、流量 8 または 17 l/s、総量 13710L。SKG2 の注水後坑口開放による戻り水量は 1670L。 ・ HDR1 生産熱水量は 4510t、生産蒸気量は推定 1350L。HDR1 は間欠生産。坑口バルブの開度によって間欠周期は変化する。
89 年	循環試験 (SKG2 注水, HDR1, HDR2 生産) ・ SKG2 への注水は 29 日間、流量は 17 または 33 l/s、注水量 45920L。 ・ HDR1 生産量 3920L、HDR2 生産量 11980L。 ・ 生産坑井の弁を絞ることによって間欠噴出を抑え、安定に生産した。 ・ 注水流量を 2 倍にしても生産流量の増加は 20-24%。ただし、増加している時間は注水流量を増した時間より長い。 ・ 一方の生産井の坑口バルブを閉じる、単独坑井生産試験を実施。
91 年	循環試験 (SKG2 注水, HDR1, HDR2, HDR3 生産) ・ SKG2 への注水は 90 日間、流量は 17 または 33 l/s、注水量 134510L。 ・ HDR1 生産量 15070L、HDR2 生産量 35670L、HDR3 生産量 36720L。 ・ 途中、注水流量を 33 l/s として stimulation を実施。 ・ 途中、1 坑井だけ生産する (他の 2 坑井の坑口バルブ閉鎖) 単独坑井生産試験を実施。 ・ 注水流量 17 l/s で 3 坑井から生産している時の熱出力は 8-9Mwt。 ・ 90 日間の生産状況は次のように変化する。HDR1 は、生産量増加、エンタルピーや減少、流動抵抗減少。HDR2 は生産量、エンタルピーとも増加、流動抵抗は減少。HDR3 は、生産量は減少したがエンタルピーは増加、流動抵抗は減少。全体として、生産量、エンタルピーともほぼ一定。
95 年	循環試験 (HDR1 注水, HDR2a, HDR3 生産) ・ HDR1 への注水は 25 日間、流量は 17 または 33 l/s、注水量 51500L。 ・ HDR2a 生産量 13200L、HDR3 生産量 6900L。 ・ 途中、注水流量を 67 l/s として stimulation を実施。 ・ 浅部と深部の両貯留層から生産井に流入。流入量は坑内圧力によって変化する。
96 年	循環試験 (HDR1 注水、主として HDR3 生産) ・ HDR1 への注水は 30 日間、流量は 17 l/s、注水量 40900L。 ・ HDR2a 生産量 3650L、HDR3 生産量 9060L。 ・ HDR3 単独での生産試験での計測の結果、上部貯留層と坑井間の圧力バランスにより熱水が流出入することを確認。

表 1.7 肘折高温岩体プロジェクトにおける AE の測定及び解析の実績

86 年	AE 測定・震源決定 ・ SKG2 水圧破砕の AE を地表 AE 網とダブルゾンデで測定、震源決定
87 年	震源補正 ・ 地表で 24 回シューティング、86 年水圧破砕の AE 震源計算結果を修正
88 年	AE 測定・震源決定 ・ SKG2 加圧注水の AE を地表観測網で測定、震源決定 ・ 循環試験の AE を、地表 AE 観測網及びダブルゾンデで測定、震源決定 震源補正 ・ SKG2 1800m で 4 回シューティング
89 年	AE 測定・震源決定 ・ 循環試験の AE を、地表 AE 網及びダブルゾンデで測定、震源決定
90 年	震源補正 ・ HDR1 深度 1880-1890m で 5 回シューティング、89 年循環試験の AE 震源計算結果を修正
91 年	震源補正 ・ HDR2 深度 1835m で 1 回、1795m で 2 回シューティング AE 測定・震源決定 ・ 循環試験の AE を、地表 AE 網及びダブルゾンデで測定 AE 信号解析による水圧破砕メカニズムの検討 ・ フラクチャ評価実験場での水圧破砕実験中の AE をボアホールシャトルで測定し、その信号から AE 発震機構を解析
92 年	震源補正 ・ HDR1 深度 2200m で 2 回、HDR3 深度 1800m で 1 回シューティング AE 測定・震源決定 ・ HDR1 水圧破砕 (の AE を地表 AE 網、ダブルゾンデ、及び、近距離・長期観測用三軸 AE ゾンデで測定、震源決定 AE 信号解析による水圧破砕メカニズムの検討 ・ フラクチャ評価実験場での水圧破砕及び循環実験中の AE をボアホールシャトルで測定し、その信号から AE 発震機構を解析
93 年	AE 震源パラメータの解析プログラムの開発 ・ AE データの inversion によって震源パラメータを計算するプログラムを開発 ・ 89 年循環試験中の一部の AE データを解析してプログラムを検証
94 年	AE 震源パラメータの解析 ・ 89 年循環試験の AE から、震源パラメータを解析して、循環に伴う AE の特徴を検討
95 年	震源補正 ・ HDR1 で 2 回シューティング AE 測定・震源決定 ・ 循環試験の AE を地表 AE 網、ダブルゾンデ、及び、近距離・長期観測用三軸 AE ゾンデ (で測定、震源決定
96 年	AE 測定 ・ 循環試験の AE を地表 AE 網で測定 震源再解析 ・ single event determination と joint hypocenter determination によって、地表 AE データにより AE 震源を再解析し、決定精度を向上させた。 ・ AE doublet 解析、地表 AE データとの組み合わせ解析、直交射影などの解析手法を導入して震源決定精度を向上させた



表 1.8 肘折高温岩体プロジェクトにおける AE 測定機器の開発及び設置

86 年	地表 AE 網設置 ・ ST1-6 (30-50m の孔中) 、ST7、8 (露岩上) の 8 観測点 三軸 geophone 精度評価 ・ 露天掘りベンチを利用して、三軸 geophone による震源決定精度を試験 ダブルゾンデ開発・性能試験 ・ 三軸 geophone の上部約 300m に hydrophone を連結した、ダブルゾンデを開発 ・ SKG2 の 600m-1800m で 6 回少量シューティングを行い、SKG1 に設置したダブルゾンデで検出
87 年	地表 AE 網改良 ・ ST7、8 を地下 110m、150m に埋設、センサ改良 三軸 geophone 改良 ・ プリアンプ特性改善、高温モジュール採用
88 年	地表 AE 網改良 ・ ST9 (110m) 、ST10 (150m) を埋設設置 坑内シューティング用断熱チャンパー開発 ・ 震源補正のための坑内シューティング用に開発。仕様は、耐圧 35MPa、耐熱 300℃、坑内作業時間内で内部温度 190℃未満、シューティングにより破片に破碎。 ダブルゾンデ増設 ・ メインゾンデ (三軸 geophone) とサブゾンデ (一軸 geophone) からなる坑内 AE 観測用のダブルゾンデを増設
89 年	地表 AE 網補修 ・ 不調であった ST7、8 のセンサを再設置
90 年	ダブルゾンデ震源決定精度評価 ・ フラクチャ評価実験場の坑井内にダブルゾンデを設置し、他の坑井内での発振を測定し、震源決定精度を評価 近距離・長期観測用三軸 AE ゾンデ試作 ・ S/N の高い AE を連続で測定するために、耐熱エレクトロニクスを用い、測定周波数帯域が広く、かつ、設置と回収が容易な、三軸 geophone を製作 ・ フラクチャ評価実験場で試験 ポアホールシャトル性能試験 ・ 深度方向に 5 箇所 AE を測定できるポアホールシャトルをフラクチャ評価実験場で試験
91 年	地表 AE 網補修 ・ 不調であった ST9、10 のセンサを再設置。道路敷設による ST2 信号劣化に対処して、ST11 (深度 150m) を新設 三軸 AE データ収録・解析装置の開発 ・ 坑内 AE ゾンデから送られてくる信号から AE を検出して記録するとともに、信号解析等を行う装置を開発 地表 AE データリアルタイム解析装置の開発 ・ 水圧破碎や循環に伴って発生する AE 信号から、リアルタイムで震源を決定する装置

表 1.9 肘折高温岩体実験場における坑内測定の実績

86 年	・ SKG2 : 温度検層、スピナー検層。加圧注水後に XY キャリバー、CCL 検層
87 年	・ SKG2 : 温度検層。BHTV によるフラクチャ観察、深度 1788-1800m。導通試験で TS 検層 ・ HDR1 : 物理検層 (温度、音波、電気、γ線スペクトル)。導通試験で PTS 検層。導通試験後に BHTV によるフラクチャ観察、深度 1505-1802m
88 年	・ SKG2 : 循環試験中の PTS 検層、循環試験後に BHTV 観察 ・ HDR1 : 加圧試験前に温度検層、循環試験中に PTS 検層、開欠噴出時に坑内一定深度で PTS 計測、物理検層 (温度、音波、電気、γ線スペクトル)、BHTV。
89 年	・ SKG2 : 注水試験前 PTS 検層 ・ HDR1 : 温度検層、循環試験中 PTS 検層 ・ HDR2 : 物理検層 (温度、Dual latero-log、BHC sonic log、γ線スペクトル)、BHTV、温度検層、SKG2 注水試験中 PTS 検層、循環試験中 PTS 検層、循環試験後 BHTV
90 年	・ SKG2 : 温度検層 ・ HDR2 : 温度検層 ・ HDR3 : 物理検層 (温度、Dual latero-log、BHC sonic log、γ線スペクトル)、温度検層、SKG2 注水試験中 PTS 検層、SKG2 注水試験後 BHTV
91 年	・ SKG2 : 循環試験前に PTS 検層 ・ HDR1 : 循環試験前に PTS 検層、循環試験中は毎週 1 回 PTS 検層。 ・ HDR2 : 循環試験前に PTS 検層、循環試験中は毎週 1 回 PTS 検層、循環試験後に BHTV ・ HDR3 : 循環試験前に PTS 検層、循環試験中は毎週 1 回 PTS 検層、循環試験後に BHTV
92 年	・ SKG2 : HDRT1 水圧破碎前 PTS 検層 ・ HDR1 : 水圧破碎前後に PTS 検層と BHTV、HDR1 注水試験で PTS 検層 ・ HDR2 : HDR1 水圧破碎前 PTS 検層 ・ HDR3 : HDR1 水圧破碎前 PTS 検層
93 年	・ HDR1 : HDR1 注水試験中と HDR3 注水試験中に PTS 検層 ・ HDR3 : 物理検層 (Dual latero-log、BHC sonic log、γ線スペクトル、密度、中性子)、XY キャリバー、BHTV、温度検層。HDR1 注水試験中と HDR3 注水試験中に PTS 検層
94 年	・ HDR1 : HDR1 注水試験中と HDR2a 注水試験中に PTS 検層 ・ HDR2a : 増掘部の物理検層 (Dual latero-log、BHC sonic log)、XY キャリバー、BHTV、温度検層。HDR1 注水試験中と HDR2a 注水試験中に PTS 検層
95 年	・ SKG2 : 温度検層 ・ HDR1 : 温度検層、注水開始直後と注水停止直前に PTS 検層 ・ HDR2a : 温度検層、循環試験中 PTS 検層 ・ HDR3 : 温度検層、循環試験中 PTS 検層
96 年	・ SKG2 : 温度検層 ・ HDR1 : 温度検層、注水開始直後と注水停止直前に PTS 検層 ・ HDR2a : 温度検層、循環試験中に PTS 検層 ・ HDR3 : 温度検層、循環試験中に PTS 検層

表 1.10 肘折高温岩体プロジェクトにおける地質調査及びコア試験

87年	地質調査 ・HDR1 掘削カッティングの地質鑑定。1450m 以深は基盤の花崗閃緑岩、1540m 付近に多くの変質鉱物、1580m で粗粒玄武岩の貫入。
88年	地質調査 ・HDR1 増掘カッティングの地質鑑定。2125m 以深で変質が強い。 ・HDR1 定方位コアのフラクチャ解析。
89年	地質調査 ・HDR1 掘削カッティングの地質鑑定。1480m 以深は基盤の花崗閃緑岩、1555m で粗粒玄武岩貫入。 ・HDR2 定方位コアのフラクチャ解析。 ・既存の広域調査、促進調査等から、肘折実験場周辺のリニアメントの卓越方向を整理 コア試験 ・方位を定めたコアから切り出した試験片を用い、圧縮応力に対する AE の発生から、原位置応力を推定。水平面内での圧縮応力は最大 58MPa、最小 33MPa。 ・HDR2 コアの透水試験、熱物性測定、化学分析、顕微鏡観察。DSCA 法で原位置応力推定。
90年	地質調査 ・HDR3 掘削カッティングの地質鑑定。1485m 以深は花崗閃緑岩。 ・HDR3 定方位コアのフラクチャ解析。 ・ランドサット画像、航空写真から肘折周辺のリニアメントを判読。地表のフラクチャ解析。 コア試験 ・HDR3 コアの透水試験、熱物性測定、化学分析、顕微鏡観察。DSCA 法で原位置応力推定。
92年	地質調査 ・肘折カルデラ周辺露頭フラクチャの、走向、傾斜、形態等を解析。肘折カルデラの内部、外部の東西南北の 5 ブロックに区分して整理。
93年	地質調査 ・HDR3 増掘カッティングの地質鑑定。2270-2290m で細粒の花崗閃緑岩。 ・HDR3 定方位コアのフラクチャ解析。 コア試験 ・HDR3 増掘コアのき裂性状観察、化学分析、原位置応力推定。
94年	地質調査 ・HDR2a 増掘カッティングの地質鑑定。1985-1995m と 2085-2235m で花崗閃緑斑岩。 ・HDR2a 定方位コアのフラクチャ解析。 コア試験 ・HDR2 増掘コアのき裂性状観察、化学分析、原位置応力推定。
95年	地質調査 ・導通に関与すると考えられるフラクチャのまとめ。肘折実験場周辺の地質情報を東西断面上にコンパイル
96年	地質調査 ・肘折カルデラ構造調査のための地質調査等を行って、構造について考察。特に、肘折実験場の存在するカルデラの南部分についてフラクチャデータを総合的に解析。

表 1.11 肘折高温岩体地下システムの流量・温度・圧力データの解釈、及び、貯留層のモデル化と循環シミュレーション

86年	・水圧破砕結果で、フラクチャ直応力 27MPa、平板フラクチャとして半径 250m、開口幅 0.3mm を推定。坑井を中心とした軸対象モデルを仮定し透水量係数、貯留層内温度変化を計算
87年	・500m×400m の平行平板フラクチャモデルを仮定すると透水量係数は $3.12 \times 10^{-13} \text{ m}^2$
88年	・SKG2 流量と HDR1 圧力から、透水量係数（透水量係数）と貯留係数（貯留係数）を計算。加圧試験によって両坑井間の導通性が良くなった。
89年	・SKG2 流量と HDR1、HDR2 圧力から、SKG2-HDR1 間及び SKG2-HDR2 間の透水量係数と貯留係数を計算。両者の値とも、SKG2-HDR1 間が、SKG2-HDR2 間より大きかった。 ・岩盤とフラクチャからなるモデル作成。HDR2 温度データと一致するよう透水量係数を変えて、モデルを改良。そのモデルで循環試験中の貯留層内の温度分布を計算。 ・循環試験データから貯留層内の流れを推定、モデル化して熱抽出の予備シミュレーション
90年	・HDR3 掘削前後 2 回の SKG2 注水試験の SKG2 流量と HDR1、HDR2、HDR3 圧力から、SKG2-HDR1 間、SKG2-HDR2 間、SKG2-HDR3 間の透水量係数と貯留係数を計算。透水量係数は 3 者ともほぼ同じ、貯留係数は SKG-HDR2 間が最小、SKG2-HDR1 間が最大。 ・三次元の貯留層内の単相流のシミュレーション コードを開発し、計算結果をチェック。 ・貯留層内の流れの異質性を評価、モデル化して熱抽出シミュレーション。
91年	・循環試験前後 2 回の SKG2 注水試験の SKG2 流量と HDR1、HDR2、HDR3 圧力から、SKG2-HDR1 間、SKG2-HDR2 間、SKG2-HDR3 間の透水量係数と貯留係数を計算。循環試験前の透水量係数は 3 者ともほぼ同じ、貯留係数は SKG2-HDR1 間が他の 2 者より大きい。循環試験後の値は、循環試験前と比較すると、SKG2-HDR3 間の透水量係数が 1.5 倍、SKG2-HDR1 間の貯留係数が 0.4 倍、SKG2-HDR2 間の貯留係数が 1.7 倍。 ・肘折貯留層のブロックモデルを作成し、循環試験結果をシミュレーション ・循環試験の温度、圧力、流量、トレーサ、地化学データから、上部貯留層流動をモデル化。
92年	・での坑内圧力変化から透水量係数と貯留係数を計算。両者とも、水圧破砕後に値が大きく増加。 ・下部貯留層の測定データからモデルを作成し、生産予測シミュレーション ・下部貯留層のモデル化と循環に関する予備的シミュレーション
93年	・HDR1 注水試験での HDR1 の流量・圧力と HDR3 圧力から、HDR1-HDR3 間の透水量係数と貯留係数を計算。 ・フラクチャを含む貯留層の 2 相流をモデル化できるコードを開発し、計算結果をチェック ・HDR1 と HDR3 増掘部の導通性を評価、モデル化して循環シミュレーション
94年	・HDR1 注水試験から HDR1-HDR2a 間、HDR1-HDR3 間の 透水量係数と貯留係数を計算。 ・下部貯留層のモデル改良、循環シミュレーション
95年	・循環試験前後の HDR1 注水試験での坑内圧力変化から透水量係数と貯留係数を計算。両者とも、注水流量によって変化する。全般的には、両者とも循環試験後値が大きくなった。 ・貯留層モデルの高透水性ゾーンの配置、透水量係数、循環試験データに合致するよう変更 ・浅部と下部貯留層の干渉を検討。下部貯留層のモデル改良、循環シミュレーション
96年	・フラクチャを含む貯留層のシミュレーション コードで、フラクチャを表現する方法を改良。循環試験データにより肘折モデルを改良 ・これまで得られているフラクチャ情報を統合して解析するために、高温岩体地下情報可視化・解釈システムを開発した。



表 1.12 肘折高温岩体実験場における定方位コアリングの実績

年	坑井	掘削区間	掘進	コア	掘進時間	掘進停止原因	方位特定
87年	HDR1	1643.0-1644.9m	1.9m	0.7m	6時間10分	ポンプ圧上昇	不可
88年	HDR1	2140.0-2141.0m	1.0m	0.7m	1時間	ポンプ圧上昇	一部可
		2180.0-2181.0m	1.0m	0.6m	1時間17分	ポンプ圧上昇	一部可
		2204.0-2205.2m	1.2m	1.0m	1時間	ポンプ圧上昇	一部可
89年	HDR2	1720.0-1721.0m	1.0m	0.6m	2時間5分	ポンプ圧上昇	不可
		1740.3-1741.5m	1.2m	0.8m	2時間10分	ポンプ圧上昇	一部可
		1760.0-1760.8m	0.8m	0.0m	2時間25分	ポンプ圧上昇	不可
		1765.0-1766.3m	1.3m	1.1m	1時間58分	ポンプ圧上昇	不可
		1790.0-1791.0m	1.0m	0.2m	2時間11分	ポンプ圧上昇	不可
		1820.0-1820.7m	0.7m	0.7m	1時間50分	ポンプ圧上昇	不可
		1850.0-1850.8m	0.8m	0.7m	1時間30分	ポンプ圧上昇	一部可
90年	HDR3	1641.0-1646.0m	5.0m	5.0m	7時間30分		可
		1716.0-1721.0m	5.0m	4.5m	9時間		可
		1741.0-1745.7m	4.7m	4.5m	13時間10分	掘進不能	可
		1754.6-1754.8m	0.2m	0.1m	1時間5分	ポンプ圧上昇	不可
		1755.0-1759.2m	4.2m	4.1m	12時間10分	掘進不能	可
		1800.0-1801.5m	1.5m	0.8m	7時間10分	掘進不能	不可
93年	HDR3	1902.0-1907.0m	5.0m	4.4m	12時間		可
		2101.0-2101.3m	0.3m	0.3m	1時間	掘進不能	不可
		2101.4-2102.0m	0.6m	0.6m	4時間19分	ポンプ圧上昇	可
		2182.0-2187.0m	5.0m	4.6m	22時間43分		可
94年	HDR2a	2250.5-2255.5m	5.0m	4.2m	20時間56分		可
		2105.5-2109.3m	3.8m	2.8m	19時間45分	掘進不能	可

表 1.13 肘折高温岩体実験場における坑井仕上げの実績

85年	SKG2 ケーシングのセメンティング ・坑口から 1788m まで 7" ケーシングを設置 (裸坑長は坑底 1802m までの 14m) ・基盤岩と堆積岩の境界 (深度約 1500m) 付近のフラクチャへの逸流のため良好なセメンティング区間は坑底部約 300m
87年	SKG2 坑口装置 ・SKG2 坑底裸坑部を浸漬 ・7" ケーシングパイプの熱伸縮を支持する坑口装置を設置 HDR1 ケーシングのセメンティング ・ケーシングパイプ挿入深度は、20" は 30m、13 3/8" は 303m、9 5/8" は 1507m ・9 5/8" ケーシングは full-hole セメンティング。作業は正常で逸漏もなかったが、坑口へのセメントリターンは確認できなかった。 ・セメントボンド log (CBL) の結果では、650m からケーシングシューまで結合良好
88年	HDR1 ケーシングライナーのセメンティング ・2156-2205m をサンドプラグ後、その上部にケーシング重量を支えるため 5.5m のセメントキャップを形成 ・ケーシング centralizer を取り付け 7" ケーシングパイプを 1367-2151m に挿入 ・3 1/2" drill パイプを 7" ケーシングパイプ内に挿入して、セメントスラリーを送入 ・管外のセメント頭部 1897m まで結合良好であることを、CBL で確認
89年	HDR2 ケーシングのセメンティング ・ケーシングパイプ挿入深度は、20" は 30m、13 3/8" は 504m、9 5/8" は 1504m ・13 3/8" ケーシングのセメンティングで、スラリーが一部ケーシング内に逆流したため、アニュラスのセメントが坑口まで達しなかった。坑口より間隙セメンティング。 ・9 5/8" ケーシングは 1500m と長いので、pay-zone バッカーを使用して 2 段の full-hole セメンティング。1 段ではチャネリングが一部にあったが、2 段は正常で坑口へのリターンを確認。 ・CBL は、セメンティング終了 75 時間後と 26 日後に実施。比較すると 26 日後が接合状態は全般に良好
90年	HDR3 ケーシングのセメンティング ・ケーシングパイプ挿入深度は、20" は 30m、13 3/8" は 505m、9 5/8" は 1510m ・2 段の full-hole セメンティング。1 段良好。2 段は降下待機中に推定 60m セメント頭部低下。 ・CBL は、肘折のこれまでの作業結果より向上。0-190m の区間のみ結合が劣る
92年	HDR1 浅部埋め戻し (PBR アニュラスのセメンティング) ・PBR 頂部より PBR アニュラス (7" ライナー ケーシング パイプと 8 1/2" 裸孔の間) にセメントを注入したが、管内逆流。結果として、セメントブリッジが 5m 程度できたに留まった。 ・再度のセメンティングのために、セメントブリッジを除く方法として、ライナー ケーシングの強引、及び、HDR1 への加圧を試行したが、除去できず ・ライナーケーシングへの機械的、熱的荷重を計算し、このブリッジ長でも強度的には保てることを確認
94年	HDR1 坑内の PBR アニュラスのセメンティング ・CBL 及び Ultra Sonic Imager (USI) の結果、PBR 頂部の 1367m から 1507m の間で 7" ライナーケーシングのセメンティング状態は不良。92 年より劣化が進んだと考えられる。 ・7" ケーシング に bridge plug した後、PBR 上部よりケーシング アニュラスにセメント注入。セメント逆流防止のため、セメントリテーナーもセット。 ・セメント固化後、再度 CBL と USI を実施。PBR 頂部から 1490m まで良好な結合

表 1.14 肘折高温岩体プロジェクトにおける坑内測定機器及び測定法の開発

87 年	PTS 検層機試作 ・測定項目は圧力 0-35MPa、温度 0-300℃、spiner 0-2000 rpm ・最高使用圧力 70MPa、最高使用温度 300℃、使用時間 300℃で 6 時間、外径 62mm
88 年	比抵抗トモグラフィ ・SKG2 と HDR1 間の比抵抗を循環試験前後に測定。両坑井間の比抵抗分布を計算 Ultra Long Space Electrical Log (ULSE) ・HDR1 増掘後に、1700-2200m の間で測定 坑井内レーダ ・坑井内レーダ設計のための基礎実験を花崗岩採石場で実施
89 年	ULSE 結果の解析 ・前年度の HDR1 での測定結果の forward modelling による解析 音響キャリブ ・センサ部を試作、試験 坑井内レーダ ・地表面フラクチャの測定実験から、フラクチャ検知に適切な、周波数、送信出力などを求めた。 ・プロトタイプを製作し、深さ 10m の孔内での計測実験を行った。
90 年	PTS 検層用データ収録・解析システム ・PTS 検層データ処理の迅速化・高精度化のため、ハードウェアとソフトウェアを整備。 坑井内レーダ ・前年度までの結果から改良試作し、フラクチャ評価実験場で試験 各種フラクチャ調査法の比較評価 ・AE、BTVS、BHTV、オープンホール検層、ポアホールレーダ、VSP、比抵抗トモグラフィ。 ・BHTV と BTVS を比較、レーダトモグラフィと比抵抗トモグラフィを比較。
91 年	比抵抗トモグラフィ ・循環試験後に HDR2 と HDR3 の間で計測。PTS 検層等で確認したフラクチャと対応付け。 坑井内レーダ ・耐熱耐圧を考慮した坑井内レーダを試作。 各種フラクチャ調査法の比較評価 ・フラクチャ評価実験場の水圧破砕前後に、PTS、BTVS、BHTV、ポアホールレーダ、比抵抗トモグラフィ、鉅体流電法。水圧破砕中に AE 計測。フラクチャ検知の有効性を検討。
92 年	坑井内レーダ ・耐熱改良後、耐熱耐圧試験。 各種フラクチャ調査法の比較評価 ・フラクチャ評価実験場の注水循環で、AE、PTS、BTVS、鉅体流電法、トレーサ試験。 ・フラクチャ評価実験場での各種フラクチャ調査法の検討結果を取りまとめた
93 年	坑井内レーダ ・水槽内で性能試験
94 年	坑井内レーダ ・ノイズ除去のための改良を実施

表 1.15 肘折高温岩体実験場における地化学及びトレーサ試験の実績

86 年	・SKG2 戻り水の成分を分析。熱水成分からの推定貯留層温度は 220-250℃
87 年	・SKG2 浸漬前後に坑内ガスを採取、浸漬前に坑内水を採取、分析
88 年	・加圧試験前に HDR1 坑内水を採取。加圧・循環試験時に、HDR1 生産水、SKG2 戻り水を採取。成分、酸素水素同位体を分析。 ・循環試験中に SKG2 にヨウ化カリウムを注入し、HDR1 生産水中のトレーサ濃度を測定
89 年	・循環試験で HDR1、HDR2 から生産した熱水をサンプリング。HDR1、HDR2 から生産した蒸気の凝縮水をサンプリング。分析項目は、pH、電気伝導度、成分、酸素水素同位体 ・循環試験中に 2 回、SKG2 にトレーサを注入し、HDR1、HDR2 生産水中のトレーサ濃度を測定。タングステン酸ナトリウム、モリブデン酸アンモニウムを初めて使用
90 年	・上部貯留層内の既存熱水と注入水の混合モデルを、酸素水素同位体分析結果から検討
91 年	・循環試験で HDR1、HDR2 から生産した熱水をサンプリング。HDR1、HDR2 から生産した蒸気の凝縮水をサンプリング。分析項目は、pH、電気伝導度、成分、酸素水素同位体。循環初期に濃度は大きく変化した後安定期に入った。安定期には生産量は、HDR1 約 1500m <sup>3</sup> 、HDR2 約 100m <sup>3</sup> 、HDR3 約 700m <sup>3</sup> 。 ・循環試験で、3 坑井からの生産時の 3 回、単独坑井試験時に各 1 回、合計で 6 回トレーサを注入した。トレーサは、ヨウ化カリウム、臭化カリウム、タングステン酸ナトリウム、モリブデン酸アンモニウムを使用。各回 2 種類を注入、特に、最後の 2 回は蛍光染料フルオレセインも併用した。SKG2 から HDR2 または HDR3 への流路に対して、HDR1 への流路ではトレーサの拡散が著しく大きい。
92 年	・HDR1 水圧破砕後の flow-back の流体をサンプリング。分析項目は、pH、電気伝導度、成分、酸素水素同位体
93 年	・前年度までの地化学データを取りまとめて、浅部・下部貯留層の地化学的特徴の比較。岩石-水の反応について検討
94 年	・貯留層内の流体挙動を水-岩石反応から検討。室内で反応実験を実施。
95 年	・循環試験で HDR2a、HDR3 から生産した熱水をサンプリング。分析項目は、pH、電気伝導度、成分。浅部、深部の 2 層から流入しているため解釈は困難。
96 年	・循環試験で HDR2a、HDR3 から生産した熱水をサンプリング。分析項目は、pH、電気伝導度、成分。生産熱水の成分変化は、前年度と同様の傾向を示す ・トレーサ試験を 3 回実施



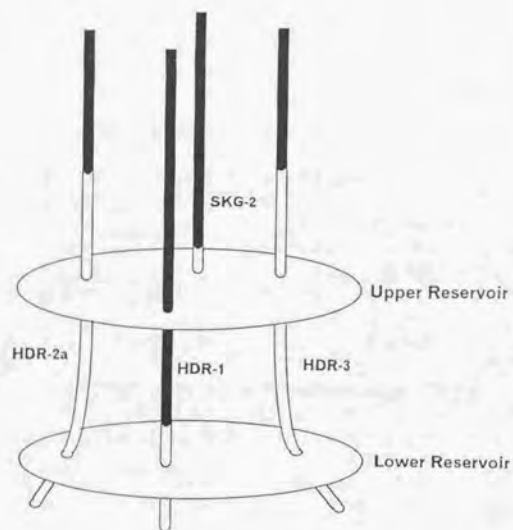


図 1.1 肘折高温岩体実験場の 4 本の坑井と 2 層の人工貯留層の配置の模式図  
(坑井の黒塗りの部分はケーシングパイプ挿入部、白抜き部分は裸坑部)

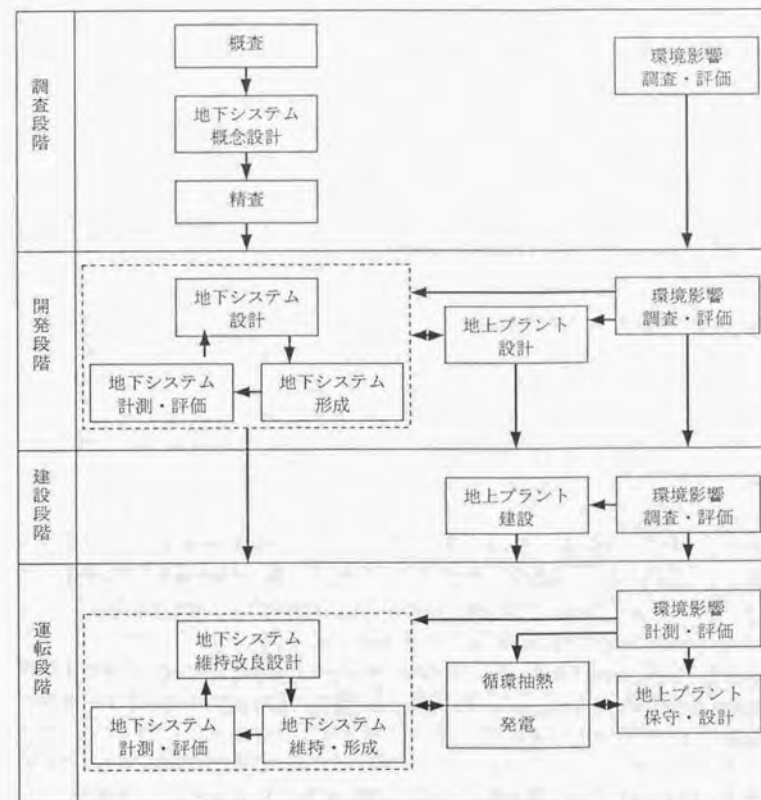


図 1.2 高温岩体発電所開発を想定した場合のプロセスと、各段階で必要となる作業、及び、それらの関連

## 2.1. はじめに

高温岩体地下システムにおいて水圧破碎によって貯留層を形成する時、また、貯留層内の圧力を調整しながら貯留層内での循環を行う時においても、岩体強度は基礎となる情報である。岩石には多くのクラックが内在するが、モデル化したクラック先端近傍の応力状態の連続体力学による解析とそれを用いて材料や構造物の強度と挙動の解析を行う方法論として、破壊力学がある。特に、線形弾性論から得られた結果を基礎として取り扱う分野が線形破壊力学である。線形破壊力学は、クラック先端の塑性域寸法がクラック寸法に比べて十分に小さい小規模降伏の条件が満たされる限り有効である。欠陥の存在に大きく影響されるセラミックスや岩石の強度を取り扱うには、破壊力学は有効な方法論であり、かつこれらの材料は塑性変形を起こしにくいので、一般に線形破壊力学の範囲で扱える<sup>6)-8)</sup>。ここでは、多くのクラックが内在する岩石について、破壊力学の適用を念頭において、試験方法実施上の問題点を検討した。

2節では、岩石の一軸圧縮強度試験の規格を参照して、一軸圧縮試験実施上の問題点を整理して、実施する場合の留意点を指摘した。3節では、一軸引張強度試験、圧裂強度試験及び曲げ強度試験の3種類の試験規格、実施上の問題点を整理して、留意点を指摘した。4節では、破壊靱性試験とき裂進展試験について記述した。

5節では、Griffith理論<sup>9)</sup>を基にして、潜在的な微小き裂を多数含むと考えられる岩石等の脆性材料の圧裂試験方法について、その試験による強度の評価方法及び望ましい試験方法を提案した。

2.2. 一軸圧縮強度試験方法<sup>1)</sup>

## 2.2.1. 一軸圧縮強度試験の問題点

岩石の一軸圧縮強度試験の規格あるいは提案であるJIS M0302-1975<sup>10)</sup>、American Society for Testing and Materials (ASTM) Designation D2938-79<sup>11)</sup>、International Society for Rock Mechanics (ISRM) Suggested Methods<sup>12)</sup>の規定の一部を表2.1に比較して示した。圧縮強さの定義は、いずれの試験方法においても、試験中の最大荷重を試験前の試験片の断面積で除した値としているが、試験方法としては後2者がより厳密である。図2.1に加圧板と試験片の配置を示すが、両者とも球面座の球の中心を試験片端面の円の中心に一致させることを求めている。

完全な円柱試験片を平行な加圧板間で圧縮したとしても、加圧板と試験片とはポアソン比 $\nu$ とヤング率 $E$ との比 $\nu/E$ が異なるため、試験片全体が様な応力状態とはならない<sup>13)</sup>。加圧板との接触による試験片端面の拘束を小さくするために、加圧板の形状や材質の工夫、加圧板と試験片端面との間への挿入物などが試みられた。また、加圧板と試験片、あるいは、その間に挿入物がある場合について、試験片内の応力分布が解析された<sup>14)-19)</sup>。

Peng<sup>16)</sup>は、当方で均質な弾性体の円柱試験片の応力分布を求めた。境界条件は以下の6条件であるが、最後の2条件は実験的に決定した。(1) 円柱側面で $\tau_{rz}=0$ 、(2) 円柱側面で $\sigma_r=0$ 、(3) 試験片端面は荷重を受けても平面を保つ、(4) 試験片端面での $z$ 軸方向応力を端面全体で積分した値は荷重に等しい、(5)  $r=R$  (試験片断面半径)で、試験片端面の径方向変位 $U_{r,z}$ はradial strain factor  $\xi$ によって試験片中心の径方向変位 $U_{r,m}$ と $\xi=1-U_{r,z}/U_{r,m}$ の関係にある、(6)  $r=R$ で、試験片端面の $z$ 軸方向ひずみ $\epsilon_{z,z}$ はvertical strain factor  $\eta$ によって試験片中心の $z$ 軸方向ひずみ $\epsilon_{z,m}$ と $\eta=1-\epsilon_{z,z}/\epsilon_{z,m}$ の関係にある。Al-Chalabi and Huang<sup>17)</sup>も類似の境界条件で解析した。いずれの解析も、接触面付近で大きな応力が発生すること、端面での拘束が強いほどその値が大きいく、試験片端面から少なくとも試験片半径の深さまでは端面拘束の影響が及ぶことなどを示している。Brady<sup>18)</sup>は、有限要素法によって挿入物の影響を解析し、挿入物の $\nu/E$ の値は試験片のそれよりも小さくすべきであると結論した。

Newman and Lachance<sup>15)</sup>は、コンクリートの102 mm×102 mm×306 mmの正四角柱試験片を作成し、軸方向25.4 mm毎の横ひずみを測定して加圧板や挿入物の影響を調べた。試験片と同じ断面の鋼性加圧板で直接圧縮した場合は、接触面付近で岩石の径方向変形が拘束され、ゴム板を挿入した場合は、端面付近で試験片が径方向へ張り出し、張り出しの大きさはゴム板の厚さに比例した。ただし、挿入物の有無に関わらず、試験片軸方向の中央1/3の部分では様な変形であった。また、試験片の高さを変えて、鋼製加圧板による直接圧縮、ポリエチレン挿入及びゴム挿入した場合の強度を測定した。結果としては、(1) いずれの場合も高さが306 mm以上で測定強度は一定となった、(2)  $\nu/E$ が試験片より大きい挿入物を使用した場合は高さが低いほど測定強度が小さかった、(3)  $\nu/E$ が試験片より大きい挿入物を使用した場合は、直接載荷の場合より小さい測定強度となった。さらに、1辺が102 mmの立方体を3個重ねて圧縮した場合は、中央の立方体の横ひずみが一樣になることを確かめた。

Peng<sup>16)</sup>は、Chelmsford granite及び鋼で直径31.8 mm、長さが直径の2倍の円柱試験片を作成し、縦及び周方向ひずみを測定した。試験片より直径の大きな加圧板で直接圧縮した場合は、端面の拘束により試験片中央が膨れて変形した。テフロンやネオプレンを挿入した場合は、挿入物の変形に引きずられるように試験片端面で径方向への張り出しがあった。様な変形状態は、試験片断面と同じ断面の鋼性加圧板で直接圧縮した場合に達成された。Erdei<sup>20)</sup>は、試験片断面と同断面で厚さ1 mmの鏡面仕上げのステンレス板を4枚重ねたLamina packを加圧板と試験片の間に挿入した。直径101.6 mm、高さ203.2 mmのセメントモルタル試験片を圧縮してひずみを測定した結果では、試験片端面から6.4 mmの位置でも



試験片中央とほぼ同じ縦、周方向ひずみとなった。Mogi<sup>21)</sup>は、円柱試験片の両端に鋼加圧板をエポキシ樹脂で接着して端面拘束の影響を小さくした。直径を 12.7 mm 一定とし、長さ直径の比  $L/D$  を変えて測定強度への影響を調べた。用いた岩石は、Dunham dolomite、Westerly granite、Mizuho trachyte の 3 種類であった。 $L/D$  が大きくなると測定強度は小さくなるが、2.5 以上ではほぼ一定となった。また、fault を生じる面と荷重軸との間の角度も端面拘束の影響を受けるので、この点でも  $L/D \geq 2.5$  にすべきであると指摘した。

球面座を使用する目的は試験片の両端面の平行を保つことである。Hawkes and Mellor<sup>22)</sup>は、載荷初期に軽く動いてずれを補正し、その後は固定された状態にすべきであるとした。そのために、球面座の潤滑剤は粘性の小さいものが望ましく、大きいグリースなどは大きな荷重状態で急に動く危険性が高いと指摘した。柳谷ほか<sup>23)</sup>は、球面座は載荷中にほとんど動かず、そのため試験片は載荷初期のひずみの分布状態を保持したままで圧縮されることを、岩石の円柱試験片の円周上で縦及び周方向ひずみを測定することによって明らかにした。

試験片端面の整形では、全体としての平面の精度、両端面の平行の精度、表面の粗さなどが問題となる。Hoskins and Horino<sup>24)</sup>は、両端面の平行からのずれ及び粗さが測定強度に及ぼす影響を、1 面を傾けた試験片によって調べた。長さ  $L=108$  mm、直径  $D=54$  mm、 $\Delta L=0.025 - 0.89$  mm、 $\theta=\Delta L/D=0.0005 \sim 0.016$  rad の範囲である。球面座を使用した場合は  $\theta < 0.005$  rad の範囲では測定強度に明確な差はなかった。一方、加圧板の傾きを調整できない場合に、 $\theta > 0.0024$  rad では測定強度は大幅に小さくなった。表面粗さを表面の最高点と最低点の差として定義した場合、粗さが増すほど、測定強度の平均は小さく、ばらつきは大きかった。また、圧縮強さの大きい岩石ほど粗さの影響を受け易かった。granite は、粗さが 0.08 mm を超えると縦割れが生じ、0.04 mm 程度では影響は小さかった。

#### 2.2.2. 一軸圧縮試験を実施する際の留意点

Newman and Lachance<sup>13)</sup>は、一軸圧縮状態での変形や破壊を研究するためには、以下の 3 条件のうち 1 つは満たさなければならないとした。(1) 試験片端面での摩擦力を知り試験片内の応力分布も分かること、(2) 接触面での摩擦力を除去し一様な応力分布を実現すること、(3) 接触面から十分離れて一様な応力分布になっている部分で破壊や変形を調べること。(1) の立場では応力解析が必要であるが、端面の境界条件の仮定の妥当性に議論が残る。(2) の条件を満たす方法として、適当な挿入物、試験片と同じ材質の加圧板、あるいは、Lamina pack などがある。挿入物を使用する場合はその  $v/E$  を試験片のそれより小さくするべきである。同材質の加圧板はかなり一様な応力状態を達成しており、加圧板の加工に要する時間があれば採用できる。Lamina Pack は試用する価値があると考えられる。(3) の場合は、縦横比を 2.5 以上 3 程度にすること。加圧板断面は試験片断面と同じ<sup>16)</sup> かわずかに大きくする<sup>19)</sup> こと、及び、 $v/E$  が試験片より大きい挿入物は用いないことに留意すべきである。

載荷の偏りを無くするためには球面座の使用だけでは不十分で、柳谷ほか<sup>23)</sup>のように試験

片円周上でひずみを測定して載荷初期に均一になるように調整することが必要である。

ただし、試験方法に求められる精度は結果の使用目的に応じて異なり、比較的厳格な精度が必要な場合は、Newman and Lachance<sup>13)</sup>のように、試験片と同じ材料で同断面の加圧板を用いることを考慮すべきである。一方、単に強度を求めるだけの場合は、Hock<sup>25)</sup>のような両端に球面座のある uniaxial loading package を用いれば、試験片切断を十分慎重に行えば端面研磨を施さない試験片でも良好な結果を得られる。

#### 2.3. 引張強度試験方法<sup>2)</sup>

##### 2.3.1. 一軸引張強度試験の問題点

岩石の一軸引張強度試験方法の規格あるいは提案として、日本鉱業会実施基準案<sup>26)</sup>、ASTM Designation D2936-78<sup>27)</sup>、ISRM Suggested Methods<sup>28)</sup>を比較した。一軸引張強度の定義はいずれも、試験中の最大荷重を試験前の試験片断面積で除した値としている。3 つの方法の規定の一部を表 2.2 に記す。試験片の形状は、日本鉱業会の基準案では図 2.2(a) のような dumbbell 形試験片である。ただし、整形の難しさを考慮して両端部や肩部の整形に金属や合成樹脂等を用いた図 2.2(b), (c) のような形状も認めている。ASTM 及び ISRM の規定は、いずれも図 2.3 のような円柱試験片でその両端面に適当な linkage system を備えた cap を接着して荷重を加える。試験片側面の仕上げについて注意が払われている。それは、偏心、曲げあるいは捻じりによって、試験片側面で引張応力最大となり、側面の傷や凹凸が破壊の発生源となる可能性が高いためである。引張荷重を加える際には、載荷軸と試験片軸とを一致させ、曲げ及び捻じりモーメントを発生させないように定められているが、具体的な装置の規定はない。ただし、日本鉱業会の基準案は、スラスト・ベアリングやフックを用いて曲げ及び捻じりモーメントを除去するように工夫した装置などを例としてあげている。ASTM D3896 は、試験片と試験機との linkage として十分に強い roller chain または link chain を上下で直交するように用いるのが適当であり、ball-and-socket や cable は不適当であると判断している。ISRM Suggested Method は ASTM D2936 のこの注釈をそのまま記している。なお、ASTM 及び ISRM の規定は、それぞれの一軸圧縮強度試験方法<sup>11), 12)</sup>との整合が図られており、圧縮試験片と同じ形状、大きさであり、載荷条件も同じに定めている。

一軸引張強度試験の技術的に困難な点は、(1) 正確な形状でかつ表面に欠陥のない試験片を作成すること、(2) 試験片両端に cap などを接着する際に試験片と cap の中心を合わせる、(3) 載荷軸と試験片軸とを一致させて曲げ及び捻じりモーメントを発生させないで引張荷重を加えることである。表面の傷や凹凸は、応力集中を引き起こす。また、試験片の曲がり、軸の偏心や傾き、曲げモーメント、捻じりモーメントは一様な応力状態を乱す。試験片側面の平行部の粗さは、セラミックスの一軸引張強度試験では一般に  $R_{max} \leq 3 \mu m$  であり<sup>29)</sup>、さらに、試験後の破断面を観察して破壊の起点が内部欠陥か表面欠陥であるかを



調べているのに比して、岩石試料の側面の仕上げは、平松ほか<sup>30)</sup>のように研磨剤による仕上げの例もあるが、一般には旋盤加工であり、セラミックス試験片に比較すればかなり粗く、一軸引張強度に及ばず影響も大きいと考える。

Marshall and Rudnick<sup>11)</sup>は、一様な一軸引張応力状態を乱す載荷状態を図 2.4 のようにまとめた。図 2.4(a)は偏心の特殊な場合で、載荷軸が試験片軸と平行にずれている。この場合、弾性論が適用できると仮定すれば、曲げモーメント  $M=Pe$  による応力が付加されて、試験片側面で(2.1)式の最大応力 $\sigma_{max}$ が発生する。

$$\sigma_{max} = \frac{P}{A} + \frac{4}{\pi r} M = \frac{P}{A} \left( 1 + \frac{4e}{r} \right) \quad (2.1)$$

ここで、 $P$  は引張荷重、 $A$  は試験片断面積、 $r$  は試験片断面半径、 $e$  は試験片中心軸と載荷軸とのずれである。図 2.4(b)は一般的な偏心であり、試験片の端部で破壊が起き易い。(c)の曲げモーメントは試験機と試験片をつなぐ荷重伝達部分での kink によって、また、(d)の捻じりモーメントはネジ留めのジョイントの戻りにより発生すると説明している。これらの不適当な載荷を防ぐ工夫として、偏心をなくすための芯合わせ治具、曲げ及び捻じりモーメントを防ぐユニバーサルジョイントなどがある<sup>32)</sup>。しかし、これらの工夫を行っても応力分布の乱れを完全に無くすることはできない。そのため乱れを評価する必要がある。乱れの原因は曲げモーメントだけであると仮定すれば、試験片中央の円周上の 3 個所以上で縦ひずみを測定して曲げモーメントによる応力成分を計算し、その値が引張応力に対して十分小さければ良好な試験であると判断するなどの方法がある。窒化珪素の強度試験の例では、曲げ応力成分と引張応力成分との比が、破断荷重の半分で 10%以下、破断直前で 5%以下であった<sup>29)</sup>。岩石の試験では、山口<sup>33)</sup>が試験片の円周上での縦ひずみの最大値と最小値の比が 1.1 - 1.3 になるように試験片製作方法を改良した。

### 2.3.2. 一軸引張強度試験を実施する際の留意点

試験片の整形、載荷装置などに関しては、各々工夫して実験しているのが現状であり、どのような整形方法、載荷装置が望ましいとは一概には言えない。ただし、次の 2 点は必要である。(1) 試験片中央の円周上の 3 個所以上で縦ひずみを測定し曲げモーメントによる応力成分が引張応力に対して小さいことを確認する、(2) 有効長部分で破断した結果だけを採用する。さらに、実際には困難であるが、試験後に破断面を観察して、破壊の起点が表面欠陥である場合はその結果を棄却すればより厳密である。

### 2.3.3. 圧裂強度試験での試験片内の応力

基本は、円盤の直径に沿って作用する線荷重による円盤内の応力の弾性解<sup>34)</sup>である。荷重作用点を結ぶ直径（以下、荷重方向直径と呼ぶ）上において、最大主応力 $\sigma_1$ は円周方向

垂直応力 $\sigma_\theta$ に一致し、最小主応力 $\sigma_3$ は半径方向垂直応力 $\sigma_r$ に一致する。荷重方向直径上での $\sigma_\theta$ 、 $\sigma_r$ は(2.2)式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_\theta &= \frac{P}{\pi RL} \\ \sigma_r &= \frac{P}{\pi RL} \left( 1 - \frac{4R^2}{R^2 - r^2} \right) \end{aligned} \right\} \quad (2.2)$$

ここで、 $r$  は円盤中心からの距離、 $R$  は円盤半径、 $L$  は円盤厚さ、 $P$  は荷重である。

より実際に近い荷重分布として、中心角  $2\alpha$ （以下、接触角と呼ぶ）の弧上に一様でかつ円盤中心を通るように荷重が作用する場合の二次元弾性解を、Hondros<sup>35)</sup>が求めている。やはり、 $\sigma_1$ は $\sigma_\theta$ に、 $\sigma_3$ は $\sigma_r$ にそれぞれ一致する。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_\theta &= \frac{P}{\pi RL \sin \alpha} \left\{ \frac{\left( 1 - \left( \frac{r}{R} \right)^2 \right) \sin 2\alpha}{1 - 2 \left( \frac{r}{R} \right)^2 \cos 2\alpha + \left( \frac{r}{R} \right)^4} - \arctan \frac{1 + \left( \frac{r}{R} \right)^2}{1 - \left( \frac{r}{R} \right)^2} \tan \alpha \right\} \\ \sigma_r &= \frac{P}{\pi RL \sin \alpha} \left\{ \frac{\left( 1 - \left( \frac{r}{R} \right)^2 \right) \sin 2\alpha}{1 - 2 \left( \frac{r}{R} \right)^2 \cos 2\alpha + \left( \frac{r}{R} \right)^4} + \arctan \frac{1 + \left( \frac{r}{R} \right)^2}{1 - \left( \frac{r}{R} \right)^2} \tan \alpha \right\} \end{aligned} \right\} \quad (2.3)$$

線荷重、及び  $2\alpha = \pi/12$  の場合の、荷重方向直径上での $\sigma_\theta$ を図 2.5 に示す。(2.3)式では、円盤中心  $r=0$  で $\sigma_\theta$ は最大値  $(P/\pi RL) (\sin 2\alpha - \alpha) / \sin \alpha$  となり、中心から離れるにしたがって小さくなる。 $2\alpha$ が十分に小さければ  $(\sin 2\alpha - \alpha) / \sin \alpha \approx 1$  である。

### 2.3.4. 圧裂強度試験の問題点

岩石の圧裂強度試験方法の規格あるいは提案として、JIS M0303-1975<sup>36)</sup>、ASTM Designation D3967-81<sup>37)</sup>、ISRM Suggested Method<sup>38)</sup>を比較した。3 方法の規定の一部を表 2.3 に示す。圧裂強度はいずれの規定でも(2.2)式に基づいて  $2P/\pi DL$  と計算している。ここで、 $D$  は円盤直径、 $L$  は円盤厚さ、 $P$  は JIS 及び ASTM では試験中の最大荷重、ISRM では primary failure 発生時の荷重としている。載荷方法の規定は 3 方法とも異なる。JIS が最も単純で、平面の加圧板の間で圧縮し加圧板と試験片の間には挿入物を用いないのが望ましいとしている（図 2.6(a)）。ASTM は規定にかなりの幅がある。図 2.6(b)に例を示したが、加圧板と試験片は直接接合してもよいし、間に curved supplementary bearing plates または bearing strips の 1 つあるいは両方を挟んでもよいとしている。ISRM は図 2.6(c)のような loading jaws を用い、試験片と jaws との間には masking tape を挿入すると定めている。これらの載荷方法



の違いによって、接触角  $2\alpha$  の値が変化し、発生する最大の引張応力が異なる。JIS は接触面の幅  $2R\sin\alpha$  を  $D$  の 10% 以下、つまり、 $\sin\alpha \leq 0.1$  としているが、ASTM は  $2\alpha \leq \pi/12$  と規定している。 $(\sin 2\alpha - \alpha) / \sin\alpha$  の値は、 $\sin\alpha = 0.1$  で 0.988、 $2\alpha = \pi/12$  で 0.980 である。JIS 及び ASTM とともに、この程度ならば影響は少ないとして圧裂強度は  $2P/\pi DL$  と計算し、接触角による補正は行っていない。ISRM は接触角については直接は記述していないが、loading jaws の寸法を決めることによって間接的に接触角を規定している。

圧裂強度試験は、最大引張応力が材料の引張強度に達したときに破壊するという仮定に基づいている。この仮定が正当であることを証明するためには、最大主応力の最大値の発生する点、すなわち円盤中心で破壊が発生すること、及び、破断面が最大主応力に直交することを確認する必要がある。

Hudson et al.<sup>39)</sup>は、鋼の平板間あるいは接触角  $10^\circ$  となる end-cap 間で Charcoal Grey granite と Tennessee marble の圧裂試験を行った。最大荷重を過ぎた時点で荷重を零として試験片を取り出し、荷重作用点付近に crushed zone が形成されそこからき裂が発生していることを観察した。この観察結果から、平面の加圧板を用いた圧裂試験では破壊は荷重作用点付近から始まるので、圧裂強度を  $2P/\pi DL$  と計算するのは間違いであると結論した。Hooper<sup>40)</sup>は、鋼の平板間でガラスの圧裂試験を行い、破壊後の試験片のき裂パターンから、破壊が荷重作用点から発生すると結論した。Yanagidani et al.<sup>41)</sup>は、岩石の圧裂試験において荷重方向直径上に多数のひずみゲージを貼付し、荷重方向に直交するひずみの急激な変化から、破壊が荷重作用点付近ではなく円盤内部から開始することを明らかにした。Mellor and Hawkes<sup>42)</sup>は、岩石の圧裂試験において荷重作用点と円盤中心の間で破壊が発生することがしばしばあることを示した。淡路と佐藤<sup>43)</sup>は、円弧型圧子を用いて黒鉛及び大理石の圧裂試験を行い、接触角が大きい場合はき裂が円盤中心付近で発生することを示した。これらの実験結果は、破壊開始位置は接触角によって大きく影響され、接触角が小さければ荷重作用点付近で、接触角が大きい場合は円盤中心であることを示している。Fairhurst<sup>44)</sup>は、応力分布を Hondros<sup>35)</sup>の解(2.3)式と仮定し、Griffith の破壊条件<sup>9)</sup>(2.4)及び(2.5)式を用いて、接触角が破壊開始位置に影響することを理論的に示した。

$$3\sigma_1 + \sigma_3 \geq 0 \quad \text{で} \quad \sigma_1 = K \quad (2.4)$$

$$3\sigma_1 + \sigma_3 \leq 0 \quad \text{で} \quad (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + 8K(\sigma_1 + \sigma_3) = 0 \quad (2.5)$$

ここで、 $K$  は材料固有の引張強度及び潜在欠陥としての精円孔の長軸と短軸の比によって定まる定数で、実際には引張強度として求める。(2.3)式から明らかに、荷重方向直径上のすべての点で  $3\sigma_1 + \sigma_3 < 0$ 、すなわち(2.5)式の破壊条件となり、接触角が小さいと円盤中心から離れた位置で破壊することになる。

以上の研究結果を見る限り、接触角によって、破壊開始位置が異なること、及び、圧裂強度の計算式  $2P/\pi DL$  に補正が必要なことは明らかと考える。いずれの試験方法でも妥

当性について付記している。たとえば JIS M303<sup>36)</sup>は、理論的には外力の着力点付近の応力集中や試験片内部の応力分布の影響などなお問題が残されていると、記している。ASTM D3967<sup>37)</sup>は、At present, data for determining the precision and accuracy of a splitting tensile strength are not available.としている。ISRM<sup>38)</sup>は、本試験の正当性は実験的事実に基づいていると記している。

実用上は、圧裂強度と一軸引張強度との相関が重要である。平松ほか<sup>30)</sup>は、大理石、砂岩及びセメントモルタルの一軸引張強度試験と圧裂強度試験を行い、引張強度と圧裂強度の違いは  $\pm(20 - 30)\%$ であることを示した。4 箇所の研究室で、村田安山岩、秋吉大理石及び荻野凝灰岩の一軸引張強度と圧裂強度試験結果を比較した報告<sup>32)</sup>は、一軸引張強度と圧裂強度はほぼ一致していると結論している。Mellor and Hawkes<sup>42)</sup>は、Barre granite と Indiana limestone について両強度を比較し、よく一致することを明らかにした。上述した問題点にもかかわらず、これらの実験結果は、岩石試料に関しては圧裂強度が一軸引張強度にほぼ一致することを示している。

### 2.3.5. 圧裂強度試験を実施する際の留意点

次の 2 点に注意すべきである。(1) 荷重作用点付近からの破壊開始を防ぐことである。そのためにはある程度の接触角が必要であり、適当な曲率の治具を用いる、あるいはより簡便に加圧板と試験片の間に挿入物を介するなどの方法がある。(2) 円盤厚さ方向の荷重分布を一様にするものであり、そのためには球面座を使用すべきである。以上の 2 点はいずれの規定にも共通している。しかし、接触角の大きさについては議論が分かれている。ここで取り上げた規格はいずれも、荷重作用点付近で破壊が始まらない限りにおいて、できるだけ小さい接触角が望ましいとしている。これは、圧裂強度の計算式を  $2P/\pi DL$  とするためには当然である。一方、淡路と佐藤<sup>43)</sup>、尾田と山崎<sup>45)</sup>は、破壊開始位置を円盤中心にするために接触角を積極的に大きくしており、圧裂強度の計算式も  $2P/\pi DL$  を補正している。接触角の大きさが圧裂強度に影響するのは明らかであるから、いずれの考えを取るにしても、実験結果に接触角の値を付記すべきである。

### 2.3.6. 曲げ強度試験片での試験片内の応力<sup>46)</sup>

基本は単純梁の初等曲げ理論である。梁中心を原点として、長手方向  $x$  軸、それに直交して  $y$  軸を取ると、 $x$  軸に垂直な断面での応力  $\sigma_x$  は(2.6)式となる。

$$\sigma_x = \frac{M}{I} y \quad (2.6)$$

ここで  $M$  は曲げモーメント、 $I$  は断面 2 次モーメント、 $y$  は中立軸からの距離である。曲げ強度試験は、一般に断面が矩形の単純梁の 3 点曲げあるいは 4 点曲げで行われる。梁のスパン  $L$ 、厚さ  $H$ 、幅  $B$  とすれば、 $I$  は(2.7)式で表される。

$$I = \frac{BH^3}{12} \quad (2.7)$$

$x=L/2$  及び  $x=-L/2$  に支点があり  $x=0$  に荷重  $P$  が作用する 3 点曲げでは、 $x=0$  で最大曲げモーメント  $M_{\max} = LP/4$  が発生する。また、 $x=L/2$  及び  $x=-L/2$  にそれぞれ  $P/2$  の荷重が作用する 4 点曲げでは、 $-L/2 < x < L/2$  で  $M_{\max} = (L-l)P/4$  が発生する。 $l$  は荷重作用点間距離である。(2.6) 式から明らかに最大引張応力  $\sigma_t$  は、 $M$  が最大なる部分の梁の下辺  $y=H/2$  で発生する。 $\sigma_t$  は 3 点曲げでは(2.8)式、4 点曲げでは(2.9)式となる。

$$\sigma_t = \frac{3LP}{2BH^2} \quad (2.8)$$

$$\sigma_t = \frac{3(L-l)P}{2BH^2} \quad (2.9)$$

さらに、集中荷重ではなく分布荷重として作用していることを考慮する。たとえば、3 点曲げである幅  $\Delta x$  上に一様な分布荷重  $q=P/\Delta x$  が作用する場合は、 $M_{\max} = (LP/4)(1-\Delta x/2L)$  となり、 $\sigma_t$  は(2.10)式で表されその値は(2.8)式より小さい。

$$\sigma_t = \frac{3LP}{2BH^2} \left(1 - \frac{\Delta x}{2L}\right) \quad (2.10)$$

実際の荷重分布を、載荷中心点周りの微小な円筒形表面に半径方向応力が作用する系と近似すれば、 $\sigma_x$  は初等理論による応力と作用点近くの局部応力の和として計算できる。特に、最大引張応力  $\sigma_t$  は(2.11)式で与えられる<sup>47)</sup>。

$$\sigma_t = \frac{3LP}{2BH^2} \left(1 - 0.178 \frac{H}{L}\right) \quad (2.11)$$

なお、局部応力は  $x$  とともに急激に減少し  $x>H$  では無視できる。4 点曲げ強度試験では局部応力の影響は少ないが、3 点曲げ強度試験では荷重作用点の部分で  $\sigma_t$  が発生するために局部応力の影響が大きい。

### 2.3.7. 曲げ強度試験の問題点

岩石に関しては曲げ強度試験の規格はない。参考としてセラミックスの規格を示す。JIS R1601-1981<sup>48)</sup>では、荷重作用点間で最大応力が一定となる 4 点曲げ強度試験を推奨しているが 3 点曲げも認めている。試験片寸法はスパン  $L=30\text{mm}$ 、厚さ  $H=3\text{mm}$ 、幅  $B=4\text{mm}$  である。ASTM F417-78<sup>49)</sup>は、3 点曲げ強度試験を規定しており、 $L=25.40\text{mm}$ 、 $H=B=1.78\text{mm}$  と

している。いずれも曲げ強度の計算式は、(2.8)、(2.9)式を用いている。また、曲げ強度は表面の研削方向に大きく影響される<sup>50)</sup>ため、試験片研磨の手順を細かく規定している。

局部応力の影響のほかに、岩石試験片では圧縮応力下のヤング率  $E_c$  と引張応力下のヤング率  $E_t$  が異なること、あるいは、ヤング率が応力によって変化することが問題となる。堀部<sup>51)</sup>は、梁の側面でひずみを測定し中立軸が移動することを確認した。単純な仮定として、 $E_c$ 、 $E_t$  をそれぞれ一定とし、その比を  $E_c/E_t = n$  とする。岩石では一般に  $n>1$  である。 $n$  が  $\sigma_t$  に及ぼす影響を単純梁の初等曲げ理論によって調べる。中立軸は  $y=-h$  に移動するものとし、あらためてそこに  $x$  軸を定める。また、ひずみ  $\epsilon_x$  の  $y$  方向の傾きを  $a$  とする。つまり、 $\epsilon_x$  及び  $\sigma_x$  を図 2.7 のように  $y$  方向に分布することとする。任意の断面において圧縮応力と引張応力の和が 0 であることを表す(2.12)式と、応力のモーメントが梁に加えらるるモーメント  $M$  に等しいことを表す(2.13)式から、 $h$  及び  $a$  を求める<sup>46)</sup>。

$$\int_0^{H/2+h} \epsilon_x E_t dy + \int_{-H/2+h}^0 \epsilon_x E_c dy = 0 \quad (2.12)$$

$$\int_0^{H/2+h} B \epsilon_x E_t y dy - \int_{-H/2+h}^0 B \epsilon_x E_c y dy = M \quad (2.13)$$

これら 2 式を解いて  $h$  及び  $a$  は(2.14)式ようになる。

$$\left. \begin{aligned} h &= \frac{\sqrt{n-1}}{\sqrt{n+1}} \frac{H}{2} \\ a &= \frac{12M}{BH^3 E_t} \frac{1}{4x} \frac{(\sqrt{n+1})^2}{4} = \frac{12M}{BH^3 E_c} \frac{1}{4} \frac{(\sqrt{n+1})^2}{4} \end{aligned} \right\} \quad (2.14)$$

(2.15)式を用いれば、 $\sigma_t$  は(2.8)及び(2.9)式の  $(\sqrt{n+1})/(2\sqrt{n})$  倍となり、 $n>1$  とすればこの係数は 1 より小さい。

一般に、曲げ強度  $\sigma_f$  は一軸引張強度  $\sigma_t$  より大きく求まる。堀部<sup>51)</sup>は  $\sigma_f/\sigma_t$  が 2-3 であるデータを示した。上野<sup>52)</sup>の実験では秋吉大理石の 4 点曲げ強度試験による平均の  $\sigma_f$  は平均の  $\sigma_t$  の 1.77 倍であった。セラミックスでも  $\sigma_f/\sigma_t$  は 1.4-2.0 程度の例<sup>50)</sup>が多い。この大きな違いは局部応力の影響や中立軸の移動だけでは説明できないが、試験片内の最も弱い欠陥の強度によって試験片の強度が決定されるとするモデルでは説明できる。欠陥の強度の確率分布として Weibull 分布を仮定すると、一軸引張強度  $\sigma_t$  と、3 点曲げ強度  $\sigma_{3f}$  あるいは 4 点曲げ強度  $\sigma_{4f}$  との比は(2.15)式となる<sup>53)</sup>。

$$\left. \begin{aligned} \frac{\sigma_{3f}}{\sigma_t} &= \left(2(m+1)^2\right)^{1/m} \\ \frac{\sigma_{4f}}{\sigma_t} &= \left(\frac{4(m+1)^2}{m+2}\right)^{1/m} \end{aligned} \right\} \quad (2.15)$$



ここで  $m$  はワイブル係数であり、大きいほど強度のばらつきは小さい。セラミックスでは 10-20 の値が多い。たとえば  $m=15$  では  $\sigma_{3T}/\sigma_1=1.52$ ,  $\sigma_{4T}/\sigma_1=1.31$ ,  $m=10$  では  $\sigma_{3T}/\sigma_1=1.73$ ,  $\sigma_{4T}/\sigma_1=1.45$  であり、曲げ強度が一軸引張強度よりかなり大きく求まる現象をよく説明している。

#### 2.3.8. 曲げ強度試験を実施する際の留意点

3 点曲げ強度試験は避けるべきである。それは、試験片内で最大応力の発生する部分が荷重作用点直下に限られること、また、荷重作用点近くの局部応力の影響を強く受けることの 2 つの理由による。4 点曲げ強度試験では 2 つの荷重作用点に均等に荷重を加えることが重要である。また、荷重作用点近くの局部応力の影響を小さくするためには (2.11) 式から明らかに、高さ  $H$  に対してスパン  $L$  が十分大きな試験片を用いばよい。試験片の研削傷による強度低下を防ぐために、梁の長手方向に研削すべき<sup>50)</sup>である。

#### 2.3.9. 引張強度試験方法のまとめ

引張強度を求めるための試験方法として、一軸引張強度試験、圧裂強度試験及び曲げ強度試験を取り上げた。定義として引張強度は一軸引張強度試験によって求められる強度であり、他の 2 つの試験による強度はこれと明確に区別すべきである。なぜなら、一軸引張強度試験以外の引張強度試験によって強度を求めることには、次のような問題点があるからである<sup>22),31)</sup>。(1) 試験片は完全弾性体であるという仮定で応力が計算されている、(2) 最大主応力の最大値で強度を計算し、他の主応力や応力勾配の影響を考慮しない、(3) 試験片内で最大引張応力の発生する部分の割合が小さい。

脆性材料の破壊の開始源は材料中の欠陥である。脆性材料の強度を求めることは、材料内の欠陥の空間分布及び強度分布を求めることでもある。そのためには、試験片内の応力分布がひろい範囲で一様となる試験方法、すなわち、試験片体積のほとんどで一様となる一軸引張強度試験が望ましい。逆に言えば、最大引張応力の発生する部分が荷重作用点直下に限られる 3 点曲げ強度試験は避けるべきである。一軸引張強度試験の実施が困難な場合に限り、圧裂強度試験または 4 点曲げ強度試験を行うべきである。最大引張応力が発生する部分は、圧裂強度試験では荷重方向直径を含む一平面であり、4 点曲げ強度試験では荷重作用点間の梁の下表面である。また応力分布としては、圧裂強度試験では二軸応力状態にあることが問題であり、4 点曲げ強度試験では梁の高さ方向に大きな応力勾配があることが問題である。これらの点だけでは両者の優劣は判断し難いが、一軸引張強度との値の一致という点では、実験結果から見る限り、岩石試料に関しては圧裂強度試験が優る。

#### 2.4. 破壊力学に基づく岩石の強度評価方法<sup>51),52)</sup>

##### 2.4.1. 岩石の強度評価に対する破壊力学の適用

線形破壊力学では、応力拡大係数  $K$  をクラック先端近傍の力学状態を表すパラメータとする。クラック先端付近の変形はモード I (開口形)、モード II (面内せん断形)、及びモード III (面外せん断形) の 3 つの独立な変形様式の和となる。それぞれの変形様式に対応する応力拡大係数を  $K_I$ ,  $K_{II}$ ,  $K_{III}$  と表す。材料の不安定破壊開始基準は  $K=K_{IC}$  と表す。 $K_{IC}$  は材料定数である破壊靱性の 1 つである。

破壊力学は、特にセラミックスの強度や破壊現象の説明に成功している。たとえば、曲げ強度の強度分布は、き裂の分布を考慮することによってシミュレートでき<sup>54),55)</sup>、スペースシャトルの窓ガラスの寿命が予測されている<sup>53)</sup>。脆いとされてきたセラミックスが、自動車のターボチャージャローターに実用化された背景には、高靱性の材料の開発、加工技術の進歩と共に、破壊力学に基づいた強度、信頼性の評価がある。セラミックスは、硬く、脆く、結晶粒度が小さいなど、破壊力学の対象として最も適した材料と言える。また、(1) 工程管理によって欠陥の少ない材料を生産できる、(2) 破壊の起点となる欠陥の大部分は表面欠陥である、(3) 部材として使用する場合の応力が計算できる、(4) 破壊のモードも予測できる、など強度評価の前提の決定が容易である。したがって、破壊力学がセラミックス材料の評価に広く用いられているのは当然であるとも言える。

これに比べると、岩石の強度評価への破壊力学の適用には困難な点が多い。たとえば、(1) 岩石中にはセラミックスよりはるかに多くの欠陥が存在する、(2) 欠陥の測定、評価が難しい、(3) 原位置で岩石に作用する応力を測定することが難しい、(4) 三軸とも圧縮応力の条件が多く、モード I 以外の変形様式による破壊、及び、クラックの閉塞、停止、相互干渉を考慮する必要がある。現状においては、岩石への破壊力学の適用が、セラミックス材料の分野でのそれと比較して、それほど成功しているとは言えない。しかし、成功していない理由は、破壊力学の適用が誤りであるからではなく、上記した困難な問題がまだ解決されていないからであると考ええる。実際に、巨視的な破壊に先行して、微小クラック (micro crack) が発生、進展する微小破壊 (micro fracture) が発生することが認められている<sup>56)</sup>。また、強度の歪速度依存性も破壊力学に基づいて説明されている<sup>57)</sup>。それほど高温、高压ではない環境における岩石の破壊現象は、やがて破壊力学によって統一的に記述できるとものと考ええる。

まず、平面ひずみ状態で、かつ、モード I の変形様式で不安定破壊を開始する際の破壊靱性  $K_{IC}$  の試験方法、問題点を整理し、試験実施の際の留意点を指摘した。過去の溶接構造物、高張力材料の脆性破壊様式は割れであり、そのため  $K_{IC}$  は測定方法や結果の集積が多い。 $K_{IC}$  を測定する方法は、 $K_I$  の解析解が得られている試験片を用いて測定する方法と、き裂長さに対するコンプライアンスの変化から  $K_I$  を実験的に決定してそれから  $K_{IC}$  を評価する方法の 2 つに大別される。後者は、原則的には試験片形状にかかわらず  $K_{IC}$  を測定できるという利点を有しており現在でもその重要性は変わっていないが、標準的な測定方法を検討す



るという意味で前者の  $K_{IC}$  測定方法について検討した。

次に、静的荷重下でのき裂進展特性を求める試験方法、特にその中でも、モード I の変位様式に対応する応力拡大係数  $K_I$  とき裂進展速度  $v$  との関係、 $K_I$ - $v$  曲線を求める試験方法の適用を検討した。金属、セラミックス、岩石など多くの材料について、破壊靱性  $K_{IC}$  以下の応力拡大係数  $K$  で表される力学的条件の下でも、き裂が安定に進展する現象、すなわち subcritical crack growth が見られる<sup>58)-60)</sup>。この現象は、疲労、遅れ破壊、クリープ、強度の歪（あるいは、変位、荷重）速度依存性など、材料強度の時間依存性を説明するための有力な根拠となっている。静的荷重下における subcritical crack growth は、 $K$ - $v$  曲線でうまく整理され、一方、繰り返し荷重下におけるそれは、応力拡大係数の変動  $\Delta K$  に対する  $v$  を示した  $\Delta K$ - $v$  曲線で整理される。金属材料においては、静的荷重、繰り返し荷重いずれの下での subcritical crack growth も多くの研究例があるが、セラミックス材料に関しては繰り返し荷重下での研究はまだ少なく、また、岩石力学の分野では、繰り返し荷重を受けるような実在の条件が少ないために静的荷重下での研究が大部分である。

#### 2.4.2. $K_{IC}$ 測定方法の規格

$K_{IC}$  測定方法の規格としては ASTM E399<sup>61)</sup>、BS5447 があるが、後者は ASTM E399 とほぼ同じである<sup>62)</sup>。ASTM E399 で対象としている材料は金属である。 $K_{IC}$  の定義は、crack-extension resistance under conditions of crack-tip plane strain と記されている。さらに詳しく、引っ張りの平面ひずみ状態で、かつ、小規模降伏状態にある鋭いクラックが材料に存在する場合に、不活性環境（neutral environment）での破壊に対する材料の抵抗、と規定されている。

試験方法の概略は以下の通りである。試験片にノッチを入れ、さらにノッチ先端に疲労によって鋭いクラックをいれる（以下、試験に先立ってノッチ先端に導入するクラックを予き裂と呼ぶ）。この試験片を、適当な材料試験機で破壊する。その際の荷重-クラック開口変位曲線を記録し、両者の関係が直線からある程度ずれた点でクラックが伸びはじめたと判断する。その荷重の値を試験片の  $K_I$  の解析解に代入して、見かけの  $K_{IC}$  を計算する。さらに、見かけの  $K_{IC}$  が真の値であることを基準に照らして確認する。この試験方法において肝心な点は、ノッチ先端に予き裂を導入すること、及び、破面の大部分が脆性破面となるように十分に大きな試験片を用いることである。

具体的には、曲げ荷重を加えるものとして single edge-notched beam 試験片による SE(B) を、また、引っ張り荷重を加えるものとして compact specimen を用いる C(T)、arc-shaped specimen による A(T)、disk-shaped compact specimen による DC(T) の 3 種類を試験方法として採用している。試験方法のコードは ASTM E616<sup>63)</sup> に定められている。まず試験片形状を 1-3 個の大文字で記し、次に荷重荷重方法を括弧でくくって記し、さらに、機械加工方向に対するクラック（あるいはノッチ）の方向を括弧内に記す。また、三角形の chevron ノッチを加工した試験片にはコードの前に chevron を記し、試験片幅がクラック進展方向に増加

するように加工した試験片には contoured を付記する。たとえば、SENB 試験片と呼ばれることの多い single edge-notched beam は SE(B) とコード化される。CT 試験と呼ばれる compact tension 試験は C(T)、DCB（double cantilever beam）試験は DB(M<sub>x</sub>)、DT（double torsion）試験は DB(M<sub>x</sub>) とそれぞれコード化される。それらの例を図 2.8 に示す。なお略称は以下の通りである。SE: Single edge, C: Compact version of SE, DC: Disk-shaped compact, A: Arc, DB: Double beam, RDB: Round double beam, T: Tension, B: Bending, M<sub>x</sub>: Torsion with a moment about the x axis of the specimen.

セラミックスや岩石を対象とした  $K_{IC}$  試験方法の規格は存在せず、金属材料を対象に開発された方法を応用している。既述したように、実験によって求めた値が  $K_{IC}$  であることを主張するためには、破面が脆性破面であること、及び、鋭い予き裂から破壊が開始したことを保証しなければならない。脆性材料では、高温など特殊な環境を除いて前者は保証される。しかし予き裂の導入が難しく、たとえうまく導入できても、予き裂の長さの測定が難しい。脆性材料の  $K_{IC}$  測定方法が困難なのはこの点である。

以下では、適用例の多い SE(B) 法、予き裂が不要な chevron ノッチを入れた試験片を用いる方法、及び、微小部分の  $K_{IC}$  の簡便な評価方法とされている indentation 法について述べる。

#### 2.4.3. SE(B)法、chevron ノッチ法<sup>64)</sup>、及び、indentation 法<sup>65)</sup>

SE(B)法は、矩形はりの片側にノッチを入れて曲げによって破壊する方法である。 $K_{IC}$  は (2.16) 式によって計算される<sup>61)</sup>。

$$K_{IC} = \frac{PS}{BW^{3/2}} f(\alpha) \quad (2.16)$$

ここで、 $P$  は破壊荷重、 $B$  は試験片厚さ、 $S$  は試験片スパン、 $W$  は試験片幅。 $f(\alpha)$  は補正係数で、 $\alpha=a/W$ 、 $a$  はクラック長さ。ASTM E399 は、3 点曲げ、試験片寸法  $S=4W$ 、 $B=W/2$  を標準としている。また、 $S=4W$  の場合の補正係数を (2.17) 式で与えている。

$$f(\alpha) = \frac{3\alpha^{1/2} (1.99 - \alpha(1-\alpha)) (2.15 - 3.93\alpha + 2.7\alpha^2)}{2(1+2\alpha)(1-\alpha)^{3/2}} \quad (2.17)$$

SE(B)法は、試験片の整形が比較的用意であること、曲げ試験自体が簡便で高温などの環境でも試験しやすいこと、さらに、セラミックスの場合は規格化されている曲げ強度試験との整合性があることなどの理由で広く行われている。SE(B)法での最大の問題点は、予き裂の導入が難しいことである。そのためノッチを機械加工した状態で曲げ試験を行う例も多いが、その場合は当然ノッチ幅が見かけの  $K_{IC}$  に影響する。長軸に垂直な方向に一樣な引



つ張り応力 $\sigma_y$ を受ける十分偏平な楕円孔の、長軸端の切り欠き半径を $\rho$ 、長軸長さを $a$ とすれば、切り欠き底で最大応力 $\sigma_{max} = \sigma_y (1 + 2\sqrt{a/\rho}) = 2\sigma_y \sqrt{a/\rho}$ となり、 $\sigma_{max}$ は $\sqrt{\rho}$ に反比例する<sup>66)</sup>。実験でも、見かけの $K_{IC}$ が、機械加工するための刃の厚さの平方根（あるいは加工されたノッチの幅の平方根）に反比例する結果が得られている<sup>67)-70)</sup>。ノッチ幅がある値以下では、見かけの $K_{IC}$ が一定となりそれを真とみなすが、真の $K_{IC}$ を与える最大のノッチ幅は試験片材料や試験方法などによって異なる。明らかに、ノッチ幅が $100\mu\text{m}$ 以上では $\sigma_{max}$ と $\sqrt{\rho}$ の反比例関係が存在する<sup>69)</sup>。この欠点が存在するため、たとえばセラミックスの試験方法標準化の検討上で対象からはずされている<sup>71)</sup>。

しかし野瀬ら<sup>72)</sup>が予き裂を簡単に導入する方法を開発した。この方法の概略は次の通りである。試験片下面にピッカース圧子を圧入して微小クラックを発生させ、予き裂の起点とする。アンビルの溝の中央部に圧痕が位置するように配置して、上面全体に圧縮荷重を加えると pop-in crack が発生する。き裂進展方向に $K_I$ は減少しており、ある程度進展して停止するので、これを予き裂とする。この予き裂を導入した試験片で曲げ試験を行い $K_{IC}$ を測定したところ、測定値のばらつきはほぼ5%に収まり、他の試験方法に比べてかなり小さかった。この方法は簡便であり、しかも測定値が信頼に足るものとして注目され、検討が進められている。

chevron ノッチ法は、3 角形のノッチすなわち chevron ノッチを加工した試験片を用いる方法であり、予き裂の導入が不要で、しかも、荷重の最大値を測定するだけで $K_{IC}$ を求めることができる。その原理は次の通りである。chevron ノッチを導入した試験片の $K_{IC}$ は、一般に(2.18)式のように表せる<sup>68)</sup>

$$K_{IC} = \frac{P}{B\sqrt{W}} Y(\alpha) \quad (2.18)$$

ここで、 $P$ は荷重、 $B$ は試験片厚さ、 $W$ は試験片幅、 $Y(\alpha)$ は補正係数で、 $\alpha = a/W$ 、 $a$ はクラック長さ。一般に、 $Y(\alpha)$ は $\alpha$ の増加に伴って一旦減少し、 $\alpha = \alpha_m$ で最小となり、その後増加する。したがって、 $\alpha < \alpha_m$ で $K_I$ が $K_{IC}$ に達してクラックが進展したとしても、 $\alpha$ の増加とともに $K_I$ が減少するためにクラックは停止し、さらに進展させるためには $P$ を増加させる必要がある。そのようにして $\alpha$ が $\alpha_m$ の長さになると、今度は $\alpha$ の増加とともに $K_I$ が増加し不安定破壊となるので、その時の荷重が最大となる。 $\alpha_m$ は chevron ノッチ形状、試験片形状及び荷重負荷方法によって定まる値であるから、最大荷重を測定するだけで $K_{IC}$ が求まる。

ただし、まだ $\alpha_m$ で不安定破壊が発生するという実験的検証は得られていず、また、セラミックスに適用した場合 chevron ノッチ形状によつて $K_{IC}$ の測定値が異なる例も報告されている<sup>73)</sup>。しかし、予き裂導入が不要であることによって試験方法は非常に簡便になり、また、最大荷重以外の測定が不要であれば高温などの環境下でも適用できる。今後は chevron ノッチを加工した試験片を用いる方法が主力となると考える。実際、セラミックスの $K_{IC}$

試験方法の標準化では、chevron SE(B)法が詳しく検討されており<sup>71)</sup>、また、岩石を対象として chevron RDB(T)法が検討されている<sup>74)</sup>。

indentation 法は、脆性破壊を起こす材料の表面に圧子を圧入した際に、圧痕周囲に発生するクラックの長さから $K_{IC}$ を評価する方法である。圧子の圧入により図2.9のようなクラックが発生する。Lawn ら<sup>75)</sup>は、ピッカース圧子を圧入して median crack が発生した場合の $K_{IC}$ の評価式を(2.19)式と求めた。

$$\frac{K_{IC}}{H\sqrt{a}} \sqrt{\frac{H}{E}} = 0.028 \left( \frac{c}{a} \right)^{-3/2} \quad (2.19)$$

また Niihara et. al は<sup>76), 77)</sup>、median crack と Palmqvist crack とが発生する場合に、median crack にたいしては(2.20)式を、Palmqvist crack にたいしては(2.21)式を導いた。

$$\frac{K_{IC}}{H\sqrt{a}} = 0.203 \left( \frac{c}{a} \right)^{-3/2} \quad (2.20)$$

$$\frac{K_{IC}}{H\sqrt{a}} \left( \frac{H}{E} \right)^{2/3} = 0.018 \left( \frac{l}{a} \right)^{-1/2} \quad (2.21)$$

ここで $a$ 、 $c$ 、 $l$ は図2.9に示すクラックの代表寸法、 $E$ はヤング率、 $H$ は硬さ。

これらのほかにも多くの計算式が提案されているが、それらの式の適用性は、荷重の大きさや材料の硬さなどに依存する。indentation 法は、試験が非常に簡単であること、及び、非破壊的な試験方法であることが大きな利点で、セラミックスの評価には広く用いられている。ただし、 $K_{IC}$ の相対的評価には有効であるが、絶対値の評価にはまだ疑問がある。

#### 2.4.4. $K_{IC}$ 測定方法の動向

構造材料としてセラミックスの $K_{IC}$ を評価する場合、直線ノッチを機械加工した試験片を用いる方法には、予き裂の導入が困難、き裂長さの測定が必要、き裂進展開始の判定が必要などの欠点が存在する。今後は、chevron ノッチを加工した試験片を用いる方法が主力となると考える。一方、電子部品などの製造、品質管理には今後も indentation 法が有効である。

最後に、セラミックスへの破壊力学適用の現状に簡単に触れる。セラミックスでは靱性の評価が、製品の改善にフィードバックされる。現在の製造の大きな目標は高靱性化であり、それは、クラック先端に応力誘起変態やマイクロクラックの発生するプロセスゾーンを形成することによって実現されつつある<sup>78)</sup>。このような材料では、クラック長さとともにプロセスゾーン寸法も増大し、クラック長さの増加によって破壊抵抗が増加する現象が起きる。つまり、 $K_{IC}$ は材料定数ではなく、測定法や試験片形状などに依存するみかけの物性値となる。クラック長さの増分に対して破壊抵抗をプロットした R 曲線 (crack growth

resistance curve) の評価などが必要となってきた<sup>79)</sup>。

#### 2.4.5. $K_I$ - $v$ 曲線<sup>59), 60)</sup>

$K_I$ - $v$  曲線は、両対数グラフ上で模式的に図 2.10 のように表される。一般には I、II、III の 3 領域特性を示す。I 領域ではクラック先端での応力腐食反応が律速となっており、II 領域では  $v$  は  $K_I$  にはほとんど依存せず腐食種 (corrosive species) がクラック先端に運ばれる速度に律速され、III 領域では環境の影響が小さくなり殆ど力学的な条件によって律速されると考えられている。 $K_I$  がさらに大きくなれば  $v$  は急速に増加し、 $K_I$  が  $K_{IC}$  に達すると不安定破壊が発生する。また、 $K_0$  は応力腐食によってき裂が進展する下限界 (stress corrosion crack growth limit) である。ただし、このような 3 領域特性が全ての材料、環境において発生するものではない。ガラスでは典型的な 3 領域特性を示すものが多く、たとえば Widerhorn<sup>80)</sup> はソーダ石灰ガラスについてその事を明らかにした。セラミックスでは Evans<sup>81)</sup> が明らかにしたようにアルミナは 3 領域特性を示す。しかし、多くの岩石では II 領域が現れない例が多く、3 領域特性を示した例は水蒸気環境中での石英、花こう岩、及び、粗粒玄武岩にみられるだけである<sup>60)</sup>。不活性環境である真空中の実験では、III 領域と考えられる特性だけが求められている<sup>60), 82)</sup>。また、き裂進展の下限界  $K_0$  の存在も、必ずしも確かなものではない<sup>83), 84)</sup>。

$K$  と  $v$  との関係を表す経験式としては、一般に次の 2 つの式が用いられる。1 つは、Wiederhorn and Bolz<sup>85)</sup> が求めている、指数関数型の (2.22) 式である。

$$v = v_0 \exp\left(\frac{-H + bK}{RT}\right) \quad (2.22)$$

ここで、 $R$  はガス定数、 $T$  は絶対温度、 $v_0$ 、 $H$ 、 $b$  は実験的に定められる定数である。ただし、 $H$  の単位は kcal/mol である。第 2 は、Charles<sup>86), 87)</sup> が求めているべき関数型の (2.23) 式である。

$$v = v_0 K^n \exp\left(\frac{-H}{RT}\right) \quad (2.23)$$

ここで、 $R$  はガス定数、 $T$  は絶対温度、 $v_0$ 、 $H$ 、 $n$  は実験的に定められる定数である。ただし、 $H$  の単位は kcal/mol である。実際には扱い易さから後者のべき関数型が広く用いられ、それも (2.24) 式のように簡略化され用いられることが多い。

$$v = AK^n \quad (2.24)$$

ここで、 $A$ 、 $n$  は実験的に定められる定数であり、その値は材料と環境に依存する。特に、

$n$  は stress corrosion index あるいは subcritical crack growth index と呼ばれる。

#### 2.4.6. DB 法、及び、DB ( $M_x$ ) 法<sup>81)</sup>

DB 法は、一般には double cantilever beam (DCB) 法と呼ばれるが、ここでは ASTM E616<sup>63)</sup> のコードに従う。図 2.11(a) のように角柱試験片の中央部にノッチを入れ試験片端部に引っ張り荷重を加える方法を DB(T) 法、図 2.11(b) のようにモーメントを加える方法を DB( $M_x$ ) 法と区別する。クラックが試験片中央からずれないで伸びるように、試験片の片側あるいは両側に側溝 (side groove) を加工する場合が多い。

DB(T) 法の  $K_I$  は (2.25) 式である<sup>59), 88)</sup>。

$$K_I = \frac{P_a}{bb_n^{1/2}W^{3/2}} \left( 3.467 + 2.315 \frac{W}{a} \right) \quad (2.25)$$

ここで、 $P$  は荷重、 $a$  はクラック長さであり、 $b$ 、 $b_n$ 、 $W$  は図 2.11(a) に示した試験片寸法である。 $K_I$ - $v$  曲線を求めるには、一般には一定荷重の下でクラックの伸びを光学的に測定する。(2.25) 式から明らかに  $a$  の増加と共に  $K_I$  も増加するために、クラック長さの増加は小さくする必要がある。また、不透明な材料には適用が難しい。

$a$  が変化しても  $K_I$  が一定となるようにするため、Freiman et al.<sup>89)</sup> は一定モーメントを加える DB( $M_x$ ) 法を考え、その  $K_I$  を (2.26) 式と求めた。

$$K_I = \frac{M}{\sqrt{lb_n}} \quad (2.26)$$

ここで、 $M = P W_m$  はモーメント、 $l$  は断面 2 次モーメント、 $P$  は荷重であり、 $b$ 、 $W_m$  は図 2.11(b) に示した試験片及び治具の寸法である。

DB ( $M_x$ ) 法は、一般には double torsion (DT) 法と呼ばれる。図 2.12 に示すように、板状試験片中央の一端にあらかじめクラックを入れておき、その端部に 4 点曲げの形で荷重を加える。クラックが中央部を進展するように、試験片の中央部下面には溝 (groove) を加工しておく。Williams and Evans<sup>90)</sup> は、DT 試験片の  $K_I$  及び荷重作用点の変位  $y$  を、(2.27)、(2.28) 式と求めた。

$$K_I = PW_m \sqrt{\frac{3(1+\nu)}{Wb^3b_n}} \quad (2.27)$$

$$y = Pa \frac{3W_m^2}{Wb^3G} \quad (2.28)$$

ここで、 $P$  は荷重、 $a$  はクラック長さ、 $\nu$  はポアソン比、 $G$  は横弾性率であり、 $W$ 、 $W_m$ 、 $b$ 、



$b_0$  は図 2.12 に示した試験片及び治具の寸法である。 $K_I$  は  $a$  にかかわらず一定であるから (2.27) 式は (2.29) 式とも表せる。

$$K_I = AP \quad (2.29)$$

ここで、 $A$  は、試験片の弾性定数、試験片寸法及び治具寸法より求められる定数である。また、 $y$  は (2.28) 式にしたがえば  $P$  及び  $a$  に比例することになるが、 $a$  が短い部分において解析の仮定が成り立たないため、実際には (2.30) 式のように表される。

$$y = P(Ba + C) \quad (2.30)$$

ここで、 $B$  及び  $C$  は実験的に定める定数である。

DB ( $M_x$ ) 法は、試験片形状が単純で、荷重負荷も簡単で、かつ、き裂を直接観察しなくても  $K_I$ - $v$  曲線を求められる利点があり、き裂進展特性を求める試験方法としてはもっとも広く用いられている方法である。ただし注意すべき欠点は、上面に比べて下面でき裂が速く進展するためにき裂前縁が湾曲することである。試験中にその前縁の形が変化するため、き裂進展速度の決定には十分な注意が必要である。き裂進展特性を求める方法は、試験の制御の仕方によって、一定荷重法、一定変位 (荷重緩和) 法、一定変位速度法の 3 方法に大別される。

一定荷重法は、荷重を一定に保つ方法である。 $K_I$  は (2.27) 式または (2.29) 式によって計算し、クラック長さは光学的に測定して、その  $K_I$  での  $v$  を求める。荷重を段階的に増やすことによっていくつかの  $K_I$  の値での  $v$  を求めることができる。クラック長さを光学的に測定するのが困難な場合は、荷重作用点の変位速度からクラック進展速度が計算できる。それは、(2.30) 式を時間  $t$  で微分し、荷重一定すなわち  $dP/dt=0$  の条件から、(2.31) 式が成り立つためである。

$$\frac{dy}{dt} = PBv \quad (2.31)$$

一定変位法 (荷重緩和法) は、subcritical crack growth によるクラック進展量が無視できる程度にすばやく、ある変位量まで変位させた後、変位をその値に一定に保つ方法である。クラックの進展にともなう荷重が減少していくが、その荷重を測定するだけで  $K_I$ - $v$  曲線を求めることができる。Evans<sup>(8)</sup> は次のように導いた。(2.30) 式を時間  $t$  で微分し、かつ、変位一定の条件つまり  $dy/dt=0$  を加えると、(2.32) 式が求められる。

$$v = -\frac{Ba + C}{BP} \frac{dP}{dt} \quad (2.32)$$

さらに、一定変位量まで変位させた時点での荷重とクラック長さをそれぞれ  $P_1$ ,  $a_1$  とし、試験開始後の任意時点の荷重とクラック長さを  $P$ ,  $a$  とすれば、変位が一定であるから (2.30) 式より (2.33) 式が成り立つ。

$$P(Ba + C) = P_1(Ba_1 + C) \quad (2.33)$$

(2.32) 式と (2.33) 式より  $a$  を消去すれば、 $v$  は (2.34) 式で表される。

$$v = -\frac{P_1}{P^2} \left( a_1 + \frac{C}{B} \right) \frac{dP}{dt} \quad (2.34)$$

また、 $a_1$  が十分に大きければ (2.35) 式で表せる。

$$v = -\frac{a_1 P_1}{P^2} \frac{dP}{dt} \quad (2.35)$$

つまり、試験開始時のクラック長さ  $a_1$  と荷重  $P_1$  が求められていれば、荷重  $P$  を測定するだけで  $K_I$ - $v$  曲線を計算できるわけである。クラック長さの光学的測定が困難な不透明な材料に対してはもちろん、荷重作用点の変位の測定も難しい高温、各種環境下でのき裂進展特性の評価に特に有用である。ただし、安定に変位を一定に保ち、精度の高い結果を得るためには、試験治具の材質、温度の制御などに十分な注意を払わねばならない。

一定変位速度法は、変位速度を一定に保つ。変位速度を一定に保つと、荷重が一定になる。これを利用して、(2.31) 式より  $v$  を計算する。変位速度を段階的に変化させることによって、 $K_I$ - $v$  曲線上の数点のデータを得ることができる。

#### 2.4.7. き裂進展からの寿命予測

き裂進展特性が実用上重視されているのは、保証試験 (proof test) あるいは非破壊検査 (nondestructive inspection) と組み合わせることによって、寿命を予測することが可能であるからである。まず、保証試験または非破壊検査を行うことによりある大きさ以上の欠陥の入った部材を除くことによって、欠陥の最大値  $a_1$  を定める。また、破壊靱性値  $K_{IC}$  と材料に作用する応力とより、subcritical crack growth から不安定破壊に移行する欠陥の大きさ  $a_c$  を計算できる。最後に、き裂進展特性  $v=AK^n$  の式から、 $a_1$  が  $a_c$  に伸びるまでの時間を計算すれば、それが最短の寿命となる<sup>(9)</sup>。

#### 2.5. 圧裂試験における破壊開始位置と破壊荷重についての Griffith 理論による検討<sup>(5)</sup>

### 2.5.1 はじめに

引張強度は本来一軸引張強度試験によって測定される値であるが、この試験を脆性破壊を起こす材料について実施することは技術的に難しい点が多い。そのため比較的容易な圧裂試験を行い、圧裂強度をもって引張強度に替える場合も多く、たとえば岩石に対してはいくつかの圧裂試験の規格がある<sup>36)-38)</sup>。

円盤の直径両端に対向して作用する集中荷重による円盤内の応力の二次元弾性解では、荷重作用点を結ぶ直径（以下、荷重方向直径という）上において、最大主応力は円周方向垂直応力に一致しその値は直径上すべての点で  $P/\pi RL$  である<sup>34)</sup>。より実際に近い荷重条件としてある長さの弧状に均様な分布荷重が求心的に作用する場合の弾性解を、Hondros<sup>35)</sup>が求めている。荷重方向直径上において、最大主応力は円周方向垂直応力に一致し、その値は円盤中心で最大値  $(P/\pi RL)(\sin 2\alpha - \alpha)/\sin \alpha$  となり中心から離れるにしたがって小さくなる。ここで  $2\alpha$  は荷重が作用する弧に対する中心角（以下、接触角という）であり、接触角が十分に小さければ  $(\sin 2\alpha - \alpha)/\sin \alpha \approx 1$  である。圧裂試験の規格はこの Hondros の解に基づいているが、いずれも  $2\alpha$  は十分に小さいものとして、圧裂強度を  $P/\pi RL$  と計算している。ここで  $P$  は試験中の最大荷重<sup>36),37)</sup>、または破壊が発生した時の荷重<sup>38)</sup>である。

圧裂試験の規格には 2 つの大きな問題点がある。1 つは、試験片内が二軸応力状態にあるにもかかわらず、破壊発生は最大主応力の最大値のみによって定まるとしていることである。もう 1 つは、最大主応力の最大値や荷重作用点付近の圧砕状況などに対する接触角の影響を積極的に考慮していないことである。これらの問題点は、JIS M303<sup>39)</sup>の解説で、理論的には外力の着点付近の応力集中や試験片内部の応力分布の影響などなお問題が残されていると述べられており、ISRM の suggested method<sup>38)</sup>でも、圧裂試験の正当性は実験的事実に基づいていると注釈されている。

圧裂強度  $P/\pi RL$  と引張強度とを比較した例として、Mellor and Hawkes<sup>42)</sup>は岩石について両者の値がよく一致することを明らかにした。平松ほか<sup>30)</sup>は、大理石、砂岩及びセメントモルタルについて両者の違いが  $\pm(20 - 30)\%$ であることを示した。村田安山岩、秋吉大理石及び荻野凝灰岩について、両者を 4 箇所の研究室で比較した報告<sup>32)</sup>では、研究室によって両者の値を一致するとみるか否か結果が異なっている。淡路と佐藤<sup>43)</sup>は、大理石では一致するが黒鉛では異なることを示した。これらの結果からは、圧裂強度  $P/\pi RL$  が引張強度に一致するとは必ずしも言えない。

この節では、接触角の影響を考慮せずに、圧裂強度を  $P/\pi RL$  と計算し、それを引張強度とすることの誤りを、従来の研究結果に基づいて指摘し、かつ、Griffith 理論により接触角を考慮した破壊開始位置と破壊荷重を求める。Fairhurst<sup>44)</sup>は、Griffith の破壊条件から、接触角が小さい場合は荷重作用点と円盤中心との間で破壊が発生することを理論的に示した。しかし、圧裂強度と引張強度との比をパラメータとして導入し破壊条件を修正したために議論が複雑になり、接触角と破壊開始位置及び破壊荷重との関係を求めるまでには至らな

かった。尾田と山崎<sup>45)</sup>は、円周の一部を研削した圧裂試験片、Griffith の破壊条件に基づく引張強度の推定式を提案した。淡路と佐藤<sup>43),92),94)</sup>は圧裂試験に関する一連の研究で、破壊力学によって二軸応力場の破壊条件を提示し、その条件から圧裂試験での破壊はせん断応力によるものとして、接触角による圧裂強度の変化を説明した。しかし、混合モードき裂の破壊基準にはまだ定説はなく<sup>95)</sup>、また肉眼観察の範囲では圧裂試験片の破面の大部分は引張破壊であると判断する。なお、荷重作用点付近で試験片が圧砕された場合は、荷重分布を定めることが不可能で、また、圧砕部分がくさび状になって試験片の縦割れを引き起こすなど現象が複雑になる。圧裂試験の規格でも、作用点付近の圧砕ができる限り起きないように試験方法を定めている<sup>36)-38)</sup>。本節でも、接触部での圧砕の影響は考慮しない。

### 2.5.2 円盤内の応力分布の二次元弾性解

図 2.13 に示すような荷重分布による円盤内の応力分布が求められている。實際上重要な荷重方向直径上の応力分布を以下に示す。図 2.13(a)の集中荷重では、円周方向垂直応力  $\sigma_\theta$  及び半径方向垂直応力  $\sigma_r$  は(2.36)式であり、最大主応力は  $\sigma_\theta$  に、最小主応力は  $\sigma_r$  にそれぞれ一致する<sup>34)</sup>。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_\theta &= \frac{P}{\pi RL} \\ \sigma_r &= \frac{P}{\pi RL} \left( 1 - \frac{4R^2}{R^2 - r^2} \right) \end{aligned} \right\} \quad (2.36)$$

ここで、 $P$  は荷重、 $R$  は円盤半径、 $L$  は円盤厚さ、 $r$  は円盤中心からの距離である。

淡路と佐藤<sup>92)</sup>は、図 2.13(b)のように Hertz の接触圧を考慮して応力を求めた。特に円盤中心の  $\sigma_\theta$  を(2.37)式としている。

$$\sigma_\theta \approx \frac{P}{\pi RL} (1 - 1.15 \sin^2 \alpha + 0.22 \sin^3 \alpha) \quad (2.37)$$

Hondros<sup>35)</sup>は、図 2.13(c)のように中心角  $2\alpha$  の弧状に均様な分布荷重が求心的に作用する場合の応力を(2.38)式と求めた。やはり荷重方向直径上では、 $\sigma_\theta$  が最大主応力であり、 $\sigma_r$  が最小主応力である。



$$\begin{aligned}\sigma_{\theta} &= \frac{P}{\pi RL \sin \alpha} \left[ \frac{\left(1 - \left(\frac{r}{R}\right)^2\right) \sin 2\alpha}{1 - 2\left(\frac{r}{R}\right)^2 \cos 2\alpha + \left(\frac{r}{R}\right)^4} - \arctan \frac{1 + \left(\frac{r}{R}\right)^2}{1 - \left(\frac{r}{R}\right)^2} \tan \alpha \right] \\ \sigma_r &= \frac{P}{\pi RL \sin \alpha} \left[ \frac{\left(1 - \left(\frac{r}{R}\right)^2\right) \sin 2\alpha}{1 - 2\left(\frac{r}{R}\right)^2 \cos 2\alpha + \left(\frac{r}{R}\right)^4} + \arctan \frac{1 + \left(\frac{r}{R}\right)^2}{1 - \left(\frac{r}{R}\right)^2} \tan \alpha \right]\end{aligned}\quad (2.38)$$

著者<sup>96)</sup>は、図 2.13(d)のように一様な分布荷重が荷重方向直径に平行に作用し、かつ  $2\alpha$  が十分に小さい場合の応力を(2.39)式と求めた。

$$\begin{aligned}\sigma_{\theta} &= \frac{P}{\pi RL} \left[ \frac{2\alpha + \sin 2\alpha}{4 \sin \alpha} - \frac{4 \sin^2 \alpha}{3} \frac{1 + 3\left(\frac{r}{R}\right)^2}{\left(1 - \left(\frac{r}{R}\right)^2\right)^3} \right] \\ \sigma_r &= \frac{P}{\pi RL} \left[ \frac{2\alpha + \sin 2\alpha}{4 \sin \alpha} - \frac{4}{1 - \left(\frac{r}{R}\right)^2} \right]\end{aligned}\quad (2.39)$$

さらに、尾田と山崎<sup>45)</sup>は、円周の一部を研削した図 2.13(e)の場合の数値解を求めている。集中荷重を除く、4種類の荷重条件での荷重方向直径上の応力は、荷重作用点近傍を除いて、その分布も値もほぼ同様である。今後は、Hondros<sup>35)</sup>の弾性解を仮定する。

### 2.5.3. 従来の研究での破壊開始位置

圧裂試験の規格では、最大主応力の最大値が引張強度に達した時に破壊すると仮定して、圧裂強度を  $P/\pi RL$  と計算しそれを引張強度と等しいとしている。この仮定が成り立つならば、圧裂試験片の破壊は最大主応力の最大値が発生する円盤中心付近から開始しなければならない。

Hudson et al.<sup>39)</sup>は、鋼の平板間あるいは接触角  $10^\circ$  となる治具間で岩石の圧裂試験を行い、最大荷重を過ぎた直後に試験片を取り出して観察し、き裂が円盤中心ではなく荷重作用点付近から発生したことを確認した。Hooper<sup>40)</sup>は、鋼の平板間でガラスの圧裂試験を行い、破壊後の試験片のき裂パターンから、破壊が荷重作用点から発生すると結論した。Yanagidani et al.<sup>41)</sup>は、岩石の圧裂試験において、荷重方向直径上に多数のひずみゲージを貼り、荷重方向に直交するひずみの急激な変化から破壊が円盤内部から開始することを明らかにした。Mellor and Hawkes<sup>42)</sup>は、岩石の圧裂試験において、しばしば円盤中心から

離れた位置にき裂が開くことを観察した。淡路と佐藤<sup>43)</sup>は、円弧型圧子を用いて黒鉛及び大理石の圧裂試験を行い、接触角が大きい場合はき裂が円盤中心付近から発生することを示した。また、接触角の増加とともに破壊荷重も増加するが、接触角がある値を越えると破壊荷重の増加割合が減少することも明らかにした。

これらの従来の研究結果は、接触角が破壊開始位置に大きく影響し、接触角が大きくなると円盤中心付近で破壊が開始することを示している。したがって、接触角の影響を考慮せずに、圧裂強度を  $P/\pi RL$  と計算しそれを引張強度とすることは誤りである。

### 2.5.4. Griffith 理論による破壊開始位置と破壊荷重の解析

脆性破壊の破壊規準は、経験則を求めようとする立場とモデルから導く立場のものに大別されるが、後者の立場では Griffith 理論が広く用いられている<sup>97)</sup>。Griffith<sup>9)</sup>は、最大主応力  $\sigma_1$  及び最小主応力  $\sigma_3$  が作用する二次元弾性体中に十分扁平な楕円孔があらゆる方向に多数存在するモデルを考え、ある楕円孔周囲の最大引張応力が物体固有の引張強度に達した時にそこからき裂が発生して物体全体が破壊すると仮定した。楕円孔の短軸と長軸の比を  $C_0$  とし、それは十分 0 に近いとする。楕円孔周囲の最大引張応力  $\sigma_{\theta}$  は、(2.40)、(2.41)式となる。

$$3\sigma_1 + \sigma_3 \geq 0 \text{ のとき } \sigma_{\theta} \approx \frac{2}{C_0} \sigma_1 \quad (2.40)$$

$$3\sigma_1 + \sigma_3 < 0 \text{ のとき } \sigma_{\theta} \approx -\frac{2}{C_0} \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)^2}{8(\sigma_1 + \sigma_3)} \quad (2.41)$$

物体固有の引張強度を  $S_t$  とすると、破壊開始の条件は  $\sigma_{\theta} = S_t$  すなわち(2.42)、(2.43)式となる。

$$3\sigma_1 + \sigma_3 \geq 0 \text{ のとき } \frac{2}{C_0} \sigma_1 = S_t \quad (2.42)$$

$$3\sigma_1 + \sigma_3 < 0 \text{ のとき } -\frac{2}{C_0} \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)^2}{8(\sigma_1 + \sigma_3)} = S_t \quad (2.43)$$

さらに  $C_0$  も物体固有の性質と考え、 $\sigma_{\theta}'$  を応力のみで定まる値として  $\sigma_{\theta}' = \sigma_{\theta} C_0 / 2$  と定義する。また、物体固有の値として  $S_t' = S_t C_0 / 2$  を定義する。 $\sigma_{\theta}'$  は(2.44)、(2.45)式となる。

$$3\sigma_1 + \sigma_3 \geq 0 \text{ のとき } \sigma_{\theta}' = \sigma_1 \quad (2.44)$$

$$3\sigma_1 + \sigma_3 < 0 \text{ のとき } \sigma_{\theta}' = -\frac{(\sigma_1 - \sigma_3)^2}{8(\sigma_1 + \sigma_3)} \quad (2.45)$$

また破壊開始の条件は  $\sigma_{\theta}' = S_t'$  となり、Griffith の破壊条件、(2.46)及び(2.47)式が導かれる。

$$3\sigma_1 + \sigma_3 \geq 0 \text{ のとき } \sigma_1 = S'_t \quad (2.46)$$

$$3\sigma_1 + \sigma_3 < 0 \text{ のとき } (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + 8S'_t(\sigma_1 + \sigma_3) = 0 \quad (2.47)$$

実用的には  $S'_t$  を引張強度と考える。

荷重方向直径上の応力は(2.38)式で表される。例として  $2\alpha=0.38$  の場合の  $\sigma_\theta$ ,  $\sigma_r$  の分布を図 2.14 に示す。荷重方向直径上においては、最大、最小主応力はそれぞれ  $\sigma_\theta$ ,  $\sigma_r$  に一致し、かつ、 $3\sigma_\theta + \sigma_r < 0$  である。したがって、(2.38)式の  $\sigma_\theta$ ,  $\sigma_r$  を(2.45)式の  $\sigma_1$ ,  $\sigma_3$  に代入することによって、 $\sigma'_0$  は(2.48)式となる。

$$\sigma'_0 = \frac{P}{\pi RL} \frac{1}{4 \sin \alpha} \left( \frac{1 - \left(\frac{r}{R}\right)^2 \sin 2\alpha}{1 - 2\left(\frac{r}{R}\right)^2 \cos 2\alpha + \left(\frac{r}{R}\right)^4} \right)^2 \left( \arctan \frac{1 + \left(\frac{r}{R}\right)^2 \tan \alpha}{1 - \left(\frac{r}{R}\right)^2 \tan \alpha} \right)^{-1} \quad (2.48)$$

荷重方向直径上での、 $\sigma'_0$  の最大値を  $(\sigma'_0)^*$ 、 $\sigma'_0$  が最大となる位置を  $(r/R)^*$  と表す。Griffith の破壊条件は、 $(\sigma'_0)^*$  が  $S'_t$  に達した時に  $(r/R)^*$  の位置で破壊が開始することである。(2.48)式において  $r/R$  の値を 0.001 刻みで変化させて  $\sigma'_0$  を数値計算し、各  $2\alpha$  の値に対する  $(\sigma'_0)^*$  及び  $(r/R)^*$  を求めた。

図 2.15 は、荷重方向直径上の  $\sigma'_0$  の分布を、 $2\alpha=0.13, 0.24, 0.32, 0.38$  の場合について示す。ただし、実線部分では最大主応力である  $\sigma_\theta$  が引張応力であり、点線部分では圧縮応力である。図 2.16 は、 $2\alpha$  による  $(r/R)^*$  の変化を表す。図 2.17 は、 $2\alpha$  による  $(\sigma'_0)^*$  の変化を表す。 $(r/R)^*$  は図 2.16 に示すように、 $2\alpha$  の増加につれて小さくなるが、 $2\alpha \approx 0.317$  で不連続に変化して、 $2\alpha \geq 0.32$  では  $(r/R)^*=0$ 、すなわち円盤中心で破壊する。 $(\sigma'_0)^*$  も図 2.17 に示すように、 $2\alpha$  の増加につれて減少し、 $2\alpha \geq 0.32$  では減少の割合が小さくなる。ただし、 $\sigma'_0$  の  $r/R$  に対する変化をみると、 $\sigma'_0$  が円盤中心で最大となる  $2\alpha \geq 0.32$  の範囲であっても、 $2\alpha \approx 0.339$  までは  $\sigma'_0$  が極大となる点が存在し (例は図 2.15 の  $2\alpha=0.32$ )、 $2\alpha \geq 0.34$  で  $\sigma'_0$  は  $r/R$  に対して単調減少となる (例は図 2.15 の  $2\alpha=0.38$ )。また、 $(r/R)^*$  の位置において、最大主応力である  $\sigma_\theta$  は、 $2\alpha \leq 0.17$  では圧縮応力であり (例は図 2.15 の  $2\alpha=0.13$ )、 $2\alpha \geq 0.18$  では引張応力である。

以上の内容を、 $2\alpha$  の範囲によって改めて整理する。 $2\alpha \leq 0.17$  では、 $(r/R)^*$  は 1 に近く、かつ、最大主応力である  $\sigma_\theta$  は  $(r/R)^*$  の位置において圧縮応力である。 $0.18 \leq 2\alpha \leq 0.32$  では、 $(r/R)^*$  は次第に減少し、また、 $(r/R)^*$  で  $\sigma_\theta$  は引張応力である。 $0.32 \leq 2\alpha \leq 0.33$  では、 $(r/R)^*=0$  で、 $(r/R)^*$  で  $\sigma_\theta$  は引張応力であるが、 $\sigma'_0$  が極大となる点が存在する。 $2\alpha \geq 0.34$  で、 $(r/R)^*=0$ 、 $(r/R)^*$  で  $\sigma_\theta$  は引張応力であり、かつ、 $\sigma'_0$  は  $r/R$  に対して単調減少となる。

$(\sigma'_0)^*=S'_t$  で破壊するという条件であるから、破壊荷重  $P^*$  も図 2.18 に示すように  $2\alpha$  によ

って変化する。 $P^*$  は  $2\alpha$  の増加とともに増加し、 $2\alpha \geq 0.32$  ではその傾きが小さくなる。図 2.18 の縦軸の分母  $P_0$  は、圧裂試験の規格で採用されている  $P/\pi RL$  が  $S'_t$  に達した時に破壊するという誤った仮定から計算される一定値である。つまり、この誤った仮定により圧裂強度を  $P^*/\pi RL$  と計算すると、圧裂強度は  $2\alpha$  の増加とともに大きくなる。

なお、図 2.16, 2.17, 2.18 での  $2\alpha$  の範囲は、最大主応力  $\sigma_\theta$  が  $(r/R)^*$  で引張応力となる  $2\alpha \geq 0.18$  に限っている。理由は、最大主応力が圧縮応力である場合、き裂は最小主応力方向にある程度進展した後に停留するため<sup>98)</sup>、き裂進展開始の条件である  $(\sigma'_0)^*=S'_t$  が物体全体の破壊条件とはならないからである。他の理由は、 $2\alpha$  が小さい場合は  $(r/R)^*$  が荷重作用点に近いが、荷重作用点近傍の応力は荷重条件によって大きく異なるからである。

## 2.5.5. 考察

接触角と破壊開始位置の関係を表した図 2.16 は、 $2\alpha$  が小さい場合は荷重作用点付近で、 $2\alpha$  が大きくなると円盤内部に移動するがなお中心からは離れた位置で、さらに  $2\alpha$  が大きいと円盤中心で、破壊が開始することを示している。従来の研究結果では、荷重作用点付近でのき裂は平板間の圧裂のように接触角が小さい場合に発生し<sup>39), 40)</sup>、円盤中心での破壊は円弧型圧子間の圧裂のように接触角が十分大きい場合に起きる<sup>41)</sup>。円盤中心から離れた位置での破壊は、Mellor and Hawkes<sup>42)</sup> が  $2\alpha \approx 0.17$  となる治具間の圧裂での off-center 破壊の例を挙げており、Yanagidani et al.<sup>43)</sup> にも数例見られる。このように、図 2.16 に示す接触角と破壊開始位置の関係は、従来の研究結果によく対応している。

接触角と破壊荷重との関係を表した図 2.18 は、傾きの大きく変わる点は  $2\alpha \approx 0.317$  であるという点で違いがあるが、淡路と佐藤<sup>44)</sup> が示した、接触角の増加とともに破壊荷重も増加し、 $2\alpha \geq 0.55$  では破壊荷重増加の割合は小さくなるという実験結果に良く対応している。

以上のように、Griffith の破壊条件に基づき、接触角を考慮に入れて破壊開始位置と破壊荷重を求めた本解析の結果は、従来の実験結果に対応しており、定性的には正しいと考える。ただし、接触角と破壊開始位置及び破壊荷重との定量的な関係を明らかにするためには、今後の詳しい実験が必要であり、また、解析においても接触圧分布やき裂存在確率などを考慮した修正が必要である。

Griffith 理論の適用が正しいとするならば、 $(\sigma'_0)^*=S'_t$  で破壊するのであるから、圧裂強度は  $(\sigma'_0)^*$  と定義すべきである。また、接触角  $2\alpha$  の望ましい値は、 $\sigma'_0$  の  $r/R$  に対する分布が円盤中心で最大で、 $r/R$  の増加とともに単調減少し、かつ、中心付近での勾配は小さくなるように、設定すべきである。したがって、 $2\alpha$  は 0.34 以上で、できる限り小さい値が望ましい。なお、円盤中心で破壊が発生する  $2\alpha \geq 0.34$  では、 $(\sigma'_0)^*$  は(2.49)式である。

$$(\sigma'_0)^* = \frac{P^* \sin \alpha \cos^2 \alpha}{\pi RL \alpha} \quad (2.49)$$



参考文献

- 1) 佐藤嘉晃, 脆性材料の強度試験方法 (1)一軸圧縮強度試験方法, 探鉱と保安, 32, 416-425, 1986
- 2) 佐藤嘉晃, 脆性材料の強度試験方法 (2)引張強度試験方法, 探鉱と保安, 32, 646-658, 1986
- 3) 佐藤嘉晃, 脆性材料の強度試験方法 (3)破壊靱性試験方法, 探鉱と保安, 33, 195-201, 1987
- 4) 佐藤嘉晃, 脆性材料の強度試験方法 (4)き裂進展特性試験方法, 探鉱と保安, 33, 415-421, 1987
- 5) 佐藤嘉晃, 圧裂圧試験における破壊開始位置と破壊荷重についての Griffith 理論による検討, 材料, 36, 1219-1224, 1987
- 6) Davidge, R. W., Mechanical Behaviour of Ceramics, Cambridge University Press, 133-139, 1979
- 7) 岡村弘之, 弾性破壊力学入門, 培風館, 1-14, 1977
- 8) 結城良治, 北川英夫, 鈴木敬愛, 石川晴雄, 生研セミナーテキスト 破壊力学の基本・応用とその進歩・適用の現状 (第8回), 生産技術研究奨励会, 1-5, 1978
- 9) Griffith, A. A., The theory of rupture, Proc. 1st Int. Congr. Appl. Mech., 55-63, 1924
- 10) JIS M0302-1975 岩石の圧縮強さ試験
- 11) ASTM D2938-79 Standard Test Method for Unconfined Compressive Strength of Intact Rock Core Specimens, Annual Book of ASTM Standards, 4.08, 466-469, 1984
- 12) ISRM Commission on Standardization of Laboratory and Field Tests, Suggested Methods for Determining the Uniaxial Compressive Strength and Deformability of Rock Materials, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., 16, 135-140, 1979
- 13) Newman, K. and L. Lachance, The testing of brittle materials under uniform uniaxial compressive stress, Pro. Am. Soc. Test. Mater., 64, 1044-1067, 1964
- 14) Filon, L. N. G., On the elastic equilibrium of circular cylinders under certain practical systems of load, Phil. Trans., Royal Soc., Ser. A, 198, 147-233, 1902
- 15) Pickett, G., Application of the Fourier method to the solution of certain boundary problems in the theory of elasticity, Trans., ASME, Ser. E, 11, A176-182, 1944
- 16) Peng, S. D., Stresses within circular cylinders loaded uniaxially and triaxially, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 8, 399-432, 1971
- 17) Al-Chalabi, M. and C. L. Huang, Stress distribution within circular cylinders in compression, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., 11, 45-56, 1974
- 18) Brady, B. T., Effects of inserts on the elastic behavior of cylindrical materials loaded between rough end-plates, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 8, 357-369, 1971
- 19) 佐野修, 西村豪人, 寺田孝, 伊藤一郎, 岩石の変形挙動および強度に及ぼす荷重速度の影響, 日本鉱業会誌, 96, 141-147, 1980
- 20) Erdei, C. K., A new load-transmitting medium to measure strength of brittle materials, J. Test. Eval., 7, 317-325, 1979
- 21) Mogi, K., Some precise measurements of fracture strength of rocks under uniform compressive stress, Felsmechanik und Ingenieurgeologie, 4, 41-55, 1966
- 22) Hawkes, I. and M. Mellor, Uniaxial testing in rock mechanics laboratories, Eng. Geol., 4, 177-285, 1970
- 23) 柳谷俊, 江原昭次, 寺田孝, 西沢修, 楠瀬勲一郎, 表面ひずみのマッピングによる岩石のクリープの研究, 材料, 33, 279-285, 1984
- 24) Hoskins, J. R. and F. G. Horino, Effect of end conditions on determining compressive strength of rock samples, U. S. Bur. Mines Rept. Invest., 7171, 1968
- 25) Hoek, E., Rock mechanics laboratory testing in the context of a consulting engineering organization, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., 14, 93-101, 1977
- 26) 日本鉱業会岩石強度測定法特別委員会, 岩石強度測定法実施基準案, 日本鉱業会誌, 84, 1479-1487, 1968
- 27) ASTM D2936-78 Standard Test Method for Direct Tensile Strength of Intact Rock Core

- Specimens, Annual Book of ASTM Standards, 4.08, 455-459, 1984
- 28) ISRM Commission on Standardization of Laboratory and Field Tests, Suggested Methods for Determining Tensile Strength of Rock Materials. Part 1, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., 15, 99-103, 1978
- 29) ファインセラミックス協会, ファインセラミックスの標準化に関する調査研究報告書, 73-98, 1985
- 30) 平松良雄, 西原正夫, 岡行俊, 岩石の引張試験に関する検討, 日本鉱業会誌, 70, 285-289, 1954
- 31) Marshall, C.W. and A. Rundnick, Conventional strength testing of ceramics, in Fracture Mechanics of Ceramics Vol. 1, edited by R.C. Bradt, D.P.H. Hasselman and F.F. Lange, Plenum Press, New York, 69-92, 1974
- 32) 岡行俊, 小林良二, 高多明, 西松裕一, 岩石の引張強さの測定法, 日本鉱業会誌, 84, 1465-1469, 1968
- 33) 山口勉, 岩石の変形および破壊に関する時間の影響の研究, 東京大学博士論文, 15-16, 1978
- 34) たとえば, 川本跳万, 応用弾性学, 共立出版, 98-100, 1978
- 35) Hondros, G., The evaluation of Poisson's ratio and the modulus of materials of a low tensile resistance by Brazilian (indirect tensile) test with particular reference to concrete, Aust. J. Appl. Sci., 10, 243-268, 1959
- 36) JIS M303-1975 岩石の引張強さ試験方法
- 37) ASTM D3967-81 Standard Test Method for Splitting Tensile Strength of Intact Rock Core Specimens, Annual Book of ASTM Standard, 4.08, 655-659, 1984
- 38) ISRM Commission on Standardization of Laboratory and Field Tests, Suggested Methods for Determining tensile Strength of Rock Materials. Part 2, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., 15, 99-103, 1978
- 39) Hudson, J. A., E. T. Brown and F. Rummel, The controlled failure of rock discs and rings loaded in diametral compression, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., 9, 241-248, 1972
- 40) Hooper, J. A., the failure of glass cylinders in diametral compression, J. Mech. Phys. Solids, 19, 179-200, 1971
- 41) Yanagidani, T., O. Sano, M. Terada and I. Ito, The observation of cracks propagating in diametrically-compressed rock discs, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., 15, 225-235, 1978
- 42) Mellor, M. and I. Hawkes, Measurement of tensile strength by diametral compression of discs and annuli, Eng. Geol., 5, 173-225, 1971
- 43) 淡路英夫, 佐藤千之助, 円弧型圧子による圧裂試験法の検討, 材料, 27, 342-348, 1978
- 44) Fairhurst, C., On the validity of the "Brazilian" test for brittle materials, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., 1, 535-546, 1964
- 45) 尾田十八, 山崎光悦, 脆性材料の新圧裂試験法について, 機械学会論文集 (第1部), 44, 478-488, 1978
- 46) 最上武雄, 応用力学, 金原出版, 151-237, 1966
- 47) Timoshenko, S. P. and J. N. Goodier, 金多潔監訳, Theory of elasticity (third edition), コロナ社, 117-125, 1983
- 48) JIS R1601-1981 ファインセラミックスの曲げ強度試験方法
- 49) ASTM F417-78 Standard Test Method for Flexural Strength (Modulus of Rupture) of Electronic-Grade Ceramics
- 50) 窯業協会編集委員会講座小委員会編, セラミックスの機械的性質, 窯業協会, 59-66, 1982
- 51) 堀部富男, 岩石梁の曲げにおける中立軸の移動, 日本鉱業会誌, 71, 411-414, 1955
- 52) 上野五郎, 岩石の曲げ強さに関する統計的研究, 材料試験, 9, 423-427, 1960
- 53) Wiederhorn, S.M., A.G. Evans, E.R. Fuller and H. Johnson, Application of fracture mechanics to Space-Shuttle windows, J. Am. Ceram. Soc., 57, 319-323, 1974
- 54) 曾我直弘, 塩野剛司, 計算機を用いたぜい性材料の破壊実験と破壊強度の分布につい



- て, 材料, 33, 1378-1383, 1984
- 55) 松尾陽太郎, 村田博隆, セラミックスの曲げ試験における強度分布モデルの選択とモンテカルロシミュレーション, 材料, 33, 1545-1551, 1984
  - 56) たとえば, Yanagidani, T., S. Ehara, O. Nishizawa, K. Kusunose and M. Terada, Localization of dilatancy in Ohshima granite under constant uniaxial stress, J. Geophys. Res., 90, 6840-6858, 1985
  - 57) Sano, O., I. Ito and M. Terada, Influence of strain rate on dilatancy and strength of Ohshima granite under uniaxial compression, J. Geophys. Res., 86, 9299-9311, 1981
  - 58) 金属に関してはたとえば, 駒井謙治郎, 破壊力学入門 9. 環境強度, 材料, 33, 501-507, 1984
  - 59) セラミックスに関してはたとえば, Wiederhorn, S.M., Subcritical crack growth in ceramics, in Fracture Mechanics of Ceramics, vol. 2, edited by R.C. Bradt et al., 613-646, Plenum Press, New York, 1973
  - 60) 岩石に関してはたとえば, Atkinson, B.K., Subcritical crack growth in geological materials, J. Geophys. Res., 89, 4077-4114, 1984
  - 61) ASTM E399-83: Standard Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials
  - 62) 佐藤正信, 破壊靱性とその測定方法, 第7回破壊力学とその応用に関する講習会, 25-47, 日本材料学会, 1982
  - 63) ASTM E616-82: Standard Terminology relating to Fracture Testing
  - 64) 日本産業技術振興協会, 高機能性無機材料の先端技術開発の現状と将来 機械的・熱的機能材料(加工評価)編, 85-99, 1986
  - 65) 新原皓一, セラミックスの微小圧子圧入破壊, セラミックス, 20, 12-18, 1985
  - 66) 文献 7) の pp. 15-19
  - 67) Pabst, R.F., Determination of  $K_{IC}$ -factors with diamond-saw-cuts in ceramic materials, in Fracture Mechanics of Ceramics Vol. 2, edited by R.C. Bradt et al., Plenum Press, 555-565, 1974
  - 68) Muntz, D., R.T. Bubsey and J.L. Shannon, Jr., Fracture Toughness determination of  $Al_2O_3$  using four-point-bend specimens with straight-through and chevron notches, J. Am. Ceram. Soc., 63, 300-305, 1980
  - 69) Muntz, D., Effect of specimen type on the measured values of fracture toughness of brittle ceramics, in Fracture Mechanics of Ceramics Vol. 6, edited by R.C. Bradt et al., Plenum Press, 1-26, 1983
  - 70) 橋田俊之, 高橋秀明, 非線形破壊力学による岩石の破壊靱性評価, 第6回岩石の力学国内シンポジウム講演論文集, 13-18, 1984
  - 71) ファインセラミックス協会, ファインセラミックスの標準化に関する調査研究報告書, 149-150, 1985
  - 72) 野瀬哲郎, 藤井利光, セラミックスにおける予き裂導入破壊靱性試験, 窯業協会昭和61年年会講演予稿集(第1分冊), 363-364, 1986
  - 73) 文献 71) の pp. 114-119
  - 74) 松本浩二, 高橋秀明, 岩石の破壊靱性試験における最近の動向, 昭和60年度全国地下資源関係学会合同秋季大会, 1985
  - 75) Lawn, B.R., A.G. Evans and D.B. Marshall, Elastic/Plastic indentation damage in ceramics: The median/radial crack system, J. Am. Ceram. Soc., 63, 574-581, 1980
  - 76) Niihara, K., R. Morena and D.P.H. Hasselman, Evaluation of  $K_{IC}$  of brittle solids by the indentation method with low crack-to-indentation ratio, J. Mater. Sci. Lett., 1, 13-16, 1982
  - 77) Niihara, K., A fracture mechanics analysis of indentation-induced Palmqvist crack in ceramics, J. Mater. Sci. Lett., 2, 221-223, 1983
  - 78) 新原皓一, セラミックスのもらさを克服する, セラミックス, 21, 581-589, 1986
  - 79) 逆井基次, 非線形破壊現象の定量化, セラミックス, 20, 33-39, 1985
  - 80) Wiederhorn, S.M., Influence of water vapor on crack propagation in soda-lime glass, J. Am. Ceram. Soc., 50, 407-414, 1967

- 81) Evans, A.G., A method for evaluating the time-dependent failure characteristics of brittle materials and its application to polycrystalline alumina, J. Mater. Sci., 7, 1137-1146, 1972
- 82) Wiederhorn, S.M., H. Johnson, A.M. Diness, and A.H. Heuer, Fracture of glass in vacuum, J. Am. Ceram. Soc., 57, 336-341, 1974
- 83) Michalske, T.A., The stress corrosion limit: Its measurement and applications, in Fracture Mechanics of Ceramics, vol. 5, edited by R.C. Bradt et al., 277-289, Plenum Press, New York, 1983
- 84) Freiman, S.W., Effects of chemical environments on slow crack growth in glasses and ceramics, J. Geophys. Res., 89, 4072-4076, 1984
- 85) Wiederhorn, S.M. and L.H. Bolz, Stress corrosion and static fatigue of glass, J. Am. Ceram. Soc., 53, 543-548, 1970
- 86) Charles, R.J., Static fatigue of glass. II, J. Appl. Phys., 29, 1554-1560, 1958
- 87) Charles, R.J., Dynamic fatigue of glass, J. Appl. Phys., 29, 1657-1662, 1958
- 88) Wiederhorn, S.M., A.M. Shorob and A.L. Moses, Critical analysis of the theory of the double cantilever method of measuring fracture-surface energies, J. Appl. Phys., 39, 1569-1572, 1968
- 89) Freiman, S.W., D.R. Mulville and P.W. Mast, Crack propagation studies in brittle materials, J. Mater. Sci., 8, 1527-1533, 1973
- 90) Williams, D.P. and A.G. Evans, A simple method for studying slow crack growth, J. Test. Eval., 1, 264-270, 1973
- 91) たとえば, 西田俊彦, 安田榮一編著, セラミックスの力学的特性評価, 185-203, 日刊工業新聞社, 1986
- 92) 淡路英夫, 佐藤千之助, ヘルツの接触圧を考慮した圧裂引張応力, 材料, 27, 336-341, 1978
- 93) 淡路英夫, 佐藤千之助, 二軸応力破壊の条件と引張強度の推定, 材料, 27, 349-355, 1978
- 94) Awaji, H. and S. Sato, Diametral compressive testing method, Trans. ASME, Ser. H, 101, 139-147, 1979
- 95) 渡辺勝彦, 塩見肇, 日本機械学会論文集, A-49, 1277-1299, 1983
- 96) 佐藤嘉見, 東京大学修士論文, 1980
- 97) Paterson, M. S., 著, 荻野正二, 水田義明, 佐野修 訳, 実験岩石力学, 古今書院, 46, 1986
- 98) Brace, W.F. and E. G. Bombolakis, A note on brittle crack growth in compression, J. Geophys. Res., 3709-3713, 1963



表 2.1 岩石の一軸圧縮試験方法の規定の比較

	JIS M0302-1975 <sup>(10)</sup>	ASTM D2938-79 <sup>(11)</sup>	ISRM Method <sup>(12)</sup>
試験片			
形状	円柱または正四角柱	円柱	円柱
直径 D	EX core size (20 mm)以上	NX wireline core size (48 mm)以上	NX core size (54 mm)以上
縦横比 L/D	2に近いもの	2.0 - 2.5	2.5 - 3.0
端面粗さ	0.1 mm 以下	0.025 mm 以下	0.02 mm 以下
軸と端面の直角	—	誤差 0.004 rad 以下	誤差 0.001 rad 以下
加圧板			
材質	—	ロックウェル硬度 HRC58 以上の鋼	ロックウェル硬度 HRC58 以上の鋼
形状	—	円盤	円盤
直径	—	D - D×2	D - D+2mm
厚さ	—	—	D/3(下限 15mm)以上
表面粗さ	—	0.025 mm 以下	0.005 mm 以下
球面座の使用	必ずしも使用する必要はない	上部加圧板は球面座に据える	上部加圧板は球面座に据える
載荷方法			
挿入物	必ずしも挿入する必要はない	挿入してはならない	挿入してはならない
載荷条件	滑らかに増加	荷重または変形速度がほぼ一定	応力速度が一定
破壊までの時間	1 - 15 分	5 - 15 分	5 - 10 分, または, 0.5 - 1.0 MPa/s

表 2.2 岩石の一軸引張強度試験方法の規定の比較

	日本鉱業会試験基準 <sup>(26)</sup>	ASTM D2936-78 <sup>(27)</sup>	ISRM Method <sup>(28)</sup>
試験片			
形状	全体として dumbell 型	円柱両端に metal cap を接着	円柱両端に metal cap を接着
直径 D	平行部で 22 - 60 mm	48 mm 以上	54 mm 以上
縦横比 L/D	平行部で 1.5 - 2.5	2.0 - 2.5	2.5 - 3.0
側面粗さ	凹凸や傷がない。粗さは 0.51 mm 以下	滑らかで急な凹凸がない。粗さは 0.1 mm 以下	滑らかで急な凹凸がない
軸と端面の直角	—	誤差 0.004 rad 以下	誤差 0.001 rad 以下
載荷方法			
載荷条件	荷重速度がほぼ一定	荷重または変形速度がほぼ一定	応力速度が一定
破壊までの時間	0.1 - 1.0 MPa/s	5 - 15 分	5 分以内, または, 0.5 - 1.0 MPa/s

表 2.3 岩石の圧裂強度試験方法の規定の比較

試験片	JIS M0303-1975 <sup>(16)</sup>	ASTM D3967-81 <sup>(17)</sup>	ISRM Method <sup>(18)</sup>
試験片 直径 D	20 - 100 mm	鉱物粒子径最大値の 10 倍以上	54 mm 以上
縦横比 L/D	0.5 - 1.0	0.5 - 1.0	ほぼ 1/2
側面粗さ	十分滑らか。直径の差 は 0.1 mm 以下	粗さは 0.50 mm 以下	加工跡が見えない。 凹凸は 0.25 mm 以下
軸と端面の直角	直角定規を当てた時に 明らかな隙間がない	0.5°以下	粗さ 0.25 mm 以下。 誤差 0.25°以下
載荷方法 加圧板の接触	挿入物は用いないこと が望ましい	直接接触させる。 $2\alpha < 15^\circ$ 以下となる曲 率の plate を用いる。試 厚さ 0.01xD のボール 紙あるいは 0.25 in. の 合板を挿入する。以 上いずれの組み合わ せでも良い。	試験片半径の 1.5 倍 の曲率の 2 つの jaw の間で載荷する。試 験片側面に厚さ 0.2 - 0.4 mm の紙テープを 貼って jaw と接触さ せる。
球面座	必ずしも使用する必要 はない	上部加圧板は球面座 に据える	上部 jaw は直径 25 mm の半球ベアリン グを通じて載荷する
載荷条件	滑らかに増加	荷重または変形速度 がほぼ一定	荷重速度が一定。200 N/s が望ましい
破壊までの時間	1 - 15 分。5 分前後が望 ましい	1 - 10 分	最も弱い岩石で 15 - 30 分

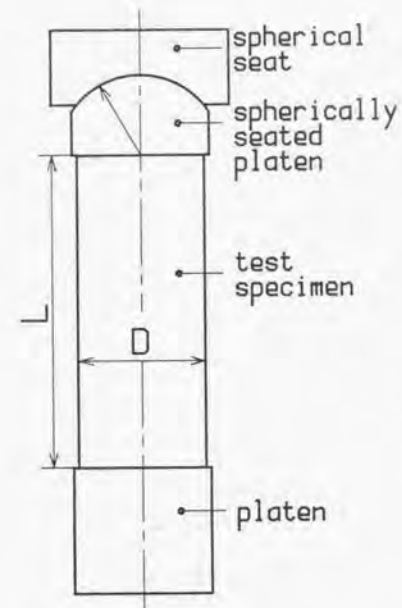
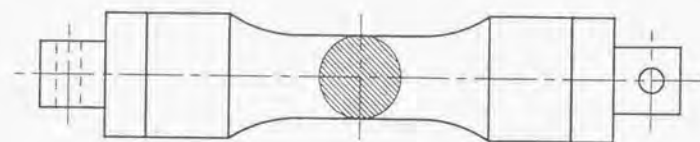
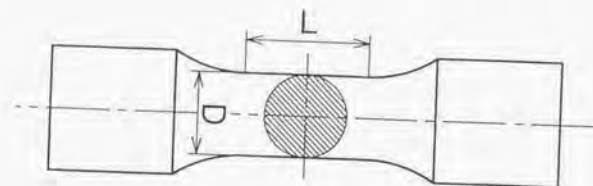


図 2.1 ASTM<sup>(11)</sup>及び ISRM<sup>(12)</sup>の一軸圧縮強度試験法に定められた試験片と加圧板の配置

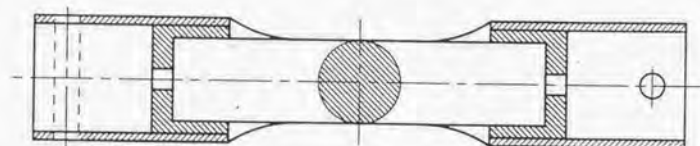




(a)



(b)



(c)

図 2.2 日本鉱業会の一軸引張強度試験方法<sup>26)</sup>に定められた試験片の形状

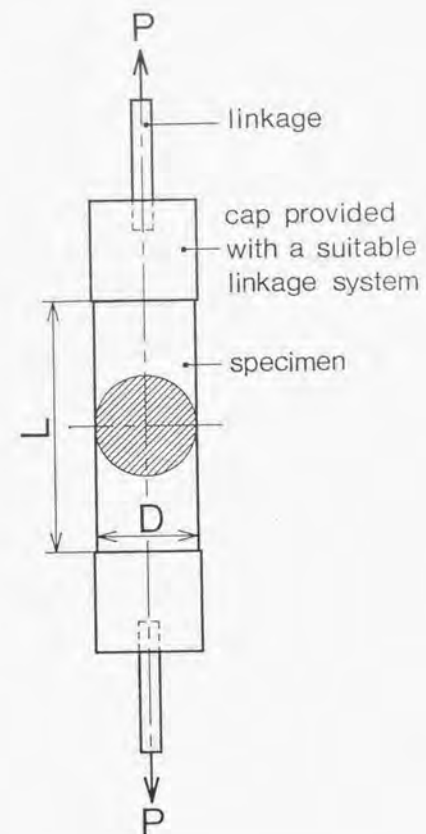


図 2.3 ASTM<sup>27)</sup>及び ISRM<sup>28)</sup>の一軸引張強度試験方法に定められた試験片の形状

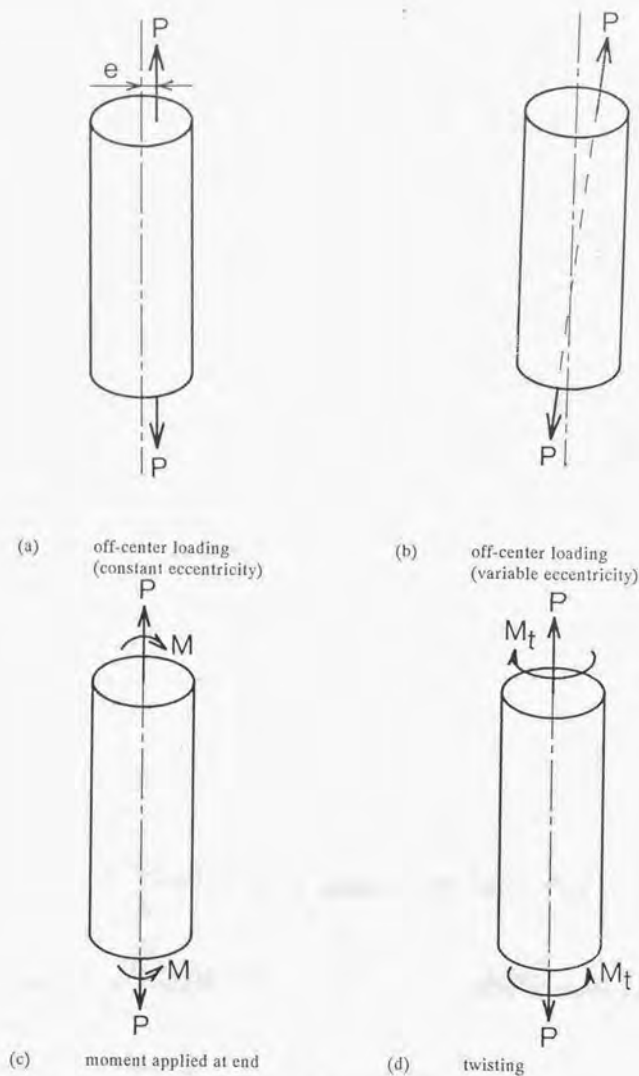


図 2.4 引張荷重載荷時の誤差要因, Marshall and Rudnick<sup>31)</sup>

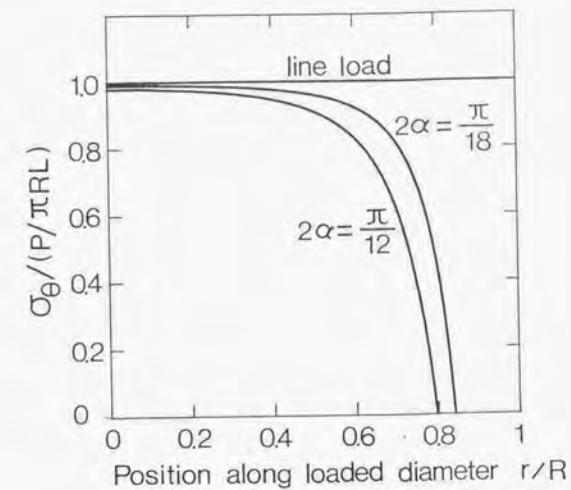
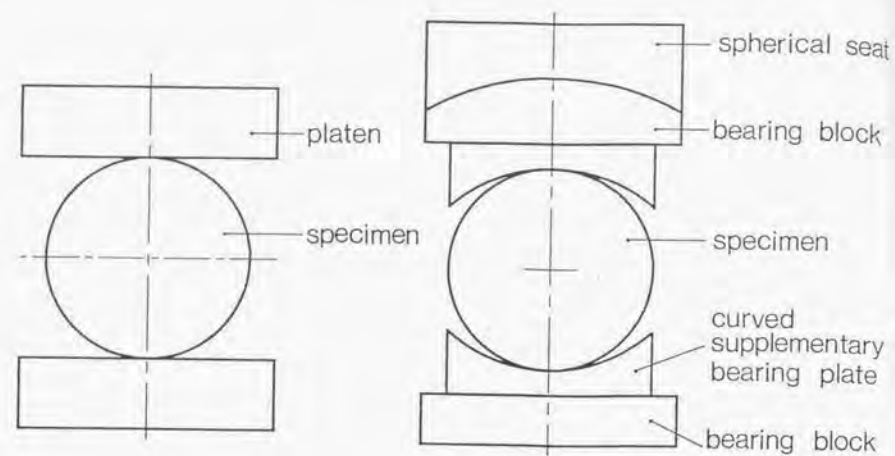


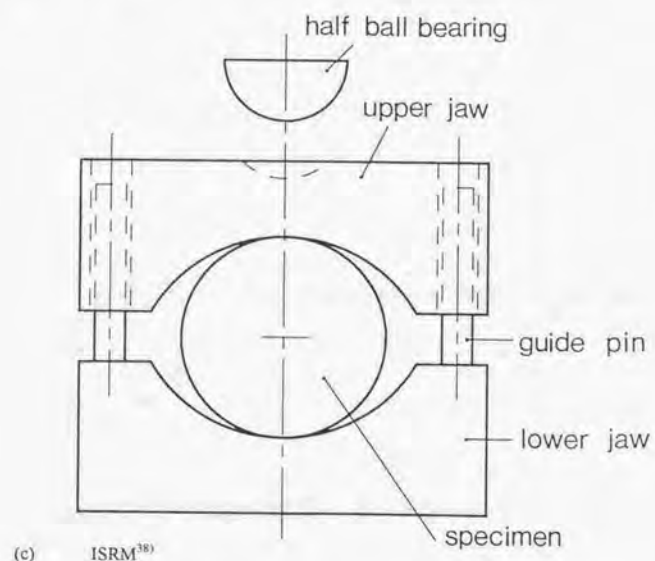
図 2.5 圧裂強度試験において、接触角  $2\alpha$  が荷重方向直径上の  $\sigma_{\theta}$  に及ぼす影響





(a) JIS<sup>367</sup>

(b) ASTM<sup>377</sup>



(c) ISRM<sup>38</sup>

図 2.6 岩石の圧裂強度試験に定められた载荷治具

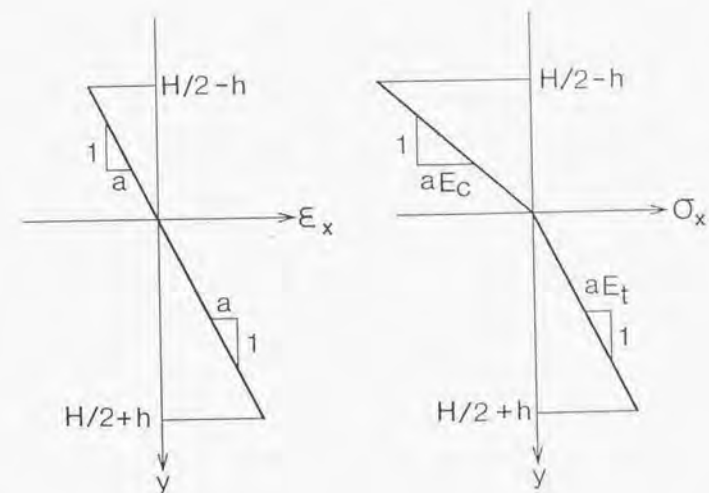


図 2.7 圧縮応力下のヤング率  $E_c$  と引張応力下のヤング率  $E_t$  が異なる場合の初等曲げ理論に基づく  $\epsilon_x$  および  $\sigma_x$  の梁の高さ方向での分布

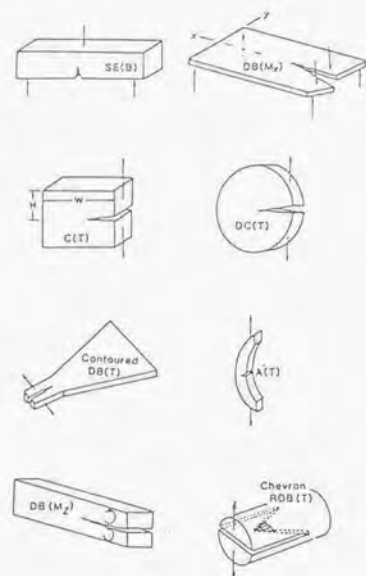
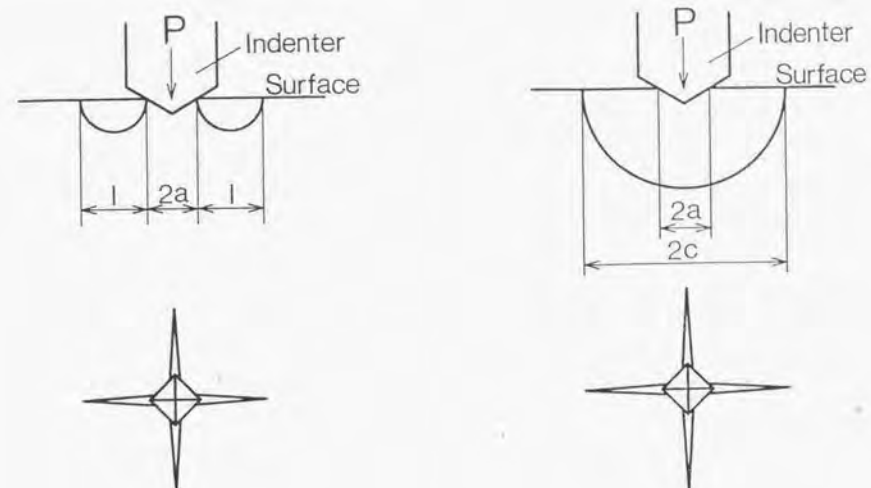


図 2.8  $K_{IC}$ 測定方法の規格である ASTM E399<sup>61)</sup>に定める試験方法コードの例



(a) Palmqvist crack

(b) Median crack

図 2.9 ビッカース圧子を圧入した場合に生じるクラックの形態<sup>65)</sup>



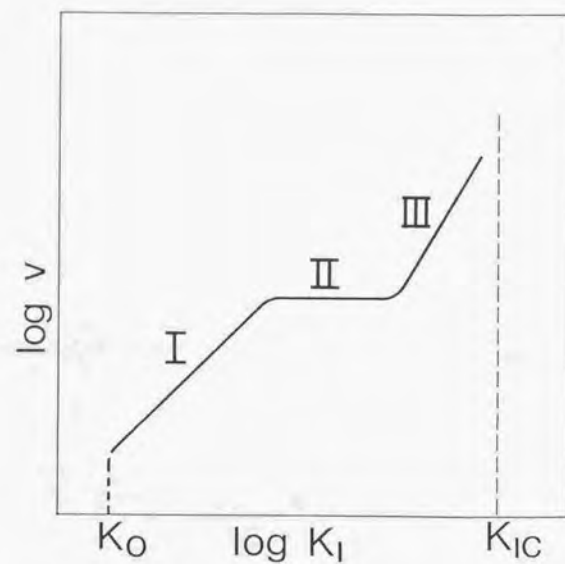
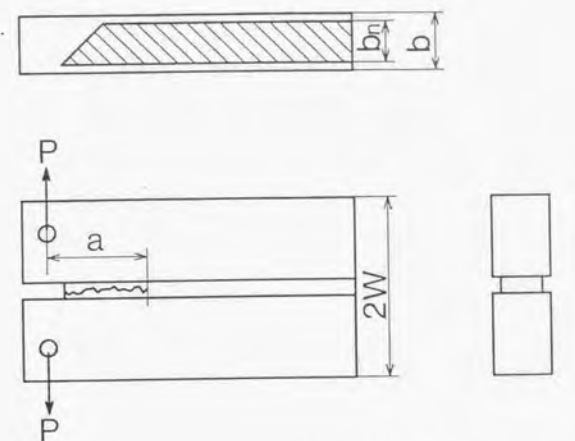
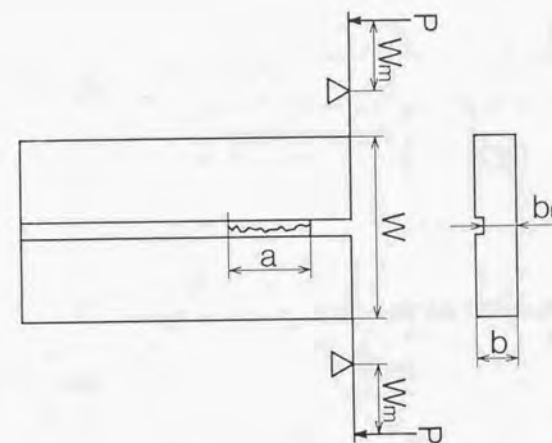


図 2.10 模式的な  $K_I$ - $v$  曲線



(a) DB(T)法



(b) DB(Mz)法

図 2.11 DB(T)法及び DB(Mz)法の試験片形状と載荷方法の模式図

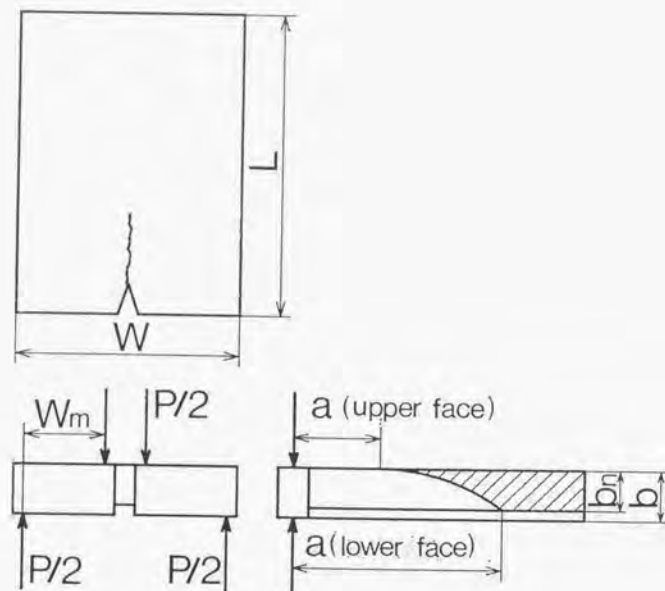


図 2.12 DB(Mx)法の試験片形状と載荷方法の模式図

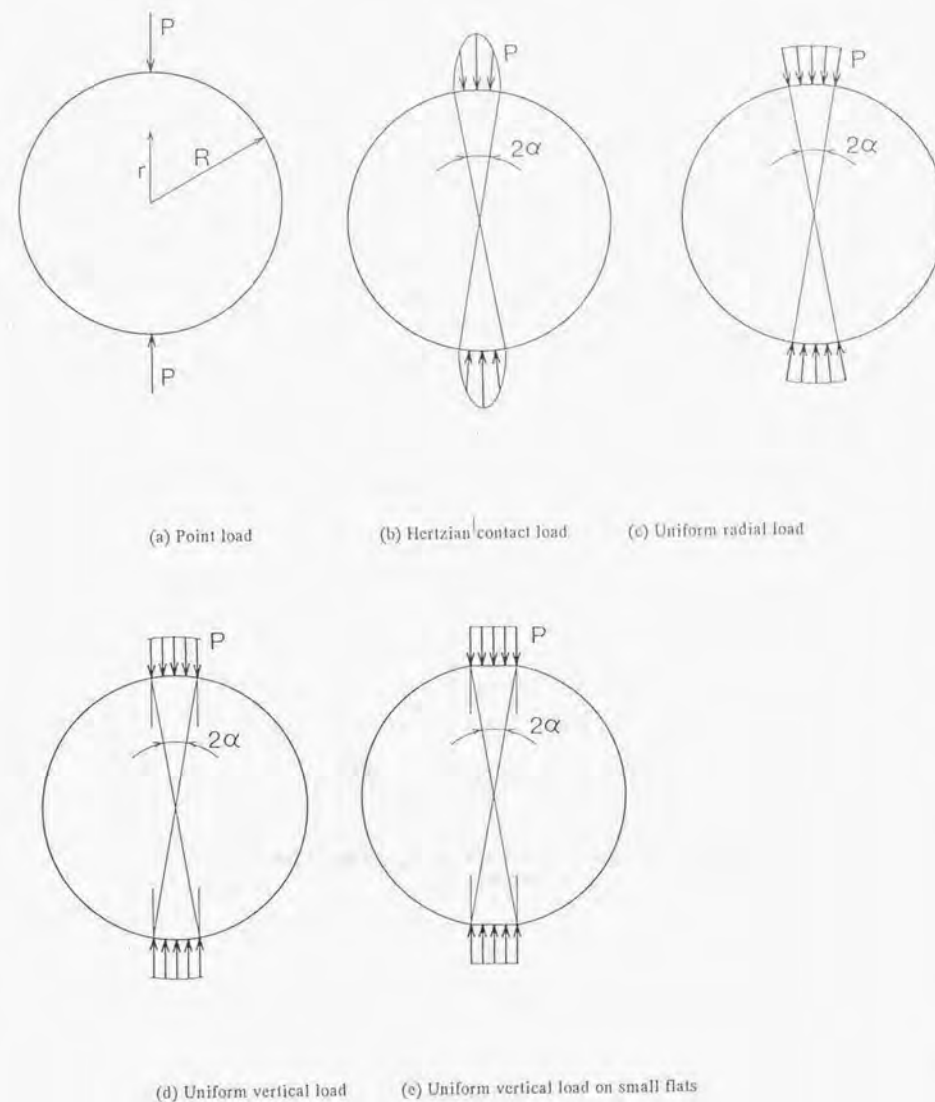


図 2.13 圧裂強度試験での試験片と加圧板の接触円周（中心角  $2\alpha$ ）上の荷重分布の仮定



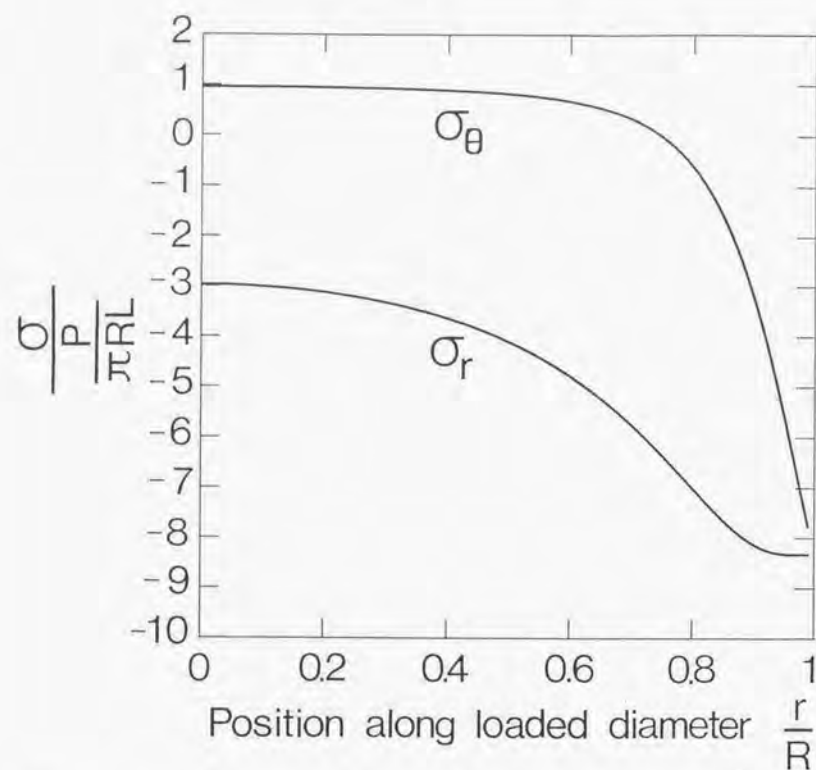


図 2.14 Uniform radial load ( $2\alpha=0.38$ ) を受けた場合の、荷重方向直径上での円周方向垂直応力 $\sigma_\theta$ と半径方向垂直応力 $\sigma_r$ 。

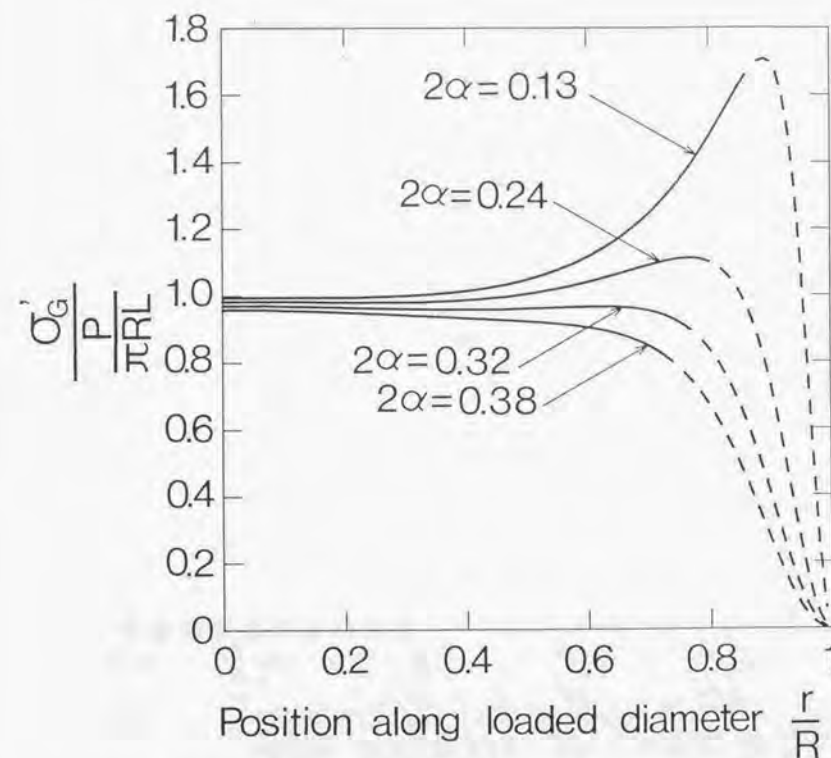


図 2.15 図 2.14 の応力分布にある円盤中に Griffith cracks が存在した場合、荷重方向直径上の Griffith cracks 縁部に発生する最大垂直応力 $\sigma'_\theta$  ( $\sigma'_\theta$  は、実線部分では引張、点線部分では圧縮応力)

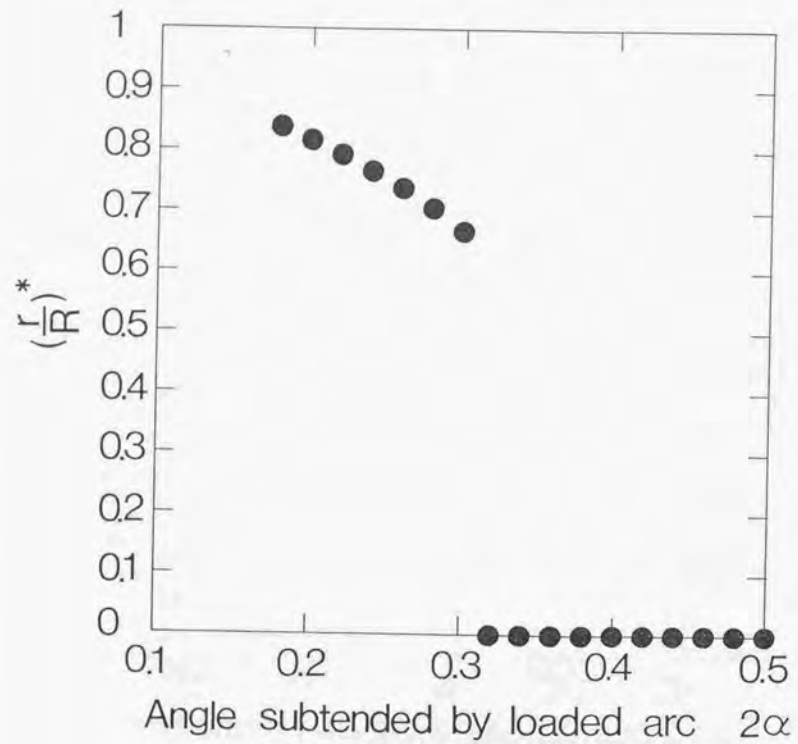


図 2.16  $\sigma_a'$  の最大値  $(\sigma_a')^*$  が発生する位置  $(r/R)^*$  (荷重方向直径上の一点) に対する接触角  $2\alpha$  の影響

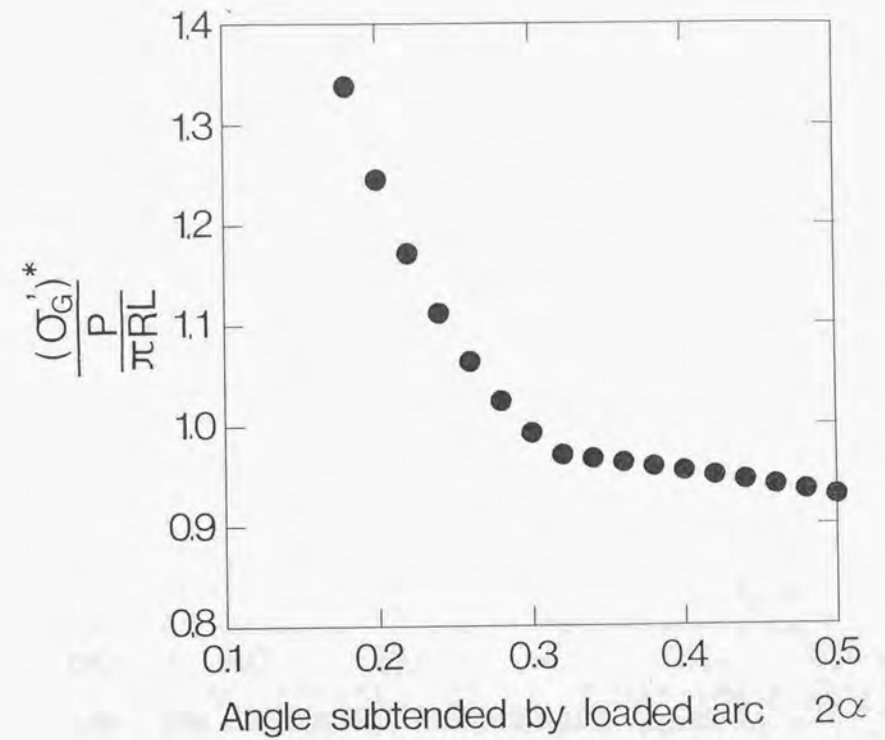


図 2.17  $\sigma_a'$  の最大値  $(\sigma_a')^*$  に対する接触角  $2\alpha$  の影響



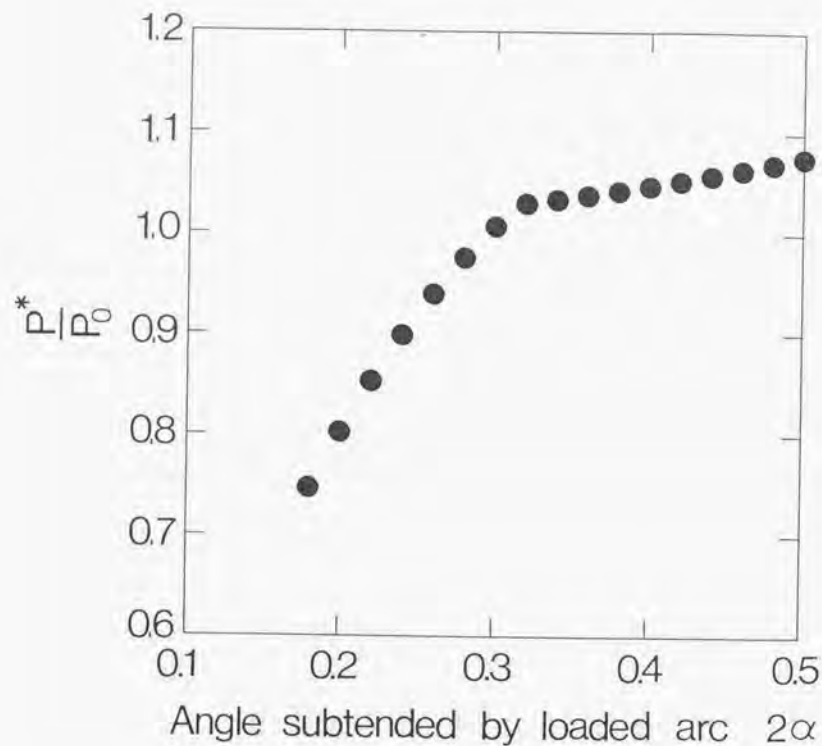


図 2.18 接触角  $2\alpha$  の増加に伴う破壊荷重  $P^*$  の増加

### 3.1. はじめに

高温岩体を含む地熱エネルギーの開発対象となる資源は、深度 1000-4000m、地層温度 200℃以上であり、また、地下計測機器のサイズは坑径に限定される等のために、その計測は一般に困難である。ここでは、水圧破砕による貯留層形成の把握や循環状態の変化検知に最も広く用いられている AE 計測の要素技術開発、坑井内の温度分布を連続的に計測する可能性のある温度計測システムの適用検討、及び、水圧破砕の坑口圧力変化からモデルに基づいてき裂進展を評価するためのシミュレーションプログラム開発を行った。

2 節では、AE 計測システムとして、AE 波形を連続して記録する計測機器構成、AE 初動到達時刻を用いた震源位置計算、AE データから自動的に初動を決定する初動検出法、及び、計算時間短縮のための逆行列計算プログラムの研究開発結果を示した。また、3 節では、このシステムの震源決定精度等について、岩石試験片を対象とした実験で検討した結果を記す。

4 節では、光ファイバーとレーザーを用いて光ファイバー線上の温度分布を連続して測定する方式について、これを地熱坑井の温度測定に応用する観点から、実験室で精度評価等を行い、また、豊羽鉱山の探査ボーリング孔内温度の経時変化を半月に渡って現場計測した結果を示す。

5 節では、水圧破砕での坑口圧力変動をシミュレーションするプログラムを作成した。水圧破砕は、高温岩体貯留層形成の最も重要なプロセスであり、その坑口圧力変化は、き裂進展や貯留層形成の情報を含んでいるが、その情報を十分有効に生かすまでには至っていない。ここでは、単純化はしたが、坑口からフラクチャ先端までを考慮したモデルによって、フラクチャ進展を含む注水中の坑口圧力変化を計算するプログラムを作成し、最小地圧、注入流量などが坑口圧力変動に及ぼす影響を検討した<sup>6),7)</sup>。なお、この内容は、German Federal Ministry of Research and Technology, Contract No. F&E 032 6690B により、ドイツ Ruhr 大学及び MeSy GmbH において実施したものである。

### 3.2. AE 波形の連続記録システムと震源決定方法

#### 3.2.1. AE 波形の連続記録システム<sup>1)</sup>

岩石の破断に際しては、その直前に AE が頻発する。岩石の破壊過程で発生する AE の震源決定を行った初期の例として、Mogi<sup>8)</sup>が岩石の曲げ試験で AE 震源の 2 次元分布を測定して破壊進行を捉えた研究がある。また、Scholz<sup>9)</sup>、Sondergeld and Estey<sup>10)</sup>、西沢ほか<sup>11)</sup>、楠瀬ほか<sup>12)</sup>、柳谷ほか<sup>13)</sup>は、3 次元の震源分布が求めた。しかし、これらの研究のうち破壊過程を論ずるに足る個数の震源分布を求めたものは、岩石の 1 軸圧縮で 460 個の AE 震源を決定した西沢ほか<sup>11)</sup>の研究、同じく 327 個の震源を決定した楠瀬ほか<sup>12)</sup>の研究、1 軸圧縮クランプで 5587 個の波形を記録し 3933 個の震源決定を行った柳谷ほか<sup>13)</sup>の研究だけである。これは AE 波形の記録に時間がかかることが主たる原因である。上記 3 例の研究は同じ測定システムを用いており、トランジェントレコーダを多数並列に用いるなどの工夫をしているが、波形記録に伴う測定のデッドタイムは約 1 秒ある。ここで開発したシステムは、主としてこの問題の解決を目指したものである。AE をできる限り漏れなく計測記録して、破断に際する AE 発生の特徴を捉え、あるいは、AE 波形から破壊に関する情報を得ることを、この計測システムの設計概念とした。この概念を受けて、企業が開発した装置が NF 製 Local-Processor と NF 製 Wave-Memory である。これらに加えて、測定記録システム全体をソフトウェアによって制御するコンピュータ HP9836 が主要な装置である (図 3.1 参照)。

Local-Processor は、アンプとフィルターを内蔵している。その機能は、(1)しきい値を設定すること、(2)トリガ時刻のチャンネル間の差が一定値を越すとその波形を記録しないように Wave-Memory を制御すること、(3)1 回の測定後次の測定を開始するまでのデッドタイム (1, 3, 10 ms から選択) を設定すること、である。

Wave-Memory は、信号を A/D 変換して、メモリに記憶する。性能は、(1)サンプリング最速 0.1 $\mu$ s、(2)内部タイマー精度 0.5 $\mu$ s、(3)記憶容量は 1M words、1word の精度 10bit、(4)チャンネル数は 1, 2, 4 から選択、(5)1 波形の記録長は 1kwords から 2 倍毎に選択、(6)トリガ前後の word 長の設定可能である。

HP9836 は、波形を記憶したことによって Wave-Memory が発信するサービスリクエストを受信して、波形データを Wave-Memory から読み込み、RAM に記憶し、それが 128 k words になった時点でフロッピーディスク (容量 128 k words) に書き出す。Wave-Memory から HP9836 への転送時間は 128 k words で約 10 秒、ディスクへの書き込みは 128 k words で約 40 秒を要する。HP9836 のプログラムによって、最終的にディスクに書き出す記録、書き込みのタイミングなどを制御する。

### 3.2.2. AE 震源の計算方法<sup>13,14)</sup>

震源計算は、センサに縦波が到達した時刻から、逐次近似法によって計算した。縦波速度が等方の場合は、小口<sup>14)</sup>の解析法を用いた。近似計算によって求めた AE の発生位置と時刻を (t, x, y, z) とする。(3.1)式から ( $\Delta t, \Delta x, \Delta y, \Delta z$ ) を計算し、( $t+\Delta t, x+\Delta x, y+\Delta y, z+\Delta z$ ) を求める。収束条件は  $|\Delta t|$  が一定値以下とし、収束しない場合は改めて  $t=t+\Delta t$  等として繰り返す。

なお、 $a_i, b_i, c_i, d_i, g_i$  は、i 番目のセンサ座標、初動時刻、縦波速度及び (t, x, y, z) より、計算される係数である。

$$\begin{bmatrix} \sum_{i=1}^n a_i a_i & \sum_{i=1}^n a_i b_i & \sum_{i=1}^n a_i c_i & \sum_{i=1}^n a_i d_i \\ \sum_{i=1}^n b_i a_i & \sum_{i=1}^n b_i b_i & \sum_{i=1}^n b_i c_i & \sum_{i=1}^n b_i d_i \\ \sum_{i=1}^n c_i a_i & \sum_{i=1}^n c_i b_i & \sum_{i=1}^n c_i c_i & \sum_{i=1}^n c_i d_i \\ \sum_{i=1}^n d_i a_i & \sum_{i=1}^n d_i b_i & \sum_{i=1}^n d_i c_i & \sum_{i=1}^n d_i d_i \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta t \\ \Delta x \\ \Delta y \\ \Delta z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sum_{i=1}^n a_i g_i \\ \sum_{i=1}^n b_i g_i \\ \sum_{i=1}^n c_i g_i \\ \sum_{i=1}^n d_i g_i \end{bmatrix} \quad (3.1)$$

縦波速度に異方性がある場合は、大津<sup>15)</sup>の方法、すなわち、直交する 3 方向の縦波伝播速度の最大、中間、最小の平均速度を用いて等方性仮定で 1 次近似解を求めてそれを修正していく方法、を参考にして、1 次近似解という段階を経ることなく反復法によって AE 震源を決定する数値解析の式を導き、震源計算プログラムを開発した。縦波伝播速度は直交する 3 方向で異なると仮定する。伝播速度最小の方向を x 軸、最大の方向を z 軸に一致させ、x, y, z 軸方向の伝播速度をそれぞれ  $v_x, v_y, v_z$  ( $v_x \leq v_y \leq v_z$ ) とする。この時、方向余弦  $l_x, l_y, l_z$  を有する方向の縦波伝播速度は (3.2) 式によって与えられる<sup>16)</sup>と仮定する。

$$v = \sqrt{v_x^2 l_x^2 + v_y^2 l_y^2 + v_z^2 l_z^2} \quad (3.2)$$

近似計算により求まる AE の発生時刻と震源座標を (t, x, y, z) とする。i 番目のセンサの縦波初動到達時刻と座標を ( $T_i, X_i, Y_i, Z_i$ ) とする。また、震源の近似計算値 (t, x, y, z) より計算される i 番目のセンサへの縦波初動到達時刻を  $t_i$ 、i 番目のセンサとの距離を  $D_i$ 、その方向の縦波伝播速度を  $V_i$  とする。(3.2) 式より  $D_i, V_i, l_i$  は次のようになる。

$$\left. \begin{aligned} D_i &= \sqrt{(x-X_i)^2 + (y-Y_i)^2 + (z-Z_i)^2} \\ V_i &= \sqrt{v_x^2 \frac{(x-X_i)^2}{D_i^2} + v_y^2 \frac{(y-Y_i)^2}{D_i^2} + v_z^2 \frac{(z-Z_i)^2}{D_i^2}} = \frac{U_i}{D_i} \\ \text{ただし、} U_i &= \sqrt{v_x^2 (x-X_i)^2 + v_y^2 (y-Y_i)^2 + v_z^2 (z-Z_i)^2} \end{aligned} \right\} \quad (3.3)$$

$$t_i = t_i(t, x, y, z) = t + \frac{D_i}{V_i} = t + \frac{D_i^2}{U_i} \quad (3.4)$$

震源の近似計算値 (t, x, y, z) を修正して得られる値を ( $t+\Delta t, x+\Delta x, y+\Delta y, z+\Delta z$ )、さらに、この修正値より計算される i 番目センサへの縦波初動到達時刻を  $t_i^*$  とする。



$$\begin{aligned} t_i^* &= f_i(t + \Delta t, x + \Delta x, y + \Delta y, z + \Delta z) \\ &= f_i(t, x, y, z) + \frac{\partial f_i}{\partial t} \Delta t + \frac{\partial f_i}{\partial x} \Delta x + \frac{\partial f_i}{\partial y} \Delta y + \frac{\partial f_i}{\partial z} \Delta z \\ &= t_i + a_i \Delta t + b_i \Delta x + c_i \Delta y + d_i \Delta z \end{aligned} \quad (3.5)$$

ここで

$$\left. \begin{aligned} a_i &= \frac{\partial f_i}{\partial t} = 1 \\ b_i &= \frac{\partial f_i}{\partial x} = 2 \left( \frac{x - X_i}{D_i} \right) \frac{D_i}{U_i} - \frac{v_s^2 (x - X_i)}{U_i^3} \frac{D_i^2}{U_i^2} = (x - X_i) \frac{2U_i^2 - v_s^2 D_i^2}{U_i^3} \\ c_i &= \frac{\partial f_i}{\partial y} = (y - Y_i) \frac{2U_i^2 - v_s^2 D_i^2}{U_i^3} \\ d_i &= \frac{\partial f_i}{\partial z} = (z - Z_i) \frac{2U_i^2 - v_s^2 D_i^2}{U_i^3} \end{aligned} \right\} \quad (3.6)$$

$T_i$  と  $t_i^*$  との残差  $e_i$  の平方和は(3.7)式となる。

$$\begin{aligned} \sum_{i=1}^n e_i^2 &= \sum_{i=1}^n (T_i - t_i^*)^2 \\ &= \sum_{i=1}^n \left( (T_i - t_i)^2 - 2(T_i - t_i)(a_i \Delta t + b_i \Delta x + c_i \Delta y + d_i \Delta z) + (a_i \Delta t + b_i \Delta x + c_i \Delta y + d_i \Delta z)^2 \right) \end{aligned} \quad (3.7)$$

残差平方和を最小とする必要条件は(3.8)式である。

$$\left. \begin{aligned} \sum_{i=1}^n \frac{\partial e_i^2}{\partial \Delta t} &= \sum_{i=1}^n \frac{\partial e_i^2}{\partial \Delta x} = \sum_{i=1}^n \frac{\partial e_i^2}{\partial \Delta y} = \sum_{i=1}^n \frac{\partial e_i^2}{\partial \Delta z} = 0 \\ \frac{\partial e_i^2}{\partial \Delta t} &= -2a_i(T_i - t_i) + 2a_i(b_i \Delta x + c_i \Delta y + d_i \Delta z) + 2a_i^2 \Delta t \\ &= 2a_i((a_i \Delta t + b_i \Delta x + c_i \Delta y + d_i \Delta z) - (T_i - t_i)) \\ \frac{\partial e_i^2}{\partial \Delta x} &= 2b_i((a_i \Delta t + b_i \Delta x + c_i \Delta y + d_i \Delta z) - (T_i - t_i)) \\ \frac{\partial e_i^2}{\partial \Delta y} &= 2c_i((a_i \Delta t + b_i \Delta x + c_i \Delta y + d_i \Delta z) - (T_i - t_i)) \\ \frac{\partial e_i^2}{\partial \Delta z} &= 2d_i((a_i \Delta t + b_i \Delta x + c_i \Delta y + d_i \Delta z) - (T_i - t_i)) \end{aligned} \right\} \quad (3.8)$$

であるから、残差平方和を最小とする条件は(3.10)式となる。

$$\begin{bmatrix} \sum_{i=1}^n a_i a_i & \sum_{i=1}^n a_i b_i & \sum_{i=1}^n a_i c_i & \sum_{i=1}^n a_i d_i \\ \sum_{i=1}^n b_i a_i & \sum_{i=1}^n b_i b_i & \sum_{i=1}^n b_i c_i & \sum_{i=1}^n b_i d_i \\ \sum_{i=1}^n c_i a_i & \sum_{i=1}^n c_i b_i & \sum_{i=1}^n c_i c_i & \sum_{i=1}^n c_i d_i \\ \sum_{i=1}^n d_i a_i & \sum_{i=1}^n d_i b_i & \sum_{i=1}^n d_i c_i & \sum_{i=1}^n d_i d_i \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta t \\ \Delta x \\ \Delta y \\ \Delta z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sum_{i=1}^n a_i (T_i - t_i) \\ \sum_{i=1}^n b_i (T_i - t_i) \\ \sum_{i=1}^n c_i (T_i - t_i) \\ \sum_{i=1}^n d_i (T_i - t_i) \end{bmatrix} \quad (3.10)$$

各センサの縦波初動到達時刻と座標( $T_i, X_i, Y_i, Z_i$ )は既知。AE の発生時刻と震源座標に適当な初期値( $t, x, y, z$ )を与え、(3.4)式より  $t_i$  を計算し、収束条件 (残差平方和がある値以下) を判定して、それを満たさない場合は、(3.10)式より  $\Delta t, \Delta x, \Delta y, \Delta z$  を計算し、( $t + \Delta t, x + \Delta x, y + \Delta y, z + \Delta z$ ) を改めて ( $t, x, y, z$ ) として  $t_i$  の計算から繰り返す。収束条件を満たしたときの ( $t, x, y, z$ ) を AE の発生時刻と震源座標とする。

また、試験片形状が複雑な場合や速度異方性が顕著な場合に備えて、テーブルルックアップ方式による震源計算方法も準備した。試験片内に格子点を仮想し、その格子点で AE が発生した場合のチャンネル間の初動到達時刻差のテーブルを作成する。測定した AE のチャンネル間の時刻差との誤差が一定時間内にある格子点を探す。格子が 1 点の場合はその格子点座標を AE 震源とし、複数の場合は誤差が最小となる格子点を選択する。この方式では、格子点が数千点、4 チャンネルから 2 チャンネルを選ぶ組み合わせが 6 通りあり、大きなテーブルとなる。初動到達時刻順にテーブルを並べ替えるなどして、検索時間の短縮を図った。

### 3.2.3. AE 初動の自動検出<sup>3)</sup>

地震計測分野で有効性が確かめられた、自己回帰モデルを地震波に当てはめてモデルの変化から初動を検出する方式<sup>(17),(18)</sup>を参考とした。自己回帰モデルで表す利点は、振幅及び周波数の情報を自己回帰モデルの係数として表現できることである。さらに、非定常な時系列を局所的に定常な区間に分割する理論<sup>(19),(20)</sup>を応用することによって、地震波初動の検出の論理は確立され<sup>(21)</sup>、地震波観測での自動処理システムに応用されている<sup>(22)</sup>。初動検出の考え方は、波形データが波動到達前と到達後でそれぞれ定常状態にあると仮定し、波動到達前後の 2 つに「最も良く」分割できる時点をもって初動到達時刻とするものである<sup>(21)</sup>。まず、ある時系列データ  $x_1, x_2, \dots, x_{n-1}, x_n$  に、自己回帰モデルを当てはめる。すなわち、ある時点のデータ  $x_i$  を、それ以前のデータ  $x_{i-1}, \dots, x_{i-l}$  によって(3.11)式のように表す。

$$x_i = a_1 x_{i-1} + a_2 x_{i-2} + \dots + a_l x_{i-l} + e_i \quad (3.11)$$

ここで、 $l$  は自己回帰過程の次数、 $a_1, a_2, \dots, a_l$  は自己回帰過程の係数、 $e_i$  は平均が 0 の正規分布に従う互いに独立な擾乱項である。

改めて、時系列データを表すベクトル  $\mathbf{x}$ 、係数を表すベクトル  $\mathbf{a}$ 、擾乱項を表すベクトル  $\mathbf{e}$ 、及び、マトリックス  $\mathbf{Z}$  を(3.12)式のように定義すれば、 $\mathbf{x}$  は(3.13)式と表される。なお係数ベクトルは、(3.14)式を最小二乗法によって解いて求める。

$$\mathbf{a} = \begin{bmatrix} a_1 \\ a_2 \\ \vdots \\ a_l \end{bmatrix}, \quad \mathbf{x} = \begin{bmatrix} x_{l+1} \\ x_{l+2} \\ \vdots \\ x_n \end{bmatrix}, \quad \mathbf{e} = \begin{bmatrix} e_{l+1} \\ e_{l+2} \\ \vdots \\ e_n \end{bmatrix}, \quad \mathbf{Z} = \begin{bmatrix} x_l & x_{l-1} & \cdots & x_1 \\ x_{l+1} & x_l & \cdots & x_2 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ x_{n-1} & x_{n-2} & \cdots & x_{n-l} \end{bmatrix} \quad (3.12)$$

$$\mathbf{x} = \mathbf{Z}\mathbf{a} + \mathbf{e} \quad (3.13)$$

$$\mathbf{x} = \mathbf{Z}\mathbf{a} \quad (3.14)$$

以上では自己回帰モデルの次数  $l$  は与えられたものとしているが、 $l$  も何らかの規準にしたがって定める必要がある。モデルが実際のデータをどれだけよく表しているかを判断する基準として、赤池の情報量基準、Akaike's Information Criterion (以下 AIC という) を採用する。AIC は(3.15)式で定義される<sup>20)</sup>。

$$\text{AIC} = -2\log(\text{最大尤度}) + 2(\text{パラメータ数}) \quad (3.15)$$

パラメータ数が多くなるほど第1項が小さくなり第2項が大きくなるため、あるパラメータ数で AIC が最小となることが期待される。AIC を最小とするモデルが、データを「最も良く」表現していると判断する。 $l$  次の自己回帰過程の AIC は(3.16)式で与えられている。ここで、 $\sigma^2$  はデータに自己回帰モデルを当てはめた時の誤差の分散、 $n$  はデータの大きさである。

$$\text{AIC} = n(\log \sigma^2 + \log 2\pi + 1) + 2(l+2) \quad (3.16)$$

したがって、ある時系列データに自己回帰モデルを当てはめる方法は次のように整理できる。

- (1) 次数  $l$  をある値に固定して、(3.14)式によって係数ベクトル  $\mathbf{a}$  の最小二乗解を求め、さらに(3.16)式によって AIC を求める。
- (2) 次数  $l$  を変化させて、各次数における係数ベクトルと AIC を(1)によって求める。
- (3) 各次数における AIC を比較して、AIC を最小とする次数及びその次数での係数ベクトルを、モデルとして採用する。

波形データは、振幅に対応する AE センサ出力を一定時間間隔で測定した記録であり時系列データとして扱える。大きさ  $n$  の波形データをベクトル  $\mathbf{x}$  とし、その要素を  $x_i$  ( $1 \leq i \leq n$ )

と表す。 $\mathbf{x}$  を前半の大きさ  $k$  のデータ、 $x_1, x_2, \dots, x_k$  と、後半の大きさ  $n-k$  のデータ、 $x_{k+1}, x_{k+2}, \dots, x_n$  とに分割する方法として、2つの方法を併用する。第1の方法は以下の通りである。

- (1)  $k$  をある値に固定して、前半の大きさ  $k$  と後半の大きさ  $n-k$  のデータそれぞれについて、上述した方法で自己回帰モデルを当てはめる。その際の AIC を、前半部については  $\text{AIC}_1$ 、後半部については  $\text{AIC}_2$  と表す。分割の良さを判断する基準として、(3.17)式の  $C_{ac}$  を計算する。ここで、 $l_1, l_2$  は前半と後半の自己回帰モデルの次数であり、 $\sigma_1^2, \sigma_2^2$  は前半と後半の誤差の分散である。

$$C_{ac} = \text{AIC}_1 + \text{AIC}_2 = k \log \sigma_1^2 + (n-k) \log \sigma_2^2 + n(\log 2\pi + 1) + 2(l_1 + l_2 + 4) \quad (3.17)$$

- (2)  $k$  の値を変化させて、各  $k$  における  $C_{ac}$  を計算する。 $C_{ac}$  を最小とする  $k$  の値  $k_{ac}$  を、波形データを「最も良く」分割する点、すなわち AE の初動到達時点と判断する。

第2の方法は以下の通りである。

- (1) 波形データの最前部分、つまり明らかに AE が到達していない部分について自己回帰モデルを作成し、次数  $l$  及び係数ベクトル  $\mathbf{a}$  を求める。
- (2)  $k$  をある値に固定して、前半の大きさ  $k$  と後半の大きさ  $n-k$  のそれぞれについて、(1)で求めた  $l$  及び  $\mathbf{a}$  を当てはめて、(3.18)式で定義される  $C_{ap}$  を計算する。ここで、 $\sigma_1^2, \sigma_2^2$  は前半と後半の誤差の分散である。

$$C_{ap} = k \log \sigma_1^2 + (n-k) \log \sigma_2^2 + n(\log 2\pi + 1) + 2(2l + 4) \quad (3.18)$$

- (3)  $k$  の値を変化させて、各  $k$  における  $C_{ap}$  を計算する。 $C_{ap}$  を最小とする  $k$  の値  $k_{ap}$  を、波形データを「最も良く」分割する点、すなわち AE の初動到達時点と判断する。AE 初動を含む波形データでの  $C_{ap}$  は、図 3.2(a)のように、 $k$  の増加に伴って減少して、 $k_{ap}$  で最小となり、その後急激に増加する。これに対して AE 初動を含まない場合は、図 3.2(b)に示すように  $C_{ap}$  の値の変化は小さい。

第1の方法は理論的根拠が明確に与えられ広く用いられているが、各  $k$  について自己回帰モデルを作成するために長い計算時間を必要とする。第2の方法は、異常値検出の1種であるが、自己回帰モデルの作成は1回で済み計算時間は第1の方法より格段に短い。

AE 初動検出プログラムの作成に際して、AE 震源が試験片内部に限定されることを条件として初動到達の可能性のある時間帯を狭く設定することによって、計算時間の短縮とノイズに対する安定を図った。具体的には、初動到達は、AE センサの出力がしきい値を越えた点  $i_{org}$  以前でかつ  $i_{org}$  に近い点にあると期待して、以下のような手順とした。

- (1) 波形データから、 $i_{org}$  以前の大きさ  $n_{pre}$  の区間と  $i_{org}$  以後の大きさ  $n_{post}$  の区間から成る、大きさ  $n = n_{pre} + n_{post}$  のデータを取り出す (図 3.3(a))。その各要素から平均値を差し引き、



つまり平均値を0とし、時間順に番号をつけて時系列データ  $x$  とする、その要素を  $x_i$  で表させる。当然、しきい値を越えた点の番号  $k_{da}$  は  $n_{pre}$  に等しい。

(2) 上述した第2の方法にしたがって  $k_{ap}$  を求める。まず、 $x$  の初めの部分  $1 \leq i \leq n_{model}$  に自己回帰モデルを当てはめて、次数  $l$  及び係数ベクトル  $a$  を求める。次に、 $x$  を  $1 \leq i \leq k$  と  $k+1 \leq i \leq n$  に区分して、 $l$  と  $a$  を用いて  $C_{ap}$  を計算し  $C_{ap}$  が最小となる点  $k_{ap}$  を求める。ただし解析する  $k$  の範囲は、 $k_{da}$  の前後  $k_{da}-n_1 \leq k \leq k_{da}+n_2$  とする (図 3.3(b),(c))。なおこの段階で、図 3.2 のような  $C_{ap}$  の変化の特徴から、 $C_{ap}$  の最大値と最小値との差がある値以下の場合には AE 初動を含まないと判断してその波形データを棄却した。

(3) 上述した第1の方法を若干変更して  $k_{ae}$  を求める。まず、最初の部分  $1 \leq i \leq n_{model}$  と最後の部分  $n-n_{model}+1 \leq i \leq n$  のそれぞれに自己回帰モデルを当てはめて、それぞれに最適な次数  $l_1$  と  $l_2$  を求める。次に、 $x$  を  $1 \leq i \leq k$  と  $k+1 \leq i \leq n$  に区分し、前半部分には次数  $l_1$ 、後半部分には次数  $l_2$  の自己回帰モデルを当てはめて  $C_{ae}$  を計算し、 $C_{ae}$  が最小となる点  $k_{ae}$  を求める。ただし解析する  $k$  の範囲は、 $k_{ap}$  の前後  $k_{ap}-n_3 \leq k \leq k_{ap}+n_4$  とする (図 3.3(d),(e))。なお第1の方法に2つの変更を加えた。1点、後半部分に自己回帰モデルを当てはめる際に時間の逆順に番号付けを行ったことである。理由は、AE 初動到達直後は波形が大きく変化し、ある程度の時間経過後に定常状態になると考えたためである。2点目は、次数  $l_1$  と  $l_2$  をそれぞれ最前部と最後部のデータの自己回帰モデル次数に固定して、係数ベクトル  $a$  だけを各  $k$  について計算したことである。これは計算時間の短縮のためである。

以上の手順の特徴は、第2の方法で広い区間を調べておおよその初動到達点  $k_{ap}$  を求め、次に、 $k_{ap}$  を含む狭い区間を第1の方法で調べてより精度の高い到達点  $k_{ae}$  を求めていることである。これによって、計算時間の短縮と検出精度の高さの両立を図った。

データの大きさに関する  $n=n_{pre}+n_{post}$ ,  $n_{pre}=k_{da}$ ,  $n_{post}$ ,  $n_{model}$ ,  $n_1$ ,  $n_2$ ,  $n_3$ ,  $n_4$  は1つの実験で得られた多くの AE 波形のいくつかを見て経験的に定める必要がある。図 3.3 の例では、 $n=300$ ,  $n_{pre}=k_{da}=180$ ,  $n_{post}=120$ ,  $n_{model}=100$ ,  $n_1=79$ ,  $n_2=20$ ,  $n_3=7$ ,  $n_4=2$  と設定した。図 3.3(a) は大きさ 1024 で  $i_{trg}=513$  の波形データ、(b) は(a)の波形データから  $n=300$  として取り出した時系列データ、(c) は  $k_{da}-n_1 \leq k \leq k_{da}+n_2$  つまり  $101 \leq k \leq 200$  の範囲の  $C_{ap}$  で、この場合は  $k_{ap}=167$  であった。(e) は  $k_{ap}-n_3 \leq k \leq k_{ap}+n_4$  つまり  $160 \leq k \leq 169$  の範囲の  $C_{ae}$  であり、 $k_{ae}=166$  であった。

$n_{pre}$ ,  $n_{post}$  は、時系列データ  $x$  に AE 初動到達点が含まれ、 $x$  の最前部と最後部に大きさ  $n_{model}$  の定常区間があり、かつ、その定常区間に初動到達点が含まれない程度に大きくなければならない。 $n_{model}$  は、定常区間の状態をよく表すためにある程度大きくなければならない。 $n_1$ ,  $n_2$  は  $k_{da}-n_1 \leq k \leq k_{da}+n_2$  の中に初動到達点がある程度大きくなければならない。 $n_3$ ,  $n_4$  は  $k_{ap}$  が求められた後なので、小さくて良い。これらの間には次の関係が成り立つ。

$$\left. \begin{aligned} n_3 &< n_1 < n_{pre} \\ n_a &< n_2 < n_{post} \\ n_1 + n_{model} &\leq n_{pre} \\ n_2 + n_{model} &\leq n_{post} \end{aligned} \right\} \quad (3.19)$$

### 3.2.4. 分割した対称帯行列の逆行列の数値解法<sup>4)</sup>

震源計算プログラム中では、逆行列計算が頻繁に必要となるため、その時間短縮を図った。対称で、かつ、非零要素は対角要素を挟む一定の帯幅にのみ存在する、対称帯行列  $F$  は、(3.20)式のように部分行列  $A_i$ ,  $B_i$  に分割できる。ここで  $A_i$  は対称行列である。

$$F = \begin{bmatrix} A_1 & B_1 & & & \\ B_1^T & A_2 & B_2 & & 0 \\ & & \ddots & \ddots & \\ 0 & & & B_{n-2}^T & A_{n-1} & B_{n-1} \\ & & & & B_{n-1}^T & A_n \end{bmatrix} \quad (3.20)$$

また、逆行列  $F^{-1}$  は対称行列であり、それを(3.21)式のように表す時、部分行列  $C_{ij}$  は(3.22)式となる<sup>23)</sup>。

$$F^{-1} = \begin{bmatrix} C_{1,1} & C_{1,2} & C_{1,3} & \cdots & \cdots & C_{1,n} \\ C_{1,2}^T & C_{2,2} & C_{2,3} & \cdots & \cdots & C_{2,n} \\ C_{1,3}^T & C_{2,3}^T & C_{3,3} & \cdots & \cdots & C_{3,n} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \ddots & \vdots \\ C_{1,n}^T & C_{2,n}^T & C_{3,n}^T & \cdots & \cdots & C_{n,n} \end{bmatrix} \quad (3.21)$$

$$\left. \begin{aligned} C_{j,j} &= P_j^{-1} + C_{j,j-1} Q_j^T \\ C_{i,j} &= Q_i C_{i+1,j} \quad (i \neq j) \\ \text{ただし} \\ C_{n,n} &= P_n^{-1} \\ Q_j &= -P_j^{-1} B_j \quad (1 \leq j \leq n-1) \\ P_j &= A_j + B_{j-1}^T Q_{j-1} \quad (2 \leq j \leq n) \\ P_1 &= A_1 \end{aligned} \right\} \quad (3.22)$$

簡単のために、対称帯行列は全て等しい大きさの部分行列に分割できるものとした。つまり、対称帯行列  $F$  は  $l$  次の正方行列、部分行列  $A_i$ ,  $B_i$  は  $m$  次の正方行列で、 $n$  分割 ( $l=m \times n$ ) とした。このように分割すれば、 $B_i$  は対角要素より右側の要素は全て零である下三角行列となる。

計算は、まず、 $P_i, P_i^{-1}, Q_i$ を  $i$  の小さい順の求め、次に、 $P_i^{-1}, Q_i$ を参照しながら  $C_{ij}$ を  $j$  の大きい順に、 $j$  が同じ場合は  $i$  の大きい順に求める。 $n=3$  の場合の具体例を(3.23)式に示す。この式中の=は、右辺の値を左辺に代入することを意味する。

$$\left. \begin{aligned} P_1^{-1} &= A_1^{-1} \\ Q_1 &= -P_1^{-1}B_1 \\ P_2^{-1} &= (A_2 + B_1^T Q_1)^{-1} \\ Q_2 &= -P_2^{-1}B_2 \\ P_3^{-1} &= (A_3 + B_2^T Q_2)^{-1} \\ C_{3,3} &= P_3^{-1} \\ C_{2,3} &= Q_2 C_{3,3} \\ C_{1,3} &= Q_1 C_{2,3} \\ C_{2,2} &= P_2^{-1} + C_{2,3} Q_2^T \\ C_{1,2} &= Q_1 C_{2,2} \\ C_{1,1} &= P_1^{-1} + C_{1,2} Q_1^T \end{aligned} \right\} \quad (3.23)$$

一般の分割数  $n$  に対しての、基本的な計算の流れは図 3.4 に示す。計算は線に沿って、上から下へ、左から右へ流れる。右枠が二重の場合は繰り返す。通常のフローチャートより、構造化プログラミングに適した表示方法である。

大きなサイズの逆行列計算では、全ての行列をメモリに記憶することはできないので、外部記憶装置を用いる必要がある。外部記憶装置にファイルを作成する場合には、計算順序を考慮して部分行列の記録順を決めないと、ファイルのアクセスに大きな時間を要する。 $F$  の部分行列  $A_j, B_j$  は参照される順、 $A_1, B_1, A_2, B_2, \dots$  にしたがって、入力ファイルに記録した。 $F^{-1}$  の部分行列は、計算される順、 $C_{n,n}, C_{n-1,n}, \dots, C_{2,2}, C_{1,2}, C_{1,1}$  に出力ファイルに記録した。ただし、図 3.4 の計算操作(6)、(8)で参照されるまでは一時的に内部配列に記憶しておいた。 $P_i^{-1}$  は計算される順、 $P_1^{-1}, P_2^{-1}, \dots, P_n^{-1}$  に、入出力ファイルに書き出し、一度ずつ読み出して参照した。これらに対して、 $Q_i$  は  $(n-j+1)$  回参照されるので、メモリ上に記憶した。

以上の方法による時間短縮効果を確認した。なお、演算は、ほとんど乗算、加算及び値の代入であり、乗算の演算時間に比べれば他の 2 つの演算時間は短いの、全体の演算時間は乗算回数に比例すると仮定した。2 つの  $m$  次正方行列の積としての正方行列を計算する場合、全ての要素を計算すると、乗算回数は  $m^3$  である。解が対称行列であるとわかっていれば、乗算回数は  $m^3/2 + m^2/2$  で済む。 $m$  次正方行列の一方が三角行列であれば、(3.24)式であり、加えて、解が対称行列であるとわかっていれば、(3.25)のようにさらに少ない回数で済む。

$$\sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^m i = \sum_{i=1}^m m i = \frac{m^3}{2} + \frac{m^2}{2} \quad (3.24)$$

$$\sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^i i = \sum_{i=1}^m i^2 = \frac{m^3}{3} + \frac{m^2}{2} + \frac{m}{6} \quad (3.25)$$

Choleski 法<sup>24)</sup>による逆行列計算では、対称行列の逆行列に際して(3.26)式の乗算回数である。

$$\begin{aligned} & \sum_{i=1}^{m-1} \sum_{j=1}^{m-i} j + \sum_{i=1}^{m-1} \sum_{j=1}^{m-i} (i-j) + \sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^m (m+1-j) \\ &= \sum_{i=1}^m \left( \frac{i(i-1)}{2} + \frac{i(i-1)}{2} + \frac{(m+1-i)(m+2-i)}{2} \right) \\ &= \frac{m^3}{2} + \frac{m^2}{2} \end{aligned} \quad (3.26)$$

以上を準備して、全体の乗算回数を求める。ここで、 $P_i, P_i^{-1}, C_{ij}$ は対称行列であり、 $B_j, B_j^T$ は三角行列である。したがって、図 3.4 の計算操作(2)、(3)、(4)、(6)、(8)で、 $P_i, P_i^{-1}, Q_i, C_{ij}, C_{ij}$ を計算する乗算回数は表 3.1 のようになり、 $m^3$  の項だけで近似してその総和  $N$  を求めると(3.27)となる。

$$N \approx \left( \frac{n^2}{2} + \frac{4n}{3} - \frac{4}{3} \right) m^3 \quad (3.27)$$

プログラム言語は PL/I、コンピュータは FACOM-M200 を用いた。まず、次数  $l$  の対象帯行列を分割せずに、その逆行列を求めた。これは(3.27)式で  $m=l, n=1$  の場合に相当し、 $N=l^3/2$  となる。実際に計算した場合の  $l$  と CPU 時間  $T$  の関係が図 3.5 である。直線は、傾き  $\log T / \log l = 3$  で、 $l=400$  の点を通るように引いた。 $l$  の広い範囲に渡って  $T$  は  $l^3$  にほぼ比例しており、演算時間  $T$  が乗算回数  $N$  に比例するとの仮定がほぼ妥当であることを示している。

次に  $l$  を一定として、分割数  $n$  を変化させた時の CPU 時間を調べた。 $l=m \times n$  の関係を(3.27)式に代入すると、(3.28)式となる。

$$N \approx \left( \frac{n^2}{2} + \frac{4n}{3} - \frac{4}{3} \right) \left( \frac{l}{n} \right)^3 = \left( \frac{1}{2} n^{-1} + \frac{4}{3} n^{-2} - \frac{4}{3} n^{-3} \right) l^3 \quad (3.28)$$

図 3.6 は、片側帯幅 44、 $l=800$  の対象帯行列の、分割数  $n$  と CPU 時間  $T$  の結果である。当然、 $m$  は片側帯幅以上であるから、 $n=l/m$  が取り得る値はこの場合には 18 以下である。黒丸は実際の CPU 時間、白丸は  $n=1$  の CPU 時間を用いて(3.28)式から計算した各  $n$  の CPU 時間である。白丸と黒丸は良く一致しており、(3.28)式の妥当性を示している。また、図中の



近似直線が示すように、分割数  $n$  の時の演算時間  $T_n$  は分割しない時の演算時間  $T_1$  に対して (3.29) 式のように近似できた。

$$\frac{T_n}{T_1} \approx 1.9n^{-1.2} \quad (3.29)$$

(3.29) 式によれば  $T_{16}$  は  $T_1$  の 6.8% となり、実際にも  $T_{16}$  は 54 秒で、 $T_1$  14 分 15 秒の 6.3% であった。分割によって CPU 時間を大幅に削減できることがわかる。

最後に、 $m$  を一定として、 $l$  と  $T$  の関係を調べた。やはり、(3.27) 式を (3.30) 式のように書き直す。

$$N \approx \left( \frac{1}{2} l^2 + \frac{4}{3} m l - \frac{4}{3} m^2 \right) m \quad (3.30)$$

$l$  が  $m$  に対して十分大きければ、 $N$  は  $l^2$  に比例すると期待される。実際に、 $m=50$  一定とした時の、 $l$  と  $T$  の結果が図 3.7 である。直線は、傾き  $\log T / \log l = 2$  で、 $l=2000$  の点を通るように引いた。これも、(3.30) 式の妥当性を示している。

### 3.3. AE 波形連続記録システムの性能確認と震源決定の精度確認

#### 3.3.1. 初動検出プログラムの検討<sup>3)</sup>

アルミナ角柱の曲げ試験の AE を測定し、人間による読み取り（以下、目視という）と、初動検出プログラム（以下、自動という）の結果を比較した。測定は試験片表面 4 個所で行い、うち 1 個所は NF 製 AE センサを用い、3 個所には圧電素子を直接接着した。圧電素子はノイズレベルが高く、また瞬発的な電気ノイズも多く拾った。測定システムは図 3.1 と同様、サンプリング間隔は  $0.1 \mu s$ 、1 つの波形データの大きさは 1024。AE センサ出力がしきい値を越えた時点の前後 512 点、つまり  $\pm 51.2 \mu s$  の間の波形を記録した。記録した AE 事象数は 592、波形データは 4 チャンネル分で 2368 であった。自動検出の設定条件は、AE センサのデータについては、 $i_{\text{trg}}=513$ ,  $n_{\text{pre}}=180$ ,  $n_{\text{post}}=120$ ,  $n_{\text{model}}=100$ ,  $n_1=79$ ,  $n_2=20$ ,  $n_3=7$ ,  $n_4=2$  とした。圧電素子のデータについては、AE センサ波形の  $k_{\text{ac}}$  を参照して、 $i_{\text{trg}}=k_{\text{ac}}+333$ ,  $n_{\text{pre}}=150$ ,  $n_{\text{post}}=150$ ,  $n_{\text{model}}=100$ ,  $n_1=29$ ,  $n_2=30$ ,  $n_3=7$ ,  $n_4=2$  とした。

目視も自動も、4 チャンネルを 1 組として、AE センサのデータから始めて圧電素子のデータまで 4 個の波形について順次初動検出を試み、その 1 個が初動検出不能であれば残りの検出は行わなかった。その結果を表 3.2 に示す。自動では 2065 個の波形の初動を検出しているが、目視では 1791 個である。しかも、目視検出で、かつ、自動検出不能の 36 個のうち、35 個は波形としては初動が含まれていたが  $n_{\text{pre}}$  が小さすぎたために時系列データ  $x$

に初動が含まれなかった例であり、データ範囲を広げれば検出可能であった。したがって、検出感度としては自動の方が高いが、これはあまり良好でない波形からも初動らしきものを検出してしまふ恐れが高いことでもある。

両方法とも初動検出した 1684 個について、目視による初動到達点と自動検出の  $k_{\text{ac}}$  との差、及び、 $k_{\text{ap}}$  との差を図 3.8 に示す。ここで差 1 はサンプリング間隔  $0.1 \mu s$  に対応する。差が 11 以上または -11 以下の個数は、11 と -11 の部分にまとめて示した。 $k_{\text{ac}}$  のばらつきが  $k_{\text{ap}}$  のばらつきより小さいこと、つまり、 $k_{\text{ap}}$  から  $k_{\text{ac}}$  に解が改良されていることがわかる。また、自動検出は目視に比べてマイナス側、つまり遅めに求められるが、ほぼよく対応している。目視と  $k_{\text{ac}}$  で差がないのが 609 個、37%、 $\pm 2$  以内に広げれば 1262 個、75% である。一方で、 $\pm 11$  を越えるのが 184 個、11% あった。ただし、ノイズの少ない AE センサのデータ 513 個について限れば、 $\pm 2$  以内は 405 個、79% であり、 $\pm 11$  を越えるのは 30 個、6% であり、しかも 30 個のうち  $1 \leq i \leq n_{\text{model}}$  中に初動到達点が含まれてしまったものが 25 個であり、 $n_{\text{model}}$  の設定が妥当であれば 5 個、1% に過ぎないと期待できる。

両方法の差が  $\pm 11$  を越える 184 個について、再度到達点付近の波形を見てどちらの検出が正しいかを判定した。自動検出が正しいのは 42 個、目視検出が正しいのは 133 個、9 個はどちらとも判断できなかった。ただしこの 133 個のうち、瞬発的な電気ノイズを自動検出したのが 55 個、 $1 \leq i \leq n_{\text{model}}$  中に初動到達点が含まれてしまったものが 45 個あり、この 100 個を除けば目視検出が正しいのは 33 個であり、目視検出と自動検出との間に優劣はない。

以上の結果から、データの大きさの設定について十分に検討し、かつ、瞬発的な電気ノイズを拾わないように測定に注意を払えば、ここで開発した自動検出プログラムの精度は目視検出に劣らないと考える。ただし、データ数の多い AE 測定では全ての波形データの初動を検出して震源を決定するよりは、初動のはっきりしない波形データは積極的に棄却して精度の高い震源分布を求める方が有用と考える。そのためには、不適当なデータを判別して捨てる基準が必要であるが、本プログラムで用いた  $C_{\text{ap}}$  の最大値と最小値の差による判定では不十分で、検討が必要である。また、データの大きさ設定についても、論理化すべきである。

#### 3.3.2. AE 震源決定の精度等の検討<sup>1),2)</sup>

縦波伝播速度が  $5.3 \text{ km/s}$  でほぼ等方である甲府安山岩の、直径 30 mm、高さ 60 mm の円柱試験片に対して、側面 4 個所を帯状に上端面から下端面まで研削して、直径 5 mm、縦共振周波数 5 MHz の圧電素子を接着した。試験片の上端面または側面に圧電素子をグリースで付着させて 3 回ずつ発振し、その位置を計算した（測定記録システムは図 3.1）。震源決定結果は図 3.9 に示すように、上端面で発振した場合は発振素子の中心から  $\pm 3 \text{ mm}$  以内に結果が求まったが、側面の場合は径方向の誤差が大きかった。これは、発振素子と同一側面上にある圧電素子では縦波の初動を捕らえることが困難なためであった。また、同じ発



振位置での3回の結果を比較すると、各素子で計測した波形自体はほぼ同じであったが、震源位置の計算では3mm程度の違いがあった。この程度の差は、Wave-Memoryのタイマー精度0.5 $\mu$ sで、かつ、岩石の縦波速度5.3 km/sことから予測される範囲と考える。なお、テーブルルックアップ方式は、試験片軸方向3mm間隔で21断面、各断面内93点の計1953点を格子点として位置を求めたが、逐次近似法での位置計算結果との差は2mm以下であった。

縦波伝播速度の異方性の例として稲田花崗岩を用いて、震源決定精度を検討した。縦波伝播速度はz軸方向に最大で $v_z=4.16$  km/s、最小方向をx軸とし $v_x=3.66$  km/s、中間は $v_y=4.00$  km/sである。図3.10のように、直径44.0mm、高さ92.6mmの円柱試験片側面を板状に研削し、直径5mm、縦共振周波数5MHzの円盤状の圧電素子PZT-7を8個接着した。測定システムは図3.1と同様であるが、Local-ProcessorとWave-Memoryは2台ずつ並列として8チャンネルとした。ただし、トリガ信号の共有のために2台のLocal-Processor間は信号接続した。サンプリング周期は0.1 $\mu$ s。収束条件は、平均残差平方 $e^2$  (残差平方和を圧電素子数8で除した値)と前回計算された平均残差平方との差、 $\Delta e^2$ 、の絶対値 $|\Delta e^2| \leq 10^{-4} \mu s^2$ とした。圧電素子1-4の内の1個に電気パルスを加えて発振させ、擬似AE源として、合計29回測定した。

震源計算結果と発振素子中心の距離(ここではこれを誤差と呼ぶ)は、全て3mm未満であり、内1mm未満が2回、1mm以上2mm未満が10回であった。Wave-Memoryの内部タイマー精度0.5 $\mu$ s、試料の縦波伝播速度、圧電素子直径を考慮すれば、十分な精度で震源が決定されていると考える。ただし、図3.11に発振子を中心とした半径3mmの球内に震源決定結果を示したが、偏りがあることから、伝播速度やセンサ座標をより正確に決定する、あるいは、センサ径を小さくできれば、誤差が一層小さくできると考える。 $\Delta e^2$ の絶対値は反復計算初期に急激に小さくなった後若干振動するが、収束までの反復計算回数は全て6回以下であった。29回いずれでも、収束した時の平均残差平方 $e^2$ は1.0 $\mu s^2$ 未満であり、このことからほとんどのチャンネルで $|T_i - t_i|$ が1 $\mu$ s未満となることが期待される。実際、 $|T_i - t_i| > 1\mu s$ となったのは、29回 $\times$ 8個、つまり232例のうち、12例だけであった。図3.12に、縦波伝播速度異方性を考慮した震源計算結果(白丸)と、伝播速度は等方で平均値3.94 km/sであると仮定した場合の結果(黒丸)を対比した。同じデータに関する2つの結果を線で結んでおり、また、円は発振子中心から半径3mmである。異方性を考慮しない場合、平均速度は $v_z$ より大きいので震源はxの絶対値が大きい方に偏り、また逆にzの絶対値の小さい方に偏る。

解の安定性と、収束時の平均残差平方 $e^2$ と誤差の関係、を調べるために、1つのチャンネルへの初動到達時刻を1 $\mu$ s遅らせて震源を計算した。第1回の測定(チャンネル1が発振子)では誤差2.4mmであった。発振子そのもののチャンネル1だけ到達時刻を1 $\mu$ s遅らせると誤差は4.4mmに、発振子に位置的に近いチャンネル6だけ到達時刻を1 $\mu$ s遅らせると3.4mmになった。他の1チャンネルだけの到達時刻を1 $\mu$ s遅らせた場合の誤差は1.9mm -

2.6mmで、遅れを加えない場合と大差なかった。つまり、発振子に近いチャンネルでの初動到達時刻の読み取りの精度が、震源計算結果に大きく影響することわかる。また、異方性を考慮しなかった場合の誤差が4.5mmであることから、速度構造を精度良く求めることがAE震源決定に重要であることもわかる。別の数値実験として、第1回の測定データでチャンネル3の初動到達時刻だけを1, 2, 3, 4 $\mu$ s遅らせた。反復計算毎の $\sqrt{e^2}$ を図3.13に示した。1 $\mu$ s遅れでは、4回の反復計算で収束条件 $|\Delta e^2| \leq 10^{-4} \mu s^2$ を満たし、その時の $\sqrt{e^2} \approx 0.85\mu s$ 、誤差2.2mm。2 $\mu$ s遅れでも4回の反復計算で収束し、 $\sqrt{e^2} \approx 1.3\mu s$ 、誤差3.1mm。3 $\mu$ s遅れでは収束条件を満たさなかったが、図3.13に示すように $\sqrt{e^2} \approx 2\mu s$ に安定し、誤差は約5mm。4 $\mu$ s遅れでも収束せず、 $\sqrt{e^2} \approx 3\mu s$ に安定し、誤差は約7mm。この結果から、 $\Delta e^2$ あるいは $e^2$ の値と誤差に相関があることがわかる。これを利用すれば、初動読み取りの誤りのあるデータを棄却でき、また、誤差評価も可能である。

### 3.3.3. 岩石の一軸圧縮試験時のAE測定<sup>1)</sup>

試料は甲府安山岩で、直径30mm、高さ60mmの円柱試験片を用いた。試験片の側面4箇所を帯状に上端面から下端面まで研削してセンサを接着した。センサ配置は図3.14、AE測定システムは図3.1の通りである。設定は、増幅:60dB、トリガレベル:400mV、フィルタ:200kHzハイパス、デッドタイム:10ms、サンプリング周期:0.1 $\mu$ s、サンプリング長さ:トリガ前256 wordsとトリガ後768 wordsの1k words、4チャンネル間のトリガ時刻差:最大で32 $\mu$ s以内。4チャンネルで計測するので、1個のAEの記録には4k wordsを要する。したがって、Wave-Memory(容量1M words)は256個のAEを記録できる。ただし今回は初動検出を主目的としたため、HP9836にデータを転送した後には磁気媒体に記録する部分はトリガ前後それぞれ256 wordsの合計512 words、つまりWave-Memoryで計測した波形の半分とした。AE 64個毎に、Wave-MemoryからHP9836へ転送(256 kwords)して、磁気媒体に書き込み(128 kwords)を行ったが、データ転送に約20秒、書き込みに約40秒を要した。したがって、AE発生頻度が60秒当たり64個を上回ると、Wave-Memoryの記憶領域にデータが溜まりだし、やがていっぱいになる。この状態になった後は、60秒間Wave-Memoryをホールドして、AE 64個分のデータの転送、書き込みを行って、その分のメモリ領域を空けてからホールド解除して波形計測を再開した。この状態では、AE計測は断続的にならざるをえなかった。

載荷装置には、油圧サーボコントロール方式のMTS製材料試験装置を用いた。応力速度を $2.9 \times 10^{-2}$  MPa/s一定とした一軸圧縮載荷を行った。載荷後6480秒(圧縮応力187 MPa)で、破壊音が耳で聞き取れたので除荷した。その間に記録したAEは1893個、うち試験片中心から半径18mm以内、高さ33mm以内に震源を決定できたのは891個であった。AE発生率の変化を図3.15(a)に示す。載荷開始後5820秒、圧縮応力168 MPa(図中点線)までは、応力幅2 MPa毎の平均発生率を示す。それ以降は、図3.16(1秒毎のAE発生数を示す)のような断続的測定を行ったため、各測定時間内の平均発生率を示す。発生率が急激に増



加して破断にいたることがわかる。この結果は、従来の研究に一致する<sup>11)(13)</sup>。AE 発生率の対数を取ると応力と直線に近い関係に見える(図 3.15(b))が、これについては追試が必要であり考察には至っていない。なお、発生率は除荷直前に 35 個/s になったが、デッドタイム 10 ms をより短くしていれば、より大きい発生率を計測したと考える。実際、測定した波形を見る限りでは、AE 振動が 1 ms 以上継続するものはなかった。破壊直前に頻発する AE を測定するためにはデッドタイムをより短く設定すべきであるが、測定系のメモリの限界があるため、デッドタイムを長くして測定の中断を避けるか、デッドタイムを短くしてある期間の AE だけを漏れなく記録するかは、研究目的によって選択しなければならない。

図 3.17(a)に、応力 80 - 150 MPa (326 個発生、うち 123 個位置決定)、及び、165 - 170 MPa (318 個発生、うち 160 個位置決定)に発生した AE 震源分布を示す。応力の増加とともに AE の集中発生域が明瞭となり、それが表面付近に移動しさらに発生密度を増した。6000 秒過ぎから主として荷重軸方向に発生域が広がった。除荷後の試験片を荷重軸に垂直に切断して切断面上のき裂を光学顕微鏡で観察した結果、図 3.17(b)の斜線で示したような 2 面の開口き裂があり、これは AE の集中域に良く対応した。このき裂は組織的には石英脈であった。図 3.18 は、試験片底面よりの高さが 44.7 mm と 37.9 mm で荷重軸と直交する断面(図 3.17(b)の立面図に 1 点鎖線で記載)のき裂観察結果である。あわせて、その面から高さ  $\pm 3$  mm の範囲で発生した AE を円で記した。円中心が震源で、面積は AE 波形の振幅の二乗和に比例している。振幅の大きな AE は偏在し、かつ、主要な開口き裂位置に対応している。また、この付近ではかなり早い段階(荷重開始後 4866 s)に振幅の大きな AE が発生しており、大きな AE に着目することによって、かなり早期に破断面の形成位置を予測できることを示している。

従来にない測定結果として、非常に短い時間間隔で、かつ、非常に近い位置で、2 個の AE が発生する現象を見出した。具体的には、時間間隔が 0.1 秒以下で、発生位置がおおよそ 3 mm (このシステムでの震源決定の精度限界)以内に、2 個の AE が発生した例が、表 3.3 に示す 6 組あった。しかもこれらの 2 個のデータは、図 3.19(a) (データ番号 834、835) と (b) (データ番号 985、986) に例示したように、波形も類似している。したがって、ここで見出した 6 組の AE は、岩石試験片内で同様な形態の微小破壊がごく近傍で連続して発生したことを、計測として実証したと考える。

### 3.4. 光ファイバとレーザーによる孔内温度分布の連続計測<sup>3)</sup>

#### 3.4.1. 光ファイバとレーザーによる、温度分布測定の方法

本研究に用いた温度測定装置の測定原理は次の通りである<sup>25)</sup>。光ファイバーにレーザーを照射すると、ファイバ内でラマン散乱によるストークス光及び反ストークス光が発生す

る。散乱光強度は温度に依存しているため、散乱光の強度を光検出器で測定することによって、散乱光が発生した点の温度を計算できる。発生した点の距離は、照射してから検出器に達するまでの時間から計算する。

測定に用いた YORK 社製 DTS80 のシステム構成を図 3.20 に示した。測定用光ファイバの両端は、それぞれ光カップラーによって DTS80 に接続される。レーザーパルスはファイバ内に照射し、入射側に戻ってきたラマン散乱光を方向性光カップラーによって分岐して、ストークス光、反ストークス光を選択する周波数フィルターを通して光検出器に導く。光検出器で光電変換された電気信号は、増幅、A/D 変換、平均化の信号処理を受けて、DTS80 からコンピュータに出力される。コンピュータは、データ表示、データ保存、DTS80 の測定パラメータ設定等を行う。なお、図 3.20 には簡略して 2 個の光カップラーのみ記載したが、実際には 8 個の光カップラーが備えられており光ファイバを 4 ループを接続できる。

この装置の特徴は、光ファイバの両端を装置に接続してループを形成し、光スイッチによりファイバ両端から交互にレーザーを入射することである。これによって、入射側から遠くなるほど大きくなる測定誤差を抑制している。測定間隔は主として A/D 変換器の変換速度に規定され、現状では最短 1.026 m である。ただし、A/D 変換器を 4 個並列に用いて、全体として測定間隔 1.026 m を実現しているため、4 個の変換器の特性の差が計測結果に表れることがある。測定時間間隔もコンピュータで設定できる。なお、測定結果としての温度は、この時間間隔の平均値である。

温度測定精度はカタログ上では  $\pm 1^\circ\text{C}$  である。測定誤差の主な要因は次の 3 点である。(1) 光による温度測定という原理そのものに起因するもの、(2) 参照用と測定用の光ファイバの差異、(3) 測定点近傍の温度変化が時間的に急激な場合、(4) 温度変化が空間的に急激な場合。(1)に対しては、ある時間の平均温度を取ることによって誤差を小さくしている。(2)に対しては、実験あるいはそれまでの経験に基づいて補正する必要がある。(3)に対しては(1)への対策との兼ね合いで適当な平均時間を選択する必要がある。(4)への応答性は距離分解能という用語で規定している。その定義は、温度が  $T_a$  から  $T_b$  に階段状に変化している点を挟んで測定した場合、測定温度が  $0.9 T_a + 0.1 T_b$  となる点と、 $0.1 T_a + 0.9 T_b$  となる点の距離としており、現状ではその値は 1.5 m 以下である。

#### 3.4.2. 室内実験による性能評価

図 3.21 に示すように、全長 3000 m の光ファイバの 3 箇所を 2 つの恒温槽に入れて、各恒温槽の設定温度と光ファイバによる測定温度を比較した。まず、光が伝播する経路上(第 1 恒温槽)の温度変化は、測定部(第 2 恒温槽)の温度測定に影響しないことを確かめた。また、30 時間の実験期間中にはドリフトは観察されなかった。

温度測定精度の評価のために、 $10^\circ\text{C}$  に設定した第 1 恒温槽内の長さ 1160 m の温度分布を図 3.22(a)に、 $50^\circ\text{C}$  に設定した第 2 恒温槽内 250 m の測定温度分布を図 3.22(b)に、それぞれ示す。実験開始後 15 時間経過して温度は十分安定している状態であり、また、測定時間間



隔は8分47秒、測定間距離は20mであった。第1恒温槽内の58点の測定温度平均は、設定より0.85℃高い10.85℃、標準偏差は0.40℃であった。第2恒温槽内の23点の平均温度は設定温度から0.8℃低い49.2℃であった。設定温度からの偏りは、測定用光ファイバと参照用光ファイバの光学特性の差に起因すると考える。標準偏差は測定時間の平方根にほぼ反比例するが、あまり長い測定時間による平均値では温度の時間的変化を捉えられない。この実験で見る限り温度測定精度としては、ファイバの差によってある程度の偏りがあり、それに±1℃(カタログ上の精度)以下のばらつきが重なると思われるべきである。ただし、この偏りは実験結果から較正できると考える。

坑井中の熱水流入点のように局部的に温度が変化している点の温度計測に関しては、既の実施されていた実験結果<sup>20)</sup>を参考に評価した。その実験では、100℃に保った恒温槽内にファイバを入れ、そのファイバ長を変えて測定温度を調べた。ファイバの手前5mは水冷ジャケットで約25℃に保ち、恒温槽内の長さは3m、2m、1m、0.5m、0.1mとした。図3.23(a)がその結果である。恒温槽内に3m、つまり前後1.5mずつの均一温度区間があれば中心での測定温度は99.9℃とほぼ正確であったが、恒温槽内に0.1mの場合は31.7℃と測定した。測定結果を別の形で整理したものが図3.23(b)である。縦軸の $T_{true}$ はこの場合は恒温槽温度100℃、 $T_{surround}$ は水冷ジャケットの25℃、 $T_{measured}$ が測定結果である。均一区間が3mあればその中心での測定誤差は無視できる大きさであり、2mでは誤差が0.02、1.5m以下では図中の点線で近似できる。つまり、坑井内き裂からの流入熱水の温度を測定するような場合は、何等かの方法でき裂幅を測定した上で補正を施す必要がある。

#### 3.4.3. ボーリング孔内の温度分布計測を行った現場の状況

豊羽鉱山の探査ボーリング孔内の温度分布を約半月間計測した。この計測は、豊羽鉱山での熱抽出実験の一部として実施した<sup>21)</sup>ものであり、この実験全体の目的は、母岩に比べて透水性が高い鉱脈中の水の流れを推定することであり、また鉱山の操業面では坑内冷却を有効に行うことであった。そのため、同じ鉱脈を貫く上下2本のボーリング孔を選定し、上部坑道からの1本に注水し、その約100m下の坑道からの他の1本の温度と流出水量を測定した。注水は92年1月25日午後3時、26-28日は流量35-40 l/minで午前9時から約6時間行った。温度計測は13日18時から30日7時まで、流出水量計測は15日11時から29日12時まで行った。なお、鉱山は22時頃から翌朝の7時までには休止し、また、18、19、24日は休日であり、これらの間は坑内への冷却水の送水は停止していた。

温度計測に用いた探査ボーリング孔は坑道からほぼ水平に掘進されており、直径46mm、長さは約180mである。図3.24に示すように、鉱脈はほぼ垂直で、孔口から約139mに主な鉱脈、34m付近にそれに次ぐ厚さの鉱脈があり、細脈はほかに数枚確認されている。母岩は玄武岩質であるが、孔口から39m、151m付近では粘土化が進んでいる(図中斜線)。ボーリング孔口からは、実験前から少量の蒸気と熱水が流出していた。水蒸気以外のガス成分は微量である。図3.24に示すように、岩盤から孔内に流れ込んだ流体は、ボーリング

ロッドと岩盤の隙間を通して孔口で高圧ホースに導かれ、水槽中の銅パイプ内で冷却される。冷却された流体はセパレータで蒸気と水に分離され、水量は電磁流量計で測定される。なお、鉱山の操業が休止する夜間(22時頃から翌朝7時頃まで)と休日(実験期間中では1月18、19、24日)には、冷却水が坑内に送られないため、水槽での冷却はできなかった。図3.25に1月21-24日の間の熱水流出量を示す。特徴の1つは、操業開始の7時と終了の22時頃に流出量に変動することである。理由は、水槽中への坑内冷却水の送水開始と停止に伴って、銅パイプ中の流動抵抗が大きく変化することによるものと推測した。

坑内測定に用いた光ファイバは、光ファイバ素線を直径1.2mmのステンレスパイプに通したものである。これによって、孔内に挿入できる強度と、現場での取扱い易さを増した。ファイバ素線とパイプは接着していないので、ファイバと金属の熱膨張の差による破断等の問題はない。坑内に持ち込んだファイバは全長約3000mで、その中間部分をボーリングロッドに縛り付けて、ボーリング孔内に約145m挿入した。孔壁とのこすれがあったがそれによって金属パイプに穴があいたり破断することはなかった。挿入部分以外は、切羽から休憩所まで坑道壁面に沿わせて吊り、両端を休憩所に設置したDTS80に接続した。装置を休憩所に設置した理由は、坑内の高温、高湿度が作動限界を超えていたためであり、休憩所の温度は坑内作業中は約30℃に保たれていた。電力は、鉱山の自家発電に安定化電源を介して供給した。

#### 3.4.4. 孔内温度分布計測の結果

ボーリング孔内の温度計測は、1月13日18時頃から16日7時過ぎまで7分45秒間隔で、6時間弱中止して、16日13時から24日深夜まで26分15秒間隔で、また8時間強中止して、25日8時から1月30日7時まで7分45秒間隔で、実施した。合計で1700時点の温度分布を測定した。なお、測定値としての温度は、その測定時間間隔での平均値である。測定距離間隔は最短の1.026mとしたが、3.4.1で既述した4個のA/D変換器の特性による偏りがあったため、4個の平均値を求めて4.1m毎の温度測定値として処理した。

図3.26に1月27日15時39分から7分45秒毎の坑内温度分布と、それに当てはめた回帰直線を示す。坑内温度分布の特徴として、孔底から孔口方向に線形に温度が低下していること、及び、数分の間に孔内温度全体が5℃以上変化する場面があることを挙げられる。この温度分布、孔内からの熱水流出、孔口での温度と圧力値から、次のように推定した。(1)測定した温度は孔内の流体温度である、(2)温度全体の急激な上下は孔への流体流入量が急激に変化したことによって引き起こされた、(3)孔内では液相の一相状態である。孔内温度分布の回帰直線の傾きと孔口からの流出流量の関係(図3.27)では、流量が大きいほど孔底から孔口への温度低下が小さい。孔底付近から孔内に流入した熱水が岩盤によって冷やされながら孔口に流出しているため、流量が大きければ流速も大きくなるために温度低下が小さいと解釈できる。なお、測定期間中におけるファイバ最奥部の温度は最高115.5℃であった。



ある時点の孔内温度分布はほぼ直線となり、その情報だけでは地質の影響や熱水流入点を見つけることはできなかった。ある時点での実測温度と回帰直線との差を1日に渡って平均して、地質の影響の有無を調べた。図3.28に、孔口から孔底までの回帰直線からの偏差の平均値と、主な鉱脈（図中実線の斜線）、細脈（実線）、顕著な粘土化層（点線の斜線）を示した。黒丸は休業日の1月24日、白丸は操業日の26日の結果である。特徴は、孔口から30-150m及び130m以深の、負側への偏りである。この2つの区間では鉱脈と粘土層があり、この区間は熱水流路が過去にあったあるいは現在もある区間と考えられ、また空隙率と熱伝導率は母岩よりかなり大きい。定量的には評価できないが、このような差が直線温度分布からの偏りとして表れたと考える。一方、正側への偏りがあった100m付近の岩石コアは、弱い粘土化が見られる程度で、熱水流路となるような明瞭な開口き裂はなく、温度の偏りと地質の間を対応付けることはできなかった。

#### 3.4.5. 本測定方法を地熱現場に使用する場合の留意点

室内での測定実験によって、次のような測定誤差の存在を確認した。(1)光による温度測定原理に起因するばらつき、(2)使用する光ファイバの光学的性質の違いによる偏り、(3)時間的に急激な温度変化に対する応答限界による誤差、(4)空間的に急激な温度変化による誤差、(5)複数使用しているA/D変換器の特性の差による変動。(1)のばらつきは、平均時間を長くすることによって小さくできるが、平均化時間を長くしすぎると時間的な温度変化を見逃す。(2)は恒温槽を使って校正できる。(3)は(1)との兼ね合いで適当な時間間隔を設定する必要がある。(4)の空間的な温度変化については前後1m程度の均一温度区間があればほぼ正確な温度を測定できた。それ以下の狭い部分の温度については何等かの方法でその区間長を知って補正する必要がある。一方、狭い部分での温度変化が発生する位置を事前に知っていれば、そこにファイバをコイル上に配置するなど見掛け上の均一温度区間を長くすることによって正確な温度を測定できる。(5)はこの計測実験後改良した。

現場での測定では、ボーリング孔内全体に熱水が流れている状態であり、ある時点だけの測定では熱水流入点を見つけることはできなかったが、長期間に渡って温度分布を得られる利点を生かして適当なデータ処理を施せば、地質状態の変化等を推定できることを示した。ステンレス細管内にファイバ素線を通したものをを用いることによって、孔内への挿入、坑道への配管等に耐える強度を得られた。孔内への挿入と引き抜きの際の摩擦、半月以上の熱水への暴露を経た後、パイプ表面は黒く変色していたが破損は認められなかった。また、3000mの長さでも30kg程度の重量であり一人で持ち運べたことも、現場計測に際して利点である。なお、ファイバのたるみや伸びにより、ファイバに沿った距離と測線との距離に差が生じる。この実験では、孔口付近に水タンクを置いてファイバを通すことによって、ファイバ長さと測線距離を対応させた。

地熱坑井内の温度を常時測定できる本方式が、地熱エネルギーの生産管理に寄与するところは大きい。その適用性については、実験室及び坑内実験により、現状で次のように結

論する。(1) 相対的な温度変化を長期に測定するという目的では本測定方式は有用である、(2) 狭い範囲の温度変化は小さく出るので、区間を測定した上での補正が必要である、(3) 距離についても他の検層等と併せて補正する必要がある、(4) 機械的強度は金属パイプによって確保しており、条件に応じてパイプを選択すれば良い、(5) 本実験での熱水環境では腐食等は見られなかったが、200℃を越え、熱水性状も厳しい地熱坑井に用いるに際してはさらに検討が必要である。

### 3.5. フラクチャ内圧力分布とフラクチャ進展をモデル化した水圧破砕シミュレーション

#### 3.5.1 従来の研究

坑井を通して地下岩体に注水する際に記録される坑口圧力は、坑井及び地下フラクチャ内の流体の状態を反映している。この圧力記録をシミュレートすることによって、坑井及びフラクチャの状態を知ることができる。この考えに沿って、多くのプログラムが作成され、また開発中である。Clearyらは<sup>28),29)</sup>、石油生産の最適化のために、生産作業をモニターし、その記録をプログラムでシミュレートして、生産プロセスを制御するシステムを構築した。このプログラムの大きな特徴は、フラクチャの3次元形状を計算することである。水圧破砕による地圧計測分野では、Rummelらが小型のプログラム、FRAC<sup>30)</sup>とHSIMU<sup>31)</sup>を作成した。これらのプログラムでは、フラクチャ内の圧力分布に適当な仮定を置いて、フラクチャ進展に必要な圧力値を破壊力学に基づいて計算している<sup>32)</sup>。フラクチャを進展させる圧力値は、坑径に対する先在フラクチャ長の比と、フラクチャ内の圧力分布に、強く影響される<sup>33)</sup>。

フラクチャ内の圧力分布はRuhr大学で実験室規模で測定された<sup>34)</sup>。圧力分布の特徴は次のように整理できた。(1) 坑井近傍の圧力は、圧力損失のため、坑井内圧力より明らかに小さい。(2) フラクチャ先端近傍までは、圧力は坑井からの距離にしたがってわずかに低下する。(3) 一方、フラクチャ先端では、圧力の低下は急激である。これらの特徴はFRACとHSIMUで仮定した分布とは異なっていた。そのため、実験で求められたフラクチャ内圧力分布の特徴を仮定した水圧破砕シミュレーションのプログラムを作成し、先在フラクチャ長さ、注入流体物性などが注入圧力に及ぼす影響を検討した。

#### 3.5.2 フラクチャ内圧力分布及びフラクチャ進展のモデル化

水圧破砕の際に、一般的に測定できる値は注入流量と注入圧力である。したがって、坑口から破砕が発生させる坑井掘坑部周囲までをモデル化した。また、先在フラクチャ長さ、注入流体物性などが、注入圧力に及ぼす影響を検討することを目的としたため、単純で、変数が少なく、変数の関係も簡に数式で表せるモデルとした。坑井とフラクチャから成る

図 3.29 のような単純なモデルを仮定した。流体は注入配管を通じて地表から坑井裸坑部に注入される。なお、以下で使用する記号は表 3.4 (一部は表 3.5, 参照) にまとめた。

フラクチャについては次のような仮定を設けた。(1) フラクチャは平面、鉛直でかつ最小水平地圧  $S_h$  に垂直、(2) 高さ  $H$  は注入区間長さに等しく変化しない、(3) フラクチャ内の流れは、長手方向に一次元の成層流、(4) 周辺岩盤への浸透は無視、(5) フラクチャの開鎖部分、 $L_a \leq L \leq L_t$  には流体は流れ込まない。

フラクチャ内の圧力分布は、図 3.30 のように仮定した。(1) フラクチャ基点 ( $L=0$ ) の流体圧力  $P_e$  は、摩擦損失のため、坑井内圧力  $P_b$  より小さい、(2) 流体圧が  $S_h$  と等しい点、 $L=L_b$  までは、流体圧  $P$  は線形に緩やかに低下、(3) 開口フラクチャ先端付近、 $L_b \leq L \leq L_a$  では、 $P$  は  $S_h$  から空隙水圧  $P_0$  まで線形に急激に低下、(4) 閉鎖フラクチャ、 $L_a \leq L \leq L_t$  では、 $P=P_0$ 、(5) フラクチャ全体が開口 ( $L_a=L_t$ ) した後は、フラクチャ先端圧力  $P_t$  が  $P_0$  から増加。

フラクチャの進展過程は、図 3.31 (pre-existing fracture モデルと呼ぶ) のように仮定した。注意すべき点は、岩石内に新たにフラクチャが進展する時の長さは、入力データとして与えていることである。

(1) 初期状態として、先在フラクチャが存在し、坑井近傍  $0 \leq L \leq L_a$  は開口しているが、 $L_a \leq L \leq L_t$  は閉じている (図 3.31 (a))。

(2) 流体注入により流体圧力が高まり、開口フラクチャの応力拡大係数  $K_I$  が、閉じているフラクチャの破壊靱性  $K_{IC-F}$  (フラクチャ面の粘着強度を反映していると考え) に達すると、フラクチャは開きだして ( $L_a$  が増加する) 流体が流入する (図 3.31 (b),(c))。  $L_a$  は増分  $CR\_step$  (入力データ) で伸びると仮定する。また、この間、 $L=L_a$  では  $K_I = K_{IC-F}$  が常に成り立っているとす。

(3) やがて図 3.31 (d) のように、フラクチャの開口部がフラクチャ先端に到達する ( $L_a=L_t$ )。  $L_b$  は変化しないままで、 $K_I$  が岩石の破壊靱性  $K_{IC-R}$  に達するまでフラクチャ先端の圧力  $P_t$  が増加する (図 3.31 (e))。

(4)  $K_I = K_{IC-R}$  となった段階でフラクチャ先端が進展する、 $L_t$  が増分  $CR\_ext$  (入力データ) だけ伸びる、と仮定した。あわせて、 $L_a$  も  $CR\_step$  だけ伸びると仮定した。この状態は、図 3.31 (b) または (c) と同様であり、その状態からの計算を繰り返す。ただし、図 3.31 (e) と (f) の間の変化は計算できない。

一方、図 3.32 (a) のように、先在フラクチャが短く、全長で開口している初期状態 (intact rock モデルと呼ぶ) も、比較のために考慮した。フラクチャ先端の  $K_I$  が  $K_{IC-R}$  になるまで坑井圧力  $P_b$  が増加して (図 3.32 (a))、フラクチャが  $CR\_ext$  だけ伸びる (図 3.32 (b))。以降は、pre-existing fracture モデルと同様である。

### 3.5.3. 物理モデルの数式化

時間とともに、図 3.31、3.32 で表したような過程で流体が流入し、フラクチャが進展する。  $L_a \leq L_t$  の間は、 $L_a$  を  $CR\_step$  ずつ増しながら前進的に計算していく。計算すべき項目は

表 3.6 に示したが、未知数は、 $\Delta t$ ,  $\Delta P_b$ ,  $\Delta P_e$ ,  $Q$ ,  $\Delta Q$ ,  $\Delta q_f$ ,  $V_1$ ,  $\Delta V_1$ ,  $V_2$ ,  $L_b$ ,  $W$  の 11 個である。  $L_b$ ,  $P_e$ ,  $P_t$ ,  $q_0$ ,  $V_3$  は最前ステップで計算済みである。  $L_t$  の初期値、及び、フラクチャ進展による増分は、入力データとして与えられている。  $L_a$  は、上述したように、ステップ毎に  $CR\_step$  増す。ただし、 $L_a=L_t$  の時は  $\Delta P_t$  が未知数となるが  $L_b$  は不変である。11 個の未知数に対して次の 11 個の式をたてた。

$$Q = q \Delta t \quad (3.31)$$

$$V_1 + V_2 = V_b \quad (3.32)$$

$$V_2 = 2H \left( q_f + \frac{\Delta q_f}{2} \right) \Delta t \quad (3.33)$$

$$\frac{\Delta Q}{Q} = -\frac{1}{K} \left( \frac{Q \rho g}{2A} + \Delta P_b \right) \quad (3.34)$$

$$\frac{\Delta V_1}{V_1} = -\frac{1}{K} \left( \frac{Q \rho g}{A} + \Delta P_b \right) \quad (3.35)$$

$$\frac{Q + \Delta Q + \Delta V_1 - V_2}{V_b} = -\frac{\Delta P_b}{E_1} \quad (3.36)$$

$$V_2 + V_3 = \frac{8(1-\nu^2)H^2}{\pi E} \left\{ (P_e + \Delta P_e - S_h) \left[ \frac{L_b}{L_a} - \frac{1}{3} \left( \frac{L_b}{L_a} \right)^2 \right] + (P_t + \Delta P_t - S_h) \frac{1}{3} \left( 1 - \frac{L_b}{L_a} \right)^2 \right\} \quad (3.37)$$

$$W = \frac{4(1-\nu^2)L_a}{\pi E} \left\{ (P_e + \Delta P_e - S_h) \left[ \frac{1}{2} - \log 2 \right] \frac{L_a}{L_b} + 2 \log 2 \right\} \quad (3.38)$$

$$P_b + \Delta P_b - P_e - \Delta P_e = \frac{h \rho \left( q_f + \frac{\Delta q_f}{2} \right)}{W} \quad (3.39)$$

$$q_f + \Delta q_f = \frac{P_e + \Delta P_e - P_t - \Delta P_t}{12 \mu L_a} \left( \frac{W}{2} \right)^3 \quad (3.40)$$

$$\begin{cases} K_I = K_{IC-F} & L_a < L_t \text{ のとき} \\ K_I \leq K_{IC-R} & L_a = L_t \text{ のとき} \end{cases} \quad (3.41)$$

ただし、

$$\frac{K_I}{\sqrt{\pi L_a}} = (S_H - P_0) F_1 \left( \frac{L_a}{R} \right) + (S_h - P_0) F_2 \left( \frac{L_a}{R} \right) + (P_b + \Delta P_b - P_0) F_3 \left( \frac{L_a}{R} \right) + (P_e + \Delta P_e - P_0) F_4 \left( \frac{L_a}{R}, \frac{L_b}{R} \right) + (S_h - P_0) F_5 \left( \frac{L_a}{R}, \frac{L_b}{R} \right) + (P_t + \Delta P_t - P_0) F_6 \left( \frac{L_a}{R}, \frac{L_b}{R} \right) \quad (3.42)$$

または、 $L_a=L_t$ 、かつ、 $P_t > S_h$  の時は

$$\frac{K_I}{\sqrt{\pi L_a}} = (S_H - P_0) F_1 \left( \frac{L_a}{R} \right) + (S_h - P_0) F_2 \left( \frac{L_a}{R} \right) + (P_b + \Delta P_b - P_0) F_3 \left( \frac{L_a}{R} \right) + (P_e + \Delta P_e - P_0) F_7 \left( \frac{L_a}{R} \right) + (P_t + \Delta P_t - P_0) F_8 \left( \frac{L_a}{R} \right) \quad (3.43)$$

(3.31) 式は時間  $\Delta t$  での注入体積、(3.32) 式は最前ステップでの坑井内流体量、(3.33) 式は  $\Delta t$  間のフラクチャへの流入量で、いずれも記号の定義から自明。(3.34)、(3.35) 式は流体の圧



縮性による体積変化、(3.36)式は注入配管の拡張収縮による体積変化で、いずれも体積弾性係数の定義から自明。(3.37)式はフラクチャの開口によるフラクチャ容積、(3.38)式はフラクチャ基点での開口変位であり、3.5.4.で詳述する。(3.39)式は坑井内から狭いフラクチャ内に流れ込むことによる圧力損失<sup>35)</sup>で、フラクチャ基点での流速  $q_0/W$  の二乗に比例すると仮定した。(3.40)式は開口フラクチャ中の流れによる圧力損失であり、ここでは長さ  $L_a$ 、幅  $W/2$  の平行平板内流れの圧力損失<sup>36)</sup>と仮定した。(3.41)式は、 $L_p \leq L_t$  の間は開口フラクチャの応力拡大係数  $K_I$  が閉鎖フラクチャの破壊靱性  $K_{IC-F}$  に等しく、 $L_a = L_t$  ではフラクチャ全体が開口して  $K_I$  が岩石の破壊靱性  $K_{IC-R}$  に等しいことを示す。 $K_I$  の具体的な式 (3.42) 及び (3.43) については、3.5.5.で詳述する。なお、(3.42)、(3.43)式中の関数  $F_1$  を応力拡大係数の補正関数と呼ぶ。

(3.30)-(3.41)式は全て、 $f_i(x_1, x_2, \dots, x_{11})=0$  の形式で表せる。ここで変数  $x_1, x_2, \dots, x_{11}$  は上述した 11 個の未知数に対応する。また全ての変数によって偏微分可能であるので、変数の組  $x_1, x_2, \dots, x_{11}$  は (3.44) 式によって近似解を得られる<sup>37)</sup>。

$$\{x^{(k+1)}\} = \{x^{(k)}\} - [J]^{-1} \{f^{(k)}\} \quad (3.44)$$

ここで、変数  $x_j$  の  $k$  次近似解のベクトル、 $\{f^{(k)}\}$  は関数  $f_i$  に  $\{x^{(k)}\}$  を代入して得られるベクトル、 $J$  は Jacobian matrix で  $i$  行  $j$  列は  $\partial f_i / \partial x_j$ 、収束条件は  $\|f_i\|$  が一定値以下とした。

#### 3.5.4. フラクチャの開口変位の導出

平面ひずみ状態の半無限弾性体の表面に垂直集中力  $P$  が働いた場合、着力点から表面に沿って距離  $r$  の点の垂直方向変位  $v$  は (3.45) 式で与えられる<sup>38)</sup>。

$$v = \begin{cases} \frac{2(1-\nu^2)P}{\pi E} \log \frac{L}{r}, & r \leq L \\ 0, & r \geq L \end{cases} \quad (3.45)$$

フラクチャ内圧による開口変位は上式に従い、かつ、着力点に関して対称で、フラクチャ先端で変位は零と仮定する。この仮定に基づくと、長さ  $2a$  のフラクチャの、中心から  $x$  の距離の微小長さ  $dx$  に働く圧力  $p(x)$  による、中心から距離  $s$  での開口変位  $v(s)$  は、(3.46) 式で与えられる。

$$\frac{\pi E}{4(1-\nu^2)} v(s) = p(x) dx \log \frac{a-|x|}{|s-x|} \quad (3.46)$$

上下両面の変位を考慮するために、係数の定数部分は適宜変更している。着力点に対して対称で、かつ、フラクチャ先端では変位零と仮定しているの、中心から距離  $s$  の点の開

口変位に寄与するのは  $(s-a)/2 \leq x \leq (s+a)/2$  の範囲に作用する圧力である。結局、分布圧力  $p(x)$  による  $v(s)$  は、(3.47) 式となる。

$$\begin{aligned} \frac{\pi E}{4(1-\nu^2)} v(s) &= \int_{\frac{s-a}{2}}^{\frac{s+a}{2}} p(x) \log \frac{a-|x|}{|s-x|} dx \\ &= \int_a^{\frac{s+a}{2}} p(x) \log \frac{-x+a}{x-s} dx + \int_0^{\frac{s}{2}} p(x) \log \frac{-x+a}{-x+s} dx + \int_{-\frac{s}{2}}^0 p(x) \log \frac{x+a}{-x+s} dx \end{aligned} \quad (3.47)$$

フラクチャ単位幅当たりの開口容積  $V$  は (3.47) 式の  $v(s)$  を積分しても得られるが、(3.45) 式から (3.48) 式と導ける。なお、圧力分布の対称性  $p(x)=p(-x)$  も併せて仮定している。

$$\begin{aligned} \frac{\pi E}{16(1-\nu^2)} V &= \int_0^a \int_0^{a-x} p(x) \log \frac{a-x}{r} dr dx \\ &= \int_0^a (a-x) p(x) dx \end{aligned} \quad (3.48)$$

たとえば、フラクチャ内圧が一様に  $p(0)$  であると、 $v(s)$  は (3.47) 式から (3.49) 式と計算され、 $V$  は (3.48) 式を解いて (3.50) 式となる。

$$\frac{\pi E}{4(1-\nu^2)} v(s) = p(0) \left( - (a+s) \log \frac{a+s}{2} - (a-s) \log \frac{a-s}{2} + 2a \log a \right) \quad (3.49)$$

$$\frac{\pi E}{8(1-\nu^2)} V = a^2 p(0) \quad (3.50)$$

圧力  $p(x)$  が (3.51) 式のように  $x$  に関して対称で線形に分布している場合、同様に (3.47) 式に  $p(x)$  を代入して  $v(s)$  が (3.52) 式となり、 $V$  は (3.48) 式から (3.53) 式と計算される。

$$p(x) = \begin{cases} \left(1 - \frac{x}{a}\right) p(0) + \frac{x}{a} p(a), & 0 \leq x \leq a \\ p(-x), & -a \leq x \leq 0 \end{cases} \quad (3.51)$$

$$\begin{aligned}
\frac{\pi E}{4(1-\nu^2)} v(s) &= p(0) \left( \int_0^{a+s} \frac{a-x}{a} \log \frac{-x+a}{x-s} dx + \int_0^{\frac{a-s}{2}} \frac{a-x}{a} \log \frac{-x+a}{-x+s} dx + \int_{-\frac{a+s}{2}}^0 \frac{a+x}{a} \log \frac{x+a}{-x+s} dx \right) \\
&+ p(a) \left( \int_s^{a+s} \frac{x}{a} \log \frac{-x+a}{x-s} dx + \int_0^{\frac{a-s}{2}} \frac{x}{a} \log \frac{-x+a}{-x+s} dx + \int_{-\frac{a+s}{2}}^0 \frac{-x}{a} \log \frac{x+a}{-x+s} dx \right) \quad (3.52) \\
&= \frac{p(0)}{a} \left( \frac{(a+s)^2}{2} \log \frac{a+s}{2} - \frac{(a-s)^2}{2} \log \frac{a-s}{2} + a^2 \log a + s^2 \log s + \frac{a^2-s^2}{2} \right) \\
&+ \frac{p(a)}{a} \left( \frac{a^2-s^2}{2} \log \frac{a+s}{2} - \frac{a^2-s^2}{2} \log \frac{a-s}{2} + a^2 \log a - s^2 \log s - \frac{a^2-s^2}{2} \right) \\
\frac{\pi E}{16(1-\nu^2)} V &= p(0) \int_0^a \frac{(a-x)^2}{a} dx + p(a) \int_0^a \frac{(a-x)x}{a} dx \quad (3.53) \\
&= \frac{a^2}{3} p(0) + \frac{a^2}{6} p(a)
\end{aligned}$$

圧力が  $p(x)$  が (3.54) 式のように  $x$  に関して対称で 2 区間で線形に分布している場合は、 $v(s)$ 、 $V$  は結果だけを示すと (3.55)、(3.57) 式となる。ただし  $b \leq a/2$  と制限している。

$$p(x) = \begin{cases} \frac{b-x}{b} p(0) + \frac{x}{b} p(b) & , 0 \leq x \leq b \\ \frac{a-x}{a-b} p(b) + \frac{-b+x}{a-b} p(a) & , b \leq x \leq a \\ p(-x) & , -a \leq x \leq 0 \end{cases} \quad (3.54)$$

$$\frac{\pi E}{4(1-\nu^2)} v(s) = \begin{cases} p(0)f_1(s) + p(b)f_2(s) & , 0 \leq s \leq 2b-a \\ p(0)f_3(s) + p(b)f_4(s) + p(a)f_5(s) & , 2b-a \leq s \leq b \\ p(0)f_6(s) + p(b)f_7(s) + p(a)f_8(s) & , b \leq s \leq a \end{cases} \quad (3.55)$$

ここで、

$$\begin{aligned}
f_1(s) &= \frac{1}{b} \left( \frac{(a+s)(a-s-2b)}{2} \log \frac{a+s}{2} + \frac{(a-s)(a+s-2b)}{2} \log \frac{a-s}{2} + (-a^2+2b) \log a + s^2 \log s + \frac{a^2-s^2}{2} \right) \\
f_2(s) &= \frac{1}{b} \left( \frac{a^2-s^2}{2} \log \frac{a+s}{2} - \frac{a^2-s^2}{2} \log \frac{a-s}{2} + a^2 \log a - s^2 \log s - \frac{a^2-s^2}{2} \right) \\
f_3(s) &= \frac{1}{b} \left( \frac{(a+s)(a-s-2b)}{2} \log \frac{a+s}{2} + (-a^2+2b) \log a + s^2 \log s + \frac{(a-b)^2}{2} \log(a-b) - \frac{(b-s)^2}{2} \log(b-s) + \frac{(a-s)(a+2b+s)}{4} \right)
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
f_4(s) &= \frac{1}{b} \left( \frac{a^2-s^2}{2} \log \frac{a+s}{2} + a^2 \log a - s^2 \log s - \frac{a^2-b^2}{2} \log(a-b) - \frac{b^2-s^2}{2} \log(b-s) - \frac{(a-s)(a+2b+s)}{4} \right) \\
&+ \frac{1}{a-b} \left( \frac{(a-s)^2}{2} \log \frac{a-s}{2} + \frac{(a-b)^2}{2} \log(a-b) - \frac{(2a-b-s)(b-s)}{2} \log(b-s) + \frac{(a-s)(a+s-2b)}{4} \right) \\
f_5(s) &= \frac{1}{a-b} \left( \frac{(a-s)(a+s-2b)}{2} \log \frac{a-s}{2} + \frac{(a-b)^2}{2} \log(a-b) - \frac{(b-s)^2}{2} \log(b-s) - \frac{(a-s)(a+s-2b)}{4} \right) \\
f_6(s) &= \frac{1}{b} \left( \frac{(a+s)(a-s-2b)}{2} \log \frac{a+s}{2} + (-a^2+2b) \log a + s^2 \log s + \frac{(a-b)^2}{2} \log(a-b) - \frac{(b-s)^2}{2} \log(b-s) + \frac{(a-s)(a+s+2b)}{4} \right) \\
f_7(s) &= \frac{1}{b} \left( \frac{a^2-s^2}{2} \log \frac{a+s}{2} + a^2 \log a - s^2 \log s - \frac{a^2-b^2}{2} \log(a-b) + \frac{s^2-b^2}{2} \log(b-s) - \frac{(a-s)(a+s+2b)}{4} \right) \\
&+ \frac{1}{a-b} \left( \frac{(a-s)^2}{2} \log \frac{a-s}{2} + \frac{(a-b)^2}{2} \log(a-b) - \frac{(2a-b-s)(b-s)}{2} \log(b-s) + \frac{(a-s)(a+s-2b)}{4} \right) \\
f_8(s) &= \frac{1}{a-b} \left( \frac{(a-s)(a+s-2b)}{2} \log \frac{a-s}{2} + \frac{(a-b)^2}{2} \log(a-b) - \frac{(b-s)^2}{2} \log(b-s) - \frac{(a-s)(a+s+2b)}{4} \right) \quad (3.56)
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
\frac{\pi E}{16(1-\nu^2)} V &= \frac{p(0)}{b} \int_0^b (a-x)(b-x) dx + \frac{p(b)}{b} \int_0^b (a-x)x dx + \frac{p(b)}{a-b} \int_b^a (a-x)^2 dx + \frac{p(a)}{a-b} \int_b^a (a-x)(x-b) dx \quad (3.57) \\
&= \left( \frac{ab}{2} - \frac{b^2}{6} \right) p(0) + \left( \frac{a^2}{3} - \frac{ab}{6} \right) p(b) + \frac{(a-b)^2}{6} p(a)
\end{aligned}$$

図 3.29 で仮定したようにフラクチャ面に垂直に最小地圧  $S_0$  が作用しているため、フラクチャ表面の変形を引き起こすのに有効な圧力は、フラクチャ内の流体圧と  $S_0$  との差であると考え。これと図 3.31 のように仮定したフラクチャ内圧力分布から、(3.57) 式中の  $p(0)$  を  $P_c + \Delta P_c - S_0$ 、 $p(b)$  を  $S_0 - S_H = 0$ 、 $p(a)$  を  $P_t + \Delta P_t - S_0$ 、また、 $V$  を  $V_2 + V_3$ 、 $a$  を  $L_a$ 、 $b$  を  $L_b$  とすると、フラクチャ内の流体体積 (3.37) 式となる。また、(3.38) 式の  $W$  は、(3.55) 式に  $s=0$  を代入することによって得られる。実際 (3.56) 式から、 $f_1(0) = a \left( \frac{a}{2b} - \frac{a}{b} \log 2 + 2 \log 2 \right)$  となるから、 $p(0)$

を  $P_c + \Delta P_c - S_0$ 、 $a$  を  $L_a$ 、 $b$  を  $L_b$  とすると  $v(0)$  は (3.38) 式の  $W$  に等しい。

なお、これらの計算の過程で明らかに、実際には半径  $R$  の坑井の両側に長さ  $a$  ずつ伸びたフラクチャに対して、中央の坑井を除いた長さ  $2a$  のフラクチャとして扱っている。坑井の存在を考えれば、 $W$ 、 $V$  もここで求めた値より大きくなる。

### 3.5.5. 応力拡大係数の導出



$$\frac{K_I}{\sqrt{\pi a}} = (S_{H1} - P_0)F_1\left(\frac{L_a}{R}\right) + (S_{H2} - P_0)F_2\left(\frac{L_a}{R}\right) + (P_b + \Delta P_b - P_0)F_3\left(\frac{L_a}{R}\right) \\ + (P_c + \Delta P_c - P_0)F_4\left(\frac{L_a}{R}, \frac{L_b}{R}\right) + (S_{H3} - P_0)F_5\left(\frac{L_a}{R}, \frac{L_b}{R}\right) + (P_1 + \Delta P_1 - P_0)F_6\left(\frac{L_a}{R}, \frac{L_b}{R}\right) \quad (3.42)$$

(3.42)式を再掲したが、水圧破砕によるフラクチャの応力拡大係数は、地圧、坑井内圧力、フラクチャ内流体圧によるものの重ね合わせである。地圧  $S_{H1}$  と  $S_{H2}$ 、及び、坑井内圧力  $P_b$  による応力拡大係数は次のように求められている<sup>32)</sup>。

$$\left. \begin{aligned} K_I &= -2S_{H1}\sqrt{R}\sqrt{\frac{c^2-1}{\pi c^3}} \\ K_I &= S_{H2}\sqrt{R}\left(\sqrt{\pi c}\left(1-\frac{2}{\pi}\arcsin\frac{1}{c}\right)+2(c^2+1)\sqrt{\frac{c^2-1}{\pi c^3}}\right) \\ K_I &= P_b\sqrt{R}\left(1.3\frac{c-1}{c^{1.5}+1}+7.8\frac{\sin\frac{c-1}{2}}{2c^{2.5}-1.7}\right) \end{aligned} \right\} \quad (3.58)$$

ただし、 $c = \frac{R+a}{R}$

(3.58)式の表示は特殊であるので、 $\alpha=a/R$ を導入して、(3.59)式のような一般的な形式に書き換えた。なお、(3.59)、(3.60)式中の補正関数  $F_1(\alpha)$ 、 $F_2(\alpha)$ 、 $F_3(\alpha)$ は、(3.42)式及び(3.43)式に表れた関数と同意である。また、 $\alpha$ による補正関数の値の変化を図 3.33 に示した。重要な点は、十分大きな $\alpha$ では、 $S_{H1}$ 及び $P_b$ の応力拡大係数への影響は無視し得ることである。

$$\left. \begin{aligned} K_I &= S_{H1}\sqrt{\pi a}\frac{2}{\pi}\left(\frac{R}{a+R}\right)^3\sqrt{\frac{a+2R}{a+R}} = S_{H1}\sqrt{\pi a}F_1(\alpha) \\ K_I &= -S_{H2}\sqrt{\pi a}\left(\sqrt{\frac{a+R}{a}}\left(1-\frac{2}{\pi}\arcsin\frac{R}{a+R}\right)+\frac{2}{\pi}\frac{R}{a+R}+\left(\frac{R}{a+R}\right)^3\sqrt{\frac{a+2R}{a+R}}\right) = S_{H2}\sqrt{\pi a}F_2(\alpha) \\ K_I &= P_b\sqrt{\pi a}\frac{1.3}{\sqrt{\pi}}\left(\frac{\sqrt{\frac{a}{R}}}{\left(\frac{a+R}{R}\right)^{1.5}+1}+\frac{6\sqrt{\frac{R}{a}}\sin\frac{a}{2R}}{2\left(\frac{a+R}{R}\right)^{2.5}-1.7}\right) = P_b\sqrt{\pi a}F_3(\alpha) \end{aligned} \right\} \quad (3.59)$$

$$\left. \begin{aligned} F_1(\alpha) &= \frac{2}{\pi}\left(\frac{1}{\alpha+1}\right)^3\sqrt{\frac{\alpha+2}{\alpha+1}} \\ F_2(\alpha) &= -\sqrt{\frac{\alpha+1}{\alpha}}\left(1-\frac{2}{\pi}\arcsin\frac{1}{\alpha+1}\right)-\frac{2}{\pi}\frac{1}{\alpha+1}+\left(\frac{1}{\alpha+1}\right)^3\sqrt{\frac{\alpha+2}{\alpha+1}} \\ F_3(\alpha) &= \frac{1.3}{\sqrt{\pi}}\left(\frac{\sqrt{\alpha}}{(\alpha+1)^{1.5}+1}+\frac{6\sin\frac{\alpha}{2}}{\sqrt{\alpha}\left(2(\alpha+1)^{2.5}-1.7\right)}\right) \\ F_1(0) &= \frac{2\sqrt{2}}{\pi}, \quad F_1(\infty)=0 \\ \lim_{\alpha \rightarrow 0} F_2(\alpha) &= -\frac{6\sqrt{2}}{\pi}, \quad F_2(\infty)=-1 \\ \lim_{\alpha \rightarrow 0} F_3(\alpha) &= 0, \quad F_3(\infty)=0 \end{aligned} \right\} \quad (3.60)$$

フラクチャ内面に流体圧が作用している場合の応力拡大係数は(3.61)式によって計算できる<sup>39)</sup>が、本解析では、半径  $R$  の坑井から伸びたフラクチャの応力拡大係数であり(3.62)式となる。

$$K_I = \frac{1}{\sqrt{\pi a}} \int_{-a}^a p(x) \sqrt{\frac{a+x}{a-x}} dx \quad (3.61)$$

$$K_I = \frac{1}{\sqrt{\pi(a+R)}} \left( \int_R^{a+R} p(x) \sqrt{\frac{a+R+x}{a+R-x}} dx + \int_{-a-R}^{-a} p(x) \sqrt{\frac{a+R+x}{a+R-x}} dx \right) \quad (3.62)$$

たとえば、 $p(x)$ がフラクチャ全長に渡って一定値  $p(R)$ である場合は Rummel<sup>32)</sup>が解を求めているが、表現が特殊なので(3.63)式のように書き換える。既述したが  $\alpha=a/R$ 。

$$K_I = p(R)\sqrt{\pi a}\frac{2}{\pi}\sqrt{\frac{\alpha+1}{\alpha}}\left(\frac{\pi}{2}-\arcsin\frac{1}{\alpha+1}\right) \quad (3.63)$$

$p(x)$ が(3.64)式のように  $x$  に関して対称で線形に分布している場合を、(3.65)式と求めた。なお、(3.65)、(3.66)式中の補正関数  $F_7(\alpha)$ 、 $F_8(\alpha)$ は、(3.43)式中の補正関数と同意である。また、補正関数の  $\alpha$  による値の変化を図 3.34 に示した。

$$p(x) = \begin{cases} \frac{-x+a+R}{a}p(R) + \frac{x-R}{a}p(a+R), & R \leq x \leq a+R \\ p(-x), & -a-R \leq x \leq -R \end{cases} \quad (3.64)$$

$$\begin{aligned}
K_1 &= \frac{1}{\sqrt{\pi(a+R)}} \frac{p(R)}{a} \left( \int_R^{a+R} (-x+a+R) \sqrt{\frac{a+R+x}{a+R-x}} dx + \int_{-a-R}^{-R} (x+a+R) \sqrt{\frac{a+R+x}{a+R-x}} dx \right) \\
&+ \frac{1}{\sqrt{\pi(a+R)}} \frac{p(a+R)}{a} \left( \int_R^{a+R} (x-R) \sqrt{\frac{a+R+x}{a+R-x}} dx + \int_{-a-R}^{-R} (-x-R) \sqrt{\frac{a+R+x}{a+R-x}} dx \right) \\
&= \frac{1}{\sqrt{\pi(a+R)}} \frac{p(R)}{a} 2(a+R) \left( (a+R) \left( \frac{\pi}{2} - \arcsin \frac{R}{a+R} \right) - \sqrt{a(a+2R)} \right) \\
&+ \frac{1}{\sqrt{\pi(a+R)}} \frac{p(a+R)}{a} 2(a+R) \left( -R \left( \frac{\pi}{2} - \arcsin \frac{R}{a+R} \right) + \sqrt{a(a+2R)} \right) \quad (3.65) \\
&= p(R) \sqrt{\pi a} \frac{2}{\pi} \sqrt{\frac{\alpha+1}{\alpha}} \left( \frac{\alpha+1}{\alpha} \left( \frac{\pi}{2} - \arcsin \frac{1}{\alpha+1} \right) - \sqrt{\frac{\alpha+2}{\alpha}} \right) \\
&+ p(a+R) \sqrt{\pi a} \frac{2}{\pi} \sqrt{\frac{\alpha+1}{\alpha}} \left( -\frac{1}{\alpha} \left( \frac{\pi}{2} - \arcsin \frac{1}{\alpha+1} \right) + \sqrt{\frac{\alpha+2}{\alpha}} \right)
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
&= p(R) \sqrt{\pi a} F_7(\alpha) + p(a+R) \sqrt{\pi a} F_8(\alpha) \\
F_7(\alpha) &= \frac{2}{\pi} \sqrt{\frac{\alpha+1}{\alpha}} \left( \frac{\alpha+1}{\alpha} \left( \frac{\pi}{2} - \arcsin \frac{1}{\alpha+1} \right) - \sqrt{\frac{\alpha+2}{\alpha}} \right) \\
F_8(\alpha) &= \frac{2}{\pi} \sqrt{\frac{\alpha+1}{\alpha}} \left( -\frac{1}{\alpha} \left( \frac{\pi}{2} - \arcsin \frac{1}{\alpha+1} \right) + \sqrt{\frac{\alpha+2}{\alpha}} \right) \quad (3.66) \\
\lim_{\alpha \rightarrow 0} (F_7(\alpha) + F_8(\alpha)) &= \frac{2\sqrt{2}}{\pi}, \quad \lim_{\alpha \rightarrow \infty} (F_7(\alpha) + F_8(\alpha)) = 1
\end{aligned}$$

圧力が  $p(x)$  が (3.67) 式のように、 $x$  に関して対称で、2 区間で線形に分布している場合が本モデルの主要な関心であるが、その場合の応力拡大係数を (3.68) 式と求めた。ただし既述したが、 $b > a/2$  を仮定している。(3.68)、(3.69) 式中の補正関数  $F_4(\alpha, \beta)$ 、 $F_5(\alpha, \beta)$ 、 $F_6(\alpha, \beta)$  は (3.42) 式中の補正関数と同意であり、 $\beta = b/R$  である。また、補正関数の  $\alpha, \beta$  による値の変化を、 $\beta = 0.95\alpha$  の場合について図 3.35 に示した。

$$p(x) = \begin{cases} \frac{-x+a+R}{a-b} p(b+R) + \frac{x-b-R}{a-b} p(a+R) & , \quad b+R \leq x \leq a+R \\ \frac{-x+b+R}{b} p(R) + \frac{x-R}{b} p(b+R) & , \quad R \leq x \leq b+R \\ p(-x) & , \quad -a-R \leq x \leq -R \end{cases} \quad (3.67)$$

$$\begin{aligned}
K_1 &= \frac{1}{\sqrt{\pi(a+R)}} p(R) \left( \int_R^{b+R} \frac{-x+b+R}{b} \sqrt{\frac{a+R+x}{a+R-x}} dx + \int_{-b-R}^{-R} \frac{x+b+R}{b} \sqrt{\frac{a+R+x}{a+R-x}} dx \right) \\
&+ \frac{1}{\sqrt{\pi(a+R)}} p(b+R) \left( \int_R^{b+R} \frac{x-R}{b} \sqrt{\frac{a+R+x}{a+R-x}} dx + \int_{-b-R}^{-R} \frac{-x-R}{b} \sqrt{\frac{a+R+x}{a+R-x}} dx \right) \\
&+ \frac{1}{\sqrt{\pi(a+R)}} p(b+R) \left( \int_{b+R}^{a+R} \frac{-x+a+R}{a-b} \sqrt{\frac{a+R+x}{a+R-x}} dx + \int_{-a-R}^{-b-R} \frac{x+a+R}{a-b} \sqrt{\frac{a+R+x}{a+R-x}} dx \right) \\
&+ \frac{1}{\sqrt{\pi(a+R)}} p(a+R) \left( \int_{b+R}^{a+R} \frac{x-b-R}{a-b} \sqrt{\frac{a+R+x}{a+R-x}} dx + \int_{-a-R}^{-b-R} \frac{-x-b-R}{a-b} \sqrt{\frac{a+R+x}{a+R-x}} dx \right) \\
&= p(R) \sqrt{\pi a} \frac{2}{\pi} \sqrt{\frac{\alpha+1}{\alpha}} \frac{1}{\beta} \left( (b+R) \left( \arcsin \frac{b+R}{a+R} - \arcsin \frac{R}{a+R} \right) - \sqrt{a(a+2R)} + \sqrt{(a-b)(a+b+2R)} \right) \\
&+ p(b+R) \sqrt{\pi a} \frac{2}{\pi} \sqrt{\frac{\alpha+1}{\alpha}} \frac{1}{\beta} \left( -R \left( \arcsin \frac{b+R}{a+R} - \arcsin \frac{R}{a+R} \right) + \sqrt{a(a+2R)} - \sqrt{(a-b)(a+b+2R)} \right) \\
&+ p(b+R) \sqrt{\pi a} \frac{2}{\pi} \sqrt{\frac{\alpha+1}{\alpha}} \frac{1}{a-b} \left( (a+R) \left( \frac{\pi}{2} - \arcsin \frac{b+R}{a+R} \right) - \sqrt{(a-b)(a+b+2R)} \right) \\
&+ p(a+R) \sqrt{\pi a} \frac{2}{\pi} \sqrt{\frac{\alpha+1}{\alpha}} \frac{1}{a-b} \left( -(b+R) \left( \frac{\pi}{2} - \arcsin \frac{b+R}{a+R} \right) + \sqrt{(a-b)(a+b+2R)} \right) \\
&= p(R) \sqrt{\pi a} \frac{2}{\pi} \sqrt{\frac{\alpha+1}{\alpha}} \frac{1}{\beta} \left( (\beta+1) \left( \arcsin \frac{\beta+1}{\alpha+1} - \arcsin \frac{1}{\alpha+1} \right) - \sqrt{\alpha(\alpha+2)} + \sqrt{(\alpha-\beta)(\alpha+\beta+2)} \right) \\
&+ p(b+R) \sqrt{\pi a} \frac{2}{\pi} \sqrt{\frac{\alpha+1}{\alpha}} \frac{1}{\beta} \left( -\left( \arcsin \frac{\beta+1}{\alpha+1} - \arcsin \frac{1}{\alpha+1} \right) + \sqrt{\alpha(\alpha+2)} - \sqrt{(\alpha-\beta)(\alpha+\beta+2)} \right) \\
&+ p(b+R) \sqrt{\pi a} \frac{2}{\pi} \sqrt{\frac{\alpha+1}{\alpha}} \frac{1}{\alpha-\beta} \left( (\alpha+1) \left( \frac{\pi}{2} - \arcsin \frac{\beta+1}{\alpha+1} \right) - \sqrt{(\alpha-\beta)(\alpha+\beta+2)} \right) \quad (3.68) \\
&+ p(a+R) \sqrt{\pi a} \frac{2}{\pi} \sqrt{\frac{\alpha+1}{\alpha}} \frac{1}{\alpha-\beta} \left( -(\beta+1) \left( \frac{\pi}{2} - \arcsin \frac{\beta+1}{\alpha+1} \right) + \sqrt{(\alpha-\beta)(\alpha+\beta+2)} \right) \\
&= p(R) \sqrt{\pi a} F_4(\alpha, \beta) + p(b+R) \sqrt{\pi a} F_5(\alpha, \beta) + p(a+R) \sqrt{\pi a} F_6(\alpha, \beta)
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
F_4(\alpha, \beta) &= \frac{2}{\pi} \sqrt{\frac{\alpha+1}{\alpha}} \frac{1}{\beta} \left( (\beta+1) \left( \arcsin \frac{\beta+1}{\alpha+1} - \arcsin \frac{1}{\alpha+1} \right) - \sqrt{\alpha(\alpha+2)} + \sqrt{(\alpha-\beta)(\alpha+\beta+2)} \right) \\
F_5(\alpha, \beta) &= \frac{2}{\pi} \sqrt{\frac{\alpha+1}{\alpha}} \frac{1}{\beta} \left( -\left( \arcsin \frac{\beta+1}{\alpha+1} - \arcsin \frac{1}{\alpha+1} \right) + \sqrt{\alpha(\alpha+2)} - \sqrt{(\alpha-\beta)(\alpha+\beta+2)} \right) \\
&+ \frac{2}{\pi} \sqrt{\frac{\alpha+1}{\alpha}} \frac{1}{\alpha-\beta} \left( (\alpha+1) \left( \frac{\pi}{2} - \arcsin \frac{\beta+1}{\alpha+1} \right) - \sqrt{(\alpha-\beta)(\alpha+\beta+2)} \right) \\
F_6(\alpha, \beta) &= \frac{2}{\pi} \sqrt{\frac{\alpha+1}{\alpha}} \frac{1}{\alpha-\beta} \left( -(\beta+1) \left( \frac{\pi}{2} - \arcsin \frac{\beta+1}{\alpha+1} \right) + \sqrt{(\alpha-\beta)(\alpha+\beta+2)} \right) \quad (3.69)
\end{aligned}$$

### 3.5.6. プログラムの概要

上記モデルにしたがって水圧破砕をシミュレーションするプログラムを、C 言語で作成した。入力ファイルは入力データを納め、出力ファイルには計算ステップ毎に以下 16 項目の計算結果が書込まれる。ステップ番号、フラクチャ内の圧力分布状態を示すコード、1 s、



$\Delta t$  s,  $K_f$  Pa  $m^{1/2}$ ,  $P_b$  Pa,  $P_e$  Pa,  $P_f$  Pa,  $L_f$  m,  $L_b$  m,  $L_d$  m,  $V_b$  m<sup>3</sup>,  $V_d$  m<sup>3</sup>, フラクチャへの流入量  $q_f \times H$  m<sup>3</sup>/s,  $W$  m, フラクチャ基点での流体速度  $q_f/W$  m/s。プログラムを起動するとメニューが表示され、通常は、入力データの設定、計算、計算結果のリスト表示またはグラフ表示という順で実行する。

### 3.5.7. 計算例とその結果の検討

坑井周囲の岩盤にフラクチャが先在する場合の水圧破砕を、pre-existing fracture モデルにしたがってシミュレートした。全てのパラメータ値を表 3.7 に示しているが、結果解釈が容易な値に設定した。深度 1000 m でバツカーによって区切られた 1 m 区間に 0.167 l/s の流量で注水する。先在フラクチャの全長は 1 m であるが、初期に開口しているのは 1 mm だけである。地圧は  $S_H = S_h = 26$  MPa, 空隙水圧は  $P_0 = 0$  MPa。フラクチャ閉鎖部の破壊靱性  $K_{IC-F}$  は 0 MPa  $m^{1/2}$ , つまり閉じてはいるが粘着強度はない、また、岩石の破壊靱性は  $K_{IC-R} = 1$  MPa  $m^{1/2}$  とした。

計算結果として、まず坑井内圧力  $P_b$  の変化を図 3.36 に示す。円が各ステップの計算結果であり、直線はそれを単に結んでいる。 $P_b$  の初期値は水頭 1000 m の圧力に等しい。次のステップでは開口フラクチャ長  $L_a$  が 0.2 m 伸びている (入力データ CR\_step) が、地圧に抗してフラクチャを開くために  $P_b$  は増大しなければならず、そのために時間約 800 s 要し、 $P_b$  は約 30 MPa となっている。次のステップでも  $L_a$  は 0.2 m 伸びている。やがて先在フラクチャ長 1 m に達して、 $K_f = K_{IC-R}$  となるとフラクチャ長  $L_f$  が 5 m (入力データ CR\_ext) 伸びる。この段階を図 3.34 の矢印が指している。以降、 $L_a < L_f$  の間は  $L_a$  を段階的に増やして計算し、 $L_a = L_f$  では  $K_f = K_{IC-R}$  が満たされると  $L_f$  を増すことを繰り返す。やがて、 $L_f$  が入力した上限値 CR\_max に達して計算が終了した。当然であるが、 $P_b$  は極大後滑らかに減少して  $S_h$  の値に漸近する。

なお、5, 6, 7 回目の  $L_f$  増加 (図 3.36 の 5, 6, 7 番目の矢印) の後にしばらく途切れている部分があるが、この間では (3.44) 式による数値計算では収束しなかったため、 $L_a$  を  $L_a + CR\_step \times 2$ ,  $L_a + CR\_step \times 3 \dots$  と設定し直して再計算を行った。このことは、図 3.31(e) から (f) へ移行すると仮定したモデルと実際の現象の間に当然違いがあることを示すとともに、数値計算上の改良が必要であることも示していると考えられる。ただし、全体としては、水圧破砕中の圧力変動をある程度の時間に渡って模擬できており、モデルが実際の現象とかけ離れているわけではない。

図 3.37 はフラクチャの応力拡大係数  $K_I$  の変化を示している。前提として与えている条件、(3.41) 式、であるので当然の結果であるが、 $L_a < L_f$  では  $K_f = K_{IC-F}$  (この場合は 0 MPa  $m^{1/2}$ )、 $L_a = L_f$  で  $K_f = K_{IC-R}$  になった後、また  $K_{IC-F}$  である。なお、 $L_a = L_f$  でいきなり  $K_f = K_{IC-F}$  としないので、 $K_f = K_{IC-F} \times 0.75$  となるステップを介するようにプログラムしている。図 3.38 は、フラクチャ全長  $L_f$  と開口フラクチャ長  $L_a$  の変化を、実線と円で示す。これもプログラムでステップ毎に設定しているのでこのように変化するのは当然で、プログラムチェックの意味で示

した。なお、5 回目のフラクチャ進展以降、開口フラクチャの変化が時間に対して滑らかでない理由については上述した。

図 3.39 にフラクチャへの流入流量  $q_f \times H$ 、図 3.40 にフラクチャ内の流体量  $V_2 + V_3$ 、図 3.41 にフラクチャ基点での開口変位  $W$  を示した。いずれも最初のフラクチャ進展以降急激に増加している。フラクチャへの流入流量は、極大の後滑らかに減少して、注入流量  $q$  (この場合は 0.167 l/s) に漸近している。フラクチャ内流体量の増加率は 3 回目の進展以降ほぼ一定である。開口変位は 3 回目のフラクチャ進展直前に極大となり、若干減少して、以降徐々に増加する。その値は 4-5 mm で、坑井壁面に観察されるフラクチャ幅としては妥当である。

本シミュレーションは多くの仮定を設けて単純化しているが、結果の意味も明確でありプログラムチェックは容易である。ここで例示したように、全体としては実際の水圧破砕データに類似した結果を模擬できており、水圧破砕のパラメータスタディの手段として有用であると考えられる。

### 3.5.8. 地下及び水圧破砕実施の条件が圧力変化に及ぼす影響

3.5.7. で用いた入力データ (表 3.7) を基本ケースとして、一つの入力データ値だけを変化させて、それが坑井内圧力  $P_b$  に及ぼす影響を調べた。計算モデルは、格段の記述のない限り、pre-existing fracture モデルである。なお以降のグラフでは、各ステップの計算値を示す円は省略して、それを結んだ線だけで結果を示し、実線が基本ケースの結果である。また変化が滑らかでない点は、上述したように、フラクチャ進展後の計算収束性に問題があった箇所である。

$P_b$  への影響が大きい順に結果を示す。最小地圧  $S_h$  が 26 MPa, 22 MPa, 18 MPa の場合の、 $P_b$  の時間変化を図 3.42 に示す。 $P_b$  の最大値に最も影響するのは  $S_h$  の値である。ここで示した例では、その差は  $S_h$  の差にほぼ等しい。 $P_b$  の最終的な値が  $S_h$  に漸近するのは当然である。注入流量  $q$  の影響 (図 3.43)、注入流体の粘性  $\mu$  の影響 (図 3.44) も大きい。 $q$  が大きいほど  $P_b$  の最大値は大きくなり、 $q = 0.17$  l/s と 0.83 l/s の場合の差は約 5 MPa であった。 $\mu$  が大きいほど  $P_b$  の最大値が大きくなるのは当然であるが、粘性への温度の影響を見ればこの程度の粘性の変化は地熱井の水圧破砕において起きるのは通常であると判断でき、流体粘性値の効果を見れば地圧評価にかなりの誤差を及ぼすことが示されている。

注入配管の剛性は圧力の増加率には影響があるが、 $P_b$  の最大値にはほとんど影響していない (図 3.45)。ただし、注入流量  $q$  とともに影響が大きくなることは予測できる。空隙水圧  $P_0$  を 10 MPa 変化させても  $P_b$  の最大値は約 1 MPa 大きくなるだけである (図 3.46)。

最大地圧  $S_H$  (図 3.47) の影響も小さいが、先在フラクチャの長さを 1 m、坑井半径  $R$  を 0.1 m としているためである。 $S_H$  の補正関数  $F_1(\alpha)$  は図 3.33 に示したが、この場合は  $\alpha = 10$  であり  $F_1(10)$  はほぼ零で、 $S_H$  が  $P_b$  の最大値に影響しないのはこれから説明できる。岩石の破壊靱性  $K_{IC-R}$  (図 3.48) の影響が小さいことは、(3.43) 式から次のように説明できる。 $L_a = 1$ ,  $\alpha = 10$  であるので  $K_I \approx \sqrt{\pi}(-S_h + P_e)$  と近似できるが、この例ではフラクチャが進展する (条



件は  $K_1=K_{IC-R}$  時点で  $P_b$  は  $S_b$  より 8MPa ほど大きくなっており、 $K_{IC-R}$  を 9 MPa  $m^{1/2}$ 、つまり  $K_{IC-R}/\sqrt{\pi}$  を 5 MPa 程度変化させても、この超過分の中に収まり  $P_b$  の最大値の増加としては表れない。

しかし、先在フラクチャが坑井半径に対して十分短い intact rock モデルでは、 $K_{IC-R}$  及び  $S_H$  の影響、また、フラクチャ長さの影響も如実である (図 3.49、3.50、3.51)。

### 3.5.9. KTB 実験場での水圧破砕記録のシミュレーションと結果の解釈

KTB 実験場の坑井 VB の深度 2851m で 1990 年に実施された水圧破砕を、本プログラムでシミュレートした。KTB 報告書<sup>40)</sup>によれば、その深度ではフラクチャは観察されず、4 回の水圧破砕が行われた。注入流量は第 1, 2 回が 8 l/min、第 3, 4 回が 48 l/min、坑口圧力記録を図 3.52 に示すが、第 1 回の水圧破砕では明確な breakdown が記録された。

計算は、主としてフラクチャ長を変えながら、坑口圧力が実測記録に近くなるまで試行錯誤で繰り返した。最終的に実測に類似していると判断した計算坑口圧力を、図 3.53 に示す。坑口圧力の最大値、第 1 回破砕での明確な breakdown、注入流量の差による第 2, 3 回の最大圧力違い、圧力の増加率が、実測記録と十分類似している。なお、坑口圧力は坑井内圧力  $P_b$  から深度分の水頭差を差し引いて求め、破壊開始時刻は実測記録に合わせた。

第 1 回のシミュレーションの入力データを表 3.8(a)に、また、第 2, 3 回の水圧破砕で変更した部分だけを表 3.8(b)に書き出した。注目すべき点は、モデル (第 1 回は intact rock、第 2, 3 回は pre-existing fracture) と、先在フラクチャの長さ  $CR_{pre}$ 、そのうちの開口部分の長さ  $CR_{init}$  を変更しただけで、これら 3 回の水圧破砕での坑口圧力変化を模擬できたことである。

実際はモデルよりはるかに複雑であるが、本モデルに沿って表 3.8 を読めば次のように破砕が進行したことになる。(1)水圧破砕前に坑井壁面に長さ 1.2mm の微小き裂が存在し、第 1 回水圧破砕で 9m まで伸びた。(2)注水停止によりフラクチャの一部は閉じて、第 2 回破砕前には 3m だけが開口していた。第 2 回水圧破砕によって 12m まで伸びた。(3)注水停止により再び 3m だけを残して閉じた。

### 3.5.10. 考察

モデル化に際しての第 1 の課題は、フラクチャの応力拡大係数への影響が大きい。フラクチャ内の流体圧分布  $p(x)$  の仮定であった。圧力分布の仮定 (図 3.30) は Ruhr 大学での実験結果<sup>34)</sup>を基にしているが、具体的な値の設定として 2 つの特徴がある。一つは、圧力が  $S_b$  に等しい点で折れていることである。これについては、圧力が  $S_b$  より小さい個所では  $S_b$  に抗して開口したとしてもごく狭く、流れによる圧力損失が大であると考えた。二つは、巨視的に閉じている部分では流体圧は空隙水圧  $P_0$  に等しいとしていることである。ただし、応力拡大係数  $K_I$  の計算式(3.61)または(3.62)から明らかに、フラクチャ先端の圧力値が  $K_I$  に与える影響は大きいので注意すべき点である。

図 3.30 のようなフラクチャ内圧力分布仮定に至るまでに、フラクチャ基点の圧力  $P_e$  からフラクチャ先端の  $P_f$  まで線形に低下する分布について予備的に検討した。図 3.54 は、フラクチャ長  $L_f$  (坑井半径  $R$  で正規化) とともに坑井内圧力  $P_b$  (最小地圧  $S_b$  で正規化) がどのように変化するかを、 $K_{IC-R}=0$ 、 $P_b=P_e$ 、 $S_H=S_{II}$ 、 $P_0=0$  の条件下で求めたものである。 $p(x)$  がフラクチャ基点圧力  $P_e$  からフラクチャ先端圧力  $P_f$  まで線形に低下し  $P_f=P_0$  であると、 $P_b$  は  $L_f$  とともに増加する。 $P_f=S_b$  であると、 $P_b$  は  $L_f$  にかかわらずほぼ  $S_b$  に等しい。 $P_f<S_b$  である (図 3.54 では  $P_f=0.8 \times S_b$ ) と、その中間で、 $P_b$  は  $S_b$  より大きくかつ  $L_f$  とともにわずかに増大する。これらの変化は実際の水圧破砕の結果と異なる。それに対して、本モデルで仮定した圧力分布では、 $P_b$  は  $L_f$  とともに減少し  $S_b$  に漸近し (図 3.54 の実線)、実際の水圧破砕の傾向に一致する。

モデル化に際しての第 2 の問題点は、フラクチャ内の流動の定式化が成されていないことである。以前のプログラム HSI MU<sup>31)</sup>では、フラクチャ開口が一定であると仮定して平行平板間の流れから圧力分布を解析的に求めた。本モデルでは対照的に、圧力分布を与えてフラクチャ開口を解いている。したがって、フラクチャ開口の分布と圧力損失との関係については無視している。

シミュレーションモデルの妥当性検証の基本は、目的とした変数をシミュレートできるだけでなく他の変数も実測に即しており、全体として現実と齟齬が無いこと、を示すことである。本プログラムでは坑井内圧力変化のシミュレーションが主目的であり、その時間変化が実測の傾向に一致した。合わせて、フラクチャへの流入量が注入流量に漸近すること (図 3.39)、フラクチャ開口変位の値 (図 3.41) が実際に近いこと、を示した。また、圧力に対するパラメータの効果、 $S_b$  が  $P_b$  に最も大きく影響し (図 3.42)、注入流量  $q$  と流体粘性  $\mu$  もフラクチャ流入部の圧力損失によって  $P_b$  に影響すること (図 3.43、図 3.44)、も実測結果に即している。これらのことから、単純化にもかかわらず、重要な部分では実際の現象を妥当にモデル化できたと判断した。

圧力記録からの地圧評価も大きな検討対象であったが、 $K_{IC}$ 、 $S_{II}$ 、 $P_0$  が  $P_b$  へ及ぼす効果は、初期のフラクチャ条件によって大きく異なった (図 3.46-3.51)。この点をさらに検討した。これらの値が  $P_b$  に及ぼす効果は、(3.42)または(3.43)式から評価できる。単純化のため、坑井内圧力は線形分布でかつ  $P_b=P_e=P_f$  と仮定すると、(3.43)式は(3.70)式と書き替えられる。ただし、 $\alpha=L_f/R$ 。

$$\frac{K_I}{\sqrt{\pi L_f}} = (S_H - P_0)F_1(\alpha) + (S_b - P_0)F_2(\alpha) + (P_b - P_0)(F_3(\alpha) + F_7(\alpha) + F_8(\alpha)) \quad (3.70)$$

フラクチャ長が坑井半径に対して十分に大きい場合、つまり  $\alpha$  が十分大きい場合は、(3.60)と(3.66)式から  $F_1(\alpha)=0$ 、 $F_2(\alpha)=1$ 、 $F_3(\alpha)=0$ 、 $F_7(\alpha)+F_8(\alpha)=1$  であるから、(3.71)式、または書き替えて(3.72)式となる。



$$\frac{K_I}{\sqrt{\pi L_a}} \approx -S_H + P_b \quad (3.71)$$

$$P_b \approx S_H + \frac{K_I}{\sqrt{\pi L_a}} \quad (3.72)$$

(3.71)式は、 $\alpha$ が十分大きい場合に、 $S_H$ と $P_b$ は応力拡大係数 $K_I$ にほとんど寄与しないことを示している。(3.72)式と表現して、フラクチャ進展条件は応力拡大係数 $K_I$ が破壊靱性 $K_{IC}$ の達することとすると、フラクチャ長 $L_a$ が半径 $R$ に対して十分大きく( $\alpha$ が十分大きく)かつ値としても十分大きい( $K_{IC}/\sqrt{\pi L_a} \ll P_b$  or  $S_H$ )場合に、フラクチャが進展する際の $P_b$ は $S_H$ にほぼ等しく $K_{IC}$ の影響は無視できること、が示されている。

他方、 $\alpha$ が十分に0に近い場合は、(3.60)と(3.66)式から $F_1(\alpha) \approx 2\sqrt{2}/\pi$ ,  $F_2(\alpha) \approx -6\sqrt{2}/\pi$ ,  $F_3(\alpha) \approx 0$ ,  $F_7(\alpha) + F_8(\alpha) \approx 2\sqrt{2}/\pi$ であるから、(3.70)式は、(3.73)式さらに書き替えて(3.74)式となる。

$$\frac{K_I}{\sqrt{\pi L_a}} = \frac{2\sqrt{2}}{\pi}(S_H - P_0) - \frac{6\sqrt{2}}{\pi}(S_H - P_0) + \frac{2\sqrt{2}}{\pi}(P_b - P_0) \quad (3.73)$$

$$P_b = 3S_H - S_H - P_0 + \frac{\sqrt{\pi}}{2\sqrt{2}} \frac{K_I}{\sqrt{L_a}} \quad (3.74)$$

(3.73)式から明らかに、十分小さい場合は、 $S_H$ ,  $P_0$ も $K_I$ に影響する。また(3.74)式右辺の第4項で、 $K_I$ を $K_{IC}$ に置き替えて岩石の引張強度とみなせば、この式は水圧破砕の破壊条件と同じである。注意すべき点は、補正関数 $F_1(\alpha)$ ,  $F_2(\alpha)$ ,  $F_3(\alpha)$ ともに、 $\alpha$ が0に近い範囲では急激に変化する(図3.33)ことである。したがって、水圧破砕のbreakdown pressureの解釈に(3.74)式を単純に当てはめることは危険であり、破壊区間の先在フラクチャ長も計測して(3.70)式によって評価すべきである。

プログラム自体は、入力データによっては収束しない場合も多く、数値計算上で改良すべき点が残っている。また、モデル自体も単純であり、特にフラクチャから周辺岩盤への浸透は考慮すべきであろう。ただ既述したように、より少ないパラメータで現象をシミュレーションできるならばその方が望ましいであり、実測例への適用を重ねて明らかに現象との食い違いがあればモデルを改良するべきである。

# 参考文献

- 1) 佐藤嘉晃, 勝山邦久, AE震源の3次元位置標定システムの開発, 探鉱と保安, 31, 169-177, 1985
- 2) 佐藤嘉晃, 勝山邦久, 縦波伝播速度の異方性がある場合のAE震源の数値解析法, 探鉱と保安, 31, 291-298, 1985
- 3) 佐藤嘉晃, 勝山邦久, AE初動の自動検出, 探鉱と保安, 33, 512-528, 1987
- 4) 佐藤嘉晃, 分割した対称帯行列の逆行列の数値解法, 探鉱と保安, 516-527, 1983
- 5) 佐藤嘉晃, 成田孝, 石田毅, 水田義明, 厨川道雄, 境収, 丸寛, 光ファイバによる探査ボーリング孔内の温度分布計測, 日本地熱学会誌, 16, 173-183, 1994
- 6) Sato, Y., Report on the Research Activity "Development of a Hydrofracturing Simulation Model Hyfrac", Bochum, Germany, 1992
- 7) Rummel, F. and Y. Sato, A simple program to simulate a hydraulic fracturing of rock containing a rectangular crack, F&E-Projekt 032 6690B, 1992
- 8) Mogi, K., Bull. Earthq. Res. Inst., 46, 1103-1125, 1968
- 9) Scholz, C. H., J. Geophys. Res., 73, 1447-1454, 1968
- 10) Sondergeld, C. H. and L. H. Esley, J. Geophys. Res., 86, 2915-2924, 1981
- 11) 西沢修, 楠瀬勲一郎, 小内薫, 地質調査所月報, 32, 473-486, 1981
- 12) 楠瀬勲一郎, 西沢修, 伊藤久男, 石戸経士, 長谷川功, 地震第2輯, 35, 91-102, 1982
- 13) 柳谷俊, 江原昭次, 寺田亨, 西沢修, 楠瀬勲一郎, 材料, 33, 272-278, 1984
- 14) 小口深志, 京都大学工学部修士論文, 1981
- 15) 大津政康, 京都大学工学部博士論文, 1982
- 16) Rothman, R. L., R. J. Greenfield and H. R. Hardy, Jr., Bull. Seism. Soc. Am., 64, 1993-1996, 1974
- 17) Tjøheim, D., Autoregressive representation of seismic P-wave signals with an application of the problem of short-period discrimination, Geophys. J. R. Astr. Soc., 43, 269-291, 1985
- 18) 白石克彦, 徳弘一路, 地震波初動の自動検出, 地震第2輯, 32, 141-147, 1979
- 19) Ozaki, T. and H. Tong, On the fitting of nonstationary autoregressive model in time series analysis, Proc. 8th Hawaii Int. Conf. System Sci., 224-226, 1975
- 20) Kitagawa, G. and H. Akaike, a procedure for the modelling of non-stationary time series, Ann. Inst. Statist. Math., 30, Part B, 351-353, 1978
- 21) 横田崇, 岡勝, 溝上恵, 中村功, 地震波データの自動検出方式とオンライン処理システムにおける稼働実験, 地震研報, 55, 449-484, 1981
- 22) 前田直樹, 地震波自動処理システムにおける読み取り及び評価, 地震第2輯, 38, 65-379, 1985
- 23) たとえば, O.C.Zienkiewicz, The Finite Element Method in Engineering Science, McGraw-Hill, 1971
- 24) たとえば, 磯田和男, 大野豊監修, FORTRANによる数値計算ハンドブック, オーム社, 1971
- 25) 工藤修, 光ファイバを利用した分布型温度計測システムの紹介と使用上の留意点, Proceedings of 2nd Meeting on Lightwave Sensing Technology, Lightwave Technology Research Group, Japan Society of Applied Physics, 37-44, 1988
- 26) 三菱工業株式会社長崎研究所, 私信, 1992
- 27) 水田義明, 石田毅, 山下賢, 厨川道雄, 成田孝, 天満則夫, 羽田博憲, 松永烈, 境収, 豊羽鉱山における熱抽出実験, 能動的熱抽出システムに関するシンポジウム論文集, 文部省科学研究費補助金エネルギー重点領域研究「能動的熱抽出システムの開発」研究班, 41-46, 1992
- 28) Cleary, M.P., The engineering of hydraulic fractures - state of the art and technology of the future, J. Petro. Tech., 1988
- 29) Cleary, M.P. and C.A. Wright, Experimental and modelling evidence for major changes in hydraulic fracturing design and field procedures, Soc. Petro. Eng. 21494, Gas Technology Symposium, 1991

- 30) Rummel, F. and J. Hansen, Interpretation of hydrofrac pressure recordings using a simple fracture mechanics simulation model, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 26, 483-488, 1989
- 31) MeSy GmbH Bochum, Internal report on the hydraulic fracturing program HSI MU, 1990
- 32) Rummel, F., Fracture mechanics approach to hydraulic fracturing stress measurements, in Fracture Mechanics of Rocks, edited by B.K. Atkinson, Academic Press, London, 1987
- 33) te Kamp, L., Simulation of hydraulic fracturing experiments under the aspects of fracture mechanics and fluid dynamics, Shigen, 3, 262-276, 1991
- 34) Klee, G., Experimental investigation of the pressure distribution in hydraulic induced fractures, Diploma Thesis in Ruhr University, 1991
- 35) たとえば, 日本機会学会編, 機会学会便覧 A5 編流体力学, A5-76, 1987
- 36) たとえば, 日本機会学会編, 機会学会便覧 A5 編流体力学, A5-40, 1987
- 37) たとえば, 日本機会学会編, 機会学会便覧 A2 編数学, A2-67, 1987
- 38) たとえば, 川本隼万, 応用弾性学, 82-91, 1974, 共立出版
- 39) たとえば, 石田誠, き裂の弾性解析と応力拡大係数, 138-141, 1981, 培風館
- 40) Baumgärtner, J., F.Rummel and M.D.Zoback, Hydraulic fracturing in situ stress measurements at 3 km depth in the KTB pilot hole VB -A summary of a preliminary data

表 3.1 左欄の計算に要する乗算回数

Calculated	Number of multiplication
$P_j = A_j + B_{j-1}^T Q_{j-1}$	$(n-1) \left( \frac{m^3}{3} + \frac{m^2}{2} + \frac{m}{6} \right) \approx \frac{n-1}{3} m^3$
$P_j^{-1}$	$n \left( \frac{m^3}{2} + \frac{m^2}{2} \right) \approx \frac{n}{2} m^3$
$Q_j = -P_j^{-1} B_j$	$(n-1) \left( \frac{m^3}{2} + \frac{m^2}{2} \right) \approx \frac{n-1}{2} m^3$
$C_{j,j} = P_j^{-1} + C_{j,j+1} Q_j^T$	$(n-1) \left( \frac{m^3}{2} + \frac{m^2}{2} \right) \approx \frac{n-1}{2} m^3$
$C_{i,j} = Q_i C_{i+1,j}$	$\frac{n(n-1)}{2} m^3$



表 3.2 アルミナ角柱の曲げ試験で測定した AE 波形 2368 に対する、自動検出プログラムによる初動検出と、波形目視に初動検出の結果の対比

	自動で検出	自動で検出不能	自動では未処理	計
目視で検出	1684	36	71	1791
目視で検出不能	186	39	11	236
目視では未処理	195	13	133	341
計	2065	88	215	2368

表 3.3 甲府安山岩試験片の一軸圧縮試験中に、およそ 0.1 s 以内に、かつ、ごく近傍で、連続して発生した 2 個の AE の組み合わせ 6 組の、トリガ時間差と震源間距離

データ番号	初めの AE のトリガ時刻 (sec)	トリガ時間差 (sec)	2 つの AE 震源の距離 (mm)
682, 683	5606.1630077	0.1098011	1.8
834, 835	5710.7873521	0.0317139	2.2
985, 986	5792.4364875	0.0671834	2.6
1295, 1296	6019.7554134	0.0906484	2.4
1331, 1332	6069.5432734	0.0597687	3.3
1665, 1666	6350.4423433	0.0274548	3.7

表 3.4 3.5.の水圧破砕シミュレーションプログラム開発で使用する記号の一覧

記号	単位	意味	変数・定数の別
A	m <sup>2</sup>	注入配管の断面積	定数
E	Pa	岩石のヤング率	定数
E <sub>i</sub>	Pa	注入配管の剛性	定数
g	m s <sup>-2</sup>	重力加速度	定数
h	m	フラクチャへの流入に伴う流体圧損失の係数	定数
H	m	フラクチャ高さ (坑井軸に沿った方向)	定数
K	Pa	注入流体の体積弾性係数	定数
K <sub>i</sub>	Pa m <sup>1/2</sup>	フラクチャの応力拡大係数	変数
K <sub>IC-F</sub>	Pa m <sup>1/2</sup>	フラクチャ閉鎖部分の破壊靱性 (粘着力を反映)	定数
K <sub>IC-R</sub>	Pa m <sup>1/2</sup>	岩石の破壊靱性	定数
L <sub>a</sub>	m	フラクチャのうち開口している部分の長さ	変数
L <sub>0</sub>	m	フラクチャ基点から流体圧が S <sub>0</sub> に等しい点までの長さ	変数
L <sub>1</sub>	m	フラクチャの全長	変数
P <sub>0</sub>	Pa	空隙水圧	定数
P <sub>h</sub>	Pa	坑井内流体圧	変数
P <sub>e</sub>	Pa	フラクチャ基点の流体圧	変数
P <sub>i</sub>	Pa	フラクチャ先端の流体圧	変数
q	m <sup>3</sup> s <sup>-1</sup>	注入流量	定数
q <sub>r</sub>	m <sup>2</sup> s <sup>-1</sup>	単位高さ当たりのフラクチャへの流入量	変数
Q	m <sup>3</sup>	時間Δtに注入する流量	変数
R	m	坑井半径	定数
S <sub>H</sub>	Pa	最大水平地圧	定数
S <sub>0</sub>	Pa	最小水平地圧	定数
V <sub>1</sub>	m <sup>3</sup>	V <sub>1</sub> =V <sub>0</sub> -V <sub>2</sub>	変数
V <sub>2</sub>	m <sup>3</sup>	時間Δtでフラクチャに流入した流体量	変数
V <sub>3</sub>	m <sup>3</sup>	最前時刻でのフラクチャ内の流体量	変数
V <sub>0</sub>	m <sup>3</sup>	最前時刻での坑井内の流体量	変数
W	m	フラクチャ基点のフラクチャ開口幅	変数
ΔP <sub>0</sub>	Pa	時間Δtの P <sub>0</sub> の変化量	変数
ΔP <sub>e</sub>	Pa	時間Δtの P <sub>e</sub> の変化量	変数
ΔP <sub>i</sub>	Pa	時間Δtの P <sub>i</sub> の変化量	変数
ΔQ	m <sup>3</sup>	時間Δtの圧力変化に伴う Q の変化量	変数
Δt	s	最前時刻から現時刻までの時間	変数
μ	Pa s	注入流体の粘性	定数
ν		岩石のポアソン比	定数
ρ	kg m <sup>-3</sup>	注入流体の密度	定数

表 3.5 3.5.で開発した水圧破砕シミュレーションプログラム中の変数名とその内容

記号	単位	意味	定数との対応
BO_rad	m	坑井半径	R
BO_int	m	フラクチャ高さ (坑井軸に沿った方向)	H
BO_vol	m <sup>3</sup>	初期条件: 注入配管内の流体量	
BO_dep	m	水圧破砕を実施する深度	
LI_mod	Pa	注入配管の剛性	E <sub>i</sub>
LI_area	m <sup>2</sup>	注入配管の断面積	A
FL_vis	Pa s	注入流体の粘性	μ
FL_dns	kg m <sup>-3</sup>	注入流体の密度	ρ
FL_mod	Pa	注入流体の体積弾性係数	K
FL_inj	m <sup>3</sup> s <sup>-1</sup>	注入流量	q
RO_dns	kg m <sup>-3</sup>	岩石の密度	
RO_yng	Pa	岩石のヤング率	E
RO_poi		岩石のポアソン比	ν
RO_kic	Pa m <sup>1/2</sup>	岩石の破壊靱性	K <sub>IC-R</sub>
CR_kic	Pa m <sup>1/2</sup>	フラクチャ閉鎖部分の破壊靱性 (粘着力を反映)	K <sub>IC-F</sub>
CR_init	m	初期条件: 開口フラクチャの長さ	
CR_pre	m	初期条件: 先在フラクチャの長さ	
CR_max	m	計算終了条件: フラクチャ長さの上限	
CR_ext	m	岩石内にフラクチャが進展する時の増分	
CR_step	m	開口フラクチャ長さの増分	
PR_max	Pa	最大水平地圧	S <sub>H</sub>
PR_min	Pa	最小水平地圧	S <sub>0</sub>
PR_pore	Pa	空隙水圧	P <sub>0</sub>
PR_loss		フラクチャへの流入に伴う流体圧損失の係数	h



表 3.6 3.5.で開発した水圧破砕シミュレーションプログラム中で計算される項目

計算される項目	最前ステップ	現在ステップ
時刻	$t$	$t + \Delta t$
坑井内流体圧	$P_b$	$P_b + \Delta P_b$
フラクチャ基点の流体圧	$P_c$	$P_c + \Delta P_c$
フラクチャ先端の流体圧	$P_t$	$P_t + \Delta P_t$
坑井内の流体量	$V_b (=V_1 + V_2)$	$V_1 + \Delta V_1 + Q + \Delta Q$
フラクチャ内の流体量	$V_3$	$V_3 + V_3$
単位高さ当たりのフラクチャへの流入量	$q_f$	$q_f + \Delta q_f$
フラクチャの全長	$L_i$	$L_i$
フラクチャのうち開口している部分の長さ		$L_a$
フラクチャ基点から $P=S_b$ である点までの長さ		$L_b$
フラクチャ基点のフラクチャ開口幅		$W$

表 3.7 3.5.7.の計算例で用いた入力データ値

記号	値	単位
BO_rad	1.000000e-01	m
BO_int	1.000000e+00	m
BO_vol	1.000000e+01	m <sup>3</sup>
BO_dep	1.000000e+03	m
LI_mod	5.000000e+09	Pa
LI_area	1.000000e-02	m <sup>2</sup>
FL_vis	1.000000e-03	Pa s
FL_dns	1.000000e+03	kg m <sup>-3</sup>
FL_mod	2.200000e+09	Pa
FL_inj	1.670000e-04	m <sup>3</sup> s <sup>-1</sup>
RO_dns	2.600000e+03	kg m <sup>-3</sup>
RO_yng	5.000000e+10	Pa
RO_poi	2.600000e-01	0
RO_kic	1.000000e+06	Pa m <sup>1/2</sup>
CR_kic	0.000000e+00	Pa m <sup>1/2</sup>
CR_init	1.000000e-03	m
CR_pre	1.000000e+00	m
CR_max	4.000000e+01	m
CR_ext	5.000000e+00	m
CR_step	2.000000e-01	m
PR_max	2.600000e+07	Pa
PR_min	2.600000e+07	Pa
PR_pore	0.000000e+00	Pa
PR_loss	1.000000e+04	0

表 3.8 KTB の VB 坑井 2851m の水圧破砕をシミュレートした際の入力データ

(a) 第 1 回水圧破砕のデータ

記号	値	単位
BO_rad	7.620000e-02	m
BO_int	3.000000e+00	m
BO_vol	8.000000e+00	m <sup>3</sup>
BO_dep	2.851000e+03	m
LI_mod	5.000000e+09	Pa
LI_area	9.100000e-03	m <sup>2</sup>
FL_vis	1.000000e-03	Pa s
FL_dns	1.000000e+03	kg m <sup>-3</sup>
FL_mod	2.200000e+09	Pa
FL_inj	1.330000e-04	m <sup>3</sup> s <sup>-1</sup>
RO_dns	2.600000e+03	kg m <sup>-3</sup>
RO_yng	5.000000e+10	Pa
RO_poi	2.600000e-01	0
RO_kic	2.500000e+06	Pa m <sup>1/2</sup>
CR_kic	0.000000e+00	Pa m <sup>1/2</sup>
CR_init	1.200000e-03	m
CR_pre		m
CR_max	1.000000e+01	m
CR_ext	3.000000e+00	m
CR_step	2.000000e-01	m
PR_max	8.500000e+07	Pa
PR_min	5.000000e+07	Pa
PR_pore	0.000000e+00	Pa
PR_loss	1.000000e+04	0

(b) 3 回の水圧破砕シミュレーションで変更したデータ

モデル		第 1 回	第 2 回	第 3 回
FL_inj	m <sup>3</sup> s <sup>-1</sup>	1.330000e-04	1.330000e-04	6.700000e-04
CR_init	m	1.200000e-03	3.000000e+00	3.000000e+00
CR_pre	m		9.000000e+00	1.200000e+01
CR_max	m	9.000000e+00	1.200000e+01	1.800000e+01

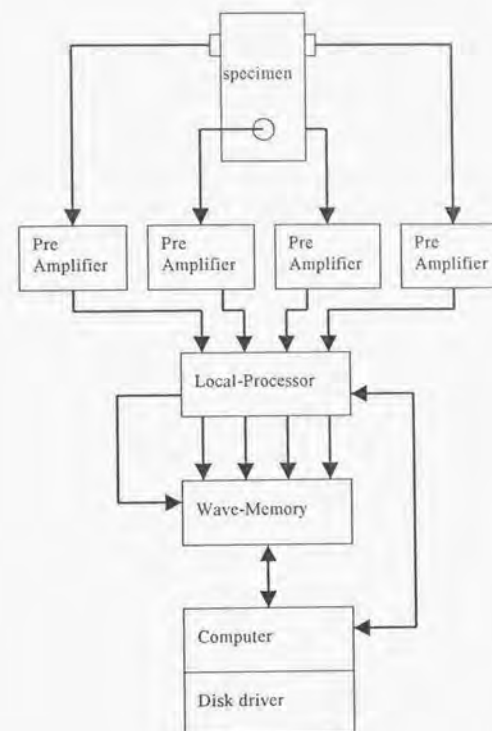
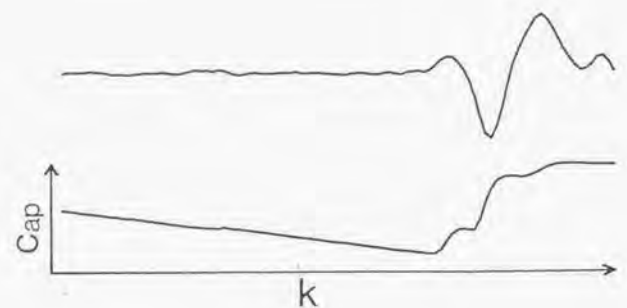
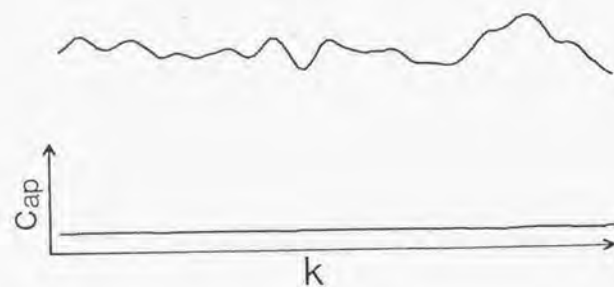


図 3.1 AE 波形記録の系統図





(a) AE 初動を含む場合



(b) AE 初動を含まない場合

図 3.2 AE 初動を含む場合と含まない場合に、波形データの分割点  $k$  を変化した時の  $Cap$  の値

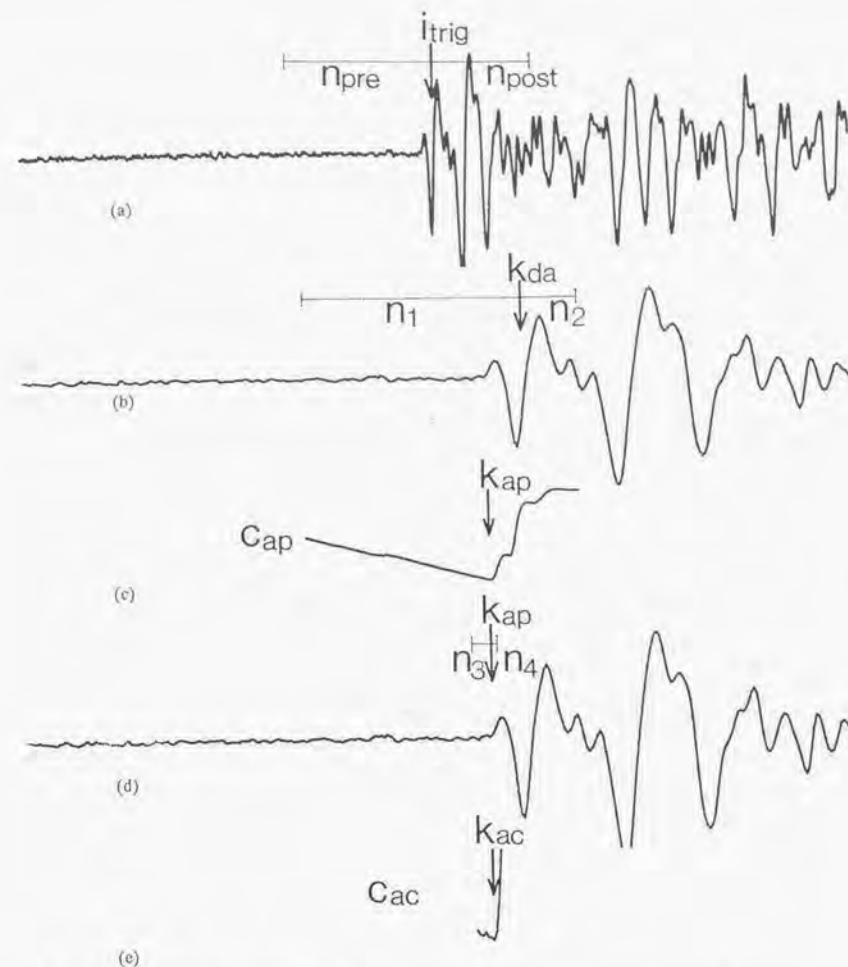


図 3.3 AE 初動到達点を検出する過程

- (a)  $i_{\text{trig}}$  以前の  $n_{\text{pre}}$  と以後の  $n_{\text{post}}$  の区間からなる大きさ  $n = n_{\text{pre}} + n_{\text{post}}$  のデータを取り出す
- (b) (a)の波形の番号を付け替える。  $k_{\text{da}} = n_{\text{pre}}$
- (c)  $k_{\text{da}}$  の前後  $k_{\text{da}} - n_1 \leq k \leq k_{\text{da}} + n_2$  の部分で、  $C_{\text{ap}}$  を最小とする点  $k_{\text{ap}}$  を求める
- (d), (e)  $k_{\text{ap}}$  の前後  $k_{\text{ap}} - n_3 \leq k \leq k_{\text{ap}} + n_4$  の部分で、  $C_{\text{ac}}$  を最小とする点  $k_{\text{ac}}$  を求める

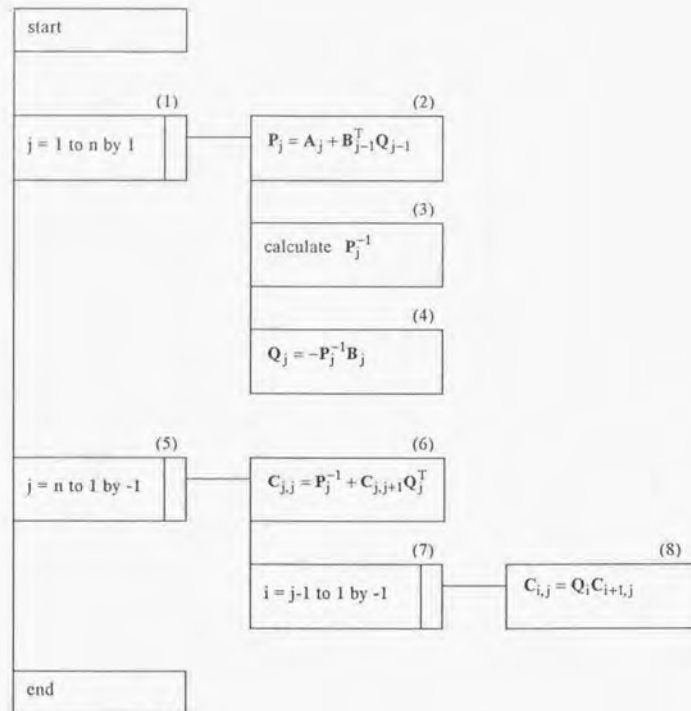


図 3.4 部分行列に分割した対象帯行列の逆行列を計算する基本的な流れ

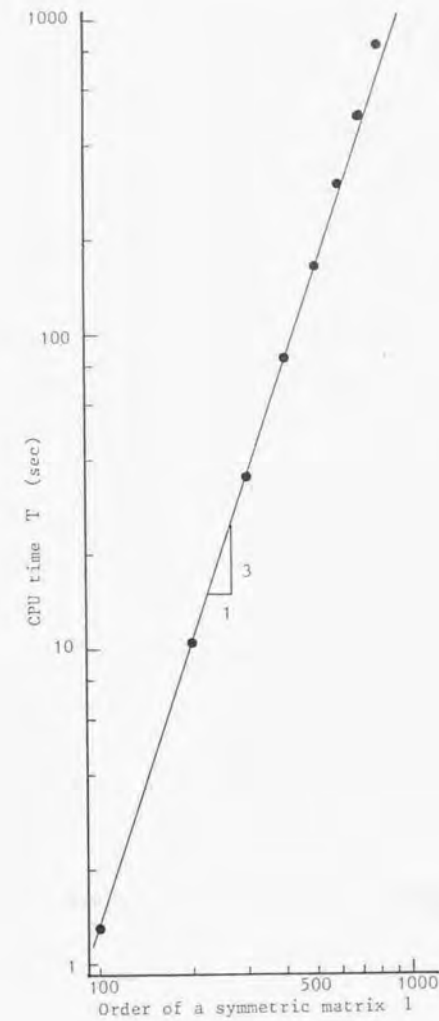


図 3.5 行列を分割しないでその逆行列を計算した場合の、行列の次数  $l$  と計算に要した CPU 時間  $T$  の関係



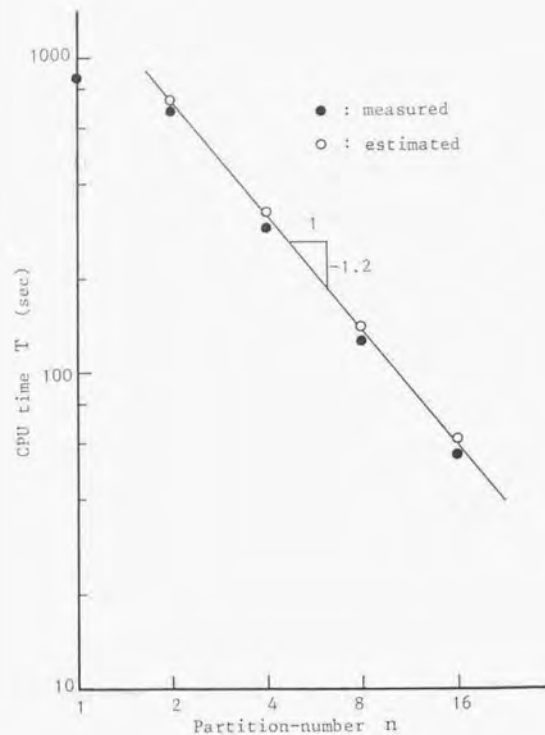


図 3.6 次数  $l=800$  の行列を  $n$  分割してその逆行列を計算した場合の、分割数  $n$  と計算に要した CPU 時間  $T$  の関係

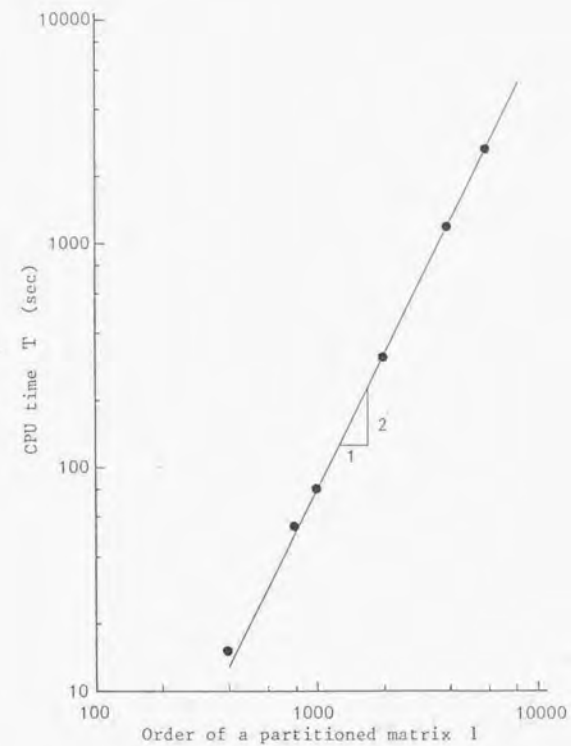


図 3.7 部分行列の次数  $m=50$  一定とした場合の、行列の次数  $l$  (=部分行列次数  $m \times$  分割数  $n$ ) とその逆行列計算に要した CPU 時間  $T$  の関係

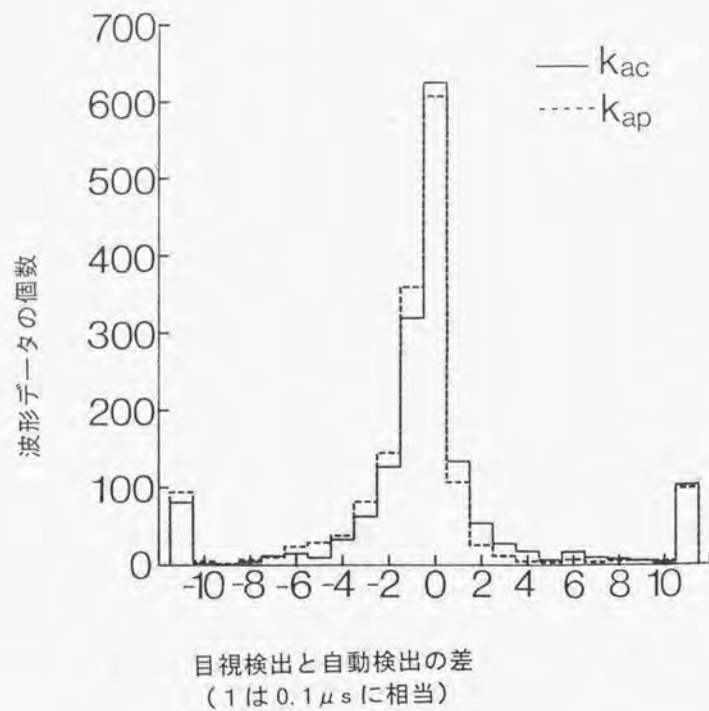


図 3.8 アルミナ角柱の曲げ試験で測定した AE 波形の内、自動検出と目視検出の両方で初動を検出した波形 1684 の、自動検出と目視検出による初動到達判定の差

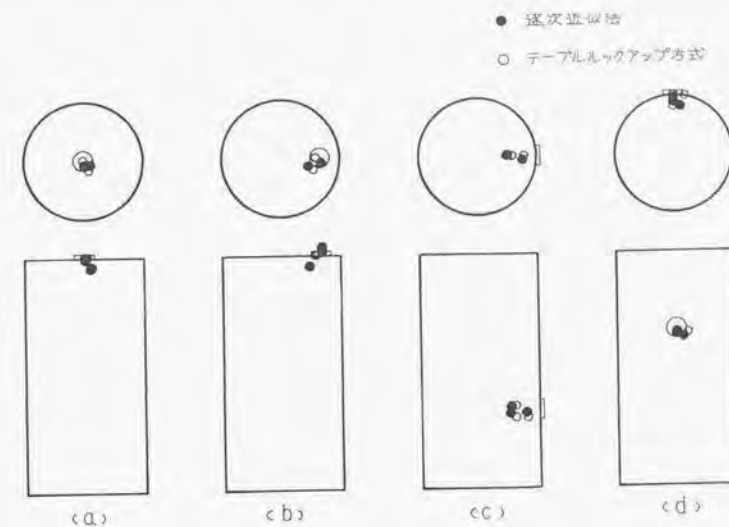


図 3.9 甲府安山岩表面に接着した圧電素子の発振を擬似 AE 源とした時の、逐次近似法とテーブルルックアップ方式による震源標定結果の差



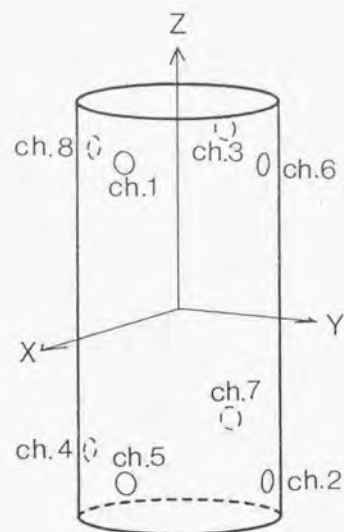


図 3.10 伝播速度異方性の影響を調べるための AE センサ配置

稲田花崗岩試験片、直径 44.0mm、高さ 92.6mm  
 $v_x=3.66$  km/s、 $v_y=4.00$  km/s、 $v_z=4.16$  km/s

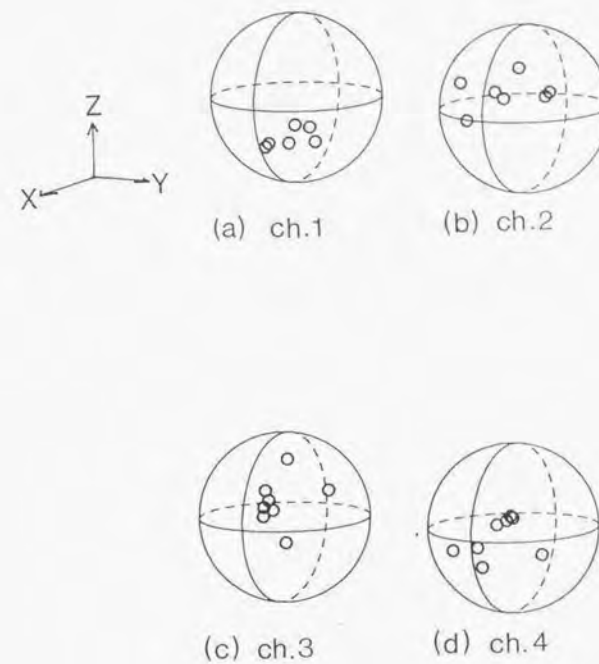


図 3.11 図 3.10 のセンサ配置で、ch.1、ch.2、ch.3、ch.4 の圧電素子を擬似 AE 源として発振した場合の、震源標定精度

球は発振子中心から半径 3mm

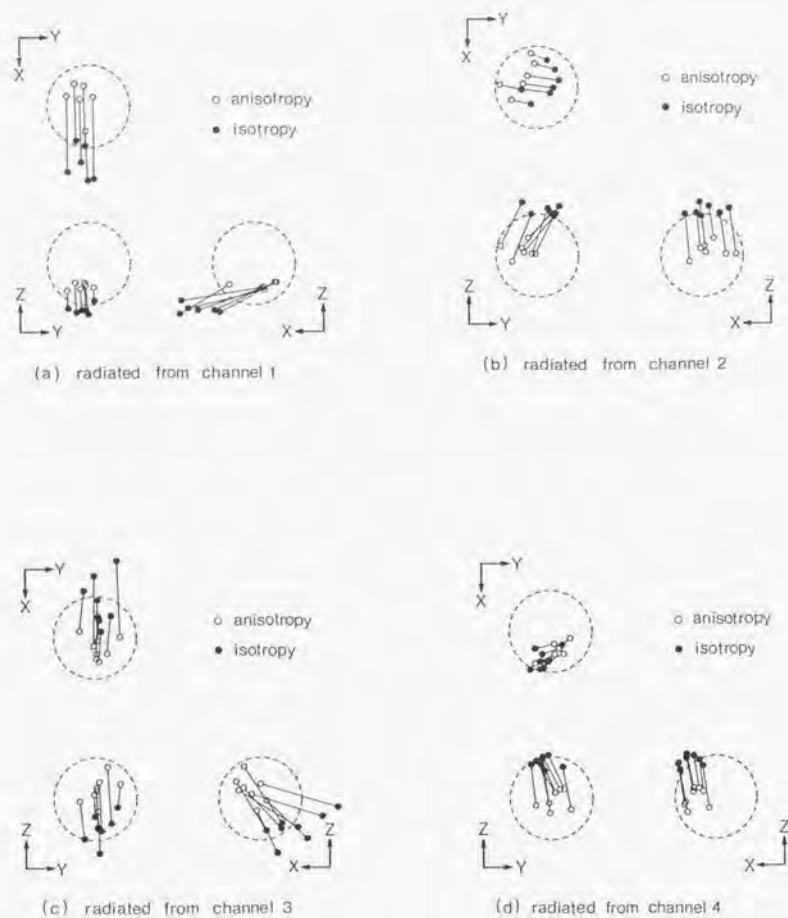


図 3.12 図 3.10 のセンサ配置で、ch.1、ch.2、ch.3、ch.4 の圧電素子を疑似 AE 源として発振した場合の、震源標定精度

●は縦波伝播速度異方性を考慮した場合  
○は縦波伝播速度は等方で 3.94 km/s であると誤った前提に立った場合  
線で結んだ●と○は、同一データに対するそれぞれの結果  
点線の円は、発振子を中心とした半径 3mm の円

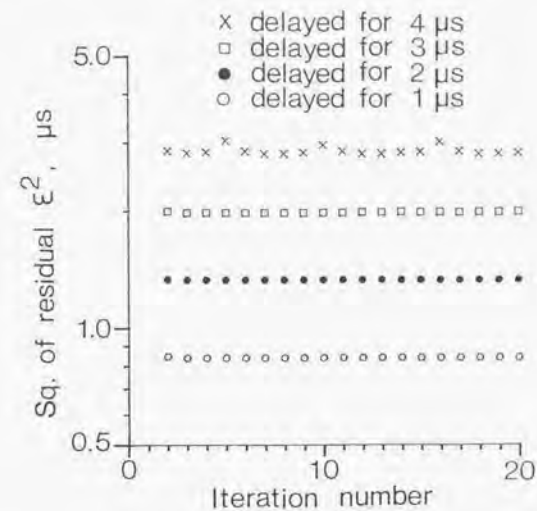


図 3.13 ch1 を発振子とした例で、受信子 ch.3 の初動到達時刻に誤差を付加した場合の、反復計算毎の平均残差

初動到達に付加した遅れは、○は 1 μs、●は 2 μs、□は 3 μs、×は 4 μs



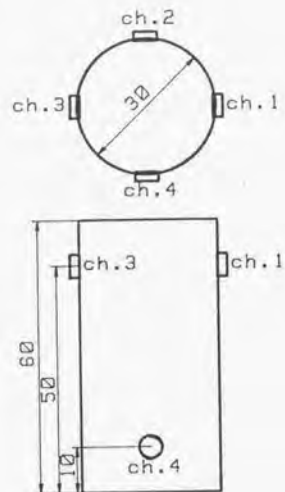
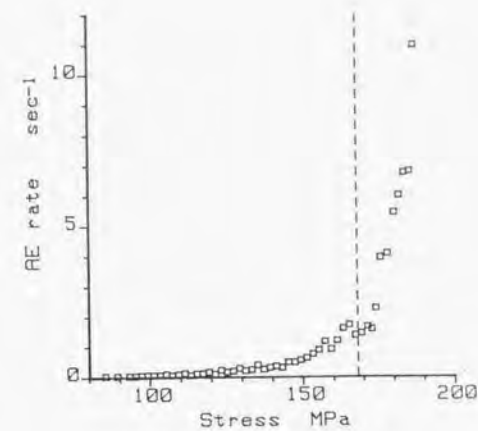
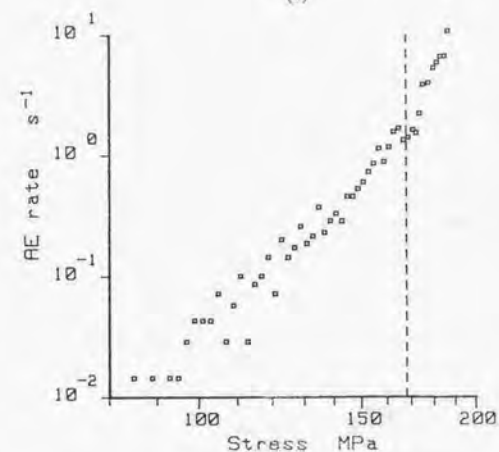


図 3.14 岩石の一軸圧縮試験で発生する AE の測定に用いた甲府安山岩試験片 (直径 30mm、高さ 60mm) と AE センサの配置



(a)



(b)  
(w)

図 3.15 応力速度一定で図 3.14 の試験片を一軸圧縮した場合の、圧縮応力と AE 発生率

図中点線は圧縮応力 168MPa (载荷開始から 5820 s 経過時点)、AE 測定はこれ以前は連続測定、以降は発生率が急増して断続測定。  
破断前に、圧縮応力 187MPa (载荷開始から 6480 s 経過時点) で除荷。  
(a)、(b)は同じ内容だが、(b)では縦軸の発生率を対数表示。

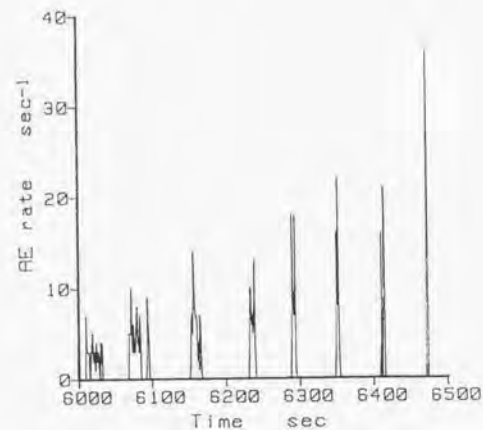
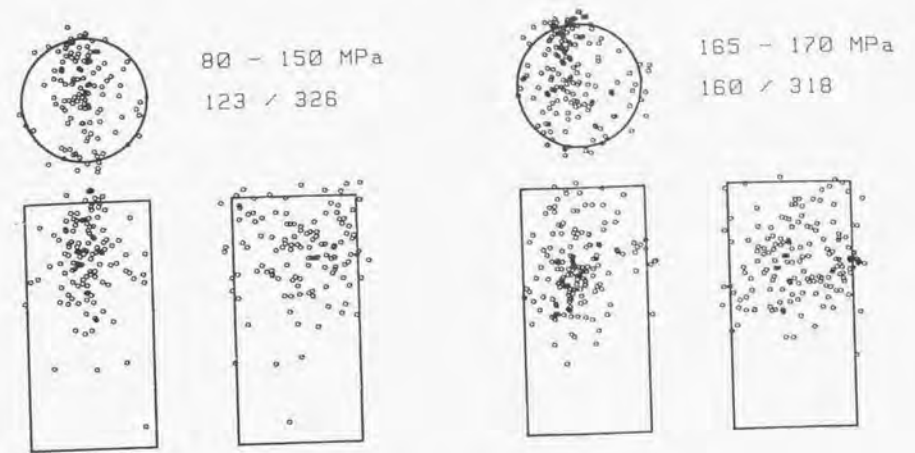


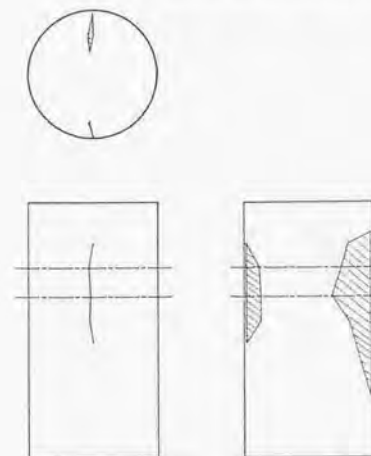
図 3.16 AE を断続測定していた期間の、1 秒当たりの AE 発生数

横軸は載荷開始後の時間であるが、応力速度一定であるため応力とも線形。  
線の一群毎が、メモリ飽和までに測定していた期間。  
発生率 0 の期間は、メモリ内容をディスクに転送するために欠測。



(a) AE の震源分布

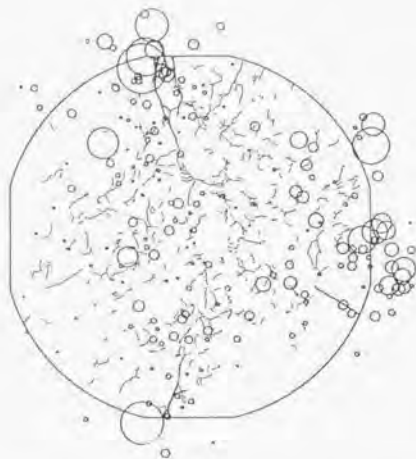
左図は圧縮応力 80-150 MPa の間、AE は 326 個発生し、123 個を位置標定  
右図は圧縮応力 165-170 MPa の間、AE は 318 個発生し、160 個を位置標定



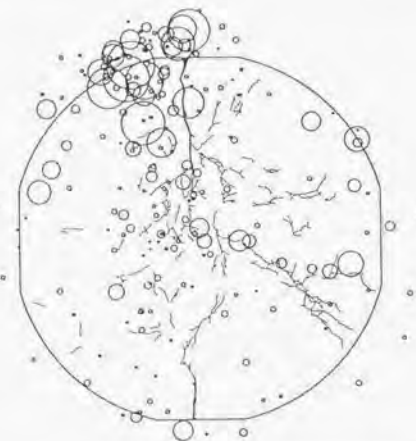
(b) 除荷後に試験片中に観察された主要な開口き裂 (図中、斜線表示)

図 3.17 AE 発生の集中域とき裂との対応



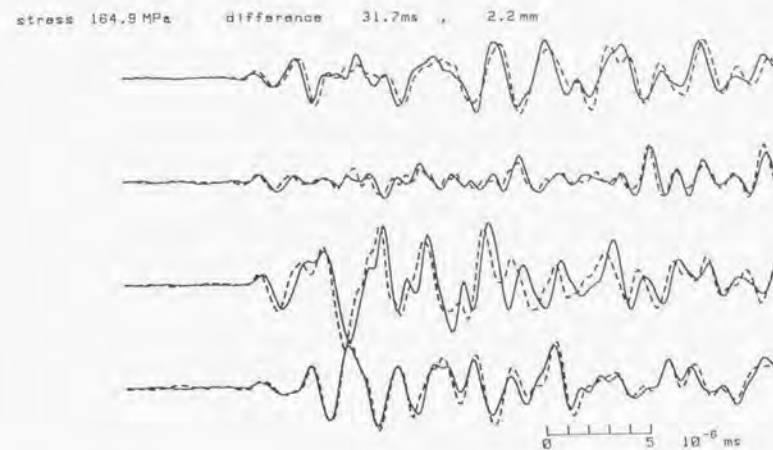


(a) 試験片高さ 44.7mm の断面のき裂と、その断面の高さ $\pm 3$ mm 以内で発生した AE

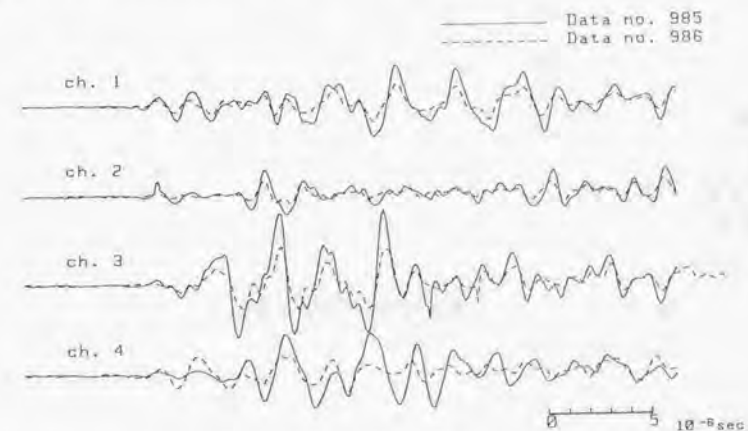


(b) 試験片高さ 37.9mm の断面のき裂と、その断面の高さ $\pm 3$ mm 以内で発生した AE

図 3.18 除荷後に、載荷軸に直交する試験片断面上に観察されたのき裂とその断面の高さ $\pm 3$ mm 以内で発生した AE  
(円の中心が震源、面積は AE 振幅の二乗和に比例)



(a) データ番号 834 と 835 (表 3.3 参照) の受信チャンネル毎の波形



(b) データ番号 985 と 986 (表 3.3 参照) の受信チャンネル毎の波形

図 3.19 ごく近傍で、時間間隔  $1\mu s$  以内で発生した 2 個 1 組の AE の波形の類似性

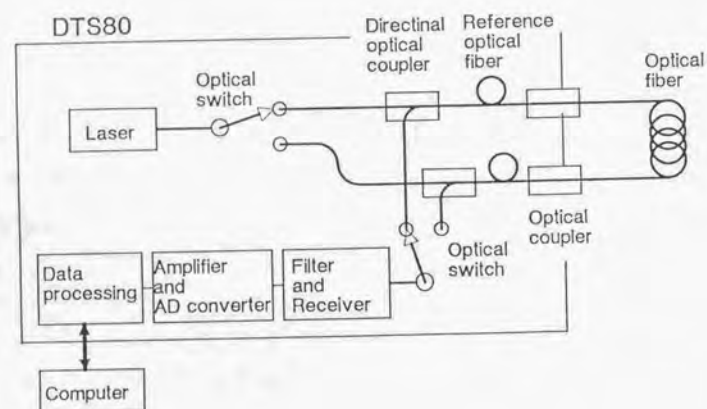


図 3.20 レーザー光による温度測定器 DTS80 内部の計測ダイアグラム

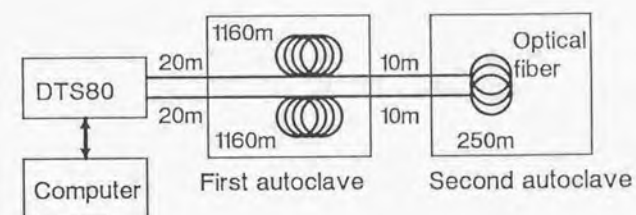
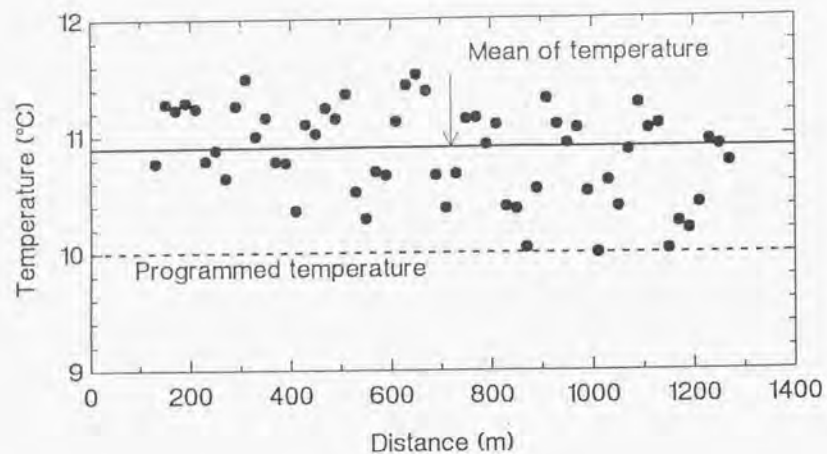
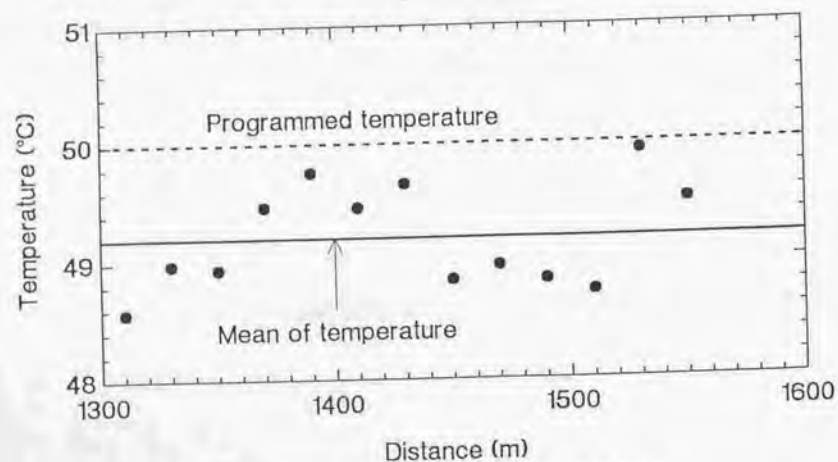


図 3.21 温度測定精度を室内評価した際の恒温槽内の光ファイバ長



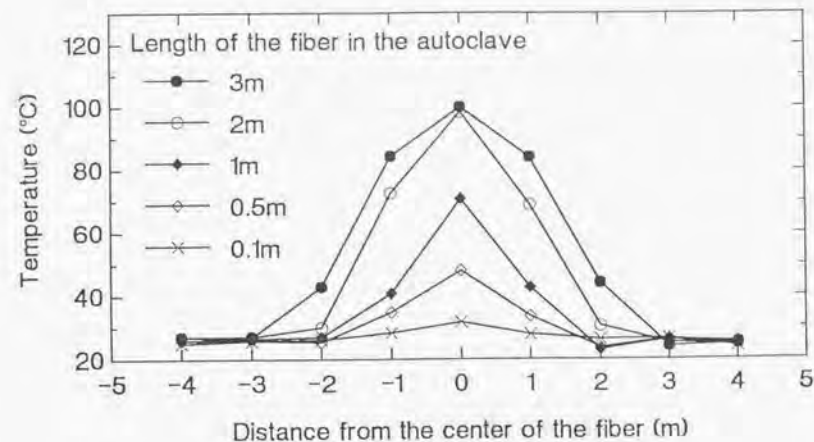


(a) 10°Cに設定した第1恒温槽中の光ファイバ（長さ1160m）の測定温度

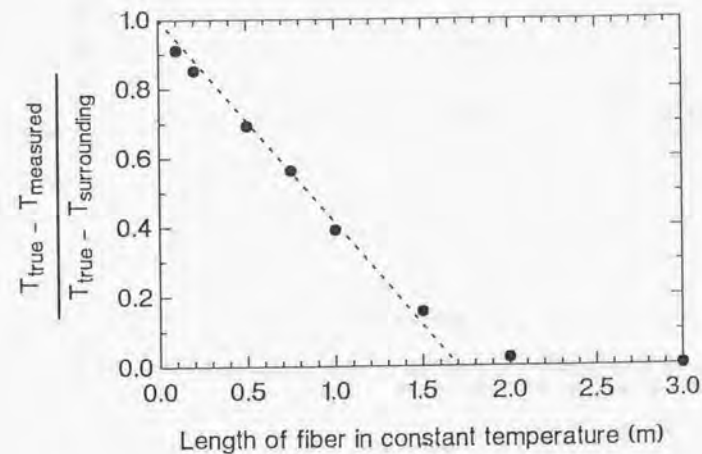


(b) 50°Cに設定した第2恒温槽中の光ファイバ（長さ250m）の測定温度

図3.22 恒温槽中に設置した光ファイバによる温度測定の結果



(a) ファイバ線上の等温区間の短さに起因する、測定誤差の実験結果



(b) 等温区間の短さによる測定誤差を補正するための、等温区間と測定温度との関係

図3.23 光ファイバに沿った等温区間の短さによって発生する測定誤差とその補正

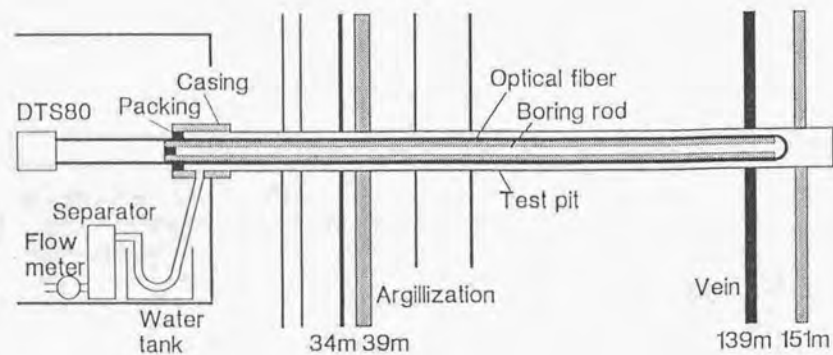


図 3.24 探査ボーリング孔内への光ファイバの挿入配置

図中、縦の黒線 6 本は鉱脈。主脈は孔口から 139m、次の厚さの脈は孔口から 34m  
図中、2ヶ所の斜線は粘土化の顕著な区間

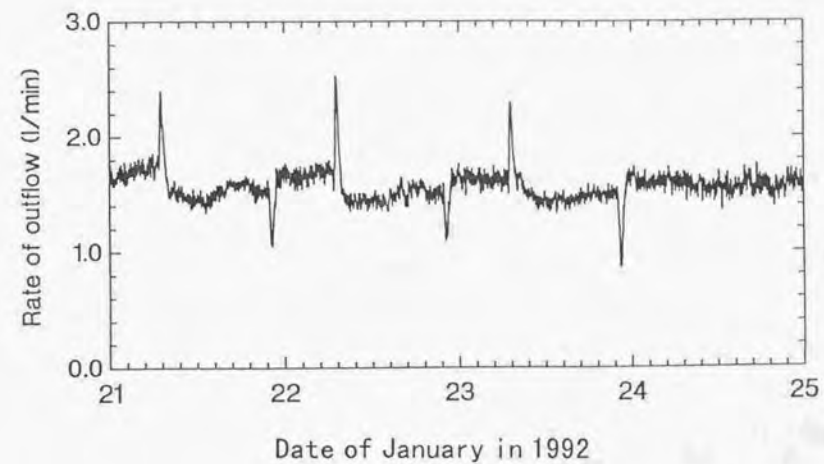


図 3.25 探査ボーリング孔から流出した熱水の流量



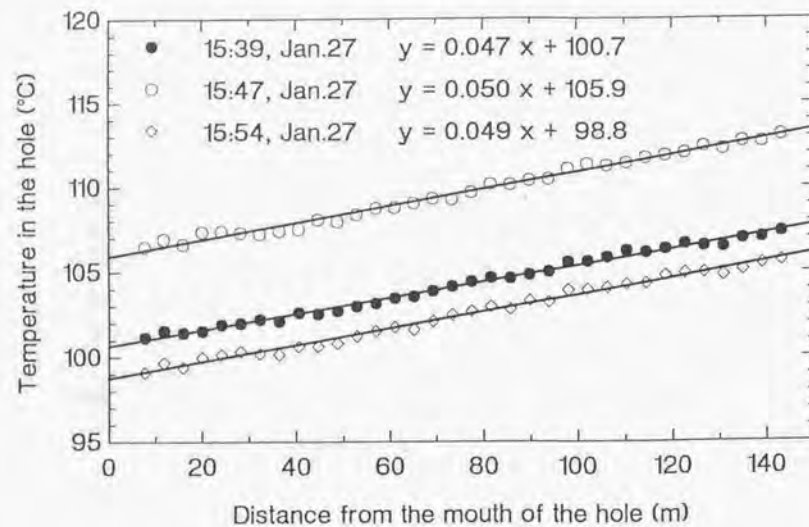


図 3.26 探査ボーリング孔内の温度分布とその回帰直線

1992 年 1 月 27 日の例  
 ●は 15 時 39 分、○は 15 時 47 分、◇は 15 時 54 分  
 回帰直線の y は温度 (°C)、x は孔口からの距離 (m)

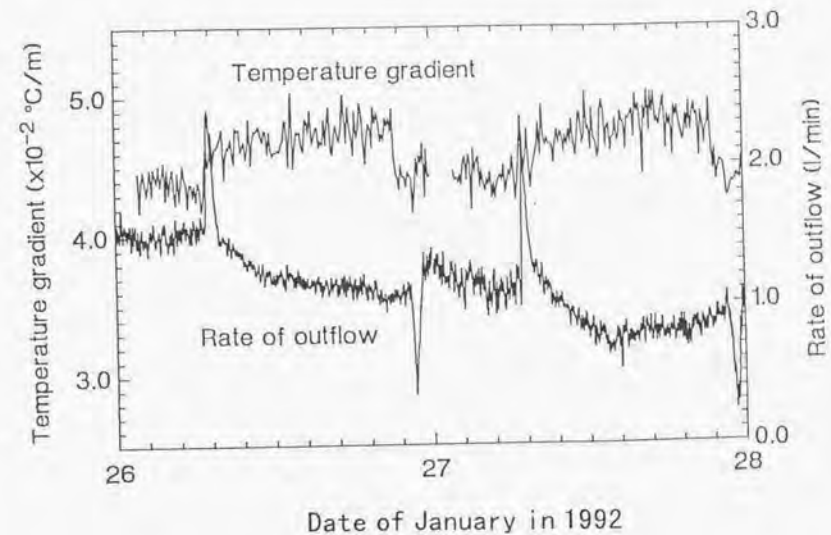


図 3.27 ボーリング孔内温度分布の傾きとボーリング孔からの熱水流出量の関連

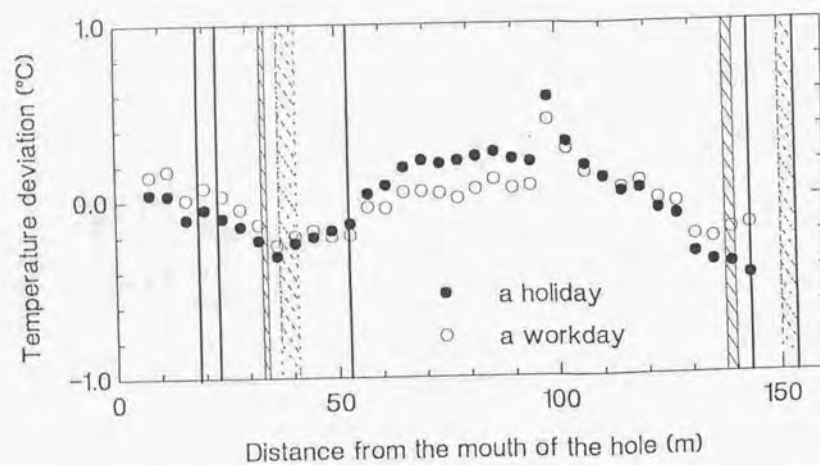


図 3.28 孔内温度分布の回帰直線からの測定温度の偏差（一日の平均値）

●は休業日の1月24日、○は作業日の1月27日  
 図中、実線の斜線は主な鉱脈、実線の細線は細脈、点線の斜線は粘土化層

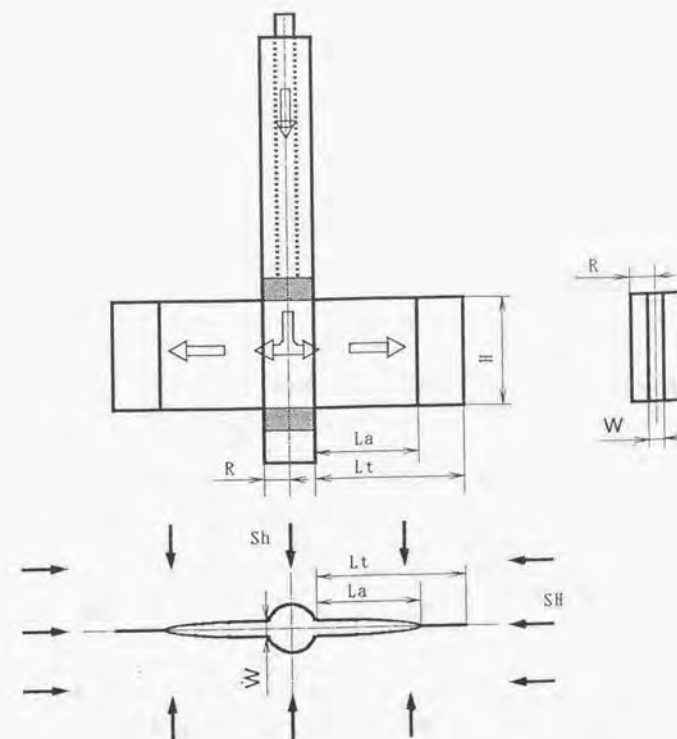


図 3.29 坑井と坑井軸に平行な方形平板フラクチャのモデル



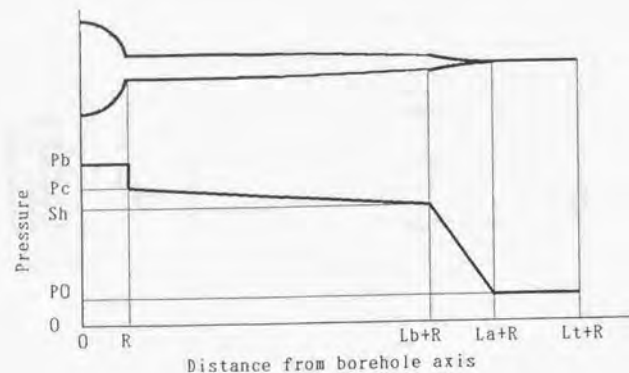


図 3.30 フラクチャ先端が閉じている段階でのフラクチャ内の流体圧力の分布モデル

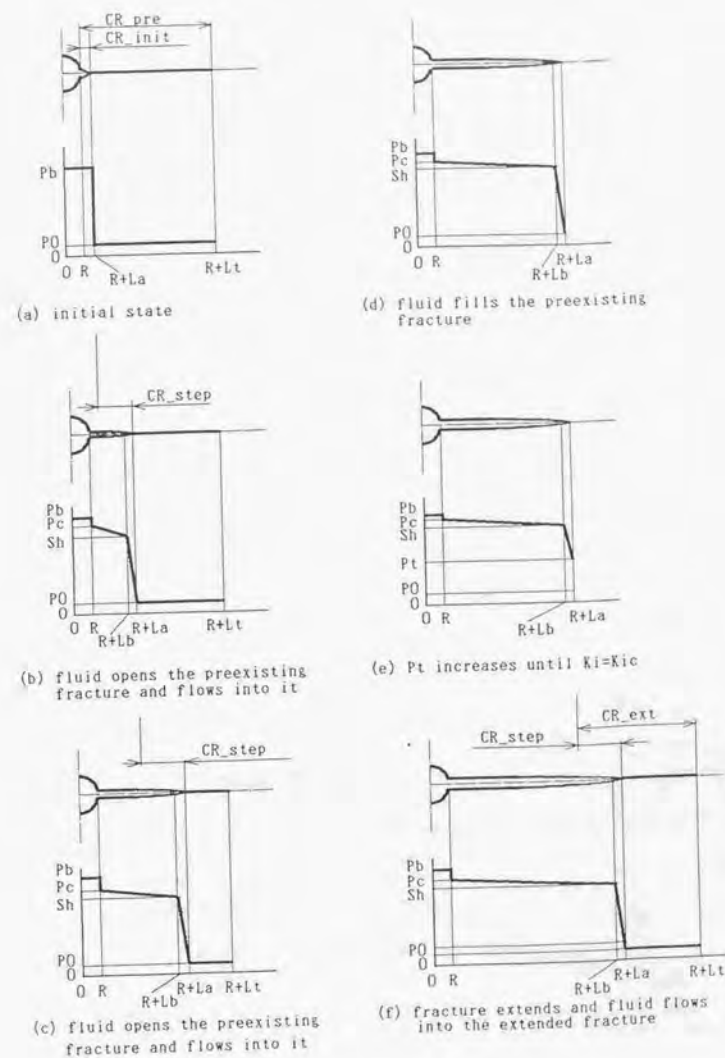


図 3.31 pre-existing fracture モデルの水圧破砕の過程

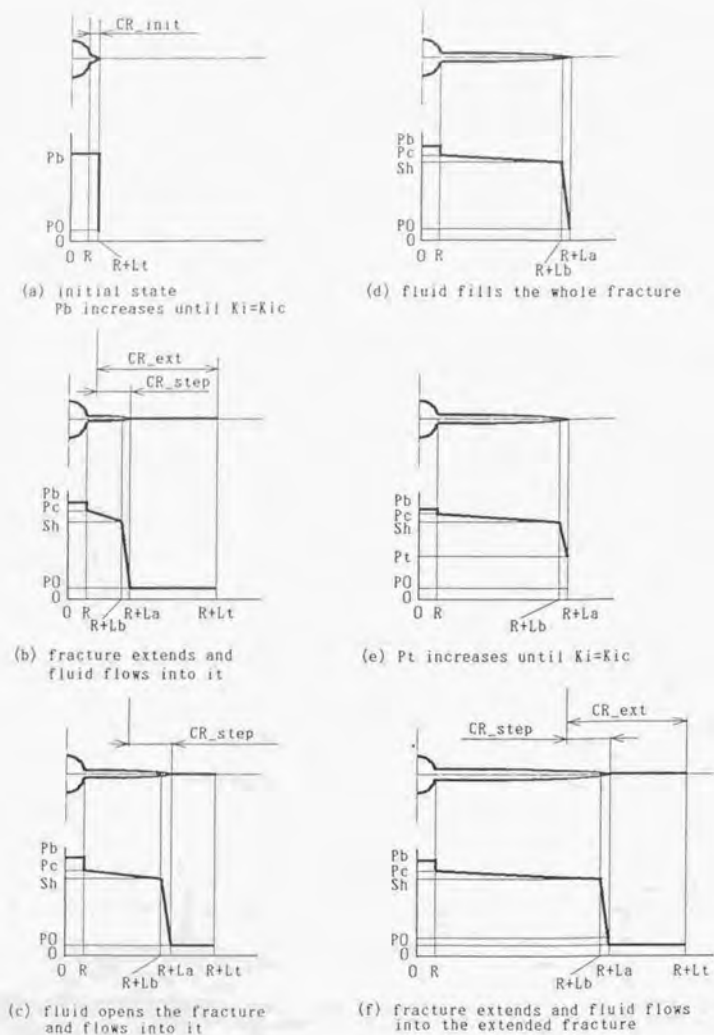


図 3.32 intact rock モデルの水圧破砕の過程

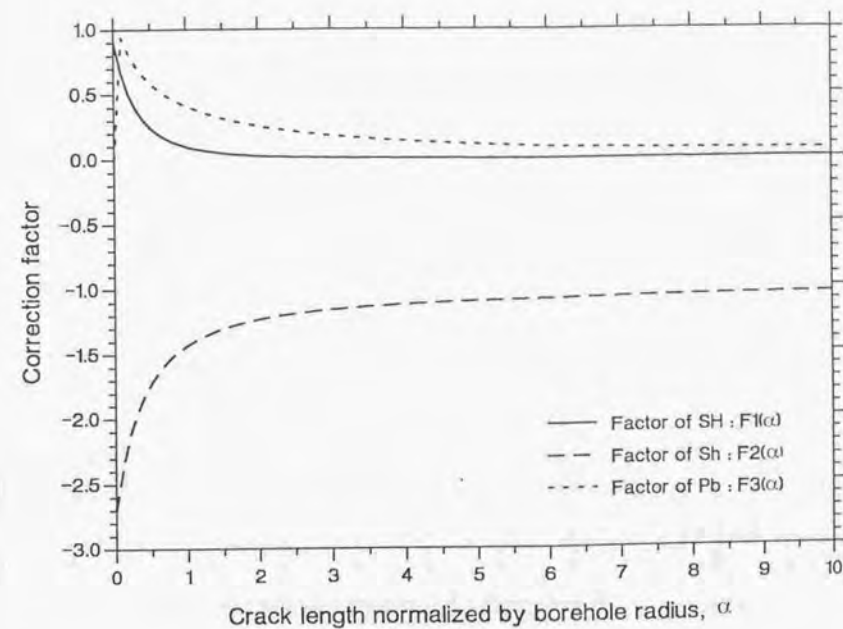


図 3.33  $S_H$ ,  $S_h$ ,  $P_b$  による応力拡大係数の補正関数  $F_1(\alpha)$ ,  $F_2(\alpha)$ ,  $F_3(\alpha)$



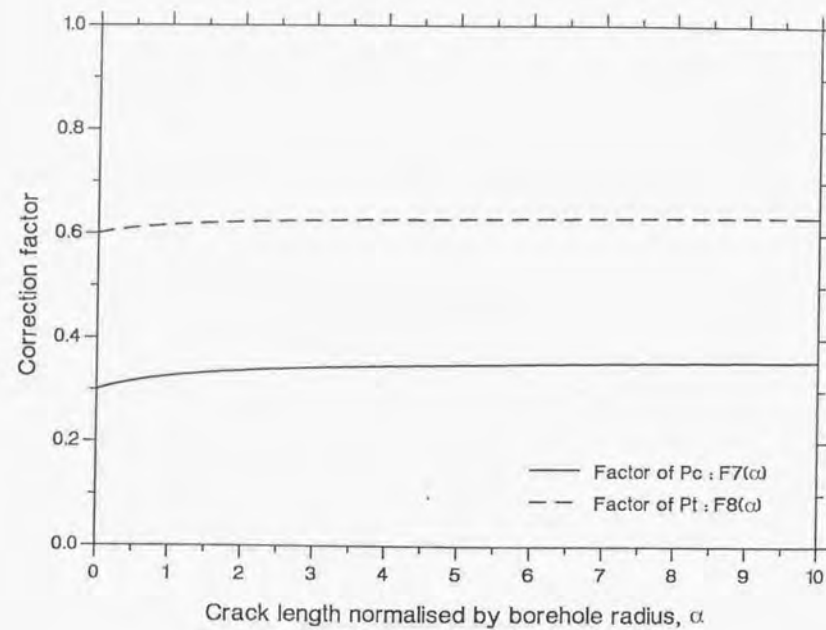


図 3.34 フラクチャ内流体圧力が線形分布の場合,  $P_c$ ,  $P_t$  による応力拡大係数の補正関数  $F_7(\alpha)$ ,  $F_8(\alpha)$

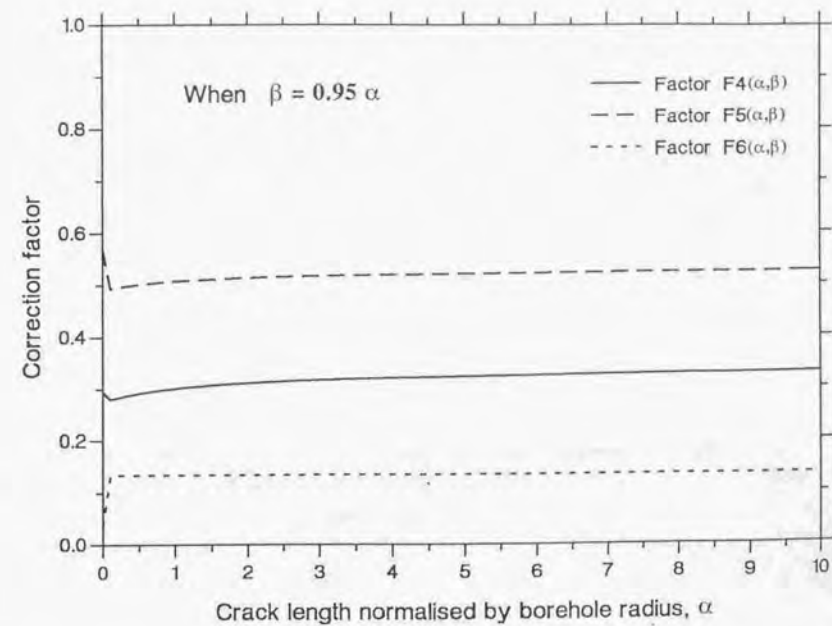


図 3.35 フラクチャ内流体圧力が先端近傍で急激に低下する折れ線分布の場合,  $P_c$ ,  $p(L_h)(=S_h)$ ,  $P_t$  による応力拡大係数の補正関数  $F_4(\alpha, \beta)$ ,  $F_5(\alpha, \beta)$ ,  $F_6(\alpha, \beta)$

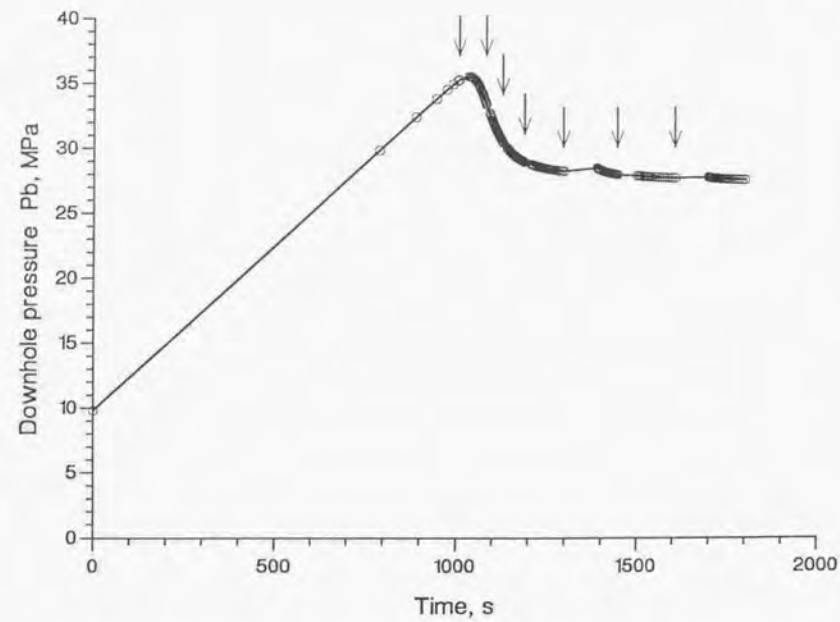


図 3.36 pre-existing fracture モデルによる水圧破砕シミュレーションによって得られた、坑井内圧力  $P_b$  の時間変化。円が計算値、直線はそれを結ぶ、矢印はフラクチャ進展を指す。

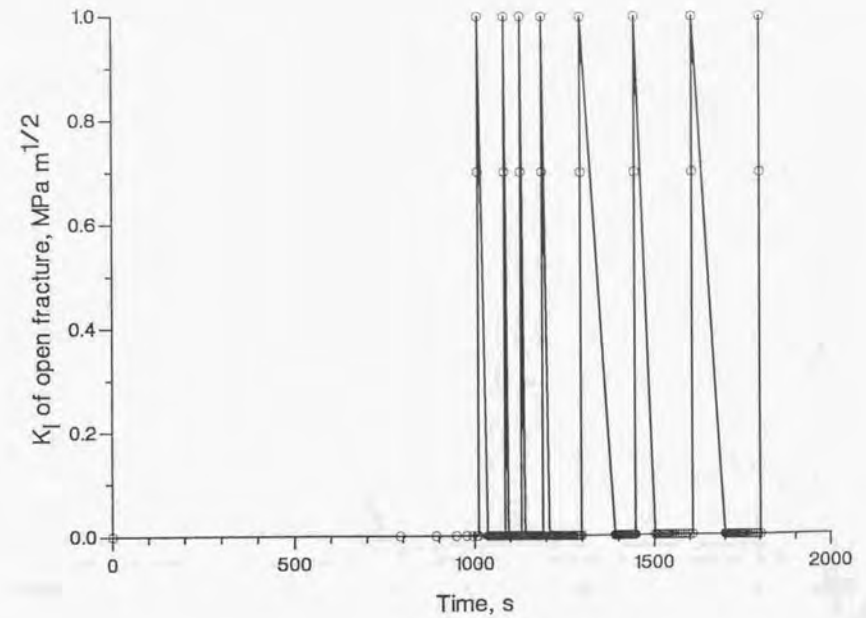


図 3.37 pre-existing fracture モデルによる水圧破砕シミュレーションによって得られた、応力拡大係数  $K_I$  の時間変化。フラクチャ閉鎖部の破壊靱性  $K_{IC-F} = 0 \text{ MPa m}^{1/2}$ 、岩石の破壊靱性  $K_{IC-R} = 1 \text{ MPa m}^{1/2}$  と設定。



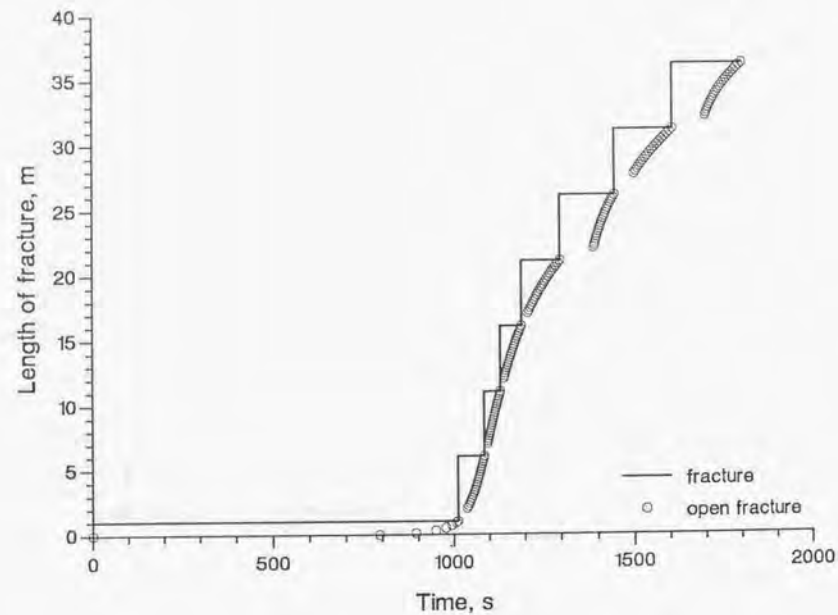


図 3.38 pre-existing fracture モデルによる水圧破砕シミュレーションによって得られた、フラクチャ開口部長さ  $L_o$  とフラクチャ全長  $L_t$  の時間変化。  
 $L_o$  はステップ毎に  $CR\_step$  ずつ増した。 $L_t$  は  $K_I=K_{IC-R}$  条件が満たされたステップで  $CR\_ext$  増した。円が  $L_o$  を、直線が  $L_t$  を指す。

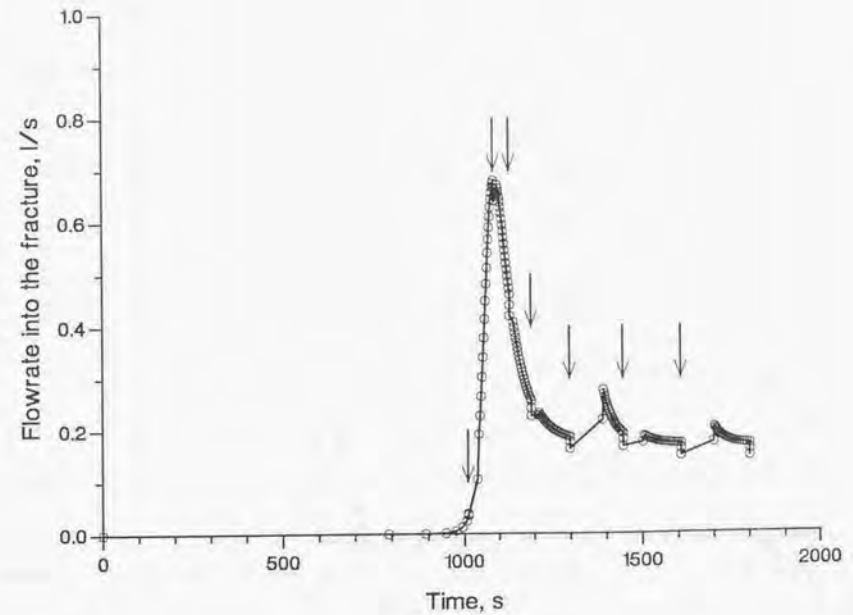


図 3.39 pre-existing fracture モデルによる水圧破砕シミュレーションによって得られた、フラクチャへの流入流量  $q_f \times H$  の時間変化。  
 時間とともに注入流量 0.167 l/s に漸近している。円が計算値、直線はそれを結ぶ、矢印はフラクチャ進展を指す。

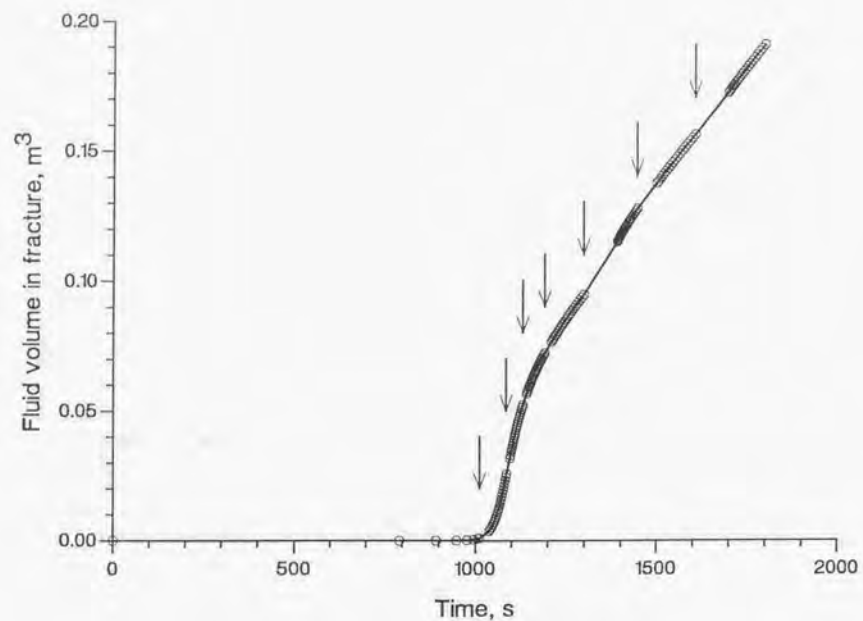


図 3.40 pre-existing fracture モデルによる水圧破砕シミュレーションによって得られた、フラクチャ内流体量の時間変化。時間とともに増加率は注入流量 0.167 l/s に漸近している。円が計算値、直線はそれを結ぶ、矢印はフラクチャ進展を指す。

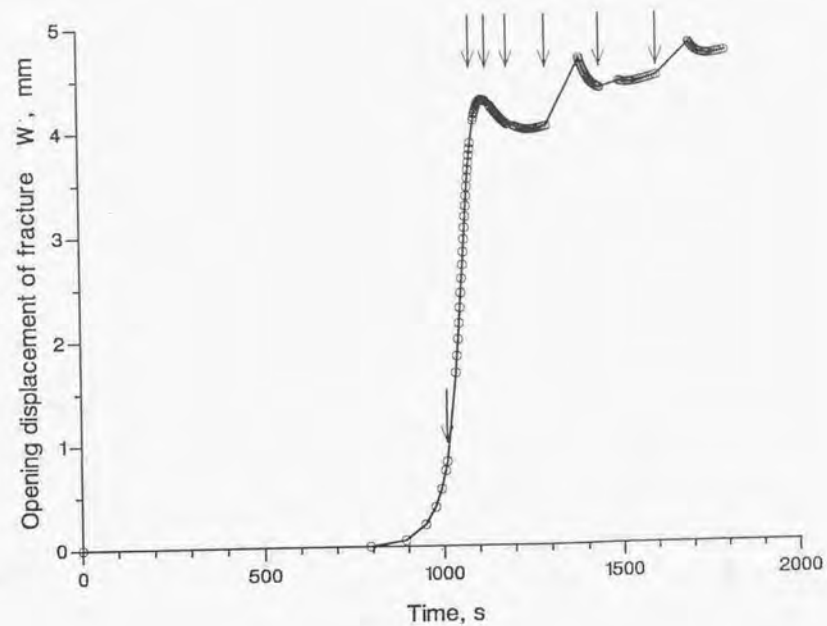


図 3.41 pre-existing fracture モデルによる水圧破砕シミュレーションによって得られた、フラクチャ基点の開口変位  $W$  の時間変化。円が計算値、直線はそれを結ぶ、矢印はフラクチャ進展を指す。



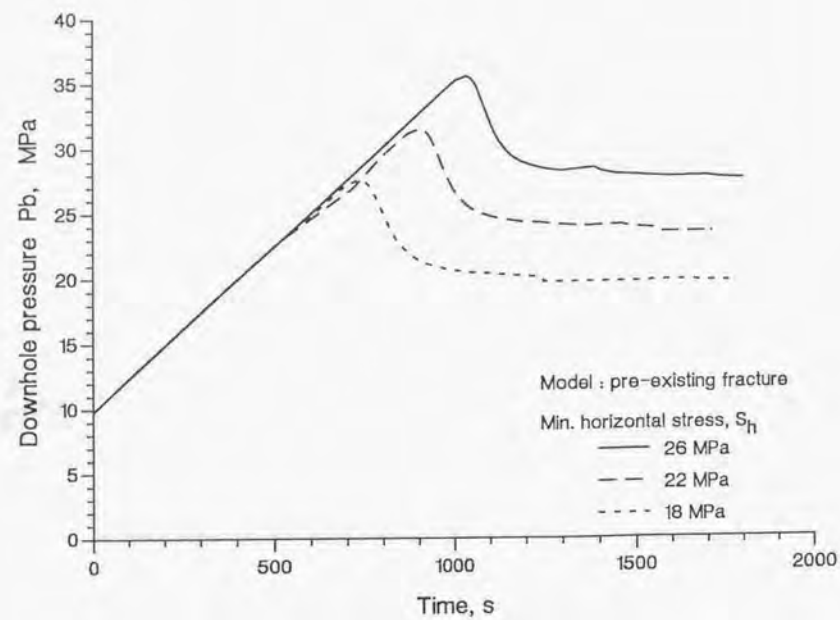


図 3.42 最小水平地圧  $S_h$  が、坑井内圧力  $P_b$  の変化に及ぼす効果 (pre-existing fracture モデル)

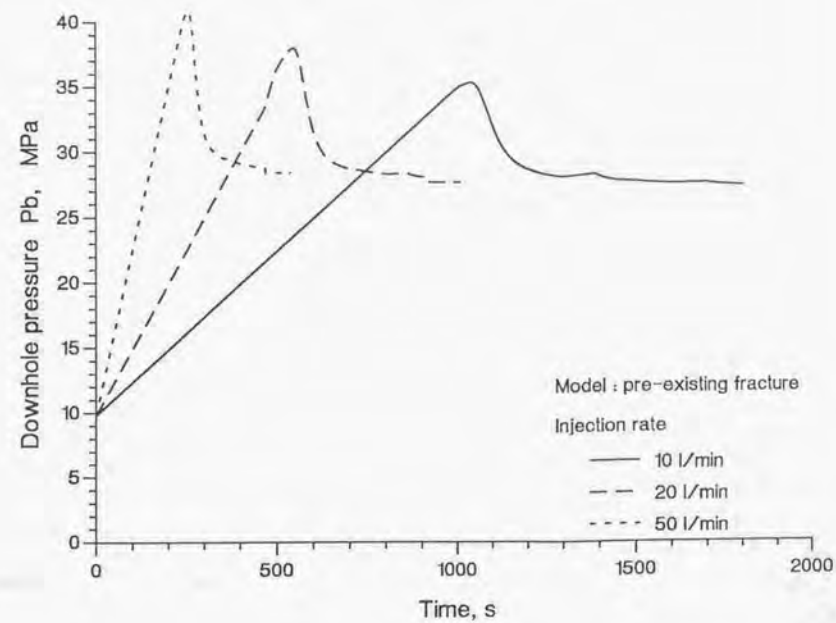


図 3.43 注入流量  $q$  が、坑井内圧力  $P_b$  の変化に及ぼす効果 (pre-existing fracture モデル)

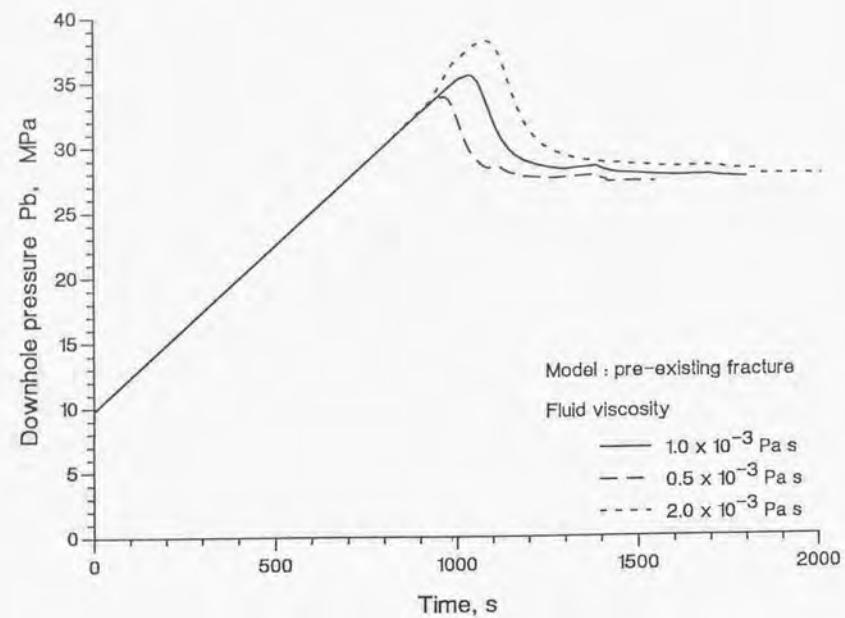


図 3.44 流体粘性係数  $\mu$  が、坑井内圧力  $P_b$  の変化に及ぼす効果 (pre-existing fracture モデル)

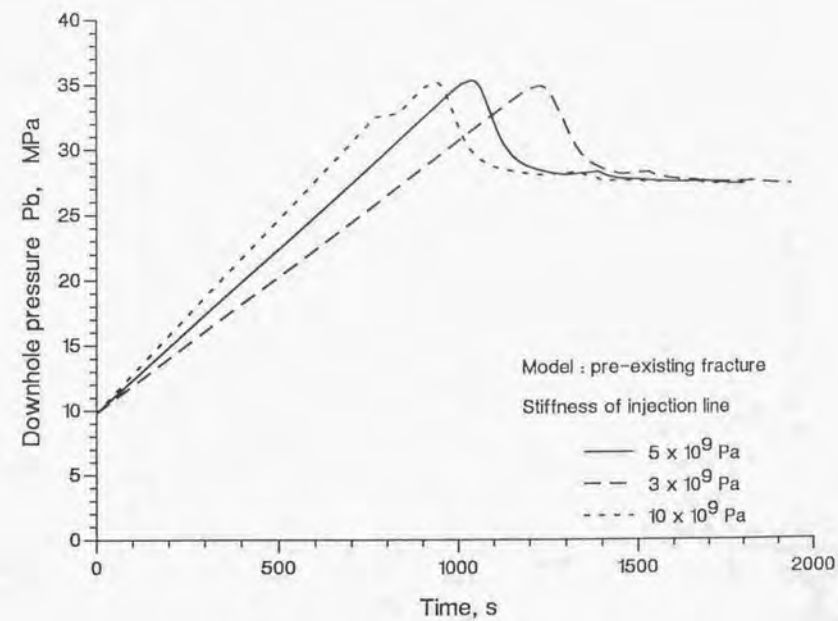


図 3.45 注入配管の剛性  $E_i$  が、坑井内圧力  $P_b$  の変化に及ぼす効果 (pre-existing fracture モデル)



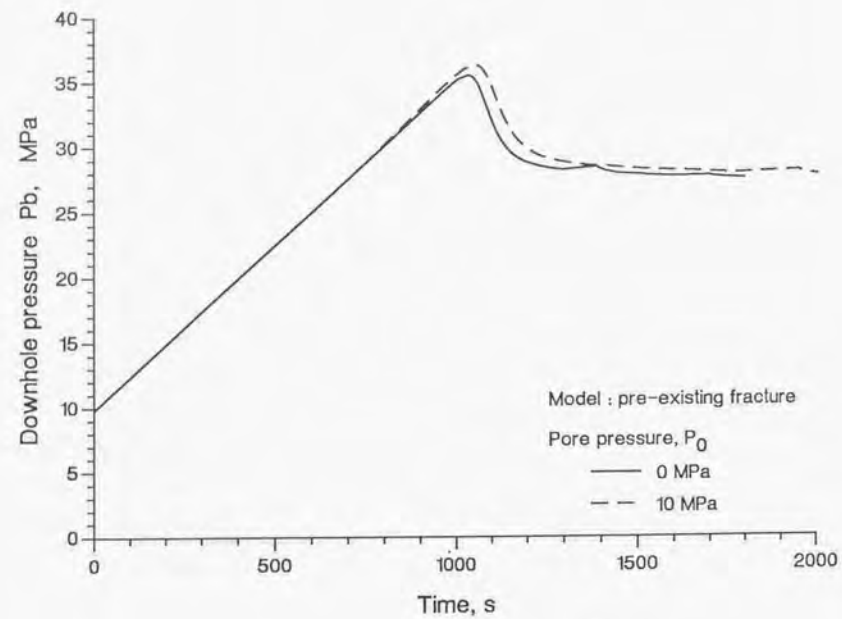


図 3.46 空隙水圧  $P_0$  が、坑井内圧力  $P_b$  の変化に及ぼす効果 (pre-existing fracture モデル)

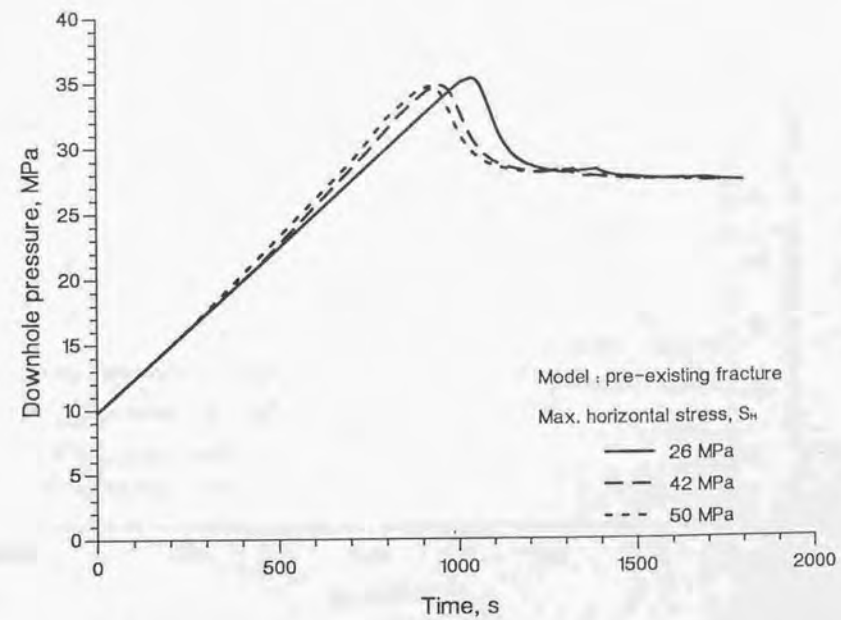


図 3.47 最大水平地圧  $S_H$  が、坑井内圧力  $P_b$  の変化に及ぼす効果 (pre-existing fracture モデル)

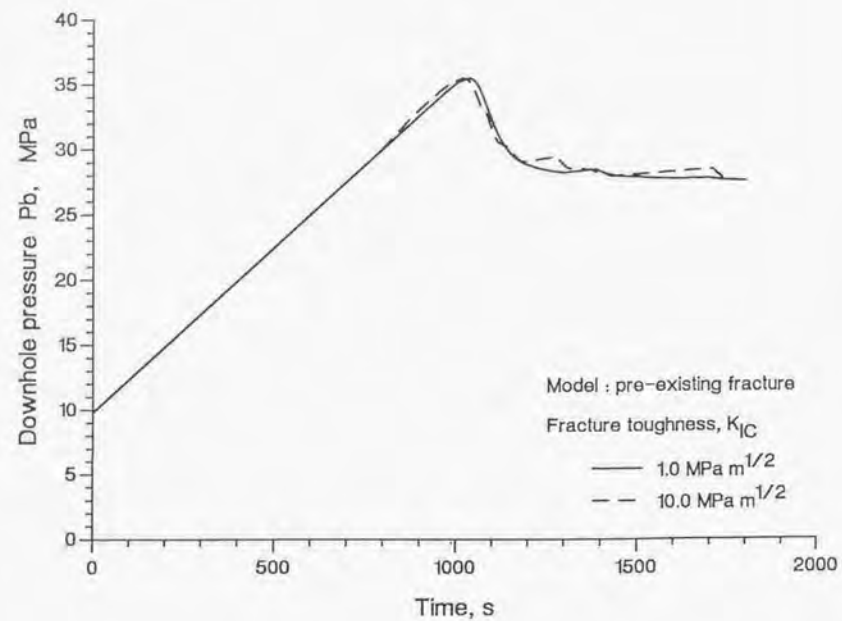


図 3.48 岩石破壊靱性  $K_{IC-R}$  が、坑井内圧力  $P_b$  の変化に及ぼす効果 (pre-existing fracture モデル)

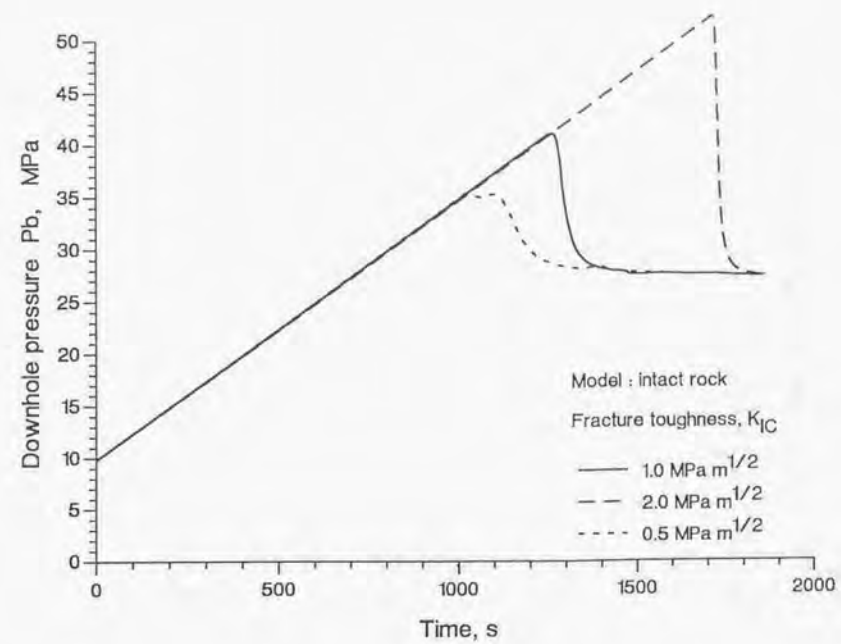


図 3.49 岩石破壊靱性  $K_{IC-R}$  が、坑井内圧力  $P_b$  の変化に及ぼす効果 (intact rock モデル)



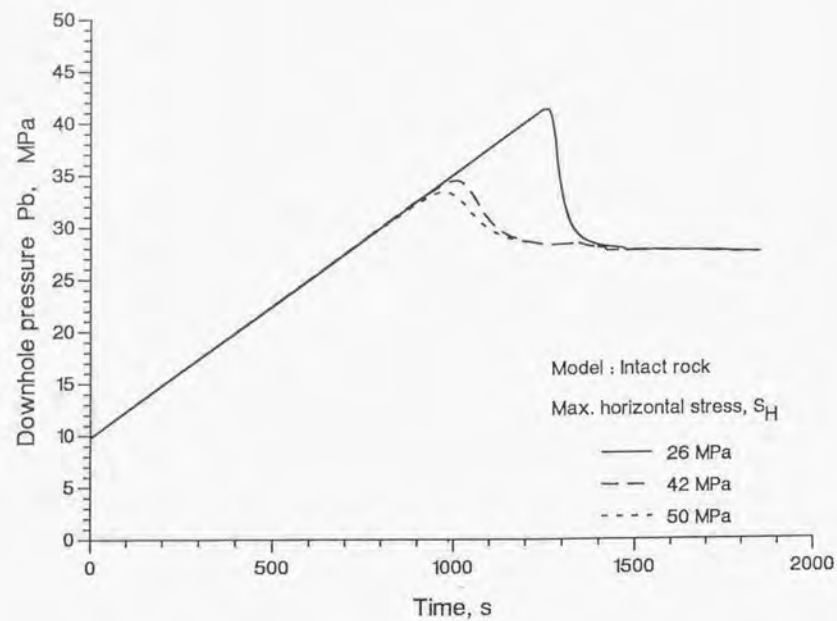


図 3.50 最大水平地圧  $S_H$  が、坑井内圧力  $P_b$  の変化に及ぼす効果 (intact rock モデル)

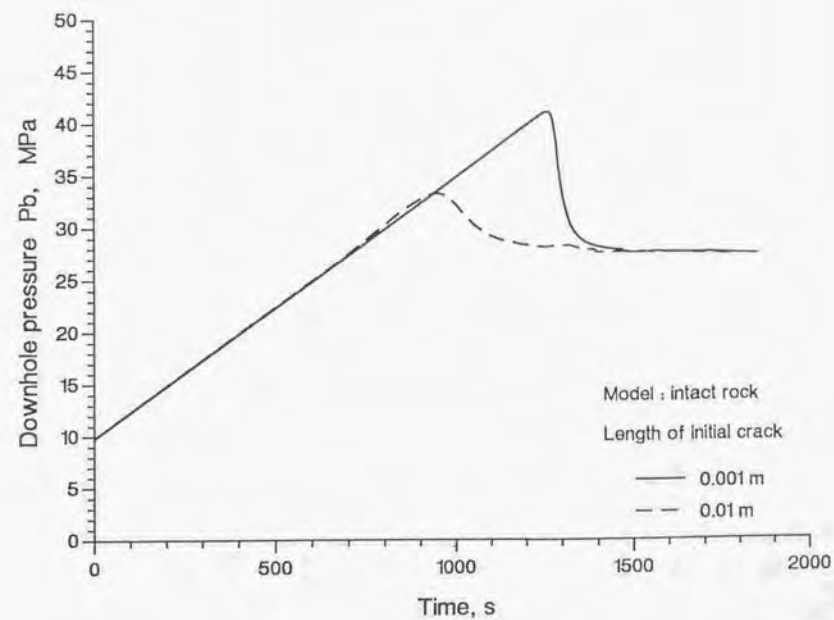


図 3.51 先在クラック長さが、坑井内圧力  $P_b$  の変化に及ぼす効果 (intact rock モデル)

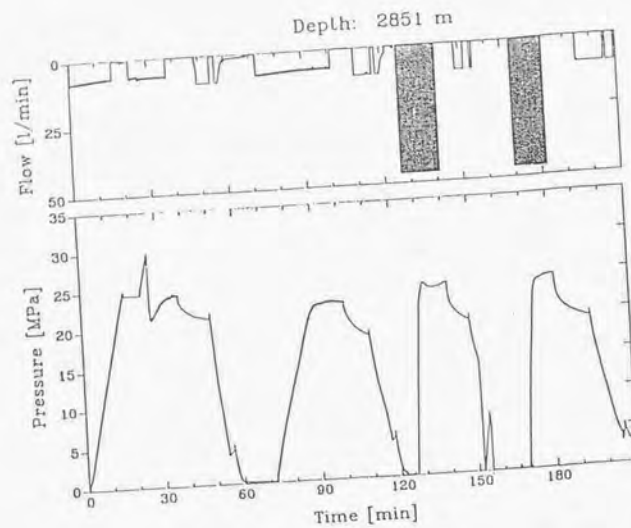


図 3.52 KTB 実験場坑井 VB の水圧破砕での坑口圧力記録<sup>33)</sup>

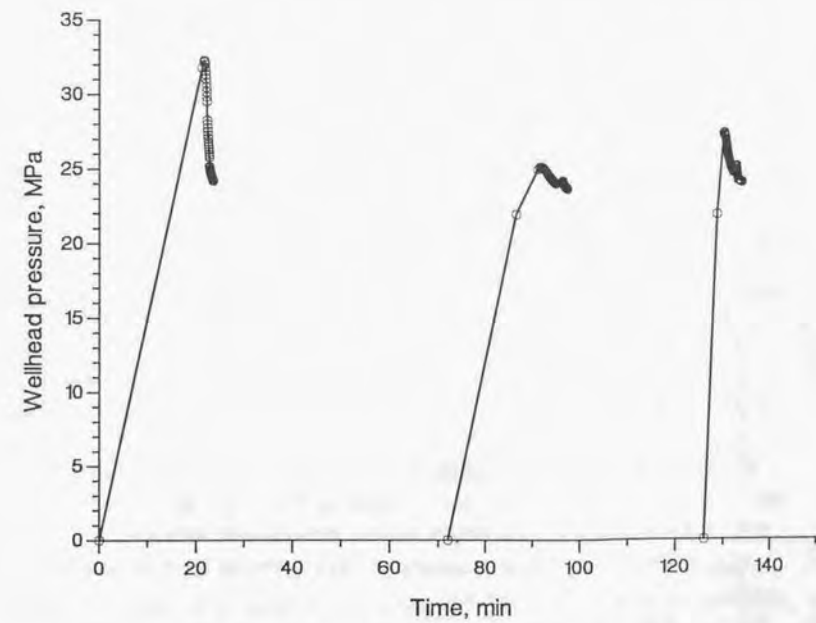


図 3.53 KTB 坑井 VB の水圧破砕をシミュレートして得た坑口圧力変化



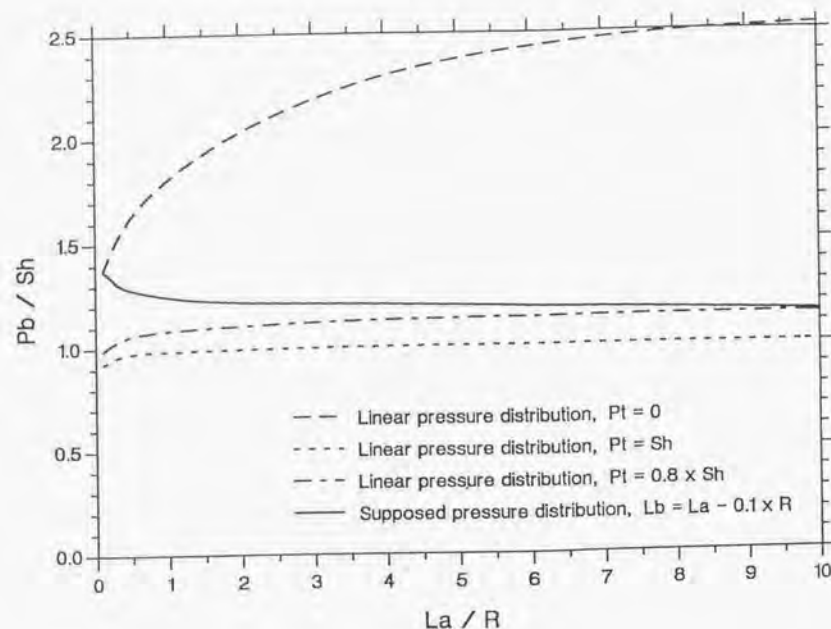


図 3.54 フラクチャ内の流体圧力分布の違いが、フラクチャ進展に伴う坑井内圧力  $P_b$  の変化に及ぼす効果

#### 4.1. はじめに

肘折高温岩体実験場は、約 1 万年前に形成された肘折カルデラの南縁に位置する(図 4.1)。カルデラの直径は約 2km、標高は約 400m である。カルデラ形成時の影響で、カルデラ南縁の高温岩体実験場付近では、走向が東西で、高角に北落ちのフラクチャが卓越している。坑井の掘削ざりから得た地質区分を図 4.2 に示すが、基盤岩である花崗閃緑岩は、深度 1450m~1480m 以深にあり、それを肘折火砕流の堆積岩が覆っている。

肘折の人工貯留層は基盤岩である花崗閃緑岩中に形成した。人工貯留層及び坑井の配置を模式的に図 4.3 に、坑井の坑跡平面図を図 4.4 に、それらの深度、温度等を表 4.1 に示した。花崗閃緑岩の変質は弱く、岩盤全体に水が浸透するような状態ではない。下部貯留層の循環試験では、注入井の HDR1 は表 4.2 の深度での流出を PTS 検層で計測しており、その部分には BHTV 計測でいくつかのフラクチャが確認されている。HDR2a は表 4.3 のような流入域とそのフラクチャを PTS 検層と BHTV 計測で観測している。HDR3 は流入量が小さかったが、温度異常部として表 4.4 のように確認している。

高温岩体貯留層状態の解析は、限られた坑井内計測データ、及び、坑口での圧力、温度、流量等のデータに依らざるを得ず、適当な条件を仮定したモデル化による解析技術が必要である。ただし、その際に、仮定はより少なく、モデルはより単純であることを、常に考慮しなければならない。本章では、適当な仮定の下で、坑内計測データや坑口データから、貯留層に関する情報を解析、推定するいくつかの方法を記し、それらによって肘折高温岩体貯留層の状態を解析した結果を示す。

2 節では、坑井注水時の圧力データから注水井周囲の透水係数を推定した<sup>4)</sup>。注水井周囲の透水性の改善は、注入圧力の低下という形で、所内動力低減、ひいては、発電コスト低減をもたらす。坑井周辺に厚さ一定の透水層が広がっている軸対称モデルを仮定し、注水時の圧力変化から透水係数を求める方法によって、肘折高温岩体実験場の上部貯留層の注水井 SKG2 周辺岩盤の透水性を評価した。

3 節では、肘折実験場の坑井 HDR1、HDR2、HDR3 の壁面に観察された、坑井軸に平行な縦き裂から、地圧情報を推定した<sup>5,6)</sup>。肘折高温岩体実験場では、BHTV (Borehole Televiewer) によって、坑井壁面の弾性波反射強度を画像化して壁面状態を観察している。この観察によって、上記 3 坑井のいずれの掘坑部にも、自然き裂とは異なる、坑井軸に平行な縦き裂が、坑井掘削中に形成されたことを確認している。このようなき裂は、石油井掘削では drilling induced fracture として知られた現象であり、き裂形状から引張破壊によ

て形成されたと考えらる。引張破壊条件と、裸坑部の全長あるいは部分に観察されたという点を考慮して、地圧の方向や、異方性について情報が得られることを示した。

4節では、LANLのHDRプロジェクトで開発された、多孔質の物体中に熱水や蒸気が流れる際の温度及び圧力を有限要素法によって計算するコードを用いて、肘折高温岩体貯留層のモデル化を試みた。循環抽熱実験のデータとのマッチングにより、貯留層の透水係数と境界条件を定め、さらに、そのように決定したモデルから長期循環の生産温度や生産流量の予測計算を行った<sup>7),8)</sup>。

#### 4.2. 肘折高温岩体実験場における注入井周囲の透水性の変化<sup>9)</sup>

##### 4.2.1. 注入坑井への注水中の圧力解析<sup>9),10)</sup>

注入坑井裸坑部の半径方向への拡散方程式を基礎とする。なお垂直方向への拡散は無視する。

$$\frac{\partial P}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial P}{\partial r} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial P}{\partial t} \quad (r \geq r_w) \quad (4.1)$$

ただし、 $\alpha = \frac{k}{\mu C_t \phi}$

ここで、 $P$ は透水層内の圧力、 $t$ は注水継続時間、 $r_w$ は坑井半径、 $k$ が透水層の透水係数、 $\phi$ は透水層の空隙率、 $C_t$ は透水層全体の compressibility、 $\mu$ は注入水の粘性。

初期条件は(4.2)式で、境界条件は、(4.3)、(4.4)、(4.5)式で、与えられる。

$$P = P_i \quad (t = 0, r \geq r_w) \quad (4.2)$$

$$P = P_i \quad (r = \infty) \quad (4.3)$$

$$Q = C \frac{\partial P_w}{\partial t} - 2\pi r_w h \frac{k}{\mu} \frac{\partial P}{\partial r} \quad (r = r_w) \quad (4.4)$$

$$P = P_w \quad (r = r_w) \quad (4.5)$$

ここで、 $P_i$ は初期の透水層内圧力、 $P_w$ は坑井内圧力、 $Q$ は透水層への浸透流量、 $C$ は単位圧力の変化で坑井内に貯えられる水量を示す定数、 $h$ は坑井裸坑部の長さ。

無次元パラメータを(4.6)式で定義する。

$$\left. \begin{aligned} P_d &= \frac{2\pi kh}{Q\mu} (P - P_i) \\ P_{wd} &= \frac{2\pi kh}{Q\mu} (P_w - P_i) \\ r_d &= \frac{r}{r_w} \\ t_d &= \frac{kt}{\mu C_t r_w^2} \\ C_d &= \frac{C}{\mu C_t r_w^2} \end{aligned} \right\} \quad (4.6)$$

これらのパラメータを用いて、(4.1)、(4.3)、(4.4)、(4.5)式を Laplace 変換によって (4.7) - (4.10)式に書き直す。

$$\frac{\partial \bar{P}_d}{\partial r_d^2} + \frac{1}{r_d} \frac{\partial \bar{P}_d}{\partial r_d} = s \bar{P}_d \quad (r_d \geq 1) \quad (4.7)$$

$$\bar{P}_d = 0 \quad (r_d = \infty) \quad (4.8)$$

$$\frac{1}{s} = C_d \left( s \bar{P}_{wd} - P_{wd}(t_d=0) \right) - \frac{d \bar{P}_d}{dr_d} \quad (r_d = 1) \quad (4.9)$$

$$\bar{P}_d = \bar{P}_{wd} \quad (r_d = 1) \quad (4.10)$$

(4.7)式の一般解は次式で与えられる。

$$\bar{P}_d = a_1 I_0(s^{0.5} r_d) + a_2 K_0(s^{0.5} r_d) \quad (4.11)$$

ここで、 $I_0$ 、 $K_0$ はそれぞれ第1種、第2種の Bessel 関数であり、 $a_1$ 、 $a_2$ は定数である。(4.8)式より  $a_1=0$  となり、(4.9)、(4.10)式より  $a_2$ は(4.12)式のように定まる。

$$a_2 = \frac{1}{C_d s^2 K_0(s^{0.5}) + s^{1.5} K_1(s^{0.5})} \quad (4.12)$$

この  $a_1$ 、 $a_2$ を代入することによって次の解が求められる。

$$\bar{P}_{wd} = \frac{K_0(s^{0.5})}{C_d s^2 K_0(s^{0.5}) + s^{1.5} K_1(s^{0.5})} \quad (4.13)$$

$$\bar{P}_d = \frac{K_0(s^{0.5} r_d)}{C_d s^2 K_0(s^{0.5}) + s^{1.5} K_1(s^{0.5})} \quad (4.14)$$



Laplace 空間での圧力を  $P$  とすると、実空間での近似圧力  $P_a$  は数値的に逆変換を行うこと  
によって、(4.15)式で与えられる。

$$P_a = \frac{\log 2}{1} \sum_{i=1}^N V_i P \left( \frac{i \log 2}{1} \right) \quad (4.15)$$

ただし、

$$V_i = (-1)^{N/2+i} \sum_{k=(i+1)/2}^{\max(N/2, i)} \frac{k^{N/2}(2k)!}{(N/2-k)!k!(i-k)!(2k-i)!} \quad (4.16)$$

#### 4.2.2. 坑口圧力の時間変化データを用いた透水性評価

肘折高温岩体実験場の上部貯留層の注入井として SKG2 が用いられている。上部貯留層が造成されている岩盤は花崗閃緑岩である。SKG2 裸坑部の BHTV (Borehole Televiewer) による観察や、上部貯留層深度から採取したコアから、貯留層は比較的新鮮で強固な岩体と、そこに含まれる天然のフラクチャから成っている。フラクチャの透水性は、フラクチャの無い岩石のよりはるかに大きいことから、貯留層全体の透水性はフラクチャの透水性、分布、密度に支配されていると考えられる。したがって SKG 裸坑部全体としての透水係数は、フラクチャの進展、開口等に影響される。なお、岩体の破壊によってフラクチャが進展したような非可逆的な変化と、坑井内水圧や岩盤冷却によってフラクチャ開口が増すような可逆的な変化がある。

SKG2 は 1788-1802m が裸坑部で、そこに全坑加圧で注水されている。ただし、数回の注水、循環により坑底部の幾分か埋まった形になっており、ここでは裸孔長さ  $h=10\text{m}$  としして解析した。一定注水流量  $Q$  と透水係数  $k$  を与えて上述の式にしたがって坑口圧力の経時変化計算し、実際の注水実験での坑口圧力データと比較することによって  $k$  を評価した。ただし、実際には注水継続とともに坑井内温度が低下して水の体積弾性率や粘性係数が大きくなるが、ここでは無視して計算している。

1986 年 10 月 15 日の注水実験結果<sup>11)</sup>から、透水係数を求めた。この実験では、注水流量  $Q$  を 0.09、0.30、0.46、0.50、0.49  $\text{m}^3/\text{min}$  の 5 段階に切り替えて注水を行った。各注水流量  $Q$  での結果を図 4.5 - 4.9 に示した。測定した坑口圧力は黒丸で記し、仮定した透水係数  $k$  での圧力変化は実線で記した、なお  $k$  が大きいほど坑口圧力値が小さくなるのは当然である。 $Q=0.09 \text{ m}^3/\text{min}$  (図 4.5) ではうまく当てはまる  $k$  は求められなかったが、他の 4 例では  $0.6 \times 10^{-13} \text{ m}^2 < k < 0.9 \times 10^{-13} \text{ m}^2$  の範囲にある。この 4 回を通じて  $k$  は変化しなかったとすれば、ほぼ  $0.8 \times 10^{-13} \text{ m}^2$  と評価する。ただし、注水経過時間全体に渡って、坑口圧力値が計算した曲線に当てはまる例はなかった。軸対称で半径方向だけの浸透という計算の仮定が正確には成り立っていないこと、水圧によるフラクチャ開口による透水係数変化などが、実測値と計算値との違いの原因と考える。なお計算技術的には、坑井全体の温度分布を考慮して compressibility  $C$  を正しく与えることが重要である。

#### 4.2.3. ほぼ安定となった坑口圧力データを用いた透水性評価

図 4.5 - 4.9 の計算結果で示したように、注入開始からある程度の時間が経過すると坑口圧力の増加は小さくなる。したがって、坑口圧力の経時変化を測定していない場合でも、ほとんど変化しなくなった時点の坑口圧力から注水井周囲の透水係数を推定できる。手順は以下の通りとした。(1) 注水流量を一定として、ある透水係数  $k$  について坑口圧力の時間変化を計算し、坑口圧力の変化が小さくなった時点 (ここでは、注水開始後 10 分と設定した) の、坑口圧力を求める。(2) これを透水係数を変化させながら繰り返して、ある注水流量に関して透水係数と坑口圧力漸近値のグラフを作成する。(3) 坑口圧力の漸近値の測定結果をこのグラフに当てはめて、透水係数を推定する。

ただし、坑井内温度分布は初期状態のままと仮定しており、大きな流量の場合この仮定は無理がある。また、坑口圧力がある値に漸近するまでの時間は流量と透水係数によって異なるが、ここでは一定の 10 分と設定した。この 2 点が 4.2.2 で挙げた誤差に付加される。

例を図 4.10 に示す。黒丸は、 $Q = 0.27 \text{ m}^3/\text{min}$ 、透水係数を横軸の値とした時の、注水から 10 分後の坑口圧力の計算値である。一方、1986 年 7 月に SKG2 井に同じ流量  $Q$  で注水した時に 10 分後の坑口圧力は 11.28MPa と計測された。したがって、その時点での SKG2 井周囲の透水係数は  $0.5 \times 10^{-13} \text{ m}^2$  と推定できる (図 4.10 中の 1 点の白丸)。この方法によって、1986 年から 88 年に行われた SKG2 井の注水 38 例<sup>11)12)</sup>について、注水井周囲の透水性を推定した (表 4.5)。No.7-10 の結果を、圧力の経時変化から求めた 4.2.2 の結果と比較すると、10% - 25% 小さな透水係数として推定されている。

図 4.11 は、表 4.5 の結果を注水流量に対する透水係数として示した。両対数であるが傾きはほぼ 1 で近似できる。したがって、注水流量と注水井周囲の透水係数の間に、おおよそ一次式の関係が成り立つと考えられる。それぞれの値が 2 桁に渡る広い範囲で、この関係が成り立つことに注目すべきである。注水流量を増すことによって透水係数が大きくなることは、坑井内圧力の増大によりフラクチャ開口が増した結果と解釈できる。

図 4.12 は、ほぼ同じ大きさの注水流量のグループに分けて、実験順にしたがって透水係数の変化を示した。低い注水流量では透水係数が順番にしたがって次第に大きくなっているが、大きな流量では透水係数はあまり変化していない、ことがわかる。SKG2 井に対しては、86 年 10 月 16 日、88 年 7 月 19 日に大流量注水でフラクチャを進展させており、SKG2 裸坑部周囲の透水性も大きくなったと推定できる。低流量の結果から得た透水性の増加は、これを反映していると考えられる。一方、大流量注水の場合は、計算の前提が成り立たない傾向が強いこともあるが、透水係数の値が坑内圧力の増加による一時的なフラクチャ開口増大にほぼ支配されていると解釈する。

図 4.13 は、図 4.12 の縦軸を、注水流量の影響を除くために透水係数  $k$  を注水流量  $Q$  で除した値にしている。 $k/Q$  の値が多く例でほぼ  $2 \times 10^{-13} \text{ min/m}$  であることは、図 4.11 で指摘した  $k$  と  $Q$  の一次式の関係を示している。低流量の結果に注目すると、 $k/Q$  の値は 15 番以降大きくなり、33 番以降に再度大きくなっている。いずれもその直前に大流量注水 (表

4.5 参照、86年10月16日と88年7月19日)を実施しており、それによって坑井周辺のブラクチャが開口、進展して、その結果として透水係数が増大したと解釈する。

#### 4.3. 肘折高温岩体実験場の坑井縦き裂の発生条件から得られる地圧情報<sup>5),6)</sup>

##### 4.3.1. 縦き裂の状況

HDR1のBHTV計測は掘削直後に実施された。深度1513mのcasing shoeから約1600mまで連続して、坑井壁面の東方向に縁の鋭い縦き裂が観察された。同様なき裂は、1600m以深1808mまで断続的に観察された。坑井の西部分は、坑径拡大のために良好な観察結果は得られなかった<sup>14),15)</sup>。HDR2でも、深度約1900mまで掘削した後にBHTV計測が行われ、深度約1500mのcasing shoeから1835mまで断続的に、東西にほぼ対称な縦き裂が観察された<sup>16)</sup>。さらに、HDR1でも東西方向に縦き裂が観察された<sup>17)</sup>。

これらのき裂は、いずれも坑井掘削作業後のBHTV計測で観察されており、掘削中に形成されたと考える。また、坑井南壁面に多く見られる幅の広い縦き裂とは異なり、幅の狭いはっきりしたき裂であり、坑井壁面が円周方向に引張破壊を起こした結果と考える。

##### 4.3.2. 坑井壁面の応力と破壊条件

坑井に直交する面内の2次元の応力状態を次の仮定の下で計算する。ただし、引張応力を正とする。(1) 岩盤は等方弾性体。(2) 坑井は鉛直で断面は真円。(3) 地圧の最大主応力は鉛直方向に働きそれを $S_v$ と表し、水平面内の最大値は $S_H$ 、最小値は $S_h$ と表す。ただし引張応力を正とするため $S_h \leq S_H \leq S_v < 0$ 。(4) pore pressureは無視する。

図4.14のように $S_H$ の作用する方向を原線とする。 $\theta$ 方向の坑井壁面での円周応力 $\sigma_\theta$ と半径応力 $\sigma_r$ は、(4.17)、(4.18)式で表される<sup>18),19)</sup>。

$$\sigma_\theta = (1 - 2\cos 2\theta)S_H + (1 + 2\cos 2\theta)S_h + p - \frac{\alpha E}{1 - \nu} \tau \quad (4.17)$$

$$\sigma_r = -p \quad (4.18)$$

ここで、 $p$ は坑井内水圧、 $\alpha$ は坑井周囲の岩石の線膨張率、 $E$ はヤング率、 $\nu$ はポアソン比、 $\tau$ は岩石初期温度から掘削中への温度変化である。これらの物性値は、表4.6にまとめて示した。 $E$ と $\nu$ は岩石コアの一軸圧縮試験結果から得た<sup>20)</sup>。 $\alpha$ は温度に大きく依存するが、ここでは温度150°C、30MPa静水圧下での岩石コアの測定結果<sup>21)</sup>を用いた。

原線から $\theta$ 方向の坑井壁面で、さらに $\xi$ 傾いた面(図4.14参照)に作用する垂直応力 $\sigma$ は、(4.19)式となる。

$$\begin{aligned} \sigma &= \sigma_\theta \cos^2 \xi + \sigma_r \sin^2 \xi \\ &= \left\{ (1 - 2\cos 2\theta)S_H + (1 + 2\cos 2\theta)S_h + p - \frac{\alpha E}{1 - \nu} \tau \right\} \cos^2 \xi - p \sin^2 \xi \end{aligned} \quad (4.19)$$

岩石の引張強度については異方性を考慮する。HDR1坑井の深度1790mの岩石コアの圧裂強度試験結果<sup>20)</sup>から、最小引張強度 $\sigma_{11} = 5.6$  MPa、最大引張強度 $\sigma_{22} = 9.2$  MPaとする。その面の法線方向の引張強度が $\sigma_{11}$ となる面を弱面と呼ぶ。法線方向の引張強度が $\sigma_{22}$ となる面は弱面と直交すると仮定する。弱面は鉛直であり、SHの作用方向から $\eta$ 傾いている(図4.14参照)とする。原線から $\theta$ 方向の坑井壁面で $\theta$ 方向からさらに $\xi$ 傾いた面、つまり(4.19)式の $\sigma$ が作用する面の引張強度 $\sigma_1$ は、(4.20)式となる。

$$\sigma_1 = \sqrt{\sigma_{11}^2 \cos^2(\theta + \xi - \eta) + \sigma_{22}^2 \sin^2(\theta + \xi - \eta)} \quad (4.20)$$

破壊条件は(4.21)式である。

$$\sigma - \sigma_1 > 0 \quad (4.21)$$

左辺を最大にする $(\theta, \xi)$ の組は、坑井壁面で破壊が発生する位置 $\theta$ と、破壊面の角度 $\xi$ を示す。ただし、弱面は平行に無数に存在し、坑井壁面のどの点でも弱面が坑井に交差していることを前提としている。

##### 4.3.3. 引張き裂発生から推定される地圧情報( $\eta=0$ の場合)

$S_H$ 方向と弱面が平行となる場合であり、当然ながら、 $(\theta, \xi) = (0, 0)$ で、 $\sigma$ が最大、 $\sigma_1$ が最小となり、引張破壊が発生する。(4.19)、(4.20)式から $(\theta, \xi) = (0, 0)$ での $\sigma$ と $\sigma_1$ を計算して(4.21)式に代入すると、破壊条件は(4.22)式となる。

$$-S_H + 3S_h + p - \frac{\alpha E}{1 - \nu} \tau - \sigma_{11} > 0 \quad (4.22)$$

地圧異方性、 $S_H/S_h$ 、が大きいくほど、地圧による応力、 $-S_H + 3S_h$ 、の値は大きくなり上式の条件を満たし易い。

この破壊条件と縦き裂が観察された深度から、以下に述べる仮定の下で、地圧異方性に関する情報が得られる。まず、地圧と水圧は深度に比例して(4.23) - (4.26)式で表されると仮定する。

$$S_v = -\rho_r g d \quad (4.23)$$

$$S_H = C_1 S_v = -C_1 \rho_r g d \quad (4.24)$$



$$S_b = C_2 S_v = -C_2 \rho_w g d \quad (4.25)$$

$$p = \rho_w g d \quad (4.26)$$

ここで、 $\rho_r$  は坑井周囲の岩石の密度、 $\rho_w$  は水の密度、 $g$  は重力加速度、 $d$  は坑井深度で鉛直下方を正とする。 $C_1$ 、 $C_2$  は無次元の定数で、4.3.2.(3)の仮定と  $S_b$  の絶対値は静水圧より大きいとの仮定から、 $\rho_w/\rho_r \leq C_2 \leq C_1 \leq 1$ 。

深度  $1500\text{m} \leq d \leq 1900\text{m}$  の範囲での坑井初期温度は、HDR1 静止時温度換算結果<sup>16)</sup>から(4.27)式と近似した。掘削中の温度は、表 4.6 の物性値の岩盤中に掘削された直径 9 5/8 インチ、深度 1600m の坑井に、5 インチの drill pipe を挿入して 1.5 m<sup>3</sup>/min の水を循環させた場合の孔内温度変化の計算から、(4.28)式と近似した。(4.28)式から(4.27)式を差し引くと、掘削中の坑井壁面の温度変化  $\tau$  は(4.29)式となる。

$$T = \frac{6}{100}(d - 1500) + 236 \quad (4.27)$$

$$T = \frac{3}{100}(d - 1500) + 141 \quad (4.28)$$

$$\tau = -\frac{3}{100}d - 50 \quad (4.29)$$

表 4.6 の値と、(4.24)、(4.25)、(4.26)、(4.29)式を、(4.22)式に代入して、HDR1 井の坑井壁面の引張り破壊条件を(4.30)式と整理する。

$$(C_1 - 3C_2 + 0.92)d + 6.7 \times 10^2 > 0 \quad (4.30)$$

ここで、 $\rho_w/\rho_r = 0.38$  であるから、 $0.38 \leq C_2 \leq C_1 \leq 1$  に限定する。HDR1 の BHTV 観測は 1900m まで実施されたが、縦き裂が観測された最深部は 1835m であった。つまり、(4.30)式は  $d \leq 1835\text{m}$  の範囲で成り立つとすれば、 $(C_1, C_2)$  は図 4.15 の A の範囲に限定される。他方、図中 B の範囲では、(4.30)式左辺の  $d$  の係数が正となり、(4.30)式は  $d$  の値に関わりなく成立する。

#### 4.3.4. 引張り裂発生から推定される地圧情報 ( $\eta \neq 0$ の場合)

$S_H$  方向と弱面方向が  $\eta$  の角度をなす場合である。實際上重要な点は、 $\eta$  の値によって、破壊の発生位置  $\theta$  と破壊面の角度  $\xi$  がどの程度変化するかである。引張り破壊の発生する位置と角度は、(4.21)式の左辺、 $\sigma - \sigma_1$  が最大になる組として計算できる。

表 4.6 の値と、(4.24)、(4.25)、(4.26)、(4.29)式、さらに、 $d = 1850\text{m}$ 、 $C_1 = 1.0$ 、 $C_2 = 0.76$  とし、数値計算を行った。この  $d$ 、 $C_1$ 、 $C_2$  の値は、4.3.3. の  $\eta = 0$  の場合に引張り破壊発生するか否かのほぼ境界にある値として選択した。具体的には  $\eta$  を一定として、 $\theta$  と  $\xi$  を 0.2 deg. ずつ変えながら、(4.19)式の  $\sigma$  と(4.20)式の  $\sigma_1$  を計算し  $\sigma - \sigma_1$  を求めた。例として、 $\eta = 15\text{ deg}$

での  $\sigma - \sigma_1$  の値を、平面上に等高線表示した (図 4.16)。 $\theta = 1.2\text{deg}$ 、 $\xi = 2.2\text{deg}$  で最大となった。図 4.17 は  $\eta = 30\text{deg}$  の場合である。 $\sigma - \sigma_1$  を最大とする ( $\theta, \xi$ ) と最大値を、各  $\eta$  に対して表 4.7 にまとめた。ただし、 $\sigma - \sigma_1$  は MPa で 1/10 の桁まで記したのは  $\eta$  による影響を明示するためであり、精度としては 1 の桁で丸める程度である。

$\eta$  がかなり大きくなったとしても、引張り破壊が最も起き易い  $\theta$  は 0 に近いことがわかる。逆に言えば、肘折の岩盤物性値 (表 4.6) であれば、弱面と  $S_H$  のなす角度  $\eta$  がわからないとしても、引張り裂の発生方向は  $S_H$  方向とほぼ一致していると結論できる。

また、 $\eta$  の値とともに、 $\sigma - \sigma_1$  の値が小さくなりやがて負になっている。つまり、 $\eta$  が大きくなると引張り破壊は発生しなくなることがわかる。肘折では 1850m で引張りき裂は観測されなかったことから、既述の仮定が正しくかつ物性値の精度が十分高ければ、肘折 1850m 深度では  $\eta$  は 10deg. より大きい (表 4.7 参照) と結論できる。

#### 4.4. 肘折高温岩体貯留層の循環抽熱実験のシミュレーション<sup>7),8)</sup>

##### 4.4.1. はじめに

1997 年時点での肘折高温岩体貯留層の坑井と貯留層の配置を模式的に図 4.3 に示した。肘折高温岩体実験場では、1988 年坑井 SKG2 から注水して坑井 HDR1 から生産する上部貯留層の循環抽熱試験を 15 日間、1989 年に坑井 SKG2 から注水して坑井 HDR1 及び坑井 HDR2 から生産する上部貯留層の循環抽熱試験を 29 日間実施し、さらに、1995 年と 1996 年には坑井 HDR1 から注水して坑井 HDR2 及び坑井 HDR3 から生産する下部貯留層の循環抽熱試験を実施した。ただし、95 年と 96 年の実験では、坑井と上部貯留層との間でも流体の出入りが観測された。なお、全ての坑井はほぼ垂直井とみなすことができる。

地熱発電所を実現する場合には、地下から取り出せる熱エネルギーの長期的な予測が最も重要な項目の一つであり。これは高温岩体発電の場合にも当てはまる。ここでは、1988 年及び 1989 年に実施した上部貯留層の循環抽熱試験データから、上部貯留層の規模等を推定して、そこからさらに長期の循環データを計算した例を記す。1995 年及び 1996 年の循環抽熱実験は、1 本の注入井と 2 本の生産井及び 2 層の貯留層からなる循環系であるが、現象が複雑であり、かつ、モデルを絞り込むためには計測データが不足しているために、十分なシミュレーションは行えていない。

シミュレーションに用いたプログラムは、LANL の HDR プロジェクトで開発された Finite Element Heat and Mass Transfer Code であり<sup>22),23)</sup>、流体の質量保存則と計全体のエネルギー保存則をもとに、多孔質の物体中に熱水や蒸気が流れる際の温度及び圧力を有限要素法によって計算するものである。

##### 4.4.2. 1988 年の循環抽熱試験データによる肘折上部貯留層のモデル化

1988年の循環抽熱試験当時、SKG2は深度1,788m～坑底1,802mまでの14mが裸孔であり、坑口からの注水はこの区間から上部貯留層に流入した。生産井であったHDR1は、貯留層内ではSKG2から約40m南に位置しており、深度1,513m～坑底1,805mまでの約300mが裸孔であり、循環抽熱試験中のPTS検層によれば、深度1,530m、1,630m、1,745m及び1,760mで、上部貯留層から坑井内へ熱水が流入していた。SKG2の注水流量と坑口圧力の関係は、注水流量0.5 t/minの時に1.5～2.5MPa、1.0 t/minの時に4.5～5.5MPaであった。総注水量は13,340 tであった。HDR1からの生産は間欠的であり安定した生産記録は得られなかったが、総生産量は総注水量の約40%と推定した。

上部貯留層モデルの空間的な範囲は、図4.18のように、深度1,500m～1,900mまでの400m、両坑井を結ぶ方向に300m、それに直交する方向に100mと設定した。ただし、SKG2は操坑区間で上部貯留層と通じており、HDR1は1,500m～1,800mの300mで貯留層と通じていると仮定した。計算に必要な岩盤の物性値等を表4.8に示すが、熱伝導率、空隙率、密度、比熱は、コアによる計測値をもとにして定めている。また、岩盤初期温度は、PTS検層結果に基づいており、深度に対して線形に上昇するものとした。

このモデルを用いて、SKG2の坑口圧力とHDR1の生産量の2つの値が、循環抽熱試験での値に近くなるように、岩盤の透水係数と境界条件を試行によって定めた。その結果は、透水係数が $7.5 \times 10^{-12} \text{ m}^2$ 、境界条件としてモデル外への流出に関する値が $5.5 \times 10^{-17} \text{ kg s}^{-1} \text{ MPa}^{-1}$ であった。この境界条件は、モデルの上下方向には流体のモデル外への流出はなく、モデルを取り囲む円直面から、モデル内と外との圧力差に応じて流体が流出するという条件で求めた。

さらに、これらの空間配置、岩盤物性、透水係数及び境界条件を用いて、SKG2に1年間連続して注水した場合を計算した。1,500m深度での、SKG2の注水圧力、HDR1の生産熱水の流量及び温度の、1年間の変化をそれぞれ図4.19、4.20、4.21に示す。注水圧力は初期2ヶ月程度で1 MPa程度上昇しその後も緩やかに上昇すること、生産流量はほぼ安定していること、生産温度は緩やかに下降を続けることなどが、予測された。

#### 4.4.3. 1989年の循環抽熱試験データによる肘折上部貯留層のモデル化

SKG2の南に位置するHDR1との循環導通があまりよくなかったこと、及び、SKG2水圧破砕中のAE震源がSKG2の東西方向に多く分布していることから、HDR2はSKG2の西南西約40mを目標として掘削された。1989年の循環抽熱試験の時点で、HDR1は下部貯留層造成のために2,205mまで増掘され、1,367m～2,151mまでは7インチのcasing pipeが設置されていた。HDR2は1,516m～坑底1,910mまで裸孔であった。

循環抽熱試験時の、図4.22にSKG2の注水温度及びHDR1とHDR2の生産流体温度の変化、図4.23に注水流量及び生産流量の変化を示す。HDR2の生産流量がHDR1の2倍程度であることが、特徴的な点である。また、注水流量1.0 t/minの際のSKG2の坑口圧力は、循環開始時に約6 MPaで、以降次第に低下し、29日間の試験終了時には約4.5 MPaであっ

た。HDR2は操坑区間は約1,500m～1,900mであり、PTS検層から1,560～1,580m、1,630m、1,665m、1,756m、1,764mで貯留層からの流入が観測された。

注水井SKG2からの距離はHDR1、HDR2ともに約40mであるのに、これだけ生産流量が異なったため、SKG2とHDR2間の岩盤の透水係数は、SKG2とHDR1間のそれより大きいと仮定してモデルを作成した。坑井が3本であるために、1988年のモデルのような対称性を仮定することはできず、空間的な範囲は図4.24のように、深度1,500m～1,900mまでの400m、平面方向にそれぞれ300mと設定した。ただし、SKG2とHDR2を結ぶ東西方向に高透水性のゾーンを置き、HDR1はその外に位置するものと仮定した。1988年のモデルと同様に、SKG2は操坑区間で上部貯留層と通じており、HDR1は1,500m～1,800mの300mで貯留層に通じているとした。高透水性のゾーン以外の影響を除くために、HDR2もHDR1と同様に1,500m～1,800mの300mの区間で貯留層に通じていると仮定した。熱伝導率、空隙率、密度、比熱、岩盤初期温度は、1988年のモデルの値と同じである。

このモデルを用いて、やはり前年同様に、SKG2の坑口圧力、HDR1の生産流量及びHDR2の生産流量が、循環抽熱試験での値に近くなるように、岩盤の透水係数と境界条件を試行によって定めた。その結果は、透水係数が高透水性のゾーンで $2.0 \times 10^{-12} \text{ m}^2$ 、その他の部分で $4.0 \times 10^{-14} \text{ m}^2$ 、境界条件としてモデル外への流出に関する値が $6.0 \times 10^{-16} \text{ kg s}^{-1} \text{ MPa}^{-1}$ であった。この値を用いれば、1,500m深度での、SKG2の注水圧力、HDR1とHDR2の生産熱水の流量及び温度は、30日間で図4.25、4.26、4.27に示すように計算される。

高透水性ゾーンが境界と接する面での境界条件の値を大きくすると、注水圧力が上昇せず、また、生産量も上がらないため、境界条件は高透水性のゾーンと他の岩盤部分とも同じ値にした。その結果、前年のモデルでの、透水係数 $7.5 \times 10^{-12} \text{ m}^2$ 、境界条件の値 $5.5 \times 10^{-17} \text{ kg s}^{-1} \text{ MPa}^{-1}$ に比して、透水係数は小さく、境界条件は大きくなった。どちらのモデルがより現実をよく表しているか確かめるためには、今回の空間モデルと物性値を用いて、HDR2の無い状態で1988年の循環抽熱試験の状態が再現できるか計算する必要がある。



参考文献

- 1) 佐藤嘉晃, NEDO 高温岩体技術開発 肘折高温岩体実験場の経緯を中心として, 地熱, 33, 62-76, 1996
- 2) 厨川道雄, 佐藤嘉晃, 天満剛夫, 山口勉, 肘折高温岩体プロジェクトの経緯, 資源と素材, 112, 901-906, 1996
- 3) Sato, Y. and T. Ikawa, Stimulation of the 2200-m-deep Reservoir at Hijiori HDR Test Site, GRC Transactions, 19, 275-278, 1996
- 4) Sato, Y., M. Kuriyagawa, T. Yamaguchi, I. Matsunaga, Y. Oikawa and H. Ito, Fracture Extension by hydraulic fracturing at Hijiori site, Hot Dry Rock, Camborne School of Mines International Conference, Cornwall, UK, 388-397, 1989
- 5) 佐藤嘉晃, 山口勉, 厨川道雄, 高温地層中への坑井掘削による坑井周辺の応力, 資源・素材学会研究・業績発表講演要旨集, 113-114, 1990
- 6) Sato, Y., Y. Oikawa, N. Tenma, M. Kuriyagawa, H. Ito and S. Sasaki, In-situ stress of the Hijiori Hot Dry Rock site evaluated from borehole logging, coretests and microseisms, New Horizons in Resource Handling and Geo-Engineering, MMIJ/AusIMM Joint Symposium, Ube, Japan, 409-415, 1994
- 7) 山口勉, 佐藤嘉晃, 厨川道雄, 松永烈, 及川寧己, 光永祥子, ジョージ ジボロスキー, 高温岩体抽熱システムの評価のための現場試験とモデル化, 資源と素材, 106, 843-849, 1990
- 8) 山口勉, 厨川道雄, 佐藤嘉晃, 及川寧己, 小林秀男, 松永烈, ジョージ ジボロスキー, 高温岩体からの熱抽出実験と人工貯留層のモデル化, 日本地熱学会誌, 13, 73-93, 1991
- 9) Moench, A., Geothermal well test analysis in horizontally stratified formations including well-bore storage and skin effect, International Conference on Geothermal Energy, Florence, Italy, 267-279, 1982
- 10) 厨川道雄, 小林秀男, 松永烈, 小杉昌幸, 山口勉, 水圧破砕中の圧力データをを用いた岩盤透水性の評価, 日本鉱業会研究・業績発表講演要旨集, 229-230, 1985
- 11) 新エネルギー総合開発機構, 昭和 61 年度 高温岩体発電システム技術開発 (要素技術の開発), 21-92, 1987
- 12) 新エネルギー総合開発機構, 昭和 62 年度 高温岩体発電システム技術開発 (要素技術の開発), 66-137, 1988
- 13) 新エネルギー・産業技術総合開発機構, 昭和 63 年度 高温岩体発電システム技術開発 (要素技術の開発), 35-96, 1989
- 14) Ito, H., Fracture system detected by BHTV in Hijiori site, Proc. Int. Workshop on HDR, Tsukuba, Japan, 141-150, 1988
- 15) 文献 13) の 325-329 頁
- 16) 新エネルギー・産業技術総合開発機構, 平成元年度 高温岩体発電システム技術開発 (要素技術の開発), 192-196, 1990
- 17) 新エネルギー・産業技術総合開発機構, 平成 2 年度 高温岩体発電システム技術開発 (要素技術の開発), 67, 1991
- 18) 川本健夫, 応用弾性学, 共立出版, 67-82, 1968
- 19) 竹内洋一郎, 熱伝達, 日新出版, 76-78, 1971
- 20) 及川寧己, 山口勉, 松永烈, 厨川道雄, 肘折高温岩体実験場 HDR1 坑井から採取したコアの物性試験について, 資源, 1, 498-508, 1989
- 21) 公害資源研究所, 平成元年度サンシャイン計画研究開発成果報告書 高温岩体熱抽出システムの解析・評価, 15, 1990
- 22) Zyvoloski, G., Finite element methods for geothermal reservoir simulation, Int. J. Num. Anal. Methods Geomech., 7, 75-86, 1983
- 23) Zyvolosky, G., Z. Dash and S. Kelkar, FEHM: Finite Element Heat and Mass Transfer Code, LA-1124-MS, Los Alamos National Laboratory, 1988

表4.1 肘折高温岩体実験場に形成された2層の貯留層の公称深度及び地層温度と、各貯留層に導通して注水、生産に用いられる坑井の名称及び裸坑区間

貯留層名称	公称深度、地層温度	導通坑井
上部貯留層	深度1800m 温度250℃	注水井SKG2、裸坑区間1788-1802m 生産井HDR2a、裸坑区間1504-2303m 生産井HDR3、裸坑区間1510-2303m
下部貯留層	深度2200m 温度270℃	注水井HDR1、裸坑区間2158-2205m 生産井HDR2a、裸坑区間1504-2303m 生産井HDR3、裸坑区間1510-2303m

表 4.2 下部貯留層の循環試験中の、注入井 HDR1 からの流出深度 (PTS 検層で測定) とその深度で BHTV によって観測されたフラクチャの走向、傾斜

流出域の深度 m	フラクチャの深度 m	フラクチャの走向 deg.	フラクチャの傾斜 deg.
2165 - 2167	2164.5	N30E	47S
	2165.0	N5E	43S
	2165.3	N174E	20N
	2166.7	N158E	62N
2174 - 2176	2173.8	N92E	35N
	2176.3	N39E	36N
2182 - 2184	2182.2	N83E	62N
	2182.9	N74E	62N
	2183.0	N76E	66N
2193 - 2195	2192.8	N90E	47N
	2193.5	N64E	40N
	2194.0	N69E	43N
2202 - 2204	2202 to 2204	N13E	90

表 4.3 下部貯留層の循環試験中の、生産井 HDR2a への流入深度 (PTS 検層で測定) とその深度で BHTV によって観測されたフラクチャの走向、傾斜

流入域の深度 m	フラクチャの深度 m	フラクチャの走向 deg.	フラクチャの傾斜 deg.
2138 - 2142	2138.2	N121E	25S
	2141.9	N80E	38S
	2142.6	N167E	12S
2164 - 2167	2166.3	N79E	44N
	2167.5	N96E	70N
2185 - 2199	2185.0	N104E	62N
	2186.5	N90E	62N
	2187.0	N68E	66N
	2187.5	N68E	65N
	2187.7	N91E	66N
	2190.4	N77E	88N
	2192.0	N82E	47N
	2196.9	N95E	41S
	2197.6	N86E	80N
	2198.0	N177E	44N
	2198.4	N81E	75N
	2198.6	N80E	86N



表 4.4 下部貯留層の循環試験中の、生産井 HDR3 の温度異常域 (PTS 検層で測定) とその深度で BHTV によって観測されたフラクチャの走向、傾斜

温度異常域の深度 m	フラクチャの深度 m	フラクチャの走向 deg.	フラクチャの傾斜 deg.
1925 - 1935	1934.3	N55E	30S
1963 - 1980	1968.1	N107E	75N
	1971.9	N105E	63N
	1974.1	N86E	57N
	1975.3	N97E	64N
2050 - 2060	2051.8	N121E	70N
	2053.5	N126E	54N
	2055.0	N148E	66N
	2055.4	N138E	61N
	2060.0	N56E	59N
	2060.2	N57E	58N
2180 - 2190	2179.6	N55E	62N
	2181.3	N147E	69N
	2183.4	N137E	80N
	2185.2	N96E	72N
	2186.6	N36E	25N
2250 - 2255	2249.8	N111E	62N
	2252.0	N118E	68N
	2252.4	N126E	59N
	2252.6	N123E	61N
	2254.3	N134E	66N
	2255.2	N110E	76N
2270 - 2275	2269.6	N150E	65N
	2270.5	N90E	78N
	2270.7	N55E	58N
	2274.3	N22E	69S
	2274.4	N24E	65S
	2275.4	N62E	61N

表 4.5 SKG2 井に対する注水での流量と安定化した坑口圧力から推定した透水係数

No.	年月日	注水流量 m <sup>3</sup> /min	10 分後の坑口圧力 MPa	推定した透水係数 × 10 <sup>-13</sup> m <sup>2</sup>
1	1986.7.2	0.08	9.61	0.15
2	1986.7.2	0.16	10.30	0.31
3	1986.7.2	0.27	11.28	0.50
4	1986.7.2	0.55	11.77	1.0
5	1986.7.3	0.51	10.98	1.0
6	1986.10.15	0.09	4.12	0.41
7	1986.10.15	0.27	11.77	0.46
8	1986.10.15	0.45	14.51	0.65
9	1986.10.15	0.51	14.71	0.73
10	1986.10.15	0.49	13.73	0.75
11	1986.10.16	2.0	11.47	4.1
12	1986.10.16	4.2	13.24	7.8
13	1986.10.16	5.9	15.40	9.5
14	1987.11.17	0.69	7.65	2.1
15	1987.11.17	0.9	8.73	2.5
16	1987.11.17	1.5	10.59	3.3
17	1987.11.18	0.69	7.06	2.3
18	1987.11.18	0.93	8.34	2.6
19	1988.7.18	0.20	3.42	1.3
20	1988.7.18	0.60	8.83	1.5
21	1988.7.18	0.88	9.81	2.0
22	1988.7.18	1.2	10.59	2.6
23	1988.7.18	1.9	12.56	3.6
24	1988.7.18	3.0	14.02	5.1
25	1988.7.19	0.70	7.06	2.3
26	1988.7.19	0.90	8.14	2.6
27	1988.7.19	2.1	11.08	4.5
28	1988.7.19	4.2	13.14	7.8
29	1988.7.19	6.2	14.91	10.4
30	1988.7.19	5.8	14.12	10.3
31	1988.7.19	3.1	10.20	7.3
32	1988.7.19	5.8	14.22	10.2
33	1988.8.2	1.2	5.88	4.9
34	1988.8.2	2.0	8.92	5.3
35	1988.8.2	3.0	10.89	6.7
36	1988.8.5	1.0	5.49	4.3
37	1988.8.10	0.50	2.75	4.3
38	1988.8.15	1.0	6.08	3.9

表 4.6 坑井周囲の応力計算に用いた岩石の物性値

$\rho_r$	密度	$2.6 \times 10^3 \text{ kg m}^{-3}$
E	ヤング率	48 GPa
$\nu$	ポアソン比	0.24
$\sigma_{11}$	最小引張強度	5.6 MPa
$\sigma_{12}$	最大引張強度	9.2 MPa
$\alpha$	線膨張率	$7.0 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$
	熱伝導率 (1500m 以浅) *	$2.5 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$
	熱伝導率 (1500m 以深) *	$3.0 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$
	比熱	$1.0 \times 10^3 \text{ J kg}^{-1} \text{ K}^{-1}$

\* 肘折約 1500m 以浅は凝灰岩等の火山性堆積岩, 1500m 以深は基盤岩の花崗閃緑岩

表 4.7  $\eta$  一定とした時に,  $\sigma_1 - \sigma_3$  を最大にする  $(\theta, \xi)$  の値と,  $\sigma_1 - \sigma_3$  の最大値

$\eta$ deg.	$\theta$ deg.	$\xi$ deg.	$\sigma_1 - \sigma_3$ MPa
0	0.0	0.0	0.2
5	0.4	0.8	0.1
10	0.8	1.4	0.1
15	1.2	2.2	-0.1
20	1.4	2.8	-0.3
25	1.8	3.4	-0.5
30	2.0	3.8	-0.7
35	2.2	4.0	-1.0
40	2.2	4.2	-1.3
45	2.2	4.4	-1.6



表4-8 肘折上部貯留層の循環抽熱シミュレーション計算に用いた岩盤の物性値

物性	値	単位
熱伝導率	3.0	$W m^{-1} K^{-1}$
空隙率	0.02	
密度	2,700	$kg m^{-3}$
比熱	4,200	$J kg^{-1} K^{-1}$
初期温度	240 (深度 1,500m)	deg C
	254 (深度 1,800m)	

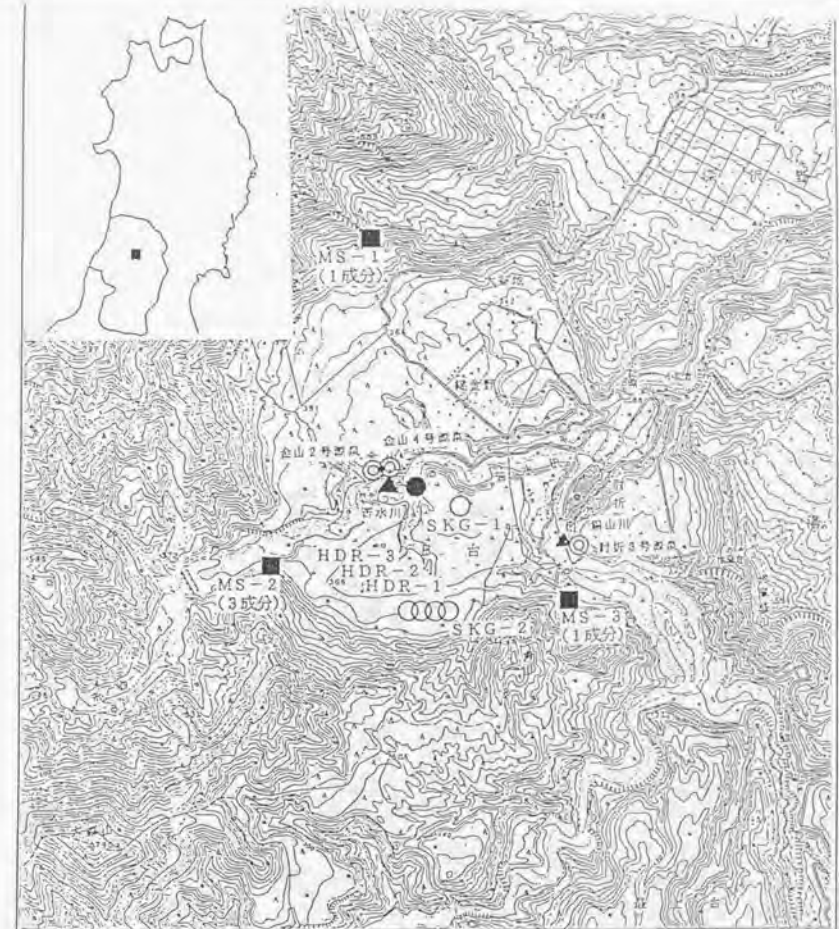


図4.1 肘折カルデラ周辺の地図

図中の○が肘折高温岩体実験場の4本の坑井を示す





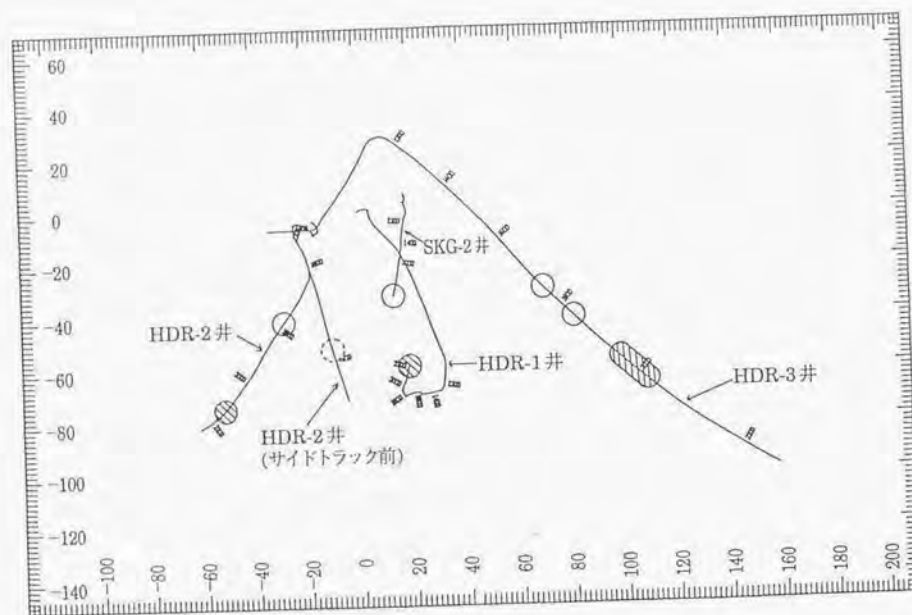


図 4.4 肘折高温岩体実験場の 4 本の坑井の坑跡平面図

坑跡上で○で囲んだ部分は、その坑井が上部貯留層と導通している箇所  
坑跡上で斜線を付した○で囲んだ部分は、その坑井が下部貯留層と導通している箇所

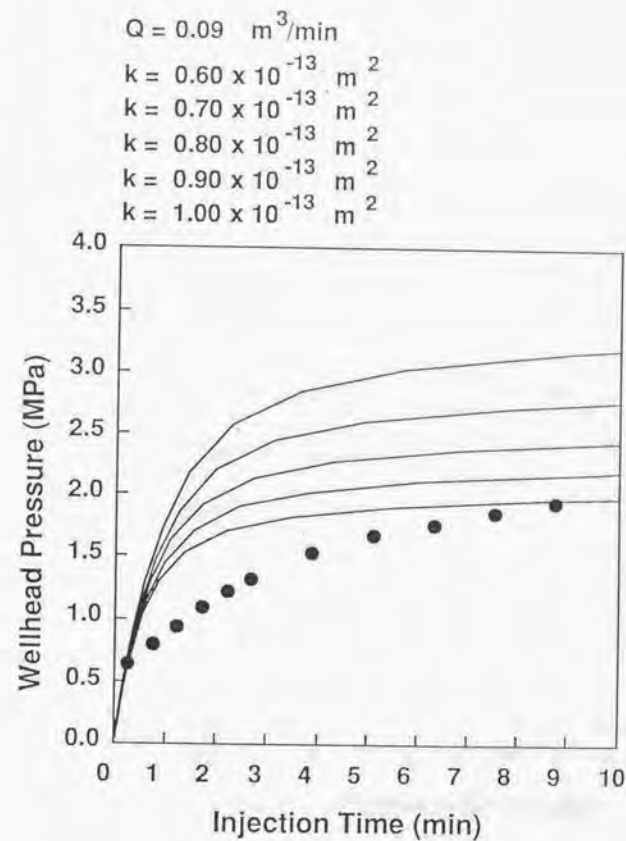


図 4.5  $Q=0.09\text{m}^3/\text{min}$ 、透水係数  $k$  がパラメータの場合の、坑口圧力変化の計算値（実線）と同流量での SKG2 井への注水試験の計測結果（●）

なお、5 本の実線は上から、 $k=0.60 \times 10^{-13} \text{ m}^2$ 、 $0.70 \times 10^{-13} \text{ m}^2$ 、 $0.80 \times 10^{-13} \text{ m}^2$ 、 $0.90 \times 10^{-13} \text{ m}^2$ 、 $1.00 \times 10^{-13} \text{ m}^2$  の場合の計算結果

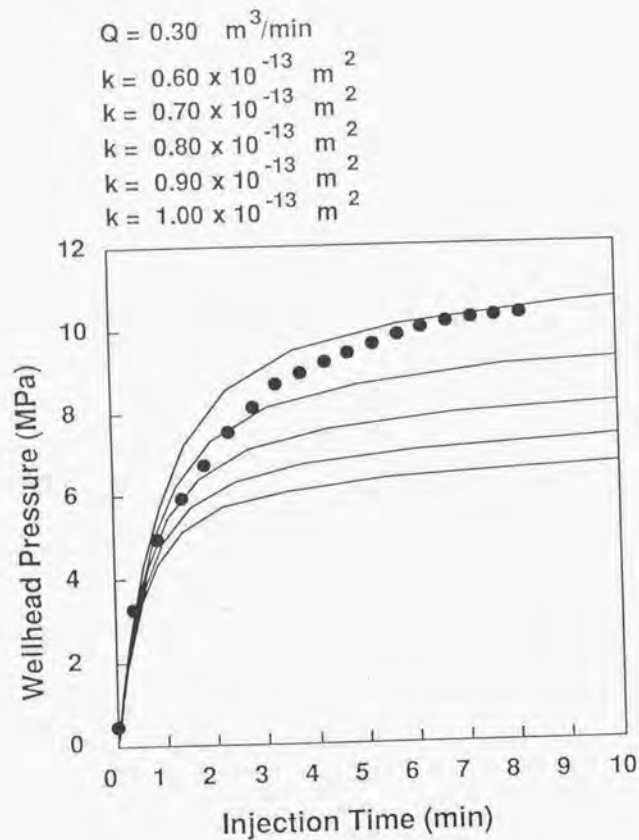


図 4.6  $Q=0.30\text{m}^3/\text{min}$ , 透水係数  $k$  がパラメータの場合の、坑口圧力変化の計算値 (実線) と同流量での SKG2 井への注水試験の計測結果 (●)

なお、5 本の実線は上から、 $k=0.60 \times 10^{-13} \text{ m}^2$ 、 $0.70 \times 10^{-13} \text{ m}^2$ 、 $0.80 \times 10^{-13} \text{ m}^2$ 、 $0.90 \times 10^{-13} \text{ m}^2$ 、 $1.00 \times 10^{-13} \text{ m}^2$  の場合の計算結果

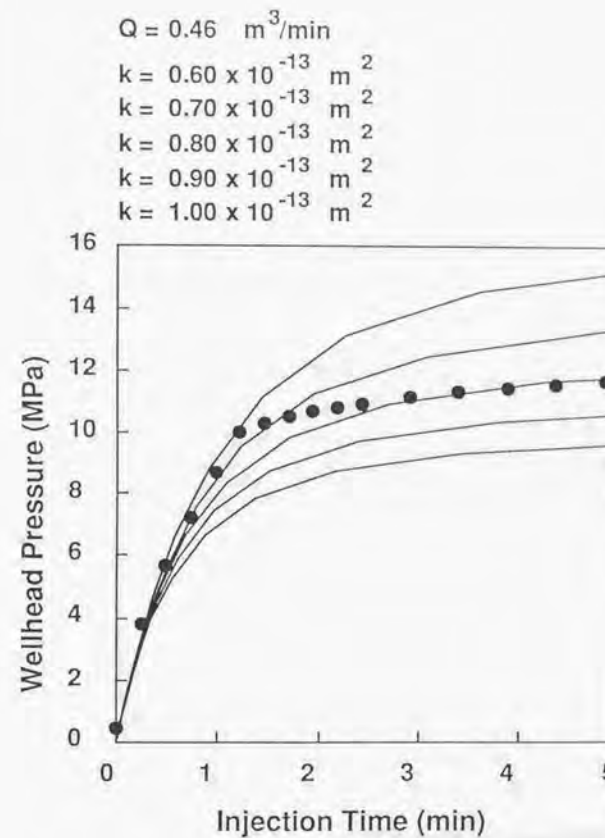


図 4.7  $Q=0.46\text{m}^3/\text{min}$ , 透水係数  $k$  がパラメータの場合の、坑口圧力変化の計算値 (実線) と同流量での SKG2 井への注水試験の計測結果 (●)

なお、5 本の実線は上から、 $k=0.60 \times 10^{-13} \text{ m}^2$ 、 $0.70 \times 10^{-13} \text{ m}^2$ 、 $0.80 \times 10^{-13} \text{ m}^2$ 、 $0.90 \times 10^{-13} \text{ m}^2$ 、 $1.00 \times 10^{-13} \text{ m}^2$  の場合の計算結果



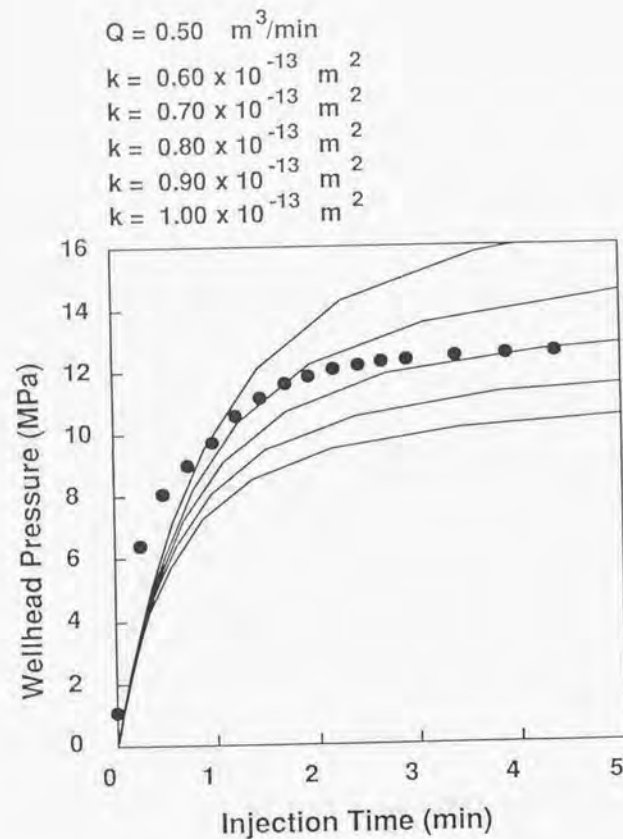


図 4.8  $Q=0.50 \text{ m}^3/\text{min}$ , 透水係数  $k$  がパラメータの場合の、坑口圧力変化の計算値 (実線) と同流量での SKG2 井への注水試験の計測結果 (●)

なお、5 本の実線は上から、 $k=0.60 \times 10^{-13} \text{ m}^2$ 、 $0.70 \times 10^{-13} \text{ m}^2$ 、 $0.80 \times 10^{-13} \text{ m}^2$ 、 $0.90 \times 10^{-13} \text{ m}^2$ 、 $1.00 \times 10^{-13} \text{ m}^2$  の場合の計算結果

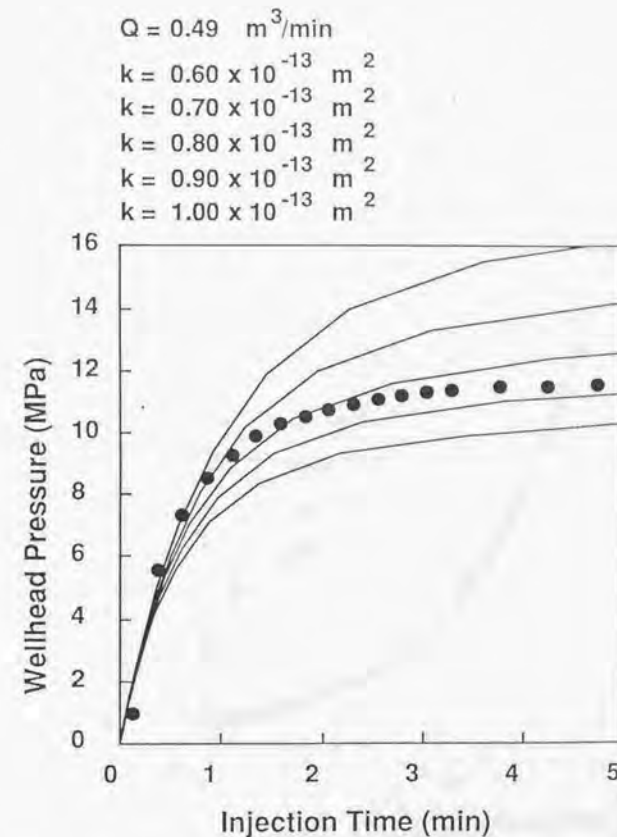


図 4.9  $Q=0.49 \text{ m}^3/\text{min}$ , 透水係数  $k$  がパラメータの場合の、坑口圧力変化の計算値 (実線) と同流量での SKG2 井への注水試験の計測結果 (●)

なお、5 本の実線は上から、 $k=0.60 \times 10^{-13} \text{ m}^2$ 、 $0.70 \times 10^{-13} \text{ m}^2$ 、 $0.80 \times 10^{-13} \text{ m}^2$ 、 $0.90 \times 10^{-13} \text{ m}^2$ 、 $1.00 \times 10^{-13} \text{ m}^2$  の場合の計算結果

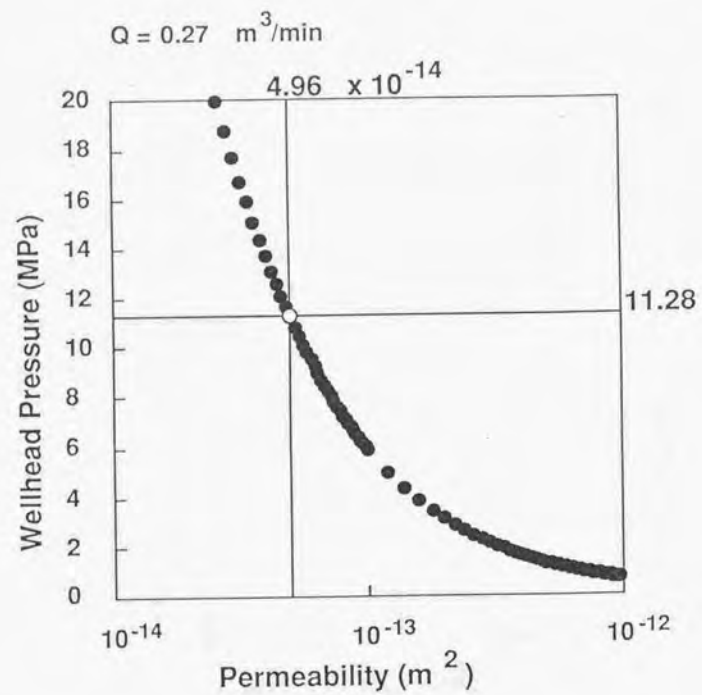


図 4.10  $Q=0.27\text{m}^3/\text{min}$ , 透水係数  $k$  がパラメータの場合、注水継続 10 分の坑口圧力 (●) と同流量での SKG2 井への注水試験の計測結果 (○)

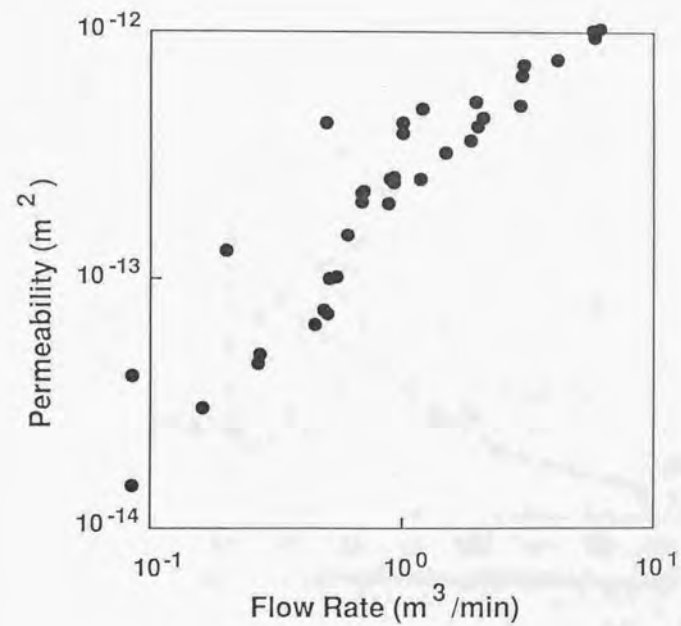


図 4.11 SKG2 井周辺の透水係数の推定値と、注水流量との関係



△	Q =	5.80 - 6.15	m <sup>3</sup> /min
□	Q =	4.15 - 4.20	m <sup>3</sup> /min
○	Q =	2.96 - 3.05	m <sup>3</sup> /min
▼	Q =	1.86 - 2.10	m <sup>3</sup> /min
▲	Q =	0.88 - 1.20	m <sup>3</sup> /min
■	Q =	0.45 - 0.61	m <sup>3</sup> /min
●	Q =	0.16 - 0.27	m <sup>3</sup> /min

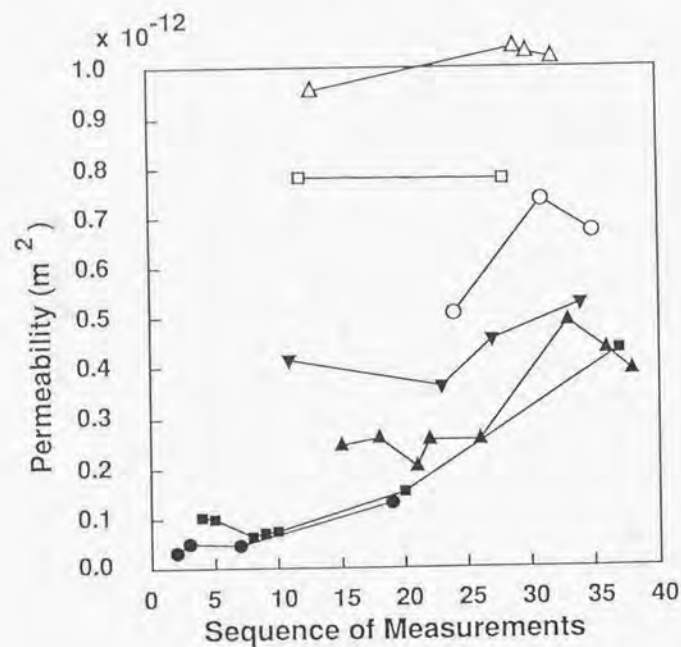


図 4.12 SKG2 井周辺の透水係数の推定値の長期に渡る変化

△	Q =	5.80 - 6.15	m <sup>3</sup> /min
□	Q =	4.15 - 4.20	m <sup>3</sup> /min
○	Q =	2.96 - 3.05	m <sup>3</sup> /min
▼	Q =	1.86 - 2.10	m <sup>3</sup> /min
▲	Q =	0.88 - 1.20	m <sup>3</sup> /min
■	Q =	0.45 - 0.61	m <sup>3</sup> /min
●	Q =	0.16 - 0.27	m <sup>3</sup> /min

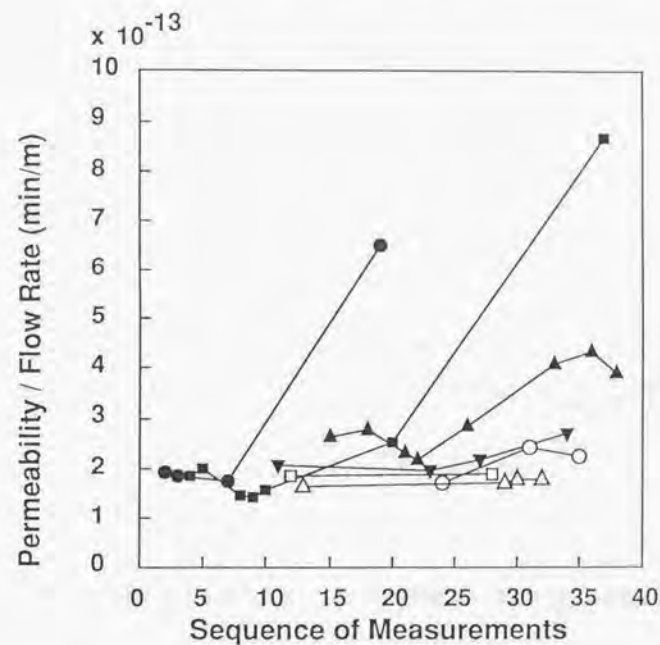


図 4.13 SKG2 井周辺の透水係数の推定値（注入流量によって除した）の長期に渡る変化

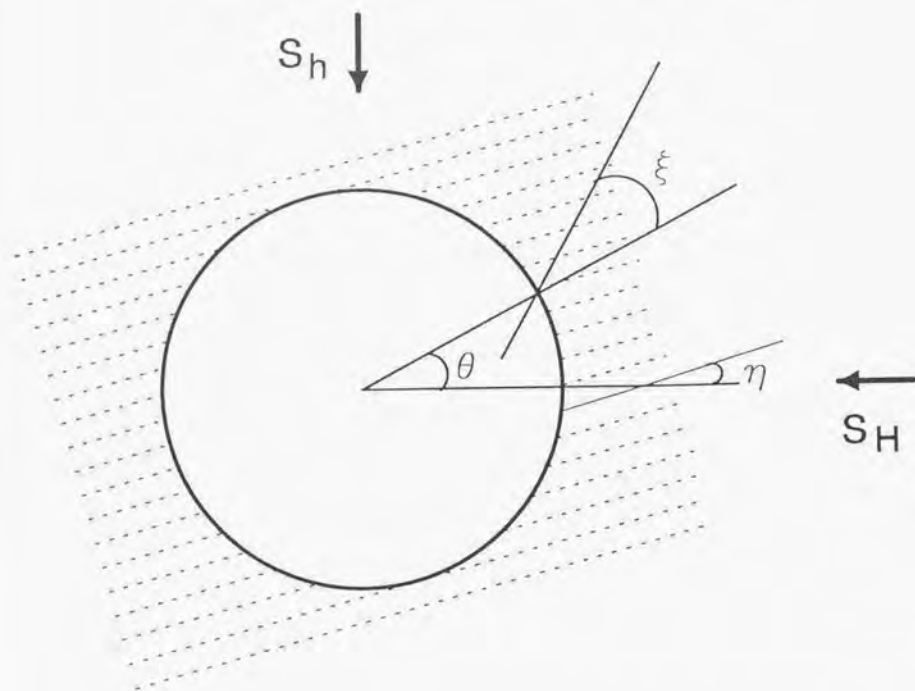


図 4.14 坑井軸に直交する平面での、最大主応力  $S_{10}$ 、最小主応力  $S_0$  と原線、弱面の位置関係

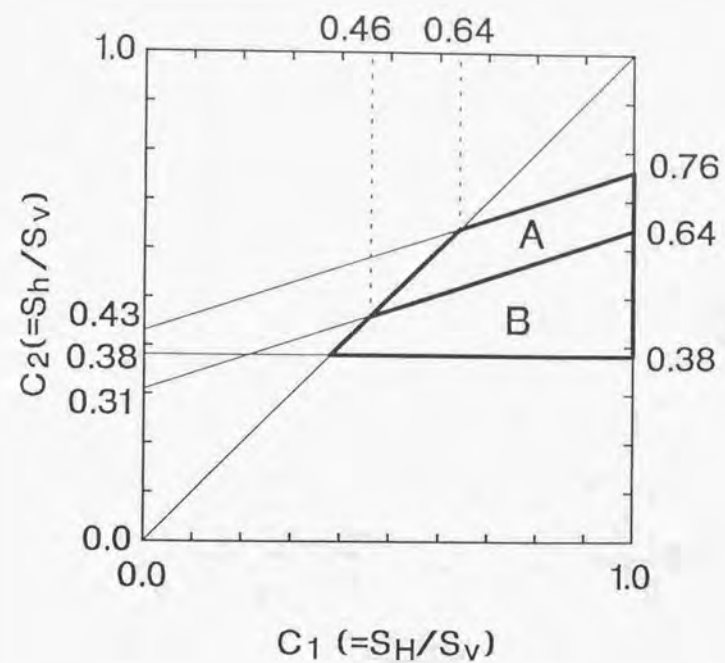


図 4.15 縦き裂の発生から推定される、地圧異方性を示す  $(C_1, C_2)$  の値の範囲



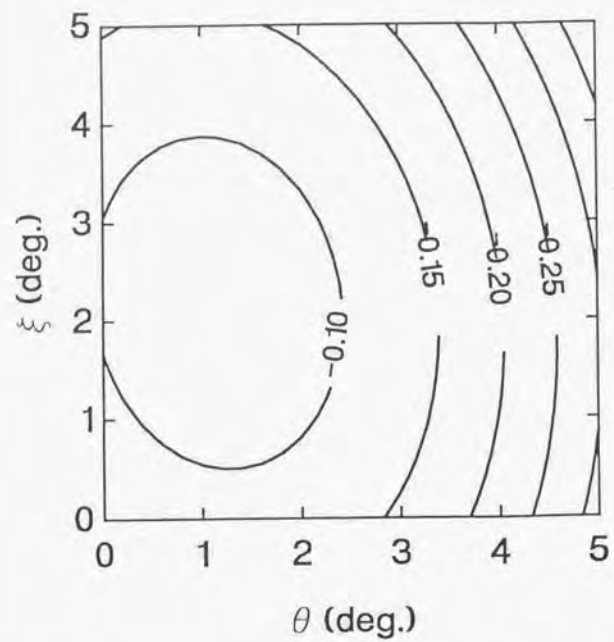


図 4.16  $\eta = 15\text{deg}$  の場合,  $\alpha - \sigma_1$  の値の  $(\theta, \xi)$  平面での等高線表示

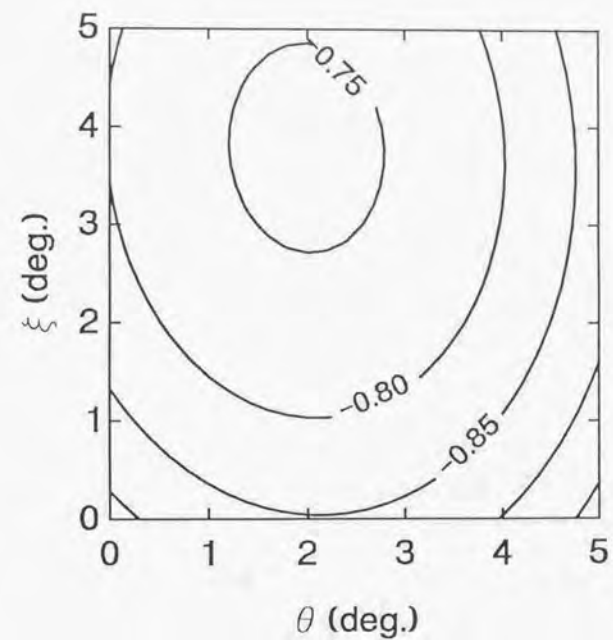


図 4.17  $2\alpha = 30\text{deg}$  の場合,  $\alpha - \sigma_1$  の値の  $(\theta, \xi)$  平面での等高線表示

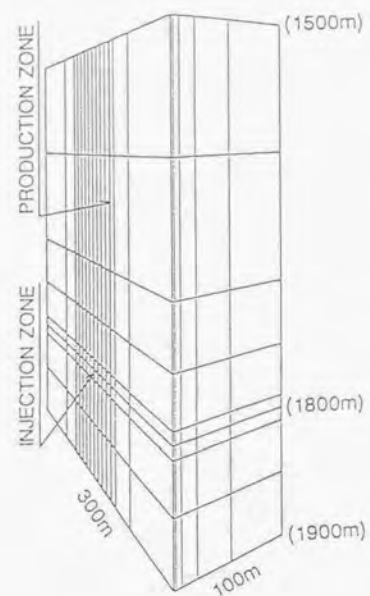


図 4.18 1988 年の循環抽熱実験時点での、肘折貯留層の空間モデル

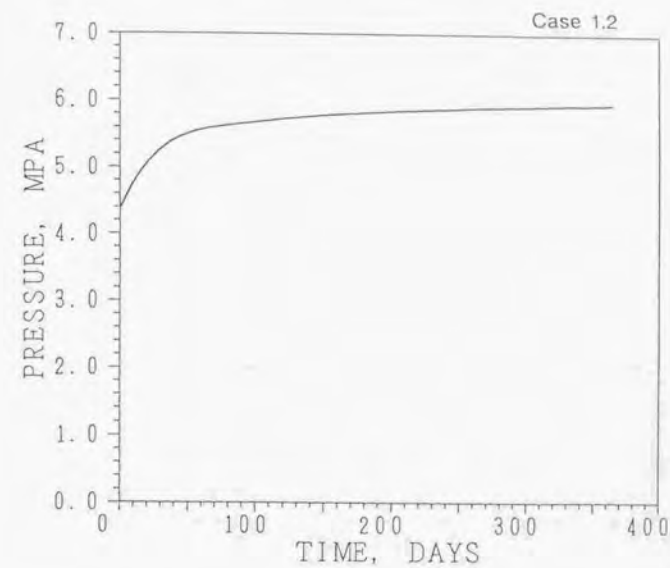


図 4.19 1 t/min の注水を 1 年間継続する場合の、1,500m 深度での SKG2 の注水圧力の変化 (1988 年のモデルによる予測計算)



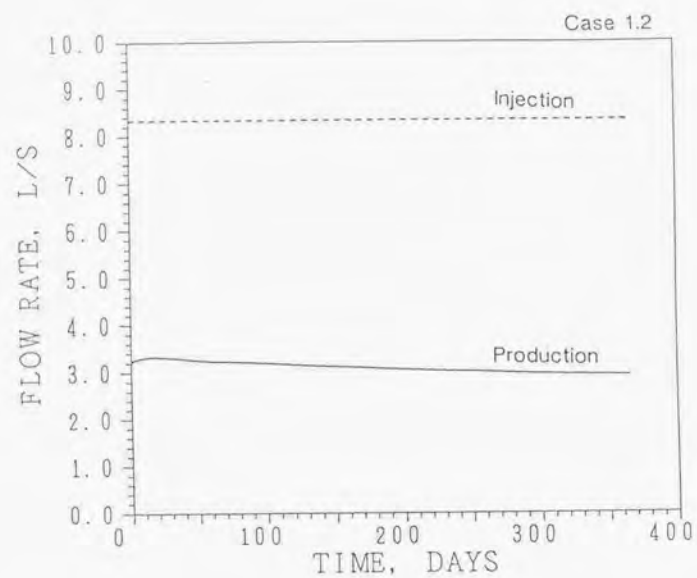


図 4.20 1 t/min の注水を 1 年間継続する場合の、HDR1 の生産熱水流量の変化  
(1988 年のモデルによる予測計算)

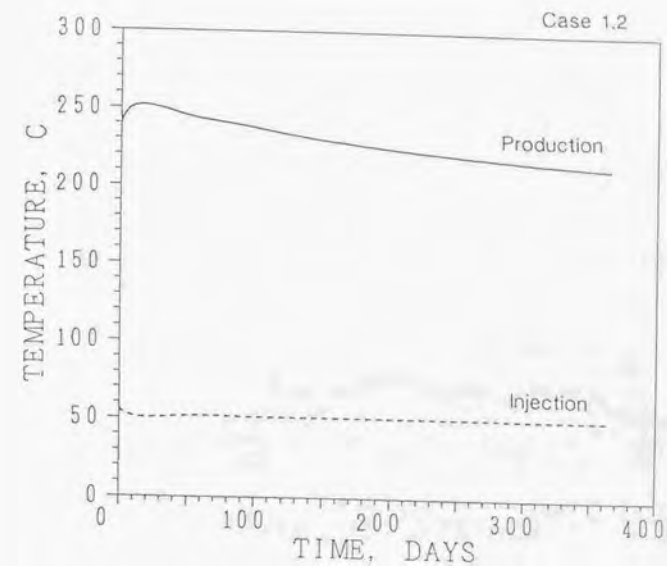


図 4.21 1 t/min の注水を 1 年間継続する場合の、深度 1500m での HDR1 生産熱水温度の変化  
(1988 年のモデルによる予測計算)

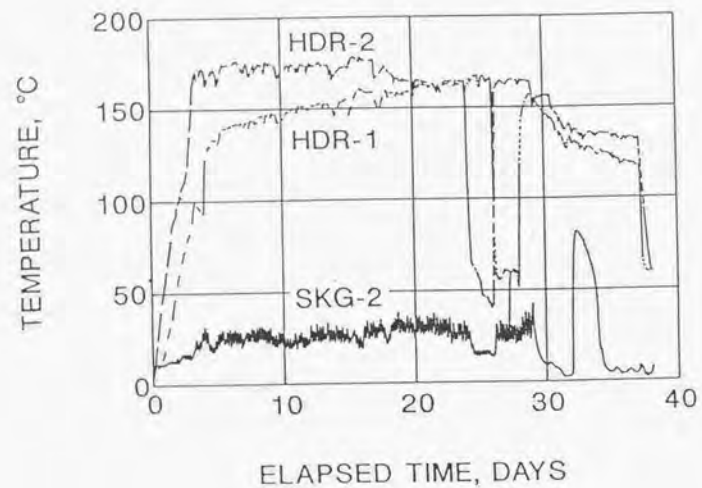


図 4.22 1989 年の循環抽熱実験での、SKG2 注水温度、HDR1 及び HDR2 生産温度の変化

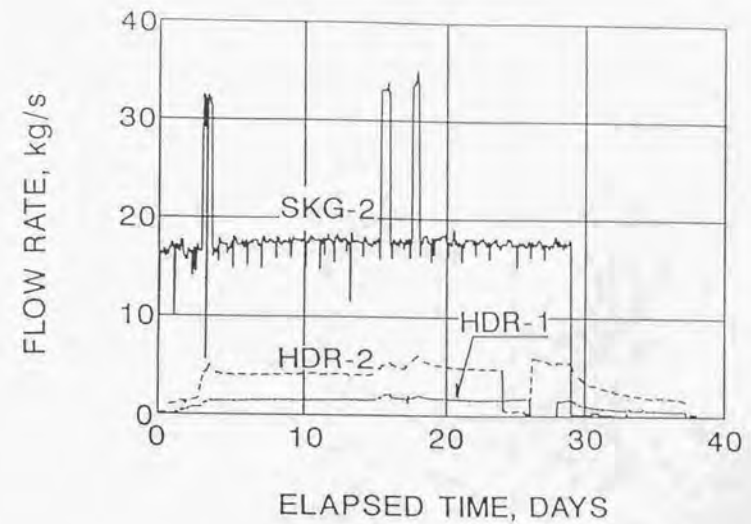


図 4.23 1989 年の循環抽熱実験での、SKG2 注水流量、HDR1 及び HDR2 生産流量の変化



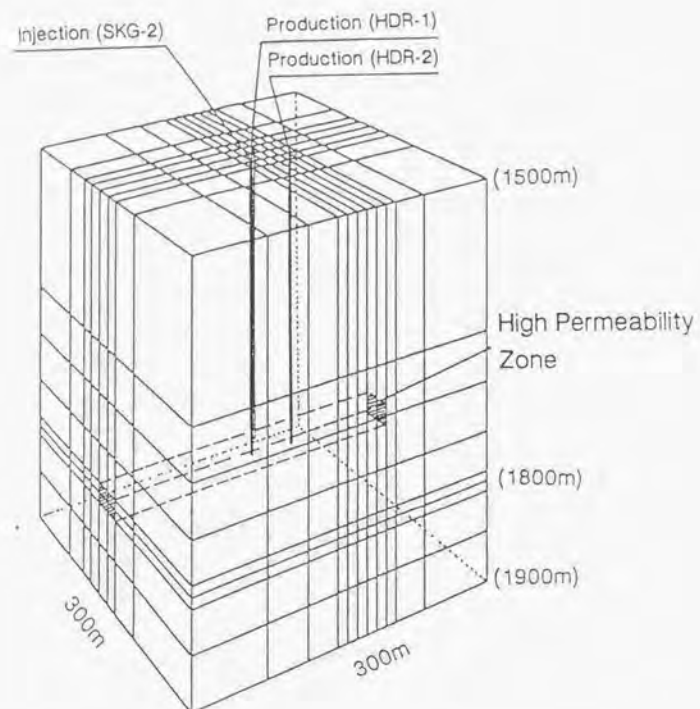


図 4.24 1989 年の循環抽熱実験時点での、肘折貯留層の空間モデル

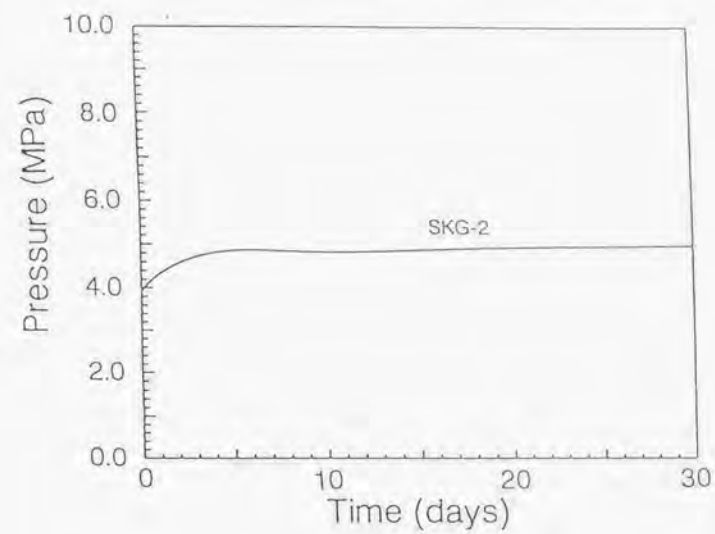


図 4.25 1989 年のモデルによる、SKG2 注水圧力の変化のシミュレーション結果

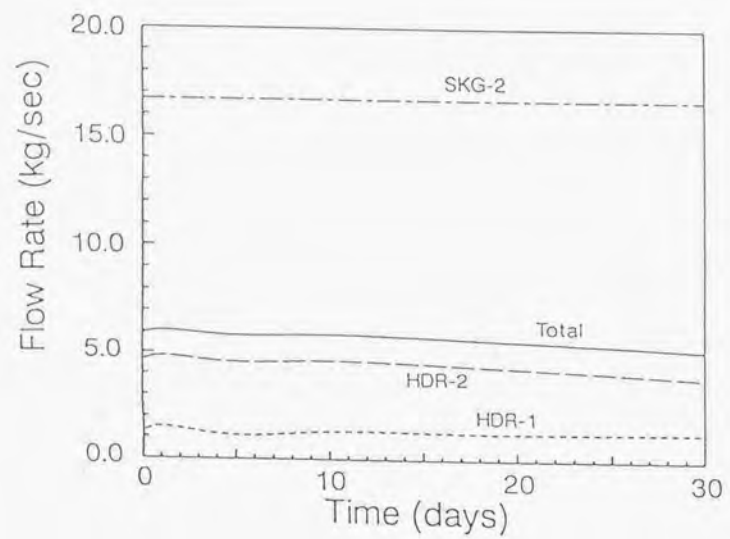


図 4.26 1989 年のモデルによる、HDR1 及び HDR2 の生産流体流量の変化のシミュレーション結果

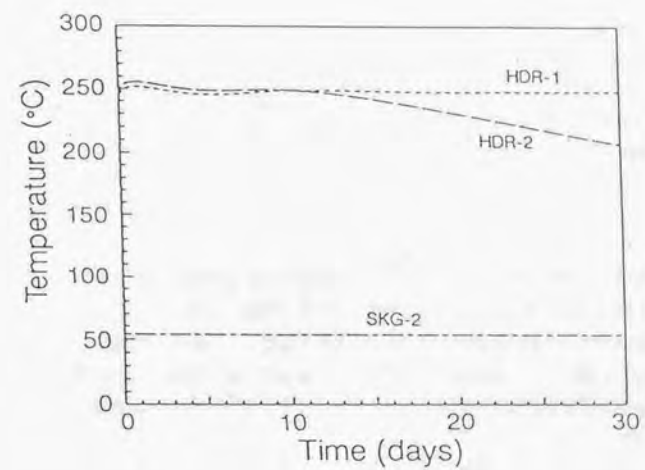


図 4.27 1989 年のモデルによる、深度 1500m での HDR1 及び HDR2 の生産流体温度の変化のシミュレーション結果



## 5.1 今後解決すべき技術課題

### 5.1.1 地下システム設計に係る技術の課題

地下システムを設計するためには、高温岩体貯留層内での物理、化学現象を理解している必要がある。Fenton Hill、肘折、Soutzなどで膨大なデータが集積されているが、計測、解釈、理解、数値的記述、モデリング、シミュレーションという一連の過程という点で整理すると、地下システム全体の理解、記述を完成させるべき段階と考える。また、これまでの Fenton Hill、肘折、Soutz の循環抽熱実験で 10MW 級の熱出力が得られているが、発電コストからは 1ヶ所数万 kW を目指すべくであり、これは肘折、Soutz の循環抽熱規模の 1 桁上の量である。そのためには地下システムの規模拡大、寿命延長が必要であるが、それは回収率の低下や注水圧力の上昇を引き起こすであろうと予測される。貯留層が開放系に近づくであろうための課題、あるいは、現状では予測できない現象も実験を通じて発見される可能性は高い。したがって現状は、これまでの実験データを総合的に解析して地下システムの理解、記述を完成させるとともに、規模、寿命を拡大させた場合の課題を検討すべき段階である。言い換えて、現在までの高温岩体実験規模から商用の高温岩体発電につなげることを整理の視点とすれば、回収率低下や注水圧力上昇を抑えながら高温岩体地下システム規模を拡大することが、最も重要な技術開発目標である。

地下に熱交換面を設計する時に、影響を与える要因は主として、原位置応力、フラクチャ分布、及び、フラクチャ進展抵抗であるが、測定が難しいために、現場での水圧破砕による熱交換面形成では、定量的な設計まで至っていない。これは克服すべき基本的な課題である。

一般に、貯留層規模を大きくすれば開放系に近づくと考えべきであり、地質条件等によって定まる貯留層圧の上限を前提とした循環設計を行う必要がある。このような系での循環設計は、閉鎖系と比べて一段と困難である。例えば、貯留層圧の上限はどのように測定するのか、貯留層境界をどのように定めるのか、坑井はどのように配置すべきか、最適な注水圧力をどのように求めるかなど、多くの解決すべき課題がある。また、生産井の坑底圧が上がらないのであれば、DHP (Down Hole Pump) 等でくみ上げるという生産方式も考慮しなければならない。注水井を挟んで 2 本の生産井を流動卓越方向に配置することによって回収率を挙げた肘折や、porous な貯留層から DHP で生産した Soutz<sup>8)</sup> の例があるが、これらの適用条件、あるいは、他の方式の検討が必要である。

貯留層の空間規模の拡大としては、まず、平面的な拡大については、1 単位の地下システム形成を外挿できるという意味での地質の均質性がどの程度広がっているのか、優勢なフラクチャ

面の傾斜角が大きい時には平面上に難した坑井が同深度で交差するフラクチャ面は異なる、ある地域の高温岩体資源の上限はどの程度なのかなど、地質的に調査確認すべき課題がある。深度方向へ複層の貯留層を形成する場合は、95、96 年の肘折の循環試験で確認<sup>9),10)</sup>されたような、坑井を介した貯留層の干渉も考慮しなければならない。ただし、坑井を介して貯留層が干渉する現象自体は、負の面だけではなく、注水循環の制御によって生産コストの低減をもたらす可能性もある。

長期循環での問題点として、貯留層内のフラクチャ個々について、そこを流れる量が異なりしたがって温度低下も異なるという現象は確認されており<sup>11),12)</sup>、それを考慮した循環抽熱の設計、発生した場合の対策技術が必要である。

循環抽熱シミュレーションについては、20 年以上の循環抽熱での圧力、流量、温度変化を計算することが最大の目的であり、可能な限り単純なモデルにより、貯留層内だけでなく坑井も含めた全体の流動を再現することが最も重要である。また、調査、開発、循環データを柔軟にシミュレーションに生かし、地下モデリングを改良しながら進めることが重要である。

### 5.1.2 地下システム形成に係る技術の課題<sup>13)</sup>

掘削に関しては、膨大な資源量という高温岩体の最大の長所を生かすためにより高温の地層開発を常に念頭に置くべきであり、掘削機器、掘削オペレーションの不断の開発が必要である。その際には、現状のロータリー掘削を改良して開発できる (コスト面も含めて可能の意) 温度・深度の上限を見極め、必要であれば技術革新が必要である。一方、逸水対策、耐酸性技術、DHM と MWD を用いた directional drilling などの技術開発も依然として必要である。フラクチャ検知のための mud logging、坑井周辺の流動抵抗を下げるための multi-leg drilling の適用なども検討すべきである。坑井仕上げとしては、熱サイクルによる劣化の少ないセメント材料の開発が必要である。

水圧破砕による熱交換面の形成に関しては、原位置応力、フラクチャ分布、フラクチャ進展抵抗の計測技術の進歩とともに、水圧破砕オペレーションの精度向上が必要である。肘折の上部貯留層形成のような、全坑加圧方式については、地表配管、坑井 casing 状態などの安全性を確認が重要である。肘折では現状の注水ポンプ等の機器性能で対応できたが、より高温で、低い脆性の岩盤を対象とする場合や、より大規模な貯留層形成を目指すには、ポンプ、坑口設備等を含めた機器全般の仕様改善が必要となる。また、高温高压に耐える裸孔パッカーの開発が必要である。

坑井周辺の透水性を改善するための他の技術として、粘性流体の注入によって坑井周辺だけを選択的に加圧する、フラクチャへの proppant 注入により開口を拡大・維持する、multi-leg drilling によって流出入に寄与する面積を増す等の方法がある。また、特定のフラクチャに選択的に注入するために、注水区間を限定する裸孔パッカーが必要である。これは水圧破砕用よりは低圧を保持する仕様となり、開発は比較的容易で、用途は広い。一方で、特定のフラクチャを閉塞する技術も必要である。

### 5.1.3. 地下システム計測・評価に係る技術の課題

原位置応力の測定<sup>14)</sup>に際して、測定精度の高さも重要であるが、貯留層規模の広い範囲に渡ってデータを得ることも劣らずに重要である。また、主応力比と主応力方向を精度高く決定することが重要である。水圧破壊による方法は信頼性が高く、また、実際の地下システムの形成と同じ方法である点からも最も重視されるべきである。坑井掘削に伴う坑壁フラクチャや borehole breakout は、安価で、かつ、深度方向の広い範囲に渡ってデータをえられる利点を生かして、積極的に適用すべきである。コアを試料とした方法は、測定原理や方法については確立されつつあるが、実用に際しては定方位コアリングのコスト削減が重要である。

断層のような大規模な既存フラクチャによって高温岩体貯留層の境界は決定されるのか、別の表現をすれば、どの程度の開口あるいは透水性を有するフラクチャであれば貯留層の境界となるのかという問題は、今後高温岩体貯留層の規模を拡大する過程で解決する必要がある。AE 解析は貯留層内のフラクチャ分布についてさらに多くの情報をもたらすことが期待できる<sup>15)</sup>。解析を生かすためには、できるだけ質の良い波形データを得ることが重要である。センサ感度・精度・耐熱性などの改良は今後とも重要である。実験場に応じた AE センサ配置計画も実用上は必要な課題となる。なお、循環領域を知ろうとすれば、高温岩体開発当初より AE 測定を継続する必要がある。坑井から数十 m の範囲のフラクチャの検知のための方法は確立されていないが、検層機器改良が必要である。

地下におけるフラクチャ進展抵抗の測定あるいは推定法やその分布状態の推定法は全く確立しておらず、重要な課題である。

トレーサとしてはより検出性の高いものの選定・開発、また、サンプリングとしては坑井内で貯留層の個々のフラクチャからの流入水を得る方法が必要である。また、トレーサによる貯留層評価に関しては、貯留層内の温度低下領域を thermal short cut として生産に影響する以前に把握する、大規模な貯留層の解析に対応する、複雑な流動状態を解析するという、課題がある。生産熱水の地化学分析についても、循環モデルに基づく、さらに詳細なデータ解析が必要である。既述したように、貯留層内で何等かの変化が起きたことを把握できる有効な技術は、現状では AE 計測・解析技術である。したがって、AE 震源と流体流路とを関連付けることができれば、その有用性は大きい。貯留層内の流動特性の計測は、その重要性に比して開発が非常に遅れている。坑井間の圧力応答、弾性波伝播測定など、地表近くの坑井には多くの方法があるが、2000m 級の高温の坑井に適用するためには多くの開発課題がある。

坑内の温度・圧力・流量データは、PTS 検層機によっているが、その径のために坑内流動に影響を与えておりより小口径にすることが必要である。さらに、検層機による間欠的な計測ではなく、坑内の温度、圧力、流量を常時計測できるシステムが、高温岩体循環制御には必要であり、このような計測技術開発が急務である。

### 5.1.4. 循環抽熱に係る技術の課題

注水流量と生産バルブ開口度の 2 つのパラメータによって、蒸気・熱水の流量及び圧力の安定性、蒸気・熱水の生産流量、ある出力規模を確保できる期間などが変化する。最適な注水流量と生産バルブ開度、ひいては、出力と寿命を決定することが課題となる。また、注水流量と坑口バルブ開度以外のパラメータによる制御の可能性を検討する必要がある。また、複層の貯留層から生産する場合の干渉も考慮した循環制御が必要である。ただし、この制御のためには、貯留層内だけでなく坑井も含めた全体の流動を常に把握し理解することが前提となる。

### 5.1.5. 地上プラント設計に係る技術の課題

高温岩体の生産蒸気・熱水量は、注水流量によってある程度制御できる利点がある。したがって、発電方式に対する許容度は高い。一方で、生産蒸気・熱水の温度は長期的には低下していき、また、高温岩体発電コスト低減のためには運転開始までの期間を短くして徐々に発電容量を増やすような計画検討も必要である。そのためには、モジュール形式の発電設備でその個数を増やしていく方式が有利である。熱利用は、コスト上の競争力を増すために検討すべき課題である。

### 5.1.6. 環境影響計測・評価

注水で間隙水圧が高くなることにより seismic hazard が発生するのではないとの懸念があるが、肘折での AE マグニチュード分布からわかる通りそのエネルギーは小さく、hazard の可能性はきわめて小さいが、より詳細に検討しておくことは必要である<sup>16)</sup>。

## 5.2. 国内の高温岩体資源量の評価

### 5.2.1. 国内の高温岩体資源量の概算<sup>2)</sup>

国内の高温岩体資源量は NEDO が評価している。これは、資源エネルギー庁による地熱開発促進調査の総合評価が終了している国内 29 地域の調査報告書に基づいている。まず、評価対象とする地域を次の規程で選定した。

- (1) 促進調査井 195 坑井のうち、掘削深度が 1000m を越える 177 坑井を選択（うち 1 本は 1000m に達していないが高温のため調査対象に含んだ）。
- (2) 177 坑井のうち、坑井下部で熱伝導型の温度分布（深度とともに直線的に温度上昇）を示す区間が 250m 以上ある、141 坑井を選択。
- (3) 141 坑井のうち、坑井内の直線温度分布を深度方向に外挿した結果 3km での温度が 250℃以上と計算される、82 坑井を選択。
- (4) 27 地域（促進調査地域としては 2 地域に扱われていたものを一部統合）のうち、82 坑井の内のどれかを含む、つまり深度 3km の地層温度が 250℃以上と推定できる、20 地域を選択。

上のようにして選択した 20 地域について、次の式でその地域の高温岩体熱量を計算した。  
高温岩体熱量 = (高温岩体体積) × (密度) × (比熱) × (有効温度差)。高温岩体体積は、



面積と深さの積として計算した。面積は、深度3kmで250℃を越える範囲の地表面積を指すが、地質、物理探査、地温分布、地熱系モデル図などを参照して推定した。深さは、直線温度分布を外挿した結果250℃に達する深度と、3km深度との差として計算した。密度は $2.7 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ 、比熱は $0.84 \times 10^3 \text{ J/kg/K}$ と仮定。有効温度差は、高温岩体内平均温度と15℃の差として計算した。高温岩体内平均温度は、直線温度分布の外挿によって計算した。

以上の前提で計算した高温岩体資源量の、20地域の合計はほぼ $600 \times 10^{18} \text{ J}$ であった。1 W・year $\approx 31.5 \times 10^6 \text{ J}$ であるので、 $600 \times 10^{18} \text{ J} \approx 19 \times 10^{12} \text{ W} \cdot \text{year}$ 。高温岩体熱量の3%が電力に変換できると仮定すれば、 $0.03 \times 19 \times 10^{12} = 0.57 \times 10^{12} \text{ W} \cdot \text{year}$ が発電可能量であり、この値は例えば2900万kW×20年と読み替えることができる。

### 5.2.2. 資源量概算の留意点

有効温度差として、高温岩体平均温度と15℃（年平均気温）との差を取っているが、発電に利用するということであれば、それが可能な下限温度、例えばバイナリー発電では140℃程度、を選択する<sup>17)</sup>のが適当である。この温度を下限温度とすれば、5.2.1で計算された資源量は凡そ半減する。また、電力への総合的な変換率3%については言及されていないが、高温岩体熱量の25%を地上に生産でき変換効率12%で発電すれば $0.25 \times 0.12 = 0.03$ と推定できる。

NEDO 報告書<sup>2)</sup>では言及されていないが、高温岩体資源量の評価で最も注意すべき点は、循環水量によって、岩体の有する熱量から地上に生産できる熱量の割合が変化することである。非常に小さな注水量で循環すれば、岩体熱量のほぼ全てを熱交換によって生産できるが、当然であるが商用発電は実現できない。流量を大きくするほど、岩体の優秀なフラクチャを通じて循環する水の割合が増えるため、岩体から抽熱できる割合は小さくなる。最適な循環量は、発電所寿命を考慮して発電コストを最小とするように決定されるべきである。

以上の理由で、3%という数値は一律に適用できるものではなく、また、 $0.57 \times 10^{12} \text{ W} \cdot \text{year}$ を2900万kW×20年と読み替えるのも厳密には正しくない。あくまで概算の数値として考えるべきである。一方で、250℃以上で3km以浅という、非常に良好でかつ現状の掘削技術で到達できる資源に限定して計算した値であることも、銘記しておくべきである。下限温度を140℃として、2900万kWの約半分1400万kWとしても、国内の総発電設備容量約2億kWの7%に当たり、高温岩体発電システム開発の必要性はこの大きな資源量にある。

## 5.3. 高温岩体システムの発電コストの検討

### 5.3.1. 従来の試算例

発電設備容量3MW、10MW、30MW、100 MWの高温岩体発電所の発電コストを、NEDOが試算している<sup>21)</sup>。また電力中央研究所が、75MWと220MWのコストを試算している<sup>18)19)</sup>。試算の基となる坑井掘削、設備等の費用は、熱水対流系を対象とした地熱発電所建設の値を参照している。高温岩体資源としては、深度2kmで岩盤温度250℃（浅部高温岩体資源と呼称）

と、深度2~4kmで平均岩盤温度300℃（深部高温岩体資源と呼称）を仮定している。試算された高温岩体発電単価を、表5.1に、また、浅部と深部に分けて図5.1に示した。表5.1欄外に記したように、熱水対流系の地熱発電所の建設費を試算の基礎として、それに水圧破碎費用や循環ポンプ費用を加算する方法で計算しているため、熱水対流系の地熱発電所の発電コストより高くなっている。

図5.1から明らかに、深部高温岩体資源では規模をかなり大きくしても発電単価は高いので、浅部高温岩体資源を当面の開発対象とすべきである。ここで浅部と想定した高温岩体資源の条件、深度2kmで岩盤温度250℃は、射折実験場でも得られている温度であり、わが国の地熱資源としては無理のない仮定である。ただし、図5.1だけでは、規模を数百MWにしなければ他の発電システムとコスト的に競争できないという結論が得られるだけである。熱水対流系地熱資源を対象とした現在運転中の地熱発電所の規模が30~50MWであることを考慮すれば、いさなり数百MWを目指すのはリスクが大き過ぎる。しかし、試算としても20円/kWhを超えるコストでは、商用発電の実現は難しい。そこで、計算の前提に立ち入って、どのような技術開発、開発計画の工夫等で、どの程度コストが低減できるかを検討した。具体的には、現状の地熱発電所と同程度の規模である、浅部高温岩体資源での30MW、表5.1のNEDO試算3を検討対象とした。

### 5.3.2. 高温岩体地下システムの改良によるコスト低減の可能性

NEDO試算での30MW高温岩体地下システムを、図5.2に模式的に示す。このシステムには3つの大きな特徴がある。

- (1) 平面的に注入井周囲に生産井を配置して、回収率（生産流量/注入流量）の向上を図っている。射折高温岩体実験場の上部貯留層において、注入井SKG2の東にHDR2、西にHDR3井を配置して回収率を改善したことで、この配置の有効性は確認されている。
- (2) 立面的に注入井1本に多層の水圧破碎を実施して、多層の貯留層から循環抽熱しようとしている。生産井もそれらの多層の貯留層を貫通している。これは、高温岩体技術開発当初から提唱されている。利点は、費用の大きい坑井掘削を少なくできることである。
- (3) 注入井とそれを囲む生産井配置をユニットとして、それを増やすことによって全体の抽熱量を増やそうとするもので、電中研<sup>19)</sup>によって提案された。等方均質な高温岩体が広範囲に存在すれば、この方式によって規模拡大が期待できる。地層内の大規模なフラクチャの分布に大きく影響されるが、規模拡大の点からは今後とも目指すべき方向である。

しかし、(2)の特徴については、これまでの技術開発で否定的な結果が出ている。まず、1坑井からの多層フラクチャリングが技術的に困難であり、したがってまた、大きな費用がかかることである。射折ではPolished Borehole Receptacle (PBR)を用いて2層の貯留層をHDR1井から形成した<sup>20)</sup>が、3層以上は形成できない。裸坑バックー試用ではバックーの破損など<sup>21)22)</sup>があり、実用レベルに達していない。現状では、電中研が雄勝実験場で2層の貯留層を形成したCasing Reamer Sand Plug (CRSP)法が、3層以上も形成できる実用レベルの方法である。ただ、



1 注入井から多層フラクチャを形成したとしても、その各層への注入量は制御できない。雄勝、ソルツでは 1 注入井に 2 層の貯留層が開いているが、注水循環試験では片方の貯留層に注入水の大部分が流れ出す結果となっており、結局、多層のフラクチャを形成したとしても循環抽熱に大きく寄与するのは 1 層に過ぎない。さらに、注入井 1 本への注入流量は、ポンプ能力、配管強度、注水効率、経済性等から上限があり、表 5.3 のように 1 坑井に 1 時間当たり 400t 以上注水するためには坑径を大きくせざるをえず、このことがまた費用の増大を招く。

図 5.2 で示した従来の地下システムの(1)と(3)の特徴を残して、(2)を改良した形式として、図 5.3 のような注入井 1 本から 1 層だけを形成するモデルを提案する。肘折では、上部貯留層の注入井は SKG2、下部貯留層の注入井は HDR1 で、生産井 HDR2a と HDR3 は 2 層の貯留層を通っている。これを一般化して、深度の異なる注入井を掘削して 1 注入井からは 1 層の貯留層だけを形成し、生産井はそれらの貯留層を貫通する地下システムとした。水圧破砕は単純な全坑加圧で済み、貯留層毎の注水量調整ができ、1 本の注水井当たりの注水量も小さい、つまり、上述した従来のモデルの欠点は解消される。このような地下システムの単純化は、長期の安定循環のためには特に重要である。確かに、注入井の数は従来概念モデルの 2 倍となるが、同一地点で 2 本の坑井を連続して掘削すれば、リグの移動が不要なことで地質条件が既知なことから、2 本目の単価は 1 本目よりかなり小さくできる。また、坑井仕上げを単純化できることも費用削減効果がある。なお、肘折での下部貯留層の予備循環試験<sup>9)</sup>結果から、注入水は深度方向に拡散しながら循環するため深度 300m 程度の区間で 1 層の水圧破砕で循環できることが示されており、図 5.3 では深度 500m の区間に貯留層は 2 層としている。

表 5.2 から、坑井掘削費と水圧破砕費が直接費の 40-50%を占めており、この削減がコスト減に寄与することは明らかである。表 5.4 に従来モデルによる 30MW の NEDO 試算<sup>3)</sup>は、掘削単価 500 百万円、破砕単価 80 百万円で、掘削費と水圧破砕費の合計 9700 百万円、15 年平均発電単価 22.0 円/kWh と評価している。あわせて、坑井掘削単価と水圧破砕単価の低減によるコスト削減効果として、掘削単価 400 百万円、破砕単価 60 百万円になると、掘削費と水圧破砕費の合計 7600 百万円、15 年平均発電単価 20.0 円/kWh と試算している<sup>2)</sup>。この例から、初期の坑井掘削費と水圧破砕費の合計が 1000 百万円減少すれば、発電単価に -1 円/kWh の効果があると仮定して、肘折の発電単価を表 5.4 のかっこ内のように推定した。肘折モデルでは、坑井仕上げが単純であり、水圧破砕も工法が容易であることから、掘削と破砕の単価を低減できる可能性は大きい。たとえば、掘削単価 350 百万円、破砕単価 40 百万円まで低減されると、推定発電単価は 18.6 円/kWh である。

### 5.3.3. 熱水対流系地熱発電との差異が発電単価に及ぼす影響

高温地層中に能動的に水を注入、循環して熱エネルギーを取り出す高温岩体方式は、地下の地熱貯留層を見つけて天水補給に見合う生産を行う熱水対流系の開発にはない特長がある。資源の探査が比較的容易である。掘削した坑井は全て利用できる、地表水を循環するため流体性状が穏やかである、掘削から見て地層内の状況も比較的穏やかである、規模の拡大が比較的容

易である、資源量が大きい、などがその特長である。これらを、開発期間の短縮、調査費用の低減、掘削費用の低減、掘削成功率の向上、設備利用率の向上などに、結び付けることができれば、発電単価低減へつながる。その定量的な効果については、NEDO 報告書<sup>2)</sup>が 30MW の熱水対流系地熱発電所について次のように試算している。なお、掘削費用低減の効果は 5.3.2 で既述しておりここには挙げない。

- (1) 開発期間を 2 年短縮すると発電単価 2%減
- (2) 利用率を 10%向上すると発電単価 11%減
- (3) 掘削成功率を 10%向上すると発電単価 3%減
- (4) 調査評価費が 2 倍になると発電単価 7%増

これらの効果は単純に加算できるものではないが、高温岩体発電の利点を生かせば 10%以上の発電単価削減効果があると考えられる。さらに、大規模な高温岩体資源を採鉱 (Heat mining) 計画に沿って開発すれば、長期的に安定したコストで開発、発電ができる。また、大規模な高温岩体資源の開発が行われれば、開発機器の稼働率向上等により、地熱開発一般のコスト削減が期待できる。

計算の前提として回収率=80%としているが、肘折上部貯留層循環試験では注入井周囲に 3 本の生産井を配置して 80%近く<sup>12)</sup>、下部貯留層予備循環試験では 2 本の生産井で 60%近く<sup>9)</sup>を達成しており、図 5.3 のように 4 本の生産井を配置すれば 80%を超えることを期待できる。回収率の増加は発電電力の増加に直結して、発電単価を軽減する。また、生産流体の性状が穏やかであることから、直接熱利用が容易であり、このような価値の付加も考慮すべきである。

一方、高温岩体では循環期間とともに生産熱水温度が下がることは避けられない。また、生産流量が減少すれば生産温度が低下する。発電設備はこれに対応する必要であり、熱水対流系地熱発電設備より割高になる可能性がある。また、循環ポンプを使うことから所内率が高くなる。他にも、今後の長期循環試験により、考慮すべき事項が発見される可能性が高い。これらは、発電単価を上昇させる要因となる。

### 5.4. 高温岩体発電システムの実用化への展望

NEDO プロジェクトとして 10 年以上経過したが、高温岩体発電は実現していない。Fenton Hill は、比較的フラクチャが少なく原位置応力も大きいために、外周の閉じたフラクチャ面上の流動として理解して差し支えない貯留層であった。しかし、Rosemanowes、肘折、Soulitz、雄勝などの実験結果は、高温岩体地下システムがその地質条件、とりわけ、原位置応力、フラクチャ進展抵抗、フラクチャ分布に強く影響されること、開放系を考慮に入れるべきことを示した。高温岩体地下システムが、これらの地質条件に強く影響されることは、すなわち、複雑系の特徴を有する地下を対象とした研究開発、技術開発が必要ということである。技術内容を個々の要素に還元して、そこで開発した要素技術を組み上げただけでは、高温岩体地下システムを完成することはできない。その打開のために示されたプロセスが、地下システム設計-地下シス



システム形成—地下システム計画・評価というループを繰り返して、目標とする高温岩体システムを実現する、というものである。このようなプロセスを念頭に、今後の研究技術開発は進められるべきである。

20 年余の高温岩体研究によって、技術的、学術的に格段の進歩が見られた。小規模でかつ条件の良い岩体を選択すれば、高温岩体発電は現在でも可能である。しかし、高温岩体の最大の長所はそのポテンシャルの大きさにある。エネルギー確保、環境保全に大きく役立つ代替エネルギーとして生かすために、高温岩体システムの設計<sup>24),25)</sup>という概念に基づいて、これまでの結果を見直して今後の研究開発の指針を立てることが必要である。高温岩体地下システムの設計の重要性は、地殻のフラクチャ研究が始められた 70 年代半ばに唱えられ、82 年の日米セミナー<sup>25)</sup>で共通の認識になったと考える。特に、東北大学の T 計画<sup>26)</sup>には明確な目標として掲げられた。重要な点は、地殻熱エネルギーシステムの設計が、通常の機械構造物の設計とは異なり、設計と製作を総合したプロセスとして捉えるべきである、ということである。また、高温岩体地下システムは、局所の構成要素に関する知識や理論のみからはマクロな抽熱特性が予測し難い複雑系であるため、その開発にはこのようなプロセスが必然である。

高温岩体開発は、高温地層内に人工的に熱交換面を形成し注水循環して熱を地表に運び出して発電する概念である。地下に普遍的に存在する高温地層が開発対象であるため、その資源量は膨大であることが最大の特長である。NEDO は、促進調査 29 地域内でしかも深度 3km 以浅で温度 250℃以上の高温岩体に限っても、約 29 百万 kW×20 年の発電に相当する資源があるとしている。フラクチャが少ない岩盤を対象とした Fenton Hill だけでなく、優勢な配向したフラクチャのある肘折、石油貯留層でもあった porous な地質の Soultz など、広範な地質条件にも人工的な循環抽熱が適用できることが示されてきた。また、熱水対流系近傍への適用も示され、さらに米国やイタリアでは高温岩体技術の応用として熱水対流系への注水を行っている。つまり、高温岩体技術による開発対象は、当初の LANL の提唱よりもはるかに広がっている。膨大な資源量という高温岩体最大の特長を生かして、真の意味で化石燃料の代替と言える発電量を目指した技術開発を推進するべきである。

当初設定したコスト目標値に対して、現状の発電コストがエネルギー事情でかなり安いことも、推進の阻害となっている。高温岩体発電コストについては、水圧破砕や循環のコストを考慮すれば、最も下げられても熱水対流系地熱発電所と同等と仮定するのが現状では妥当である。国内の地熱発電のコスト競争力必ずしも十分ではなく開発が停滞している現在では、早急に商用規模の高温岩体発電所を実現するのは困難である。小規模で条件の良い岩体を対象とすれば、これまでの研究開発による技術的・学術的な進歩から、現在でも発電は可能であるが、その様な形で発電を実現しても膨大な資源量という高温岩体最大の特長を生かすことにはならない。

これまでの Fenton Hill、肘折、Soultz の循環抽熱実験で 10MW 級の熱出力が得られているが、発電コストからは、これらの循環試験の 1 桁上の規模の地下システム形成が必要である。商用の高温岩体発電を実現普及するため、回収率低下や注水圧力上昇を抑えながら高温岩体地下システム規模を拡大するという目標にそって、特に、地下システムの設計と、それを支える地下

システム計画・評価に重点を置いた技術開発を推進すべきである。地下システムの規模拡大、寿命延長に伴ない回収率の低下や注水圧力の上昇、貯留層が開放系に近づくであろうために発生する課題、あるいは、現状では予測できない現象の発見の可能性も高い。常に課題を発見しながら、開発推進するべきである。また、商用化のためには、当然、発電コスト低減の検討を不断に行う必要がある。

参考文献

- 1) 新エネルギー・産業技術総合開発機構地熱技術開発室, 高温岩体検討委員会システム設計ワーキンググループ報告“高温岩体発電システム設計に関する現状レビュー及び将来方向に関する検討”, 1997
- 2) 新エネルギー・産業技術総合開発機構, 平成5年度調査報告書 高温岩体資源利用拡大のための基礎調査, 1994
- 3) Sato, Y. and K. Ishihashi, Technology developments in the Japanese HDR project at Iijiori, GRC Transactions, 18, 471-474, 1994
- 4) Sato, Y. and T. Ikawa, Simulation of the 2200-m-deep reservoir at Iijiori HDR test site, GRC Transactions, 19, 275-278, 1995
- 5) Sato, Y. and H. Abe, Review of procedures of HDR reservoir creation at Iijiori from design methodology, Proceedings of 3rd International HDR Forum, Santa Fe, USA, 7-8, 1996
- 6) Sato, Y. and T. Ikawa, Program of the Iijiori HDR project and a path to a HDR power plant in Japan, Proceedings of 3rd International HDR Forum, Santa Fe, USA, 131-132, 1996
- 7) Sato, Y., I. Matsunaga, M. Nagai, T. Ikawa and N. Tenma, One month circulation test at the Iijiori HDR test site in 1996, GRC Transactions, 20, 465-466, 1996
- 8) Gerard, A., J. Baumgaertner, R. Baria and R. Jung, An attempt towards a conceptual model derived from 1993-1996 hydraulic operations at Soultz, Proceedings of NEDO International Geothermal Symposium, Sendai, Japan, 329-341, 1997
- 9) 新エネルギー・産業技術総合開発機構地熱技術開発室, 平成7年度 高温岩体発電システムの技術開発 (要素技術の開発), 1996
- 10) 新エネルギー・産業技術総合開発機構地熱技術開発室, 平成8年度 高温岩体発電システムの技術開発 (要素技術の開発), 1997
- 11) Nicol, D. A., Cooling of the Rosemanowes HDR reservoir, Proceedings of Camborne School of Mines International Hot Dry Rock Conference, Redruth, UK, 477-486, 1989
- 12) 新エネルギー・産業技術総合開発機構, 平成3年度 高温岩体発電システムの技術開発 (要素技術の開発), 1992
- 13) F. Rummel, J. Baumgaertner, Y. Mizuta, R. J. Pine and Y. Sato, B2: Reservoir Creation, Working Paper of Structured Academic Review of HDR/HWR, Sendai, Japan, 1997
- 14) Evans, K., F. Cornet, K. Hayashi, T. Hashida, T. Ito, K. Matsuki and T. Wallroth, C2: Stress and Rock Mechanics, Working Paper of Structured Academic Review of HDR/HWR, Sendai, Japan, 1997
- 15) Niitsuma, H., M. Fehler, R. Jones, S. Wilson, J. Albright, A. S. P. Green, R. Baria, A. Jupe, A. Beause, K. Hayashi, H. Kaieda, K. Tezuka, H. Asanuma, H. Moriya, K. Nagano, W. S. Phillips, J. Ruedge, L. House, R. Aster and D. Alde, C3: Seismics and Borehole Measurement, Working Paper of Structured Academic Review of HDR/HWR, Sendai, Japan, 1997
- 16) Pine, R. J., Part 9: Seismic hazard assessment, 'Hot Dry Rock Geothermal Energy' edited by R. Parker, 1343-1385, 1989, Pergamon Press
- 17) Kruger, P., The concept of geothermal energy mining, Proceedings of Hot Dry Rock Geothermal Energy for U.S. Electric Utilities, Pal Alto, USA, 1993
- 18) 電力中央研究所, 委員会報告 385001, 高温岩体発電の経済性について, 1986
- 19) 電力中央研究所, 委員会報告 U90801, 大容量高温岩体発電の経済性について, 1990
- 20) 新エネルギー・産業技術総合開発機構, 平成4年度 高温岩体発電システムの技術開発 (要素技術の開発), 1993
- 21) 新エネルギー・産業技術総合開発機構, 平成元年度 高温岩体発電システムの技術開発 (要素技術の開発), 1990
- 22) 新エネルギー・産業技術総合開発機構, 平成2年度 高温岩体発電システムの技術開発 (要素技術の開発), 1991
- 23) 新エネルギー・産業技術総合開発機構, 経済性の飛躍的向上を目指した地熱技術開発課題に関する調査, 1997
- 24) Abe, H. and K. Hayashi, Fundamentals of design concept and design methodology for artificial geothermal reservoir systems, GRC Bulletin, May 1992
- 25) Abe, H. and H. Sekine, Crack-like reservoir in homogeneous and inhomogeneous HDR, Technical Reports of First Japan United-States Joint Seminar on Hydraulic Fracturing and Geothermal Energy, Tokyo, Japan, 303-318, 1982
- 26) 阿部博之ほか, 昭和62年度科学研究費補助金研究成果報告書“深部地殻エネルギー開発のための人工き裂面の設計に関する研究 (I計画)”, 70-72, 1988



表 5.1 高温岩体発電コストの試算例

	発電設備 容量 MW	15年平均 発電単価 円/kWh	初年度 発電単価 円/kWh	初期 建設費 百万円	初期 建設単価 百万円/MW
NEDO 試算 1	3	36.4	64.8	4,923	1,641
NEDO 試算 2	10	28.3	47.1	11,844	1,184
NEDO 試算 3	30	22.0	34.2	27,223	907
NEDO 試算 4	10	39.7	71.3	16,565	1,657
NEDO 試算 5	30	31.3	50.5	35,464	1,182
電中研試算 1	75	18.0	25.8		
NEDO 試算 6	100	23.5	39.0	93,794	938
電中研試算 2	240	12.7	20.6		

NEDO 試算は参考文献 1)、電中研試算 1 は参考文献 2)、電中研試算 2 は参考文献 3)。  
 NEDO 試算 1-3 は深度 2km、岩盤温度 250℃の高温岩体資源を想定。  
 NEDO 試算 4-6 は深度 2~4km、岩盤温度 300℃を想定  
 建設期間は 3MW で 2 年、10MW で 4 年、30MW と 100MW は 5 年

表 5.2 浅部高温岩体資源対象とした 30MW 発電所の地下システム

	当初	9 年目以降	
注入坑井数	4	5 (1 追加)	肘折モデルでは当初 8、9 年目以降 10
注入流量 t/h	1700	2040	
1 坑井注入流量 t/h	425	408	肘折モデルでは半分
生産坑井数	9	11 (2 追加)	
生産流量 t/h	1360	1632	
1 坑井生産流量 t/h	151	148	
投影面積 km <sup>2</sup>	0.72	0.9	
貯留層体積 km <sup>3</sup>	0.36	0.45	

回収率 (=生産量/注入量) は 80%。注入水温度は 100℃。生産流体温度は当初 250℃。  
 当初の発電出力は 32MW。8 年間の循環で生産温度は 10℃低下し、発電出力は 30.6MW。  
 坑井数増に伴う循環量増加により、9 年当初の発電出力は 39MW。

表 5.3 浅部高温岩体資源対象とした 30MW 発電所（試算例：NEDO4）での建設費詳細  
（単位は百万円）

初期建設費	27,223	1.-3.の合計
1.直接費	21,920	1.1.-1.6.の合計
1.1.調査工事	3,000	地表調査等 500, 調査井掘削 1,500, 環境調査 1,000
1.2.土地代	600	坑井基地, 配管, 発電所の用地取得と造成
1.3.建物	600	発電所建屋
1.4.構築物	9,700	注入井 4 本 2,000, 生産井 9 本 4,500, 水圧破砕 40 回 3,200
1.5.機械・装置	7,570	注入ポンプ 4 台 400, 蒸気生産設備 1,990, 発電設備 5,180
1.6.土木工事	450	道路, 橋梁, 防災, 緑化工事等
2.間接費	2,453	
3.建中利子	2,850	
追加投資総額	3,550	1., 生産流体温度低下に伴ない 8 年目に坑井追加
1.直接費	3,550	1.4+1.5.
1.4.構築物	2,300	注入井 1 本 500, 生産井 2 本 1,000, 水圧破砕 10 回 800
1.5.機械・装置	1,250	注入ポンプ 100, 蒸気生産設備 1,150

坑井掘削費用は 1 本当たり 500

水圧破砕費用は 1 回当たり 80, 注入井 1 本に対して 10 回実施

注入ポンプ単価は 100, 注入井 1 本に 1 台配置

その他の費用は, 熱水対流系の地熱発電所の例を参照

間接費は, 仮設備費, 管理費, 分担関連費

各年の建中利子 = (直接費 + 間接費) × 利子率, 利子率 = 5%

表 5.4 坑井掘削単価と水圧破砕費単価の減少が発電単価削減に及ぼす効果

	掘削単価 500 破砕単価 80	掘削単価 400 破砕単価 60	掘削単価 350 破砕単価 40
従来モデルの初期の掘削 + 破砕費	9700 百万円	7600 百万円	
従来モデルの 15 年平均発電単価	22.0 円/kWh	20.0 円/kWh	
肘折モデルの初期の掘削 + 破砕費	9140 百万円	7280 百万円	6270 百万円
肘折モデルの 15 年平均発電単価	(21.5)円/kWh	(19.6)円/kWh	(18.6)円/kWh

坑井掘削単価, 水圧破砕単価の単位は百万円

従来モデルは坑井 13 本, 水圧破砕 40 回

肘折モデルは坑井 17 本, 水圧破砕 8 回



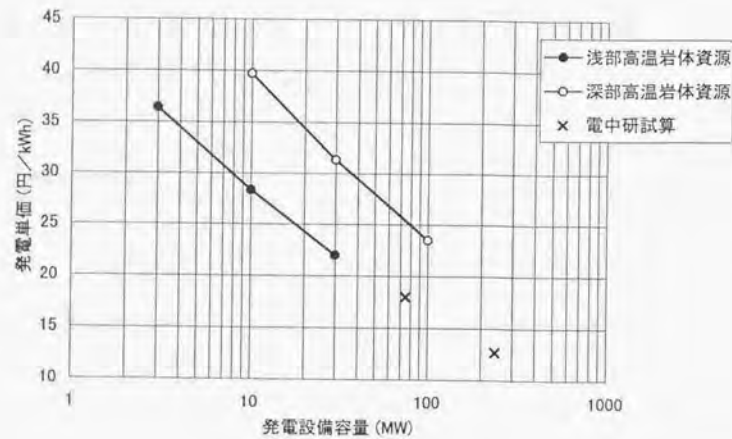
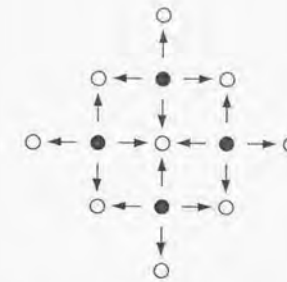
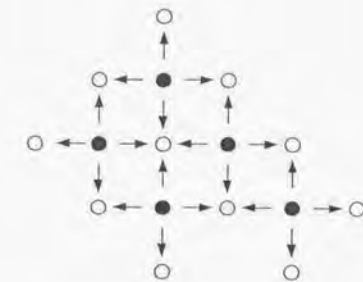


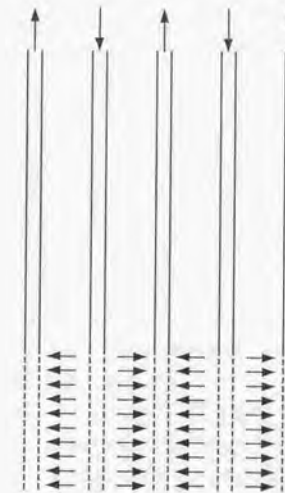
図 5.1 高温岩体発電コストの試算結果  
発電設備容量と高温岩体深度による発電単価の差違



(a)概念モデルの坑井平面配置

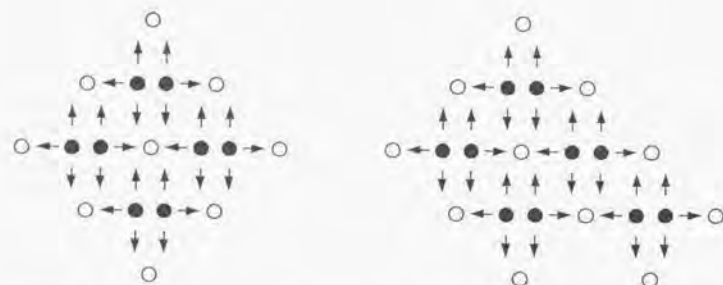


(b)8年目の注入井1, 生産井2追加



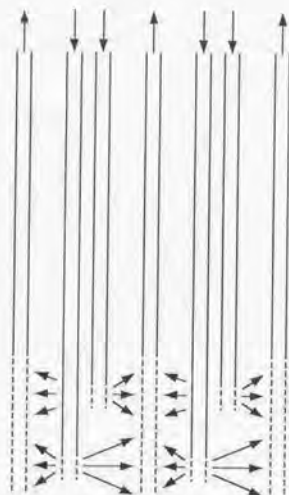
(c)概念モデルの坑井立面配置

図 5.2 NEDO 試算 3 の坑井配置模式図。  
平面図●は注入井, ○は生産井。坑井間隔は 300m  
立面図矢印下向きは注入井, 上向きは生産井。実線はケーシング, 破線は裸孔。  
1 注入井は 500m を裸孔として, 50m 間隔で 10 段の水圧破砕



(a) 肘折モデルの坑井平面配置

(b) 8年目の注入井1, 生産井2追加



(c) 肘折モデルの坑井立面配置

図 5.3 肘折方式を拡張した場合の坑井配置模式図。  
平面図●は注入井, ○は生産井。坑井間隔は 300m  
立面図矢印下向きは注入井, 上向きは生産井。実線はケーシング, 破線は裸孔。  
1 注入井は 100m を裸孔として, 1 段の水圧破砕。

## 第6章 結言

本研究の大きな意味での目的は、高温岩体中に人工的に貯留層を形成し、循環抽熱することによって地熱発電を行う、高温岩体地熱発電システムの実現に寄与することである。そのために、第1章で、これまでの研究開発経過をレビューして技術的課題を整理し、第2、3、4章で、その内のいくつかの技術課題を解決すべく研究を行い、第5章で、資源量やコストの検討も加えて高温岩体発電システム実現への展望を示した。

第1章緒言の1節では、膨大な自然エネルギーで、かつ、環境負荷が小さい地熱が、我が国では発電利用としての開発が停滞している要因を整理し、地熱資源開発の革新が必要であると述べた。

第1章2節では、熱水対流系を対象とした現状の地熱発電システムと対照しながら、能動的なシステムとしての高温岩体発電システムの特徴を整理し、これまでの研究開発の歴史を概観した。

第1章3節では、世界で行われた高温岩体技術開発プロジェクトの内、規模の大きな実験が行われた肘折、米 Fenton Hill、英 Rosemanowes、仏 Soultz 及び雄勝の5実験場での、プロジェクト経過とそこでの主たる成果を整理した。

第1章4節では、高温岩体資源開発のプロセスの特徴として、地下システム設計—地下システム形成—地下システム計測・評価というループを繰り返して、目標の地下システムを実現する必要があると述べた。その上で、地下システム設計、地下システム形成及び地下システム計測・評価という観点で要素技術を分類して、主に肘折高温岩体実験場での技術開発を基にして、技術の現状を整理した。

第1章5節で、本研究の目的を、高温岩体発電システムの実現のために、高温岩体発電システムの要素技術の研究開発を行い、あわせて、高温岩体資源量と発電コストについても考察して実現への展望を示そうとしたものであると、示した。

第2章では、地下システム形成の手段である水圧破砕の基礎データとなる岩石強度特性の評価試験方法を整理・検討した。第2章1節ではじめに、先在欠陥を多数含む岩石の強度測定には破壊力学の適用を考慮すべきであることを指摘した。

第2章2節では、一軸圧縮試験実施上の問題点を整理して、実施する場合の留意点として、適当な挿入物で接触面での摩擦力を除去し一様な応力分布を実現すること、または、縦横比を2.5以上3程度にして接触面から十分離れて一様な応力分布になっている部分で破壊や変形を調



べることを指摘した。さらに載荷の偏りを無くすためには球面座の使用だけでは不十分で、載荷初期に均一になるように調整することを示した。

第2章3節では、一軸引張強度試験、圧裂強度試験および曲げ強度試験の3種類の試験規格、実施上の問題点を整理して、まず、引張強度は本来は一軸引張強度試験で測定される強度であり、一軸引張強度と他の引張強度試験による強度とは明確に区別すべきであることを指摘した。その上で、一軸引張強度試験については、試験片中央の円周上の3個所以上で縦ひずみを測定し曲げモーメントによる応力成分が引張応力に対して小さいことを確認すること、有効長部分で破断した結果だけを採用すること、さらに、試験後に破断面を観察して破壊の起点が表面欠陥である場合は結果を棄却すればより厳密であることを指摘した。圧裂試験については、ある程度の接触角を確保して荷重作用点付近からの破壊開始を防ぐこと、球面座を使用して円盤厚さ方向の荷重分布を一様にすることを指摘した。3点曲げ強度試験は避けるべきことを指摘した後、4点曲げ強度試験では、2つの荷重作用点に均等に荷重を加えること、高さに対してスパンが十分大きな試験片を用いること、試験片の研削傷による強度低下を防ぐために梁の長手方向に研削すべきことを指摘した。

第2章4節では、先に欠陥によって強度が大きく影響される岩石に関しては、破壊力学の適用によって破壊現象が統一的に記述できることが期待できると指摘した。その上で、破壊靱性 $K_{IC}$ の試験方法と問題点を整理し、pop-in crackを予き裂としたSE(B)法はばらつきが小さいこと、chevronノッチを加工した試験片を用いる方法が主力となるであろうことを指摘した。また、静的荷重下でのき裂進展特性である $K_I-v$ 曲線、を求める試験方法として、DB法、DB( $M_{SD}$ )法の問題点を整理した。

第2章5節では、多数の先に微小き裂を含む岩石の圧裂試験での破壊荷重と破壊開始位置を、破壊力学の先鞭となったGriffith理論に基づいて検討した。まず、圧裂試験では、接触角 $2\alpha$ が破壊開始位置に大きく影響し、接触角が大きくなると円盤中心付近で破壊が開始することを従来の研究結果から示し、したがって、接触角 $2\alpha$ の影響を考慮せずに圧裂強度を $P/RL$ と計算しそれを引張強度とすることは誤りであると指摘した。その後、最大主応力 $\sigma_1$ および最小主応力 $\sigma_3$ が作用する二次元弾性体中に十分偏平な楕円孔があらゆる方向に多数存在するモデルを考え、ある楕円孔周囲の最大引張応力が物体固有の引張強度に達した時にそこからき裂が発生して物体全体が破壊すると仮定したGriffith理論に基づいて、破壊荷重と破壊開始位置に及ぼす接触角 $2\alpha$ の影響を計算した。その結果として、接触角 $2\alpha$ は0.34以上で、かつ、できる限り小さい値にすべきであり、また、圧裂強度は $(\sigma_G)^* = \frac{P^* \sin \alpha \cos^2 \alpha}{\pi RL}$ と定義すべきであると提案した。

第3章では、高温岩体システム計測の要素技術として、水圧破砕時等に貯留層内で発生するAE計測の要素技術開発、坑井内の温度分布を連続的に計測する可能性のある温度計測システムの高温岩体への適用検討、及び、水圧破砕の坑口圧力変化からモデルに基づいてき裂進展を評価するためのシミュレーションプログラム開発を行った。

第3章2節では、AE連続記録システムと震源決定法を開発した。連続記録システムは、岩石の破断に際して顕発するAEをできる限り漏れなく記録するために、容量の大きいメモリに書込んでいる。震源決定として、複数のセンサへのAE初動到達時刻の差から逐次近似法によって計算するプログラムを縦波伝播速度の異方性を考慮して作成し、また、対象形状が複雑な場合等のためにテーブルルックアップ方式を補完的に作成した。大量のAEデータから初動を早く読み取るために、AE波形に自己回帰モデルを当てはめて赤池の情報量基準によって初動時刻を判別する、初動検出プログラムを作成した。さらに、AE震源などの数値計算に不可欠な対称帯行列の逆行列の計算では、行列を分割することによって、計算時間、メモリとも節約できることを示した。特に、計算時間は乗算回数にほぼ比例することを実際の計算例で示し、その効果を概算する式を求めた。

第3章3節ではAE記録システムと震源決定の性能確認を行った。初動検出は、2000個以上のAE初動読み取りを目視による方法と比較した結果、初動検出範囲の設定と瞬発的な電気ノイズの削除に注意すれば、自動検出プログラムの精度は目視検出に劣らないことを示した。ただし、初動のはっきりしない波形データは積極的に棄却して精度の高い震源分布を求める方が有用であるため、不適当なデータを棄却する基準には改良が必要である。AE震源決定精度は、記録システムのサンプリング間隔(最小0.1 $\mu$ s)、縦波伝播速度、及び、センサ径から予測される誤差にほぼ取まった。また、センサ数を増やすことによって震源決定の精度が増すこと、収束誤差と震源決定誤差の間に相関があることを示した。さらに、岩石コアの一軸圧縮試験時のAEを測定記録し、AE発生率は最大で35個/s以上であったこと、応力の増加とともにAEの集中発生域が明瞭となりそれはき裂位置に対応すること、振幅の大きなAEは主要な開口き裂位置に偏在ししかも早い段階で発生していることを示した。以上は従来結果の追認であったが、新たな結果として、時間間隔が0.1秒以下で、発生位置がおおよそ3mm(このシステムでの震源決定の精度限界)以内に、2個のAEが発生した例を6組記録し、しかもこれらの2個のデータは波形も類似していることを示した。

第3章4節では、光ファイバとレーザーによる温度分布測定方法を実験室で精度評価するとともに、水平探査ボーリング孔内に挿入して約半月間連続測定した。測定誤差としては、測定用光ファイバと参照用光ファイバの光学特性の差に起因すると考えられる偏りがあり、それに $\pm 1^\circ$ 以下のばらつきが重なった。また、温度均一区間が3m以下では測定誤差が発生したが、誤差と均一区間長の線形関係式を求めた。ボーリング孔内測定では、ステンレス細管内にファイバ素線を通したものを挿入することによって、孔内への挿入、坑道への配管等に耐える強度を得られた。孔内への挿入と引き抜きの際の摩擦、半月以上の熱水への暴露を経た後、パイプ表面は黒く変色していたが破損は認められなかった。また、3000mの長さでも30kg程度の重量であり一人で持ち運べたことも、現場計測に際して利点であった。

第3章5節では、坑口からフラクチャ先端までの区間に領域を限定して単純にモデル化して、水圧破砕中の坑口圧力からき裂進展状態を推測するためのプログラムを作成した。この計算モデルの第1の特徴は、フラクチャ内圧力分布をRuhir大学の実験結果にしたがって、フラクチャ



先端に向かって、フラクチャ長の大部分ではそれほど低下せず、先端で急激に低下すると仮定したことである。この流体圧力分布によるフラクチャ開口変位の式と応力拡大係数の式を導いた上で、フラクチャ進展等を単純にモデル化して、先在フラクチャ長さ、注入流体物性などが注入圧力に及ぼす影響を検討した。プログラム計算結果から、坑口圧力変化が実測の傾向に一致しただけでなく、フラクチャへの流入量が注入流量に漸近すること、フラクチャ開口変位の値が実際に近いこと、圧力に対するパラメータの効果が実測結果に即していることを示した。これらの結果から、単純化にもかかわらず、重要な部分では実際の現象を妥当にモデル化できたと判断した。また応力拡大係数の式を導出する過程で、先在フラクチャ長が 0 に近い場合は  $P_h = 3S_h - S_{H1} - P_0 + \frac{\sqrt{\pi}}{2\sqrt{2}} \frac{K_{I1}}{\sqrt{L_a}}$  と表せること、つまり、従来の水圧破砕の式と破壊力学に基づく式とを結び付ける式を得た。ただし、プログラム自体は入力データによっては収束しない場合も多く、数値計算上で改良すべき点が残っている。

第 4 章では、高温岩体システム評価の要素技術として、坑井データ等から地下システムの特性値を解析する手法を開発し、これらを肘折高温岩体実験場に適用した例を挙げた。第 4 章 1 節で、高温岩体資源深度での計測には技術的、経済的に大きな制約があり、そのデータを可能な限り有効に生かさなければならないことを指摘した。

第 4 章 2 節では、注入坑井裸坑部の半径方向への拡散方程式を基礎として、坑井注水時の圧力データから注水井周囲の透水係数を推定した。上部貯留層の注入井 SKG2 への 4 回の注水中の坑口圧力変化から透水係数  $k$  は  $0.6 \times 10^{-13} \text{ m}^2 < k < 0.9 \times 10^{-13} \text{ m}^2$  の範囲に求まり、この 4 回を通じて  $k$  は変化しなかったとすれば  $0.8 \times 10^{-13} \text{ m}^2$  であると評価した。また、注入開始からある程度の時間が経過すると坑口圧力の増加は小さくなることを利用して、坑口圧力の経時変化を測定していない場合でも、ほとんど変化しなくなった時点の坑口圧力から注水井周囲の透水係数を推定できることを示した。その結果、注水流量と注水井周囲の透水係数の間におおよそ一次式の関係が 2 桁に渡る広い範囲で成り立つこと、大流量注水後は透水係数が増大していることを示した。

第 4 章 3 節では、肘折実験場の坑井 HDR1、HDR2、HDR3 の壁面に観察された坑井軸に平行な縦き裂が引張破壊によると推定し、HDR1 の縦き裂の最深部が 1835m であったことから、水平地圧の最大値と最小値の比が取り得る範囲を限定した。また、岩石強度に異方性があり、最大水平地圧方向と弱面方向がある角度をなしていても、肘折の地下条件では引張き裂の発生方向は最大水平地圧方向にほぼ一致していることを示した。

第 4 章 4 節では、LANL の HDR プロジェクトで開発された、多孔質の物体中に熱水や蒸気が流れる際の温度及び圧力を有限要素法によって計算するコードを用いて、肘折高温岩体貯留層のモデル化を試みた。1988 年及び 1989 年に実施された上部貯留層の循環抽熱実験のデータとのマッチングにより、貯留層の透水係数と境界条件を定め、さらに、そのように決定したモデルから長期循環の生産温度や生産流量の予測計算を行った。1989 年の循環抽熱で貯留層内の熱

水流動に異方性があることが観測されたため、1989 年のデータに対しては貯留層を高透水性のゾーンとその他の部分から成るモデルを用いたが、1988 年のデータにマッチングさせた際の透水係数と境界条件の値との間には違いがあった。試行的に行っているマッチングをより効率的に行うことが必要であるが、パラメータの数は可能な限り少なくして、より単純なモデルにすることを常に念頭におくべきことを指摘した。

第 5 章 1 節では、第 1 章のレビュー、及び、第 2、3、4 章の研究結果を基礎として、今後解決すべき課題を示した。地下システム設計に関しては、現在までの高温岩体実験場規模から商用の高温岩体発電につなげるために、回収率低下や注水圧力上昇を抑えながら高温岩体地下システム規模を拡大することが最も重要な技術開発目標であると指摘した。地下システム形成に関しては、坑井周囲の透水性を改善することが重要な目標であり、そのための技術課題として、裸坑バック、坑井周囲を選択的に加圧する粘性流体、フラクチャへの proppant 注入による開口の拡大・維持、multi-leg drilling による流出入に寄与する面積の増大等を課題として列挙した。地下システム計画・評価では、設計に整理したが、精度の高い循環抽熱シミュレーションが必要である。また、環境影響評価として seismic hazard の可能性を詳細に検討しておくことは必要である。

第 5 章 2 節では、国内における高温岩体資源量の評価として、促進調査 20 地域で 2900 万 kW × 20 年発電可能であることを示した。なお、高温岩体資源量の評価で最も注意すべき点は、循環水量によって岩体の有する熱量から地上に生産できる熱量の割合が変化することであり、最適な循環量は発電寿命を考慮して発電コストを最小とするように決定されるべきであることを指摘した。

第 5 章 3 節では、高温岩体発電システムの発電単価試算として 3 万 kW で 22 円/kWh を取り上げ、掘削と破砕の単価低減、開発期間の短縮、利用率の向上等によって、さらにコスト低減が図れることを指摘した。特に、今後の実用化に向けては貯留層規模の拡大が必要となるが、坑井配置と貯留層の配置、それらの導通という意味での、地下システムの設計についての検討の重要性を指摘した。

第 5 章 4 節高温岩体発電システムの実用化への展望は、第 5 章のまとめであると同時に、本研究のまとめでもある。

Fenton Hill では比較的フラクチャが少なく原位置応力も大きいために外周の閉じたフラクチャ面上の流動として理解して差し支えない貯留層であったが、Rosemanowes、肘折、Soults、雄勝などの実験結果を経て、高温岩体地下システムがその地質条件、とりわけ、原位置応力、フラクチャ進展抵抗、フラクチャ分布に強く影響されることが明らかにされた。このことは、当初の LANL の提唱よりもはるかに広範な地質条件に人工的な循環抽熱が適用できることを示しており、膨大な資源量という高温岩体最大の長所を生かして、真の意味で化石燃料の代替と言える発電量を目指した技術開発を推進するべきである。



高温岩体地下システムは、局所の構成要素に関する知識や理論のみからはマクロな抽熱特性が予測し難い複雑系であるため、その開発には、地下システム設計—地下システム形成—地下システム計測・評価というループを繰り返して目標とする高温岩体システムを実現する、というプロセスが必然である。

発電コストの点からは、これまでのFenton Hill、肘折、Soulitzの循環抽熱実験で得られた10MWt弱の熱出力の、1桁上の規模の地下システム形成が必要である。地下システムの規模拡大、寿命延長に伴ない回収率の低下や注水圧力の上昇、貯留層が開放系に近づくであろうために発生する課題、あるいは、現状では予測できない現象の発見の可能性も高い。常に課題を発見しながら、開発推進すべきである。また、商用化のためには、当然、発電コスト低減の検討を不断に行う必要がある。

高温岩体概念の提唱から4半世紀経過してなお高温岩体発電所は実現していない。このことを取り上げて高温岩体発電方式は実現不能であるとする議論もあるが、技術的には確実に前進しており、条件の良い地質で小規模であれば現段階でも発電は可能である。しかし、高温岩体の最大の特長はその資源の広がりや量にあり、これを生かして将来大きく実用化すべく重要な技術課題に着実に取り組むべきである。

## 謝辞

本研究を行うにあたり、終始適切な御指導と御尽力を賜りました、東京大学工学系研究科地球システム工学専攻大久保誠介教授に、深く感謝申し上げます。また、取りまとめにあたり、御助言、御尽力を賜りました同専攻の福井勝則助教授に、深く感謝申し上げます。

東京大学工学系研究科地球システム工学専攻西松裕一名誉教授には、修士課程からこの取り組みまでの間、変わらぬ御指導と励ましを賜り、深く感謝申し上げます。

また、討論を通じて、有益な御指摘、御助言を賜りました東京大学工学系研究科地球システム工学専攻藤田和男教授、山富二郎教授、金田博彰助教授に、深く感謝申し上げます。

本研究は、「高温岩体の破砕熱抽出技術に関する研究」、「高温岩体熱抽出システムの解析・評価」を中心として、「原位置地圧測定法の研究」、「地圧測定法の高精度化の研究」、「高压ガス設備の災害防止に関する研究」、「新工業材料の力学物性測定の研究」の実施で得られた成果に基づくものです。ここに記して、関係各位の御配慮に感謝申し上げます。

特に、御指導とともに常に激励して頂いた資源環境技術総合研究所船川道雄所長に、深く感謝の意を表します。また、室内、肘折での実験、データ取得、データ解析を通じて、多くの御教示と御協力を頂いた同研究所地殻工学部松永烈前地殻エネルギー研究室長（現企画室長）、山口勉地殻エネルギー研究室長、小林秀男開発システム研究室長、及川寧己主任研究官、天満則夫主任研究官に、深く感謝の意を表します。

また、研究遂行にあたり変わらぬ御厚情を頂いた、勝山邦久部長をはじめとする地殻工学部の研究員の方々に感謝致します。

肘折高温岩体プロジェクトに関連して、工業技術院ニューサンシャイン計画推進本部へ併任、新エネルギー・産業技術総合開発機構（NEDO）地熱開発技術開発室へ出向したことが、特に第5章に取り組む契機となりました。この間に出会い、御助言、御指導、御厚情を頂いた、全ての方々に感謝申し上げます。

NEDO地熱技術開発室の、石橋邦雄室長、浅井明久室長、高田敏雄総括主任研究員、永井正博総括主任研究員、猪川晃道主査（役職はいずれも出向当時）をはじめとする方々に深く感謝申し上げます。また、地熱エネルギー利用全般に渡り御討論頂いた、藤野敏雄調査役、北尾浩治主任をはじめとするNEDO地熱調査部の方々に深く感謝申し上げます。

国のエネルギー政策全般から高温岩体エネルギー開発を見ることを御教示頂いた、工業技術院研究開発官（併任あるいは出向当時）の吉海正憲氏、波田野純一氏、杉上孝二氏、宮沢和男氏をはじめとするニューサンシャイン計画推進本部の方々に深く感謝申し上げます。

肘折高温岩体実験場で、研究技術開発を一緒にに行い、多くの御教示とデータ取得・解析に御協力頂いた、篠原信男氏をはじめとする地熱技術開発株式会社の方々、宮入誠氏をはじめとする石油資源開発株式会社の方々、佐々木俊二氏をはじめとする財団法人電力中央研究所の方々、

門脇正和氏をはじめとする三井金属鉱業株式会社の方々、伊藤久男氏をはじめとする地質調査所の方々に感謝申し上げます。

東北大学阿部博之教授（現総長）、新妻弘明教授、林一夫教授をはじめとする東北大学の先生方には、NEDO 高温岩体検討委員会、国際 HDR フォーラム等で、貴重な御教示を賜りました。深く感謝申し上げます。特に、第 1 章及び第 5 章は、東北大学新妻教授、資源環境技術総合研究所松永企画室長と著者（当時 NEDO 地熱技術開発室）の 3 名からなる NEDO 高温岩体検討委員会システム設計ワーキンググループの討論、報告書に基づいており、改めて御礼申し上げます。

第 3 章 5 節のシミュレーション研究は、German Federal Ministry of Research and Technology, Contract No. F&E 032 6690B により、ドイツ Ruhr 大学及び MeSy GmbH において実施したものです。Ruhr 大学地球物理学研究所 Fritz Rummel 教授には、ドイツでの長期の研究期間中、研究上の御指導に加え、私的な生活面でも多大な御支援を賜り、深く感謝申し上げます。また、プログラム作成に多大な御協力を頂いた Lothar te Kamp 氏をはじめとして、地球物理学研究所のスタッフならびに学生の方々の御厚情に感謝申し上げます。

海外の HDR 研究関係者の方々からも、データや解析の御教示、また、研究遂行への激励を頂きました。Stanford 大学の Paul Kruger 教授、LANL の Dave Duchane 氏、Donald Brown 氏、George Zvoloski 氏、SOCOMINE の Roy Baria 氏、Jörg Baumgärtner 氏、André Gérard 氏、DOE の Allan Jelacic 氏、CSMA の Andy Green 氏、EC の John Garnish 氏等、全ての方々の名を挙げることはできませんが、深く感謝申し上げます。

第 3 章 4 節の豊羽鉱山での光ファイバーによる温度測定は、山口大学と資源環境技術総合研究所の共同研究の一部として実施したものです。山口大学水田義明教授に深く感謝申し上げます。また、実験に多大な御協力を頂いた、境収技師長をはじめとする豊羽鉱山株式会社の方々に厚く御礼申し上げます。

本研究の遂行にあたり、これほど多くの方々に御指導、御教示、御助言、御協力、御厚情を賜っていたことを、改めて心に刻んで、深く感謝申し上げます。また、同時に、これほど多くの方々と一緒に研究開発を行うことができた幸運にも感謝する次第です。

最後になりましたが、本研究の遂行、論文の執筆にあたり、ともに過ごす時間の少なさにもかかわらず、常に励ましを与えてくれた 3 人の子供たち、友香、菜玲、元紀に感謝します。研究開始からの長い期間、子供たちを育てながら、私の体調を気遣い、励まし、支え続けてくれた妻真弓に心から感謝します。



