

MIU—3孔における水圧破碎法による

初期応力測定

(核燃料サイクル開発機構 契約業務)

平成12年 3 月

同和工営株式会社

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせください。

〒319-1194 茨城県那珂郡東海村村松4番地49
核燃料サイクル開発機構
技術展開部技術協力課

Inquires about copyright and reproduction should be addressed to :
Technical Cooperation Section.
Technology Management Division.
Japan Nuclear Cycle Development Institute
4-49 Muramatsu, Naka-gun, Ibaraki 319-1194,
Japan

©核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute) 2000

MIU-3孔における水圧破碎法による初期応力測定

加藤春實*

要 旨

土岐花崗岩体の深度 1000m までの初期応力状態、岩盤物性およびそれらの相関関係を把握するために、正馬様用地内の MIU-3 孔の深度 122m から 988m において 10 深度での水圧破碎試験を実施するとともに、水圧破碎試験を実施した深度の近傍から天然き裂を含まないコアを選定し、弾性波速度測定を実施した。さらに、正馬様用地内 MIU-3 孔、MIU-2 孔および AN-1 孔で実施した水圧破碎試験の結果を総合的に比較し、正馬様用地内の土岐花崗岩における初期応力状態について検討した。得られた知見をまとめると次のようである。

- (1) MIU-3 孔の応力環境は深度の増加とともに変化し、地表から深度 500m までは $S_H > S_h > S_v$ の逆断層型、深度 600m から 1000m までは $S_v > S_H > S_h$ の正断層型である。
- (2) MIU-3 孔の水平面内の最大主応力 S_H の方位は深度 200m から 1000m までほぼ NW-SE 方向を中心に分布し、当該地域の発震機構解析の結果および測地結果から導かれる広域的な水平最大主応力の方向とほぼ一致する。
- (3) MIU-3 孔から採取された岩石試験片の水平面内の P 波速度の速度異方性 ($V_{p,max.} / V_{p,min.} - 1$) (%) は、深度 847.00m よりも浅い深度のコアで 11.1~29.4%、深度 847.00m 以下で 1.7~9.2% となり、深度に対して不連続な分布傾向を示した。
- (4) コアの水平面内において弾性波速度が最小値をとる方位は、水圧破碎試験によって決定された水平面内の最大主応力の方位と比較的良好一致を示した。このことから、コアリングのとき少なくとも水平面内の最大圧縮応力の方向にコアが最も大きく膨張し、この最大圧縮応力の方向と垂直な方向にマイクロクラックが開口および伸長したと推定された。
- (5) AN-1 孔、MIU-2 孔および MIU-3 孔における水圧破碎試験によって測定された水平面内の主応力分布には、深度 500m から 600m を境にして初期応力の環境が逆断層型から横ずれ断層型あるいは正断層型に移行するという共通した特徴が認められた。
- (6) 水平面内の応力環境が変化するとコアの水平面内の速度異方性も変化するという現象は、MIU-3 孔ばかりでなく MIU-2 孔と AN-1 孔から採取されたボーリングコアについても見出された。したがって、土岐花崗岩の弾性異方性から導かれるマイクロクラックの方位分布に関する情報は初期応力の環境あるいは方位と対応していることが推定された。
- (7) AN-1 孔、MIU-2 孔および MIU-3 孔における水圧破碎試験によって測定された水平面内の最大主応力の方位は、深度 200m から 300m よりも深い深度において、いずれのボーリング孔においてもほぼ NW-SE であり、広域的な主応力方向と極めて調和的であった。

本報告書は、同和工営株式会社が核燃料サイクル開発機構との契約により実施した業務の結果である。

契約番号：11C1125

サイクル機構担当部署および担当者：東濃地科学センター 地層科学研究グループ 武田精悦

*：同和工営株式会社ジオサイエンス事業部

+： S_v 、 S_h および S_H はそれぞれ鉛直方向の被り地圧、水平面内の最小主応力および最大主応力である。

In situ stress measurement in MIU-3 borehole using hydraulic fracturing

H.Kato*

ABSTRACT

Ten measurements of *in situ* stress magnitude and orientation were conducted in vertical borehole MIU-3 at Shomasama using hydraulic fracturing at depths ranging between 122 and 988m. Laboratory measurements of sound velocity were also conducted on intact drill cores taken from in the vicinity of depths at where *in situ* stress measurements by the hydraulic fracturing tests were made. Finally, the results of stress measurements obtained from borehole MIU-3 were compared with those obtained from MIU-2 and AN-1 at Shomasama. The results of the field and laboratory study yielded the following conclusions :

- (1) The hydraulic fracturing tests in MIU-3 revealed a change in stress regime with depth: reverse faulting ($S_H > S_h > S_v^+$) from 0 to 500m and normal faulting ($S_v > S_H > S_h$) at depths larger than 600m.
- (2) In MIU-3, the average direction of maximum horizontal stress S_H determined by running magnetically oriented impression packers was found to be NW-SE orientation from 200m to 1000m depth. The NW-SE orientation is consistent with other stress indicators such as body-wave focal plane mechanisms and plate motion survey within the region.
- (3) Sound anisotropy in a horizontal plane of core samples defined as $(V_{pmax}/V_{pmin} - 1)$ was 11.1 ~ 29.4% down to 847m and 1.7 ~ 9.2% below the depth showing the nonhomogeneous distribution with depth.
- (4) The directions of minimum sound velocity in a horizontal plane of core samples were found to compare relatively well with the average direction of maximum horizontal stress obtained by the hydraulic fracturing test. This may attribute to the opening and propagation of preferential microcracks due to expansion of core samples in the direction of maximum stress relief.
- (5) The hydraulic fracturing tests conducted in AN-1, MIU-2 and MIU-3 showed an overall change in stress regime from reverse faulting to strike-slip faulting or to normal faulting at depths between 500m and 600m.
- (6) Sound anisotropy in a horizontal plane of core samples taken from AN-1, MIU-2 and MIU-3 tended to change with stress regime at depths of interest. Therefore, orientation of preferential microcracks of Toki granite may correlate with *in situ* stress regime.
- (7) In AN-1, MIU-2 and MIU-3, the average direction of maximum horizontal stress S_H determined by hydraulic fracturing tests was found to be NW-SE orientation at depths larger than 200m to 300m. The NW-SE orientation is consistent with the regional stress field.

This report has been drawn up by Dowa Engineering Co., Ltd. under contract with Japan Nuclear Cycle Development Institute.

Agreement No.: 11C1125

JNC Liaison: Seietsu Takeda, Geoscience Research Execution Group, Tono Geoscience Center.

* : Dowa Engineering Co., Ltd., Geoscience Consulting Division.

+ : S_v , S_h and S_H are vertical stress, minimum horizontal and maximum horizontal stress, respectively.

目 次

1.水圧破碎試験	1
1.1 目的	1
1.2 測定位置	1
1.3 水圧破碎法	2
1.4 測定方法	4
1.5 計測システム	7
1.6 測定結果	8
1.6.1 ダミーパッカーの降下および破碎前の型取り	8
1.6.2 水圧破碎試験結果	9
1.6.3 解析結果	11
1.7 3次元応力場における水圧破碎き裂の傾き	16
1.7.1 水圧破碎き裂の発生に関する理論解析	16
1.7.2 MIU-3 孔における初期応力測定結果に基づいた解析結果	17
1.8 結言	20
引用文献	21
2. MIU-3 孔から採取されたボーリングコアの弾性波速度測定	22
2.1 試験方法	22
2.2 試験結果	22
2.2.1 ボーリングコアの弾性波速度分布	22
2.2.2 土岐花崗岩の応力環境とボーリングコアの弾性波速度分布	27
2.3 結言	30
引用文献	30
3. MIU-3 孔、MIU-2 孔および AN-1 孔における初期応力状態	31
3.1 正馬様用地内の土岐花崗岩における応力環境	32
3.2 正馬様用地内の土岐花崗岩の速度異方性と応力環境	34
3.3 正馬様用地内の土岐花崗岩における水平面内の最大主応力の方位	36
3.4 結言	39
引用文献	39
4. まとめ	40

付表目次

表 1.5.1 測定機器一覧	7
表 1.6.1 MIU-3 孔における水圧破碎試験の測定結果	10
表 1.6.2 MIU-3 孔における水平面内の最小主応力 S_h 、最大主応力 S_{Hmax} 、 S_{Hmin} および最大主応力の方位 ψ	11
表 2.2.1 コアの軸方向および軸方向と直交する平面内の P 波速度	23

付図目次

図 1.2.1 MIU-3 孔位置図	1
図 1.3.1 ワイヤライン方式による水圧破碎システム	3
図 1.4.1 水圧破碎法による初期応力測定手順	6
図 1.6.1 水平面内の最大および最小主応力とボーリング孔深度の関係	13
図 1.6.2 MIU-3 孔で誘起された縦き裂の走向とボーリング孔深度の関係	14
図 1.6.3 地震により解放された応力の方向	15
図 1.6.4 測地結果から計算された地表の水平主ひずみ	15
図 1.7.1 3次元応力場における水圧破碎き裂の発生位置	17
図 1.7.2 3次元応力状態とボーリング孔軸の関係	19
図 1.7.3 ボーリング孔軸の主応力軸に対する傾きと水圧破碎き裂の傾斜角の関係	19
図 2.2.1 コアの軸方向と直交する平面内をコアの中心を通して伝播する P 波の速度 分布	24
図 2.2.2 水平面内における P 波速度の最大値、最小値およびコア軸方向の速度と深 度との関係	26
図 2.2.3 水平面内の速度異方性と採取深度の関係	28
図 2.2.4 水圧破碎試験によって決定された水平面内の最大主応力の方位とボーリ ングコアの水平面内における弾性波速度が最小値を取った方位の関係	29
図 2.2.5 水平面内の初期主応力が S_H および S_h である岩盤からコアリングされた ボーリングコアの速度異方性	29
図 3.1 MIU-3 孔、MIU-2 孔および AN-1 孔の孔口配置図	31
図 3.1.1 AN-1 孔、MIU-2 孔および MIU-3 孔において水圧破碎法によって測 定された水平面内の主応力と深度との関係	33
図 3.2.1 AN-1 孔、MIU-2 孔および MIU-3 孔において水圧破碎法によって測 定された水平面内の主応力と深度との関係	35
図 3.3.1 AN-1 孔、MIU-2 孔および MIU-3 孔において水圧破碎法によって測 定された水平面内の最大主応力の方位と深度との関係	38

APPENDIX

APPENDIX I 圧力-時間、流量-時間曲線	A-1
APPENDIX II 水圧破碎によって造成されたき裂のスケッチ	A-11
APPENDIX III Breakdown および re-opening における圧力-時間曲線の重ね合わせ	A-14
APPENDIX IV Shut-in 後の圧力減衰速度の逆数と圧力の関係	A-19
APPENDIX V 写真集	A-24

1. 水圧破碎試験

1.1 目的

土岐花崗岩中の初期応力状態は、超深地層研究所計画において予定している掘削影響評価試験における予測や地下施設の詳細設計において必要不可欠な情報である。これまで AN-1 および MIU-2 孔において初期応力測定を実施し、月吉断層上盤側の岩体の初期応力状態は把握されているが、月吉断層下盤側の応力状態に関する情報が欠落している。このため、MIU-3 孔における水圧破碎法による初期応力測定を実施し、超深地層研究所建設予定地点近傍の断層下盤側の岩体の初期応力状態を把握するとともに、ボーリングコアの弾性波速度測定を実施して同初期応力測定結果との比較により岩石の異方性等と主応力方向との関係について考察する。

1.2 測定位置

測定位置は、図 1.2.1 に示す正馬様用地内の MIU-3 孔（深度 1000m）である。MIU-3 孔は直径 101.6mm の HQ ボーリング孔で、深度 700～720m で月吉断層と交差する。孔口から深度 103m まではケーシングが設置されている。

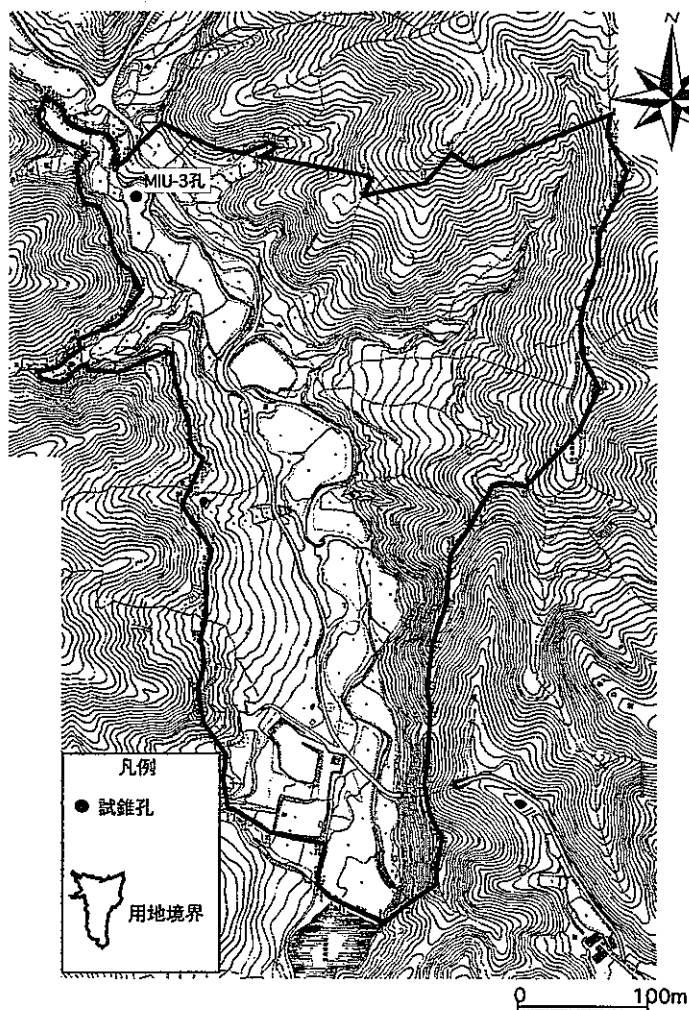


図 1.2.1 MIU-3 孔位置図。

1.3 水圧破碎法

初期応力は一般構造物における負荷応力に相当するもので、地下空間設計における最も重要なパラメータであり、地下構造物の安全性、寿命などを支配する主要因子である^[1]。岩盤の初期応力測定法としては、応力解放法、水圧破碎法、応力補償法、ボーリングコアを用いる手法などがある。このうち水圧破碎法は、地表あるいは坑道から掘削したボーリング孔のある区間をパッカーによって密閉し、この密閉区間に水を圧入してボーリング孔の壁面を引張応力によって破壊させ、き裂を岩盤内に進展させるものである。この方法は、応力解放法と異なりオーバーコアリングを必要とせず、地表付近から相当深いところまで適用できる点で他の測定方法に勝る長所を有している。しかも、岩盤内部の広い範囲に比較的容易にき裂を進展させることができるので、ボーリング孔まわりの平均的な応力分布を調査するのに適している。また、破壊条件を観測方程式としているので、応力の評価に弾性定数を必要とせず直接的に応力を測定できる。

坑道から掘削された比較的浅いボーリング孔を利用して水圧破碎法による初期応力測定をおこなう場合があるが、このとき用いられる加圧装置はゴムパッカーと破碎区間への流路が独立した 2 本の圧力系統から構成されている。このシステムは比較的簡単な試験設備から構成され、経済的に計測できるという利点はあるが、人力によってプローブを出し入れするので、適用できるボーリング孔の長さは最大でも 30m 程度であるという欠点があった。

一方、地下空洞の建設にとりかかる前の初期応力測定、地熱開発あるいは地震予知のための初期応力測定においては、地表から大深度のボーリング（たとえば深度 500m）をおこなわなければならない。しかし、石油掘削のための技術や設備をそのまま応用した従来の方法によれば、掘削やぐら、掘削パイプ、動力などの大規模な設備が必要である。また、従来の水圧破碎システムは、パッカーを膨張させるための流路と破碎のための流路の切り替えがパッカーシステムを引き上げなければ行なえなかったため、ボーリング孔内で連続的に水圧破碎をおこなうことはできなかった。

これらの問題を解決するために、大深度においてしかも小規模な設備によって水圧破碎ができる測定システムが開発された^[2]。このシステムは図 1.3.1 に示すように、高圧ホース、ワイヤラインおよびストラドルパッカー（水圧破碎用パッカー）から構成され、ゴムパッカーへの加圧から破碎区間への加圧へと流路を切り替えるためのプッシュ・プルバルブと呼ばれる機構を備えている。このためパッカーシステムにつながる高圧ホースは 1 本で済み、大深度のボーリング孔への適用が容易である。また、ボーリング孔内の水位が低い場合でもホース内に残っている流体の水頭によってパッカーが膨張したままにならないように、パッカーにはリリースバルブが取り付けられている。破碎区間の流体圧はストラドルパッカーの近傍に設置された圧力変換器によって測定するので、この流体が長い高圧ホースの中を通過することによって生じる圧力降下は測定される圧力にほとんど影響をおよぼさない。

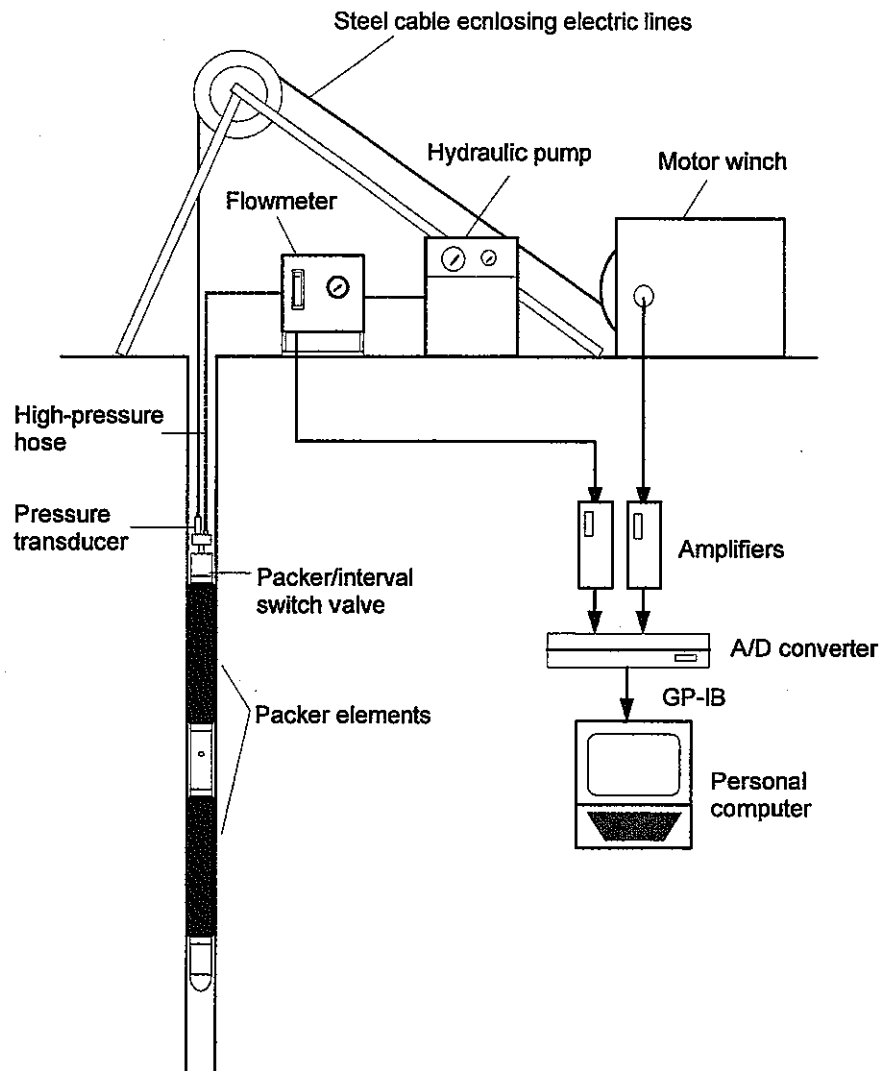


図 1.3.1 ワイヤライン方式による水圧破砕システム。

1.4 測定方法

ここではプッシュ・プルバルブシステムを用いた水圧破碎試験の手順を、図 1.4.1 にしたがって説明する。

(1) ダミーパッカーによるボーリング孔直径の調査

岩盤内部に存在する断層、天然き裂および岩質が変化する箇所とボーリング孔とが交差するところでは、ボーリング孔壁面からの崩壊物や壁面の変形によってボーリング孔直径が小さくなったり閉塞する場合がある。そのような箇所ではパッカーが自重で降下できないばかりか抑留される恐れがある。そこで、まずストラドルパッカーとその外径が同じダミーパッカーをボーリング孔の所定の深度まで降下させ、パッカーが自重だけで通過できるだけの直径が確保されているかを調査する。

(2) 水圧破碎前の孔壁における型取り

ボーリングコアの目視による鑑定、RQD の深度分布およびキャリパー検層の結果を総合的に判定し、天然き裂が少なく孔壁の安定した区間を選定する。このようにして選定した位置で、インプレッションパッカー（ボーリング孔壁面の凹凸を写し取るためのゴムパッカー）を用いた水圧破碎前の孔壁の型取りをおこない、天然き裂の状態をさらに詳しく調査する。インプレッションパッカーの表面は可塑性のチューブによって被覆されているので、所定の深度でインプレッションパッカーを膨張させ、その表面をボーリング孔壁面に押し付けることで壁面の凹凸がチューブの表面に記録される。インプレッションパッカーの膨張圧力は岩盤および初期応力の状態によって異なるが、通常、50 から 100bar で、保持時間は約 30 分である。ボーリング孔壁面に多数の天然き裂が認められた場合は、これを避けるためにさらに別の破碎地点を探す。

(3) 水圧破碎試験

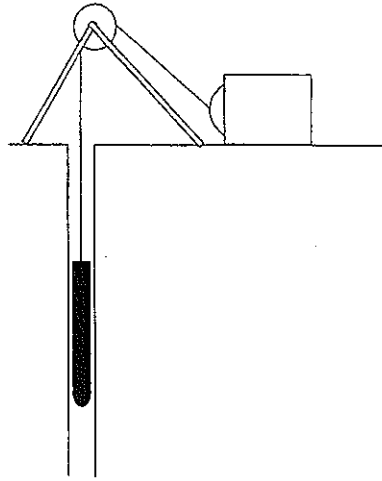
所定の深度までストラドルパッカーをおろし、水圧破碎試験をおこなう。まず、ストラドルパッカーの加圧区間に比較的大きな流量（3～6l/min）で破碎流体（清水）を圧入し、破碎区間の水圧を上昇させる。ボーリング孔の壁面にき裂が生じて破碎区間の圧力が急激に低下したら高压ポンプによる流体の圧入を停止し、圧力の経時変化を観測する。その後、地表の圧力パネルのバルブを操作して加圧区間に通じる流路を大気に解放し、き裂に圧入されていた破碎流体を排出する。次に再び同じ流量で流体を圧入し、先に生じたき裂がボーリング孔壁面において再開口するときの圧力 P_r (Re-opening pressure) を測定する。き裂の再開は最低 3 回実施して、圧力-時間挙動の再現性を調べる。水圧破碎によって誘起されたき裂を再開口してからポンプを停止し、加圧区間に通じる流路のバルブを大気に解放すると破碎区間の圧力は低下し、き裂は再び閉じようとする。このためき裂に圧入されていた破碎流体は破碎区間に逆流する。このとき大気に解放されているバルブを閉じると破碎区間の圧力は回復する(Pressure rebound)。造成されたき裂に破碎流体が封じ込められて、岩盤あるいはボーリング孔へのリークが少ない場合、とくに明瞭な圧力の回復がみられる。このような破碎区間

では、造成されたき裂に作用する法線応力と破碎流体の圧力が釣り合うときの圧力 P_s (Shut-in pressure) が容易に決定できることが多い。

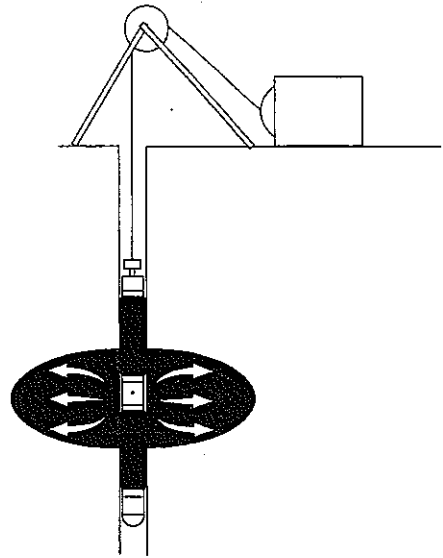
(4) 破碎後の型取りによる人工き裂の方位測定

水圧破碎後、再びインプレッションパッカーを用いて破碎地点の壁面における型取りをおこない、(2) で得られたインプレッションと比較することにより新たに造成されたき裂が判定される。このインプレッションパッカーの下端には坑井方位傾斜儀計が取り付けられているので、インプレッションの表面に印された基準線の方位が測定される。インプレッションとこの方位から、インプレッションの表面に写し取られた新たなき裂の走向傾斜を決定することができる。

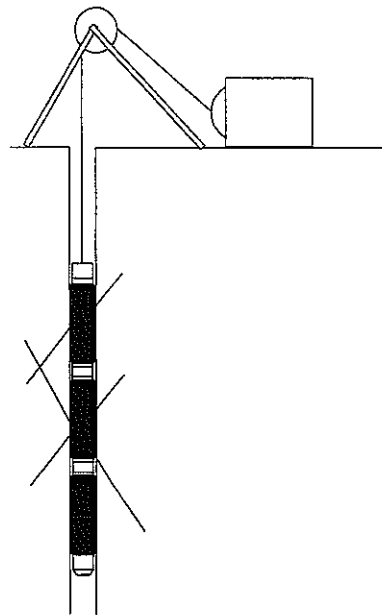
(1) Inserting a dummy packer.



(3) Hydraulic fracturing.



(2) Impression test before hydrofrac.



(4) Impression test after hydrofrac.

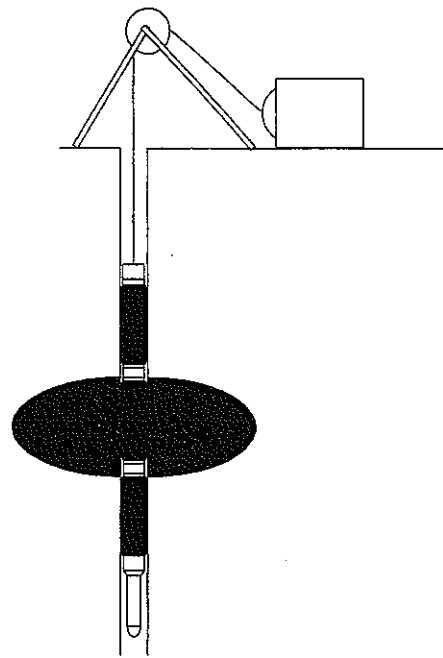


図 1.4.1 水圧破砕法による初期応力測定手順。

1.5 計測システム

水圧破碎試験のための計測システムは、図 1.3.1 に示す通りである。破碎流体は圧縮空気動高圧ポンプによって流量計および高圧ホースを通じてストラドルパッカーの加圧区間まで送られる。ボーリング孔の破碎区間における破碎流体の圧力は、ケーブルヘッドに内蔵された圧力変換器によって測定され、そのデータはアーマードケーブルを通じて地表の動ひずみ測定器まで転送される。破碎区間への圧入流量は圧力パネルに設置された流量計によって測定される。動ひずみ測定器および流量計の出力はいずれも A/D 変換器を介してパーソナルコンピューターに転送され記録される。データの取り込み速度は 50ms である。水圧破碎によって誘起された人工き裂の方位は、インプレッションおよびインプレッションパッカーの下端に取り付けられた坑井方位傾斜儀計のデータから決定される。水圧破碎試験に用いた主な計測機器は表 1.5.1 のようである。

表 1.5.1 測定機器一覧

測定機器	メーカー	数量
ストラドルパッカー、ウレタンゴム、耐圧 30MPa	同和工営 (株)	1 本
インプレッションパッカー、ウレタンゴム、耐圧 30MPa	同和工営 (株)	1 本
ケーブルウィンチ、1.5kW、1000m 用	同和工営 (株)	1 台
高圧ポンプ、JHP-500W、3.5l/min、35MPa	(株) フジキン	4 台
システムコントローラー、PC-9801T	日本電気 (株)	1 台
A/D コンバーター、ADC-116C	(株) 共和電業	1 台
シグナルコンディショナー、CDA-230C	(株) 共和電業	1 台
圧力変換器、PGM-500KD、測定範囲 49.03MPa	(株) 共和電業	1 台
流量計、MP-MCF-SLE、測定範囲 6.0l/min	流体工業 (株)	1 台
坑井方位傾斜儀計、TYPE-SS、最小読取り精度 1°	(株) 村田製作所	1 台

1.6 測定結果

1.6.1 ダミーパッカーの降下および破碎前の型取り

ストラドルパッカーと外径の等しい重量 30kg のダミーパッカーは、孔口から深度 1000m までスムーズに降下し、この深度範囲で孔壁からの地層の押し出しあるいは崩壊物によって孔径の減少した箇所や閉塞した箇所はないことが確認された。

本測定では、天然き裂の影響を受けない測定データを得るために、ボーリングコア柱状図に記載された RQD の深度分布および BTV によるボーリング孔壁面の観察結果に基づいて、天然き裂が少ないと判定された次の 10 深度で水圧破碎前の型取りを行なった。すなわち、深度 121、266、337、462、590、847、857、947、987 および 1006m である。これら 10 深度のうち、847m 以下の 5 深度が月吉断層の下盤側の花崗岩体に位置する。

1.6.2 水圧破碎試験結果

深度 122m から 988m にわたっておこなった 10 深度での水圧破碎試験で圧力および流量のデータが測定された。深度 1006m では 4 回の水圧破碎試験を試みたが、このうち 3 回の試験でパッカーエレメントが破裂し完全な測定データが得られなかった。このため、水圧破碎試験の深度を 1006m から 509m に変更して試験を実施した。

造成されたき裂のタイプ（縦き裂、横き裂、人工き裂、天然き裂）、き裂の走向および傾斜、ボーリング孔壁面において最初にき裂が発生するときの圧力 P_b (Breakdown pressure)、それを同じ流量で再開するときの圧力 P_r (Re-opening pressure)、造成されたき裂に作用する法線応力と破碎流体の圧力が釣り合うときの圧力 P_s (Shut-in pressure)などは表 1.6.1 に示す通りである。試験を実施した深度が 1.6.1 で述べた破碎前の型取りの深度と若干異なる場合があるのは、破碎前の型取り結果に基づいて天然き裂のより少ない深度を選定したためである。水圧破碎試験中の圧力-時間曲線、流量-時間曲線および破碎前後の型取りから判定された人工き裂および天然き裂は APPENDIX I および II に示す通りである。

ここで、表 1.6.1 に示した P_b 、 P_r 、 P_s および人工き裂の走向傾斜の決定方法について述べる。まず P_b は第 1 回目の加圧サイクルにおける最高圧力として求められる。 P_r は、第 1 回目の加圧サイクルによってボーリング孔の壁面にき裂が生じるときに得られる圧力-時間曲線と、次に同一の流量でそのき裂を再開したときに得られる圧力-時間曲線とを重ね合わせ、後者の曲線が前者の曲線からそれるときの圧力として求めることができる^[3]^[4]。ただし、き裂を再開するときの圧力-時間曲線は、再開を何回か繰り返し、ボーリング孔壁面における岩盤の引張強度 T が完全にゼロとなった後の曲線を用いなければならない。各深度で測定された第 1 回目の圧力-時間曲線とき裂を再開したときの圧力-時間曲線とを重ね合わせた図を APPENDIX III に示す。

P_s は、水圧破碎によって誘起されたき裂に作用する法線応力と破碎流体の圧力が釣り合うときの圧力である。ポンプを停止(shut-in)した後の破碎区間の圧力-時間曲線に明瞭な変曲点がみいだされるとき、すなわち shut-in 直後いったん急激に低下した圧力がそれ以降時間とともにほとんど低下しないとき P_s は比較的容易に決定できる。しかし多くの場合、shut-in 後の圧力の減衰速度は急激に低下しないので P_s を圧力-時間曲線の変曲点として決定することはむずかしい。そこで圧力-時間曲線から図式的に P_s を求めるいくつかの方法^[4]^[5]^[6]^[7] が提案されている。ここでは決定方法の基礎となる理論が明快な Hayashi and Haimson^[7]の方法を用いた。この方法では、shut-in 後の圧力-時間曲線から求められる破碎区間の水圧とその時間変化率の逆数との関係を 3 直線で近似し、高圧側の 2 直線の交点における破碎区間の水圧が P_s として求められる (APPENDIX IV 参照)。

MIU-3 孔における水圧破碎法によって誘起された人工き裂は、深度 462m を除いてすべてボーリング孔軸に平行な縦き裂であった。横き裂の走向傾斜および縦き裂の走向は、インプレッションパッカーに写し取られたき裂のトレースに最も適合する平面を最小 2 乗法

によって決定して求めた〔4〕。

表 1.6.1 をみると、深度 122m から 589m までの月吉断層（深度 700~720m）よりも上部で測定された P_b 、 P_r および P_s は全体として測定深度の増加にともなって大きくなる傾向が認められるが、月吉断層よりも下部ではこれらの値はわずかに増加するにすぎない。 P_b と P_r との差として定義される引張強度 T は、月吉断層の下部で明らかに低下している。また、深度 338m で誘起された縦き裂はボーリンク孔軸と平行な直線でなく、母線と 15~20 度の角度で斜交する多数の短いき裂（エシェロンタイプ）から構成されていた（APPENDIX II 参照）。このことは、深度 338m 付近で初期主応力軸のひとつがボーリンク孔軸と一致せず傾いていることを示唆している。これについては、1.7 節でさらに詳しく検討する。

表 1.6.1 MIU-3 孔における水圧破碎試験の測定結果

ボアホール の深度 (m)	岩石	人工き裂の タイプ		き裂の方位(deg)**			測定圧力など(MPa)				備考
		L/T	N/J	横き裂		縦き裂	P_b	P_r	P_s	T	
				ϕ_i	θ_i	ϕ_i					
122.0	花崗岩	L	N			-80.8	6.1	3.3	5.3	2.8	
266.0	花崗岩	L	N			-13.8	10.2	5.4	8.4	4.8	
338.0	花崗岩	L	N			-35.9	12.0	7.6	10.5	4.4	エシェロン
462.0	花崗岩	T	J	186.7	-15.4		22.1	9.5	19.3	12.6	
509.0	花崗岩	L	N			-30.9	17.6	8.7	16.3	8.9	
589.0	花崗岩	L	N			-42.4	15.2	8.6	12.1	6.6	
847.0	花崗岩	L	N			-17.7	13.8	10.8	11.7	3.0	
858.0	花崗岩	L	N			-23.9	10.0	8.7	8.8	1.3	
946.0	花崗岩	L	N			-42.0	13.1	12.3	12.1	0.8	
988.0	花崗岩	L	N			-28.9	14.3	13.4	13.1	0.9	

P_b : Break down pressure. P_r : Re-opening pressure.

P_s : Shut-in pressure. T : Tensile strength; $T=P_b-P_r$

+ : Long、Transverse、N および J はそれぞれ縦き裂、横き裂、新たに造成されたき裂および既存のき裂を意味する。

++: ϕ_i は縦き裂の走向を磁北から時計まわりに測定した角度、 ϕ_i は横き裂の法線を水平面上に投影した直線を磁北から時計まわりに測定した角度、そして θ_i は横き裂の法線と水平面のなす角度を水平面から下向きに測定した角度である。

1.6.3 解析結果

ここでは、ボーリング孔軸がひとつの主応力軸の方向と一致していると仮定し、円孔まわりの弾性解を用いる解析方法に基づいて各測定深度における水平面内の主応力を求める。

Break down pressure P_b 、ボーリング孔軸と直交する水平面内の最大主応力 S_H 、最小主応力 S_h 、pore pressure P_o および破碎区間の岩盤の引張強度 T から、よく知られた次式が導かれる。

$$P_b = 3 S_h - S_H - P_o + T \quad (1.6.1)$$

水圧破碎によって生じた縦き裂をボーリング孔壁面において再開するときの圧力を P_r ($T=0$) とすると

$$P_r = 3 S_h - S_H - P_o \quad (1.6.2)$$

したがって、多孔質岩盤における水平面内の最大主応力の下限 S_{Hmin} は次式で与えられる。

$$S_{Hmin} = 3 S_h - P_r - P_o \quad (1.6.3)$$

空隙率の小さい結晶質岩盤に対する水平面内の最大主応力の上限 S_{Hmax} は P_o を無視することによって次式のように推定される。

$$S_{Hmax} = 3 S_h - P_r \quad (1.6.4)$$

ここで、最小主応力 S_h は shut-in pressure P_s として水圧破碎試験における圧力-時間曲線から決定され、次式で表される。

$$S_h = P_s \quad (1.6.5)$$

表 1.6.2 MIU-3 孔における水平面内の最小主応力 S_h 、最大主応力 S_{Hmax} 、 S_{Hmin} および最大主応力の方位 ϕ

ポアホール の深度(m)	水平主応力(MPa)			最大水平主応力 S_H の方位 ϕ (deg) *
	S_h	S_{Hmin}	S_{Hmax}	
122.0	5.3	11.4	12.6	-80.8
266.0	8.4	17.2	19.8	-13.8
338.0	10.5	20.6	23.9	-35.9
509.0	16.3	35.2	40.2	-30.9
589.0	12.1	21.9	27.7	-42.4
847.0	11.7	16.0	24.3	-17.7
858.0	8.8	9.3	17.7	-23.9
946.0	12.1	14.7	24.0	-42.0
988.0	13.1	16.2	25.9	-28.9

*: ϕ は磁北から時計まわりに計った回転角度。

表 1.6.1 の P_r および P_s を式 (1.6.3) から (1.6.5) に代入して水平面内の最大主応力 S_H および最小主応力 S_h を求めると表 1.6.2 のようである。ただし、MIU-3 孔の孔内からは湧水があって、試験期間中常時孔口まで水位があったので、 P_o は MIU-3 孔の孔口のレベルから水圧破碎深度までの間の水頭圧に等しいと仮定した。また、深度 462m では天然の横き裂が開口したと考えられるので、測定された圧力データに円孔まわりの弾性解を適用して初期応力を評価することはできない。このため、深度 462m のデータは解析から除

外した。

まず、水平面内の主応力の大きさをボーリング孔深度の関数として表示すると図 1.6.1 のようである。ここで、○印は水平面内の最小主応力 S_h 、□印は P_0 を考慮して式 (1.6.3) から求めた水平面内の最大主応力 S_{Hmin} 、そして■印は式 (1.6.4) から求めた最大主応力 S_{Hmax} である。被り地圧 S_v の大きさは、これまでに実施された岩石の物性試験で測定した花崗岩の平均見かけ比重 2.6 から推定して求め、点線で表示した。

S_h は深度 500m 付近まで深度とともにほぼ線形に増加しているが、深度 600m から 1000 m における S_h の増加率は小さく深度に関わらずほぼ 12MPa である。このため、MIU-3 孔のボーリング孔軸に沿う初期応力の環境は深度によって異なり、地表から深度 550m 付近までが $S_H > S_h > S_v$ の逆断層型、深度 600m 付近が $S_H > S_v > S_h$ の横ずれ断層型、そして深度 700m 付近の月吉断層の下部では $S_v > S_H > S_h$ の正断層型である。すなわち、MIU-3 孔における応力環境は深度とともに変化し、初期応力場は 'stress decoupling' ^{[13][14][15]} を呈している。

次に、各深度において決定された水平面内の最大主応力 S_H の方位とボーリング孔深度の関係を描くと図 1.6.2 のようである。ここで、○印はレプリカに写し取られたき裂のうち人工の縦き裂と判定されたき裂の走向であり、ボーリング孔軸と垂直な水平面内の最大主応力の方向と一致する。横軸に平行な誤差棒は、レプリカを母線にそって切り開いて展開し、このレプリカに写し取られた人工の縦き裂のトレースをボーリング孔軸と平行な辺からの距離として離散化したときの標準偏差である。

試験深度が最も地表に近い深度 122m における最大主応力の方位はほぼ東西方向であるが、深度 200m から 1000m の区間で測定された水平面内の最大主応力の方位は測定深度に無関係にほぼ N30W を中心に分布している。深度 700~720m にある月吉断層の上下に位置する試験深度 589m および 847m における最大主応力の方位はいずれも NW-SE 方向であって深度 200m 以下の最大主応力方向と調和的である。したがって、ボーリング孔と月吉断層とが交差する位置から孔軸に沿って少なくとも約 100m 離れた岩盤における初期応力の方位に断層の影響は及んでいないと考えられる。

深度 200m 以下において測定された最大主応力の方位はほぼ NW-SE 方向であり、この方位は広域的な初期応力場を対象とした地震学的評価法と測地学的評価法から得られた最大水平主応力の方向とほぼ一致する。たとえば、図 1.6.3 は地震初動の押し引きの関係から、地震により解放された応力の方向を推定した結果^[11]であるが、MIU-3 孔が位置する瑞浪市付近の水平最大主応力の方向は NW-SE 方向であることが読み取れる。また、図 1.6.4 は、1883 年から 1985 年間の測地結果から計算された地表の水平主ひずみ^[12]の分布を表している。瑞浪市および近隣の土岐市と可児市における圧縮の最大主ひずみの方向は NW-SE 方向である。したがって、MIU-3 孔の 200m 以下における S_H の方位は、発震機構解析の結果および測地結果と一致し、広域的な初期応力状態を反映していると思われる。なお、MIU-3 孔における主応力方向の分布に関するもうひとつの特徴として、深度 338m

前後でひとつの主応力の方向がボーリング孔軸（鉛直方向）と厳密に一致していないことがあげられる。

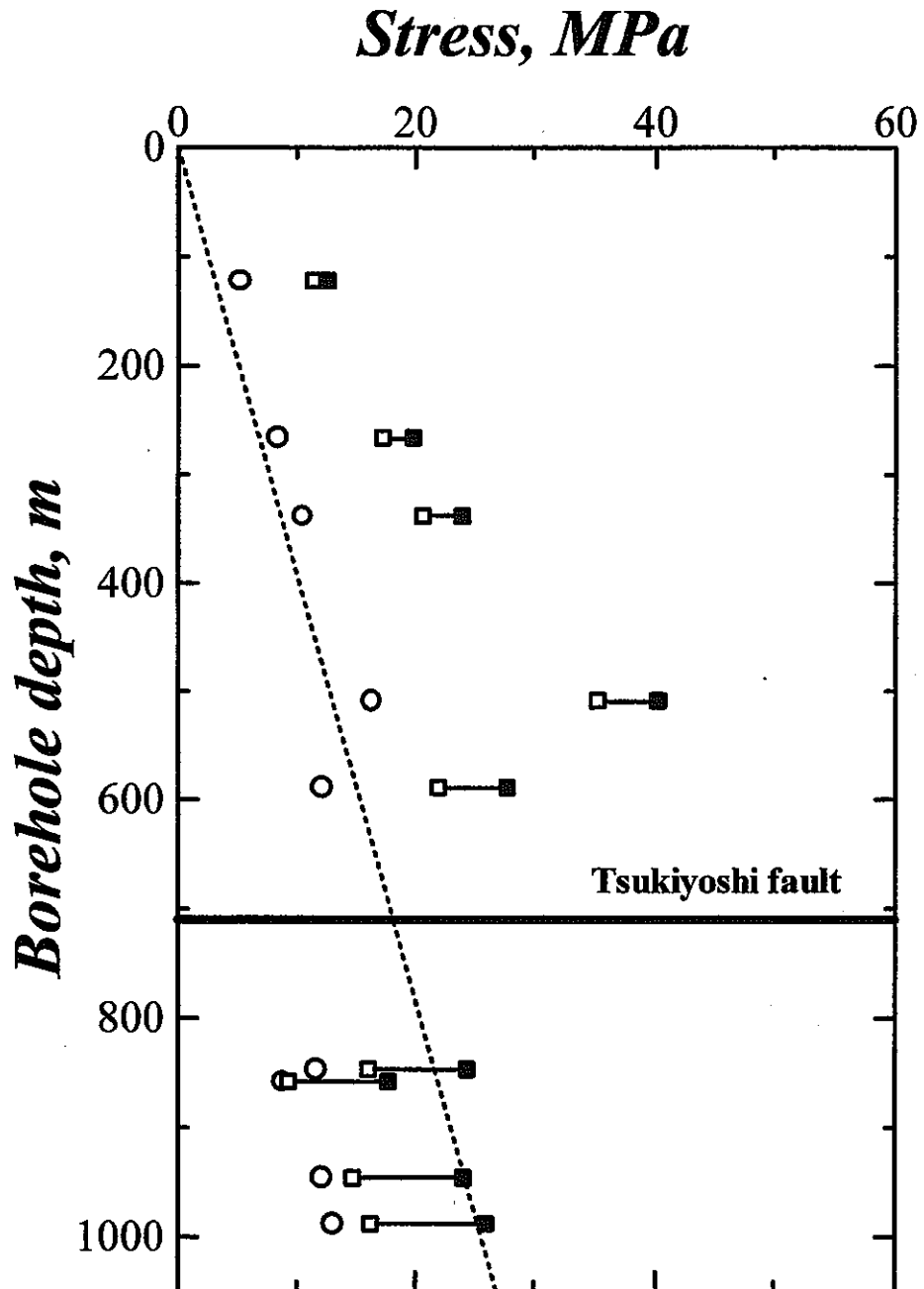


図 1.6.1 水平面内の最大および最小主応力とボーリング孔深度の関係。点線は花崗岩の平均見かけ比重 2.6 から求めた被り地圧 S_v である。○印は最小主応力 S_h 、□印は $S_{H_{in}}$ 、■印は $S_{H_{max}}$ である。

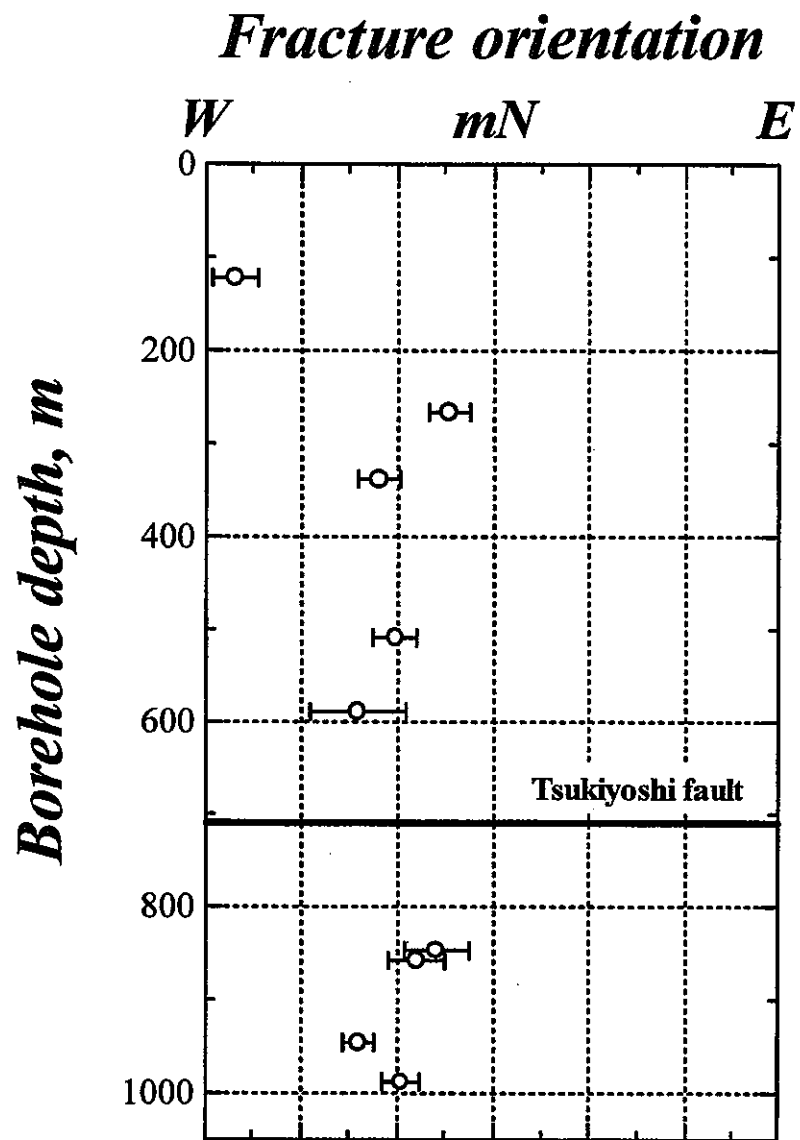


図 1.6.2 MIU-3 孔で誘起された縦き裂の走向とボーリング孔深度の関係。

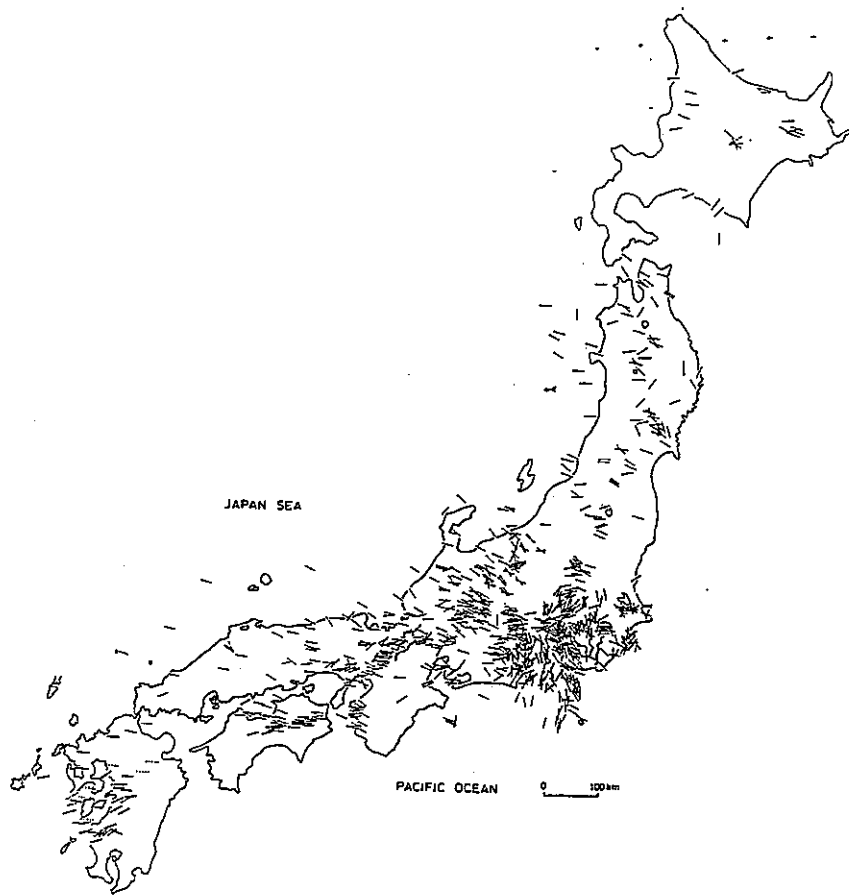


図 1.6.3 地震により解放された応力の方向^[11]。

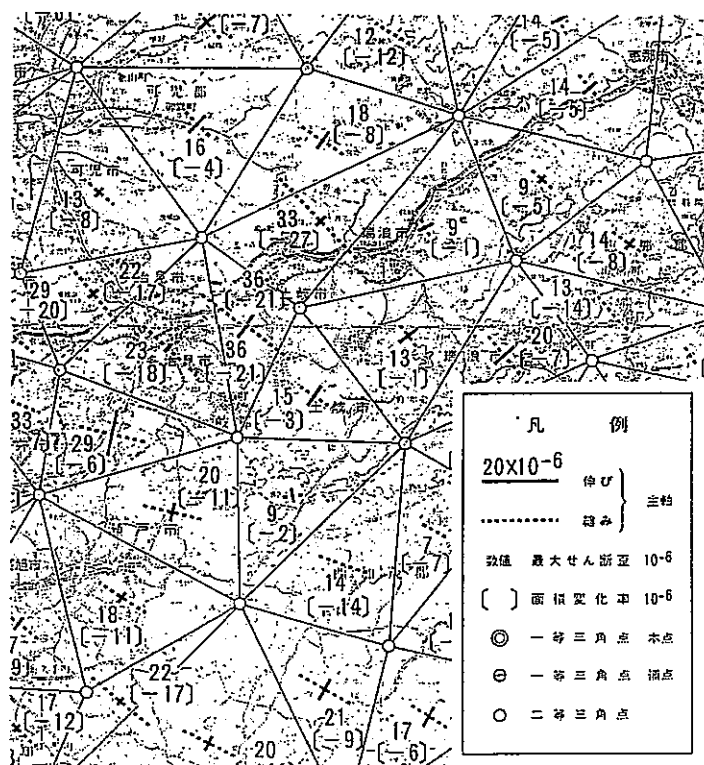


図 1.6.4 測地結果から計算された地表の水平主ひずみ^[12]。

1.7 3次元応力場における水圧破碎き裂の傾き

MIU-3孔の深度338mで誘起された人工き裂は、ボーリング孔壁面の母線に対して $15^\circ \sim 20^\circ$ の角度で斜交し、エシェロン型を呈していた。このことは、1.6.3で述べた古典的な応力測定理論の仮定と異なり、深度338m付近でボーリング孔軸と主応力軸の方向が一致していないことを示している。

3次元応力場においてすべての主応力軸とボーリング孔軸とが傾斜する場合には、ボーリング孔壁上の最大引張応力はボーリング孔軸と傾斜した方向に生じるので、水圧破碎き裂が発生する初期の段階には、その最大引張応力の方向と直角の方向に多数の微小き裂が発生し、最終的にこれらが孔軸方向に連結する^{[16][17]}。したがって、発生するき裂の位置やき裂の発生する圧力は、厳密にはボーリング孔軸に垂直な平面の応力のみから導かれるものと異なる。

この節では、まず3次元応力状態におかれたボーリング孔で水圧破碎試験を行なったとき、孔壁に発生するき裂の傾斜角とき裂が発生するときの圧力の関係について述べ、次にMIU-3孔の深度338m付近で実際に測定された初期応力状態とエシェロン型のき裂の傾きから、MIU-3孔の孔軸と主応力軸が斜交する角度について考察する。

1.7.1 水圧破碎き裂の発生に関する理論解析^{[16][17]}

図1.7.1に示すように、ボーリング孔軸をz軸とし、xおよびy軸をボーリング孔軸と垂直な平面内にとる。さらに、円柱座標系 (r, θ, z) を設定すると、ボーリング孔壁の応力は次式で与えられる。ここで、 P はボーリング孔内からの流体圧、 ν は岩盤のポアソン比である。

$$\begin{aligned} P_\theta &= \sigma_x + \sigma_y - 2(\sigma_x - \sigma_y) \cos 2\theta - 4\tau_{xy} \sin 2\theta - P \\ P_z &= -2\nu(\sigma_x - \sigma_y) \cos 2\theta + 4\nu\tau_{xy} \sin 2\theta + \sigma_z \\ P_{\theta z} &= -2\tau_{zx} \sin \theta + 2\tau_{yz} \cos \theta \end{aligned} \quad (1.7.1)$$

ボーリング孔壁面の最小主応力 σ_M は、式(1.7.1)のボーリング孔軸方向の応力 P_θ 、接線応力 P_θ およびせん断応力 $P_{\theta z}$ から式(1.7.2)のように表せる。

$$\sigma_M = \frac{1}{2} \left\{ (P_\theta + P_z) - \sqrt{(P_\theta - P_z)^2 + 4P_{\theta z}^2} \right\} \quad (1.7.2)$$

したがって、ボーリング孔壁への流体圧 P による载荷によって σ_M が岩盤の引張強度 T と等しくなった位置 θ_M に最初のき裂が発生する。このき裂は一般にボーリング孔軸に平行でなく σ_M と垂直な方向に発生し、ボーリング孔軸に対する傾斜角 γ_m は θ_M におけるボーリング孔壁の応力成分から次式を用いて計算される。

$$\gamma_m = \frac{1}{2} \tan^{-1} \left(\frac{2P_{\theta z}}{P_\theta - P_z} \right) \quad (1.7.3)$$

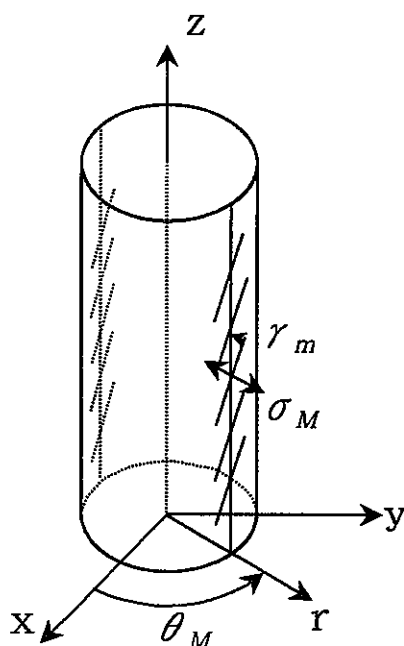


図 1.7.13 次元応力場における水圧破砕き裂の発生位置。

1.7.2 MIU-3 孔における初期応力測定結果に基づいた解析結果

ボーリング孔軸に対する傾斜角 γ_m は、主応力値、主応力軸に対するボーリング孔の方位、岩盤の引張強度およびポアソン比によって変化する。ここでは、水圧破砕試験によって求めた深度 338m 付近の初期応力値を岩盤内の主応力値として、任意の方向を向いたボーリング孔に形成される水圧破砕き裂の傾斜角度を求めた。すなわち、 $\sigma_1 = S_H = 18.3\text{MPa}$ 、 $\sigma_2 = S_h = 8.3\text{MPa}$ 、 $\sigma_3 = S_V = 6.8\text{MPa}$ とし、岩石の引張強度およびポアソン比は、それぞれ 8MPa および 0.3 とした。これらの力学特性値は土岐花崗岩の平均的な値である。

主応力 σ_1 、 σ_2 、 σ_3 の方向を、図 1.7.2 に示すように X、Y、Z 軸に一致させ、ボーリング孔の方位を α および β で表す。ここで、 α はボーリング孔軸と XY 平面のなす角度、 β はボーリング孔軸を XY 平面に投影した直線から X 軸までの角度である。また、図 1.7.1 のボーリング孔に関する x、y、z 軸のうち、y 軸は XY 平面に含まれる。XYZ 座標系の主応力成分 σ_1 、 σ_2 、 σ_3 を xyz 座標系に変換し、さらにこれを r θ z 座標系に変換し、式 (1.7.1)、(1.7.2) および (1.7.3) から σ_M が岩盤の引張強度 T に達するときのボーリング孔内部の水圧 P と水圧破砕き裂の傾斜角 γ_m を求めた。

縦軸に α 、横軸に β をとって傾斜角 γ_m の等値線を描くと図 1.7.3 のようである。ボーリング孔軸の主応力軸に対する傾きによってき裂の傾斜角 γ_m は $0^\circ \sim 20^\circ$ の範囲で変化し、 $\alpha = 22^\circ$ 、 $\beta = 0^\circ$ 付近で最大値をとることが読み取れる。

$\alpha = 90^\circ$ のとき、ボーリング孔軸は最小主応力軸 (図 1.7.2 の Z 軸) と一致し、MIU-3 孔のようにボーリング孔軸が鉛直である場合、初期応力状態は逆断層型の応力環境となる。また、 $\alpha = \beta = 0^\circ$ のとき、ボーリング孔軸は最大主応力軸 (図 1.7.2 の X 軸) と一致し、

MIU-3 孔のようにボーリング孔軸が鉛直である場合、初期応力状態は正断層型の応力環境となる。これらのいずれの場合においても水圧破砕き裂の傾斜角 γ_m は 0° であり、ボーリング孔軸と平行になる。MIU-3 孔の地表から 500m までの範囲で行われた水圧破砕試験によって誘起された縦き裂は、深度 338m を除けばボーリング孔軸とほぼ平行であって、かつ初期応力状態は逆断層型を示しているから、ボーリング孔軸と主応力軸との関係は図 1.7.3 において $\alpha=90^\circ$ の点 (β は任意) で表されると考えられる。月吉断層よりも下部で誘起されたき裂もボーリング孔軸とほぼ平行で、かつ初期応力は正断層型を示しているから、 $\alpha=\beta=0^\circ$ の点がボーリング孔軸と主応力軸との関係を表すと考えられる。

さて、MIU-3 孔の深度 338m では、傾斜角 γ_m は $15^\circ \sim 20^\circ$ の範囲に分布していた。図 1.7.3 において、 γ_m が $15^\circ \sim 20^\circ$ となる α および β の範囲は $18^\circ < \alpha < 28^\circ$ および $0^\circ < \beta < 7^\circ$ という比較的狭い範囲だけに限定されることが読み取れる。したがって、MIU-3 孔の孔軸と主応力軸との傾き α および β は、それぞれ $18^\circ < \alpha < 28^\circ$ および $0^\circ < \beta < 7^\circ$ の範囲にあると推定される。

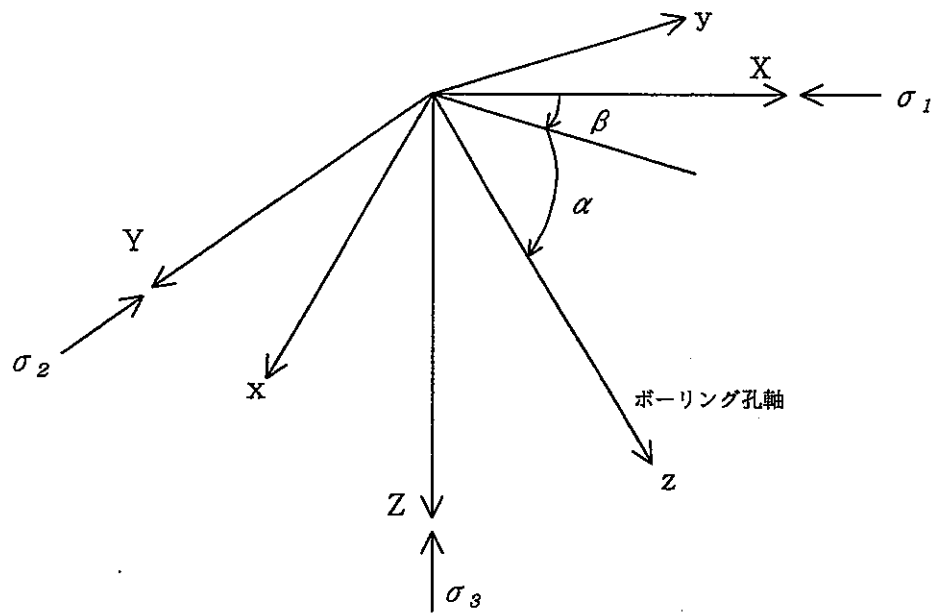


図 1.7.2 3次元応力状態とボーリング孔軸の関係。

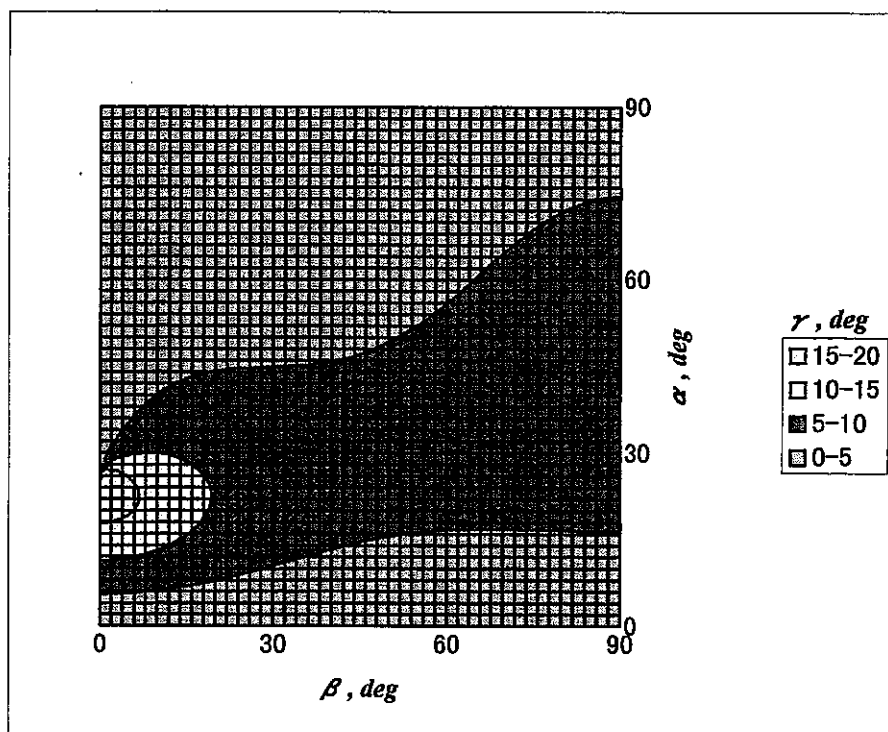


図 1.7.3 ボーリング孔軸の主応力軸に対する傾きと水圧破砕き裂の傾斜角 γ_m の関係。
等値線の単位は度である。

1.8 結言

土岐花崗岩体の深度 1000m までの初期応力状態を把握するために、正馬様用地内の MIU-3 孔の深度 122m から 988m において 10 深度での水圧破碎試験を実施した。応力環境は深度の増加とともに変化し、地表から深度 500m までは $S_H > S_h > S_v$ の逆断層型、深度 600m から 1000m までは $S_v > S_H > S_h$ の正断層型である。 S_H の方位は深度 200m から 1000m までほぼ NW-SE 方向を中心に分布し、当該地域の発震機構解析の結果および測地結果から導かれる広域的な水平最大主応力の方向とほぼ一致する。また、深度 338m で誘起された人工き裂はエシェロン型を呈していたことから、この深度の付近におけるひとつの主応力軸の方向はボーリング孔軸から若干傾いていると推定された。したがって、MIU-3 孔周辺の岩盤の応力環境および主応力の方位は一様でなく、初期応力場は 'stress decoupling' を呈している。

引用文献

1. 菅原勝彦, 岩盤応力測定に関する研究の動向, 資源と素材, Vol.114, p.834-844, 1998.
2. Rummel F., Baumgartner J. and Alheid H. J., Hydraulic fracturing stress measurements along the eastern boundary of SW-German Block, Proc. of a Workshop on Hydraulic Fracturing Stress Measurements, U.S. National Committee of Rock Mechanics, National Academy Press, Washington, D.C., p.3-17, 1981.
3. Haimson B.C., Near surface and deep hydrofracturing stress measurements in Waterloo quartzite, Int. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol.17, p.81-88, 1980.
4. Lee M.Y. & Haimson B.C., Statistical evaluation of hydraulic fracturing stress measurement parameter, Int. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol.26, No.6, p.447-456, 1989.
5. Baumgartner J. & Zoback M.D., Interpretation of hydraulic fracturing pressure-time records using interactive analysis methods, Int. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol.26, No.6, p.461-469, 1989.
6. Vik G. & Tundbridge L., Hydraulic fracturing - a simple tool for controlling the safety of unlined high pressure shafts and headrace tunnels, Proc. of the Int. Symp. On Rock Stress and Rock Stress Measurements/Stockholm, 1986.
7. Hayashi K. and Haimson B.C., Characteristics of shut-in curves in hydraulic fracturing stress measurements and determination from hydraulic injection test data, J. Geophys. Res., 96, p.18311-18321, 1991.
8. Stock JM., Healy JH., Hickman SH and Zoback MD, Hydraulic fracturing stress measurements at Yucca Mountain, Nevada, and relationship to the regional stress field, J. Geophys. Res., V90, NB10, p.8691-8706, 1985.
9. Moos D. & Zoback MD., Near-surface, "thin skin" reverse faulting stress in the southern United States, Int. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol.30, p.965-971, 1993.
10. 佐藤稔紀, 杉原弘造, 水田義明, 水圧破砕法と AE 法による深度別初期応力測定—東濃鉱山の軟岩における測定の例について—, 資源・素材 '94(春季大会), p.331-332, 1994.
11. 国土地理院編, 日本の地殻水平ひずみ (1883年~1985年), 1990.
12. 核燃料サイクル開発機構技術報告書 (準備中)
13. Haimson, BC., Recent in-situ stress measurements using the hydrofracturing technique, Proc. 18th US Symp. Rock Mech., p.4C2-1-4C2-6, 1977.
14. Dey TN. & Brown DW., Stress measurements in a deep granitic rock mass using hydraulic fracturing and differential strain curve analysis, Proc. Int. Symp. on Rock Stress and Rock Stress Measurement, Stockholm, p.351-357, 1986.
15. Chalder NA, Read RS. and Martin CD., In situ stress measurement for nuclear fuel waste repository design, Proc. 2nd North American Rock Mechanics Symp., p.929-936, 1996.
16. Kuriyagawa M., Kobayashi H., Matsunaga I., Yamaguchi T. and Hibiya K., Application of hydraulic fracturing to three dimensional in-situ stress measurements, Proc. 2nd Workshop on hydraulic fracturing stress measurement, p.307-340, 1988.
17. 佐久間彰三, 菊池慎二, 中村哲也, 水田義明, ダブルフラクチャリング法による 3次元応力場の決定, 土木学会論文集, No.448/III-19, p.9-18, 1992.

2. MIU-3 孔から採取されたボーリングコアの弾性波速度測定

2.1 試験方法

弾性波速度測定に使用した MIU-3 孔のボーリングコアの表面には孔軸に沿って基準線が印されており、その方位は既知である。この方位を決定するときは、まず、水圧破碎試験を実施した深度の近傍から採取したボーリングコアのうち、顕著な天然き裂を有するものを探し出した。次に、このき裂を BTV によって撮影したボーリング孔壁の画像から抽出した。BTV の画像に映し出された当該き裂の走向傾斜は画像データからすでに決定されているので、このボーリングコアを横切る天然き裂の走向傾斜は既知である。したがって、ボーリングコアの表面に設けた基準線の方位も既知である。このようにして、水圧破碎試験を実施した 10 深度の近傍から選定したボーリングコアの方位を決定し、天然き裂から十分に離れた部分から試験片を製作して孔軸方向および孔軸と直交する水平面内の弾性波速度分布を測定した。

試験片を製作するときは、まずボーリングコアをダイヤモンドカッターによって孔軸と垂直に切断し、両端面を平面研削盤で平滑に仕上げ、長さ約 60mm の円柱形試験片とした。試験片は室内で 1 日から 3 日自然乾燥させた後、温度を 50℃ に設定した乾燥炉 (ISUZU SEISAKUSHO Co.,Ltd) の中で 24 時間乾燥させ、室温まで冷却した後試験に供した。

超音波発受信装置 (応用地質株式会社製、ソニックビューア-SX、MODEL-5251A、発信パルス 200kHz) を試験片の表面に装着し、繰り返し信号を試験片にあたえてスタッキング処理をおこない弾性波の伝播速度を測定した。すなわち、高周波のパルスを一端で電氣的に誘起させ、岩石試験片の中を伝わった波動を他端で受け、圧電素子により電気信号に変換する。これにより LCD 上に受信波を映し出し、発信波との遅延時間差を讀取ってパルスの伝播時間を知ることができる。試験片の長さをこの伝播時間で除して弾性波速度が求められる。コアの孔軸と直交する水平面内をコアの中心点を通して伝播する P 波速度は、コアの円周方向に 22.5° 間隔で圧電素子を配置して測定した。

2.2 試験結果

2.2.1 ボーリングコアの弾性波速度分布

コアの軸方向と直交する平面内のコアの中心点を通して伝播する P 波の速度分布は図 2.2.1 のようである。ここで、縦軸は P 波速度、横軸はコアをコア軸の孔口側から見たとき、コアの側面に設けた基準点から時計回りに計った測線までの回転角度である。また、横軸に平行な破線はコアの軸方向 (鉛直方向) における P 波速度を表している。

図 2.2.1 をみると、深度 120.41m から 847.00m で採取された 7 個のボーリングコアの円周方向の速度分布には周期 π の顕著な速度異方性が認められるが、それよりも下部の深度 857.00m から 987.24m のコアの横軸に対する弾性波速度の変化は小さく、水平面内の速度異方性は小さい。コアの軸方向と直交する水平面内の速度分布に正弦曲線を当てはめ、

最大値 V_{pmax} および最小値 V_{pmin} から $(V_{pmax}/V_{pmin}-1)$ (%) を求めて水平面内におけるコアの速度異方性を評価すると表 2.2.1 に示す通りである。採取深度の最も浅い 120.41m のコアを除くと、深度 266.00m から 586.03m までのコアの水平面内の速度異方性は 11.1~29.4% となり、847.00m 以下の深度で採取されたコアの速度異方性が 1.7~9.2% であることと比較して明らかに大きい。

水平面内における P 波速度の最大値 V_{pmax} (△印)、最小値 V_{pmin} (□印) およびコア軸方向 (鉛直方向) の速度 V_{pv} (○印) と採取深度との関係は図 2.2.2 のようである。これら 3 つの弾性波速度はいずれも深度 857.00m で不連続的に低下する。また、ほとんどの場合鉛直方向の弾性波速度 V_{pv} は水平面内の最大弾性波速度 V_{pmax} よりも大きいかほぼ等しい。各速度の深度に対する分布傾向をさらに詳しく比較すると、847.00m よりも浅い深度で採取されたコアの場合 V_{pv} と V_{pmax} の大きさが接近しており、857.00m よりも深いところで採取されたコアの場合は V_{pmax} と V_{pmin} の大きさが接近しているという特徴が認められる。

弾性波速度に異方性が生じる原因はコア内部に配向性のマイクロクラックが存在するためであると考えられるから、図 2.2.2 の V_{pmax} 、 V_{pmin} および V_{pv} の大小関係にはコアの内部の配向性マイクロクラックの分布に関する情報が含まれていると考えられる。すなわち、鉛直方向の弾性波速度 V_{pv} は水平面内の最大弾性波速度 V_{pmax} よりも大きいかほぼ等しいことから、MIU-3 孔から採取された花崗岩に含まれるマイクロクラックはほぼコア軸を含む鉛直面内で最も良く発達していると推定される。しかも、847.00m よりも浅い深度で採取されたコアは水平面内の速度異方性が大きいのでコア軸を含むマイクロクラックの配向性は比較的強く、一方、857.00m よりも深いところで採取されたコアの水平面内の速度異方性は小さいので、コア軸を含むマイクロクラックの配向性は弱いといえる。

表 2.2.1 コアの軸方向および軸方向と直交する平面内の P 波速度

採取深度 (m)	V_{pv} (m/s)	V_{pmin} (m/s)	V_{pmax} (m/s)	$(V_{pmax}/V_{pmin}-1)$ (%)	V_{pmin} の方位 (°)
120.41	5208	4963	5162	4.0	10.9
266.00	5202	3995	5172	29.4	-41.1
337.15	4328	3865	4294	11.1	73.8
461.00	5020	4087	5036	23.2	-48.6
510.44	5012	4309	4792	11.2	-0.7
586.03	5055	4244	4817	13.5	-24.5
847.00	4756	4373	4777	9.2	-22.2
857.00	4484	3951	4003	1.3	44.4
946.45	4401	4102	4172	1.7	-27.2
987.24	4498	3785	4044	6.8	7.1

V_{pv} : コア軸方向の P 波速度。

V_{pmax} : コア軸方向と直交する平面内のコアの中心点を通して伝播する P 波速度の最大値。

V_{pmin} : コア軸方向と直交する平面内のコアの中心点を通して伝播する P 波速度の最小値。

V_{pmin} の方位 : 偏角を 7° として補正し磁北からの方位とした。磁北から時計まわりを正とする。

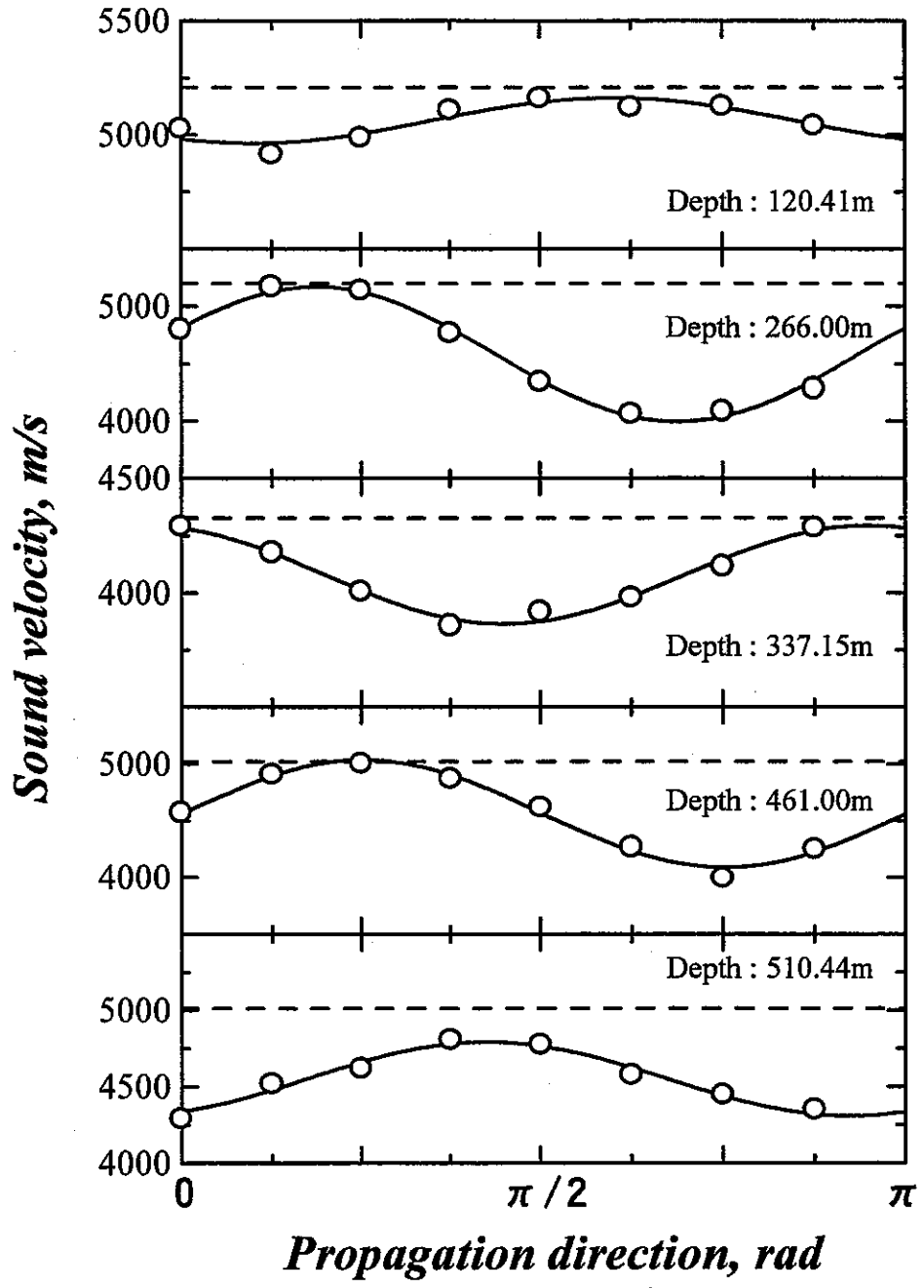


図 2.2.1 (1) コアの軸方向と直交する平面内をコアの中心点を通して伝播するP波の速度分布。破線はコアの軸方向のP波速度。

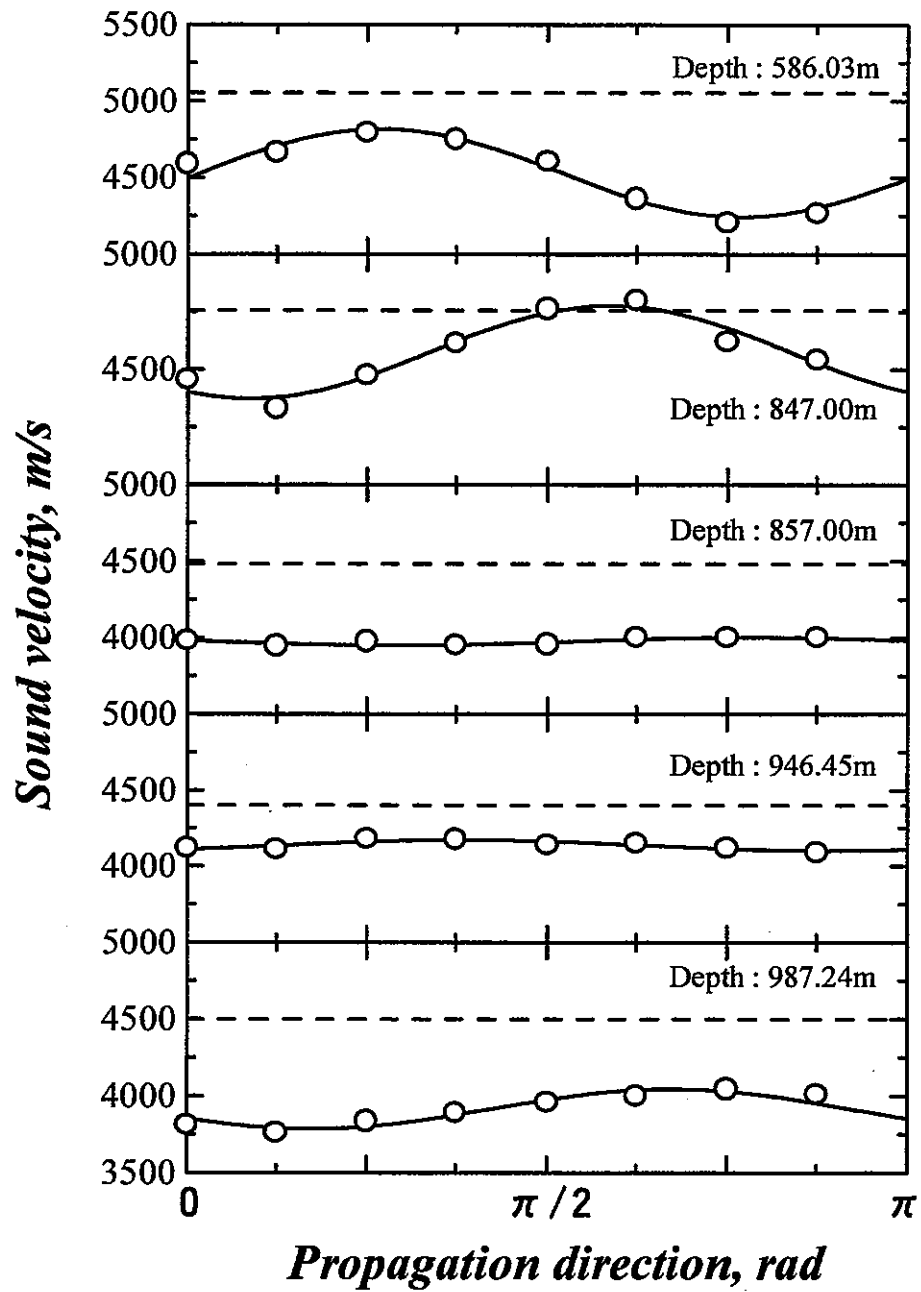


図 2.2.1 (2) コアの軸方向と直交する平面内をコアの中心点を通して伝播するP波の速度分布。破線はコアの軸方向のP波速度。

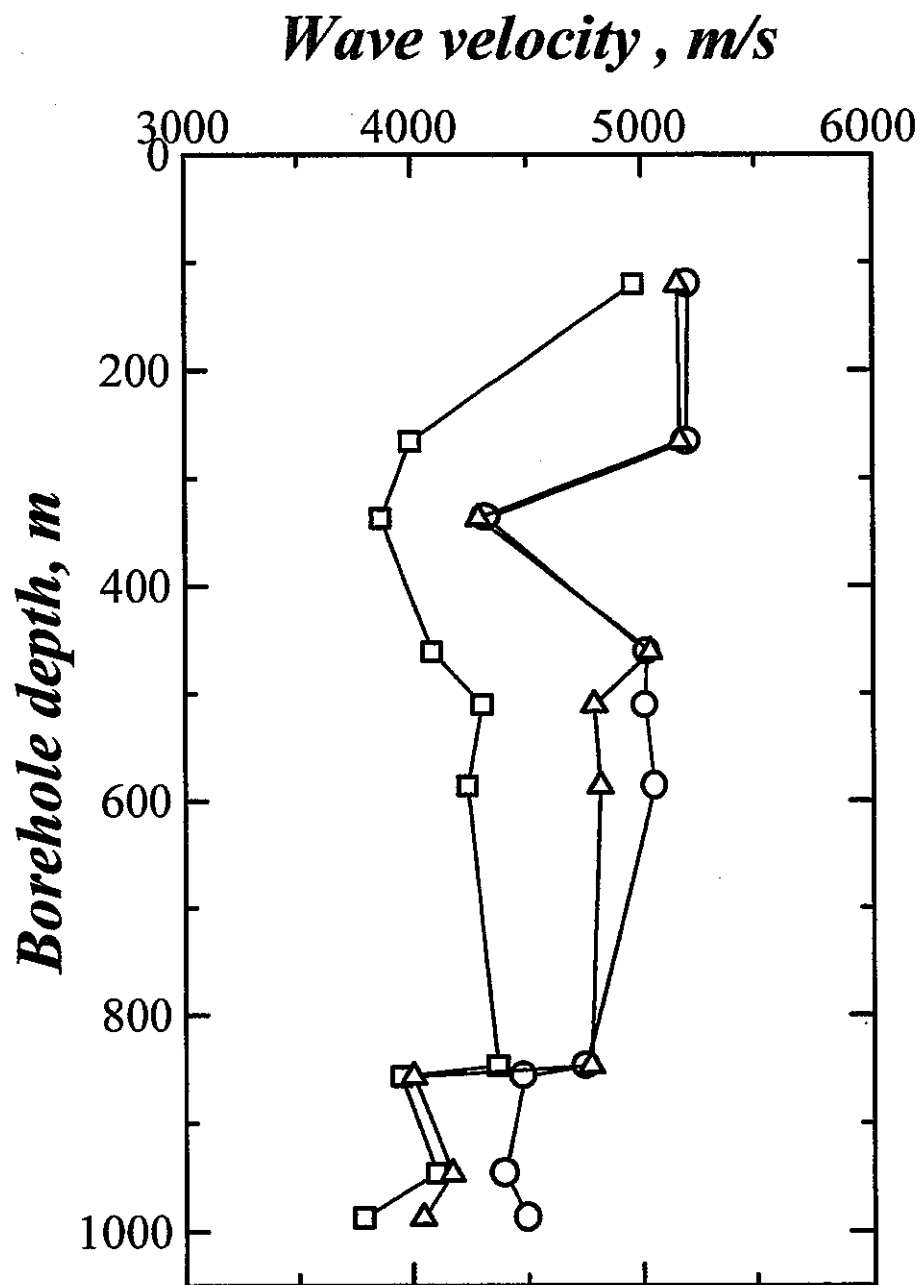


図 2.2.2 水平面内における P 波速度の最大値 $V_{p,max}$. (Δ 印)、最小値 $V_{p,min}$. (\square 印) およびコア軸方向 (鉛直方向) の速度 V_{pv} (\circ 印) と深度との関係。

2.2.2 土岐花崗岩の応力環境とボーリングコアの弾性波速度分布

岩盤内部の初期応力の急激な解放にともなって生じるマイクロクラックの発生や既存のマイクロクラックの伸長を仮定して、岩石に静水圧をかけたときのひずみテンソルから初期応力を推定する方法として DSCA (Differential Strain Curve Analysis) 法^[1]がある。この方法では主応力に垂直にクラックが生じ、その量は主応力の大きさに比例すると仮定する。また、深部岩盤からコアリングされた直後のボーリングコアの非弾性ひずみから初期応力場の主応力方向および大きさを推定する方法として ASR (Anelastic strain recovery) 法^{[2] [3]}がある。三次元的な初期応力場からコアリングされた直後のボーリングコアの非弾性ひずみ回復は、配向性マイクロクラックの時間に依存した開口および伸長と関係がある^[4]と言われている。すなわち、DSCA 法および ASR 法はいずれも岩盤内の応力を急激に解放した結果生じる配向性のマイクロクラックの開口、伸長および発生と関連していると考えられる。この仮説が正しければ、弾性波速度の情報から得られるマイクロクラックの方位分布と初期応力の環境あるいは方位とは対応するはずである。そこで、ここではボーリングコアの速度異方性とコアが受けていた初期応力の環境の関係について検討する。

本実験で測定した V_{pmax} 、 V_{pmin} および V_{pv} には、コアの内部の配向性マイクロクラックの分布に関する情報が含まれている^[5]と考えられるので、もしも DSCA 法および ASR 法の仮定が正しく、かつ主応力軸のひとつがボーリング孔軸の方向と大きく違わなければ、初期応力状態が $S_H > S_h > S_v$ の逆断層型のときは $V_{pv} > V_{pmax} > V_{pmin}$ 、 $S_v > S_H > S_h$ の正断層型のときは $V_{pmax} > V_{pmin} > V_{pv}$ となるはずである。

まず、表 2.2.1 をみると、深度 461.00m と 847.00m を除く 8 つの深度から採取された試験片で V_{pv} が最も大きく、ほとんどのコアの速度異方性は逆断層型に対応する。したがって、510.44m よりも浅いところから採取されたコアの速度異方性は、水圧破碎試験で測定した初期応力の応力環境が逆断層型であることとほぼ一致する。しかし、深度 857.00m 以下のコアの速度異方性もほとんど逆断層型であり、このことは水圧破碎法で測定された応力環境が正断層型であることと一致しない。

次に、水平面内の速度異方性の大きさを表す $(V_{pmax}/V_{pmin} - 1)$ (%) と採取深度との関係を示すと図 2.2.3 のようである。速度異方性の全体的な分布傾向をみると、深度 600m を境にして 10% 以下に減少する傾向が認められる。このような深度 600m 付近を境にした速度異方性の減少傾向は、水平面内の初期応力の大きさが 600m 付近から全体的に低応力側にシフトし、応力環境が逆断層型から横ずれ断層型をへて正断層型へ変化する傾向と比較的良好な対応関係にあるように見える。すなわち、少なくとも水平面内の初期応力状態とボーリングコアの水平面内の速度異方性との間には何らかの因果関係があるように思われる。

初期応力状態にあった岩盤からコアリングによって切り離されたコアが、水平面内の最

大圧縮応力の方向に最も大きく膨張してマイクロクラックの開口および伸長が起こったと仮定すると、円周方向の弾性波速度分布において最小値を取る方位と水平面内の最大主応力の方位は一致するはずである。表 2.2.1 の右の欄に示した V_{pmin} の方位は、水平面内におけるコアの弾性波速度が最小値を取った方位である。 V_{pmin} の方位 (●印) と水圧破碎試験によって決定された水平面内の最大主応力 S_H の方位 (○印) とを比較するために、横軸に方位、縦軸に深度をとってこれらの方位を同一のグラフに表示すると図 2.2.4 のようである。深度 120.41m、337.15m および 857.00m から採取されたコアの V_{pmin} の方位は、いずれも水圧破碎試験から決定された水平面内の最大主応力の方位から約 $60^\circ \sim 90^\circ$ 時計回りにずれている。しかし、残りの 7 深度から採取したコアの V_{pmin} の方位は、水圧破碎試験によって決定された当該地域の最大主応力の方位と同様に深度 300m 以下ではほぼ NW-SE を中心に分布し、コアの採取深度の近傍でおこなわれた水圧破碎試験から決定された初期応力の方位との差は最大でも 30° である。この程度の方位の差異はコアの方位づけのときに生じる誤差を考慮すれば比較的よい一致であるといえる。以上のような S_H および V_{pmin} の方位の深度分布にみられる類似性は、図 2.2.5 に示すように、コアリングによって初期応力状態にあった岩盤からコアが切り離されるとき、少なくとも水平面内の最大圧縮応力の方向に最も大きく膨張し、この最大圧縮応力の方向と垂直な方向にマイクロクラックが開口および伸長したことを示唆しているように思われる。

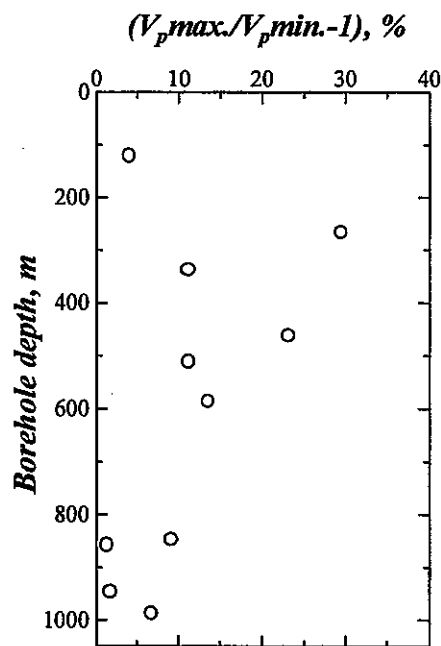


図 2.2.3 水平面内の速度異方性と採取深度の関係。

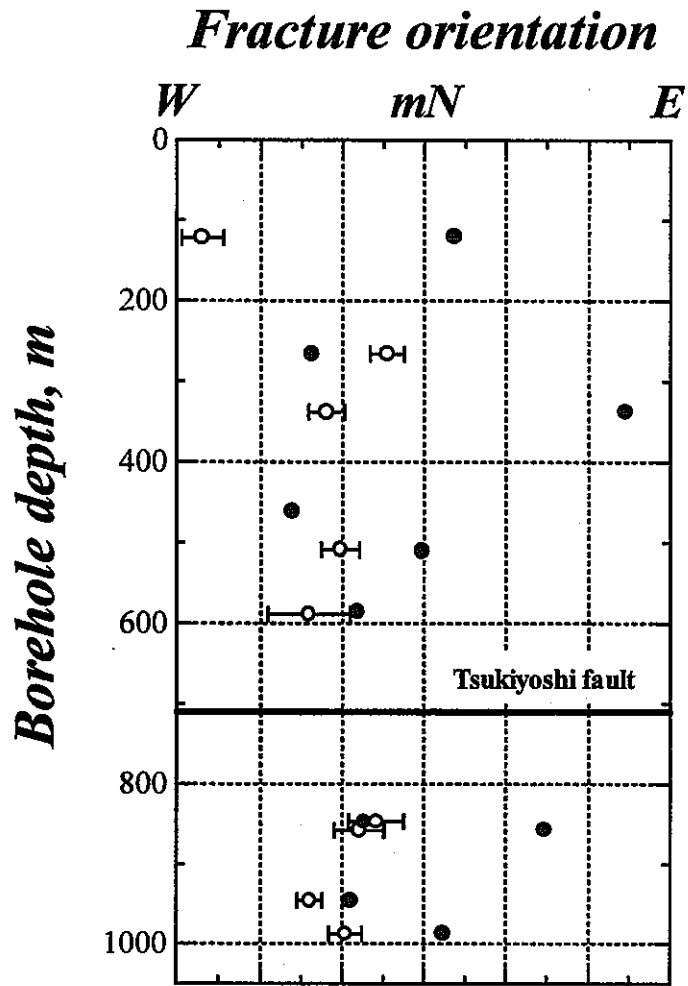


図 2.2.4 水圧破碎試験によって決定された水平面内の最大主応力の方位 (○印) とボーリングコアの水平面内におけるの弾性波速度が最小値を取った方位 (●印) の関係。

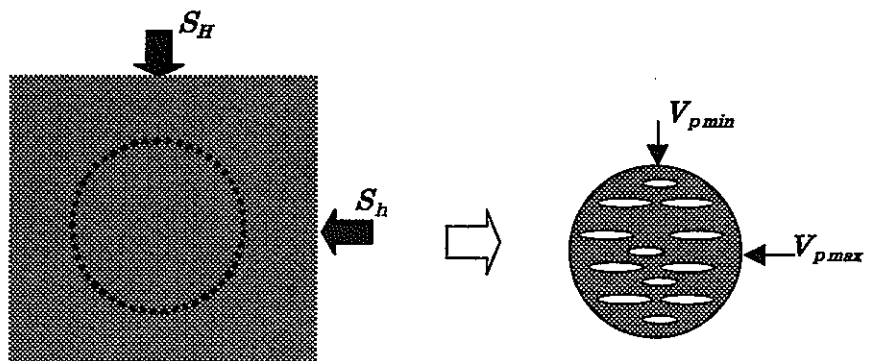


図 2.2.5 水平面内の初期主応力が S_H および S_h である岩盤からコアリングされたボーリングコアの速度異方性。

2.3 結言

水圧破碎試験を実施した 10 深度の近傍からボーリングコアを選定し、孔軸方向および孔軸と直交する水平面内の弾性波速度分布を測定した。P 波速度の最大値 $V_{p,max}$ および最小値 $V_{p,min}$ から $(V_{p,max}/V_{p,min}-1)$ (%) を求めて水平面内におけるコアの速度異方性を評価すると、深度 847.00m よりも浅い深度のコアで 11.1~29.4%、深度 847.00m 以下で 1.7~9.2% となり、速度異方性は深度に対して不連続な分布傾向を示した。 $V_{p,max}$ 、 $V_{p,min}$ および V_{pv} の大小関係と水圧破碎試験によって測定した初期応力の環境を比較した。主応力に垂直にクラックが生じ、その量は主応力の大きさに比例するという DSCA 法の基本仮定が成り立つと仮定すると、弾性波の速度異方性はほとんどのコアにおいて逆断層型を示していた。このことは 510.44m よりも浅いところでおこなった水圧破碎試験の結果と一致したが、857.00m 以下における応力の環境が正断層型であることと一致しなかった。しかしながら、コアの水平面内において弾性波速度が最小値をとる方位は、10 個の試験片のうち 7 個で水圧破碎試験によって決定された水平面内の最大主応力の方位と比較的良好一致を示した。したがって、少なくとも水平面内の最大圧縮応力の方向にコアが最も大きく膨張し、この最大圧縮応力の方向と垂直な方向にマイクロクラックが開口および伸長したと推定された。

引用文献

1. 例えば、Strickland, F.D. and N.-K. Ren, Use of differential strain curve analysis in predicting the in-situ stress state for deep wells, Proc. of 21st US Symp. on Rock Mech., Rolla, p.523-532, 1980.
2. Matsuki K. and Takeuchi K., Three-dimensional in situ stress determination by anelastic strain recovery of a rock core, Int J Rock Mech Min Sci. V30, N7, p.1019-1022, 1993.
3. 松木浩二,竹内孝二郎,ASR 法による岩手県湯ノ森地域の三次元地圧計測,資源と素材,Vol.110, p.625-630,1994.
4. Teufel L.W., Determination of *in situ* stress from partial anelastic strain recovery measurements of oriented cores from deep boreholes, in Lecture Notes of Short Course in Modern In Situ Stress Measurement Methods at the 34th US Symp. Rock Mech., Madison, p.19,1993.
5. 佐野修,工藤洋三,河嶋智,水田義明,異方性体としての花崗岩の弾性率に関する実験的研究,材料,第 37 巻,第 418 号,p.84-90, 1988.

3. MIU-3 孔、MIU-2 孔および AN-1 孔における初期応力状態

正馬様用地内においては、MIU-3 孔の他に深度 1000m の 2 本の鉛直な HQ ボーリング孔 MIU-2 孔および AN-1 孔においても水圧破碎試験が実施されている。図 3.1 は MIU-3 孔、MIU-2 孔および AN-1 孔の孔口の配置図である。各ボーリング孔の孔口の海拔は AN-1 孔が 216.5m、MIU-2 孔が 223.3m、そして MIU-3 孔が 230.5m であり、孔口のレベル差は最大で 14m である。これらのボーリング孔のうち MIU-3 孔は深度 700m 付近、そして MIU-2 孔は深度 900m 付近で月吉断層と交差している。AN-1 孔は月吉断層の上盤に掘削されているのでこの断層と交差しない。この章では、これら 3 本のボーリング孔において実施した水圧破碎試験の結果を総合的に比較し、正馬様用地内の土岐花崗岩における応力環境の特徴、土岐花崗岩の速度異方性と応力環境の関係、そして正馬様用地内の土岐花崗岩における水平面内の最大主応力の方位について検討する。

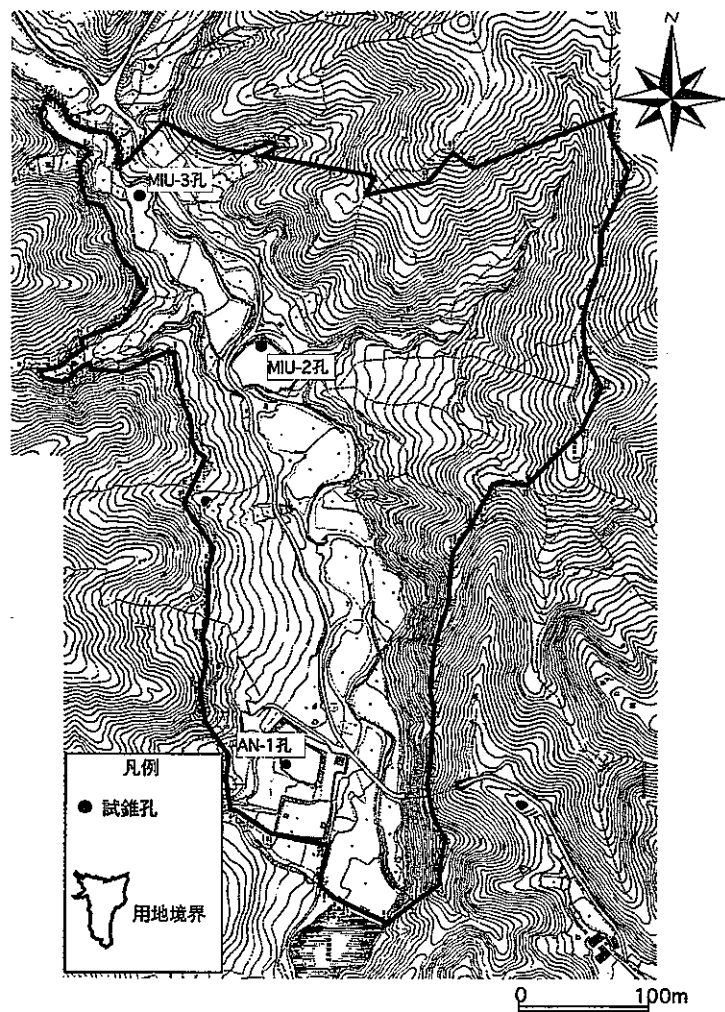


図 3.1 MIU-3 孔、MIU-2 孔および AN-1 孔の孔口の配置図。

3.1 正馬様用地内の土岐花崗岩における応力環境

AN-1 孔、MIU-2 孔および MIU-3 孔における水圧破碎試験によって測定された水平面内の最小主応力および最大主応力は図 3.1.1 のようである。図中の破線は、土岐花崗岩の平均見かけ比重 2.6 から推定した被り地圧を表している。また、○印、□印および■印の意味は、図 1.6.1 と同じである。これらの 3 本のボーリング孔において測定された水平面内の主応力分布には、月吉断層の上盤の深度 500m から 650m を境にして、それよりも上部と下部で応力環境が異なるという共通した特徴が認められる。すなわち、AN-1 孔では深度 650m で $S_H > S_v \approx S_h$ の遷移型から $S_H > S_v > S_h$ の横ずれ断層型へ、MIU-2 孔では深度 550m で $S_H > S_h > S_v$ の逆断層型から $S_H > S_v > S_h$ の横ずれ断層型へ、そして MIU-3 孔では深度 600m で $S_H > S_h > S_v$ の逆断層型から $S_v > S_H > S_h$ の正断層型へと応力環境が変化する。また、AN-1 孔および MIU-2 孔では、深度 300m 付近で初期応力が著しく低下しているが、これは深度 300m 付近の土岐花崗岩が多数のき裂を含み、局部的に初期応力が緩和しているためであると推測される。

鉛直なボーリング孔に沿って測定された初期応力の応力環境あるいは／および方位が深度によってまったく異なる現象は 'stress decoupling'^[1] と呼ばれている。'stress decoupling'は岩質の変化あるいは地形と関係がある^[2]といわれている。また、一般的の岩盤内部の初期応力分布には地質構造、岩盤の不均質性および異方性、地形などが影響を及ぼす^[2]ことが知られている。正馬様用地内の土岐花崗岩の場合、地形は比較的なだらかであり、深度 500m 以下の地下深部の初期応力状態に地形の影響が及ぶとは考えにくい。また、応力環境が変化する深度 500m から 650m に断層あるいは不整合面などの地質構造は存在しない。さらに、これらの深度を境にして土岐花崗岩の岩質が地質学的に著しく変化するという傾向も認められない。したがって、深度 500m から 650m で応力環境が変化する原因として岩盤の弾性不均質性、強度不均質性あるいは異方性が考えられる。ただし、MIU-3 孔の深度 700m 以下の月吉断層の下盤における水平面内の最大主応力の大きさは、他のボーリング孔の同一深度において測定された値よりも著しく小さく、応力環境はこの断層を境に横ずれ断層型から正断層型に変化する。したがって、下盤における応力環境には岩盤の不均質性あるいは異方性に加えて、月吉断層の存在が影響を及ぼしている可能性もあると考えられる。'stress decoupling'の原因を解明するためには、各深度における岩盤の力学特性の詳細な調査およびボーリング孔と月吉断層との正確な位置関係に基づいた数値解析などを総合的におこなう必要があるように思われる。

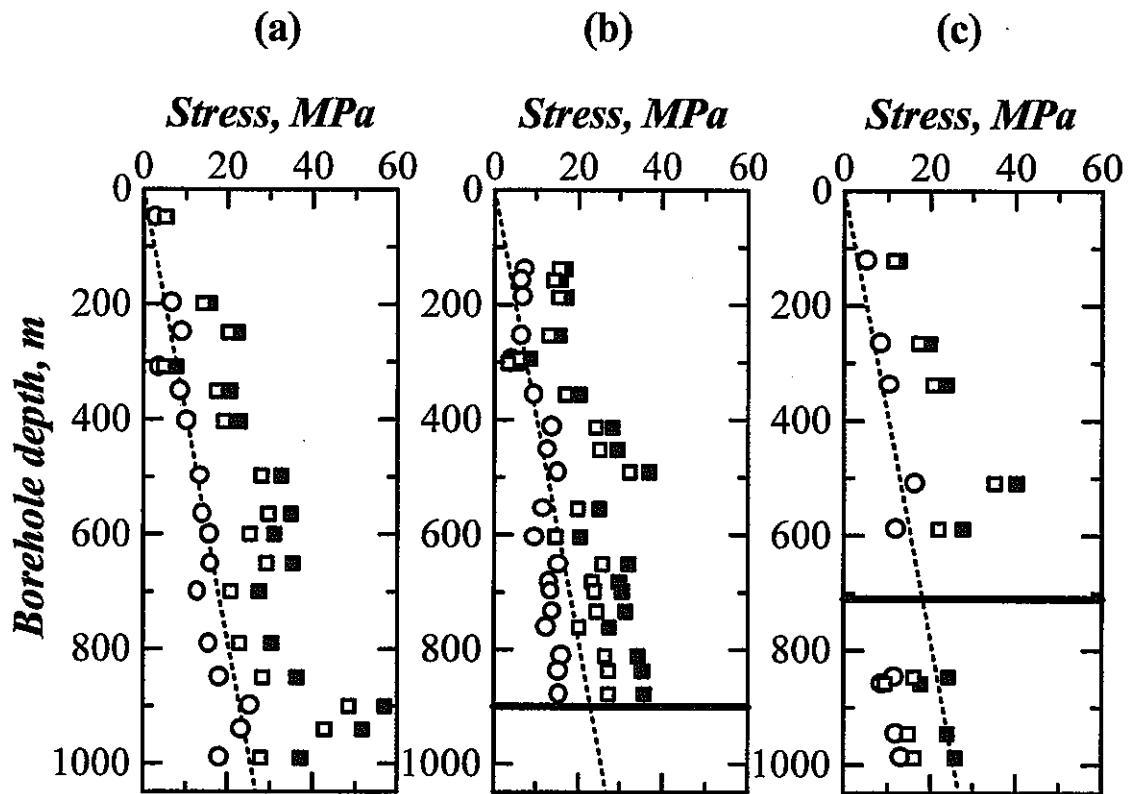


図 3.1.1 (a)AN-1 孔、(b)MIU-2 孔および(c)MIU-3 孔において水圧破碎法によって測定された水平面内の主応力と深度との関係。点線は土岐花崗岩の平均見かけ比重 2.6 から求めた被り地圧 S_v である。横軸に平行な実線は月吉断層の深度を表す。

3.2 正馬様用地内の土岐花崗岩の速度異方性と応力環境

2.2.2 で述べたように、MIU-3 孔から採取されたボーリングコアの大気圧下で測定した水平面内の速度異方性 ($V_pmax./V_pmin.-1$) (%) は、水平面内の初期応力の大きさが 600m 付近から低応力側にシフトする傾向と比較的良好な対応関係にあった。また、水平面内の弾性波速度分布が最小値を示す方位と水平面内の最大主応力の方位は比較的良好一致し、少なくとも水平面内の初期応力状態が大気圧下におけるコアのマイクロクラックの配向性に影響を及ぼしていることを示唆していた。すなわち、ボーリングによる急激な応力解放によって地下深部にあった岩石は初期応力状態から、短時間であるがコアリングに伴う複雑な応力履歴を受けて無応力状態にいたるが、この過程で岩石の内部にマイクロクラックが発生し、その方位分布と密度が初期応力の影響を強く受けると考えられる。

水平面内の応力環境の変化と大気圧下におけるコアの速度異方性との間にみられた対応関係が、MIU-3 孔ばかりでなく MIU-2 孔と AN-1 孔から採取されたボーリングコアについても見いだされれば、土岐花崗岩の弾性異方性から導かれるマイクロクラックの方位分布に関する情報は初期応力の環境あるいは方位と対応していることが帰納的に推定されるであろう。このことを検証する目的で、今回、新たに AN-1 孔から採取されたボーリングコアについても 2.1 で述べた方法によって弾性波速度分布を測定し、速度異方性を評価した。MIU-2 孔から採取されたコアの弾性波速度分布はすでに測定されている^[3]。

縦軸にコアの採取深度、横軸に速度異方性をとって各ボーリング孔から採取されたコアの速度異方性をプロットすると図 3.2.1 のようである。ここで、●印、○印および□印は、それぞれ MIU-2 孔、AN-1 孔および MIU-3 孔のコアの速度異方性である。550m から 600m よりも浅い深度から採取されたコアの速度異方性は 10% よりも大きいものが殆どである。それよりも深い深度から採取されたコアの大気圧下における速度異方性は 5% の付近に収斂するという分布傾向が各ボーリング孔のコアに共通してみられる。したがって、MIU-2 孔および AN-1 孔のコアの速度異方性も MIU-3 孔の場合と同様に、水平面内の最大主応力の方位に対して垂直にマイクロクラックが開口および伸長したことによって生じたと推定される。

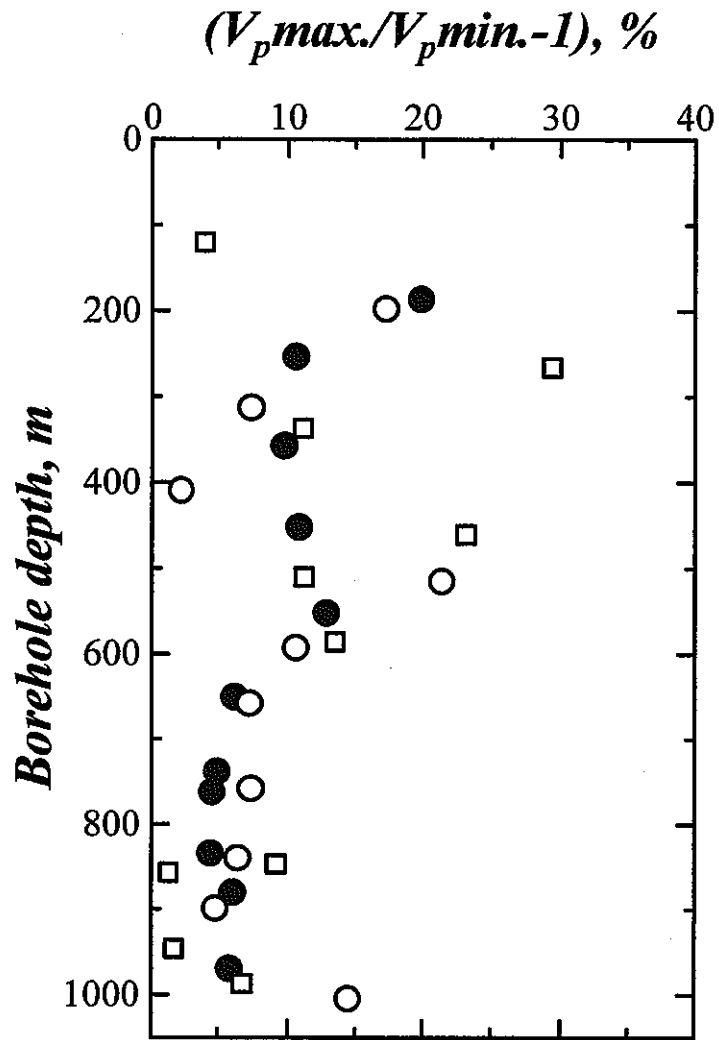


図 3.2.1 MIU-2 孔 (●印)、AN-1 孔 (○印) および MIU-3 孔 (□印) から採取されたコアの水平面内における速度異方性と採取深度の関係。

3.3 正馬様用地内の土岐花崗岩における水平面内の最大主応力の方位

AN-1 孔、MIU-2 孔および MIU-3 孔における水圧破碎試験によって誘起された人工の縦き裂の走向、すなわち水平面内の最大主応力の方位とボーリング孔深度の関係は図 3.3.1 の通りである。この図を見ると深度 200m から 300m よりも浅い深度における最大主応力の方位分布は、各ボーリング孔によって異なることが認められる。例えば、AN-1 孔（図 3.3.1 (a)）では深度 300m 付近まではほぼ N-S 方向である。MIU-2 孔（図 3.3.1 (b)）では深度 100m から 300m にかけて水平面内の最大主応力の方位は N から NW-SE 方向に約 60° 回転するように見える。そして、MIU-3 孔（図 3.3.1 (c)）の深度 100m 付近における最大主応力の方位はほぼ E-W である。

深度 200m から 300m よりも深い深度における最大主応力の方位は、いずれのボーリング孔においてもほぼ N45W を中心に分布し、この方位は瑞浪市および近隣地域の発震機構解析の結果および測地結果と一致する。この方位はまた、深度 200m から 300m よりも浅い深度における最大主応力の方位分布と異なり、すべてのボーリング孔において 'stress decoupling' がみられる。

なお、MIU-2 孔における最大主応力の方位分布をさらに詳しく調べると、深度 100m から 400m、400m から 700m、そして 700m 以下の 3 つの深度区間で、主応力方向が N から NW-SE 方向に徐々に反時計回りに約 60° 回転しては再び N 方向に戻っているように見える。MIU-2 孔の土岐花崗岩は、深度 400m および 700m 付近において岩盤に含まれる割れ目の頻度分布および鉱物粒子の粒径の分布が不連続的に変化し、これらの区間内においてはき裂の頻度と鉱物粒径がほぼ一様である。言い換えれば、これらの 3 つに区分される均質な岩盤の内部で、水平面内の最大主応力の方位は N から NW-SE 方向に反時計回りに約 60° 回転している。

もし、前述の主応力方向の回転を月吉断層の影響でないと仮定するならば、土岐花崗岩体の最も特徴的な地質構造である月吉断層は、水平面内の最大主応力の方向にあまり影響を及ぼしていないようである。なぜならば、MIU-2 孔は深度 900m 付近で月吉断層と交差するが、この断層の約 12m 上部で誘起されたき裂の方位は深度 200m から 850m の区間の人工き裂の方位（すなわち最大主応力の方位）とほぼ一致し、また、MIU-3 孔は深度 700m 付近で月吉断層と交差するが、この断層を挟む深度 200m から 600m および深度 800m から 1000m の区間で誘起された人工き裂の方位はほぼ一致するからである。

AN-1 孔で誘起された縦き裂はすべてボーリング孔軸を含むが、MIU-2 孔の深度 600m から 700m の 4 深度で誘起された縦き裂および MIU-3 孔の深度 338m で誘起された縦き裂は、ボーリング孔壁面の母線に対してそれぞれ 5° ~ 15° および 15° ~ 20° の角度で斜交する短いき裂群から構成され、エシェロン型を呈していた。このことは、土岐花崗岩体の中に主応力軸と鉛直なボーリング孔軸の方向が一致しない部分が局所的に存在することを示している。

一般的な大深度の水圧破碎試験では、ボーリング孔軸がひとつの主応力軸の方向と一致すると仮定するケースが多い。しかし、主応力方向が鉛直方向と一致しない場合、局所応力テンソルの鉛直成分を被り地圧に等しいと仮定することは誤りである。また、ある深度において鉛直方向が主応力方向であったとしても、その地点よりも上部の岩盤における主応力軸がどれも鉛直方向と一致しない場合、岩盤の密度から計算される被り地圧はやはり鉛直応力成分の大きさと一致しない¹⁴⁾。したがって、将来的には初期応力の大きさと方向に関して仮定を設けずに完全な3次元初期応力に関する情報が得られる測定方法を実施し、エシェロン型のき裂が生じた深度の上下でひとつの主応力方向が鉛直であり、鉛直応力成分が被り地圧に等しいかを検証することが望まれる。

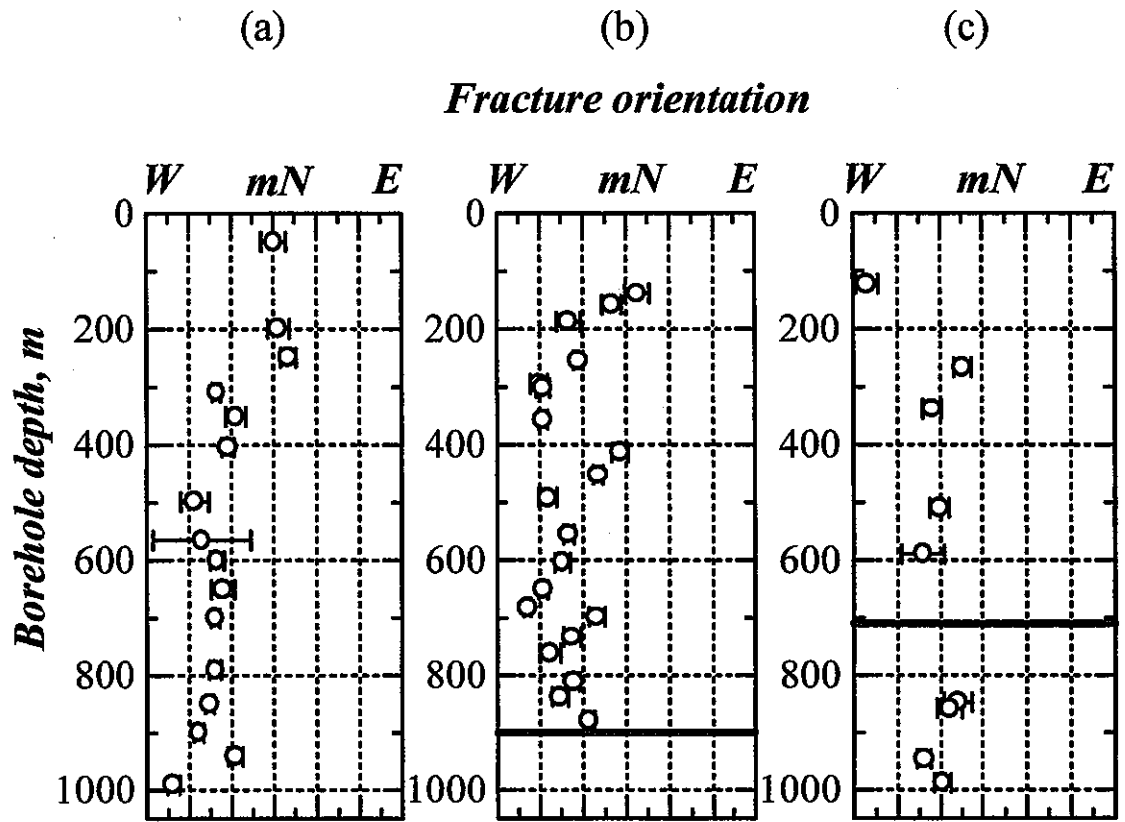


図 3.3.1 (a)AN-1 孔、(b)MIU-2 孔および(c)MIU-3 孔において水圧破碎法によって測定された水平面内の最大主応力の方位と深度との関係。横軸に平行な実線は月吉断層の深度を表す。

3.4 結言

正馬様用地内では、MIU-3 孔の他に MIU-2 孔および AN-1 孔という深度 1000m の 2 本の鉛直な HQ ボーリング孔においても水圧破碎試験が行われてきた。これらの水圧破碎試験の結果を総合的に比較し、正馬様用地内の土岐花崗岩における初期応力状態について検討した。3 本のボーリング孔における初期応力分布には、月吉断層の上盤の深度 500m から 650m を境にしてそれよりも上部と下部における初期応力の環境が異なるという共通した特徴が認められ、応力環境が変化する原因として岩盤の不均質性あるいは異方性が考えられた。MIU-3 孔の深度 700m 以下の月吉断層の下盤における水平面内の最大主応力は他のボーリング孔の同一深度において測定された値よりも著しく小さく、下盤における初期応力環境に月吉断層の存在が影響を及ぼしている可能性もあると考えられた。水平面内の応力環境が変化するとコアの水平面内の速度異方性も変化するという現象は、MIU-3 孔ばかりでなく MIU-2 孔と AN-1 孔から採取されたボーリングコアについても見出された。したがって、土岐花崗岩の弾性異方性から導かれるマイクロクラックの方位分布に関する情報は初期応力の環境あるいは方位と対応していることが推定された。深度 200m から 300m よりも深い深度における最大主応力の方位は、いずれのボーリング孔においてもほぼ N45W であり、発震機構解析の結果および測地結果と一致し、広域的な初期応力場を反映していると考えられた。土岐花崗岩体の最も特徴的な地質構造である月吉断層は、水平面内の最大主応力の方向にあまり影響を及ぼしていないようである。MIU-2 孔 および MIU-3 孔で誘起された人工き裂の一部はエシェロン型を呈しており、このことは土岐花崗岩体の中に局部的に鉛直なボーリング孔軸と主応力軸との方向が一致しない部分があることを示していた。

引用文献

1. Amadei, B. and Stephansson, O., Rock stress and its measurement, Chapman & Hall, London, Chapter 2, p.29-30, 1997.
2. 1. の p.225-236.
3. 加藤春實, MIU-2 孔における水圧破碎法による初期応力測定, JNC TJ7400 99-014, p.39-47, 核燃料サイクル開発機構, 1999.
4. Cornet, F.H., Stress in Rock and Rock Masses., Comprehensive Rock Engineering. Vol.3, ed J.A. Hudson, Pergamon, 1993.

4. まとめ

土岐花崗岩体の深度 1000m までの初期応力状態、岩盤物性およびそれらの相関関係を把握するために、正馬様用地内の MIU-3 孔の深度 122m から 988m において 10 深度での水圧破碎試験を実施するとともに、水圧破碎試験を実施した深度の近傍から天然き裂を含まないコアを選定し、弾性波速度測定を実施した。さらに、正馬様用地内 MIU-3 孔、MIU-2 孔および AN-1 孔で実施した水圧破碎試験の結果を総合的に比較し、正馬様用地内の土岐花崗岩における初期応力状態について検討した。得られた知見をまとめると次のようである。

- (1) MIU-3 孔の応力環境は深度の増加とともに変化し、地表から深度 500m までは $S_H > S_h > S_v$ の逆断層型、深度 600m から 1000m までは $S_v > S_H > S_h$ の正断層型である。
- (2) MIU-3 孔の水平面内の最大主応力 S_H の方位は深度 200m から 1000m までほぼ NW-SE 方向を中心に分布し、当該地域の発震機構解析の結果および測地結果から導かれる広域的な水平最大主応力の方向とほぼ一致する。また、深度 338m で誘起された人工き裂はエシェロン型を呈していたことから、この深度の付近におけるひとつの主応力軸の方向はボーリング孔軸から若干傾いていると推定された。
- (3) MIU-3 孔から採取された岩石試験片の水平面内の P 波速度の速度異方性 ($V_{p,max.} / V_{p,min.} - 1$) (%) は、深度 847.00m よりも浅い深度のコアで 11.1~29.4%、深度 847.00m 以下で 1.7~9.2% となり、深度に対して不連続な分布傾向を示した。
- (4) コアの水平面内において弾性波速度が最小値をとる方位は、水圧破碎試験によって決定された水平面内の最大主応力の方位と比較的良好一致を示した。このことから、コアリングのとき少なくとも水平面内の最大圧縮応力の方向にコアが最も大きく膨張し、この最大圧縮応力の方向と垂直な方向にマイクロクラックが開口および伸長したと推定された。
- (5) AN-1 孔、MIU-2 孔および MIU-3 孔における水圧破碎試験によって測定された水平面内の主応力分布には、深度 500m から 600m を境にして初期応力の環境が逆断層型から横ずれ断層型あるいは正断層型に移行するという共通した特徴が認められた。
- (6) 水平面内の応力環境が変化するとコアの水平面内の速度異方性も変化するという現象は、MIU-3 孔ばかりでなく MIU-2 孔と AN-1 孔から採取されたボーリングコアについても見出された。したがって、土岐花崗岩の弾性異方性から導かれるマイクロクラックの方位分布に関する情報は初期応力の環境あるいは方位と対応していることが推定された。
- (7) AN-1 孔、MIU-2 孔および MIU-3 孔における水圧破碎試験によって測定された

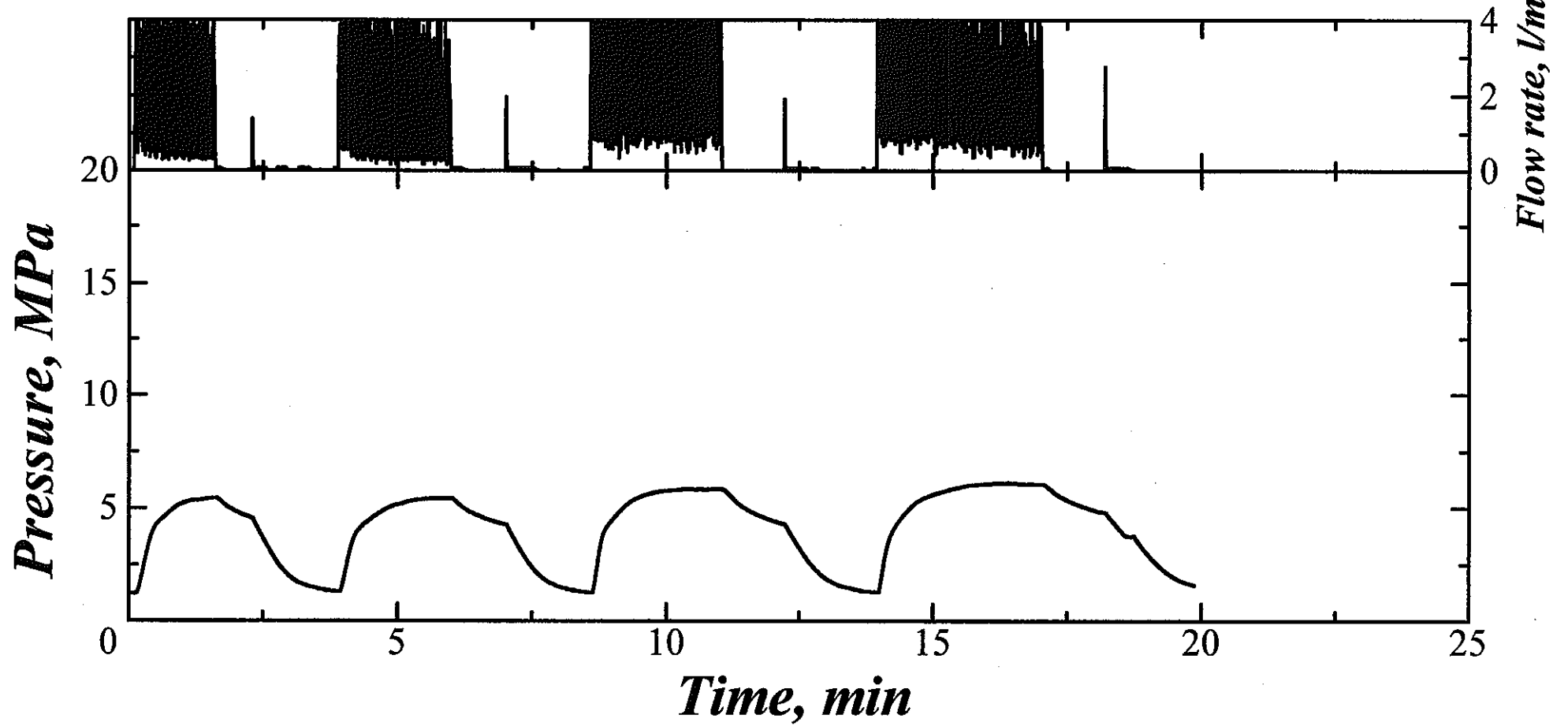
水平面内の最大主応力の方位は、深度 200m から 300m よりも深い深度において、いずれのボーリング孔においてもほぼ NW-SE であり、広域的な主応力方向と極めて調和的であった。

APPENDIX I

圧力－時間、流量－時間曲線

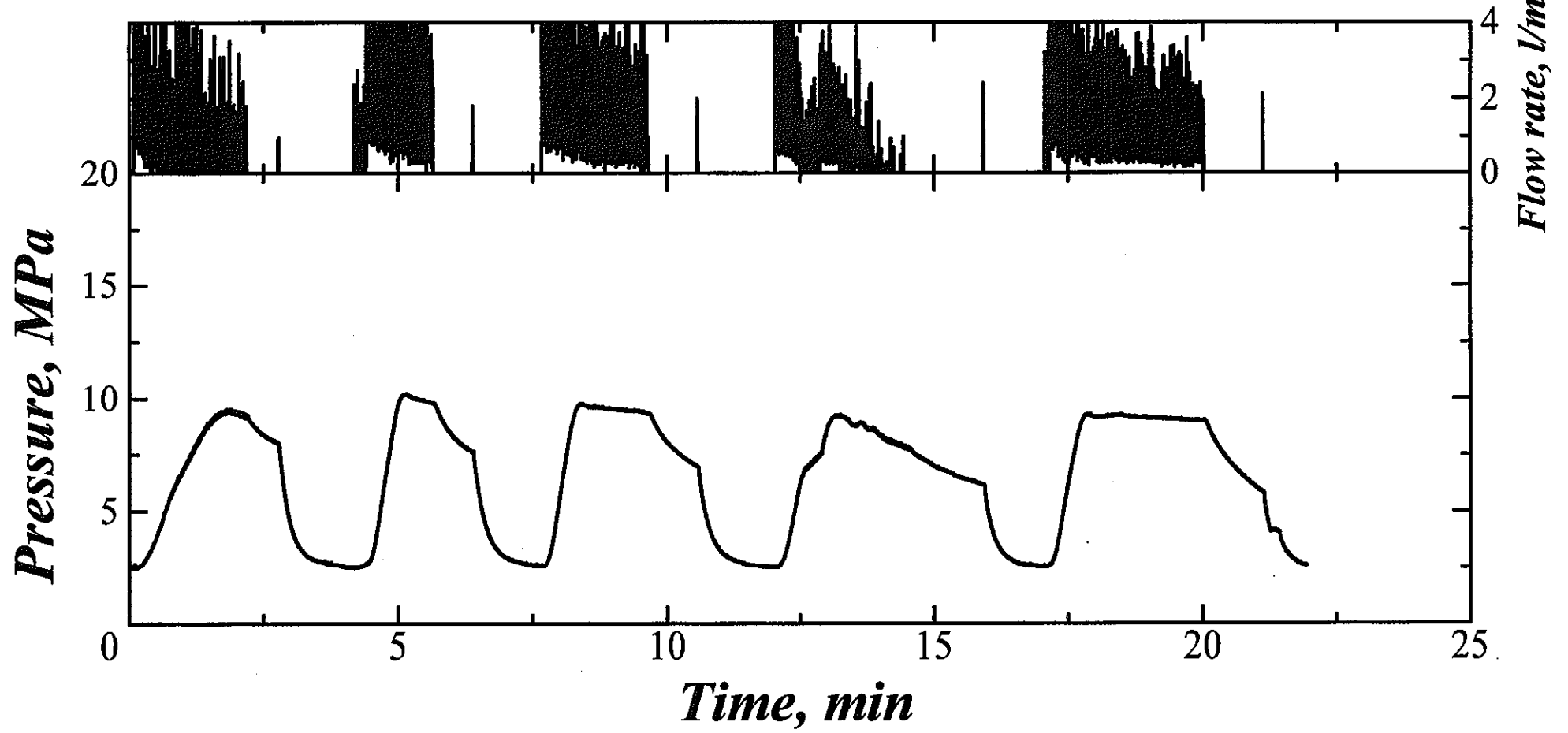
1-1

MIU-3 122.0m

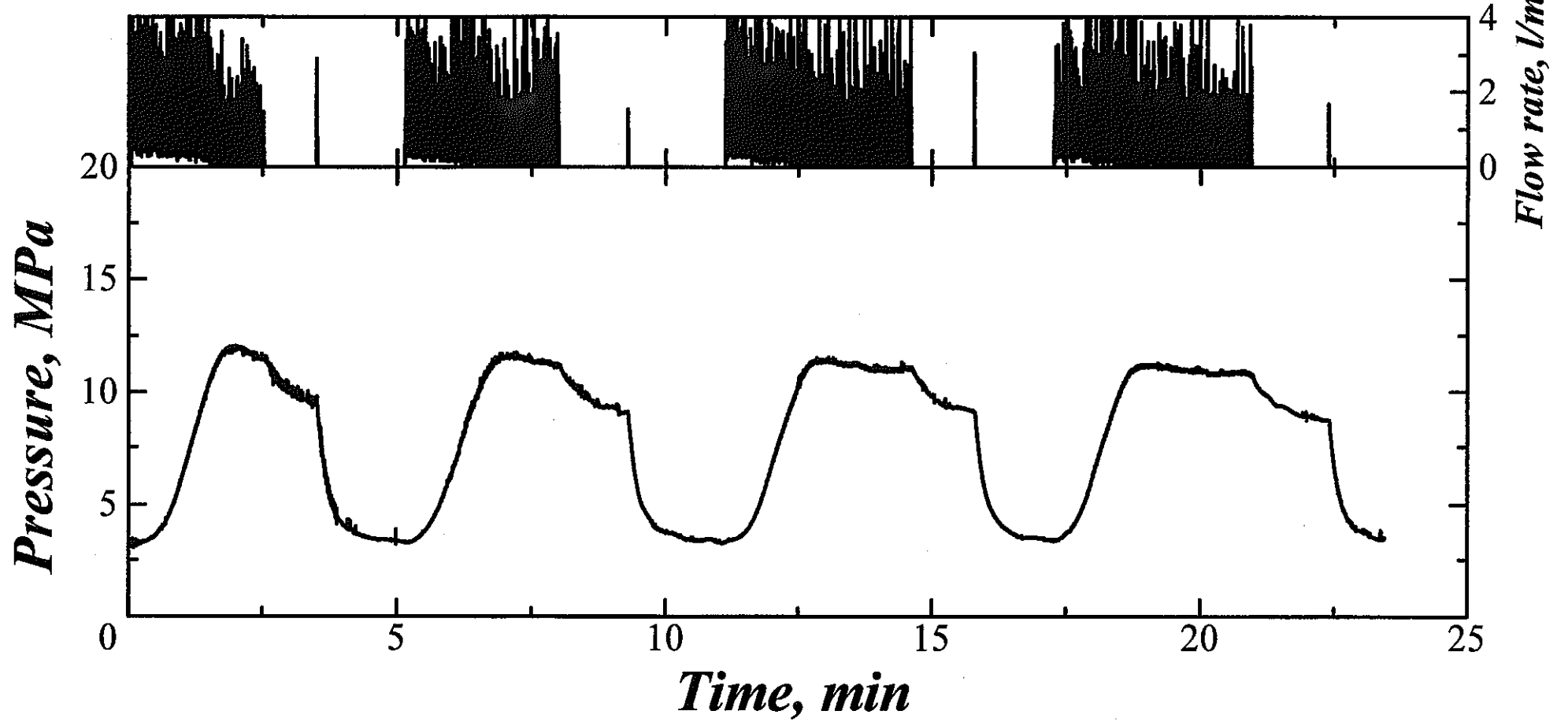


MIU-3 266.0m

A-2

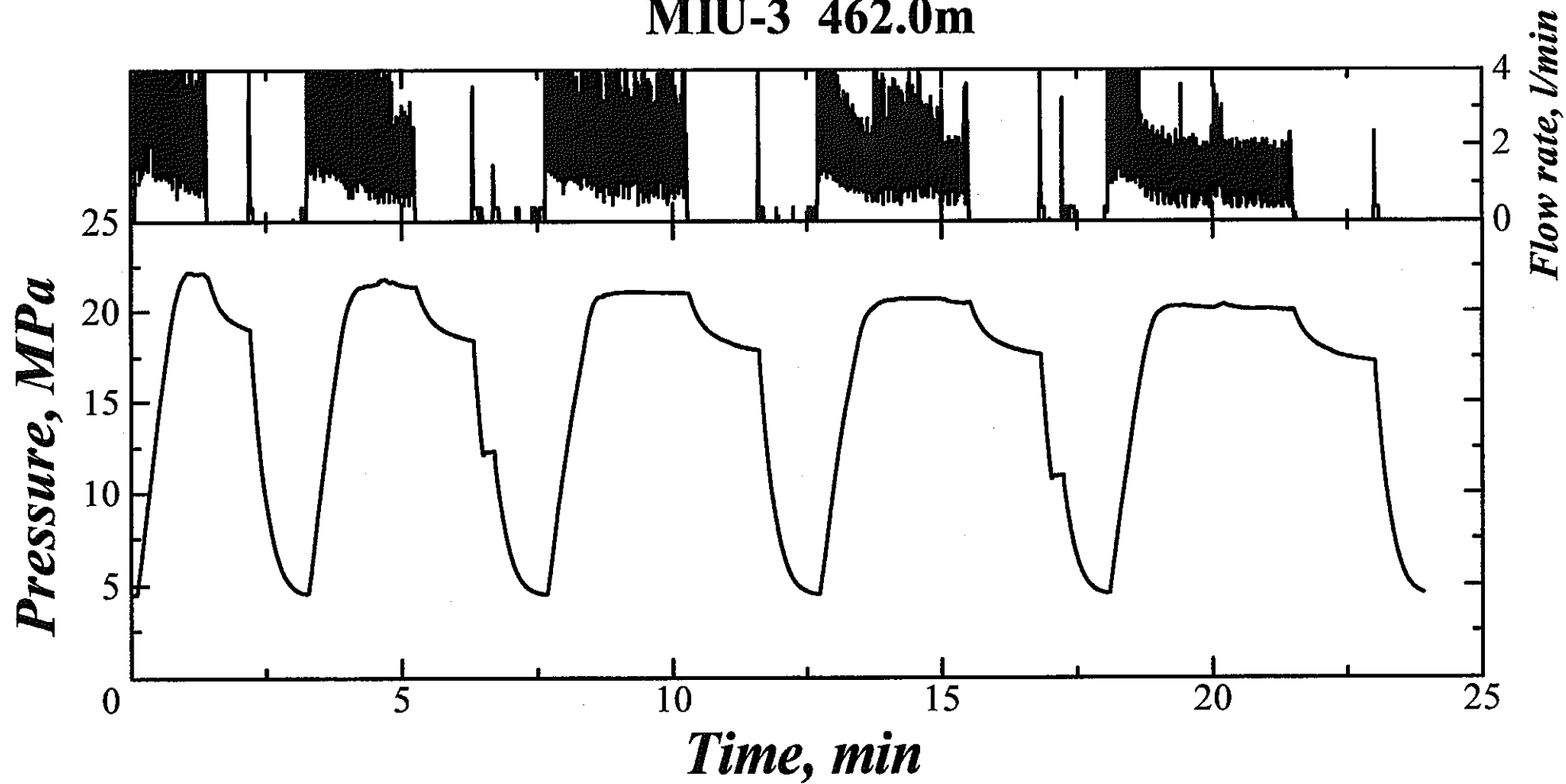


MIU-3 338.0m



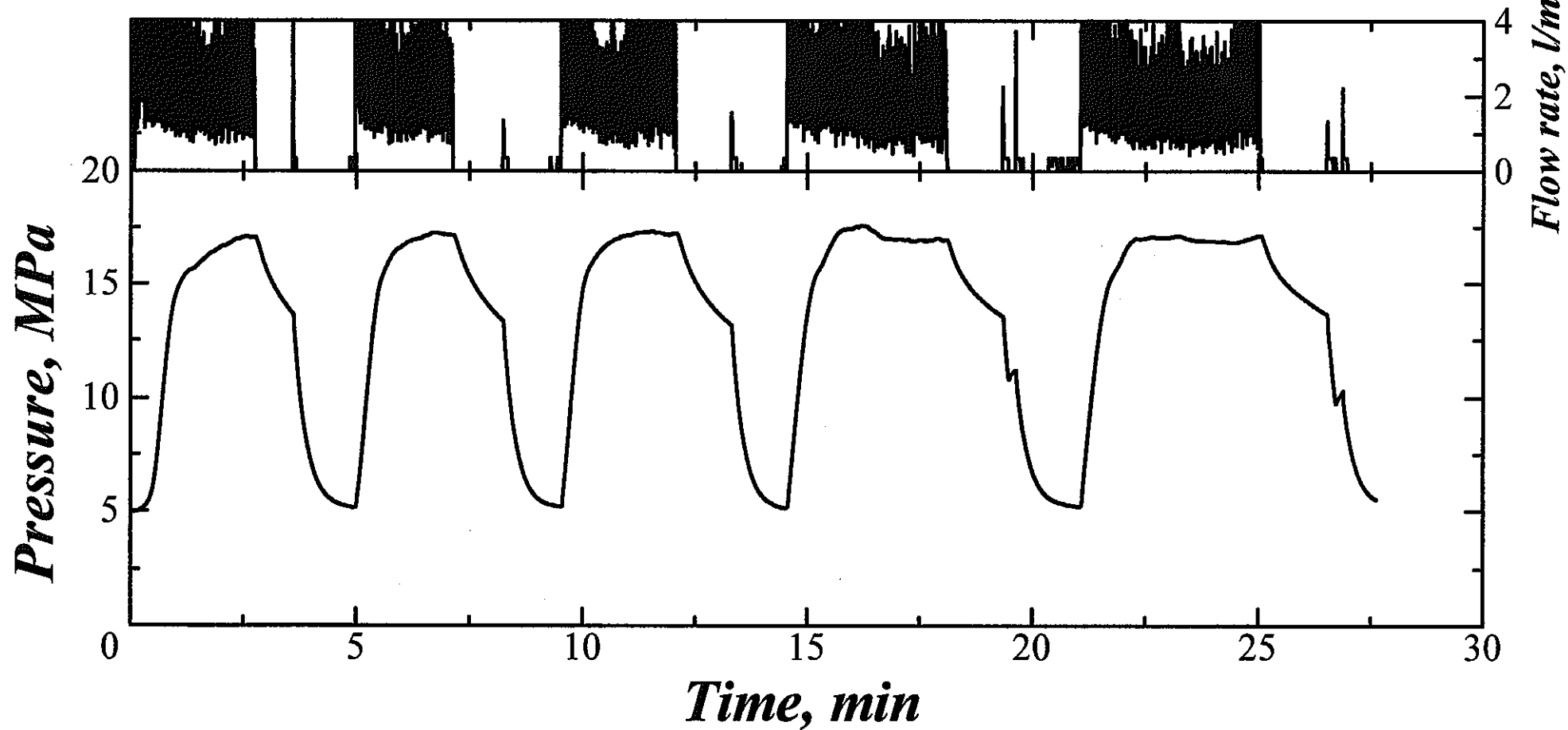
MIU-3 462.0m

A-4

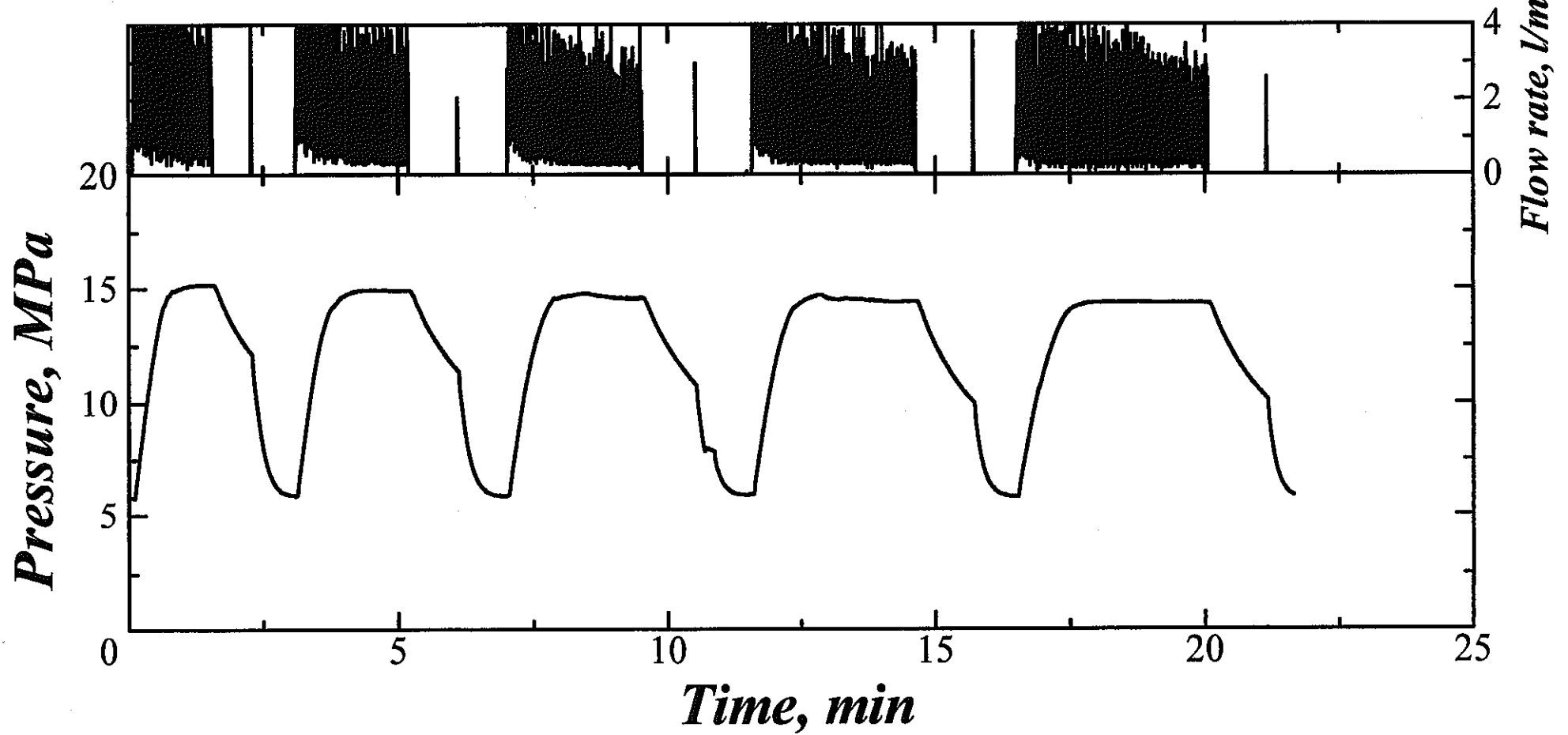


MIU-3 509.0m

A-5

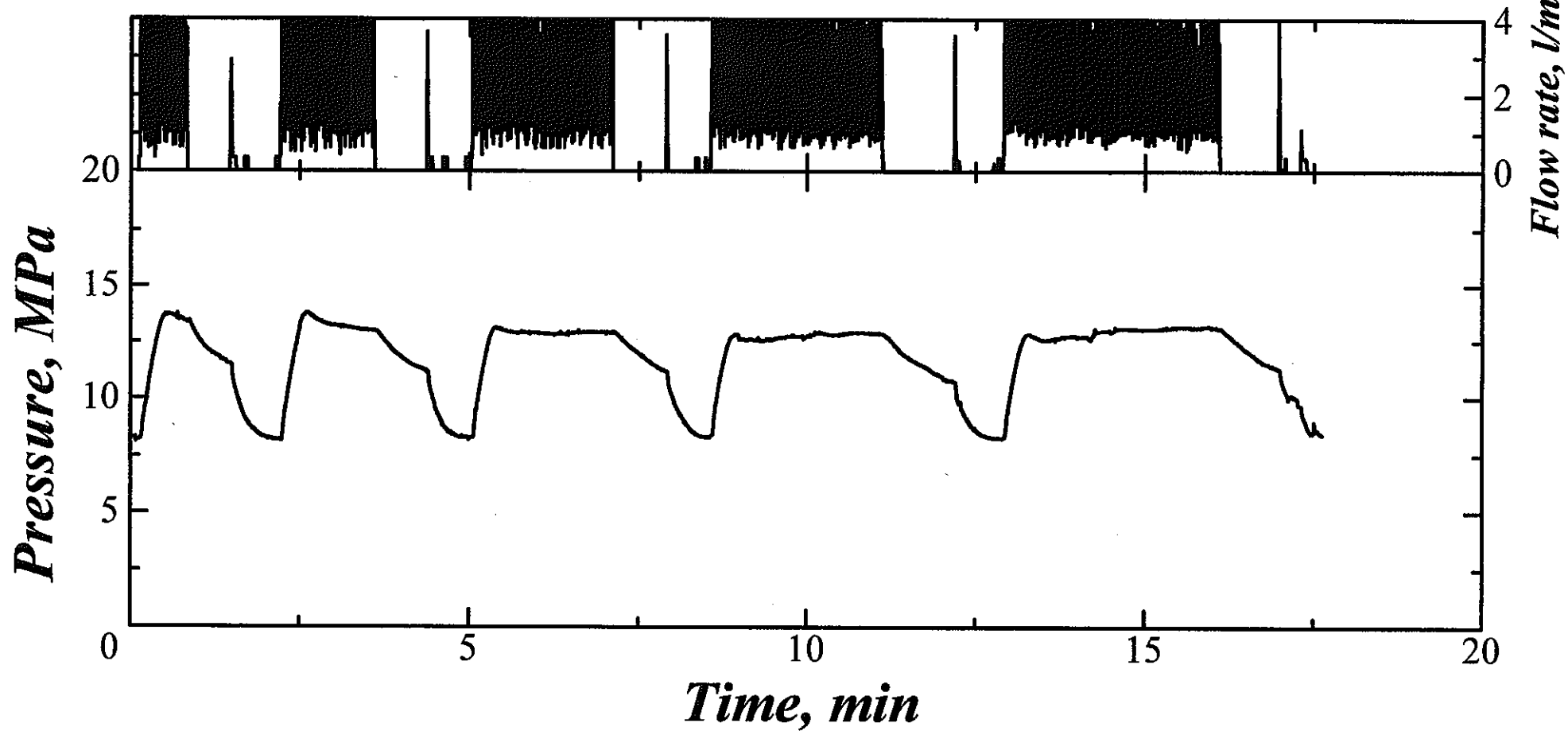


MIU-3 589.0m

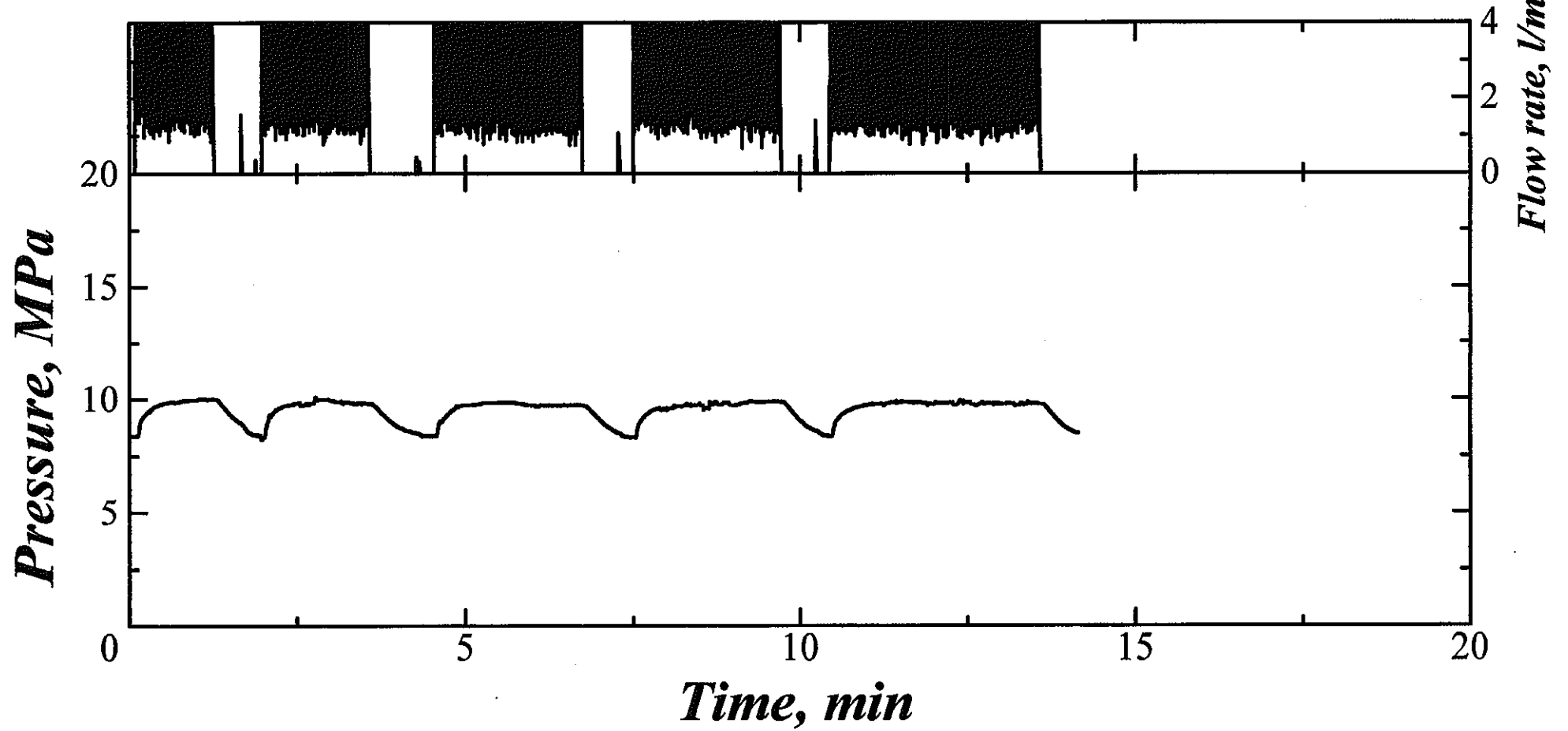


MIU-3 847.0m

A-7

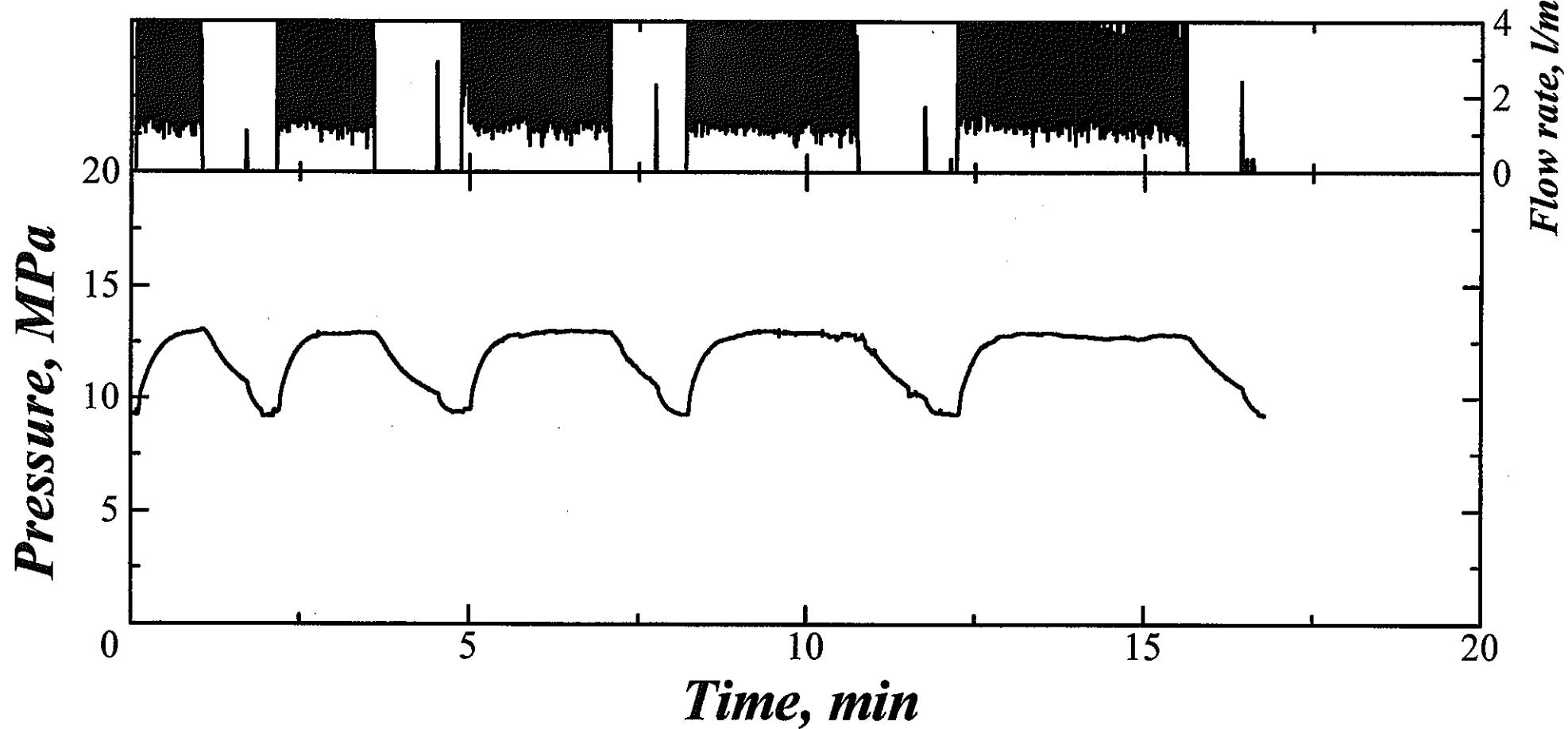


MIU-3 858.0m



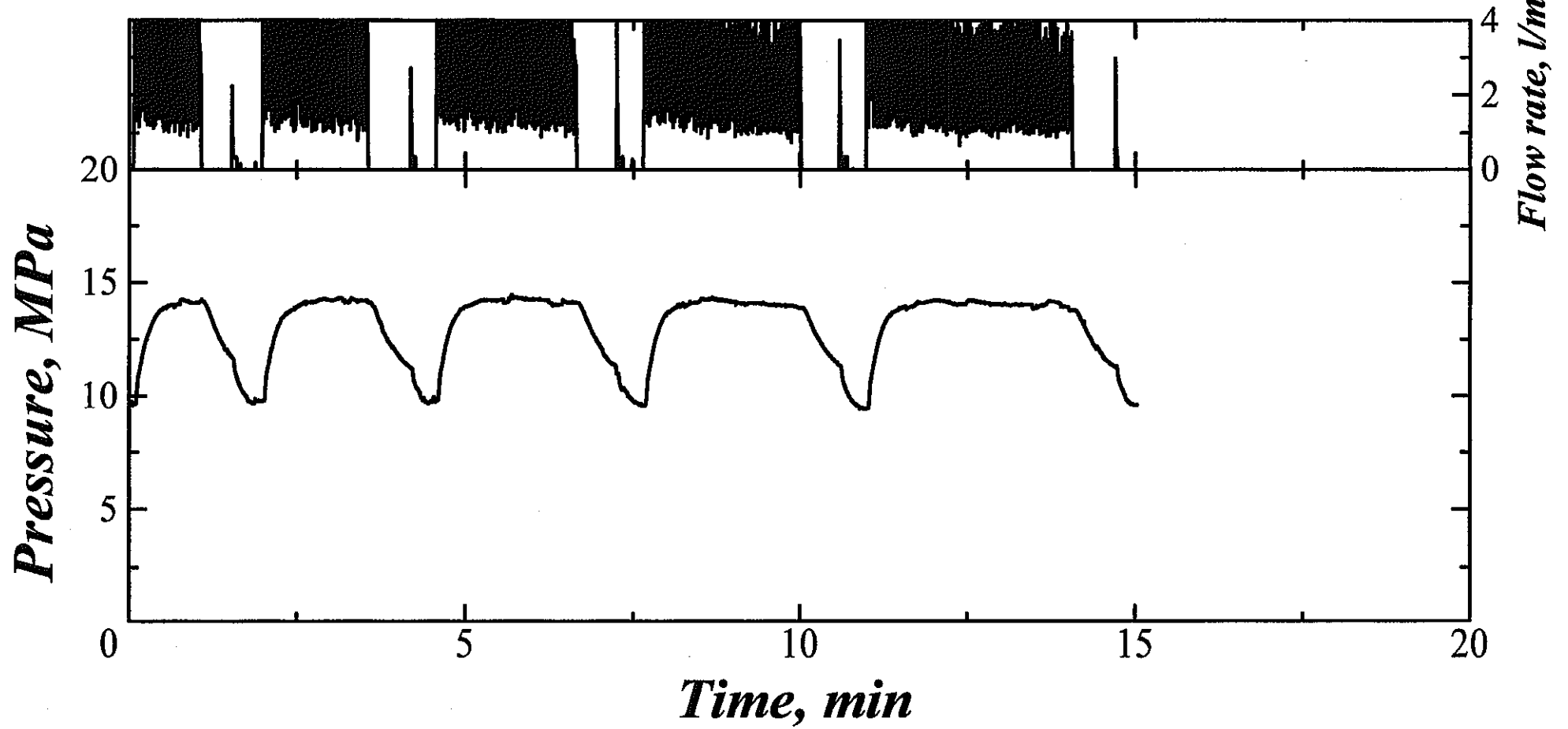
A-9

MIU-3 946.0m



A-10

MIU-3 988.0m

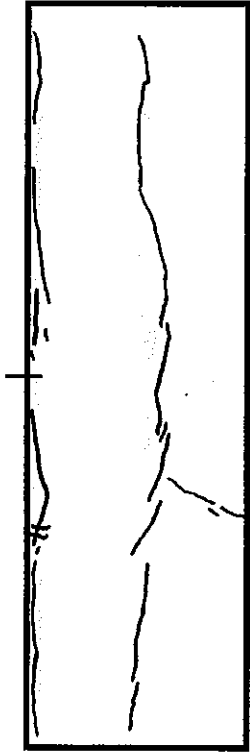


APPENDIX II

水圧破碎によって造成されたき裂のスケッチ
赤く着色したき裂が造成されたき裂

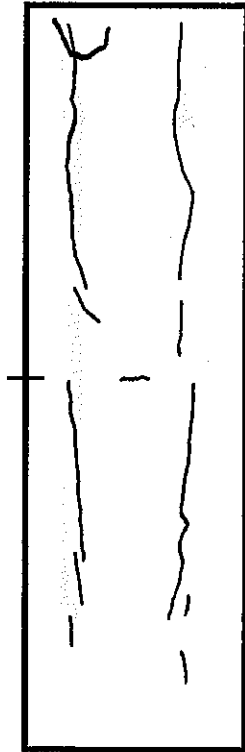
A-11

122.0m



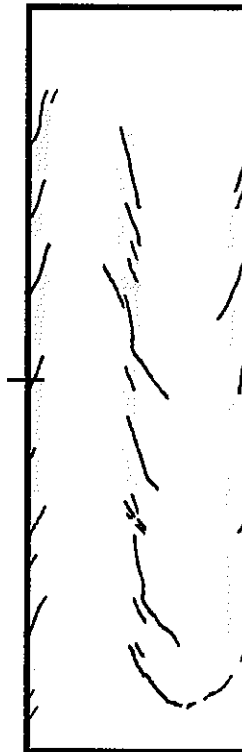
N65W

266.0m



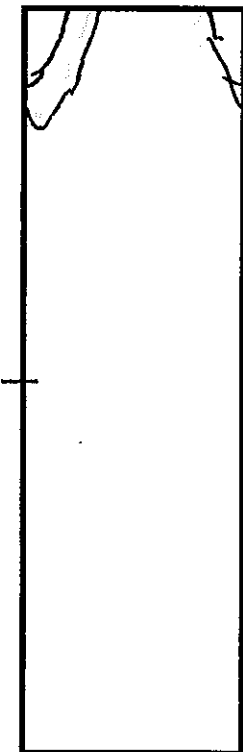
S67W

338.0m



N34W

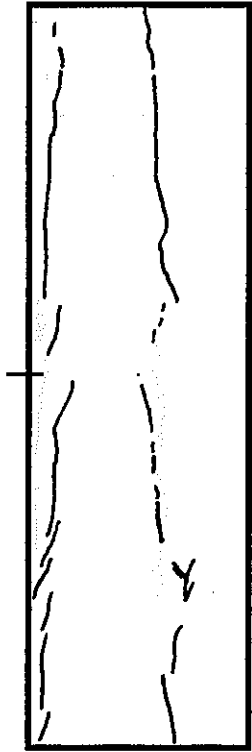
462.0m



S39W

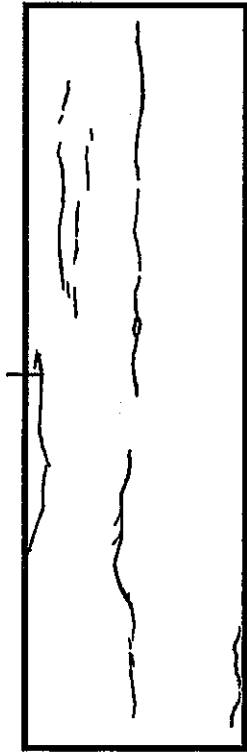


509.0m



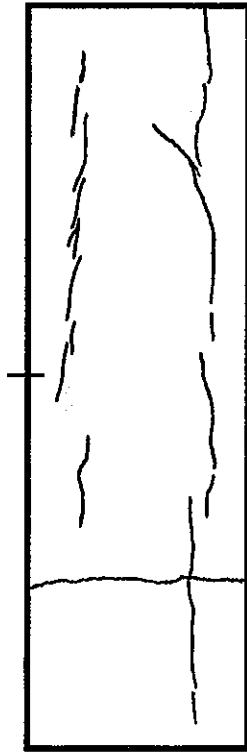
S10W

589.0m



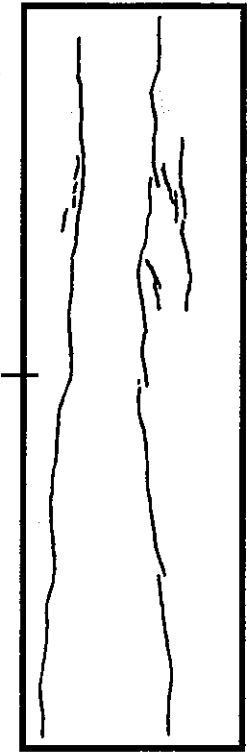
S36E

847.0m



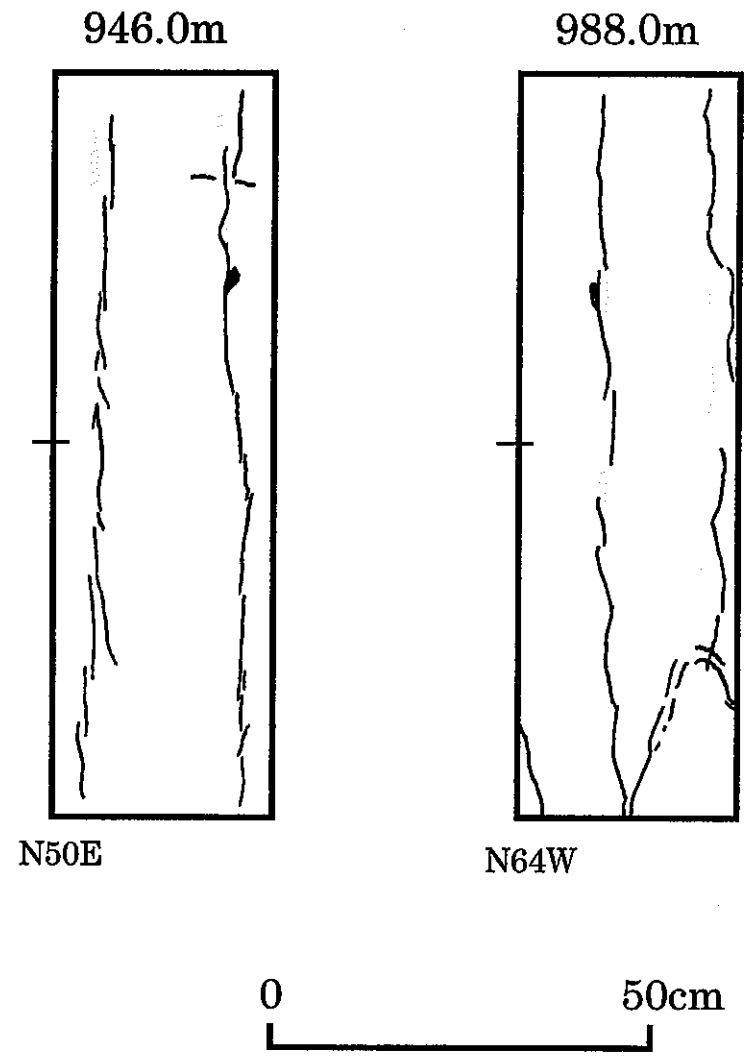
S81W

858.0m



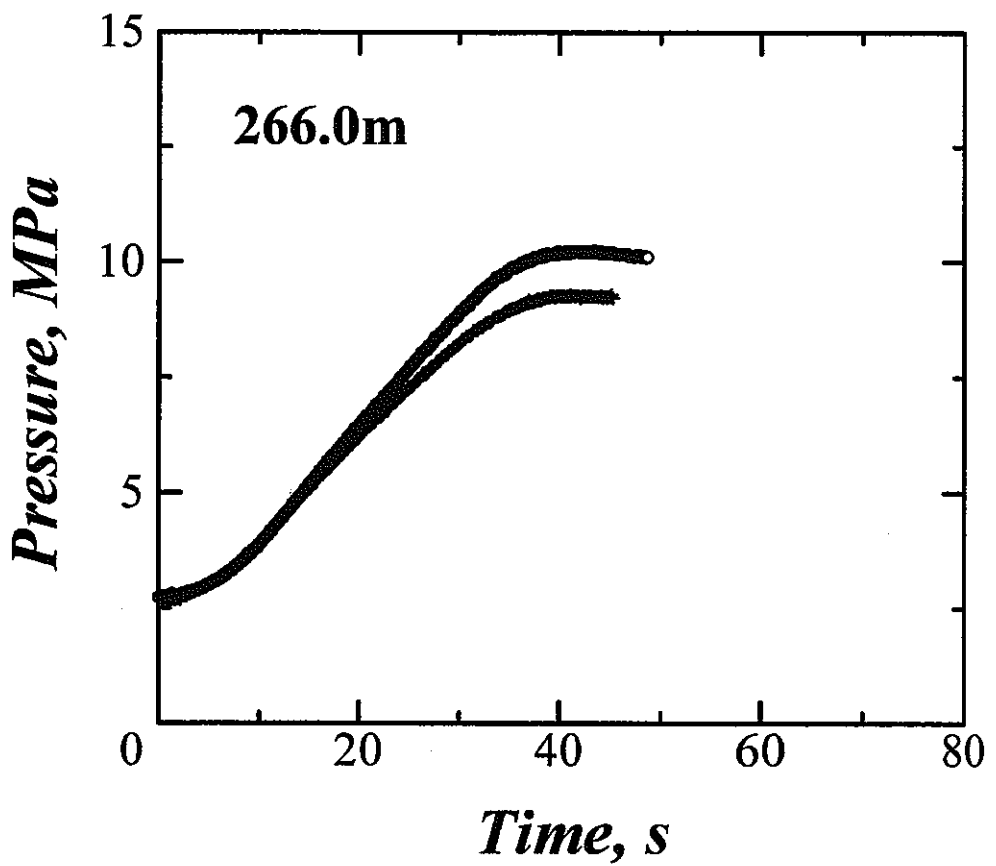
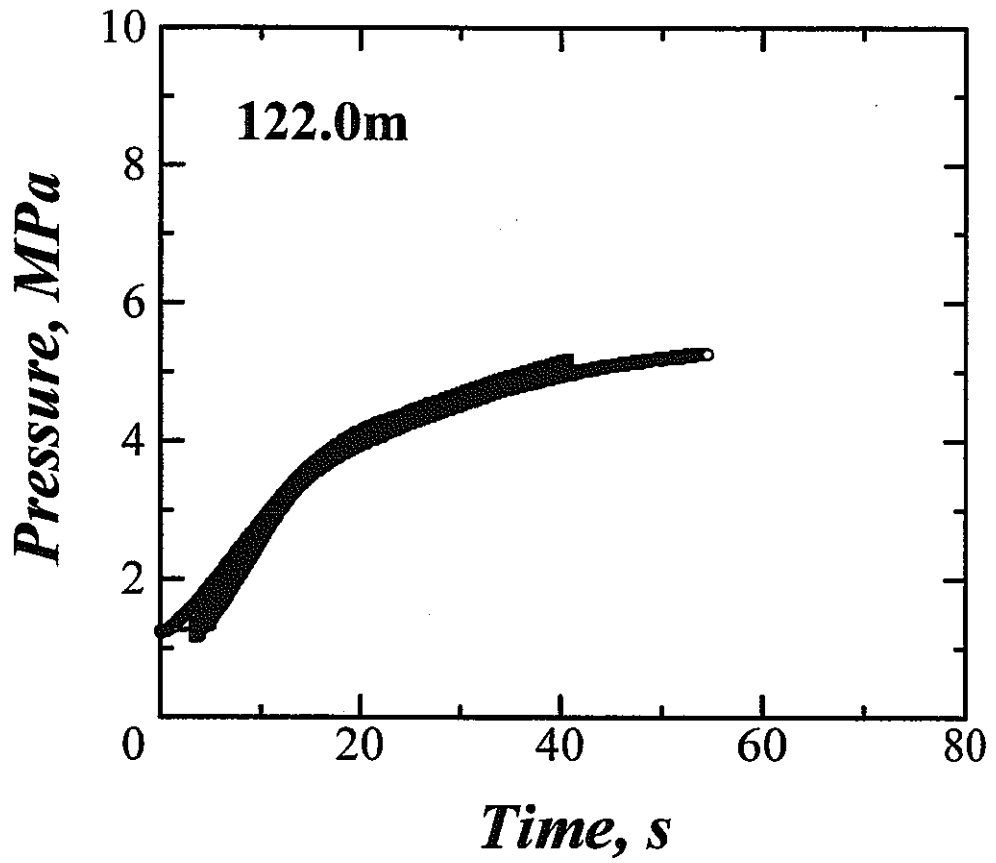
S26W

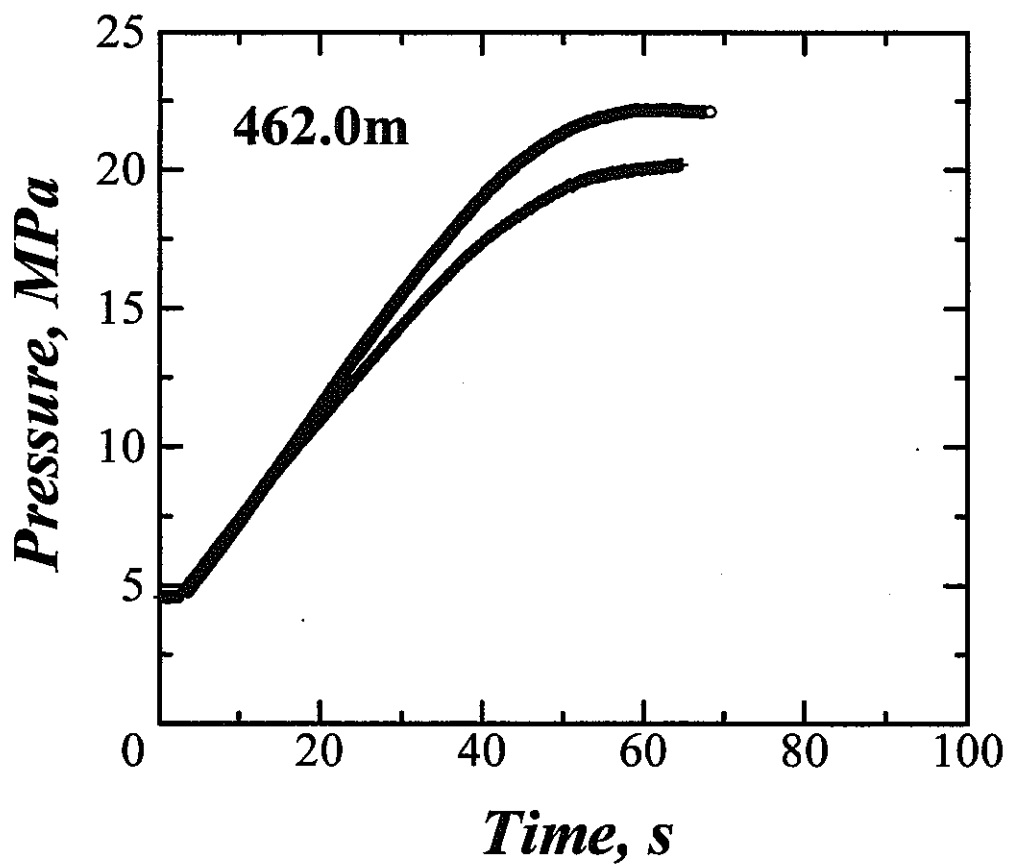
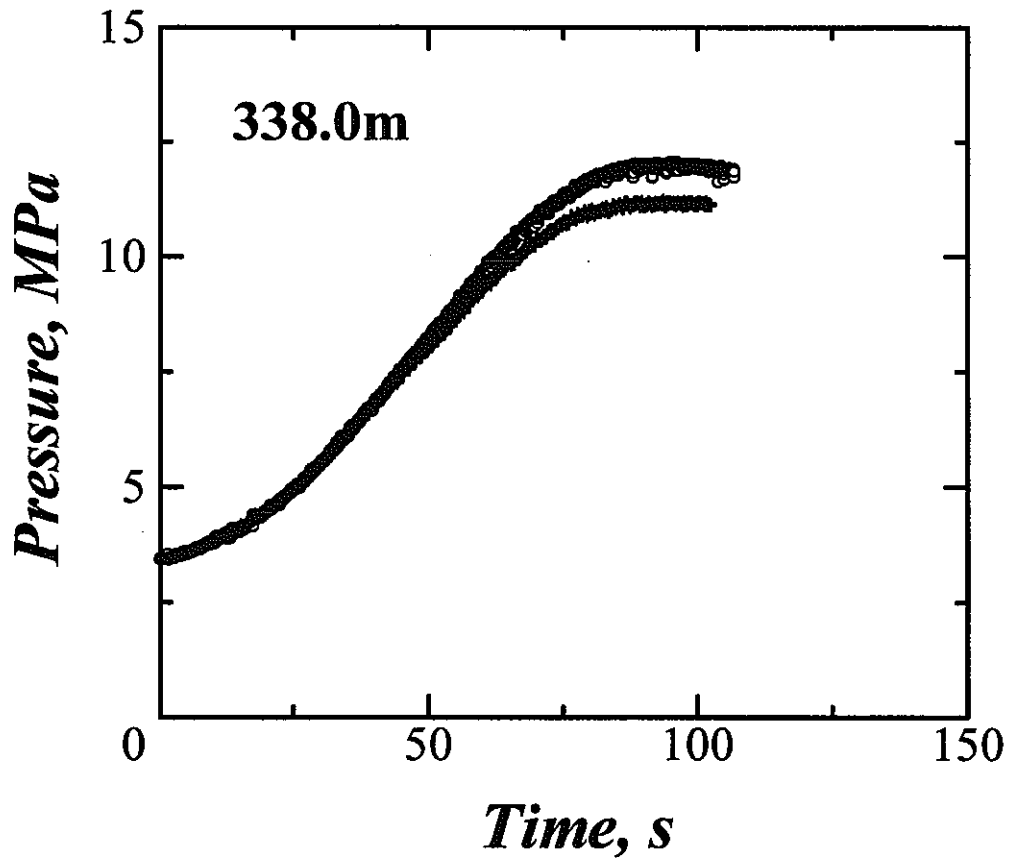


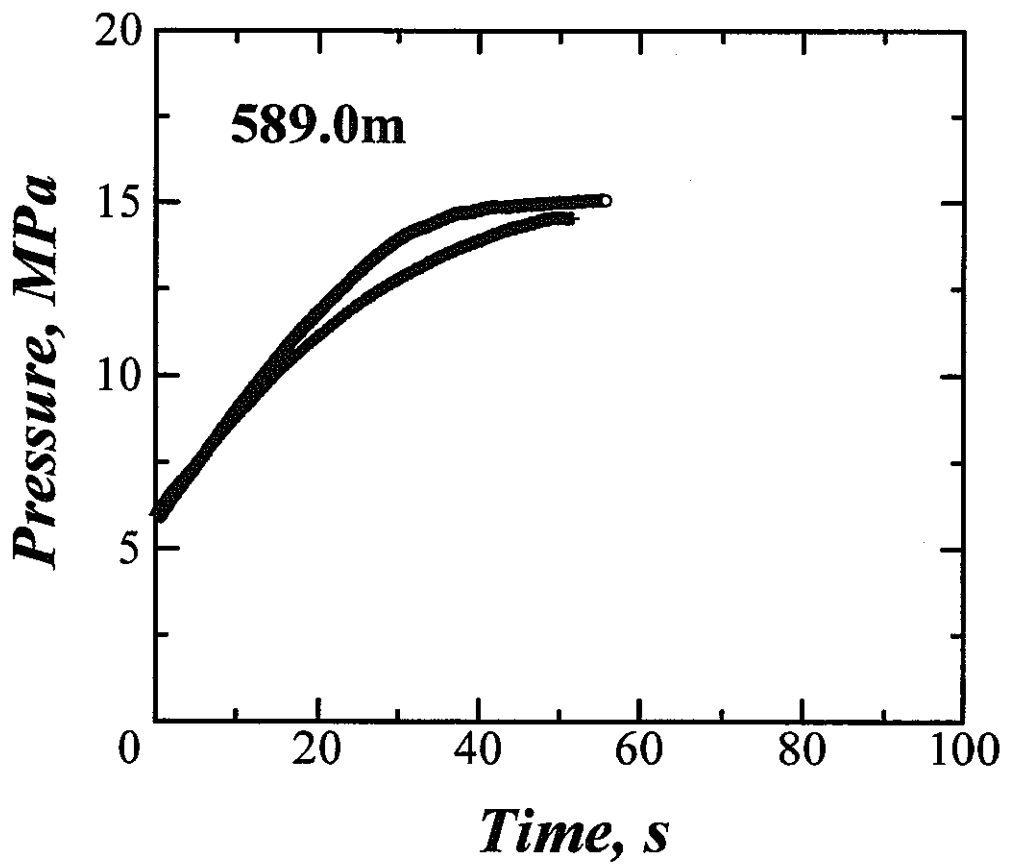
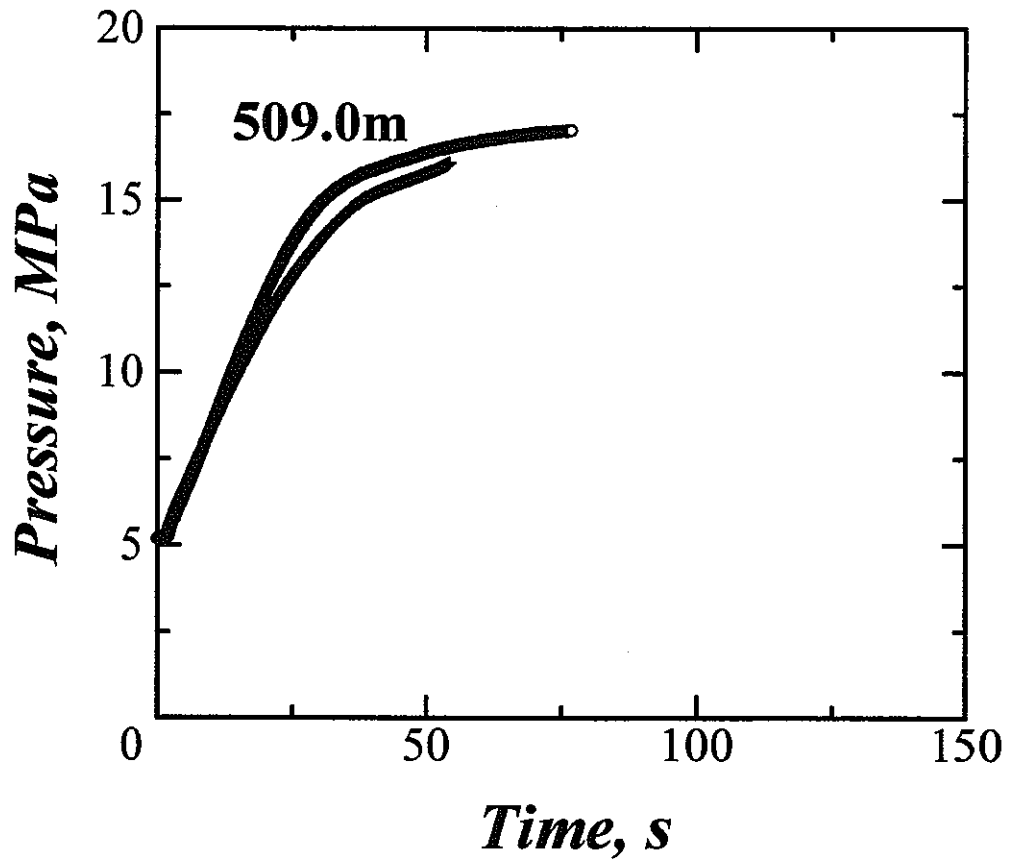


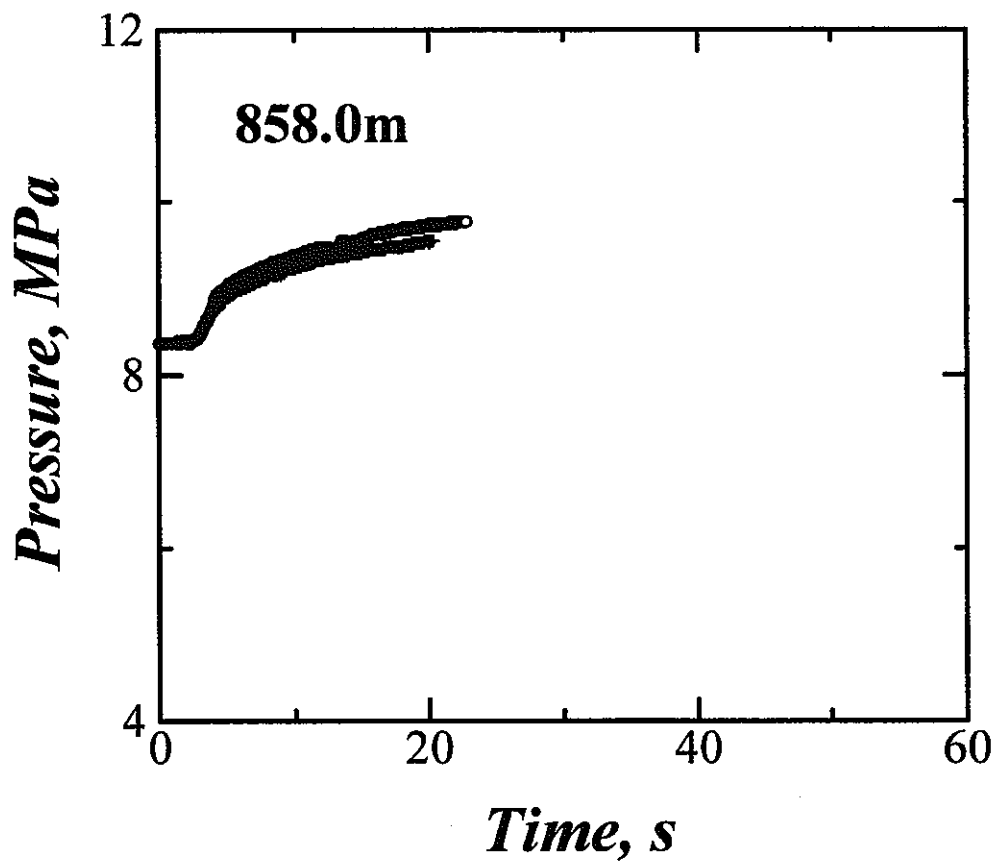
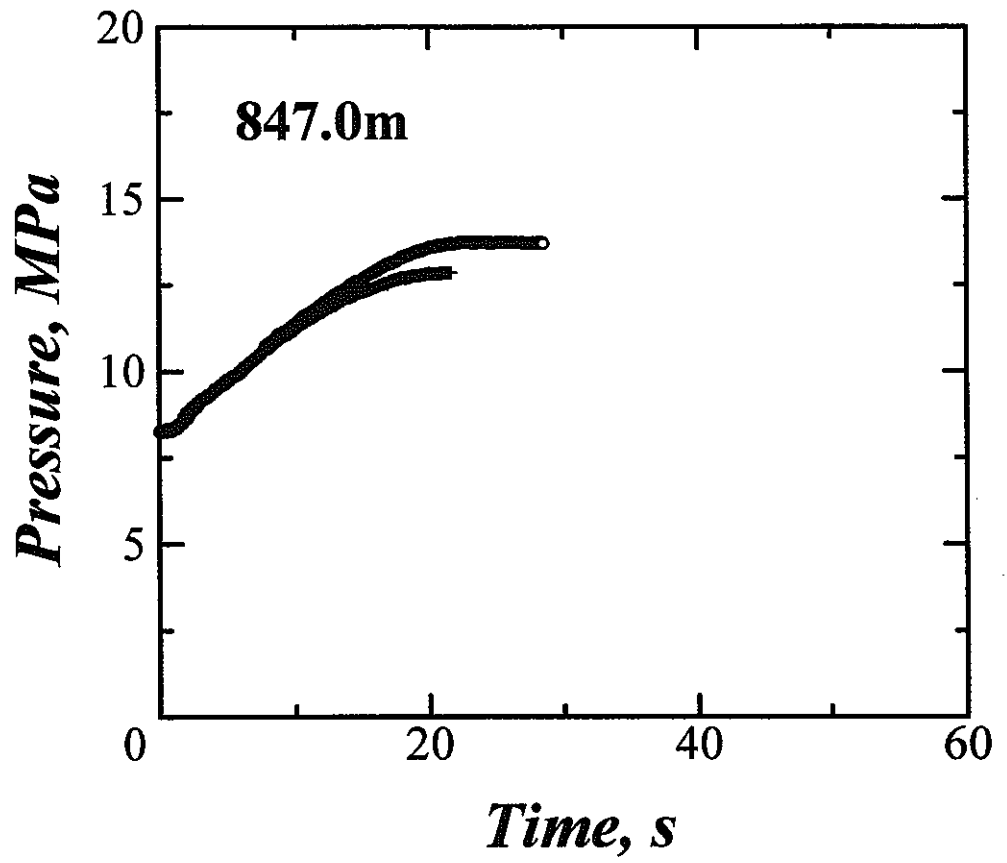
APPENDIX III

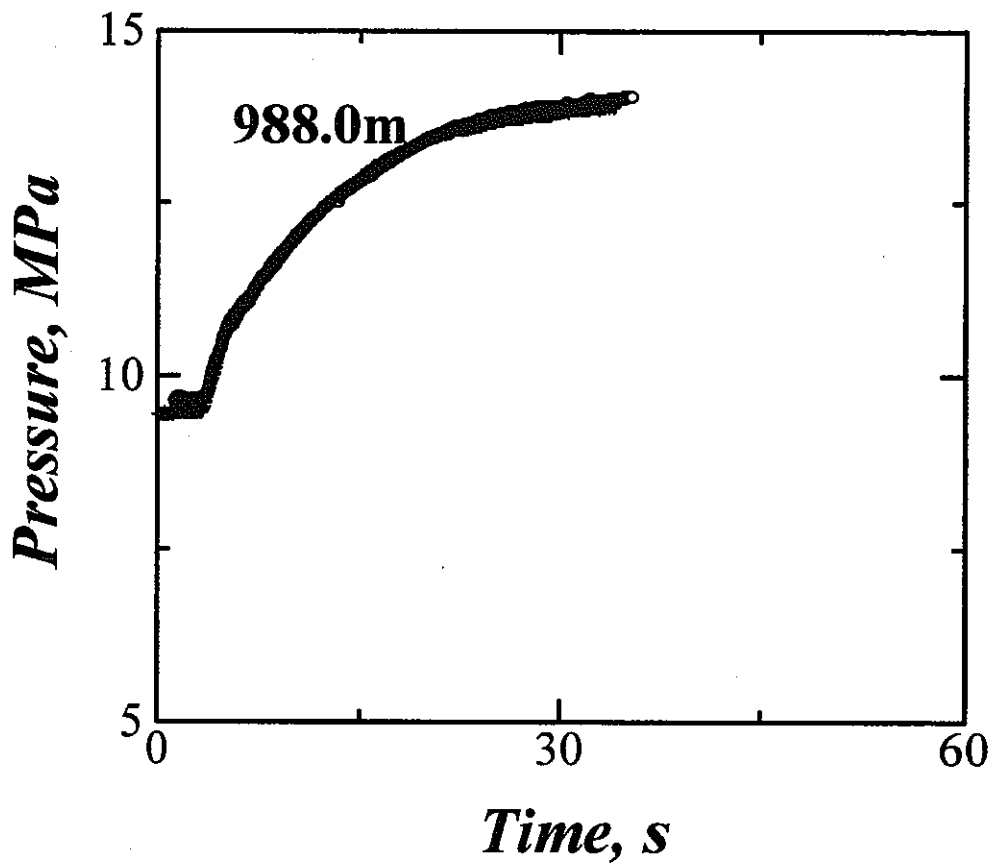
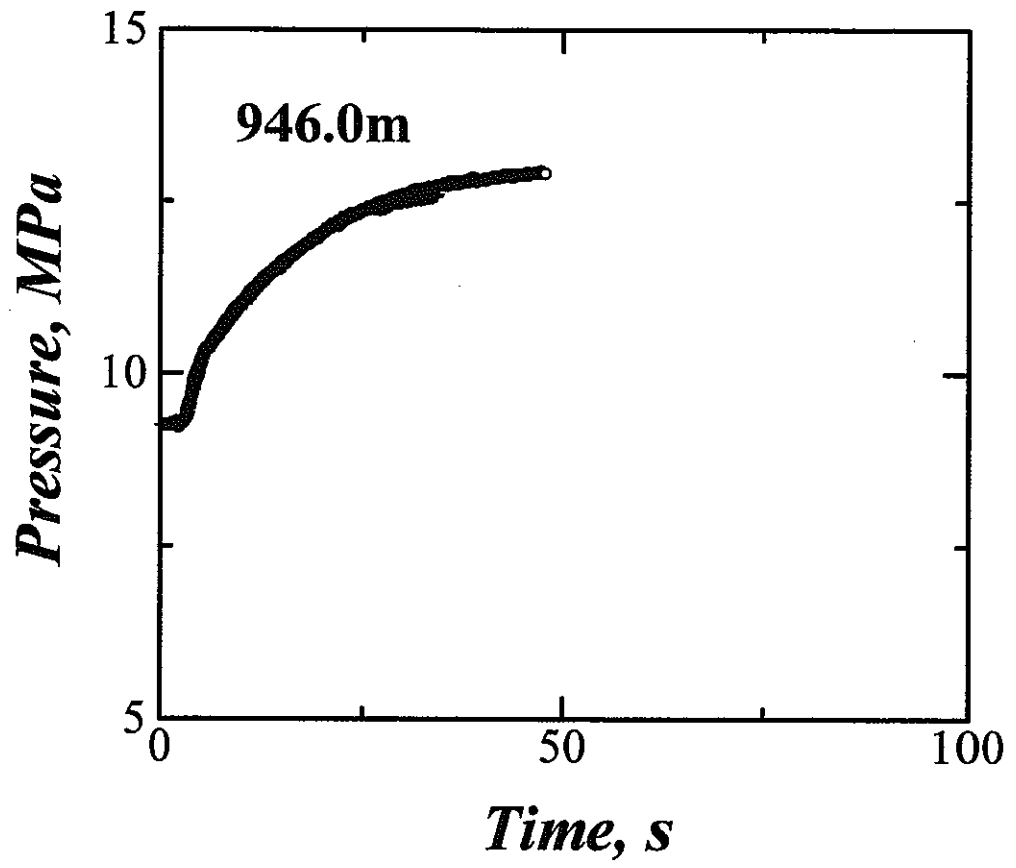
Breakdown および reopening における圧力-時間曲線の重ね合わせ





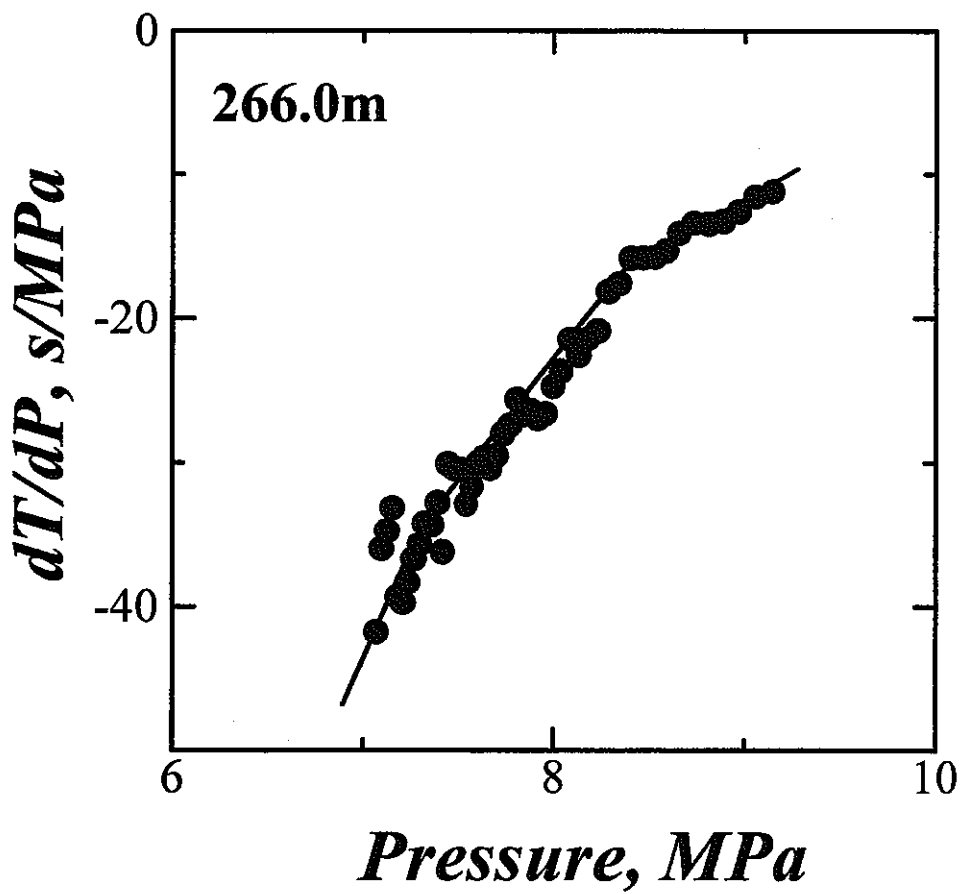
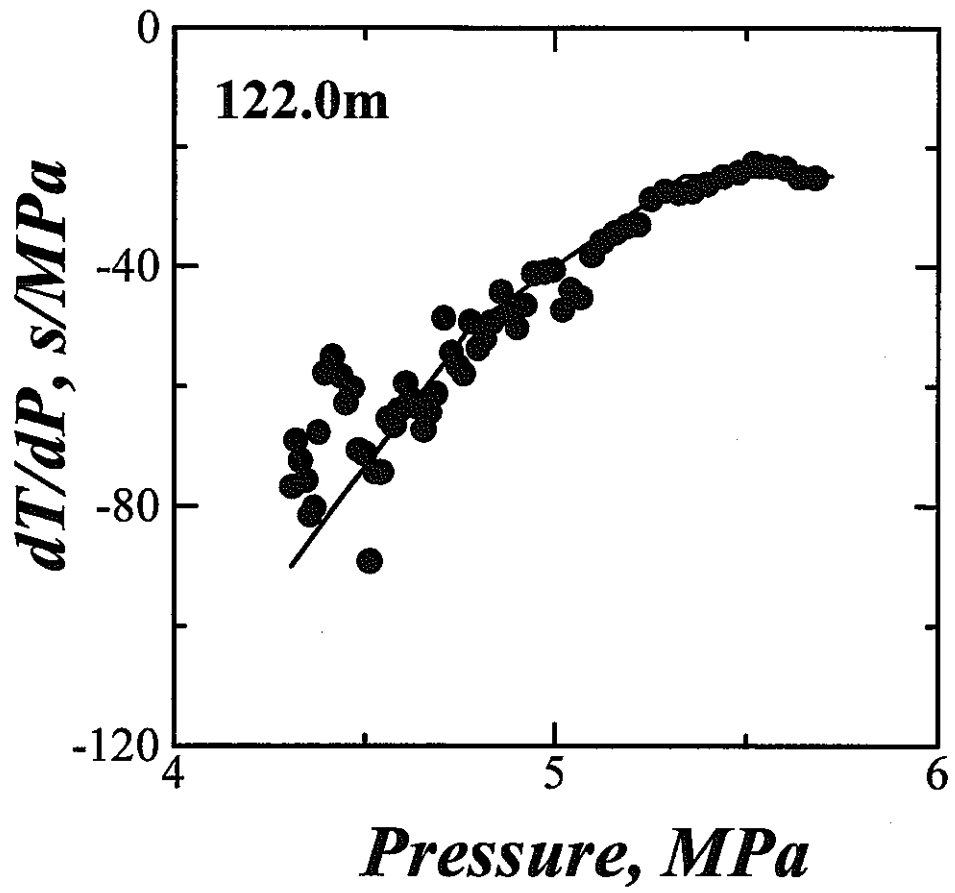


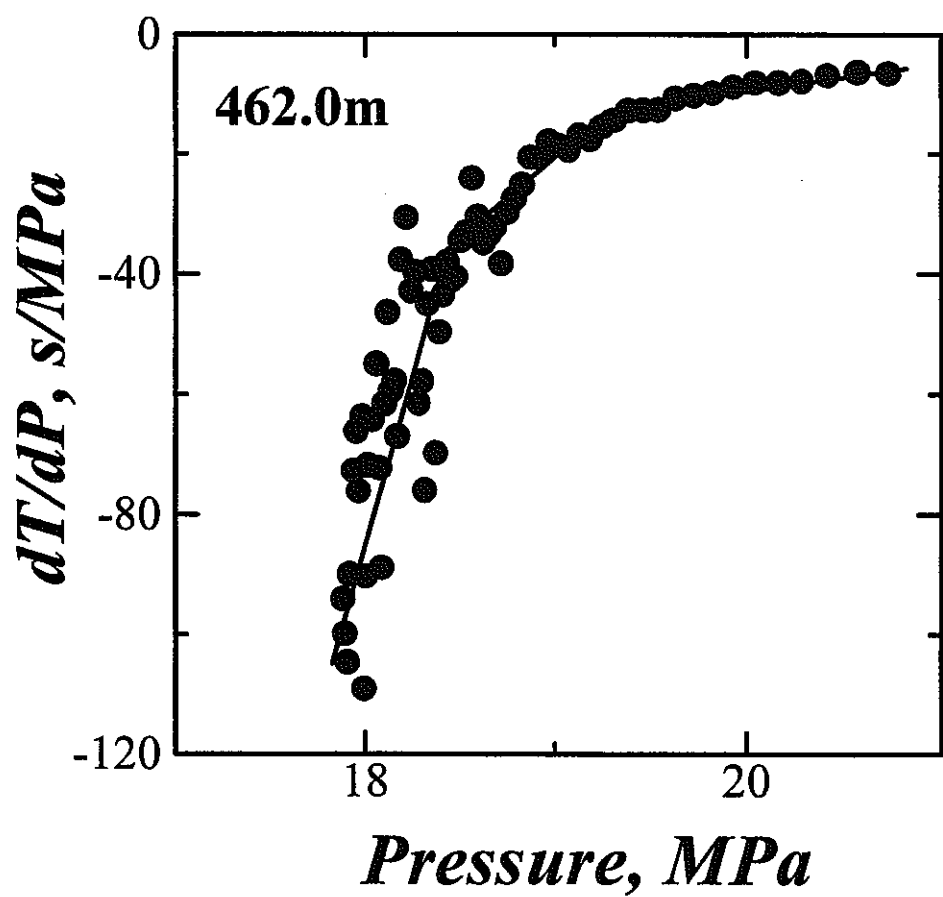
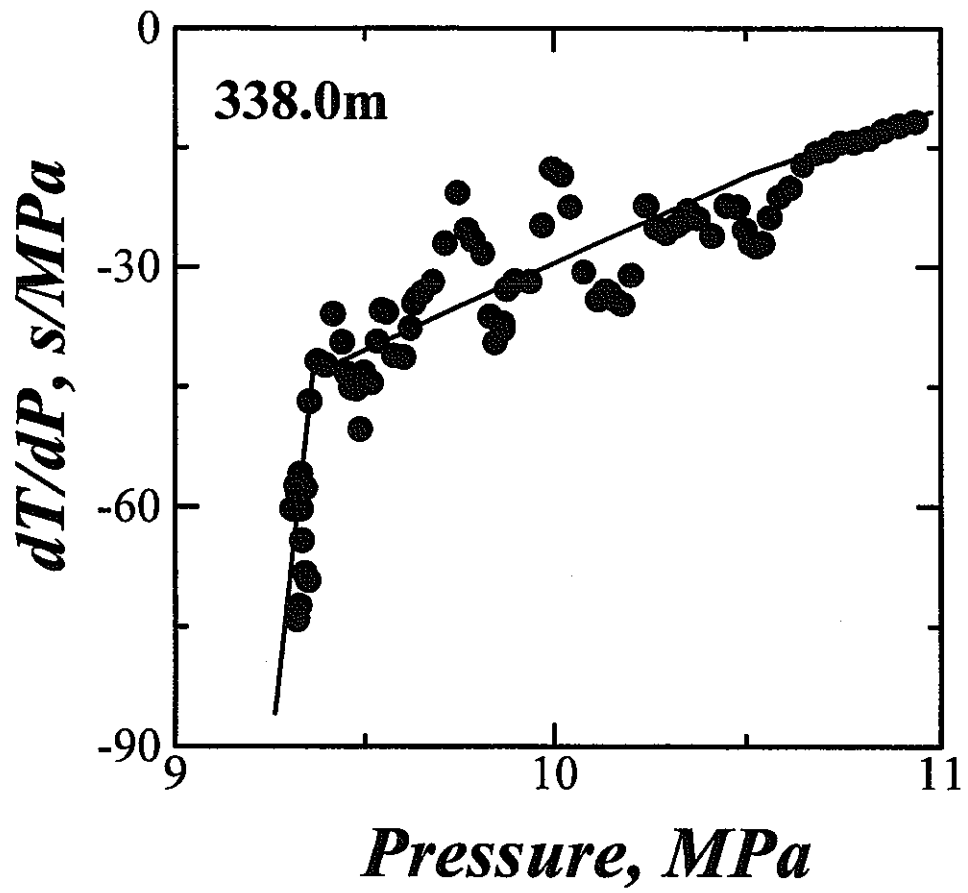


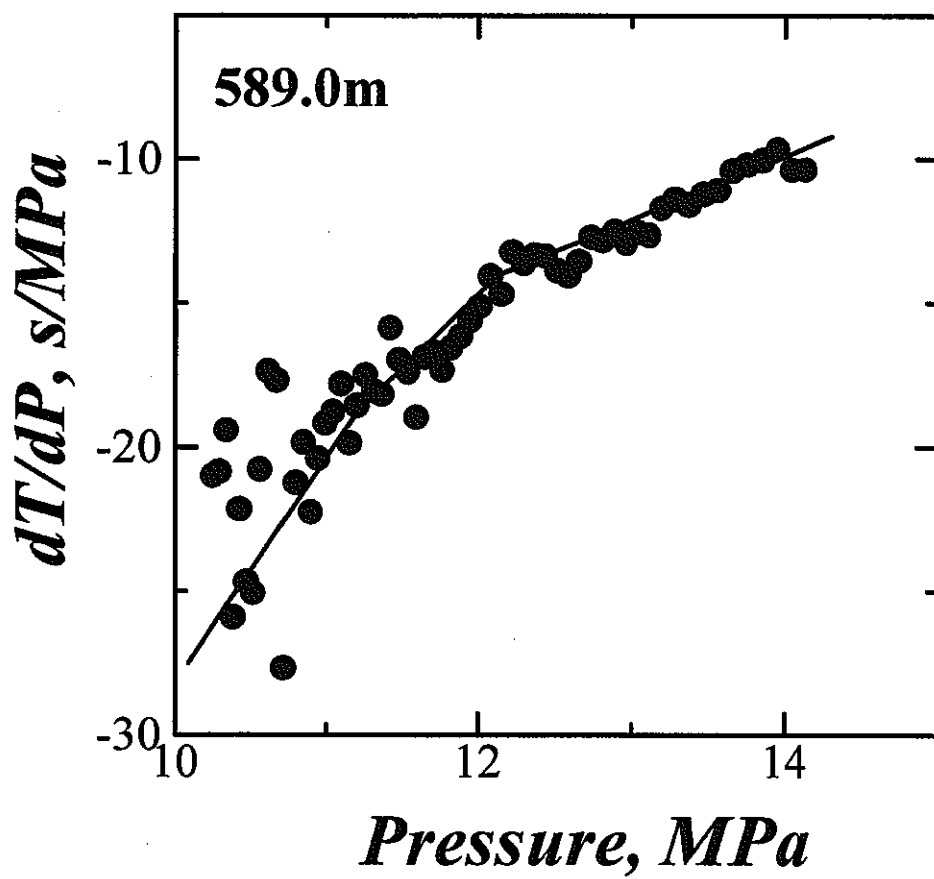
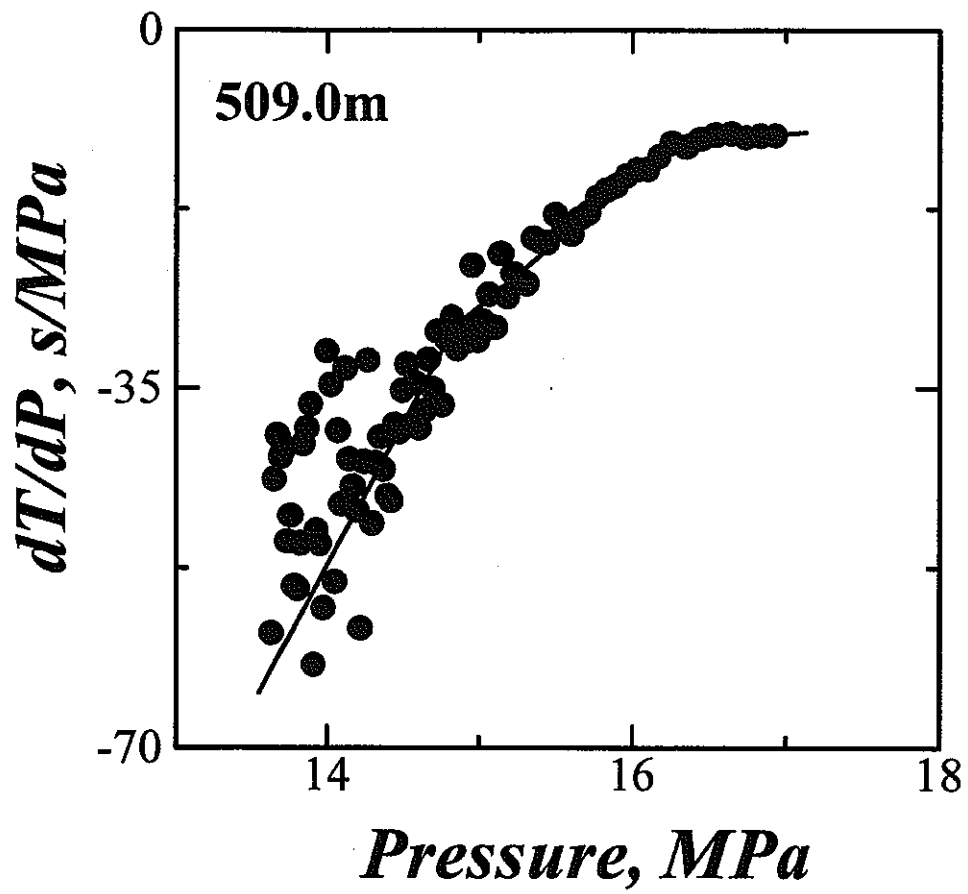


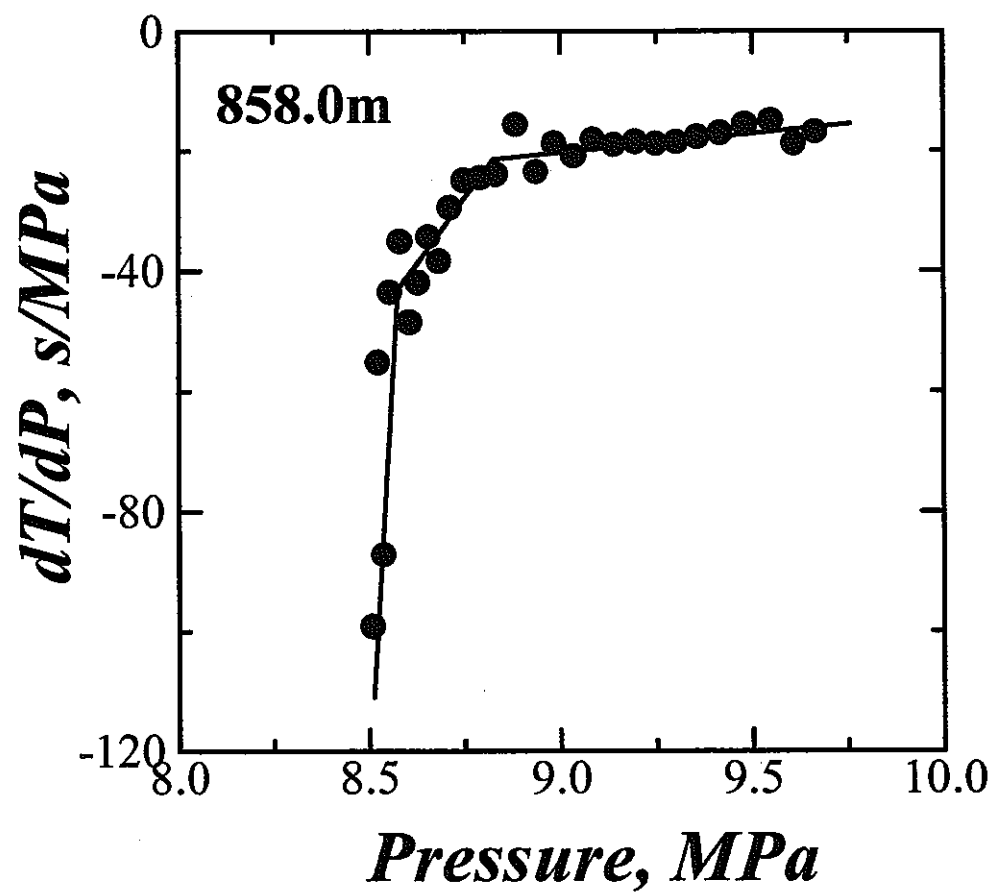
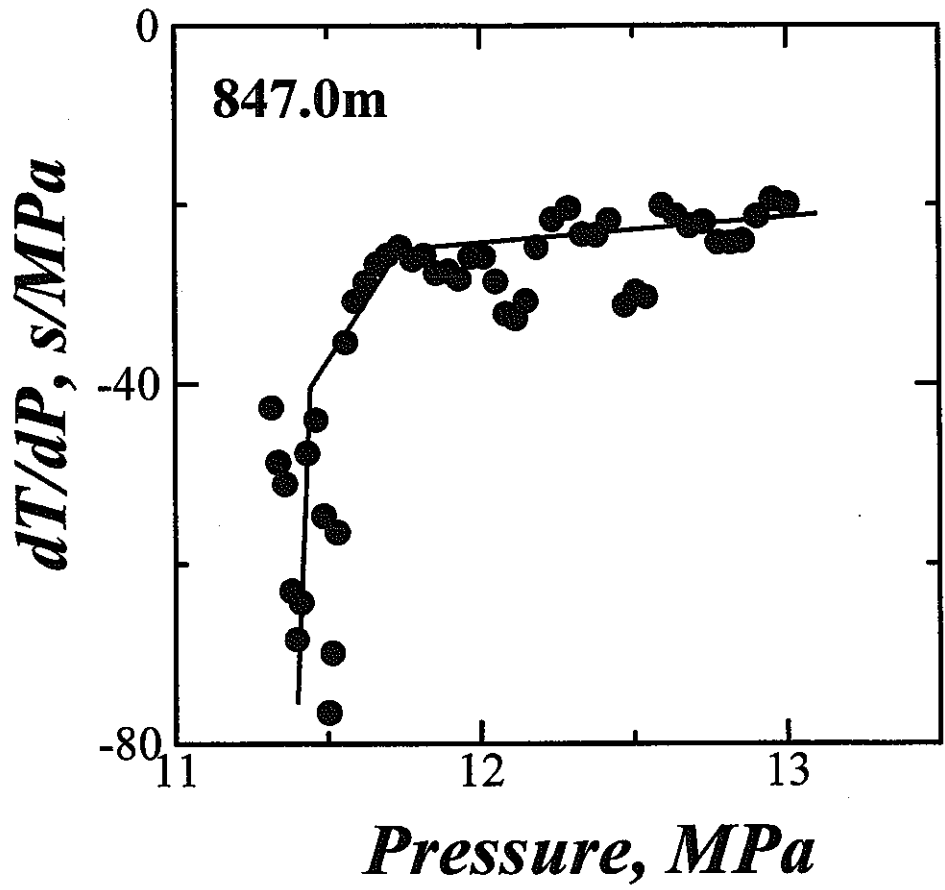
APPENDIX IV

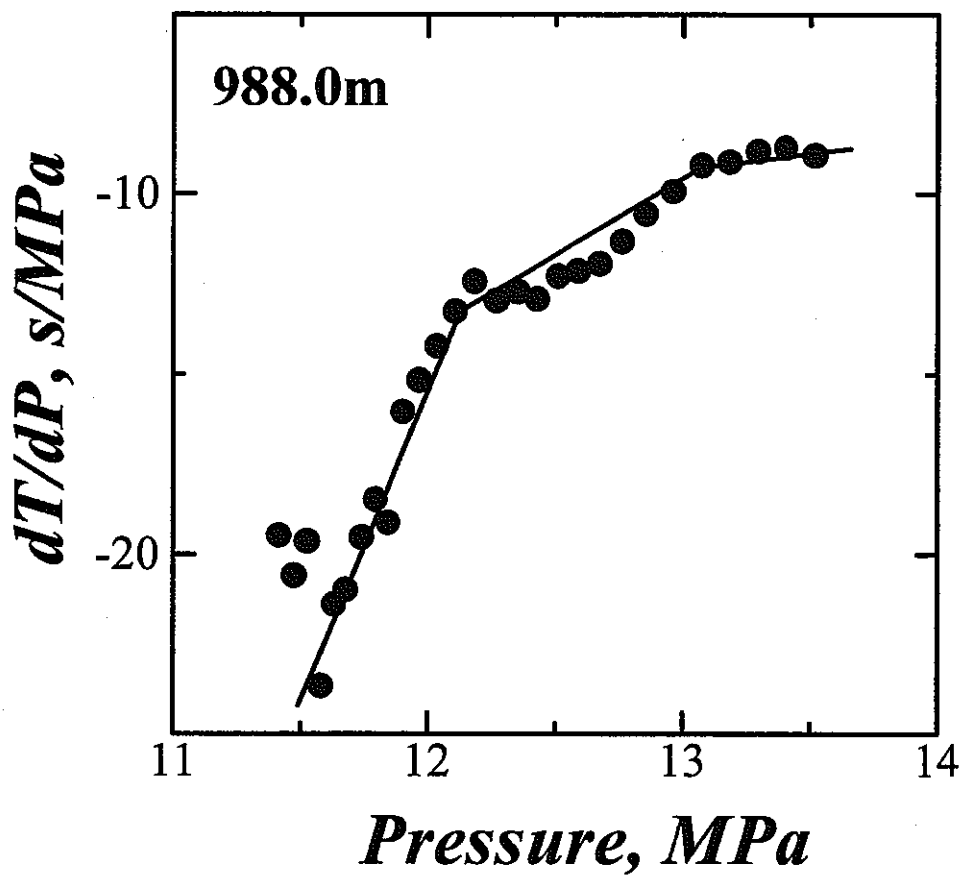
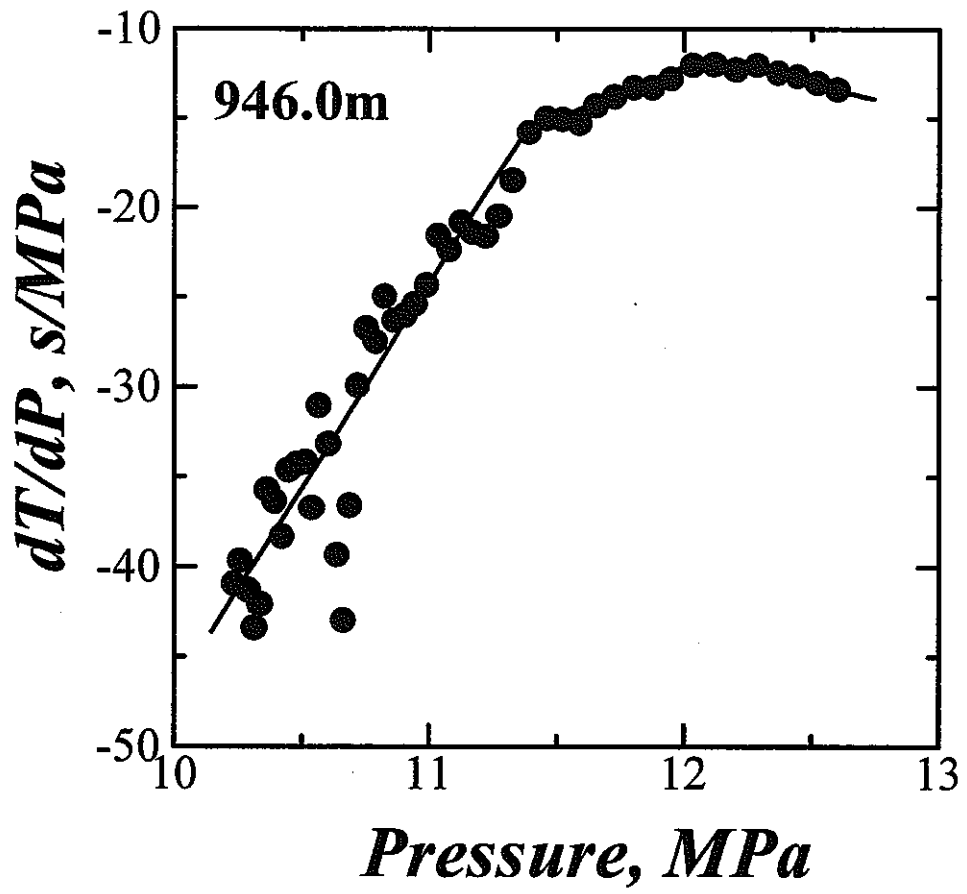
Shut-in 後の圧力減衰速度の逆数と圧力の関係











APPENDIX V

写真集

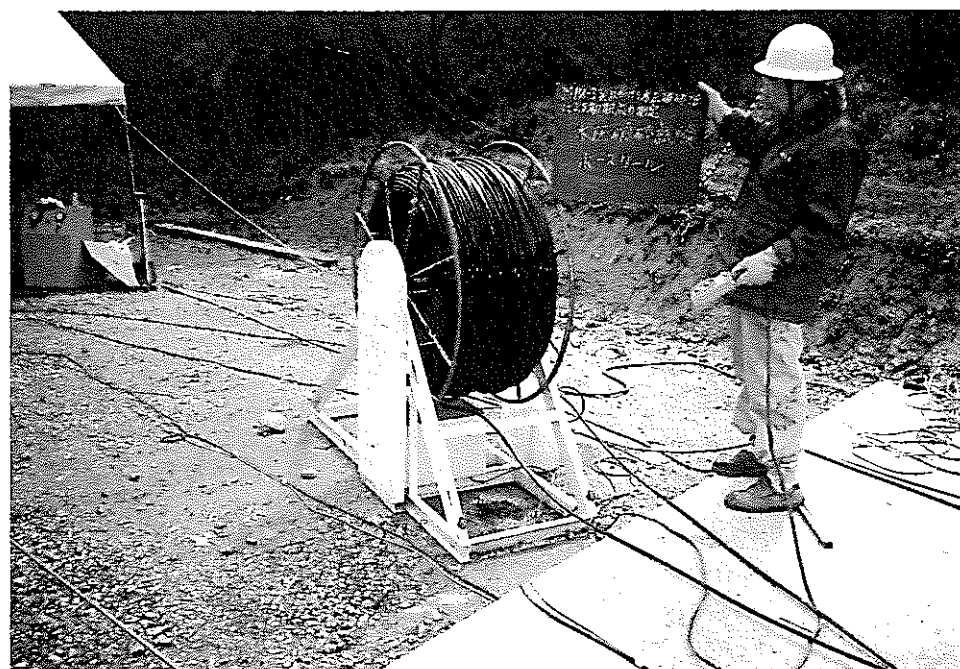
水圧破碎用高圧ポンプ



水圧破碎用ケーブル
ウィンチ



高圧ホースリール



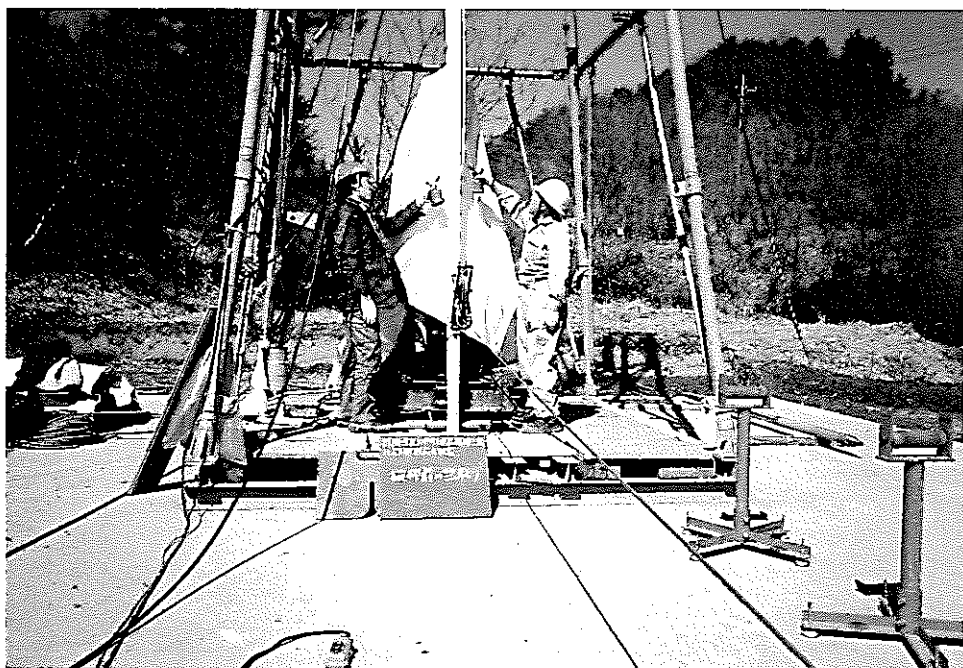
水圧破碎計測システム



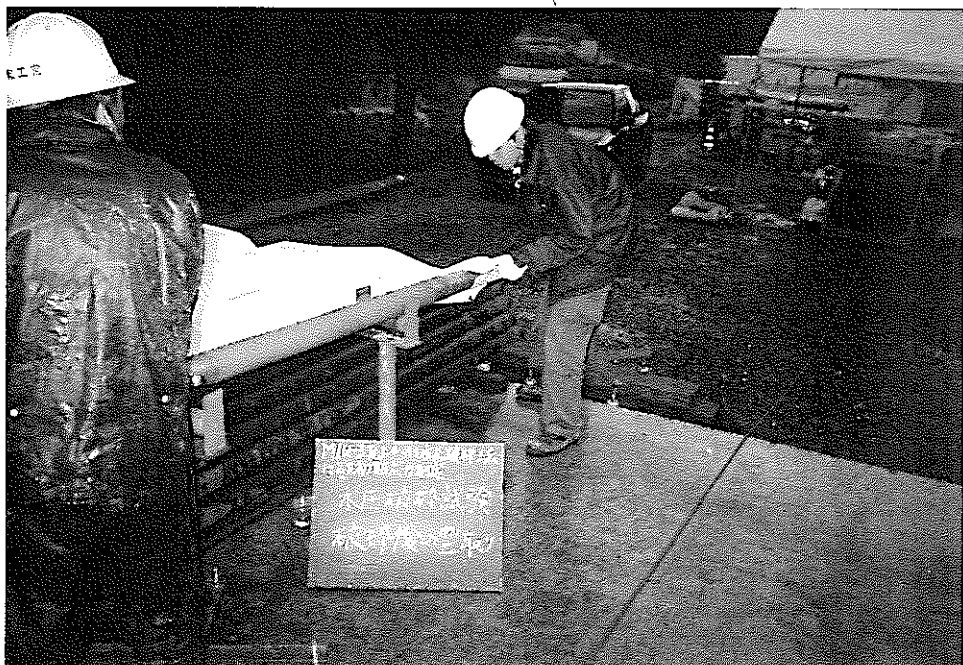
ダミーパッカー降下



破碎前の型取り



破碎後の型取り



ソニックビューアー SX
Model-5251A

