

# AN-1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10年12月

同和工営株式会社

複製またはこの資料の入手については、下記にお問い合わせください。

〒509-51 岐阜県土岐市泉町定林寺 959-31

核燃料サイクル開発機構

東濃地科学センター

研究調整グループ

Inquires about copyright and reproduction should be addressed to : Exploration and Mining Technology Development Section, Tono Geoscience Center, Japan Nuclear Cycle Development 959-31, Jorinji, Izumi-machi, Toki-shi, Gifu-ken 509-51, Japan

©核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute) 1999

## AN-1 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 AN-1 孔の深度 49m から 991m において 20 回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、物理試験、力学試験および熱特性試験を実施した。これらの試験から得られた知見をまとめると次のようである。

- (1) 水圧破碎法によって決定された AN-1 孔における初期応力の環境は深度の増加とともに変化し、地表から深度 350m までは  $S_H > S_h > S_v^+$  の逆断層型、深度 350m から 650m までは  $S_H > S_h \approx S_v$  の遷移型、そして 700m から 1000m までは  $S_H > S_v > S_h$  の横ずれ断層型である。
- (2)  $S_H$  の方位は地表から深度 300m 付近までは N-S 方向であるが、深度 300m を境にして  $S_H$  の方位は反時計まわりに約  $45^\circ$  回転する。深度 300m までの  $S_H$  の方位は月吉断層の走向にほぼ垂直であり、深度 300m から 1000m までの方位は当該地域の地震の発震機構に関するデータおよび測地学的な地表のひずみ変化測定からのデータから推定される広域的な最大水平主応力の方位と一致する。
- (3) 岩石試験片の空隙率の深度に対する分布傾向は含水比のそれと一致し、これら 2 つの特性値の細かな増減傾向と弾性波速度  $V_p$  および低応力下における接線ヤング率  $E_0$  の増減傾向との間には負の相関がある。カサ比重および見かけ比重は深度 250m 以下でほぼ一定の値を示した。
- (4) 力学試験から求めた一軸圧縮強度  $S_c$ 、引張強度  $S_t$ 、割線ヤング率  $E_s$ 、接線ヤング率  $E_{00}$ 、ポアソン比  $\nu$  およびせん断強度  $S_s$  の深度分布は、すべて地表から深度 700m 付近までほぼ線形に増加し、700m から 1000m にかけてほぼ一定のままであるか、あるいは減少する傾向を示した。
- (5) 岩石試験片の熱伝導率および比熱の採取深度に対する分布傾向は、いずれも弾性波速度  $V_p$  および低応力における接線ヤング率  $E_0$  の増減傾向と調和的であった。
- (6) 水圧破碎法によって測定された深度 500m 以下における最小および最大水平応力は、空隙率および含水比が大きく、かつ弾性波速度および低応力下における接線ヤング率が小さい岩盤で増加した。
- (7) AN-1 孔から採取された岩石試験片の各深度におけるポアソン比と見かけ比重を用いて、水平変位が拘束された重力のみを受ける水平な地層内部の応力を計算した。水平応力は深度 700m までほぼ線形に増加し、そこから深度 1000m までほぼ一定であった。このような水平応力の分布傾向は、水圧破碎法によって測定された水平応力が深度 700m 付近から全体的に低応力側にシフトするという傾向と比較的よく一致した。

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：10C0448

事業団担当部課室および担当者：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 AN-1 borehole using hydraulic fracturing

H.Kato

### ABSTRACT

Measurements of *in situ* stress magnitude and orientation were conducted in vertical borehole AN-1 at Shomasama using hydraulic fracturing at depths ranging between 49 and 991m. Laboratory measurements of physical properties, mechanical properties and thermal properties 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. The results of the field and laboratory study yielded the following conclusions :

- (1) The hydraulic fracturing tests revealed a change in stress regime with depth: reverse faulting ( $S_H > S_b > S_v^+$ ) from 0 to 350m, transitional stress regime ( $S_H > S_b \approx S_v$ ) from 350 to 650m and strike-slip faulting ( $S_H > S_v > S_b$ ) at depths larger than 650m.
- (2) The average direction of maximum horizontal stress  $S_H$  determined by running magnetically oriented impression packers was found to be N-S orientation from the surface down to 300m depth and to rotate by  $45^\circ$  to NW-SE orientation from 300 to 1000m. The N-S orientation is approximately perpendicular to the strike of Tsukiyosi reverse fault and 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) The distribution of porosity of core samples with depth corresponded to the one of water contents. There was a reverse correlation between the detail variation of these two properties and the variation of wave velocity  $V_p$  and tangential Young's modulus  $E_0$  measured at low stress level. Bulk specific gravity and apparent specific gravity of core samples was essentially constant below a depth of 250m.
- (4) Uniaxial compressive strength  $S_c$ , tensile strength  $S_t$ , secant Young's modulus  $E_s$ , tangential Young's modulus  $E_{s0}$ , Poisson's ratio  $\nu$  and shearing strength  $S_s$  increased linearly with depth from the surface down to 700m and they remained constant or decreased below 700m depth.
- (5) The distribution of thermal conductivity and specific heat of core samples with depth corresponded to the one of wave velocity  $V_p$  and tangential Young's modulus  $E_0$  measured at low stress level.
- (6) The minimum and maximum horizontal stresses measured by hydraulic fracturing below a depth of 500m were found to increase in granite with a high porosity, a high water contents, a low wave velocity and a low tangential Young's modulus measured at low stress level.
- (7) The stresses in horizontal strata under gravity alone with no lateral displacement was calculated using the distribution of Poisson's ratio and apparent specific gravity of core samples from AN-1. The result indicated that the horizontal stress increased linearly with depth from the ground surface to 700m and became fairly constant below 700m to 1000m. This compares relatively well with measured variations of stresses where the magnitude of horizontal stresses shifts to lower stress level below 700m depth.

---

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

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

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

+ :  $S_v$ ,  $S_b$  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 結言	17
引用文献	18
2. AN-1 孔から採取されたボーリングコアの室内物性試験	19
2.1 作業概要	19
2.2 試験方法	20
2.2.1 物理試験	20
2.2.1.1 カサ比重、見かけ比重、空隙率および含水比の測定	20
2.2.1.2 比重および空隙特性を表す諸量の定義	20
2.2.1.3 水飽和法、寸法測定法および浮力法による空隙率 および比重の測定方法	21
2.2.1.4 含水比の測定	23
2.2.1.5 弾性波速度測定	23
2.2.2 力学試験	24
2.2.2.1 一軸圧縮試験装置および試験方法	24
2.2.3 熱特性測定	26
2.2.3.1 熱伝導率測定	26
2.2.3.1.1 熱伝導率の定義	26
2.2.3.1.2 非定常細線加熱比較法	26
2.2.3.1.3 非定常細線加熱比較法の原理	27
2.2.3.1.4 測定試料、測定装置および測定法	29
2.2.3.2 比熱測定	31
2.2.3.2.1 断熱連続加熱法	31
2.2.3.2.2 測定試料、測定装置および測定法	31
2.2.3.3 熱膨張率測定	34

2.2.3.3.1 熱膨張率および熱膨張係数の定義	34
2.2.3.3.2 押し棒式熱膨張測定法	35
2.2.3.3.3 押し棒式熱膨張測定装置および測定方法	36
引用文献	37
2.3 物性試験結果	38
2.3.1 物理試験	38
2.3.1.1 空隙率、含水比、カサ比重および見かけ比重	38
2.3.1.2 弾性波速度	43
2.3.1.3 動的ヤング率および動的ポアソン比	45
2.3.2 力学試験	47
2.3.2.1 一軸圧縮強度 $S_c$	52
2.3.2.2 引張強度 $S_t$	53
2.3.2.3 割線ヤング率 $E_s$ および接線ヤング率 $E_0$ と $E_{50}$	54
2.3.2.4 ポアソン比	56
2.3.2.5 せん断強度	57
2.3.3 熱特性試験	58
2.3.3.1 熱伝導率	58
2.3.3.2 比熱容量	68
2.3.3.3 熱膨張率	71
2.4 結言	78
引用文献	79
3. 岩石物性値と初期応力値との相関	80
3.1 AN-1 孔における岩石の物理特性と初期応力状態との関係	80
3.2 AN-1 孔における岩石の力学特性と初期応力状態との関係	83
3.3 力学強度から推定される AN-1 孔の初期応力状態	86
3.4 結言	91
引用文献	92
4. 結論	93

## 付表目次

表 1.5.1 測定機器一覧	7
表 1.6.1 AN-1 孔における水圧破碎試験の測定結果	10
表 1.6.2 TM-2 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 $\phi$	11
表 2.1.1 各試験に用いたコアの数量	19
表 2.2.1 一軸圧縮試験の試験方法	25
表 2.3.1 一軸および三軸試験用コアの物理試験結果	40
表 2.3.2 $V_p$ および $V_s$ から求めた動的ヤング率および動的ポアソン比	45
表 2.3.3 AN-1 孔 一軸および三軸圧縮試験結果	50
表 2.3.4 圧裂引張試験結果	51
表 2.3.5 熱伝導率測定試料一覧	58
表 2.3.6 熱伝導率測定結果	63
表 2.3.7 比熱測定結果	69
表 2.3.8 本測定から得られた比熱と文献で述べられている花崗岩の比熱	69
表 2.3.9 熱膨張率測定用試料一覧	71
表 2.3.10 熱膨張率および熱膨張係数の測定結果	74
表 3.1.1 岩石内部の配向性マイクロクラックと $V_p$ 、空隙率、含水比 および $E_i/E'_i$ の関係	82

## 付図目次

図 1.2.1 AN-1 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	14
図 1.6.2 AN-1 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	15
図 1.6.3 地震により解放された応力の方向	16
図 1.6.4 測地結果から計算された地表の水平主ひずみ	16
図 2.2.1 真空飽和装置と減圧脱気	22
図 2.2.2 水浸質量の測定	22
図 2.2.3 力学試験における試験装置および測定系統	24
図 2.2.4 二つの物質中の境界面上の線状熱源と熱電対の配置	27
図 2.2.5 温度上昇曲線と熱伝導率の算出区間	28
図 2.2.6 測定試料と熱物性値測定センサの配置	29
図 2.2.7 岩石試料の熱伝導率測定システム	30
図 2.2.8 断熱連続加熱比熱測定装置	33

図 2.2.9 温度-熱膨張量曲線の模式図	34
図 2.2.10 押し棒式熱膨張測定法の原理	35
図 2.2.11 押し棒式熱膨張測定装置	36
図 2.3.1 試験片の空隙率と採取深度の関係	41
図 2.3.2 試験片の含水比と採取深度の関係	41
図 2.3.3 試験片のカサ比重と採取深度の関係	42
図 2.3.4 試験片の見かけ比重と採取深度の関係	42
図 2.3.5 試験片の弾性波速度 $V_p$ と採取深度の関係	44
図 2.3.6 試験片の弾性波速度 $V_s$ と採取深度の関係	44
図 2.3.7 試験片の動的ヤング率と採取深度の関係	46
図 2.3.8 試験片の動的ポアソン比と採取深度の関係	46
図 2.3.9 一軸圧縮試験から決定される諸力学定数	49
図 2.3.10 試験片の一軸圧縮強度と採取深度の関係	52
図 2.3.11 試験片の引張強度と採取深度の関係	53
図 2.3.12 試験片の(a)割線ヤング率 $E_s$ および(b)接線ヤング率 $E_{50}$ と 採取深度の関係	54
図 2.3.13 (a)試験片の接線ヤング率 $E_{50}$ と採取深度の関係および (b)試験片の弾性波速度 $V_p$ と採取深度の関係	55
図 2.3.14 試験片のポアソン比と採取深度の関係	56
図 2.3.15 引張強度と一軸圧縮強度から求めたせん断強度	57
図 2.3.16 試験片の熱伝導率と採取深度の関係	59
図 2.3.17 試料温度が約(a)25°C、(b)45°Cおよび(c)65°Cにおける 熱伝導率の頻度分布図	62
図 2.3.18 アメリカ合衆国東部および西部の花崗岩質岩石の熱伝導率の頻度分布図	62
図 2.3.19 岩石試料の比熱と採取深度の関係	70
図 2.3.20 岩石試料の熱膨張係数と採取深度の関係	72
図 2.3.21 土岐花崗岩の熱膨張率と試料温度の関係	73
図 3.1.1 水平に堆積した不均質な地層から構成される岩盤	81
図 3.1.2 水平に堆積した不均質な地層から構成される岩盤のモデルから、室 内試験で求めた見かけ比重とポアソン比を用いて計算した鉛直応力 $\sigma_z$ および水平応力 $\sigma_h$ と深度との関係	85
図 3.1.3 (a)断層のまさつ強度から推定される深度 1 km における初期応力状態 の範囲および(b)岩盤の強度が 175MPa であるときブレイクアウトの 発生する応力条件	89
図 3.1.4 横ずれ断層型の応力環境において、ボーリング孔まわりの円周方向の 応力集中によってブレイクアウトが発生する深度と岩盤の強度との関	

## APPENDIX

- APPENDIX I 圧力-時間、流量-時間曲線
- APPENDIX II 水圧破碎によって造成されたき裂のスケッチ
- APPENDIX III Breakdown および re-opening 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 一軸圧縮試験における応力-ひずみ曲線
- APPENDIX VI 三軸圧縮試験における応力-ひずみ曲線
- APPENDIX VII 試験番号 T の破壊応力円
- APPENDIX VIII 一軸および三軸圧縮試験後の試験片のスケッチ
- APPENDIX IX 熱伝導率と試料温度の関係
- APPENDIX X 熱膨張係数と試料温度の関係

## 1. 水圧破碎試験

### 1.1 目的

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 AN-1 孔において水圧破碎法による初期応力測定を実施し、初期応力状態を把握する。また、岩芯を用いた室内物性試験を実施し、この結果と初期応力測定結果を比較し、岩石物性と応力値との相関関係を把握する。

### 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 AN-1 孔（深度 1000m）である。AN-1 孔は、直径 101.6mm の HQ ボーリング孔で、孔口から深度 16.8m で土岐花崗岩体に達し、孔口から深度 20m まではケーシングが設置されている。

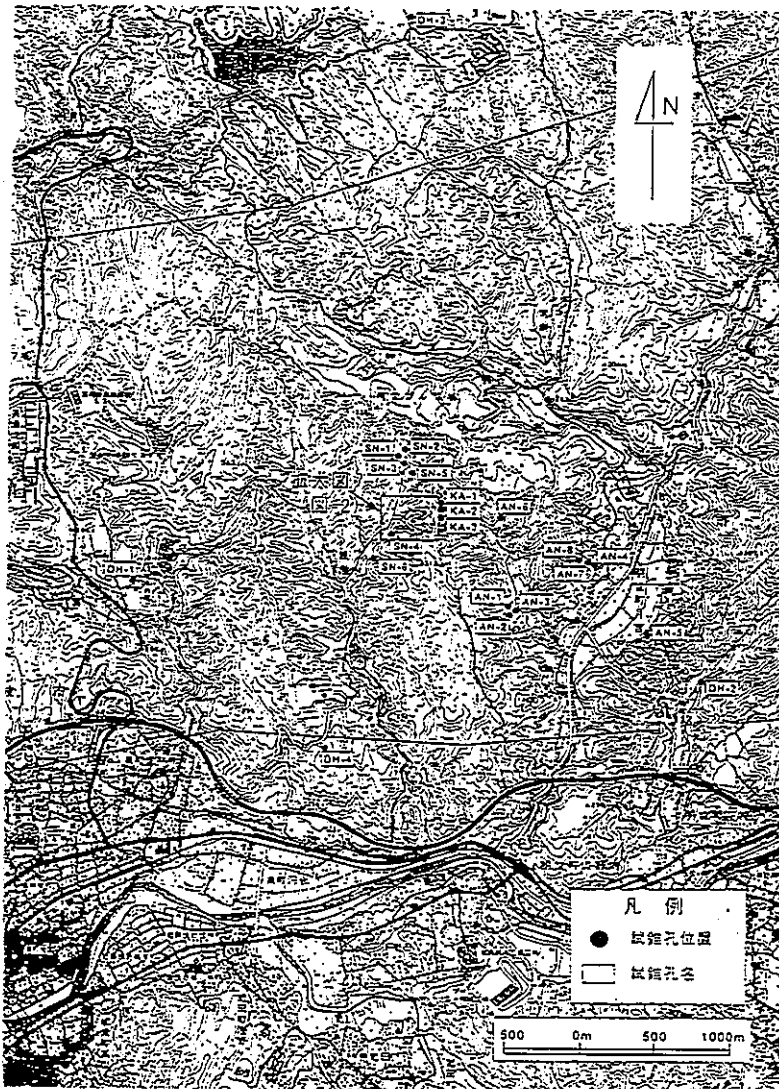


図 1.2.1 AN-1 孔位置図。

### 1.3 水圧破碎法について

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<sup>[1]</sup>。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パッカーは、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であり、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では、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非可逆的であったため、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<sup>[2]</sup>。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。

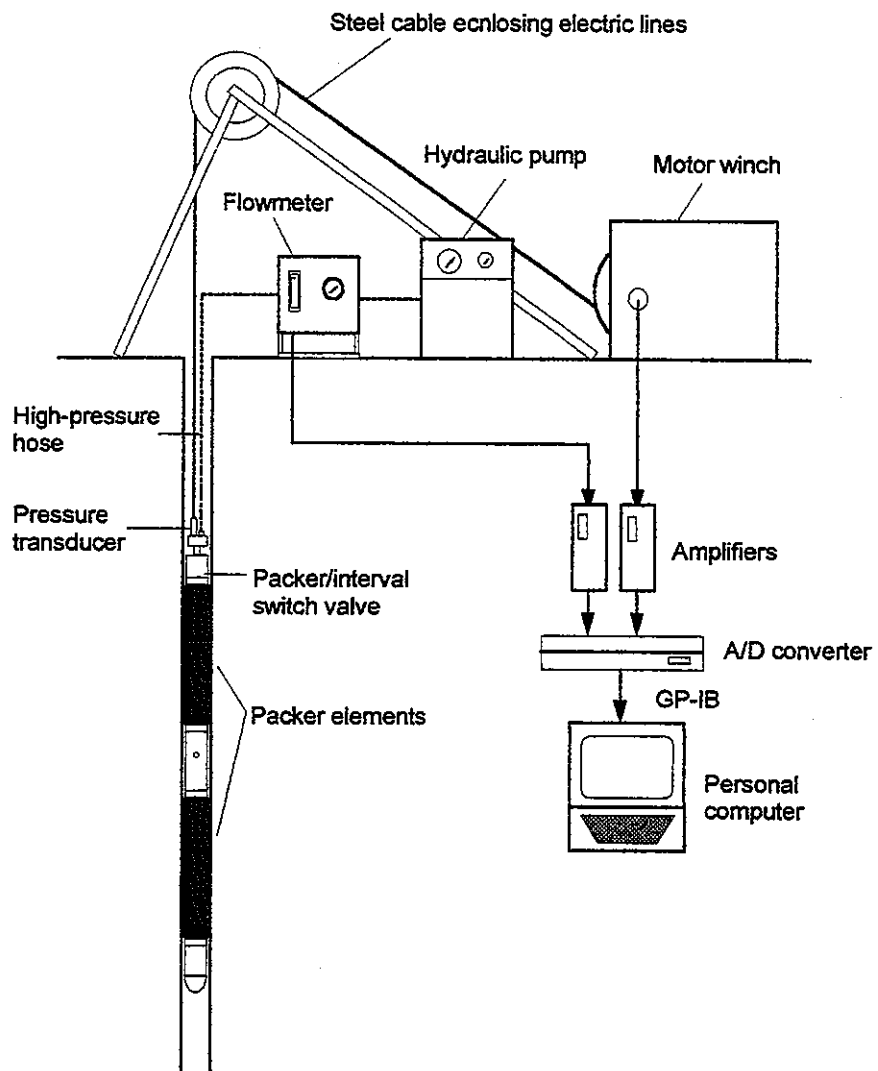


図 1.3.1 ワイヤライン方式による水圧破碎システム。



## 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

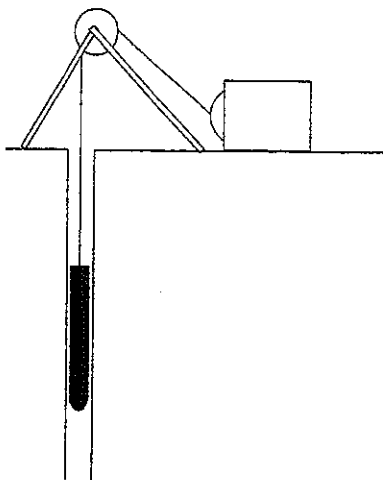
所定の深度までストラドルパッカーをおろし、水圧破碎試験をおこなう。まず、ストラドルパッカーの加圧区間に比較的大きな流量（3～6l/min）で破碎流体（清水）を圧入し、破碎区間の水圧を上昇させる。ボーリング孔の壁面にき裂が生じて破碎区間の圧力が急激に低下したら高圧ポンプによる流体の圧入を停止し、圧力の経時変化を観測する。その後、地表の圧力パネルのバルブを操作して加圧区間に通じる流路を大気に解放し、き裂に圧入されていた破碎流体を排出する。次に再び同じ流量で流体を圧入し、先に生じたき裂がボーリング孔壁面において再開口するときの圧力  $P_r$  (Re-opening pressure) を測定する。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  $P$ 。(Shut-in pressure) が容易に決定できることが多い。

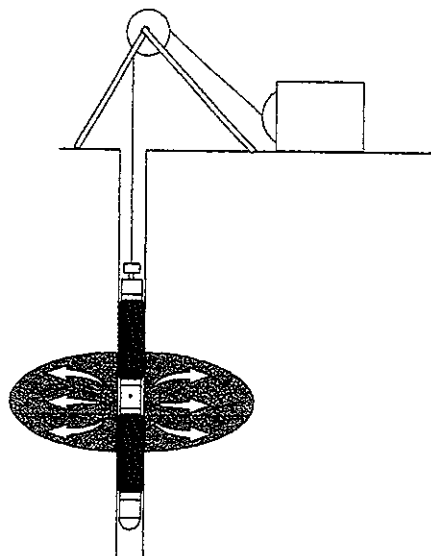
#### (4) 破碎後の型取りによる人工き裂の方位測定

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。したがって、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。

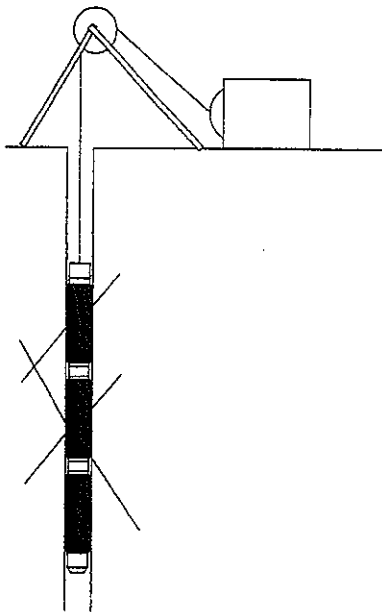
(1) Inserting a dummy packer.



(3) Hydraulic fracturing.



(2) Impression test before hydrofrac.



(4) Impression test after hydrofrac.

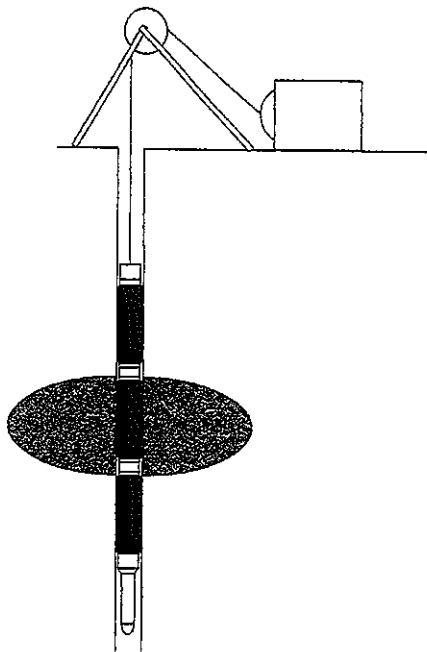


図 1.4.1 水圧破砕法による初期応力測定手順。

## 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	3 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。

天然き裂の影響を受けない測定データを得るために、水圧破碎試験はできるだけ天然き裂の少ないボーリング孔区間で実施することが望ましい。このため、ボーリングコア柱状図に記載された RQD の深度分布に基づいて、天然き裂が少ないと判定された次の 20 深度で水圧破碎前の型取りをおこなった。すなわち、深度 48、96、155、199、250、310、350、404、438、499、563、600、650、700、750、790、850、900、942 および 992m である。

## 1.6.2 水圧破碎試験結果

水圧破碎試験は、深度 49m から 991m にわたって 20 回おこなった。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  $P_b$ 、 $P_r$  および  $P_s$  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きの圧力として求めることができる<sup>[3][4]</sup>。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 回目およびき裂を再開したときの圧力-時間曲線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<sup>[4][5][6][7]</sup>が提案されているが、ここでは決定方法の基礎となる理論が明快な Hayashi and Haimson<sup>[7]</sup>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ボーリング孔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、高压側の 2 直線の交点におけるボーリング孔の水圧が  $P_s$  として求められる (APPENDIX IV 参照)。

縦き裂の走向および横き裂の走向傾斜は、インプレッションに写し取られたこれらの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<sup>[4]</sup>。深度 97、156、439 および 749m で横き裂が、そしてそれ以外の 16 深度でボーリング孔軸を含む縦き裂が誘起された。

表 1.6.1 をみると、 $P_b$ 、 $P_r$  および  $P_s$  は全体として測定深度の増加とともに大きくなる傾向が認められる。水圧破碎試験がおこなわれた深度において測定された  $P_r$  と  $P_s$  の大きさをより詳細に比較するために、 $P_r$  に対する  $P_s$  の比  $P_r/P_s$  の変化をみると、ばらつき

はあるが深度 600m よりも深いところでは、それよりも浅いところよりも大きくなる傾向がある。円孔まわりの弾性解 (式 (1.6.2)) によれば、水平面内の最大主応力と最小主応力の差が小さい場合、 $P_r$  は  $P_s$  と比較して相対的に大きくなると推定されるから、以上のような  $P_r/P_s$  の変化は、深度 600m よりも深いところの水平面内の主応力差が、それよりも浅い深度の初期応力状態と同程度かあるいは小さいことを示唆している。

$P_b$  と  $P_r$  の差として求めた破砕区間の引張強度  $T$  は、あとで述べる室内岩石試験 (2.3.2.2 節) から求めたボーリングコアの引張強度と比較して全体的に小さい。これは水圧破砕試験をおこなった岩盤には天然き裂が多く含まれるのに対し (APPENDIX II 参照)、室内試験ではき裂を含まないインタクトな試験片しか用いられないことによると考えられる。測定深度と  $T$  の間に系統的な変化傾向は認められないようである。

表 1.6.1 AN-1 孔における水圧破砕試験の測定結果

Borehole depth (m)	Lithology	Fracture type <sup>+</sup>		Fracture orientation(deg) <sup>++</sup>			Measured pressure(MPa)				
		L/T	N/J	Transverse		Long	$P_b$	$P_r$	$P_s$	$T$	$P_r/P_s$
				$\phi_i$	$\theta_i$	$\phi_i$					
49.0	花崗岩	L	N			0.4	4.4	3.3	2.9	1.1	1.14
97.0	花崗岩	T	J	193.4	13.6		4.6	2.0	3.2	2.6	0.63
156.0	花崗岩	T	J	-14.2	25.4		5.6	3.3	3.3	2.3	1.00
199.0	花崗岩	L	N			3.8	7.7	4.5	6.8	3.2	0.66
249.0	花崗岩	L	N			10.7	11.7	4.8	9.1	6.9	0.53
309.0	花崗岩	L	N			-40.2	5.0	3.8	3.8	1.2	1.00
351.0	花崗岩	L	N			-26.8	10.8	5.7	8.8	5.1	0.65
404.0	花崗岩	L	N			-32.5	12.1	8.2	10.4	3.9	0.79
439.0	花崗岩	T	J	-27.2	18.3		15.0	7.2	13.0	7.8	0.55
498.5	花崗岩	L	N			-55.9	13.5	8.1	13.6	5.4	0.60
564.0	花崗岩	L	N			-50.9	14.6	7.3	14.1	7.3	0.52
600.0	花崗岩	L	N			-39.9	19.3	16.4	15.8	2.9	1.04
651.0	花崗岩	L	N			-36.1	19.2	12.9	16.1	6.3	0.80
700.0	花崗岩	L	N			-41.2	16.3	11.2	12.9	5.1	0.87
749.0	花崗岩	T	J	239.5	6.8		25.6	17.5	22.9	8.1	0.76
790.0	花崗岩	L	N			-41.4	19.2	16.7	15.7	2.5	1.06
850.0	花崗岩	L	N			-45.4	22.1	18.8	18.4	3.3	1.02
900.0	花崗岩	L	N			-53.3	28.4	19.4	25.5	9.0	0.76
941.0	花崗岩	L	N			-27.5	24.3	18.5	23.4	5.8	0.79
991.0	花崗岩	L	N			-71.3	19.2	17.6	18.3	1.6	0.96

$P_b$ : 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。

++:  $\phi_i$  は縦き裂の走向を磁北から時計まわりに測定した角度、 $\theta_i$  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  $\theta_i$  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 1.6.1 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、 $P_o$  は、AN-1 孔の地下水面（孔口からの深度 20m）と水圧破碎深度の間の水頭圧に等しいと仮定した。また、ボーリング孔軸を含まない横き裂が誘起された深度のデータは計算から除外した。

表 1.6.2 AN-1 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  $\phi$

Borehole depth(m)	Principal stress(MPa)			Direction of $S_H$ $\phi$ (deg)
	$S_h$	$S_{Hmin}$	$S_{Hmax}$	
49.0	2.9	5.1	5.4	0.4
199.0	6.8	14.1	15.9	3.8
249.0	9.1	20.3	22.5	10.7
309.0	3.8	4.8	7.6	-40.2
351.0	8.8	17.5	20.7	-26.8
404.0	10.4	19.2	23.0	-32.5
498.5	13.6	28.0	32.7	-55.9
564.0	14.1	29.7	35.0	-50.9
600.0	15.8	25.3	31.0	-39.9
651.0	16.1	29.2	35.4	-36.1
700.0	12.9	20.8	27.5	-41.2
790.0	15.7	22.8	30.4	-41.4
850.0	18.4	28.3	36.4	-45.4
900.0	25.5	48.5	57.1	-53.3
941.0	23.4	42.7	51.7	-27.5
991.0	18.3	27.8	37.3	-71.3

\*:  $\phi$  は磁北から時計まわりに計った回転角度。



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、後で述べる岩石の物性試験で測定した花崗岩の平均密度  $2.6 \text{ (g/cm}^3\text{)}$  から推定して求め、点線で表示した。

$S_h$  は深度の増加とともにほぼ線形に増加しているようにみえるが、各測定深度における被り地圧  $S_v$  の大きさと比較すると、測定がおこなわれた深度の範囲で応力環境は一様でない。すなわち、地表から深度 250m までは  $S_H > S_h > S_v$  であって、応力環境は逆断層型である。350m から 650m の区間では  $S_H > S_v \approx S_h$ 、そして 700m よりも深いところでは 900m 付近で局所的に逆断層型の応力状態になっているものの、大局的には被り地圧と最小主応力の大きさがはっきりと逆転して  $S_H > S_v > S_h$  となり、応力環境は横ずれ断層型へと変化する。なお、深度 309m における初期応力の大きさは、その上部および下部の初期応力と比較して大きく低下しているが、これは網目状に発達した天然き裂 (APPENDIX II 参照) によって岩盤の強度が低下し、応力が緩和していることに原因があると推定される。

水圧破碎試験によって求めた初期応力の大きさから地震発生の危険性を評価することを目的として、粘着力のない断層に滑りを引き起こす応力と、測定された水平最大主応力の大きさを比較することがおこなわれる<sup>[5][8][9]</sup>。この場合、最大有効主応力と最小有効主応力の比が、主応力場において最も滑りやすい走向傾斜を有する既存の断層に滑りを引き起こすときの値を越えることはできないという仮定が導入される。さらに、地殻内部の主応力のうち、ひとつの主応力方向は鉛直方向と一致し、その大きさは被り地圧と等しいと仮定する。断層が滑るときの有効主応力比は次式で表すことができる。

$$(S_1 - P_0) / (S_3 - P_0) = [(1 + \mu^2)^{1/2} + \mu]^2 \quad (1.6.7)$$

ここで、 $S_1$  および  $S_3$  は水平面内の最大および最小主応力である。 $\mu$  は既存の断層のまさつ係数で、通常、0.6 から 1.0 と仮定する。 $P_0$  は間隙水圧である。したがって、地殻内部の初期応力状態は、テクトニックな応力が作用しない静岩圧状態から式 (1.6.7) で規定される範囲の応力状態までをとることになる。

地表から深度 651m までの初期応力状態は  $S_H > S_v \approx S_h$  であるから、 $S_3 = S_v$  として式 (1.6.7) から  $S_1$  を求めた。深度 700m 以下では、応力環境は大局的に横ずれ断層型であり、水平面内の最小主応力  $S_h$  が最小主応力  $S_3$  になるため、この深度範囲では、原点を通過する直線で最小主応力  $S_3$  と深度との関係を最小 2 乗近似し、式 (1.6.7) から  $S_1$  を求めた。ただし、この計算では局所的に逆断層型の応力状態になる深度 900m を除く 5 つの深度における測定データを用いた。以上のようにして  $\mu = 0.6$  および 1.0 のときの  $S_1$  を求めると、図 1.6.1 の実線で示した直線ようになる。断層のまさつ係数が 0.6~1.0 の中間の値を取るとき、 $S_1$  はこれら 2 本の直線に挟まれる領域の値をとる。

最大水平主応力は、地表から深度 249m までの区間で  $\mu = 0.6$  の不連続面が逆断層とし

て滑り出すときの応力値よりも大きい。深度 249m から 565m の区間では、 $S_{Hmax}$  は  $\mu = 0.6$  の断層が平衡状態を保つ上限の大きさとはほぼ一致する。そして深度 700m 以下では、最も不利な走向傾斜を有する横ずれ断層に滑りを引き起こす応力レベルよりも  $S_{Hmax}$  はかなり小さくなる。したがって、最大主応力のこのような分布傾向を、断層が滑るかどうかという観点からみると、測定深度の範囲に断層が存在すると仮定した場合、それが滑る可能性は深度が増大するにつれて低下するといえる。

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。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、それらの距離の標準偏差を角度に変換したものが横軸に平行な誤差棒である。深度 564m の縦き裂の方位のばらつきが他のき裂と比較して特に大きなのは、ボーリング孔の壁面に誘起された一対の縦き裂の位置が、ボーリング孔の中心軸に関して点对称の位置からずれた場所に生じたためである。

図 1.6.2 をみると、最大主応力の方位は深度 300m を境にして不連続的な分布をしていることが認められ、300m よりも浅い上部では N-S 方向、下部の最大主応力の方位は深度 1000m までほぼ NW-SE 方向である。

上部におけるこの  $S_H$  の方位は、月吉断層（走向傾斜が東濃鉦山で  $N80^\circ E60^\circ S$  の逆断層）の走向とはほぼ垂直である。正馬様洞用地の約 1km 北西側に位置する東濃鉦山では、深度 200m の TM-1 孔および TM-2 孔において過去に水圧破碎試験がおこなわれており、 $S_H$  の方位は AN-1 孔の上部における結果と同様に N-S 方向で、応力環境は逆断層型であった<sup>[10]</sup>。したがって、AN-1 孔の深度 300m 付近までの初期応力状態は、月吉断層が形成されたときの応力状態と整合性があるとともに、北西側に位置する東濃鉦山地域の地下 200m 付近までの初期応力状態と調和的である。

一方、AN-1 孔の 300m 以下における最大主応力  $S_H$  の方位は NW-SE 方向である。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はほぼ一致する。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<sup>[11]</sup>であるが、AN-1 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<sup>[12]</sup>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、AN-1 孔の 300m 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結論される。

以上の測定結果は、AN-1 孔における応力環境および主応力の方位が深度とともに変

化し、初期応力場が 'stress decoupling' [13][14][16] を呈していることを示している。

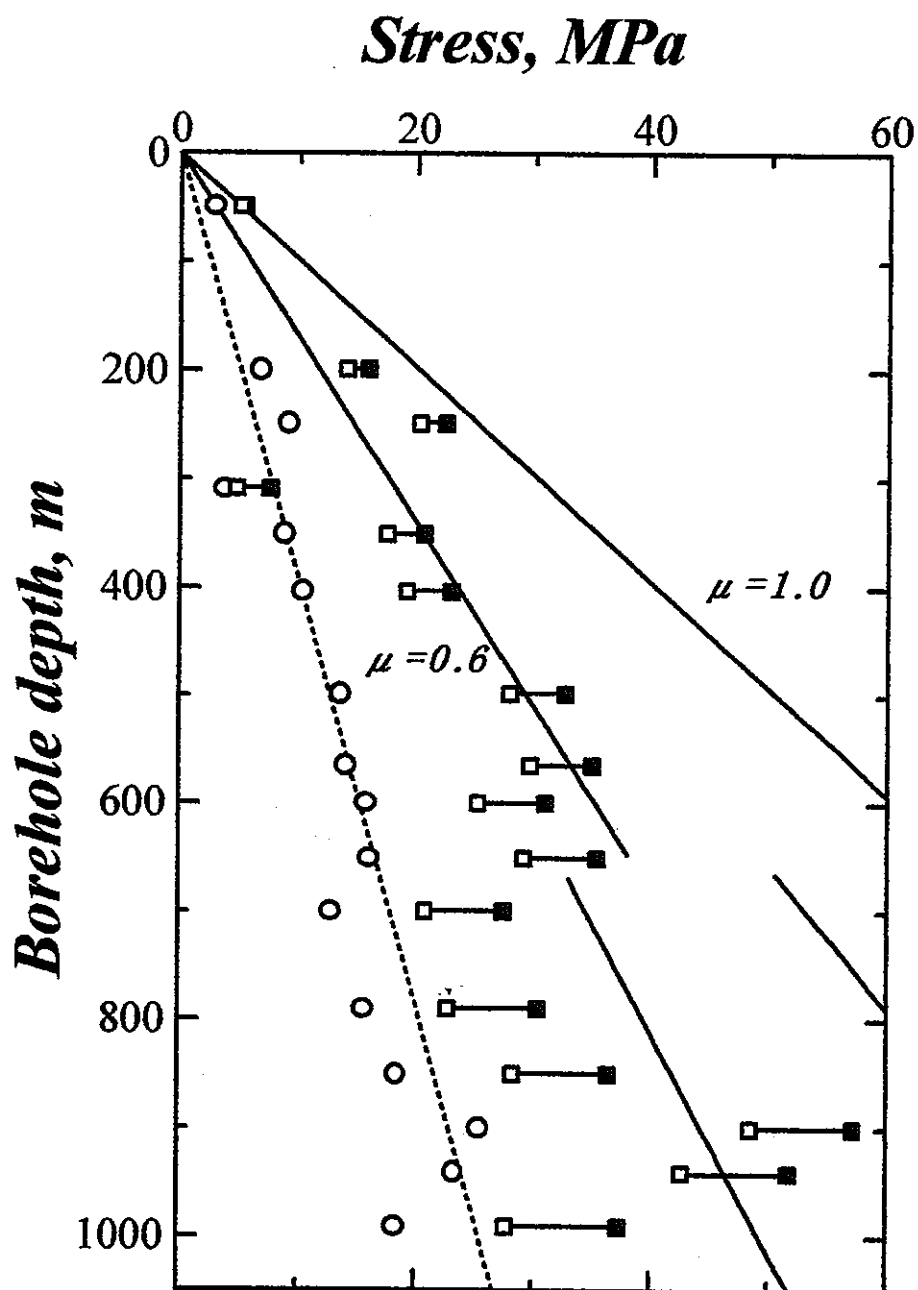


図 1.6.1 水平面内の最大および最小主応力とボーリング孔深度の関係。点線は花崗岩の密度  $2.6 \text{ (g/cm}^3\text{)}$  から求めた被り地圧  $S_v$  である。○印は最小主応力  $S_h$ 、□印は  $S_{hmin}$ 、■印は  $S_{hmax}$  である。

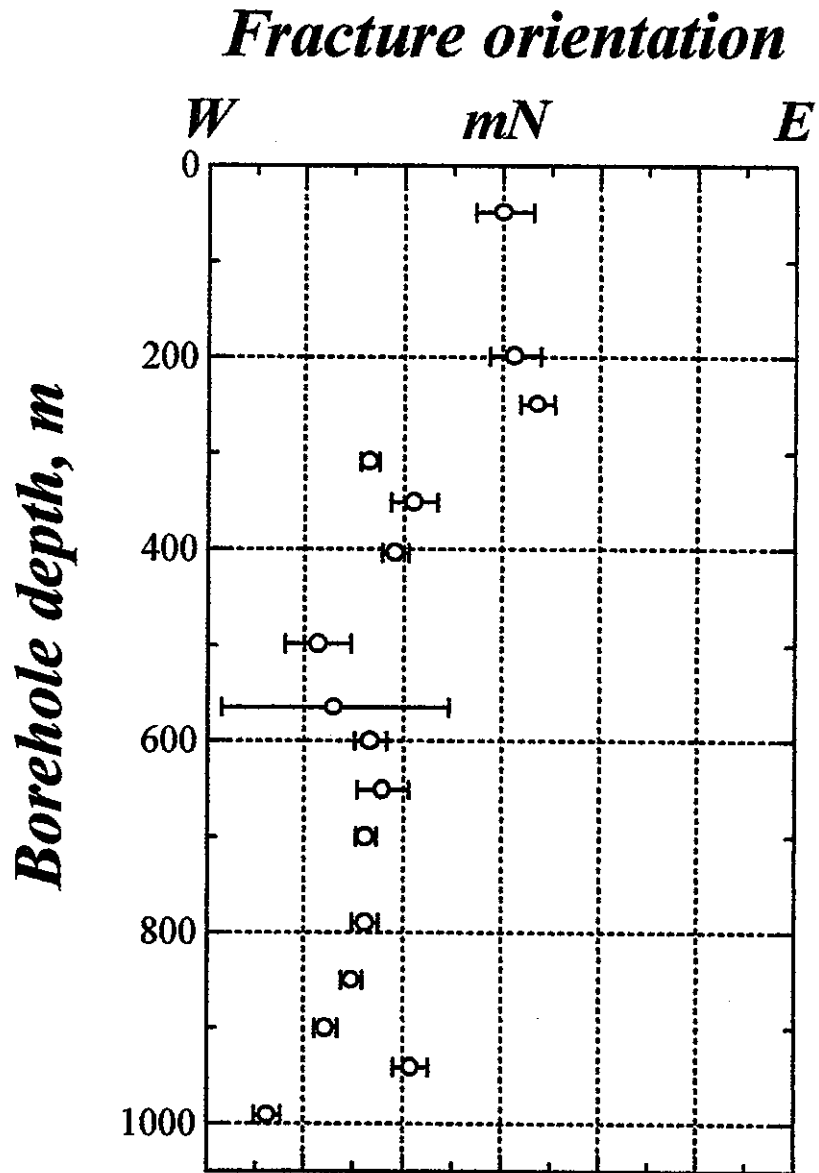


図 1.6.2 AN-1 孔で誘起された縦き裂の走向とボーリング孔深度の関係。

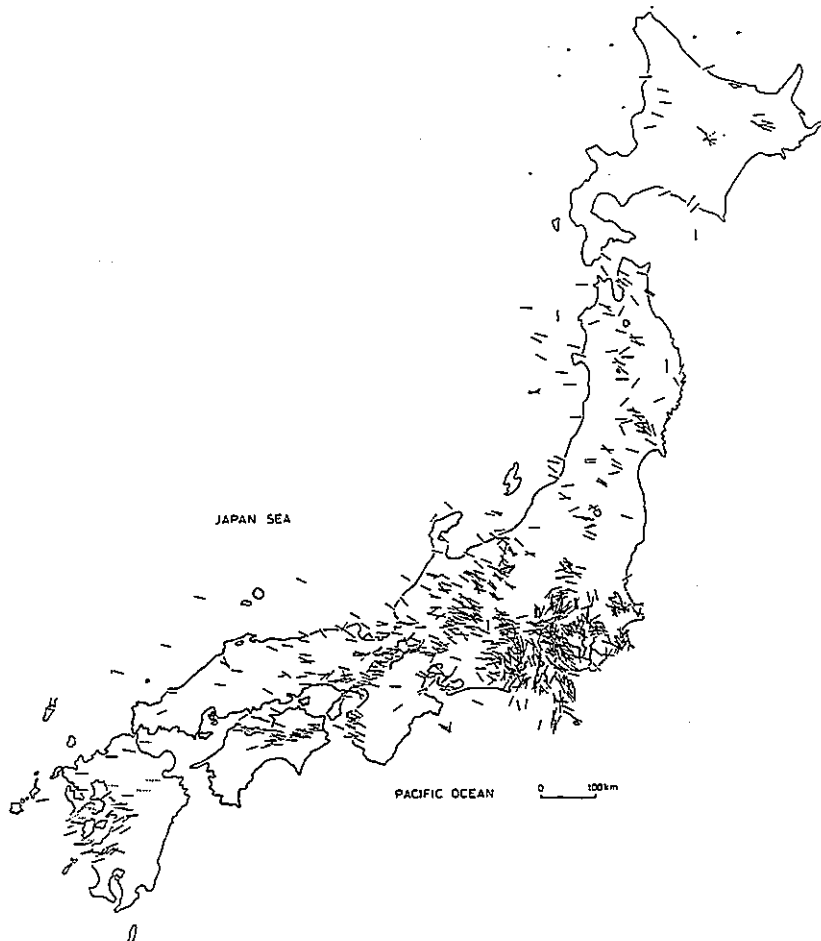


図 1.6.3 地震により解放された応力の方向<sup>[11]</sup>。

「日本の地殻水平ひずみ（1883-1985年）」

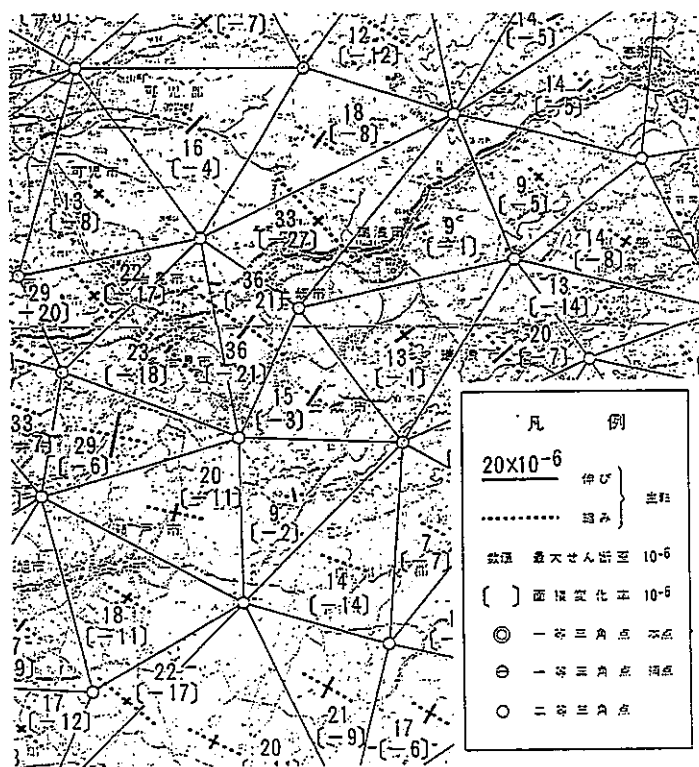


図 1.6.4 測地結果から計算された地表の水平主ひずみ<sup>[12]</sup>。

## 1.7 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 AN-1 孔の深度 49m から 991m において 20 回の水圧破碎試験を実施し、20 深度のうち 16 深度でボーリング孔軸を含む縦き裂が誘起された。応力環境は深度の増加とともに変化し、地表から深度 250m までは  $S_H > S_h > S_v$  の逆断層型、深度 350m から 650m までは  $S_H > S_v \approx S_h$ 、そして 700m から 1000m までは  $S_H > S_v > S_h$  の横ずれ断層型である。 $S_H$  の方位は地表から深度 300m 付近までは N-S 方向であって、逆断層である月吉断層の走向にほぼ垂直であるが、深度 300m を境にして  $S_H$  の方位は反時計まわりに約  $45^\circ$  回転し、深度 1000m までほぼ NW-SE 方向である。AN-1 孔の深度 300m よりも浅い深度における初期応力の環境と方位は、正馬様用地の北西約 1 km に位置する東濃鉦山の深度 200m までの初期応力状態と調和的である。深度 300m よりも深部における  $S_H$  の方位は、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。以上の結果から、AN-1 孔における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. & Tunbridge 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 - 東濃鉾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. 18<sup>th</sup> 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. 2<sup>nd</sup> North American Rock Mechanics Symp., p. 929-936, 1996.

## 2. AN-1 孔から採取されたボーリングコアの室内物性試験

### 2.1 作業概要

AN-1 孔から採取されたボーリングコアのうち、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、物理試験、力学試験および熱特性試験を実施した。各試験に用いた試験片の個数は表 2.1.1 に示す通りである。

表 2.1.1 各試験に用いたコアの数量

試験名	測定項目	数量	備考
物理試験	空隙率	20 個	一軸圧縮試験の試験片のみ
	含水比	20 個	
	かさ比重	20 個	
	見かけ比重	20 個	
	弾性波速度 (P波、S波)	20 個	
力学試験	一軸圧縮試験	20 個	一部、三軸試験も実施
	圧裂引張試験	40 個	
熱特性試験	熱伝導率	20 個	室温～70℃
	比熱容量測定	20 個	室温～300℃
	熱膨張率測定	20 個	室温～300℃



## 2.2 試験方法

### 2.2.1 物理試験<sup>[1][2][3][4]</sup>

#### 2.2.1.1 カサ比重、見かけ比重、空隙率および含水比の測定

岩石中には空隙が存在し、自然状態ではほとんどの場合、その中に空隙水を含んでいる。このために岩石の比重の定義と測定方法はやや複雑である。また、空隙の特性（空隙率や含水比など）は、岩石の力学的諸特性や透水性と密接に関連しており、岩石力学や地下の流動に関する研究において欠くことのできない重要な情報である。

本物理試験の目的は、ISRM(International Society of Rock Mechanics)の定める標準試験法に準拠して、一軸圧縮試験に用いる 20 個の岩石試験片の比重、空隙率および含水比を決定することにある。

#### 2.2.1.2 比重および空隙特性を表す諸量の定義

まず、比重および空隙特性を表す諸量を定義・計算するための用語と記号を以下に示す。

粒子（試料の固体部分）	質量； $M_s$ 、体積； $V_s$
空隙水	質量； $M_w$ 、体積； $V_w$
空気空隙	質量 $\approx 0$ 、体積； $V_a$
空隙	体積； $V_v = V_w + V_a$
試料の見かけ質量	$M = M_s + M_w$
試料の見かけ体積	$V = V_s + V_v$
水の密度	$\rho_w$

つぎに、ISRMによる諸量の定義を列記する。

空隙率 $n$	$n = V_v / V \times 100$ (%)
含水比 $\omega$	$\omega = M_w / M_s \times 100$ (%)
飽和度 $S_r$	$S_r = V_w / V_v \times 100$ (%)
乾燥密度 $\rho_d$	$\rho_d = M_s / V$ (kg/m <sup>3</sup> )
粒子密度 $\rho_s$	$\rho_s = M_s / V_s$ (kg/m <sup>3</sup> )
乾燥相対密度 $d_d$	$d_d = \rho_d / \rho_w$ (—)
粒子相対密度 $d_s$	$d_s = \rho_s / \rho_w$ (—)

なお、乾燥相対密度および粒子相対密度は、慣用的に、それぞれカサ比重および真比重とよび、また、岩石試料に対して測定された粒子相対密度は見かけ比重とよんでいる。

### 2.2.1.3 水飽和法、寸法測定法および浮力法による空隙率および比重の測定方法

一軸圧縮試験に用いる試験片を製作するときは、まずボーリングコアの軸方向と一致させて直径の小さいコアを切り出し、次にその端面を平面研削盤によって成形する。そして円柱形に成形したコアの端面を#180 および#800 のカーボランダムを用いて研摩して試験片に仕上げた。圧裂引張試験に用いる試験片は、ボーリングコアをその軸方向と垂直に切断したあと、両端面を平面研削盤によって成形した。端面の平行度は 1/20mm 以下である。

円柱形に成形した試料の比重を以下に述べる手順で測定した。ただし、ここでは試料の見かけ体積  $V$  を寸法測定法および浮力法という 2 つの方法によって測定した。浮力法は一般に非成形の岩石試料に適用されるが、円柱形に成形した試料の縁部から鉱物粒子が欠落していたり両端面が厳密に平行でない場合、あるいは側面にうねりがある場合でも正しい見かけ体積  $V$  が求められる。

- (1) 円柱形の試料の直径と長さをノギスで 3 回以上測定し、その平均値から寸法測定法による試料の見かけ体積  $V$  を計算する。
- (2) 図 2.2.1 に示すような真空飽和装置を用い、試料を 12 時間かけて減圧水中脱気する。このようにして試料を真空中で水浸させ、内部の空気を追い出し水飽和状態にする。
- (3) 試料を金網かごに入れ、精密秤 (Mettler 社製 PE3600、測定精度 1/100 g) で水浸状態の総重量を測定し、この値から金網かごの水中重量を差し引いて岩石の飽和水浸質量  $M_{sub}$  を求める。図 2.2.2 参照。
- (4) 試料を水中から取り出し、その表面を湿った布でふき取る。このとき、試料の表面水のみを取り除くように十分に注意する。そして、表面乾燥飽和質量  $M_{sat}$  を測定する。浮力法による見かけ体積は次式から計算される。

$$V = (M_{sat} - M_{sub}) / \rho_w \quad (2.2.1)$$

- (5) つぎに試料の質量が一定になるまで乾燥炉 (ISUZU 製作所製乾燥炉 U-2、最高温度 200°C) で乾燥させ、デシケータの中で冷却した後で粒子質量  $M_s$  を測定する。
- (6) カサ比重および見かけ比重などの諸量は次式から求められる。

$$\text{空隙体積} \quad V_v = (M_{sat} - M_s) / \rho_w \quad (2.2.2)$$

$$\text{空隙率} \quad n = V_v / V \times 100 \quad (2.2.3)$$

$$\text{粒子体積} \quad V_s = V - V_v \quad (2.2.4)$$

$$\text{カサ比重} \quad d_d = M_s / (V \rho_w) \quad (2.2.5)$$

$$\text{見かけ比重} \quad d_s = M_s / (V_s \rho_w) \quad (2.2.6)$$

なお、日本工業規格では上記の (5) における乾燥炉の温度と放置時間はそれぞれ 110°C および 24 時間と規定されている。岩石は一般に熱特性の異なるいくつかの鉱物から構成されているので、高温に加熱すると熱膨張率の異なる鉱物粒子の間に大きな熱応力が発生する。このため岩石試料内部のマイクロクラックが進展して岩石の力学的な特性が変化す

る可能性がある。ここで測定された岩石試料は力学試験に供されるので、物理試験のための試料調整が岩石の力学特性におよぼす影響をできるだけ排除しなければならない。そこで、本物理試験では乾燥炉を 50℃という低い温度に設定し、試料の質量を定期的に測定しながら乾燥した。そして質量が一定になるのを確認してからデシケータの中で冷却した。乾燥炉の温度を 50℃に設定した場合、試験片の質量が一定になるまで 5 日から 7 日かかった。

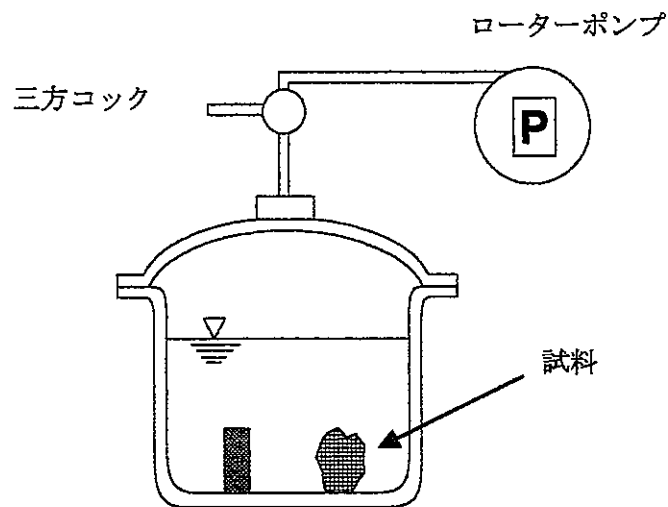


図 2.2.1 真空飽和装置と減圧脱気。

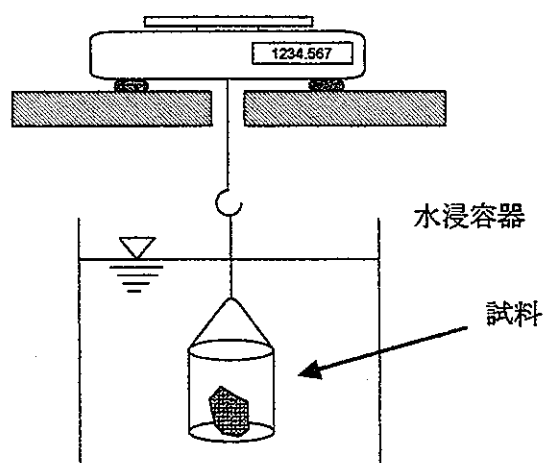


図 2.2.2 水浸質量の測定。

#### 2.2.1.4 含水比の測定

含水比の測定手順は次のとおりである。

- (1) 試料の見かけ質量  $M$  を測定する。
- (2) 試料の質量が一定になるまで乾燥炉で乾燥させ、デシケータの中で冷却した後で粒子質量  $M_g$  を測定する。
- (3) 含水比  $\omega$  を次式から求める。

$$\omega = (M - M_g) \times 100 / M_g \quad (2.2.7)$$

#### 2.2.1.5 弾性波速度測定

岩石内部の弾性波速度を測定することによって、岩石内部の欠陥や不連続面の存在あるいは岩質の変化などを知ることができる。たとえば岩石内部のき裂は弾性率を低下させるために弾性波速度も低下する。またき裂に方向性があれば弾性波速度および弾性率に異方性が生じる。本物理試験では、一軸圧縮試験に用いる 20 個の岩石試験片の弾性波速度測定をおこなった。なお、速度を測定した方向はボーリング孔の軸方向と一致する。

2.2.1.3 で述べた手順にしたがって試験片を成形し、室内で自然乾燥させたあと、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）を試験片の両端面に装着し、繰り返し信号を試験片にあたえて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、岩石試料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。試験片の長さを伝播時間で除して弾性波速度が求められる。

縦波および横波の弾性波速度から、ヤング率、剛性率およびポアソン比の測定が可能である。圧縮試験、引張試験等により求められる静的弾性率に対して、弾性波速度の測定から求められる弾性率は動的弾性率と呼ばれる。動的ヤング率および動的ポアソン比を求めするには次式が用いられる。

$$V_p = \sqrt{\frac{E(1-\nu)}{\rho(1+\nu)(1-2\nu)}} \quad (2.2.8)$$

$$V_s = \sqrt{\frac{G}{\rho}} \quad (2.2.9)$$

ここで、 $E$  は岩石の動的ヤング率、 $G$  は動的剛性率、 $\nu$  は動的ヤング率、そして  $\rho$  は密度である。

## 2.2.2 力学試験<sup>3)4)5)6)</sup>

本力学試験の目的は、一軸圧縮試験および圧裂引張試験をおこない、AN-1 孔から採取された岩石の力学特性を明らかにすることにある。なお、ここで使用した岩石試験片は、2.2.1.3 で述べた手順にしたがって成形したものである。

### 2.2.2.1 一軸圧縮試験装置および試験方法

本力学試験における試験装置および測定系統の概念図は図 2.2.3 の通りである。試験片をセットするときは試験片、エンドピースおよび球座の中心を一致させる。アムスラー型材料試験機（島津製作所製 Universal Testing Machine、RH-100T.V、最大荷重 100tf）によって規定の荷重速度でゆっくりと軸圧を加える。ピストンと材料試験機の間に取り付けたロードセル（共和電業製 LC-50TF、容量 50tf）によって軸圧を検出し、試験片の軸ひずみと横ひずみは円柱型試験片の側面に 180° 間隔に接着した 2 枚の 2 軸直交ひずみゲージ（ゲージ長 10mm）で検出する。各ひずみゲージは 1 ゲージ 3 ワイヤ法でホイートストンブリッジの一辺に組み込んだ。検出された軸圧とひずみはアンプ（共和電業製 CDV-230C）および A/D 変換機を介してパーソナルコンピュータに記録される。なお、圧裂引張試験の試験装置、測定系統および試験方法は、一軸圧縮試験と基本的に同じである。

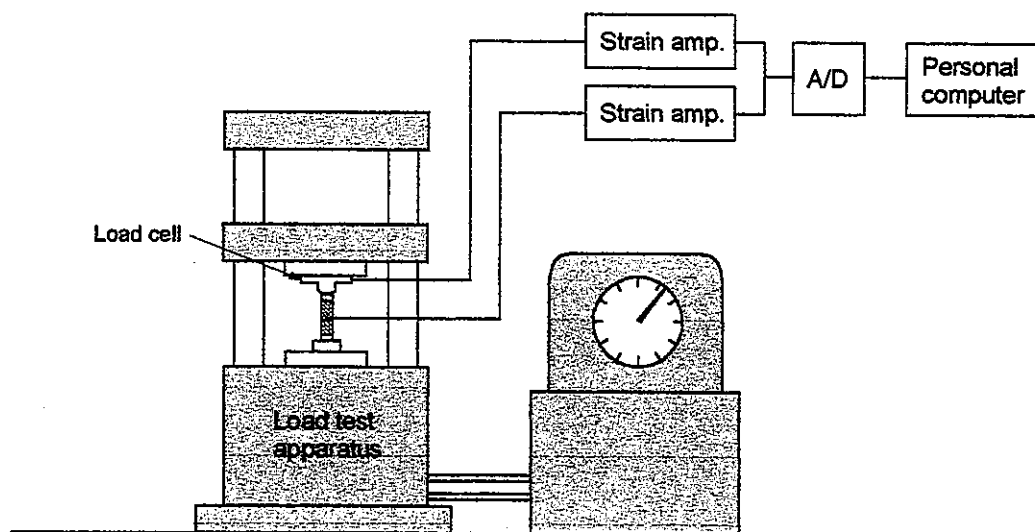


図 2.2.3 力学試験における試験装置および測定系統。

本一軸圧縮試験の試験方法を、日本鉱業会岩石試験データシート作成・利用研究委員会(1982)のデータシート(一部変更)にならってまとめると表2.2.1のようである。

表 2.2.1 一軸圧縮試験の試験方法

試験片	おおよその形状	円柱形	寸法：直径(cm)×高さ(cm)	3.7cm×7.5cm
	成形の仕方、精度	側面：未処理 端面：ダイヤモンドホイール付 平面研削盤、1/20mm以下	乾燥の状態	4日～7日 50℃強制乾燥
試験機の型式		アムスラー型材料試験機	許容最大荷重(ton)	100(ton)
試験方法	制御方式	軸圧：材料試験機、手動調整		
	荷重速度	3(kg/cm <sup>2</sup> /sec)基準		
	その他			
測定法・計算法	ひずみ	軸ひずみ	試験片にひずみゲージを貼付	
		横ひずみ	試験片にひずみゲージを貼付	
		体積ひずみ	軸ひずみと横ひずみから求める	
	軸圧	ひずみゲージ式ロードセル(共和電業製)		
備考	一軸圧縮試験においてはすべての試験片の軸ひずみと横ひずみを測定。			

## 2.2.3 熱特性測定

### 2.2.3.1 熱伝導率測定

#### 2.2.3.1.1 熱伝導率の定義<sup>[7]</sup>

熱伝導率  $\lambda$  は次の Fourier の式で定義される。

$$q = -\lambda (dT/dx) \quad (2.2.10)$$

ここで、 $q$  は単位面積当たり、単位時間当たりの熱伝導による移動熱量（熱流束）であり、 $(dT/dx)$  はその熱流方向の温度勾配である。 $\lambda$  は原理的には、 $q$  と  $(dT/dx)$  を測定すれば求めることができる。式 (2.2.10) は、定常状態あるいは非定常状態でも成立するが、定常状態における試料を通過する熱流束を、他の位置で測定して式 (2.2.10) から  $\lambda$  を求めることが多い。

熱伝導率  $\lambda$  を比熱  $C$  および密度  $\rho$  で除したものが温度伝導率（熱拡散率） $a$  であり、温度変化の伝わる速さを表す物理量である。

$$a = \lambda / (C\rho) \quad (2.2.11)$$

#### 2.2.3.1.2 非定常細線加熱比較法

熱伝導率  $\lambda$  の測定法の種類は非常に多い。式 (2.2.10) における熱流束  $q$  と温度勾配  $dT/dx$  がわかれば  $\lambda$  が求まる。一般に、この熱の与えかたにより、間接加熱法と直接加熱法に分けられる。これらの方法は熱の流れが定常であるか非定常であるかにより、さらに定常法と非定常法に分類される。さらにまた、これらは熱の流れる方向によって軸方向定常熱流法と径方向定常熱流法および軸方向非定常熱流法と径方向非定常熱流法に分けられる。また、 $q$  を絶対的な方法で計測するか、比較材料などを用いて間接的に計るかにより、絶対法と比較法に分けられる。

本測定で採用した方法は非定常細線加熱比較法<sup>[7]</sup>であり、比較法による非定常熱線法とも呼ばれる。本測定法を採用した主な理由を挙げると以下のようなものである。

- (1) 試料の数 (20 個) が多くても、試料の作成にあまり時間がかからない。
- (2) 試料の大きさが比較的小さい (直径約 62mm) ので、プローブ法は適用できない。
- (3) 熱線の長さが 100mm のセンサによって岩石の熱伝導率を測定するシステムが開発されていて<sup>[8]</sup>、種々の岩石の熱伝導率を測定した実績があった<sup>[9][10]</sup>。
- (4) 熱伝導率の温度依存性を評価するために、温水恒温槽を用いる必要があるが、測定効率を高めるため、市販の温水恒温槽にできるだけ多くの試料を収容できる。

### 2.2.3.1.3 非定常細線加熱比較法の原理

一方が被測定物（熱伝導率  $\lambda$ 、温度伝導率  $a$ ）、他方が比較物質（熱伝導率  $\lambda_R$ 、温度伝導率  $a_R$ ）である半無限物質の境界面に細い直線状発熱線を置き、発熱線の単位長さ、単位時間当たりの発熱量  $q$  の発熱を時刻ゼロから  $t$  までおこなった場合、境界面上の発熱線から任意の距離  $x$  の点の温度  $T$  の対数時間  $\ln(t)$  による勾配は、 $x$  が小さく、また時間  $t$  が十分に大きくなれば、次式で近似できる<sup>[11]</sup>。

$$dT/d\ln(t) = \{q/2\pi(\lambda + \lambda_R)\} [1 - \{\lambda + \lambda_R(a/a_R)\}x^2/(\lambda + \lambda_R) \cdot 4a \cdot t] \quad (2.2.12)$$

ここで、 $t$  が十分に大きければ [ ] 内の第 2 項は無視できるので、次式が得られる。

$$\lambda = (q/2\pi) d\ln(t)/dT - \lambda_R \quad (2.2.13)$$

また、上述の条件において、細線加熱法の理論を適用して算出される  $\lambda_R$  と  $\lambda$  との見かけ上の熱伝導率を  $\lambda_A$  とすると、 $\lambda_A$  は次式で表される。

$$\lambda_A = (q/4\pi) d\ln(t)/dT \quad (2.2.14)$$

式(2.2.13)と(2.2.14)から次の関係式が得られる。

$$\lambda = 2\lambda_A - \lambda_R \quad (2.2.15)$$

図 2.2.4 に、上記の測定原理を表すモデルを示す。熱伝導率の測定には熱電対  $X_0$  を、温度伝導率の測定には  $X_1$  と  $X_2$ （あるいは  $X_0$  と  $X_1$ 、 $X_0$  と  $X_2$ ）を用いる。

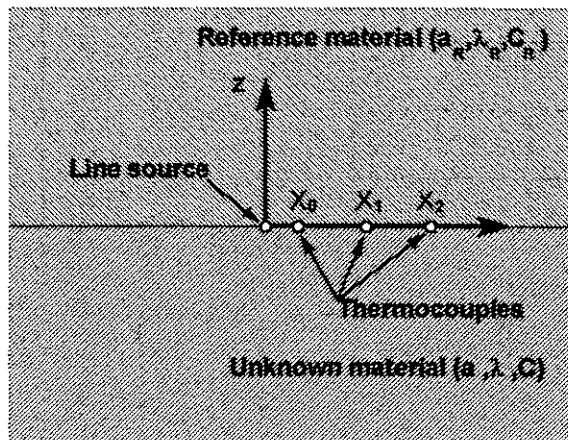


図 2.2.4 二つの物質中の境界面上の線状熱源と熱電対の配置。



図 2.2.5 は、電力  $Q$  を発熱線に供給したときに得られた発熱線の温度上昇  $\Delta T$  および対数時間  $\ln(t)$  の測定データの例である。細線加熱法に基づく熱伝導率の測定においては、このようにして得られた温度上昇曲線から直線とみなせる区間を抽出し、その傾きから熱伝導率を算出する。

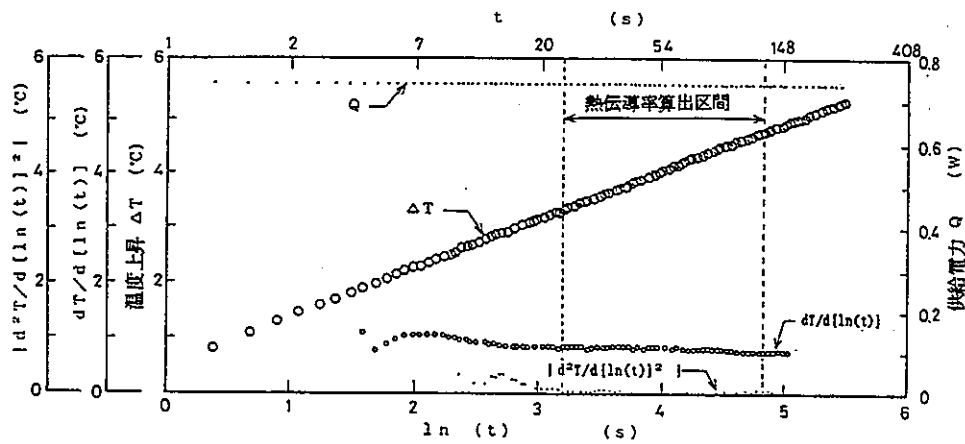


図 2.2.5 温度上昇曲線と熱伝導率の算出区間。

#### 2.2.3.1.4 測定試料、測定装置および測定法

直径約 62mm のボーリングコアから長さ約 60mm の円柱型の測定試料を切り出し、熱物性値測定センサと接触する両端面が平行になるように平面研削盤によって研磨した。測定試料を室内で十分に自然乾燥させた後、試験片内の水分が逃げ出さないように全体をビニール系の塗料で被覆した。

測定試料と熱物性値測定センサの配置を図 2.2.6 に示す。測定試料  $A_1$  と  $A_2$  を熱物性値測定センサ  $C_1$  と  $C_2$  によって上下からはさんで試料固定台 B に配置した。ロードセル D を  $A_1$  と  $A_2$  の間に設置し、押し付け圧力を所定の大きさに保つことによって、押し付け圧力の変動が測定値に影響を及ぼさないようにした。試料固定台 B に 4 本の支柱 G を取り付け、測定試料 A とセンサ C の中心が正確に一致するように配置するとともに、この支柱を介して測定試料 A とセンサ C を所定の圧力で保持した。測定試料 A とセンサ C は、押し付け盤 H と I、球座 J および押し付けバネ K によりシリコンゴム板 E を介して固定される。以上の組み立てが終了した後、試料容器 L に全体を収容し、次に述べる温水恒温槽中に投入固定した。

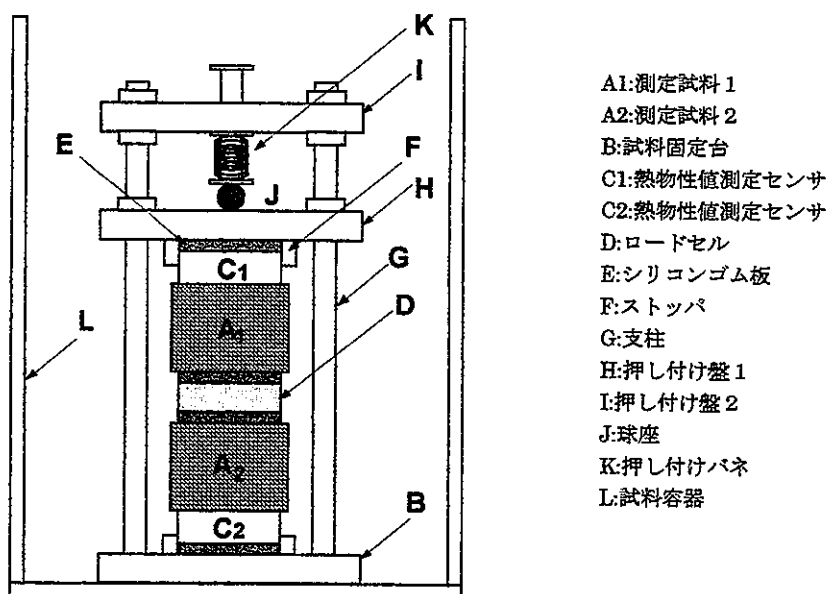
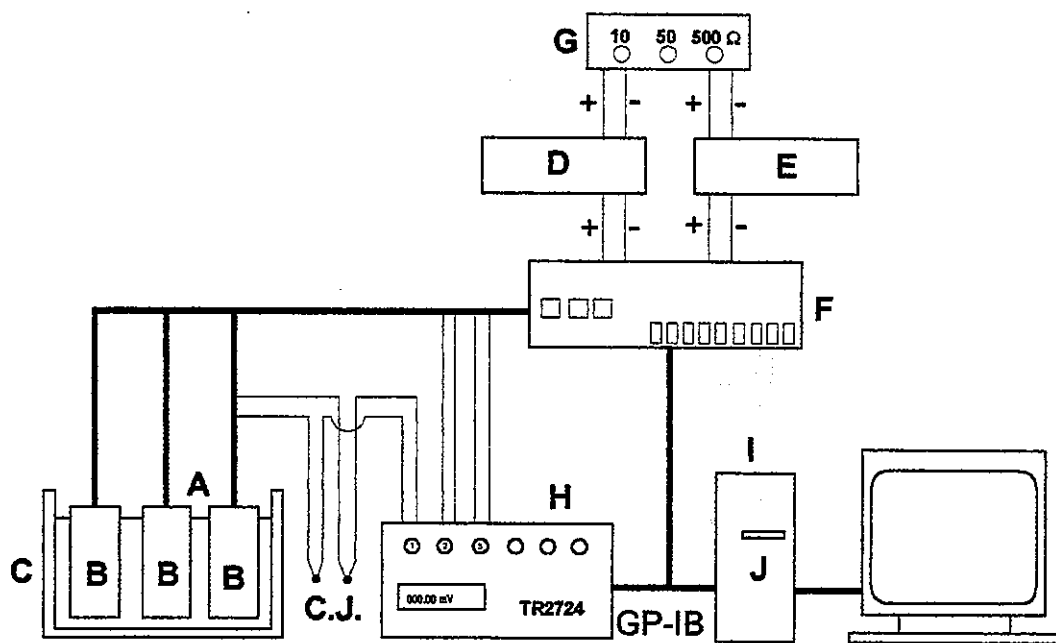


図 2.2.6 測定試料と熱物性値測定センサの配置。

図 2.2.7 は、岩石試料の熱伝導率測定システムの概要である。温水恒温槽 C の中に前述の試料容器（本図の A）を 3 個収納できるので、一回の試験で 6 個の試料の測定をおこなうことができる。C はプログラム温度調節計によって所定の条件で温度制御される。センサには、定電力電源装置 D および E により、所定の電力が所定の時間供給される。パソコン I は GP-IB を介して自動チャンネル切換器 F を制御し、熱線の加熱、終了および 6 個の測定センサの切り換えをおこなう。G は、センサの加熱開始時における供給電力のオーバーシュートを防ぐための模擬抵抗である。H は電圧データ収録装置（株）アドバンテスト製、TR2724、30 チャンネル）であり、センサの加熱線温度を示す熱起電力および加熱線への供給電圧と電流を測定記録する。これは GP-IB を介してパソコン I で制御する。熱伝導率および途中の計算データは、順次パソコン I に記録されるとともにプリンタに出力される。測定設定温度は、25、45 および 65°C、昇温速度は 10°C/h とし、試料全体が所定の設定温度に達してから測定を開始した。



- |                 |                 |              |
|-----------------|-----------------|--------------|
| A: 試料容器         | E: 定出力電源装置(2号機) | I: パソコン      |
| B: 測定試料         | F: 自動チャンネル切換器   | J: フロッピーディスク |
| C: 温水恒温槽        | G: 模擬熱線抵抗器      |              |
| D: 定出力電源装置(1号機) | H: 多点電圧データ収録装置  |              |

図 2.2.7 岩石試料の熱伝導率測定システム。

### 2.2.3.2 比熱測定

比熱  $C_p$  は、一定質量  $m$  の試料に熱エネルギー  $Q$  を与えたときの温度上昇が  $\Delta T$  のとき

$$C_p = Q / (m \cdot \Delta T) \quad (2.2.16)$$

で与えられる。多くの測定法があり、試料の加熱方式や使用されるカロリメータ（熱量計）の種類、あるいは測温法等により分類されるが、どの測定法の原理も基本的には上式に基づいている。したがって、質量、温度上昇ならびに試料が吸収した熱量をいかに正確に測定するかが比熱測定のポイントになる<sup>[12]</sup>。

#### 2.2.3.2.1 断熱連続加熱法

試料を詰めた容器にジュール熱供給用ヒータと温度計を装備し、これを断熱シールドの中に置き、試料容器と断熱シールドとの温度差が常にゼロとなるように断熱制御する。熱平衡状態にある試料に一定の電力を一定時間供給し、再び熱平衡状態に達したときの温度上昇  $\Delta T$  から式(2.2.16)にしたがって1回の測定温度範囲での平均比熱を求める。これに曲線補正をおこない、真の比熱を得る。 $\Delta T$  の大きさは、300K付近では5~10Kが普通である。測定温度範囲を重複させて繰り返し測定し、全測定範囲をカバーする。この方法は、特に低温では最も優れた方法であり、注意深い測定をおこなえば、極めて高い確度での測定が可能である。

通常、試料に与える熱量を一定にして、1Kの温度上昇に必要な時間を測定する方法がとられる。この方法では温度の上昇に必要な時間、したがって熱交換量が試料の熱容量に依存し、誤差の原因となる。これに対し、試料の熱容量によらず、一定の昇温速度で加熱する断熱走査熱量計が開発されている。

いずれにしても、連続加熱法では、試料の平均温度と試料温度測定用熱電対との間に若干の温度差が生ずることは避けられず、相転移点近傍などではデータの取り扱いに注意を要する。

#### 2.2.3.2.2 測定試料、測定装置および測定法

熱伝導率測定に用いた測定試料を長軸方向に垂直に切断し、鉄鉢の中で粉碎した。これを篩にかけ、1.2m/mから2.5m/mの試料だけを温度75°Cの乾燥炉に保管し、測定の直前に室温に戻した後、順次、測定に供した。

比熱  $C_s$  (kcal/(kg·°C)) が未知の粒状岩石試料  $G_s$  (kg) を、比熱  $C_w$  (kcal/(kg·°C)) が既知の蒸留水  $G_w$  (kg) の入った容器に入れ、外部に対して断熱状態のもとで攪拌しながら電氣的に熱量を与えた。このときの温度上昇  $\Delta T$  を求め、次の熱量計内における熱平衡式から  $C_s$  を算出した。

$$C_s = \{ q \cdot \tau / (T_2 - T_1) - C_w (G_w + G_E) \} / G_s \quad (2.2.17)$$

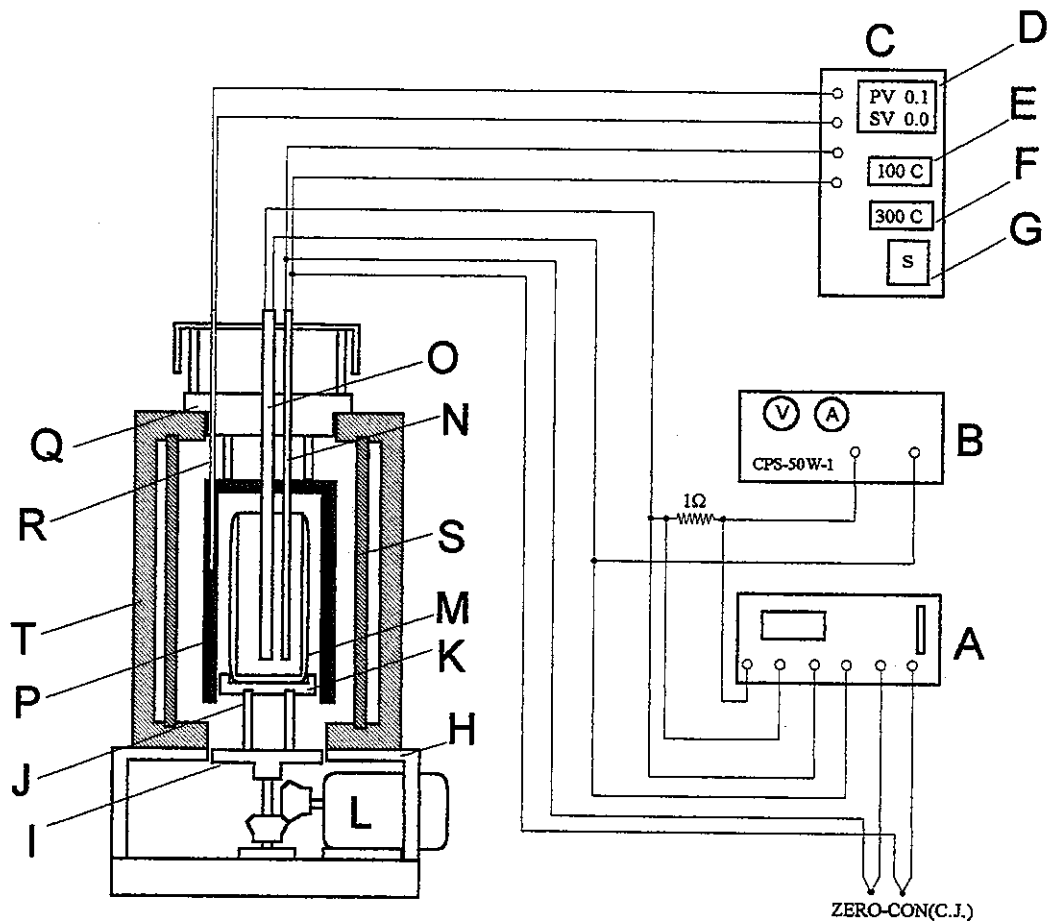
ここで、 $G_E$  (kg) は装置の水当量、 $q$  (kcal/s) はヒーターの単位時間当たりの発熱量、 $T_1$  (°C)

および  $T_2(^{\circ}\text{C})$  はそれぞれ試料の初期平衡温度および加熱後の平衡温度、そして  $\tau$  (s) はヒーター加熱(熱量供給)時間である。

本測定に使用した断熱連続加熱比熱測定システムは、試料容器およびそれを外界と断熱状態に保持するシステムならびに試料に投入した熱量およびそれによる温度上昇を計測するシステムから構成され、その概要は図 2.2.8 に示す通りである。A は (株) アドバンテス ト製のデータロガー R7326B で、断熱形試料容器M内の垂直温度分布測定用プローブ Nからの熱起電力、ならびにM内の(試料+熱媒体)混合物加熱用ヒーター(O)への供給電力算出のためのヒーター加熱電圧および電流の時間変化の計測と記録をおこなう。測定データは内臓のフロッピーディスクに保存し、パソコン上でオフライン処理する。Bは、ヒーター(O)に所定の一定電力を供給できるように設計した直流電源(定格 50W)である。Cはコントロールボックスであり、M(ステンレス鋼製魔法瓶)内外の温度差を限りなく小さくするための断熱制御用温度調節計(CHINO 製デジタル指示調節計 DB1000) D、試料の平均温度を指示するデジタル温度計(ASAHI KEIKI 製 AT-801-KC-11) E、試料容器の外部加熱用電気炉の電源自動遮断スイッチF、試料容器攪拌用モーターの ON-OFF スイッチGおよび温度調節計等の ON-OFF スイッチなどを収容する。

図 2.2.8 の左側に比熱測定用断熱熱量計の断面図を示す。断熱試料容器Mは、電気炉架台Hの中央に取り付けられた試料容器回転台座Kの上に固定される。回転台座Kは円盤状回転受け台Iの上に立つ磁製円筒Jの上に据え付けられ、攪拌モーターLの回転力を断熱試料容器Mに伝達する。断熱試料容器M、磁製円筒Jおよび回転受け台Iは、攪拌モーターLにより、左または右方向、または一定時間毎に左右反転方向に回転することができる。

断熱試料容器Mの外側には、銅製の円筒状コンテナPが置かれてあり、ステンレス鋼の4本の吊り棒を介して上部の電気炉蓋Qに固定されている。試料温度測定用多点熱電対Nおよび試料加熱ヒーターOは、Qと一体となっている。Pには、Pの温度とM内の試料の温度とが等しくなるように制御するための外筒温度測定用熱電対Rが挿入されている。以上の試料系は、電気炉(100V、300W、カンタル炉)の発熱体Sにより加熱される。



- |                            |                        |
|----------------------------|------------------------|
| A: デジタルデータロガー              | K: 試料容器回転台座            |
| B: 定出力電源装置                 | L: 攪拌モーター              |
| C: コントロールボックス              | M: 断熱形試料容器 (ステンレス製魔法瓶) |
| D: 断熱制御用温度調節計              | N: 試料温度測定用多点熱電対(10本)   |
| E: 試料平均温度指示計               | O: 試料加熱用ヒーター           |
| F: 電気炉電源自動遮断スイッチ           | P: 銅製円筒状コンテナ           |
| G: 試料容器攪拌用モーター ON-OFF スイッチ | Q: 電気炉蓋                |
| H: 電気炉架台                   | R: 外筒温度測定用熱電対          |
| I: 回転受け台                   | S: 電気炉発熱体              |
| J: 回転力伝達用磁製円筒              | T: 電気炉断熱材              |

図 2.2.8 断熱連続加熱比熱測定装置。

### 2.2.3.3 熱膨張率測定

#### 2.2.3.3.1 熱膨張率および熱膨張係数の定義<sup>[13]</sup>

一般に固体の温度を  $T_1$  から  $T_2$  に昇温した場合、その固体の長さが  $L_1$  から  $L_2$  に膨張したとすると、線膨張係数  $\alpha$  は次式で表される。

$$\alpha = (1/L_1) \cdot (L_2 - L_1) / (T_2 - T_1) \quad (2.2.18)$$

温度  $T_1$  および  $T_2$  の間隔を無限小の極限にすれば、温度  $T_1$  における線熱膨張係数は次式で示される。

$$\alpha = (1/L_1) \cdot (dL/dT)_p \quad (2.2.19)$$

温度 293K (20°C) のときの長さを  $L_0$  とすると、次式の  $\alpha_1$  を温度  $T_M$  における瞬時熱膨張係数という。

$$\alpha_1 = (1/L_0) \cdot (L_2 - L_0) / (T_2 - T_0), \quad T_M = (T_1 + T_2) / 2 \quad (2.2.20)$$

さらに簡便のために、次式で表される平均熱膨張係数 (温度  $T_0 \sim T_2$ ) がしばしば用いられる。

$$\alpha_M = (1/L_0) \cdot (L_2 - L_0) / (T_2 - T_0) \quad (2.2.21)$$

また、温度  $T_0 \sim T_2$  における平均熱膨張係数  $\varepsilon_M$  は次式で表される。

$$\varepsilon_M = (L_2 - L_0) / L_0 \quad (2.2.22)$$

$T_2 - T_0 = T$ ,  $L_2 = L$  とすると、式(2.2.21) から次式が得られる。

$$L = L_0 (1 + \alpha_M T) = L_0 (1 + \varepsilon_M) \quad (2.2.23)$$

固体の温度と熱膨張量の関係を模式図に示すと図 2.2.9 の通りである。

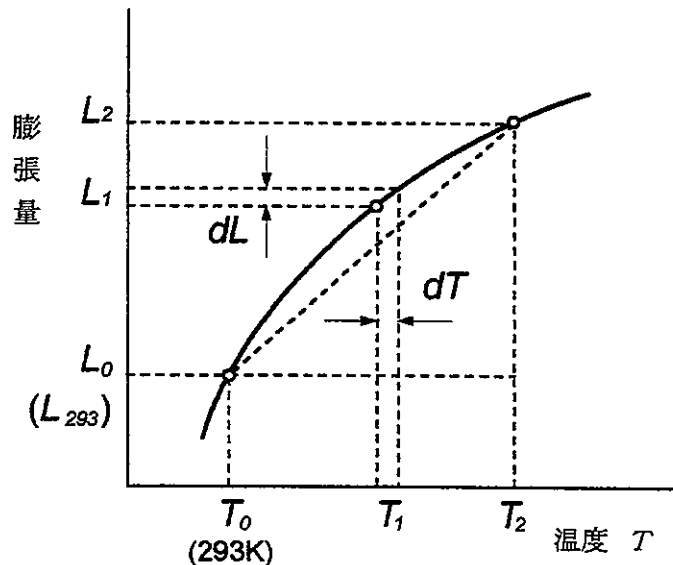


図 2.2.9 温度—熱膨張量曲線の模式図<sup>[13]</sup>。

体積の膨張も線膨張と同様に考えることができ、体膨張係数、瞬時体膨張係数、平均体膨張係数、平均体膨張率など線膨張の場合と同様に定義される。

温度  $T$ 、 $T_0$  の体積を  $V$ 、 $V_0$  とすると、式(2.2.21)と同様に平均体膨張係数  $\beta_M$  は

$$\beta_M = (1/V_0) \cdot (V - V_0) / (T - T_0) \quad (2.2.24)$$

となる。立方体の平均体膨張係数は、近似的に平均線膨張係数の3倍となる。

### 2.2.3.3.2 押し棒式熱膨張測定法

熱膨張の主な測定方法を分類すると、次のようである。

- (1) 押し棒式熱膨張測定法
- (2) 望遠顕微鏡法
- (3) 光干渉法
- (4) 静電容量法
- (5) X線回折法

これらの方法は一長一短があり、万能の方法はない。種々の測定条件と測定試料に応じて使い分けられる。

本測定で採用した方法は押し棒式であって、最も一般的な熱膨張計である。その原理は図 2.2.10 に示す通りである。押し棒の材料としては、石英ガラスが最も一般的に用いられている。石英ガラス製の押し棒の使用温度の上限は約 1000°C である。それ以上の高温では、アルミナ、黒鉛など、また希にサファイア、タンタル、炭化珪素製の押し棒が用いられる。

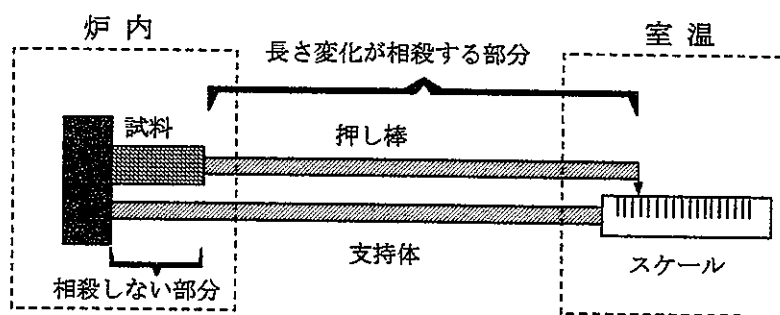


図 2.2.10 押し棒式熱膨張測定法の原理<sup>[13]</sup>。

伸びの検出器としては、作動変圧器が最も一般的であるが、光てこ、ダイヤルゲージ、ストレインゲージなども用いられる。押し棒式は、押し棒材料との比較測定のため絶対値の精度は劣るが、簡便であることから一般的な熱膨張計として、また品質管理用としても広く用いられている。



### 2.2.3.3.3 押し棒式熱膨張測定装置および測定方法

本測定に用いた押し棒式熱膨張測定装置（トーヨーコスモ(株) 製、横置型）を図 2.2.11 に示す。本装置は、円柱型試料①およびその伸びを室温の計測部に伝達する石英ガラス製伸び誘導棒②を収容する石英ガラス製試料ホルダ③、試料ホルダ③を力学的・断熱的に強固に支持する試料ホルダ支持金具④、伸びを検出する作動変圧器⑤とその検出器⑥、電気炉⑦とその制御装置⑧、ならびにこれらを支える架台と電気炉移動台車⑨などより構成される。⑩はゼロ点調整用マイクロメータである。

電気炉⑦のヒータは 3 分割されており、試料を中央に置き、手前および奥部の温度が中央部分の温度と同じになるように、制御装置⑧の 3 台の温度調節器で制御する。岩石試料の変位（伸び）は、作動変圧器⑤によって検出した。

石英ガラス製試料ホルダ③の内径は 40mm で、試料の直径は約 37mm、長さ約 150mm である。試料の温度は、外径 1.0mm のステンレスシースK熱電対を試料の下、中央において測定した。

電気炉の設定温度は、5 段階（室温、50、100、200 および 300℃）とし、昇温速度は 1℃/分とした。試料温度が一様になり、伸びが変化しなくなった時点で試料温度と伸び量を計測・記録し、熱膨張係数を算出した。

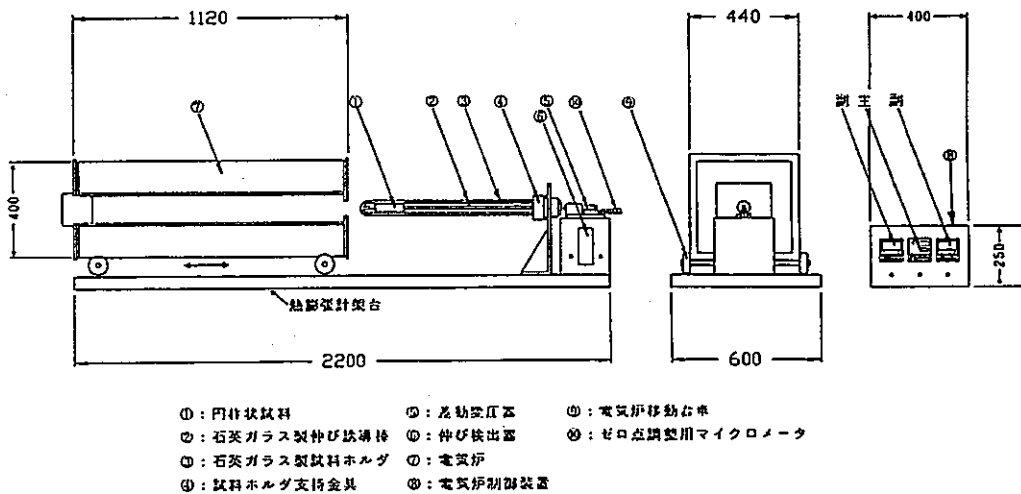


図 2.2.11 押し棒式熱膨張測定装置。

## 引用文献

1. ISRM, Commission on Standardization of Laboratory and Field Tests. Suggested methods for determining water content, porosity, density, absorption and related properties and swelling and slake-durability index properties, Document No.2,(1972).
2. V.S. Vutukuri and K. Katsuyama , Introduction to Rock Mechanics, Industrial Publishing & Consulting, Inc., (1994).
3. 山口梅太郎、西松裕一、岩石力学入門(第3版)、東京大学出版会、(1991).
4. R.D. Lama & V.S. Vutukuri, 岩の力学的性質IV、古今書院、(1992).
5. 日本材料学会編、岩の力学—基礎から応用まで—、丸善.
6. I.W. ファーマー、岩盤工学の基礎と応用、鹿島出版会.
7. 日本機械学会編、熱物性値測定法—その進歩と工学的応用—、1-48、養賢堂、(1991).
8. 出口 衛、幾世橋広、鈴木舜一、細線加熱比較法による岩石の熱伝導率高精度測定法、資源と素材、107[1]、17-22、(1991).
9. 出口 衛、幾世橋広、榎本兵治、多孔質岩石の熱伝導率に関する研究(第1報)、資源と素材、111[8]、537-542、(1995).
10. 出口 衛、幾世橋広、榎本兵治、多孔質岩石の熱伝導率に関する研究(第2報)、資源と素材、111[14]、1007-1013、(1995).
11. 竹越栄俊、井村定久、平沢良男、竹中利一、非定常細線加熱比較法による固体の熱伝導率測定法、日本機械学会論文集、47[419]、1307-1316、(1981).
12. 12. (7) の138-141.
13. 13. (7) の146-165.

## 2.3 物性試験結果

### 2.3.1 物理試験

#### 2.3.1.1 空隙率、含水比、カサ比重および見かけ比重

一軸圧縮試験に用いた試験片の比重、空隙率および含水比は表 2.3.1 に示す通りである。なお、表に示した採取深度は試験片の上端における深度である。2.2.1.3 で述べたように、見かけ体積  $V$  は寸法測定法と浮力法という 2 つの方法によって求めた。2 つの方法から求めた見かけ体積  $V$  を比較すると、採取深度にかかわらず寸法測定法から求めた見かけ体積の方が浮力法によって求めたそれよりもわずかに大きい。寸法測定法では試料の寸法を数箇所測定し、試料を円柱形と仮定して体積を求めるので、岩石試験片の両端面が厳密に平行でない場合や局所的な凹部がある場合、算定された見かけ体積は試験片の体積よりも大きくなる可能性がある。

寸法測定法から求める見かけ体積  $V$  だけがノギスで測定した長さから決定されるのに対して、2.2.1.2 で述べた他の諸量はすべて質量測定によって決定される。たとえば浮力法で求める見かけ体積  $V$  の測定精度は、試料の表面に気泡が付着しなければ、精密秤の測定精度とほぼ一致する。一方、寸法測定法から決定される見かけ体積  $V$  の測定精度は、直径の測定精度にもっとも大きく影響される。したがって、寸法測定法と浮力法で求めた見かけ体積の測定精度は異なると考えられるが、ここでは両者の平均値を平均見かけ体積として表 2.3.1 に示した。試験片の空隙率、カサ比重および見かけ比重は、この平均見かけ体積  $V$  を用いて計算した。

AN-1 孔から採取された花崗岩の試験片の空隙率、含水比、カサ比重および見かけ比重と試験片が採取されたボーリング孔深度の関係は図 2.3.1 から図 2.3.4 のようである。

まず、図 2.3.1 および図 2.3.2 の空隙率および含水比と深度の関係をみると、深度に対する増減傾向はほとんど一致することが認められる。すなわち、岩石の空隙率が増加すると含水比も増加し、空隙率が減少すると含水比も減少する。深度に対する大局的な分布傾向をみると、空隙率および含水比は深度 700m 付近までほぼ一定であるが、深度 700m 以下でいずれも減少する傾向がみられる。

次に、空隙率と深度との関係を詳細にみると、深度 400m から 500m の区間で 1% から 1.8% まで増加し、500m から 800m の区間で 1.3% 程度まで減少する。そして 900m 付近で 1.7% まで増加した後ふたたび 1.3% 程度まで減少する。このような 400m 以下の空隙率の増減傾向と、後で述べる弾性波速度  $V_p$  および低応力レベルにおける接線ヤング率  $E_t$  の増減傾向は大局的に負の相関関係を示す。すなわち、空隙率および含水比が増加すると、試験片の弾性波速度および接線ヤング率は低下する傾向がある。

カサ比重および見かけ比重とボーリング孔深度の関係は、図 2.3.3 および図 2.3.4 のようである。両者の分布傾向はほぼ一致していて、それぞれの比重の定義から、見かけ比重の方がカサ比重よりもわずかに大きい。全体的な分布傾向をみると、カサ比重および見か

け比重とも深度 250m よりも深部ではほぼ一定である。

表 2.3.1 AN-1 一軸および三軸試験用コアの物理試験結果

番号	採取深度 (m)	岩石	直径 (mm)	長さ (mm)	見かけ 質量 (g)	飽和水浸 質量 (g)	表面乾燥 飽和質量 (g)	粒子 質量 (g)	寸法測定 見かけ体積 (cm <sup>3</sup> )	浮力法 見かけ体積 (cm <sup>3</sup> )	平均 見かけ体積 (cm <sup>3</sup> )	空隙率 (%)	カサ 比重 (-)	見かけ 比重 (-)	含水比 (%)	時間 T <sub>s</sub> (μs)	S波 速度 (m/s)	時間 T <sub>p</sub> (μs)	P波 速度 (m/s)
A	48.07	花崗岩	36.30	77.75	205.82	127.34	206.45	205.06	80.46	79.11	79.787	1.742	2.570	2.616	0.371	31.30	2484	17.85	4356
B	96.14	花崗岩	36.72	94.35	258.46	160.05	259.30	257.93	99.90	99.25	99.574	1.378	2.590	2.626	0.205	33.05	2855	18.05	5227
C	157.61	花崗岩	36.72	96.10	251.38	152.64	253.69	250.52	101.75	101.05	101.401	3.126	2.471	2.550	0.343	39.35	2442	21.80	4408
D	199.52	花崗岩	36.90	95.05	257.52	158.40	258.50	256.93	101.85	100.10	100.874	1.556	2.547	2.587	0.230	44.35	2143	23.85	3985
E	249.45	花崗岩	36.73	96.65	263.99	163.14	264.74	263.31	102.43	101.60	102.013	1.402	2.581	2.618	0.258	38.60	2504	19.35	4995
F	306.95	花崗岩	36.77	95.65	258.78	159.47	259.98	258.23	101.55	100.51	101.030	1.732	2.556	2.601	0.213	43.90	2179	22.65	4223
G	350.83	花崗岩	36.82	95.60	260.17	160.33	260.90	259.80	101.77	100.57	101.172	1.285	2.566	2.599	0.220	37.45	2553	20.10	4756
H	408.32	花崗岩	36.77	94.60	256.71	158.10	257.54	256.26	100.44	99.44	99.938	1.281	2.564	2.597	0.176	39.70	2383	22.40	4223
I	438.88	花崗岩	36.82	95.23	259.97	160.51	260.64	259.51	101.37	100.13	100.752	1.122	2.576	2.605	0.177	39.70	2399	21.50	4429
J	495.37	花崗岩	36.78	94.80	256.33	157.81	257.48	255.85	100.74	99.67	100.205	1.826	2.551	2.599	0.266	38.60	2456	22.95	4131
K	561.68	花崗岩	36.83	93.38	252.71	155.58	253.84	251.96	99.50	98.26	98.878	1.901	2.548	2.598	0.298	41.60	2245	23.00	4060
L	595.12	花崗岩	36.83	94.00	254.85	156.96	255.70	254.20	100.16	98.74	99.451	1.508	2.556	2.595	0.256	35.25	2667	21.80	4312
M	650.77	花崗岩	36.77	93.33	252.43	155.27	253.38	251.76	99.08	98.11	98.596	1.643	2.553	2.596	0.266	40.80	2287	21.45	4351
N	700.37	花崗岩	36.82	95.88	260.39	160.40	261.15	259.73	102.07	100.75	101.408	1.400	2.561	2.598	0.254	40.40	2373	22.45	4271
O	758.92	花崗岩	36.83	94.88	258.98	159.95	259.63	258.37	101.09	99.88	100.387	1.255	2.574	2.606	0.236	43.00	2206	22.40	4235
P	787.52	花崗岩	36.77	95.83	261.91	161.88	262.50	261.35	101.74	100.62	101.178	1.137	2.583	2.613	0.214	37.65	2545	20.35	4709
Q	848.92	花崗岩	36.95	96.73	264.77	163.62	265.50	264.27	103.72	101.88	102.799	1.197	2.571	2.602	0.189	39.30	2461	21.40	4520
R	897.83	花崗岩	36.73	95.28	259.17	160.08	260.20	258.45	100.97	100.12	100.545	1.741	2.570	2.616	0.279	38.40	2481	23.10	4124
S	941.58	花崗岩	36.80	95.60	260.92	161.17	261.57	260.42	101.88	100.40	101.041	1.138	2.577	2.607	0.192	36.05	2652	21.25	4499
T	978.88	花崗岩	36.78	93.85	257.00	158.90	257.54	256.57	99.73	98.64	99.185	0.978	2.587	2.612	0.168	35.15	2670	17.90	5243
T1	978.40	花崗岩	36.80	80.45	219.38	135.51	219.94	218.91	85.57	84.43	84.999	1.212	2.575	2.607	0.215	31.95	2518	16.50	4876
T2	978.50	花崗岩	36.83	81.03	221.78	137.10	222.38	221.30	86.34	85.28	85.808	1.259	2.579	2.612	0.217	31.60	2564	16.75	4837
T3	978.60	花崗岩	36.83	80.03	218.39	134.89	218.92	217.91	85.27	84.03	84.650	1.193	2.574	2.605	0.220	30.50	2624	16.40	4880

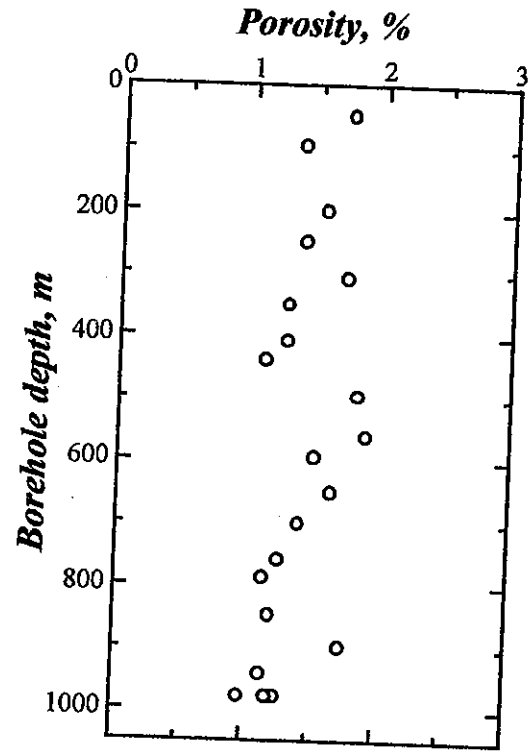


図 2.3.1 試験片の空隙率と採取深度の関係。

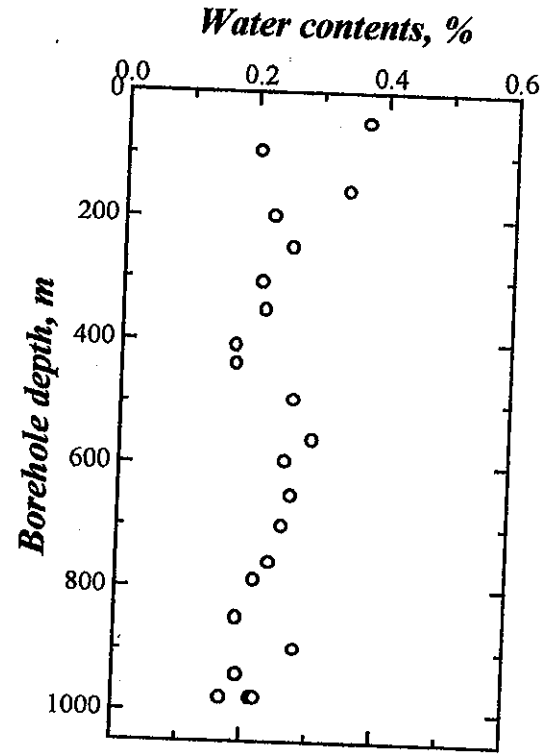


図 2.3.2 試験片の含水比と採取深度の関係。

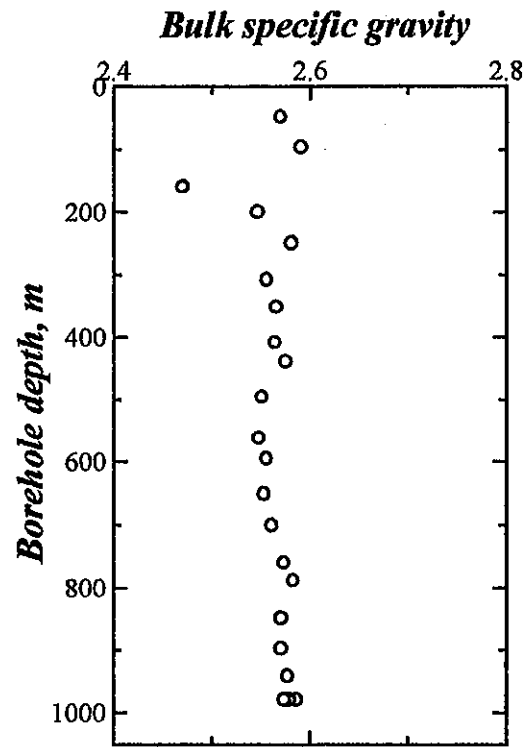


図 2.3.3 試験片のカサ比重と採取深度の関係。

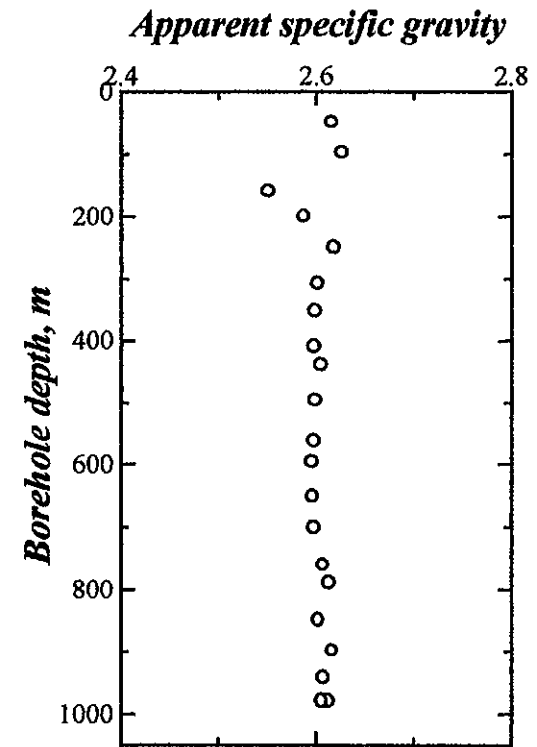


図 2.3.4 試験片の見かけ比重と採取深度の関係。

### 2.3.1.2 弾性波速度

AN-1 から採取された岩石試験片の縦波の弾性波速度  $V_p$  および横波の弾性波速度  $V_s$  と試験片が採取されたボーリング孔深度の関係は図 2.3.5 および図 2.3.6 のようである。

測定された弾性波速度にばらつきはあるが、 $V_p$  の分布傾向をみると 500m から 800m の区間で 4000 m/s から 4500 m/s 付近まで緩やかに増加し、そして 900m 付近で 4000 m/s まで減少した後 1000m 付近でふたたび 5000 m/s 程度まで増加する。このような 500m 以下の弾性波速度  $V_p$  の増減傾向は、先に述べた空隙率および含水比と大局的に負の相関関係にあるとともに、後で述べる低応力における接線ヤング率の増減傾向とほぼ一致する。



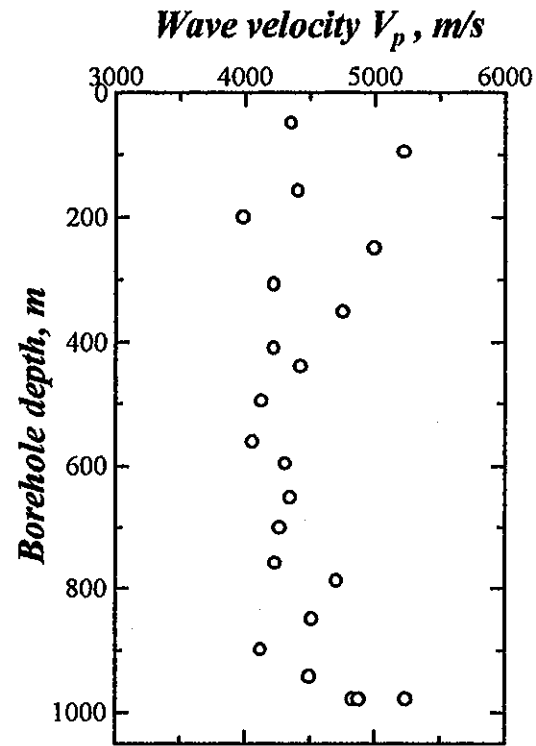


図 2.3.5 試験片の弾性波速度  $V_p$  と採取深度の関係。

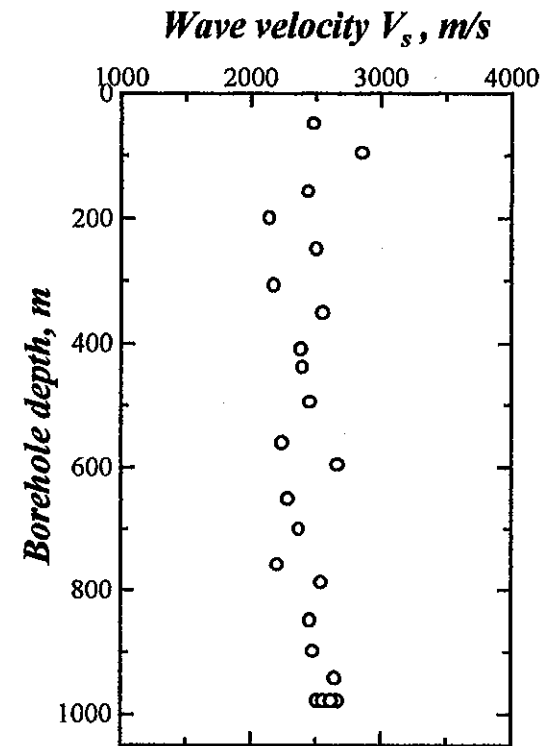


図 2.3.6 試験片の弾性波速度  $V_s$  と採取深度の関係。

### 2.3.1.3 動的ヤング率および動的ポアソン比

岩石試験片の縦波の弾性波速度  $V_p$ 、横波の弾性波速度  $V_s$  および密度から、式 (2.2.8) および (2.2.9) の関係式を用いて動的ヤング率および動的ポアソン比を求めると表 2.3.2 のようである。

表 2.3.2  $V_p$  および  $V_s$  から求めた動的ヤング率および動的ポアソン比

番号	採取深度 (m)	岩石	直径 (mm)	長さ (mm)	動的ヤング率 (GPa)	動的ポアソン比 (-)
A	48.07	花崗岩	36.30	77.75	40.640	0.259
B	96.14	花崗岩	36.72	94.35	55.116	0.287
C	157.61	花崗岩	36.72	96.10	38.897	0.279
D	199.52	花崗岩	36.90	95.05	30.817	0.297
E	249.45	花崗岩	36.73	96.65	43.728	0.332
F	306.95	花崗岩	36.77	95.65	32.564	0.319
G	350.83	花崗岩	36.82	95.60	43.962	0.298
H	408.32	花崗岩	36.77	94.60	37.357	0.266
I	438.88	花崗岩	36.82	95.23	38.742	0.292
J	495.37	花崗岩	36.78	94.80	38.454	0.227
K	561.68	花崗岩	36.83	93.38	33.500	0.280
L	595.12	花崗岩	36.83	94.00	43.934	0.190
M	650.77	花崗岩	36.77	93.33	35.561	0.309
N	700.37	花崗岩	36.82	95.88	37.352	0.277
O	758.92	花崗岩	36.83	94.88	33.340	0.314
P	787.52	花崗岩	36.77	95.83	43.790	0.294
Q	848.92	花崗岩	36.95	96.73	40.639	0.289
R	897.83	花崗岩	36.73	95.28	39.180	0.216
S	941.58	花崗岩	36.80	95.60	45.239	0.234
T	978.88	花崗岩	36.78	93.85	49.348	0.325
T1	978.40	花崗岩	36.80	80.45	43.576	0.318
T2	978.50	花崗岩	36.83	81.03	44.806	0.305
T3	978.60	花崗岩	36.83	80.03	46.512	0.297

2.5(6)  $\pi^2/m^3$

図 2.3.7 および図 2.3.8 は、動的ヤング率と動的ポアソン比を採取深度の関数として表示したものである。動的ヤング率の平均値は 40.7GPa であって、後述する割線ヤング率および接線ヤング率の大きさと同程度である。地表から深度 700m 付近まで線形に減少した後、深度 1000m にかけて再び増加する傾向がみられる。

動的ポアソン比の平均値は 0.28 であり、後で述べる静的なポアソン比よりもわずかに小さい。深度に対する増減傾向は静的なポアソン比と比較的よく一致し、空隙率および含水比のそれとほぼ逆の増減傾向を示している。

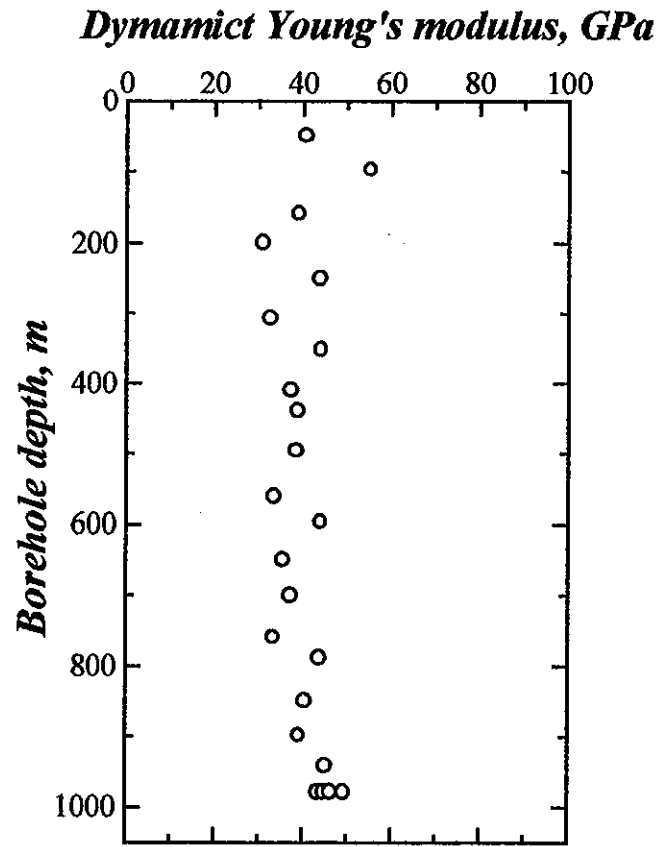


図 2.3.7 試験片の動的ヤング率と採取深度の関係。

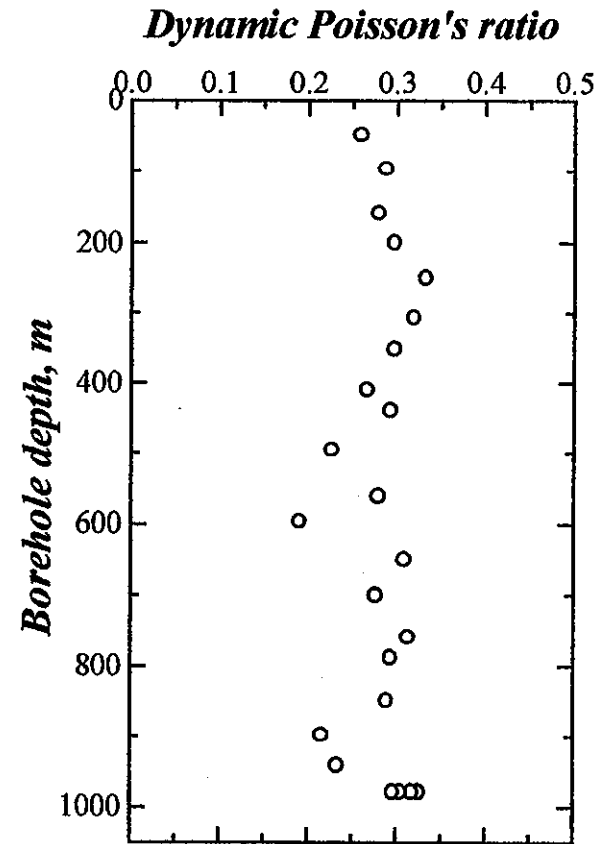


図 2.3.8 試験片の動的ポアソン比と採取深度の関係。

### 2.3.2 力学試験

一軸圧縮試験における応力-ひずみ曲線は、APPENDIX V の通りである。ここで、グラフの左上に印された記号の最初の3文字は試験片が採取されたボーリング孔を、その次の1文字は試験番号を表している。この試験番号は、試験結果をまとめた表に記載されている試験番号と対応している。この表については後で述べる。 $\epsilon_a$ 、 $\epsilon_\theta$ および $\epsilon_v$ は、それぞれ軸ひずみ、横ひずみおよび体積ひずみである。

三軸圧縮試験は、最も採取深度の深い試験番号Tの3個の試験片についておこなわれた。このときの応力-ひずみ曲線は APPENDIX VI に示す通りである。縦軸は軸圧 $\sigma_3$ と封圧 $\sigma_0$ の差すなわち差応力である。また、応力-ひずみ曲線の実線、破線および点線は、それぞれ封圧 $\sigma_0$ が29.42、19.61および9.81 MPaであることを示している。これらの応力-ひずみ曲線から、封圧の増加に伴って差応力および破壊に至るまでに生じるひずみが急激に増加すること、高封圧下においても大気圧下の一軸圧縮破壊とほとんど変わらない脆性破壊挙動を示していること、そして封圧の増加に伴って軸ひずみの傾きが徐々に増加し、ヤング率が封圧に依存して増加していることが読み取れる。このことは、試験片内部に比較的多くの空隙あるいはマイクロクラックが存在することを示唆している。

試験番号Tの試験片についておこなわれた一軸圧縮試験、三軸圧縮試験および圧裂引張試験から、封圧 $\sigma_0$ と試験片が破壊するときの軸圧 $\sigma_3$ を用いて破壊応力円を描くと APPENDIX VII のようである。ここには圧裂引張試験で破壊するときの円板形試験片の中心における応力状態を表す応力円も描かれている。この破壊応力円をみると、軸圧 $\sigma_3$ が封圧 $\sigma_0$ の10~15倍以上あるため、封圧 $\sigma_0$ を表す破壊応力円上の点は軸圧 $\sigma_3$ の大きさに関わらず原点に接近して分布する傾向がある。このような破壊応力円群の包絡線は放物線で表すことができない。そこで、ここでは直線包絡線によって岩石試験片の破壊条件を表した。モール・クーロンの破壊基準における粘着力 $C$ と内部まさつ角 $\phi$ を、この直線包絡線より求めると、 $C=25.8$ MPa、 $\phi=59.1$ 度となる。

APPENDIX VIII は一軸圧縮試験および三軸圧縮試験後の試験片のスケッチである。ほとんどの試験片はクサビ形の破断面から破壊を起こしている。

一軸圧縮試験および三軸圧縮試験の結果を試験片の採取深度別にまとめると表 2.3.3 のようである。ここで、試験片の採取深度は試験片の上端面の位置と一致する。封圧の値が0MPaである場合が一軸圧縮試験、9.81、19.61あるいは29.42MPaと記載されている場合が最深部から採取された岩石試験片の三軸圧縮試験の結果である。

ここで、これらの表に記載された主な項目について説明する。まず、破断荷重 $P_c$ とは圧縮試験における最大荷重である。軸圧は試験片の軸方向の応力であって破断荷重 $P_c$ を試験片の初期の断面積 $A$ で除した値である。 $S_c$ は一軸圧縮強度であり軸圧と一致する。 $E_s$ は割線ヤング率であり、応力-軸ひずみ曲線の原点と $S_c$ の点の間の勾配から決定さる。 $E_0$ および $E_{\theta 0}$ は接線ヤング率である。すなわち、 $E_0$ および $E_{\theta 0}$ は、それぞれ原点および

$S_c$  の 1/2 の応力における応力-軸ひずみ曲線上の接線ヤング率である。 $E_{60}$  は  $S_c/2$  近傍の応力-軸ひずみ曲線を、また  $E_0$  は原点の近傍における応力-軸ひずみ曲線をそれぞれ 10 次の多項式で最小 2 乗近似し、その近似式の 1 次導関数から決定した。Poisson 比  $\nu$  は、原点と最大荷重の近傍を除いた中間部分の応力-軸ひずみおよび横ひずみ曲線から、次式にしたがって計算される。

$$\nu = - (\Delta \sigma_a / \Delta \varepsilon_a) / (\Delta \sigma_r / \Delta \varepsilon_r) \quad (2.3.1)$$

ここで、 $\Delta \sigma_a$  は選定された応力-ひずみ曲線の範囲における軸方向の応力の増分、 $\Delta \varepsilon_a$  および  $\Delta \varepsilon_r$  は同一の範囲における軸ひずみおよび横ひずみの増分である。一軸圧縮試験から求められる諸力学特性を図式的に示すと図 2.3.9 のようである。

表 2.3.3 の  $S_s$  は、圧裂引張試験で破壊するときの円板形試験片の中心の応力状態を表す応力円と一軸圧縮試験の破壊応力円との共通接線が  $\tau$  軸を切る点をせん断応力としたもので、次式で与えられる。

$$S_s = \frac{S_c \cdot S_t}{2\sqrt{S_t(S_c - 3S_t)}} \quad (2.3.2)$$

ここで、 $S_t$  は圧裂引張試験から求めた引張強度である。ただし、上式から  $S_s$  を計算するときは、ほぼ同一深度から採取した 2 個の試験片について求めた  $S_t$  の平均値を用いた。

圧裂引張試験の結果は、表 2.3.4 に示す通りである。引張強度  $S_t$  は、円板形の岩石試験片を上下から圧縮し、円板の中心線にそって生じる引張応力によって引張破壊が起きたときの応力であり、このときの破断荷重  $P$ 、円板の直径  $d$  および円板の厚み  $l$  から次式で与えられる。

$$S_t = 2P / \pi d l \quad (2.3.3)$$

次の節では、以上のようにして決定された諸力学特性と試験片の採取深度との関係について述べる。

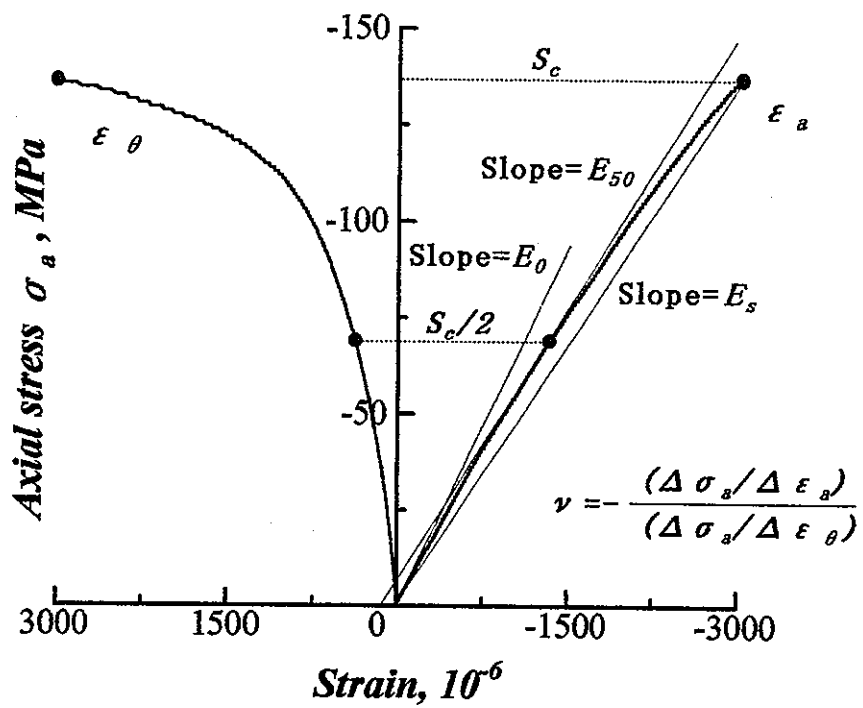


図 2.3.9 一軸圧縮試験から決定される諸力学定数。

表 2.3.3 AN-1 孔 一軸および三軸圧縮試験結果

番号	採取深度 (m)	直径 (mm)	長さ (mm)	封圧 (MPa)	破断荷重 (kN)	軸圧 (MPa)	$S_c$ (MPa)	$E_s$ (GPa)	$E_0$ (GPa)	$E_{50}$ (GPa)	$\nu$	$S_s$ (MPa)
A	48.07	36.30	77.75	0.00	133.96	129.4	129.4	35.4	14.7	34.1	0.37	13.1
B	96.14	36.72	94.35	0.00	121.21	114.5	114.5	60.8	46.8	***	0.25	16.6
C	157.61	36.72	96.10	0.00	146.03	137.9	137.9	40.7	32.7	41.5	0.26	20.6
D	199.52	36.90	95.05	0.00	205.95	192.6	192.6	45.0	16.5	43.3	0.37	21.1
E	249.45	36.73	96.65	0.00	159.85	150.8	150.8	38.4	38.0	43.1	0.34	17.1
F	306.95	36.77	95.65	0.00	188.78	177.8	177.8	40.4	32.2	42.1	0.33	21.3
G	350.83	36.82	95.60	0.00	259.89	244.1	244.1	52.8	27.3	52.0	0.37	14.8
H	408.32	36.77	94.80	0.00	228.90	215.6	215.6	50.6	24.1	47.4	0.35	25.5
I	438.88	36.82	95.23	0.00	233.01	218.9	218.9	54.8	30.8	52.0	0.32	20.0
J	495.37	36.78	94.80	0.00	227.82	214.4	214.4	48.2	22.4	45.5	0.32	24.2
K	561.68	36.83	93.38	0.00	227.52	213.5	213.5	49.5	20.7	45.8	0.33	22.2
L	595.12	36.83	94.00	0.00	239.29	224.6	224.6	35.6	13.4	34.3	0.35	25.2
M	650.77	36.77	93.33	0.00	281.46	265.1	265.1	57.2	31.6	55.6	0.33	27.5
N	700.37	36.82	95.88	0.00	298.13	280.0	280.0	54.4	23.4	53.3	0.38	23.8
O	758.92	36.83	94.88	0.00	241.45	226.6	226.6	50.5	31.1	48.5	0.35	21.0
P	787.52	36.77	95.83	0.00	173.29	163.2	163.2	54.5	34.0	53.3	0.36	21.7
Q	848.92	36.95	96.73	0.00	212.32	198.0	198.0	50.8	24.4	49.7	0.30	24.0
R	897.83	36.73	95.28	0.00	152.79	144.2	144.2	45.3	19.0	40.3	0.32	19.1
S	941.58	36.80	95.60	0.00	223.60	210.2	210.2	56.0	34.4	50.8	0.30	25.2
T	978.88	36.78	93.85	0.00	172.80	162.6	162.6	50.9	47.1	51.9	0.33	22.6
T1	978.40	36.80	80.45	9.81	319.22	301.1		52.5	37.4	30.2	0.31	
T2	978.50	36.83	81.03	19.61	410.42	387.1		56.0	48.3	58.0	0.33	
T3	978.60	36.83	80.03	29.42	480.54	453.8		58.0	50.8	61.6	0.37	

$S_c$ : 一軸圧縮強度、 $E_s$ : 割線ヤング率、 $E_0$ : 軸応力がゼロのときの接線ヤング率、 $S_s$ : 一軸圧縮強度と引張強度から求めたせん断強度、  
 $E_{50}$ : 軸応力がの1/2のときの接線ヤング率、 $\nu$ : ポアソン比、\*\*\*: 天然き裂のため、ひずみ曲線の変動が激しくて微分できないので  $E_{50}$  が求められない。

表 2.3.4 圧裂引張試験結果

番号	採取深度 (m)	岩石	直径 (mm)	長さ (mm)	破断 荷重(kN)	引張強度 St(MPa)	備考
A1	48.95	花崗岩	63.40	49.18	22.46	4.59	
A2	49.10	花崗岩	63.40	44.30	21.50	4.87	
B3	97.61	花崗岩	63.13	45.80	34.98	7.70	
B4	98.73	花崗岩	63.35	45.80	—	—	天然き裂のため試験不可
C5	157.45	花崗岩	63.18	44.38	43.00	9.77	
C6	157.50	花崗岩	63.23	45.80	44.23	9.72	
D7	199.64	花崗岩	63.10	44.95	39.23	8.80	
D8	199.69	花崗岩	63.10	48.43	35.51	7.40	
E9	248.47	花崗岩	63.08	44.78	32.22	7.26	
E10	248.52	花崗岩	63.05	47.20	28.88	6.18	
F11	262.03	花崗岩	62.88	46.63	37.06	8.05	
F12	262.08	花崗岩	62.90	46.20	42.64	9.34	
G13	307.08	花崗岩	63.08	44.63	—	—	天然き裂のため試験不可
G14	307.13	花崗岩	62.90	49.45	16.70	3.42	天然き裂にそって分離
H15	350.95	花崗岩	63.25	43.75	44.52	10.24	
H16	351.00	花崗岩	63.13	46.38	47.96	10.43	
I17	408.50	花崗岩	63.33	44.95	26.00	5.81	空隙有り
I18	408.55	花崗岩	63.28	45.25	33.71	7.49	空隙有り
J19	439.52	花崗岩	63.38	45.88	41.78	9.15	
J20	439.57	花崗岩	63.50	44.70	43.99	9.87	
K21	494.43	花崗岩	63.33	46.70	34.39	7.40	
K22	494.67	花崗岩	63.50	49.00	43.39	8.88	
L23	595.30	花崗岩	63.10	45.95	43.23	9.49	
L24	595.35	花崗岩	63.13	45.68	46.11	10.18	
M25	651.61	花崗岩	63.28	47.75	46.58	9.82	
M26	651.66	花崗岩	63.38	47.10	48.84	10.42	
N27	700.55	花崗岩	63.28	46.38	30.70	6.66	
N28	700.60	花崗岩	63.23	47.78	38.98	8.22	
O29	759.10	花崗岩	63.15	46.18	30.11	6.57	
O30	759.15	花崗岩	63.28	44.85	33.59	7.53	
P31	787.70	花崗岩	63.28	47.18	45.41	9.68	
P32	787.75	花崗岩	63.13	43.95	40.98	9.40	
Q33	848.77	花崗岩	63.15	45.75	45.17	9.95	
Q34	848.82	花崗岩	63.15	45.65	44.72	9.88	
R35	898.22	花崗岩	63.18	45.30	35.68	7.94	
R36	898.27	花崗岩	63.15	45.78	40.12	8.84	
S37	940.95	花崗岩	63.10	45.55	45.39	10.05	
S38	941.00	花崗岩	63.15	45.28	47.71	10.62	
T39	979.06	花崗岩	63.33	46.58	46.44	10.02	
T40	979.11	花崗岩	63.15	44.83	45.85	10.31	



### 2.3.2.1 一軸圧縮強度 $S_c$

試験片の一軸圧縮強度  $S_c$  と採取深度の関係は、図 2.3.10 に示す通りである。一軸圧縮強度は、地表から深度 700m まで約 100MPa から 300MPa までほぼ線形に増加し、700m から 1000m の深度では 150MPa 程度まで減少する。

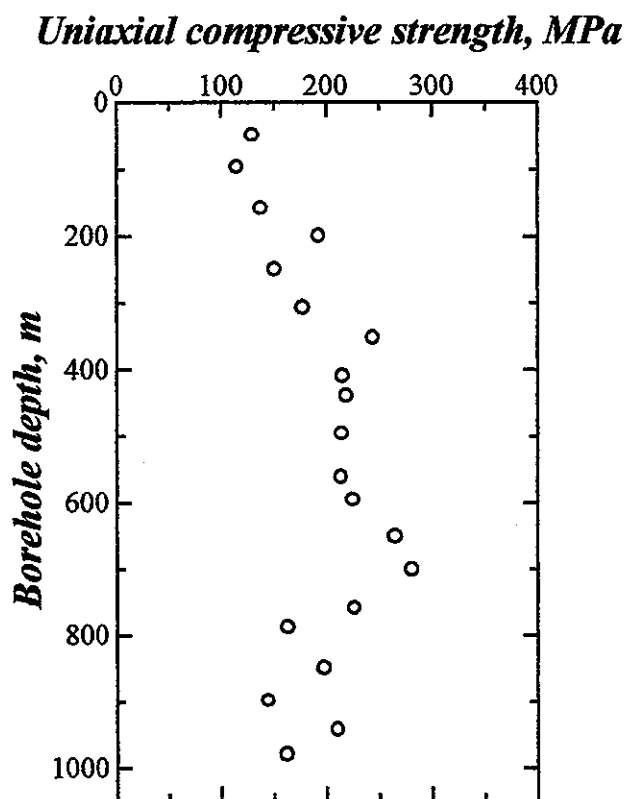


図 2.3.10 試験片の一軸圧縮強度と採取深度の関係。

### 2.3.2.2 引張強度 $S_t$

試験片の引張強度  $S_t$  と採取深度の関係は図 2.3.11 のようである。花崗岩全体の引張強度は 5~10 MPa の範囲に分布している。試験片の採取深度に対する引張強度の分布は、一軸引張強度と同様に、地表から 650m 付近まで深度とともに 5 から 10MPa まで増加しているように見える。そして、700m で 7MPa まで減少し、再び深度 1000m まで増加する傾向を示している。

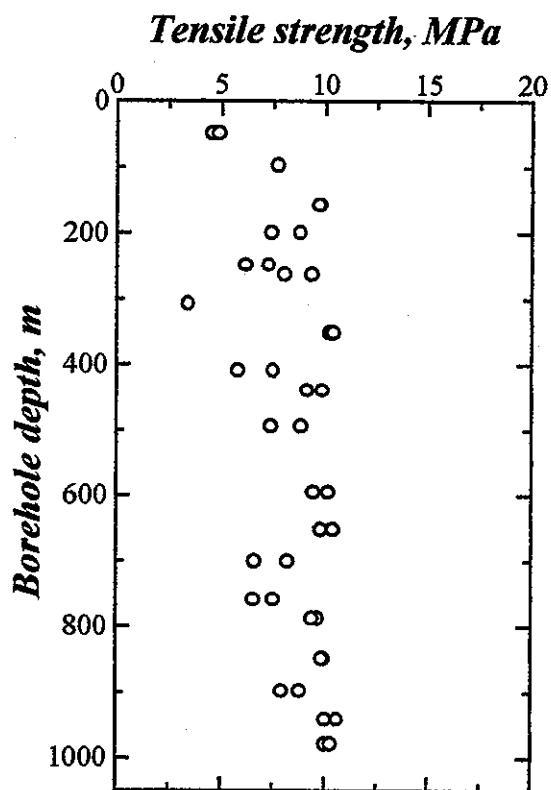


図 2.3.11 試験片の引張強度と採取深度の関係。

### 2.3.2.3 割線ヤング率 $E_s$ および接線ヤング率 $E_o$ と $E_{so}$

試験片の割線ヤング率  $E_s$  および一軸圧縮強度の 1/2 の応力における接線ヤング率  $E_{so}$  と採取深度の関係は、図 2.3.12(a) および(b) のようである。 $E_s$  および  $E_{so}$  は、いずれも 30 ~ 60GPa の範囲に分布している。これらのヤング率の深度分布をみると、地表から 650m 付近の区間で 30GPa から 50GPa まで緩やかに増加し、それ以深ではほぼ 50GPa のままである。このようなヤング率の大まかな分布傾向は、一軸圧縮強度および引張強度の分布傾向と類似している。

応力-軸ひずみ曲線の原点における接線ヤング率  $E_o$  と試験片の採取深度との関係は、図 2.3.13(a) のようである。 $E_o$  は応力を受ける試験片が破壊するまでの変形挙動から、また  $E_{so}$  は破壊にいたる途中の応力を受けている試験片の変形挙動から決定されるのに対して、 $E_o$  は応力がゼロのときの接線ヤング率をあらわしている。深度に対する  $E_o$  のこまかな増減傾向は、図 2.3.13(b) の弾性波速度  $V_p$  の増減傾向とよく一致するとともに、空隙率および含水比の変化傾向と負の相関関係を示している。

低応力下における応力-ひずみ曲線の傾きは、試験片に含まれるアスペクト比（クラックを扱う分野では短径/長径で定義される）の小さい空隙の閉塞と関係があると考えられる。一方、試験片にマイクロクラックが存在すると弾性率が低下し、弾性波速度も低下する。試験片の接線ヤング率  $E_o$  と弾性波速度の分布傾向が比較的良好に一致するのは、いずれの物性値も試験片内部のマイクロクラックの情報を反映しているためであると推定される。

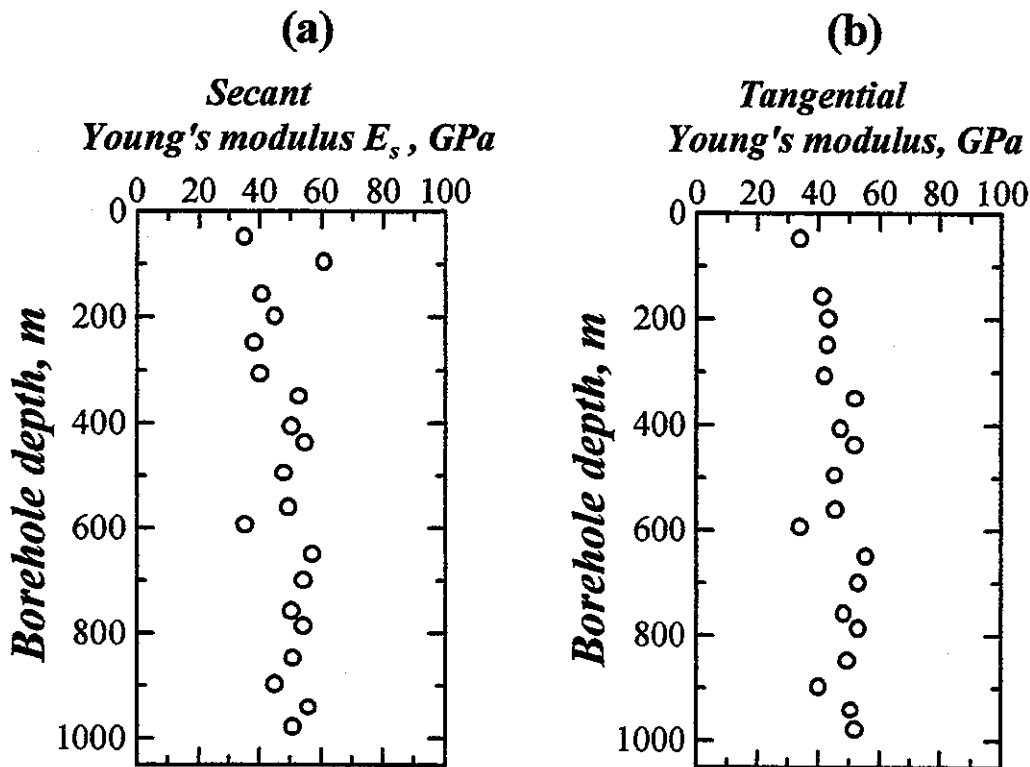


図 2.3.12 試験片の(a)割線ヤング率  $E_s$  および(b)接線ヤング率  $E_{so}$  と採取深度の関係。

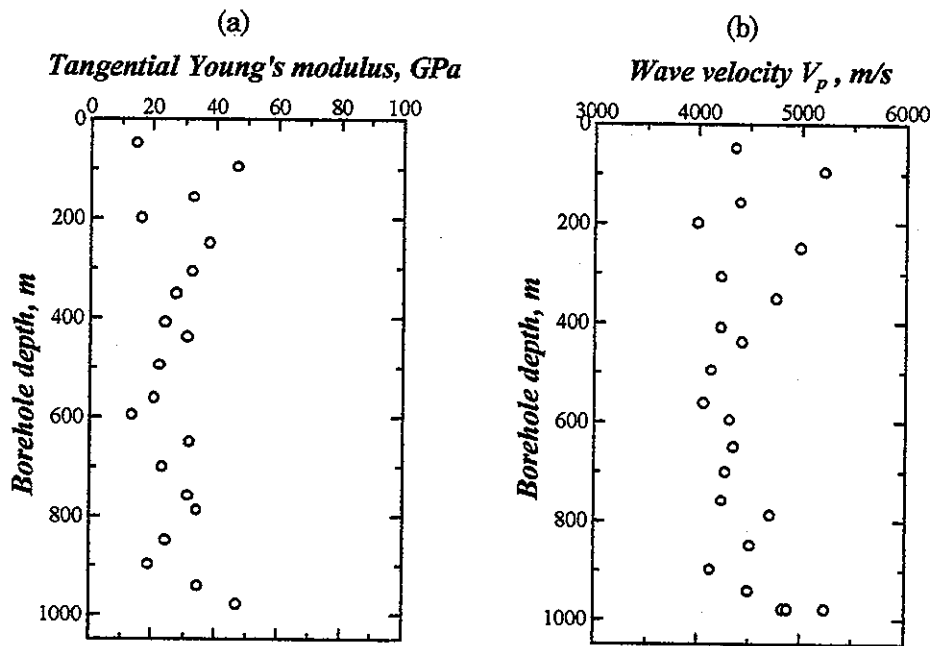


図 2.3.13 (a)試験片の接線ヤング率  $E_0$  と採取深度の関係および  
(b)試験片の弾性波速度  $V_p$  と採取深度の関係。

### 2.3.2.4 ポアソン比

応力-ひずみ曲線の原点に近い低応力部と破壊に近い高応力部を除く中央部における一軸圧縮試験のデータから、式(2.3.1)を用いて計算したポアソン比を採取深度の関数として表示すると図2.3.14のようである。

ポアソン比の全体的な分布傾向をみると、深度100mから700mの間でおよそ0.25から0.35へとわずかながら増加し、700mから1000mの間で再び0.3まで減少するように見える。このように、深度700m付近を境にしてポアソン比の分布が変化するという傾向は、一軸圧縮強度 $S_c$ 、割線ヤング率 $E_s$ および接線ヤング率 $E_{so}$ と類似している。

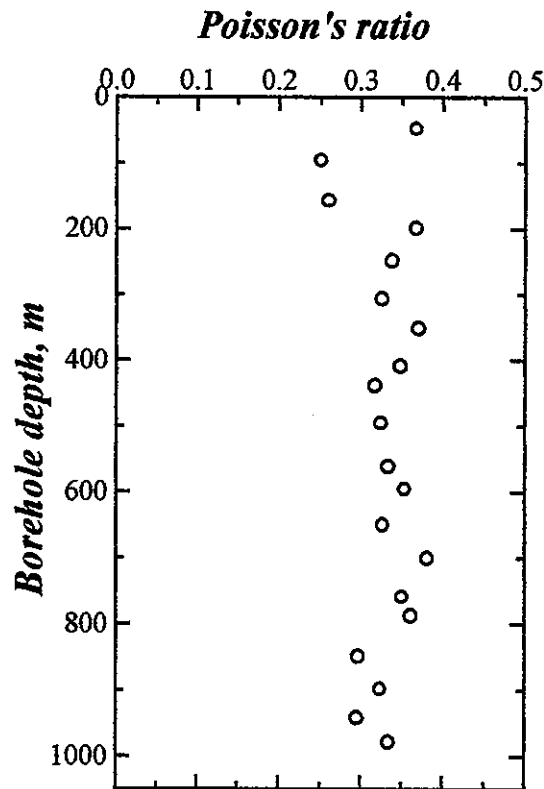


図 2.3.14 試験片のポアソン比と採取深度の関係。

### 2.3.2.5 せん断強度

引張強度  $S_t$  および一軸圧縮強度  $S_c$  の平均値から式(2.3.2)を用いて求めた岩石試験片のせん断強度と採取深度の関係は図 2.3.15 に示す通りである。

岩石試験片のせん断強度の大きさは、深度 50m から 700m の区間で 13MPa から 28MPa までほぼ線形に増加し、深度 700m よりも深いところでは深度に関係なくほぼ一定である。深度 700m 付近においてせん断強度の分布傾向が変化するという特徴は、ポアソン比、一軸圧縮強度  $S_c$ 、割線ヤング率  $E_s$  および接線ヤング率  $E_{60}$  と共通している。

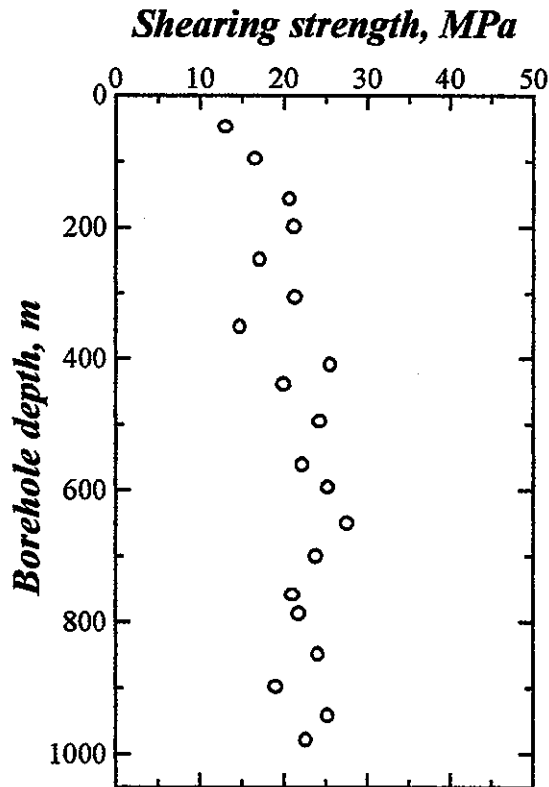


図 2.3.15 引張強度と一軸圧縮強度から求めたせん断強度。

### 2.3.3 熱特性試験

#### 2.3.3.1 熱伝導率

熱伝導率測定に用いた試料の採取深度、寸法などは表 2.3.5 に示す通りである。ここで、採取深度は試料の上部端面の位置と一致する。この節では、まず熱伝導率の大きさと採取深度の関係について検討し、次に熱伝導率の温度依存性について述べる。そして最後に本試験で測定した熱伝導率を文献値と比較する。

表 2.3.5 熱伝導率測定試料一覧

番号	岩石	採取深度(m)	直径(mm)	長さ(mm)	自然重量(g)	密度(g/cm <sup>3</sup> )
AN048.67	花崗岩	48.67	63.325	54.450	439.36	2.562
AN097.55	花崗岩	97.55	63.025	58.075	469.08	2.589
AN157.55	花崗岩	157.55	63.150	55.700	433.00	2.482
AN198.75	花崗岩	198.75	63.025	56.825	455.81	2.571
AN248.37	花崗岩	248.37	63.050	52.950	427.72	2.587
AN307.97	花崗岩	307.97	62.900	54.750	437.06	2.569
AN350.77	花崗岩	350.77	63.150	58.600	472.45	2.574
AN408.44	花崗岩	408.44	63.275	54.825	443.20	2.571
AN439.46	花崗岩	439.46	63.400	56.500	460.58	2.582
AN495.82	花崗岩	495.82	63.275	54.675	440.27	2.561
AN561.80	花崗岩	561.80	62.875	55.500	441.43	2.562
AN595.24	花崗岩	595.24	63.100	53.825	432.36	2.569
AN650.89	花崗岩	650.89	63.175	53.100	426.64	2.563
AN700.49	花崗岩	700.49	63.200	54.800	442.30	2.573
AN759.04	花崗岩	759.04	63.125	54.425	440.88	2.588
AN787.64	花崗岩	787.64	63.175	54.000	438.56	2.591
AN848.87	花崗岩	848.87	63.125	54.950	446.19	2.595
AN898.16	花崗岩	898.16	63.175	56.200	455.28	2.584
AN943.17	花崗岩	943.17	63.125	54.300	439.04	2.584
AN979.00	花崗岩	979.00	63.150	52.725	428.32	2.594

試料の温度と測定された熱伝導率をまとめると表 2.3.6 の通りである。この表にある計算時間とは、対数時間軸上に描いた温度上昇曲線から直線とみなせる区間を抽出して熱伝導率を算出した時間区間である。試料温度が約 25~65℃の範囲における花崗岩の熱伝導率は、1.8~3.0 (W・m<sup>-1</sup>・K<sup>-1</sup>)の範囲に分布している。

熱伝導率と試料の採取深度との関係は、図 2.3.16 に示す通りである。本測定によって求めた熱伝導率の温度依存性はあまり大きくないので、試料温度が約 25~65℃の範囲におけるすべての熱伝導率をプロットした。ここで、○印、△印および□印は、それぞれ試料温度が約 25℃、45℃および 65℃のときの熱伝導率である。

花崗岩の熱伝導率は、採取深度 50m から 160m の区間で約 2.5~2.0(W・m<sup>-1</sup>・K<sup>-1</sup>)まで減少し、160mから 500m の区間では、300m 付近でいったん減少するものの、約 2.0~3.0(W・m<sup>-1</sup>・K<sup>-1</sup>)まで増加する。そして、深度 600m 付近で約 2.2(W・m<sup>-1</sup>・K<sup>-1</sup>)まで減少してから、深

度 600m~1000m の区間で約  $2.8(\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1})$  まで増加する。ただし、900m付近で熱伝導率はいったん減少する。以上のような熱伝導率の細かな増減傾向は、弾性波速度  $V_p$  の分布および低応力における接線ヤング率  $E_0$  の増減傾向と一致するとともに、空隙率および含水比の深度分布と負の相関関係を示している。空隙率と同様に弾性波速度および接線ヤング率  $E_0$  も岩石試料内部のマイクロクラックあるいは空隙に関する情報を反映していると考えられるので、図 2.3.16 は花崗岩内部のマイクロクラックが熱伝導率の分布に大きな影響を及ぼしていることを意味する。

一般の多くの岩石は、種々の造岩鉱物の集合体である固体部分と空隙から構成され、その空隙を水などの液体および空気などの気体が満たす多孔質体として存在する。したがって、岩石の総括的な熱伝導率すなわち有効熱伝導率は、空隙内の液体と気体のそれぞれの体積率および固体部分の熱伝導率により変化する。例えば、岩石の飽和度が大きくなると有効熱伝導率は増加し、岩石の空隙率が大きくなると有効熱伝導率は低下する。また、岩石の構成鉱物に石英などの熱伝導率の大きい鉱物が多く含まれると有効熱伝導率は増加する。したがって、将来的には岩石の水分飽和状態、構成鉱物の割合とそれぞれの熱伝導率そして空隙率が岩石の熱伝導率に及ぼす影響を包括的に検討する必要があると考えられる。

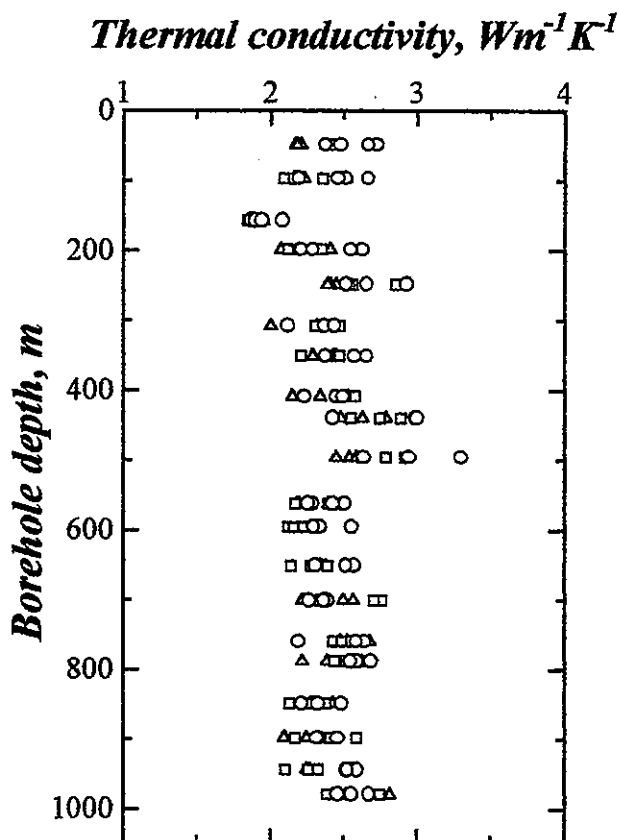


図 2.3.16 試験片の熱伝導率と採取深度の関係。○印、△印および□印は、それぞれ試料温度が約 25°C、45°C および 65°C のときの熱伝導率である。



次に熱伝導率の温度依存性について検討する。自然乾燥状態における試料の熱伝導率と試料温度の関係は APPENDIX IXに示す通りである。各試料の温度上昇ともなう熱伝導率の変化はわずかであって、少なくとも本測定の見積り温度の範囲では熱伝導率の温度依存性はあまり大きくない。しかし、熱伝導率の変化を注意深くみると、2つの型の温度依存性が存在する。すなわち、熱伝導率が温度の上昇とともに単純に増加する型（対温度単純増加型）と減少する型（対温度単純減少型）である。20個の試料のうち、採取深度 307.97 m、408.44m および 700.49mの試料が対温度単純増加型の温度依存性を示し、残りの 17個の試料は対温度単純減少型の温度依存性を示した。

岩石の有効熱伝導率に温度依存性が生じる原因を、分子運動論的な立場から説明すると次のようになる<sup>4)</sup>。岩石の構成鉱物が空隙を含まない結晶体であれば原子が整然かつ強固に配列し、熱エネルギーは一組の原子間ごとに単純に伝えられるのではなく、いわば多自由度振動系を伝わる熱弾性波として伝えられる。したがって、種々の波の間に相互干渉を生じ、半透明体中を進む光と同様に熱弾性波は散乱を受けて、途中で弱くなる。波が最初の強さの  $1/e$  に減少するまでの距離を  $l_s$  とすれば、熱伝導率  $\lambda$  は理論的に次式により与えられる。

$$\lambda = \rho v_s l_s c / 4 \quad (2.3.4)$$

ここで、 $\rho$  は固体の密度、 $v_s$  は熱弾性波の平均伝播速度、 $c$  は固体の比熱である。 $\rho$  は温度によってあまり変化しないと考える。比較的高い温度では  $c$  は温度に依存しない。また熱弾性波の散乱は温度が高いほど大きいので、 $l_s$  と  $v_s$  は温度の上昇とともに減少する。すなわち、結晶度の高い結晶質鉱物を多く含む岩石であれば、その割合と考慮している温度の範囲によって、熱伝導率  $\lambda$  は温度の上昇とともに減少する。

一方、岩石が非結晶体あるいは結晶度が低く格子構造が不規則な結晶から構成されていれば、散乱がきわめて強いために上述の熱弾性波は生じない。したがって、その有効熱伝導率は完晶質結晶体のそれよりも小さくなる。また、非晶体の比熱は温度の 1 乗に比例するが、式(2.3.4)から明らかなように、有効熱伝導率は比熱に比例するので、温度の増加とともに非晶体の比熱は増加する。

以上の議論は、空隙のない岩石に関する考察であるが、もしも岩石に空隙があれば、有効熱伝導率に次のような影響が加わる。まず、空隙が真空であれば温度の上昇とともに空隙内の放射伝達熱量が増加するため、温度上昇は岩石の有効熱伝導率を大きくする。また、この空隙を気体が満たせば、気体の熱伝導率は温度の上昇とともに大きくなるので、この場合も温度の上昇は岩石の有効熱伝導率を増加させる。水の熱伝導率の温度依存性は気体より複雑で、0 から約 150°Cの間では、温度の上昇とともにわずかに増加するが、約 150°C 以上で温度の上昇とともにわずかに減少する。したがって、空隙が水で満たされている場合は、有効熱伝導率は温度上昇の範囲によって増加あるいは減少する。また空隙内の対流伝熱量は、温度の上昇とともに増加する。

さらに、巨視的構造としてとらえた岩石の空隙構造が温度範囲によって変化すれば、温

度の上昇によるクラックの発生や空隙の増加による空隙率の変化に応じて、岩石の有効熱伝導率は構造的な原因による温度依存性をもつことも考えられる。

以上のように、岩石は一般に結晶度の異なる各種の多数の結晶体および非結晶体から構成されているので、その割合によって熱伝導率の大きさや温度依存性の性格に差が生じる。また、先に述べたように、岩石の空隙の大きさと分布状態ならびに空隙を満たす流体の種類によって、その岩石の熱伝導率はいろいろな値をとりうる。

以上の考察に立脚すれば、20個の花崗岩の試料のうち17個が対温度単純減少型の温度依存性を示したのは、花崗岩が結晶度の高い結晶質鉱物を多く含み、かつ空隙率が1~1.8%と小さいことに原因があると考えられる。

最後に、本測定から得られた花崗岩の熱伝導率を文献値と比較する。図 2.3.17(a)、(b) および(c)は試料温度がそれぞれ約 25°C、45°Cおよび 65°Cにおける花崗岩の熱伝導率の頻度分布である。グラフ外枠の上部にある‘V’印は熱伝導率の平均値を示している。(a)から(c)へと試料温度が上昇するにつれて熱伝導率の平均値はわずかに低下し、AN-1 孔から採取された花崗岩が、全体として対温度単純減少型の温度依存性を示すことがうかがえる。試料温度が約 25~65°Cにおける花崗岩全体の平均熱伝導率は  $2.41 \text{ (W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$  である。

図 2.3.18 は文献[2]に記載されているアメリカ合衆国東部および西部の花崗岩質岩石の熱伝導率の頻度分布図である。図 2.3.17 と図 2.3.18 比較すると、AN-1 孔から採取された花崗岩の熱伝導率は、この文献値の下限に近い範囲に分布している。

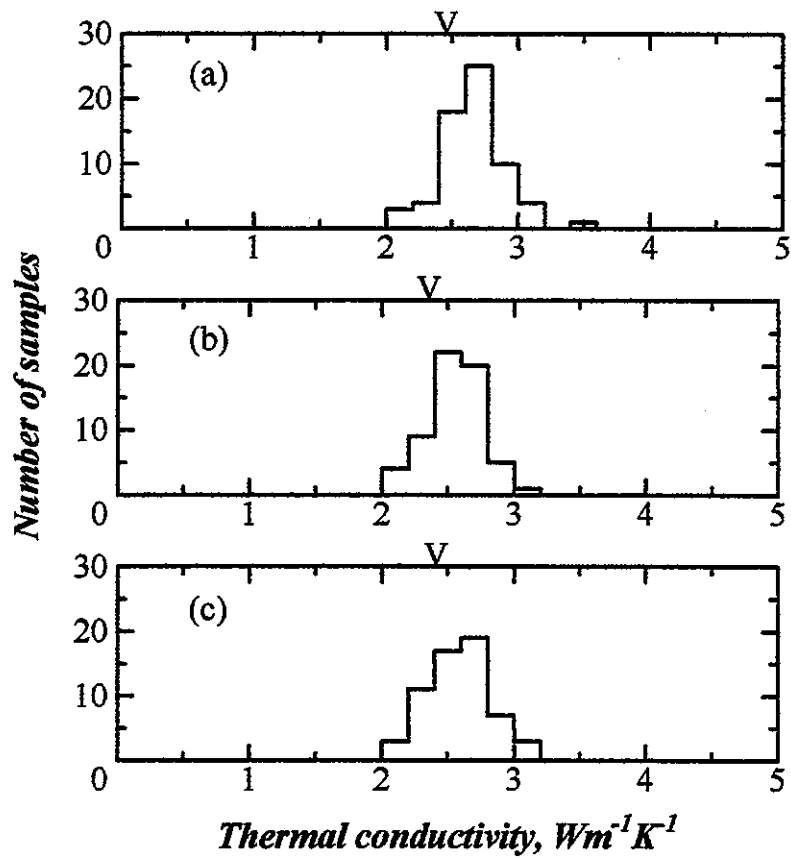


図 2.3.17 試料温度が約(a)25°C、(b)45°Cおよび(c)65°Cにおける熱伝導率の頻度分布図。枠の上部にある 'V' 印は平均値を示す。

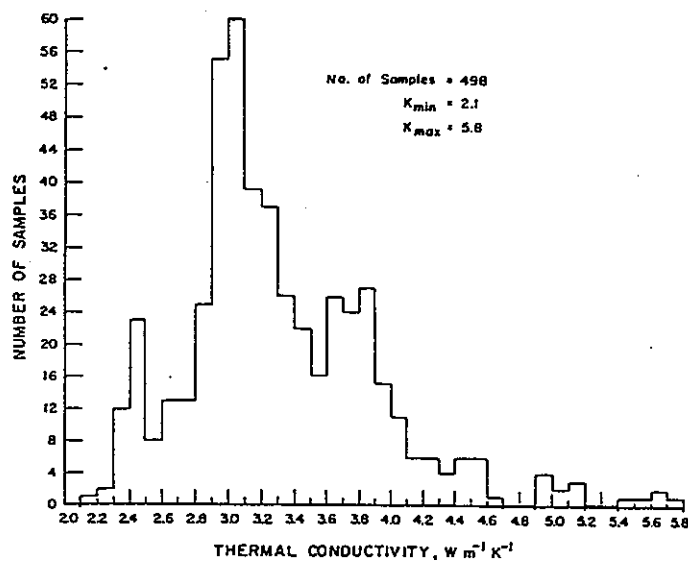


図 2.3.18 アメリカ合衆国東部および西部の花崗岩質岩石の熱伝導率の頻度分布図<sup>2)</sup>。

表 2.3.6 熱伝導率測定結果 (その1)

試料名	採取深度 (m)	岩石名	計算時間 (s)	熱伝導率 (W/(m·K))	試料温度 (°C)	供給電圧 (V)	供給電力 (W)	細線発熱量 (W/m)
AN048.67	48.67	花崗岩	10-125	2.38	26.0	0.947	0.310	6.612
			10-125	2.48	33.1	0.965	0.316	6.617
			10-125	2.73	33.2	0.965	0.316	6.616
			10-125	2.67	33.3	0.965	0.316	6.619
			10-125	2.21	47.4	0.966	0.317	6.613
			10-125	2.17	48.5	0.966	0.316	6.612
			10-125	2.18	49.4	0.966	0.317	6.615
			10-125	2.38	66.5	0.968	0.317	6.604
			10-125	2.45	67.7	0.968	0.317	6.606
			10-125	2.43	68.6	0.968	0.317	6.613
AN097.55	97.05	花崗岩	10-125	2.20	29.3	0.967	0.313	6.458
			10-125	2.52	36.0	0.985	0.319	6.462
			10-125	2.46	36.1	0.985	0.319	6.467
			10-125	2.67	36.2	0.985	0.319	6.464
			10-125	2.52	50.0	0.985	0.319	6.453
			10-125	2.23	51.1	0.985	0.319	6.454
			10-125	2.16	51.9	0.986	0.319	6.460
			10-125	2.14	68.6	0.988	0.320	6.455
			10-125	2.09	69.8	0.987	0.320	6.455
			10-125	2.36	70.7	0.988	0.320	6.457
AN157.55	157.55	花崗岩	10-125	1.87	28.1	0.962	0.316	6.629
			10-125	2.08	32.8	0.967	0.317	6.623
			10-125	1.90	32.9	0.967	0.317	6.627
			10-125	1.94	33.0	0.967	0.317	6.627
			10-125	1.85	48.7	0.948	0.317	6.621
			10-125	1.85	49.4	0.968	0.317	6.618
			10-125	1.95	49.9	0.968	0.317	6.621
			10-125	1.92	67.0	0.970	0.318	6.617
			10-125	1.85	67.8	0.970	0.318	6.619
			10-125	1.87	68.3	0.970	0.318	6.616
AN198.75	198.75	花崗岩	10-125	2.21	28.3	0.981	0.318	6.460
			10-125	2.63	32.2	0.986	0.319	6.460
			10-125	2.29	32.3	0.986	0.319	6.455
			10-125	2.55	32.4	0.986	0.319	6.455
			10-125	2.07	47.6	0.987	0.319	6.452
			10-125	2.41	48.5	0.987	0.319	6.450
			10-125	2.61	49.1	0.987	0.319	6.451
			10-125	2.20	66.5	0.989	0.320	6.448
			10-125	2.12	67.4	0.989	0.320	6.450
			10-125	2.35	68.1	0.989	0.320	6.445

表 2.3.6 熱伝導率測定結果 (その 2)

試料名	採取深度 (m)	岩石名	計算時間 (s)	熱伝導率 (W/(m·K))	試料温度 (°C)	供給電圧 (V)	供給電力 (W)	細線発熱量 (W/m)
AN248.37	248.37	花崗岩	10-125	2.66	32.5	0.962	0.316	6.641
			10-125	2.93	32.9	0.963	0.316	6.645
			10-125	2.52	33.2	0.962	0.316	6.641
			10-125	2.45	47.8	0.965	0.317	6.633
			10-125	2.41	49.0	0.966	0.317	6.635
			10-125	2.39	50.1	0.966	0.317	6.635
			10-125	2.56	71.8	0.968	0.318	6.624
			10-125	2.54	71.9	0.968	0.317	6.613
			10-125	2.86	72.0	0.968	0.317	6.621
AN307.97	307.97	花崗岩	10-125	2.12	34.4	0.982	0.319	6.490
			10-125	2.37	34.8	0.982	0.319	6.491
			10-125	2.44	35.2	0.982	0.319	6.495
			10-125	2.00	50.4	0.985	0.320	6.481
			10-125	2.36	51.5	0.985	0.319	6.478
			10-125	2.32	52.6	0.987	0.320	6.491
			10-125	2.33	74.6	0.988	0.320	6.471
			10-125	2.31	74.7	0.988	0.320	6.469
			10-125	2.47	74.8	0.988	0.320	6.467
AN350.77	350.77	花崗岩	10-125	2.66	31.8	0.965	0.317	6.657
			10-125	2.38	32.1	0.965	0.317	6.658
			10-125	2.58	32.2	0.964	0.317	6.656
			10-125	2.45	46.8	0.967	0.317	6.637
			10-125	2.43	47.9	0.948	0.318	6.649
			10-125	2.29	48.9	0.968	0.318	6.645
			10-125	2.47	70.7	0.971	0.318	6.629
			10-125	2.21	70.8	0.971	0.319	6.632
			10-125	2.39	70.9	0.970	0.318	6.628
AN408.44	408.44	花崗岩	10-125	2.45	34.8	0.984	0.319	6.453
			10-125	2.50	35.1	0.984	0.318	6.452
			10-125	2.23	35.2	0.984	0.319	6.460
			10-125	2.15	49.8	0.987	0.319	6.443
			10-125	2.34	50.8	0.987	0.319	6.440
			10-125	2.53	51.8	0.988	0.319	6.442
			10-125	2.53	73.0	0.990	0.320	6.424
			10-125	2.50	73.1	0.990	0.320	6.424
			10-125	2.58	73.2	0.990	0.320	6.425

表 2.3.6 熱伝導率測定結果 (その3)

試料名	採取深度 (m)	岩石名	計算時間 (s)	熱伝導率 (W/(m·K))	試料温度 (°C)	供給電圧 (V)	供給電力 (W)	細線発熱量 (W/m)
AN439.46	439.46	花崗岩	10-125	2.43	32.6	0.942	0.312	6.765
			10-125	2.99	32.6	0.941	0.312	6.756
			10-125	3.00	32.6	0.941	0.312	6.762
			10-125	2.48	46.8	0.944	0.312	6.750
			10-125	2.79	47.9	0.945	0.313	6.757
			10-125	2.63	48.7	0.945	0.313	6.750
			10-125	2.55	69.7	0.947	0.313	6.735
			10-125	2.75	69.8	0.947	0.313	6.734
			10-125	2.89	69.9	0.946	0.313	6.729
AN495.82	495.82	花崗岩	10-125	2.64	33.2	0.984	0.319	6.487
			10-125	3.30	33.3	0.983	0.319	6.479
			10-125	2.95	33.4	0.984	0.319	6.487
			10-125	2.54	48.4	0.987	0.320	6.478
			10-125	2.45	49.5	0.988	0.320	6.479
			10-125	2.59	50.3	0.987	0.320	6.473
			10-125	2.79	71.9	0.989	0.320	6.455
			10-125	2.63	72.1	0.989	0.320	6.457
			10-125	2.92	72.2	0.989	0.320	6.456
AN561.80	561.80	花崗岩	10-125	2.43	33.1	0.952	0.313	6.656
			10-125	2.29	33.6	0.952	0.313	6.658
			10-125	2.26	34.0	0.952	0.313	6.655
			10-125	2.51	34.2	0.952	0.313	6.653
			10-125	2.40	53.0	0.955	0.314	6.648
			10-125	2.18	53.1	0.955	0.314	6.652
			10-125	2.20	53.2	0.954	0.313	6.644
			10-125	2.17	68.8	0.955	0.314	6.643
			10-125	2.40	69.6	0.955	0.313	6.641
AN595.24	595.24	花崗岩	10-125	2.46	70.2	0.955	0.314	6.646
			10-125	2.56	33.9	0.972	0.316	6.496
			10-125	2.34	34.3	0.972	0.316	6.494
			10-125	2.30	34.7	0.972	0.316	6.494
			10-125	2.32	54.5	0.976	0.317	6.500
			10-125	2.30	54.6	0.975	0.317	6.493
			10-125	2.27	54.7	0.975	0.317	6.493
			10-125	2.23	71.1	0.975	0.316	6.485
			10-125	2.12	71.9	0.975	0.316	6.486
10-125	2.16	72.5	0.976	0.317	6.492			

表 2.3.6 熱伝導率測定結果 (その 4)

試料名	採取深度 (m)	岩石名	計算時間 (s)	熱伝導率 (W/(m·K))	試料温度 (°C)	供給電圧 (V)	供給電力 (W)	細線発熱量 (W/m)
AN650.89	650.89	花崗岩	10-125	2.58	30.8	0.953	0.314	6.669
			10-125	2.31	31.2	0.953	0.314	6.669
			10-125	2.52	31.5	0.954	0.314	6.669
			10-125	2.38	50.6	0.956	0.314	6.659
			10-125	2.35	50.7	0.956	0.314	6.656
			10-125	2.34	50.8	0.623	0.314	6.657
			10-125	2.28	67.0	0.957	0.315	6.655
			10-125	2.39	67.7	0.957	0.315	6.656
			10-125	2.14	68.3	0.957	0.315	6.659
AN700.49	700.49	花崗岩	10-125	2.27	36.1	0.973	0.315	6.461
			10-125	2.39	36.5	0.973	0.315	6.466
			10-125	2.37	36.9	0.973	0.315	6.464
			10-125	2.50	55.7	0.976	0.316	6.451
			10-125	2.57	55.8	0.976	0.316	6.452
			10-125	2.22	55.9	0.976	0.316	6.453
			10-125	2.76	71.7	0.976	0.316	6.444
			10-125	2.34	72.3	0.977	0.316	6.453
			10-125	2.71	72.8	0.977	0.316	6.452
AN759.04	759.04	花崗岩	10-125	2.65	32.1	0.930	0.308	6.767
			10-125	2.59	32.5	0.930	0.308	6.766
			10-125	2.20	32.9	0.930	0.308	6.761
			10-125	2.53	52.1	0.933	0.309	6.754
			10-125	2.48	52.2	0.933	0.309	6.758
			10-125	2.68	52.3	0.933	0.309	6.758
			10-125	2.55	68.5	0.933	0.309	6.752
			10-125	2.43	69.2	0.934	0.309	6.755
			10-125	2.49	69.7	0.933	0.309	6.748
AN787.64	787.64	花崗岩	10-125	2.69	32.0	0.973	0.316	6.492
			10-125	2.60	32.5	0.973	0.316	6.493
			10-125	2.55	32.9	0.973	0.316	6.491
			10-125	2.39	52.6	0.976	0.317	6.485
			10-125	2.63	52.8	0.976	0.317	6.488
			10-125	2.22	52.8	0.976	0.317	6.484
			10-125	2.44	69.7	0.976	0.317	6.475
			10-125	2.62	70.4	0.977	0.317	6.484
			10-125	2.52	70.9	0.977	0.317	6.485

表 2.3.6 熱伝導率測定結果 (その 5)

試料名	採取深度 (m)	岩石名	計算時間 (s)	熱伝導率 (W/(m·K))	試料温度 (°C)	供給電圧 (V)	供給電力 (W)	細線発熱量 (W/m)
AN848.87	848.87	花崗岩	10-125	2.38	75.8	0.956	0.314	6.631
			10-125	2.13	76.0	0.948	0.311	6.604
			10-125	2.26	76.5	0.949	0.311	6.630
			10-125	2.49	35.9	0.956	0.314	6.642
			10-125	2.33	35.7	0.950	0.312	6.652
			10-125	2.22	35.8	0.947	0.311	6.633
			10-125	2.43	53.1	0.946	0.311	6.672
			10-125	2.28	53.3	0.946	0.311	6.669
			10-125	2.30	53.4	0.947	0.311	6.666
AN898.16	898.16	花崗岩	10-125	2.17	78.8	0.974	0.316	6.465
			10-125	2.59	79.1	0.969	0.313	6.447
			10-125	2.41	79.5	0.969	0.314	6.472
			10-125	2.46	36.3	0.975	0.317	6.495
			10-125	2.34	36.3	0.971	0.316	6.504
			10-125	2.32	36.4	0.966	0.313	6.460
			10-125	2.10	54.7	0.967	0.315	6.515
			10-125	2.25	55.0	0.967	0.314	6.508
			10-125	2.09	55.4	0.968	0.315	6.505
AN943.17	943.17	花崗岩	10-125	2.10	73.3	0.954	0.313	6.631
			10-125	2.26	73.7	0.951	0.312	6.632
			10-125	2.33	74.1	0.951	0.312	6.648
			10-125	2.52	31.7	0.954	0.314	6.664
			10-125	2.60	31.8	0.952	0.313	6.677
			10-125	2.53	32.0	0.947	0.311	6.633
			10-125	2.27	49.9	0.948	0.313	6.691
			10-125	2.25	50.1	0.948	0.312	6.679
			10-125	2.56	50.4	0.950	0.313	6.681
AN979.00	979.00	花崗岩	10-125	2.39	79.3	0.973	0.315	6.431
			10-125	2.75	79.7	0.971	0.314	6.431
			10-125	2.53	80.1	0.970	0.313	6.432
			10-125	2.56	38.2	0.973	0.315	6.457
			10-125	2.46	38.3	0.971	0.315	6.468
			10-125	2.68	38.5	0.967	0.312	6.428
			10-125	2.82	56.0	0.968	0.314	6.479
			10-125	2.43	56.2	0.968	0.314	6.470
			10-125	2.48	56.5	0.969	0.314	6.465
			10-125	2.52	56.7	0.969	0.314	6.456



### 2.3.3.2 比熱容量

本比熱測定においては、熱伝導率測定に用いた試料を粉砕して調整したものを使用したため、試験番号、岩石、採取深度および破砕前の試料の寸法などは熱伝導率測定の節で示した表 2.3.5 と一致する。

試料に一定の熱量を与えて試料温度と時間の関係を測定し、100℃、200℃および 300℃における温度上昇勾配とヒーターの発熱量から比熱を求めると表 2.3.7 の通りである。深度 100m 付近までの比熱は、0.15~0.9(kJ/K·kg)という比較的広い範囲に分布しているが、採取深度が 100m よりも深い花崗岩の比熱はおよそ 0.50~0.10(kJ/K·kg)の範囲に分布する。

比熱と採取深度の関係は図 2.3.19 のようである。ここで、○印、△印および□印は、それぞれ試料温度が 100℃、200℃および 300℃における比熱を表している。ほとんどの試料において比熱は温度の上昇とともに大きくなっている。

花崗岩の比熱と採取深度の関係をみると、深度 300m 以下の比熱の増減傾向は、弾性波速度  $V_p$  および低応力における接線ヤング率  $E_0$  の増減傾向と調和的である。このことは、マイクロクラックが増加すると比熱が低下する、言い換えれば、マイクロクラックを多く含む岩石は、少ししか含まない岩石よりも少ない熱量で同一の温度上昇が得られることを意味する。しかし、比熱は一般に岩石の組織に影響されず、造岩鉱物の物理特性とその鉱物組成によって決まり、たとえば岩石が結晶質であるか否かに関係しない<sup>[3]</sup>といわれている。上述の分布傾向とマイクロクラックの関係を明らかにすることは、今後に残された課題である。ここでは、深度 100m 以下の土岐花崗岩の比熱は 0.50~0.10(kJ/K·kg)の範囲に分布していると述べるにとどめる。

本測定で得られた比熱をいくつかの文献値と比較すると、表 2.3.8 のようである。熱伝導率と比較すると、比熱に関する詳細な測定データの数はあまり多くないが、その原因は岩石の比熱測定のむつかしさにあると考えられる。0.50~1.00(kJ/K·kg)という土岐花崗岩の比熱の分布範囲は、花崗岩の文献値 0.80~1.09(kJ/K·kg)と比較するとわずかに小さい。文献値と本測定値との差異は、花崗岩の含有鉱物の比重や含有水分の微妙なちがいによって生じたと考えられる。すなわち、岩石を構成する鉱物の比重が大きいと比熱は小さくなり、含有水分量が大きくなると比熱は大きくなる<sup>[3]</sup>。

表 2.3.7 比熱測定結果

番号	岩石	採取深度 (m)	試料質量 (g)	シリコン質量 (g)	平均供給電力 (W)	比熱(kJ/K·kg)		
						100°C	200°C	300°C
AN048.67	花崗岩	48.67	115.67	216.72	8.1609	0.281	0.586	0.917
AN097.55	花崗岩	97.55	116.26	215.41	8.1547	0.184	0.540	0.913
AN157.55	花崗岩	157.55	114.15	225.61	8.1425	0.456	0.720	0.984
AN198.75	花崗岩	198.75	115.12	230.28	8.1768	0.631	0.690	0.795
AN248.37	花崗岩	248.37	115.62	241.19	8.1791	0.728	0.900	1.021
AN307.97	花崗岩	307.97	116.18	241.07	8.1417	0.764	0.890	0.978
AN350.77	花崗岩	350.77	115.24	240.25	8.0823	0.789	0.906	0.994
AN408.44	花崗岩	408.44	110.90	240.04	8.0651	0.745	0.789	0.839
AN439.46	花崗岩	439.46	115.97	240.36	8.0455	0.753	0.819	0.872
AN495.82	花崗岩	495.82	116.09	240.32	8.0355	0.868	0.852	0.854
AN561.80	花崗岩	561.80	115.79	240.61	8.1004	0.845	0.763	0.725
AN595.24	花崗岩	595.24	112.70	241.98	8.1042	0.736	0.721	0.729
AN650.89	花崗岩	650.89	98.98	241.00	8.1042	0.730	0.751	0.802
AN700.49	花崗岩	700.49	105.97	240.63	8.5310	0.643	0.694	0.754
AN759.04	花崗岩	759.04	99.85	241.42	8.1084	0.444	0.543	0.645
AN787.64	花崗岩	787.64	117.96	240.95	8.0877	0.716	0.845	0.933
AN848.87	花崗岩	848.87	120.04	240.05	8.1066	0.828	0.844	0.868
AN898.16	花崗岩	898.16	115.89	240.34	8.0665	0.651	0.693	0.730
AN943.17	花崗岩	943.17	114.26	242.23	8.0979	0.799	0.828	0.851
AN979.00	花崗岩	979.00	113.50	240.74	8.0741	0.738	0.922	1.048

表 2.3.8 本測定から得られた比熱と文献で述べられている花崗岩の比熱

岩 石	比熱(kJ/K·kg)	文 献 名
土岐花崗岩	0.50~1.00	本測定
花崗岩	0.84	槌田昭ほか、伝熱工学演習、学献社、(1976)
花崗岩	0.80	谷下市松、伝熱工学、裳華房、(1986)
花崗岩	1.09	関 信弘、伝熱工学、森北出版、(1988)
花崗岩	1.09	相原利雄、伝熱工学、裳華房、(1994)
花崗岩	1.09	庄司正弘、伝熱工学、東京大学出版会、(1995)
花崗岩	0.84	萩三二、村上俊太郎、熱伝達の基礎と演習、東海大学出版会、(1993)

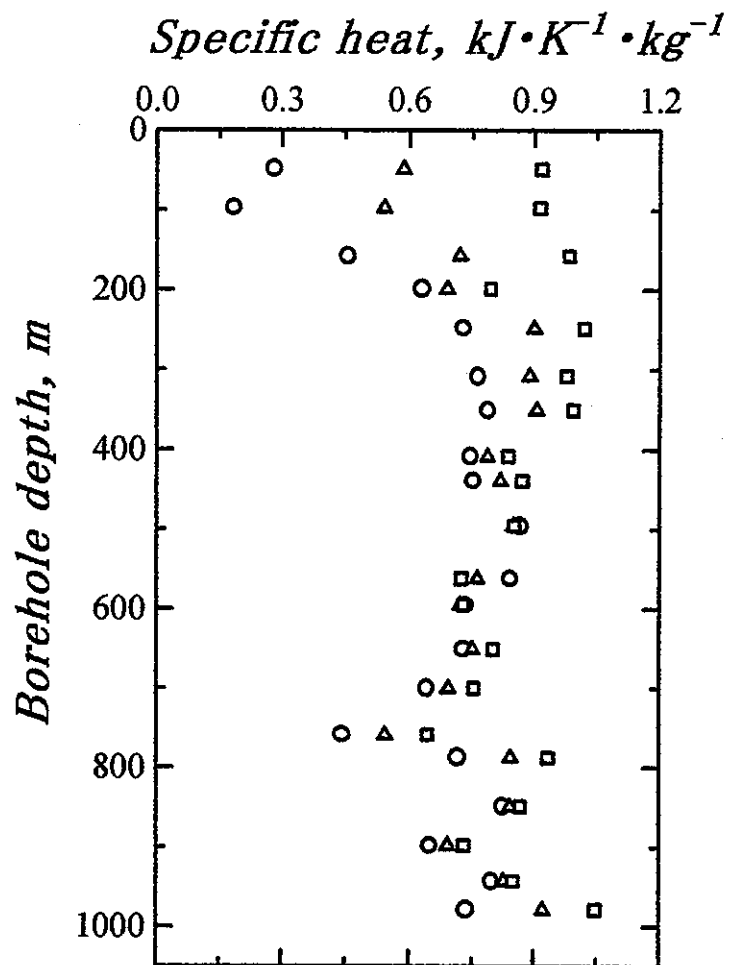


図 2.3.19 岩石試料の比熱と採取深度の関係。○印、△印および□印は、それぞれ試料温度が 100°C、200°Cおよび 300°Cにおける比熱を表している。

### 2.3.3.3 熱膨張率

熱膨張率測定に用いた試料の採取深度、寸法などは表 2.3.9 に示す通りである。ここで、採取深度は試料の上部端面の位置と一致する。この節では、まず熱膨張係数の温度依存性と採取深度依存性について検討し、次に本試験で測定した熱膨張率を文献値と比較する。

表 2.3.9 熱膨張率測定用試料一覧

番号	岩石	採取深度 (m)	直径 (mm)	長さ (mm)	自然乾燥質量 (g)	密度 (g/cm <sup>3</sup> )
AN1048	花崗岩	48.50	36.65	146.40	394.84	2.556
AN1098	花崗岩	98.45	36.70	147.75	404.30	2.587
AN1156	花崗岩	156.30	36.65	149.50	406.55	2.578
AN1198	花崗岩	198.58	36.65	148.85	402.60	2.564
AN1248	花崗岩	248.43	36.60	148.10	400.41	2.570
AN1307	花崗岩	307.80	36.65	149.30	404.61	2.569
AN1350	花崗岩	350.60	36.60	148.15	399.58	2.564
AN1408	花崗岩	408.15	36.70	148.15	401.93	2.565
AN1439	花崗岩	439.29	36.70	147.50	402.05	2.577
AN1495	花崗岩	495.65	36.60	148.80	401.41	2.564
AN1562	花崗岩	562.32	36.70	148.65	401.60	2.554
AN1594	花崗岩	594.95	36.65	148.20	400.23	2.560
AN1650	花崗岩	650.60	36.65	148.10	399.34	2.556
AN1700	花崗岩	700.20	36.70	147.00	399.00	2.566
AN1758	花崗岩	758.75	36.70	148.80	405.45	2.576
AN1787	花崗岩	787.35	36.65	147.65	403.02	2.587
AN1848	花崗岩	848.36	36.70	148.25	404.90	2.582
AN1897	花崗岩	897.95	36.70	148.60	404.21	2.571
AN1943	花崗岩	943.00	36.70	147.00	400.70	2.577
AN1978	花崗岩	978.71	36.70	149.00	408.24	2.590

試料の各温度における熱膨張率および熱膨張係数の測定結果は、表 2.3.10 のようである。また、APPENDIX X に試料温度と膨張係数の関係を示す。試料温度と膨張係数の関係をみると、岩石試料の熱膨張係数は試料温度の上昇にともなってほぼ線形に増加している。

岩石試料の温度が 50、100、200 および 300℃のときの熱膨張係数と採取深度との関係は図 2.3.20 のようである。ここで、同一の深度にプロットされた○印、△印、□印および×印は、熱膨張係数の小さい方から大きい順（左から右）に、試料温度 50、100、200 および 300℃における同一試料の熱膨張係数を表している。図中の折れ線は、同一の試料温度における試料の熱膨張係数を直線で結んで表示したものである。

採取深度 48.50m および 98.45m の花崗岩の 50℃における熱膨張係数は約  $8 \times 10^{-6} \text{K}^{-1}$  であって、それよりも下部から採取された花崗岩の熱膨張係数が約  $6.5 \times 10^{-6} \text{K}^{-1}$  であるのと比較してやや大きい。この点を除けば、採取深度が 156.3m よりも深い花崗岩の熱膨張係

数の深度依存性は小さい。試料温度が 50°C から 300°C まで上昇するとき、採取深度にかかわらず熱膨張係数は約  $6.5 \times 10^{-6} \text{K}^{-1}$  から約  $14.0 \times 10^{-6} \text{K}^{-1}$  まで増加する。

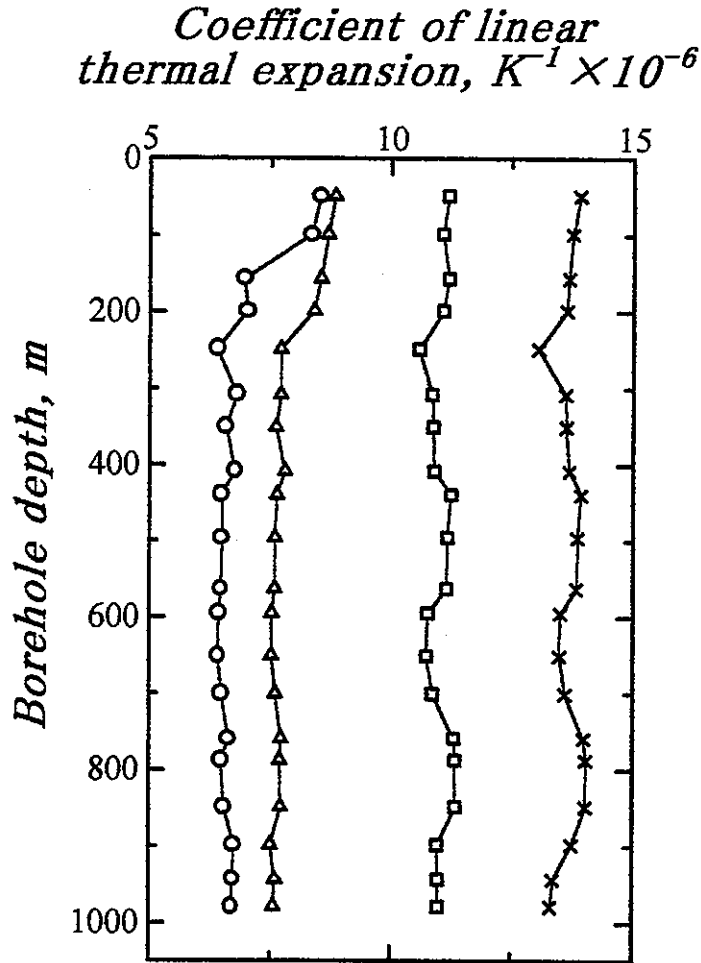


図 2.3.20 岩石試料の熱膨張係数と採取深度の関係。同一の深度にプロットされた○印、△印、□印および×印は、熱膨張係数の小さい方から大きい順（左から右）に、試料温度 50、100、200 および 300°C における同一試料の熱膨張係数を表している。

最後に、本測定から求められた花崗岩の熱膨張率を文献値と比較する。図 2.3.21 は、横軸に試料温度をとり、各試料温度における花崗岩の熱膨張率を●印でプロットしたものである。図中の 2 本の曲線は、文献[2]に記載されていた Biotite Granite の約 30~530°C にわたる熱膨張率の上限と下限のうち、本実験の温度範囲の部分のみを転載したものである。100°C 付近までの土岐花崗岩と Biotite Granite の熱膨張率はほぼ一致するが、200°C および 300°C における土岐花崗岩の熱膨張率は、文献値の上限よりも大きいことが読み取れる。

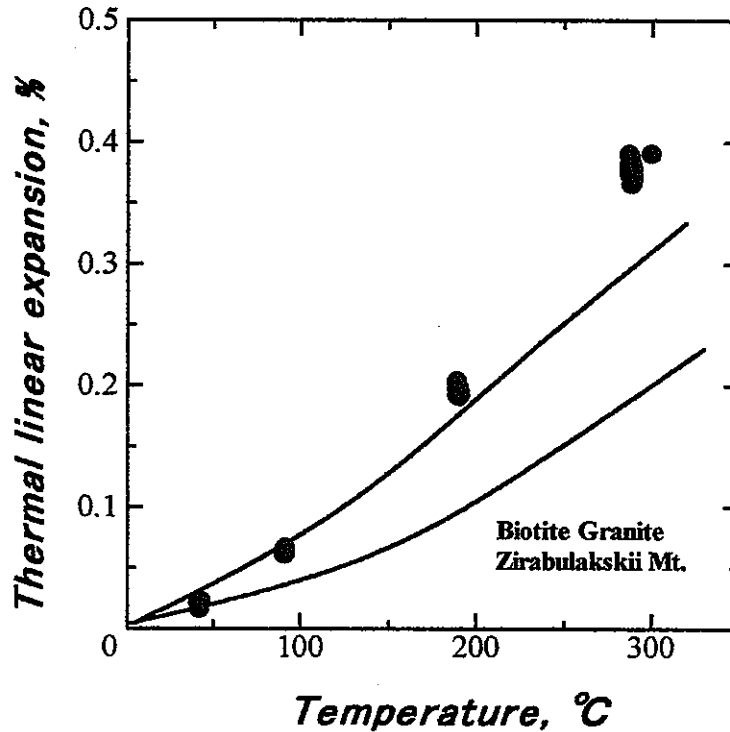


図 2.3.21 土岐花崗岩の熱膨張率 (●印) と試料温度の関係。2 本の曲線は文献[2]に記載されている Biotite Granite の熱膨張率の上限と下限を表している。

表 2.3.10 熱膨張率および熱膨張係数の測定結果 (その1)

番号	採取深度 [m]	岩石	炉内 温度 [°C]	試料 温度 $\theta$ [°C]	温度 上昇 $\Delta \theta$ [°C]	試料 長さ [mm]	見かけ伸び $\Delta$ [mm] $\times 10^{-3}$	石英ガラス棒の 伸び $\Delta l_0$ [mm] $\times 10^{-3}$	試料棒の真の 伸び $\Delta l_s$ [mm] $\times 10^{-3}$	熱膨張率 $\Delta l_s/l_s$ [ $\times 10^{-4}$ ]	線膨張係数 ( $\Delta l_s/l_s$ )/ $\Delta \theta$ [K $^{-1}$ ] $\times 10^{-6}$
AN1048	48.50	花崗岩	17.0	17.2	0.0	146.40	0.00	0.000	0.00	0.000	—
			50.0	42.9	25.7		30.15	1.939	32.09	2.192	8.528
			100.0	91.6	74.4		89.90	6.336	96.14	6.567	8.826
			200.0	191.2	174.0		268.76	15.865	284.63	19.442	11.173
			300.0	289.6	272.4		530.25	24.127	554.38	37.868	13.902
AN1098	98.45	花崗岩	25.5	17.4	0.0	147.75	0.00	0.000	0.00	0.000	—
			50.0	42.9	25.5		29.51	1.942	31.45	2.129	8.347
			100.0	91.9	74.5		89.16	6.405	95.57	6.480	8.682
			200.0	191.3	173.9		268.33	16.005	284.34	19.245	11.067
			300.0	289.7	272.3		529.40	24.337	553.74	37.478	13.761
AN1156	156.30	花崗岩	23.3	19.6	0.0	149.50	0.00	0.000	0.00	0.000	—
			50.0	42.0	22.4		21.60	1.721	23.32	1.560	6.963
			100.0	91.7	72.1		85.74	6.271	90.01	6.155	8.536
			200.0	190.4	170.8		269.62	15.900	285.52	19.098	11.182
			300.0	289.0	269.4		526.41	24.375	550.78	36.842	13.675
AN1198	198.58	花崗岩	28.3	17.6	0.0	148.85	0.00	0.000	0.00	0.000	—
			50.0	42.1	24.5		23.73	1.875	25.61	1.720	7.022
			100.0	91.6	74.0		86.17	6.407	92.57	6.219	8.404
			200.0	190.7	173.1		269.19	16.045	285.23	19.163	11.070
			300.0	289.2	271.6		526.83	24.46	551.300	37.04	13.637
AN1248	248.43	花崗岩	13.7	8.1	0.0	148.1	0.00	0.000	0.00	0.000	—
			50.0	42.0	33.9		29.72	2.611	32.13	2.170	6.400
			100.0	91.0	82.9		87.45	7.136	94.59	6.387	7.704
			200.0	189.5	181.4		267.48	16.672	284.20	19.190	10.579
			300.0	288.5	280.4		516.78	25.141	541.93	36.592	13.050

表 2.3.10 熱膨張率および熱膨張係数の測定結果 (その2)

番号	採取深度 [m]	岩石	炉内 温度 [°C]	試料 温度 $\theta$ [°C]	温度 上昇 $\Delta\theta$ [°C]	試料 長さ [mm]	見かけ伸び $\Delta$ [mm] $\times 10^{-3}$	石英ガラス棒の 伸び $\Delta l_g$ [mm] $\times 10^{-3}$	試料棒の真の 伸び $\Delta l_s$ [mm] $\times 10^{-3}$	熱膨張率 $\Delta l_g/l$ [-] $\times 10^{-4}$	線膨張係数 ( $\Delta l_g/l$ )/ $\Delta\theta$ [K <sup>-1</sup> ] $\times 10^{-6}$
AN1307	307.80	花崗岩	18.6	8.7	0.0	149.30	0.00	0.000	0.00	0.000	—
			50.0	42.1	33.4		31.22	2.564	33.77	2.262	6.812
			100.0	91.3	82.6		88.95	7.170	94.59	6.387	7.704
			200.0	190.1	181.4		226.67	16.826	293.54	19.661	10.838
			300.0	288.7	280.0		543.94	25.312	569.25	38.128	13.614
AN1350	350.60	花崗岩	15.7	8.4	0.0	148.15	0.00	0.000	0.00	0.000	—
			50.0	41.4	33.0		29.72	2.508	32.23	2.175	6.592
			100.0	90.6	82.2		85.53	7.074	92.60	6.250	7.604
			200.0	189.4	181.0		274.54	16.692	291.23	19.658	10.861
			300.0	288.2	279.8		539.66	25.099	564.76	38.121	13.624
AN1408	408.15	花崗岩	15.9	8.9	0.0	148.15	0.00	0.000	0.00	0.000	—
			50.0	41.7	33.2		30.79	2.526	33.32	2.249	6.773
			100.0	90.9	82.4		88.09	7.094	95.19	6.425	7.797
			200.0	189.7	181.2		275.60	16.711	292.32	19.731	10.889
			300.0	288.5	280.0		542.66	25.113	567.77	38.324	13.687
AN1439	439.29	花崗岩	14.3	8.3	0.0	147.50	0.00	0.000	0.00	0.000	—
			50.0	41.7	33.4		29.51	2.530	32.04	2.171	6.503
			100.0	90.8	82.5		85.74	7.070	92.81	6.292	11.240
			200.0	189.2	180.9		283.30	16.607	299.91	20.333	11.240
			300.0	287.9	279.6		549.50	24.976	574.47	38.947	13.930
AN1495	495.65	花崗岩	14.5	8.1	0.0	148.80	0.00	0.000	0.00	0.000	—
			50.0	41.7	33.6		29.93	2.567	32.50	2.184	6.501
			100.0	90.8	82.7		86.17	7.150	93.32	6.271	7.583
			200.0	189.2	181.1		284.16	16.772	300.93	20.224	11.167
			300.0	287.9	279.8		551.64	25.215	576.85	38.767	13.855



表 2.3.10 熱膨張率および熱膨張係数の測定結果 (その 3)

番号	採取深度 [m]	岩石	炉内 温度 [°C]	試料 温度 $\theta$ [°C]	温度 上昇 $\Delta\theta$ [°C]	試料 長さ [mm]	見かけ伸び $\Delta l$ [mm] $\times 10^{-3}$	石英ガラス棒の 伸び $\Delta l_g$ [mm] $\times 10^{-3}$	試料棒の真の 伸び $\Delta l_s$ [mm] $\times 10^{-3}$	熱膨張率 $\Delta l_s/l$ [-] $\times 10^{-4}$	線膨張係数 ( $\Delta l_s/l$ )/ $\Delta\theta$ [K <sup>-1</sup> ] $\times 10^{-6}$
AN1562	562.32	花崗岩	14.9	8.4	0.0	148.65	0.00	0.000	0.00	0.000	—
			50.0	41.9	33.5		29.72	2.559	32.28	2.171	6.482
			99.9	91.0	82.6		85.95	7.136	93.09	6.262	7.582
			200.0	189.4	181.0		283.30	16.749	300.05	20.185	11.152
			300.0	288.1	279.7		550.35	25.179	575.53	38.717	13.842
AN1594	594.95	花崗岩	17.0	9.8	0.0	148.20	0.00	0.000	0.00	0.000	—
			50.0	42.2	32.4		28.44	2.470	30.91	2.086	6.437
			100.0	91.5	81.7		84.03	7.042	91.07	6.145	7.512
			200.0	189.0	179.2		268.98	16.529	285.51	19.265	10.751
			300.0	287.4	277.6		530.47	24.925	555.39	37.476	13.500
AN1650	650.6	花崗岩	16.3	9.5	0.0	148.20	0.00	0.000	0.00	0.000	—
			50.0	42.0	32.5		28.44	2.476	30.91	2.086	6.418
			100.0	91.3	81.8		84.03	7.048	91.08	6.146	7.513
			200.0	188.8	179.3		268.76	16.539	285.30	19.251	10.737
			300.0	287.2	277.7		530.25	24.936	555.19	37.462	13.490
AN1700	700.2	花崗岩	15.9	9.3	0.0	147.00	0.00	0.000	0.00	0.000	—
			50.0	41.9	32.6		28.65	2.462	31.11	2.117	6.492
			100.0	91.2	81.9		84.46	7.000	91.46	6.222	7.596
			200.0	188.7	179.4		269.83	16.411	286.24	19.472	10.854
			300.0	287.2	277.9		530.90	24.753	555.65	37.799	13.602
AN1758	758.75	花崗岩	17.3	9.2	0.0	148.80	0.00	0.000	0.00	0.000	—
			50.0	41.6	32.4		29.08	2.475	31.55	2.121	6.645
			100.0	91.0	81.8		86.81	7.074	93.88	6.309	7.713
			200.0	189.0	179.8		285.87	16.652	302.52	20.331	11.307
			300.0	287.4	278.2		553.99	25.080	579.07	38.916	13.988

表 2.3.10 熱膨張率および熱膨張係数の測定結果 (その 4)

番号	採取深度 [m]	岩石	炉内 温度 [°C]	試料 温度 $\theta$ [°C]	温度 上昇 $\Delta\theta$ [°C]	試料 長さ [mm]	見かけ伸び $\Delta l$ [mm] $\times 10^{-3}$	石英ガラス棒の 伸び $\Delta l_0$ [mm] $\times 10^{-3}$	試料棒の真の 伸び $\Delta l_s$ [mm] $\times 10^{-3}$	熱膨張率 $\Delta l_s/l[-]$ $\times 10^{-4}$	線膨張係数 ( $\Delta l_s/l$ )/ $\Delta\theta$ [K <sup>-1</sup> ] $\times 10^{-6}$
AN1787	787.35	花崗岩	17.1	9.1	0.0	147.65	0.00	0.000	0.00	0.000	—
			50.0	41.3	32.2		28.44	2.438	38.75	2.091	6.494
			100.0	90.7	81.6		85.74	7.000	92.74	6.281	7.697
			200.0	188.7	179.6		283.94	16.502	300.45	20.348	11.330
			300.0	299.9	287.1		551.42	24.873	576.30	39.031	14.040
AN1848	848.36	花崗岩	16.9	8.9	0.0	148.25	0.00	0.000	0.00	0.000	—
			50.1	41.4	32.5		29.08	2.472	31.55	2.128	6.548
			100.1	90.8	81.9		86.59	7.504	93.65	6.317	7.713
			199.9	188.8	179.9		285.87	16.600	302.47	20.403	11.341
			300.0	287.2	278.3		553.99	24.999	578.99	39.055	14.033
AN1897	897.95	花崗岩	17.1	9.4	0.0	148.60	0.00	0.000	0.00	0.000	—
			50.0	41.6	32.2		29.93	2.457	32.39	2.180	6.769
			99.9	90.6	81.2		83.60	7.011	90.61	6.098	7.509
			200.0	189.2	179.8		276.25	16.631	292.88	19.709	10.962
			299.9	287.6	287.2		543.30	25.044	568.34	38.246	13.748
AN1943	943.00	花崗岩	17.3	9.3	0.0	147.00	0.00	0.000	0.00	0.000	—
			50.1	42.0	32.7		29.72	2.471	32.19	2.190	6.741
			100.0	91.8	82.5		85.10	7.056	92.15	6.269	7.599
			200.0	190.1	180.8		275.18	16.548	291.72	19.845	10.976
			300.1	288.5	279.2		523.63	24.847	548.47	37.311	13.364
AN1978	978.71	花崗岩	17.2	9.1	0.0	149.00	0.00	0.000	0.00	0.000	—
			49.9	41.5	32.4		29.93	2.478	32.41	2.175	6.714
			100.0	90.9	82.2		85.53	7.117	92.64	6.218	7.564
			200.0	189.6	180.5		278.38	16.742	295.13	19.807	10.974
			299.9	288.0	278.9		529.90	25.166	553.07	37.119	13.309

## 2.4 結言

AN-1 孔の 20 深度から採取された岩石試験片の物理試験の結果、空隙率と含水比の採取深度に対する分布傾向は一致し、細かな増減傾向は弾性波速度  $V_p$  および低応力における接線ヤング率  $E_0$  のそれと負の相関を示した。カサ比重および見かけ比重は深度 250m 以下でほぼ一定の値を示した。

岩石試験片を用いた力学試験から、一軸圧縮強度  $S_c$ 、引張強度  $S_t$ 、割線ヤング率  $E_s$ 、接線ヤング率  $E_{60}$ 、ポアソン比およびせん断強度の深度分布を求めた。これらの諸力学特性は、すべて地表から深度 700m 付近までほぼ線形に増加し、700m から 1000m にかけてほぼ一定のままであるか、あるいは減少する傾向を示した。

岩石試験片の熱伝導率および比熱の採取深度に対する分布傾向は、いずれも弾性波速度  $V_p$  および低応力における接線ヤング率  $E_0$  の増減傾向と調和的であった。

#### 引用文献

1. 幾世橋 広、京 宗輔、田中正三、焼岳高温乾燥岩体地熱地域における地熱調査井コアの熱伝導率の温度依存性並びに原位置伝導熱流量、日本地熱学会誌、第6巻、第4号、243-262、(1984).
2. T.S. Touloukian, W.R. Judd and R.F.Roy, CINDAS Data Series on Material Properties Vol. II -2, Physical Properties of Rocks and Minerals, Hemisphere Publishing Corporation, New York, 451-456,(1989).
3. 幾世橋 広、高温・高圧下における岩石の熱物性値と地熱開発(1)、地熱エネルギー、37-51、(1988) .

### 3. 岩石物性値と初期応力値との相関

初期応力の分布には、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<sup>[1]</sup>ことが知られている。AN-1 孔が掘削された地域はほぼ平坦であり、たとえば深度 500m の地下深部の初期応力状態にまで地形の影響が及ぶとは考えにくい。また、AN-1 孔は断層と交差していない。したがって、AN-1 孔においては初期応力の分布傾向に影響を及ぼす因子として岩盤の不均質性および異方性が考えられる。実際、AN-1 孔における初期応力状態と岩石試験片のいくつかの物理特性および力学特性との間には相関性が認められる。

そこで、この章では、まず岩石の物理特性と AN-1 孔における初期応力状態の増減傾向との間にみられる相関関係を、不均質異方性岩盤のモデルを用いて定性的に説明する。次に試験片の変形特性と見かけ比重から前述のモデルを用いて水平応力の分布傾向を計算し、水圧破碎試験の結果と対比する。最後に岩石の圧縮強度と見かけ比重から深度 1000m の地殻内部において初期応力が取り得る範囲を推定する。そして、水圧破碎試験によって測定した深部における初期応力状態と岩石の力学強度に基づいて、ボーリング孔まわりの圧縮応力破壊であるボアホールブレイクアウトについて考察する。

#### 3.1 AN-1 孔における岩石の物理特性と初期応力状態との関係

AN-1 孔から採取された岩石の物理特性と深度との関係を詳細に調べると、空隙率および含水比の深度 500m 以下における増減傾向は、水平面内の最大および最小主応力の増減傾向ときわめてよく一致している。たとえば、図 2.3.1 の空隙率と深度の関係を見ると、深度 400m から 550m 付近まで増加し、600m でいったん減少した後 650m で増加する。そして深度 800m まで減少してから 900m で再び増加し、1000m までの区間で減少する。以上の細かな増減傾向は、図 1.6.2 に示す主応力の分布傾向と相似である。一方、弾性波速度  $V_p$  (したがって接線ヤング率  $E_0$ ) の増減傾向は、空隙率および含水比の増減傾向と負の相関があるので、主応力の深度 500m 以下の増減傾向と  $V_p$  および  $E_0$  の増減傾向は逆転している。すなわち、AN-1 孔では岩盤の空隙率および含水比が増加すると水平面内の主応力も増加し、弾性波速度  $V_p$  および接線ヤング率  $E_0$  が増加すると主応力は減少する傾向がある。

空隙率、含水比、弾性波速度  $V_p$  および低応力下における接線ヤング率  $E_0$  は、いずれも岩石内部の空隙あるいはマイクロクラックの密度を反映する特性値である。もしも当該岩盤に含まれる空隙あるいはマイクロクラックによって岩盤に不均質性あるいは弾性異方性が生じ、それが上述の物理特性の変化傾向となって表れたとすれば、岩盤の物理特性と初期応力分布との間に相関関係が成り立つ可能性がある。なぜならば、岩盤の不均質性あるいは弾性係数の異方性は初期応力の分布に影響を及ぼすことがあるからである。

ここで、空隙率、含水比、弾性波速度  $V_p$  および低応力下における接線ヤング率  $E_0$  と初期応力の大きさの関係を定性的に考察するために、図 3.1.1 に示すような水平に堆積した地層から構成される不均質な弾性異方性岩盤<sup>[2]</sup>を考える。すなわち、AN-1 孔の 20 深度から採取された岩石試験片の物性値が、採取深度ごとに性質の異なる岩盤の物性値を代表し

ているものと仮定する。ただし、ここでは水平方向の変位は拘束されているものとし、テクトニックな応力は考慮しない。各地層は横等方性を有していて、水平面内および地層に垂直な方向のヤング率とポアソン比をそれぞれ、 $E_i$ 、 $E'_i$ および $\nu_i$ 、 $\nu'_i$ とする。各地層間の境界において変位の連続性が保たれているとすると、 $i$  番目の地層の深度  $z$  における応力状態は次式で表される。

$$\sigma_{hi} = \nu'_i \frac{E_i}{E'_i} \cdot \frac{1}{1 - \nu_i} \cdot \sigma_{zi} \quad (3.1)$$

$$\sigma_{zi} = \rho_i gz + \sum_{j=1}^i (\rho_j - \rho_i) gh_j$$

ここで、 $\rho_i$ は  $i$  番目の地層の密度、 $h_i$ は地層の厚さである。式(3.1)からわかるように、水平方向の応力の大きさ  $\sigma_{hi}$  は、 $E_i$  および  $\nu_i$  と  $E'_i$  および  $\nu'_i$  の相対的な大小関係によって変化する。上式の  $\nu'_i / (1 - \nu_i)$  は 0 から 1 の間でしか変化しないという制約があるのに対して、 $E_i / E'_i$  は  $i$  番目の地層の弾性異方性の大きさに応じて変化しうる。多くの横等方性岩石においては、 $E_i / E'_i$  は 1 から 3 の値をとる。

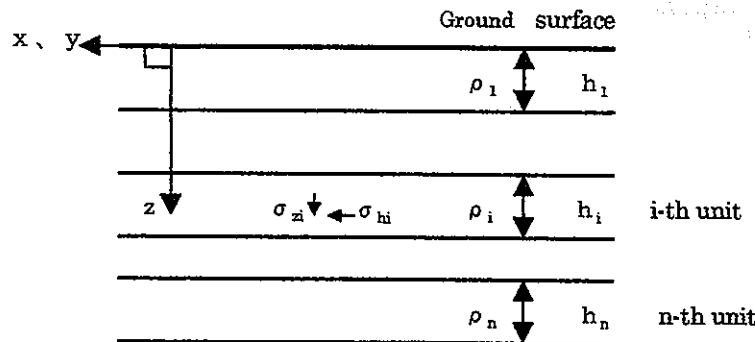
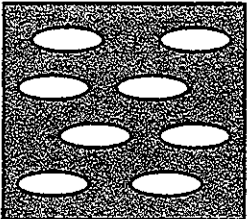
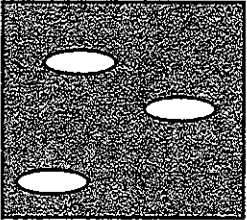


図 3.1.1 水平に堆積した不均質な地層から構成される岩盤<sup>[2]</sup>。

岩石試験片にマイクロクラックが存在すると弾性率が低下し、弾性波速度も低下する。鉛直なボーリング孔から採取されたコアの軸方向と配向面が直交するマイクロクラックをより多く含むコアとわずかしこ含まないコアでは、軸方向の弾性波速度  $V_p$  はマイクロクラックをより多く含むコアの方が小さく、逆にわずかしこマイクロクラックを含まない岩石の方が大きい。コア内部の空隙という点からこれらのコアを比較すれば、マイクロクラックを多く含むコアの空隙率と含水比は、マイクロクラックを少し含まないコアよりも当然大きくなる。次にこれらのコアの変形性を考えると、ボーリング孔軸と垂直な配向性を有するマイクロクラックをより多く含むコアの軸方向のヤング率は、マイクロクラックを少ししか含まないコアよりも小さくなる。したがって、配向面が水平方向と一致するマイクロクラックを多く含む岩石の鉛直方向のヤング率  $E'_i$  は、水平面内のヤング率  $E_i$  よりも相

対的に小さくなり、その結果、式(3.1)から推定されるように水平方向の応力は大きくなる。このことを図式的に示すと表 3.1.1 のようである。

表 3.1.1 岩石内部の配向性マイクロクラックと  $V_p$ 、空隙率、含水比および  $E_x/E_z$  の関係

岩石内部のマイクロクラック	軸方向の弾性波速度 $V_p$	空隙率と含水比	$E_x/E_z$
<p>多い</p> 	小さい	大きい	大きい
<p>少ない</p> 	大きい	小さい	小さい

\*:  $E_x$  および  $E_z$  は、水平な地層の面内および地層に垂直な方向のヤング率。

以上の考察では花崗岩体を層状構造の不均質異方性弾性体に置き換えているほか、テクトニックな応力および地形の影響が加味されないなど、実際の土岐花崗岩体を非常に単純化して取り扱っている。一般の花崗岩は直交異方性を有していることが多いので、土岐岩盤の弾性異方性が初期応力分布に及ぼす影響をさらに詳しく調査するためには、土岐花崗岩のマイクロクラックの分布と弾性異方性について、より詳細な測定をおこなう必要があると考えられる。

### 3.2 AN-1 孔における岩石の力学特性と初期応力状態との関係

一軸圧縮強度  $S_c$ 、引張強度  $S_t$ 、割線ヤング率  $E_s$ 、接線ヤング率  $E_{ss}$ 、ポアソン比  $\nu$  およびせん断強度  $S_s$  等の力学特性は、2.3 で述べたように、わずかではあるがすべて深度 700m 付近まではほぼ線形な増加傾向を示し、それよりも深い深度ではほとんど変化しないか、あるいは減少する。一方、AN-1 孔における初期応力の環境は、深度 700m 付近において  $S_H > S_v \approx S_h$  の遷移型から  $S_H > S_v > S_h$  の横ずれ断層型に変化する。これは、深度 700m から 1000m の区間で水平面内の主応力  $S_H$  および  $S_h$  が全体的に低応力側にシフトするためである。したがって、深度 700m 付近において諸力学特性値の変化傾向が変わったことと、初期応力の環境が変化したこととの間には何らかの因果関係がある可能性がある。

初期応力の分布傾向は、テクトニックな応力、地質構造、岩盤の不均質性および異方性、地形などの影響を受けると考えられる。このようなデータを総合的に加味した地質力学的な数値モデルを用いて岩盤内部の初期応力分布が予測できれば、実際に測定した初期応力状態をより詳しく吟味することが可能になるであろう。しかし現時点では初期応力の分布に影響を及ぼすと考えられるすべての因子を加味した精密な力学モデルは提案されていないように思われる。ここでは、3.1 で述べた水平に堆積した不均質な地層から構成される岩盤のモデルを用いて、室内実験で測定したボーリングコアの変形係数と見かけ比重から初期応力の変化傾向を推定する。

前にも述べたように、この単純なモデルでは重力による鉛直応力だけが考慮され、テクトニックな水平応力および地形の影響は加味されない。さらに、AN-1 孔では岩石の弾性異方性に関する物性値が測定されていないので、各地層が等方弾性体であると仮定すると、式(3.1)から分かるように、各地層における水平応力の大きさはヤング率の大きさとは無関係にポアソン比のみに依存する。このため、このモデルでは水平応力の大きさは被り地圧と等しいかあるいはそれよりも小さくなる。このことは実測された最大主応力の大きさが被り地圧よりもはるかに大きいという事実と反する。すなわち、このモデルからは重力のみをうける不均質岩盤の内部に生じる水平応力の分布傾向しか導くことができない。

表 2.3.1 の見かけ比重と表 2.3.2 のポアソン比を式(3.1)に代入して、水平方向の応力と深度との関係を描くと図 3.1.2 のようである。ただし、式(3.1)における地層の厚さ  $h_i$  は、深度の浅い方から  $i$  番目の試験片の採取深度を  $d_i$  とすると、 $h_i = (d_{i+1} - d_i) / 2$  として求めた。図 3.1.2 をみると水平方向の応力の大きさは、地表から深度 700m 付近まではほぼ線形に増加し、700m から 1000m の区間ではほぼ 11MPa のまま変化しない。測定された見かけ比重は深度に関係なくほぼ 2.6 であるから、このような水平応力の変化傾向は、このモデルがポアソン比の増減傾向をほぼそのまま反映した結果であるといえる。この計算に用いた岩石の物性値は見かけ比重とポアソン比のみであるが、実際に測定された水平面内の主応力が深度 700m 付近で全体的に低下するという分布傾向と、モデルから得られた水平応力の分布傾向は比較的よく一致する。このことは、前節で述べた岩石の物理特性に加え、岩盤のポアソン比も AN-1 孔の初期応力分布に大きな影響を及ぼしていることを示唆して



いるように思われる。

ここで、ポアソン比の深度分布を決定する因子について考察を加える。前にも述べたように、AN-1 孔から採取された花崗岩のポアソン比は、地表付近から深度 700m の区間で 0.25 から 0.35 までほぼ線形に増加した後、700m から 1000m の区間で 0.3 まで減少する（図 2.3.14 参照）。言い換えると、大気中で孔軸方向に載荷される試験片の横方向への変形性は、深度 700m まで線形に増加した後、700m から 1000m の区間でわずかに減少する。

一方、弾性波速度  $V_p$  および応力-ひずみ曲線の原点における接線ヤング率  $E_0$  の大局的な分布傾向をみると、 $V_p$  と  $E_0$  はいずれも深度 600m 付近まで減少し、600m から 1000m の深度区間で増加する（図 2.3.13 参照）。 $V_p$  と  $E_0$  は試験片内部のマイクロクラックの情報を反映する物性値と考えることができるから、これらの分布傾向は、採取された花崗岩に含まれるマイクロクラックの相対的な量が地表付近から深度 600m 付近まで深度とともに増加し、それよりも下部の深度 600m から 1000m にかけて減少していることを示唆している。

試験片に含まれるマイクロクラックの存在は、大気中で載荷される試験片の横方向の変形性を大きくするとともに、一軸圧縮強度を低下させる原因となりうる。実際、AN-1 孔から採取された花崗岩のポアソン比と一軸圧縮強度（図 2.3.10 および図 2.3.14 参照）は、いずれも深度 700m 付近までほぼ線形に増加した後、それよりも下部で減少する。

以上の考察から、AN-1 孔から採取された花崗岩のポアソン比の分布を決定している主要な因子は、試験片に含まれるマイクロクラックであると推定される。先に述べたように、当該岩盤のポアソン比は AN-1 孔の初期応力分布に大きな影響を及ぼしていると推定されるから、花崗岩に含まれるマイクロクラックの詳細な分布を研究することは、花崗岩体の初期応力分布を解明するうえで、きわめて重要な意味があると考えられる。

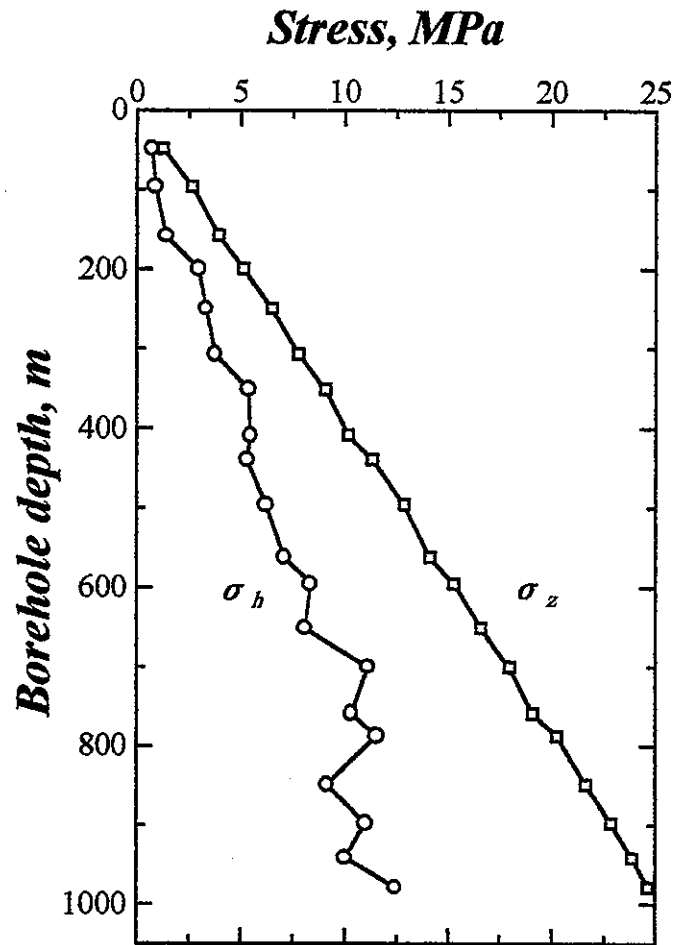


図 3.1.2 水平に堆積した不均質な地層から構成される岩盤のモデルから、室内試験で求めた見かけ比重とポアソン比を用いて計算した鉛直応力  $\sigma_z$  および水平応力  $\sigma_h$  と深度との関係。

### 3.3 力学強度から推定される AN-1 孔の初期応力状態

当該地域の地下 1000m 付近の初期応力環境が横ずれ断層型であるという事実は、本水压破砕試験によって得られたひとつの重要な知見である。ここでは、このような応力環境と室内試験から決定された岩石の圧縮強度に基づいて、地下 1000m 付近における初期応力状態について考察を加え、次にボーリング孔まわりの圧縮応力破壊であるボアホールブレイクアウトが発生する深度と岩石の圧縮強度の関係について述べる。

まず、正断層、逆断層および横ずれ断層型の応力環境にある地下 1000m の地殻内部で、水平主応力が取り得る範囲を、式 (1.6.7) を用いて計算する<sup>[3]</sup>と図 3.1.3(a) のようである。ただし、ここでは岩石の物理試験結果を基に岩盤の平均密度を  $2600\text{kg/cm}^3$  とし、断層のまさつ係数は  $\mu = 0.8$  と仮定した。

定義より、 $S_h \leq S_H$  であるから、初期応力状態は傾き 1 の直線よりも上部の領域内で表現される。図中の横軸に垂直および水平な線分は被り地圧  $S_v$  の大きさを表して、式 (1.6.7) で規定される初期応力場を正断層型 (NF)、横ずれ断層型 (SS) そして逆断層型 (RF) に区分する。 $S_h$  の下限を表す直線は、正断層が滑る応力条件 (すなわち、式 (1.6.7) において  $S_1 = S_v$  および  $S_3 = S_h$ ) を表している。 $S_H$  の上限に対応する直線は、逆断層が滑る応力条件 (すなわち、式 (1.6.7) において  $S_1 = S_H$  および  $S_3 = S_v$ ) である。斜めの直線は横ずれ断層が滑る応力条件 (すなわち、式 (1.6.7) において  $S_1 = S_H$  および  $S_3 = S_h$ ) である。当該地域のような横ずれ断層型の応力環境で水平主応力が取り得る範囲 (図 3.1.3(a) の SS) は、それぞれ  $13.4 < S_h < 25.5\text{MPa}$  および  $25.5 < S_H < 77.7\text{MPa}$  となり、 $S_H$  の範囲は  $S_h$  の 4.3 倍と広い。このため、断層のまさつ強度に基づいた式 (1.6.7) だけから地下深部における初期応力状態を推定することは困難であると考えられる。

ボーリング孔壁面に圧縮破壊あるいは引張破壊が存在すれば (あるいは存在しなければ)、適当な破壊基準に基づいて、断層のまさつ強度によって規定される前述の初期応力の範囲を狭い範囲に限定し、初期応力の大きさに関して有益な情報が得られる場合がある<sup>[3][4][5]</sup>。いま、単純な弾性 Mohr-Coulomb の破壊基準を導入すると、円周方向直応力  $\sigma_{\theta\theta}$  と半径方向直応力  $\sigma_{rr}$  の差によってボーリング孔壁面に生じる集中応力が岩石の強度  $C$  を越えたときに圧縮破壊が生じると考えることができる。すなわち、この場合の破壊条件は次式<sup>[3]</sup>で表される。

$$\sigma_{\theta\theta} = S_H + S_h - 2(S_H - S_h) \cos 2\theta - 2P_0 - \Delta P \geq C \quad (3.1)$$

ここで、 $\sigma_{\theta\theta}$  は円周方向直応力、 $\theta$  は水平最大主応力軸から計った回転角度、そして  $\Delta P$  はボーリング孔内部の流体圧力と岩盤の間隙水圧  $P_0$  との差圧である。

応力環境が正断層型で、しかも 2 つの水平主応力がほぼ等しい場合 ( $S_v \gg S_H \approx S_h$ ) を除けば、ポアソン比  $\nu$  が通常の範囲であれば ( $\leq 0.25$ )、ボーリング孔の壁面における円周方向直応力の最大値 ( $3S_H - S_h - 2P_0$ ) は鉛直方向の最大圧縮応力 ( $S_v + 2\nu(S_H - S_h) - P_0$ ) よりも大きいから、一般には鉛直応力による圧縮破壊条件は考慮する必要はない。

ボーリング孔内部の流体圧力と岩盤の間隙水圧との差が小さい場合、ボーリング孔の壁面における $\sigma_{rr}$ はほぼゼロであるが、 $\sigma_{\theta\theta}$ と $\sigma_{zz}$ はゼロでないからボーリング孔まわりの応力状態は多軸的である。岩石は一般に一軸的な条件下よりも多軸的な応力状態の元でより大きな強度を発揮し、主応力のひとつがゼロであるときの岩石の見かけ強度は一軸強度( $\sigma_2=0$ )と二軸強度( $\sigma_2=\sigma_1$ )の間の値をとる。しかし、ここでは単純に室内試験から決定した一軸圧縮強度とボーリング孔壁面の強度は等しいと仮定する。

さて、ボアホールブレイクアウトの発生状況として、次の3つの場合を考える。すなわち、

- (1) ブレイクアウトが発生しない場合、
- (2)  $S_h$ の方向にだけブレイクアウトが発生する場合、そして
- (3) 孔壁の全体にブレイクアウトが発生する場合である。

これら3つの場合分けは、岩石の強度 $C$ と初期全応力差によって決まる。ここでは、ボーリング孔に流体が満たされている場合、 $\Delta P=0$ と仮定する。すなわち、岩盤の間隙水圧はボーリング孔内部の流体圧力と等しいと仮定する。なお、ボーリング孔内部に流体が存在しない場合、すなわち、立坑などの鉛直に掘削された地下構造物の場合、 $\Delta P=-P_0$ となる。

清水によって満たされたボーリング孔の深度 1km において、ブレイクアウトが発生する領域と発生しない領域を示すと図 3.1.3(b)の実線のようになる。ここで、岩石の強度は AN-1 孔の深度 787.52m 以下で採取された試験片の一軸圧縮強度の平均値を採用し、 $C=175\text{MPa}$ とした。図中の●印は深度 991.0m において水圧破碎試験によって測定された初期応力状態、すなわち $S_h$ および $S_{H_{max}}$ を示している。 $S_h$ の方向だけにブレイクアウトが生じる場合の条件式は $S_H \geq 1/3 (C + S_h + 2P_0)$ によって定義され、ボーリング孔の壁面全体にブレイクアウトが生じる場合の条件式は $S_h \geq 1/3 (C + S_H + 2P_0)$ で定義される。

この図から、応力環境が横ずれ断層型のとき、ブレイクアウトが生じないという条件だけから $S_H$ を狭い範囲に特定することはできないが、逆にブレイクアウトが生じる場合の $S_h$ と $S_H$ の範囲はかなり狭いことが読み取れる。逆断層型のときは $S_H$ の取り得る範囲は $S_h$ の範囲と比較して相対的に狭いことが読み取れる。いずれにしても、ボアホールブレイクアウトが生じるのは最大主応力が大きく、しかも水平主応力差が大きいときだけである。

立坑などの鉛直に掘削された地下構造物に支保工を施さない場合、 $S_h$ の方向だけにブレイクアウトが生じる場合の条件式は $S_H \geq 1/3 (C + S_h + P_0)$ 、そして空洞の壁面全体にブレイクアウトが生じる場合の条件式は $S_h \geq 1/3 (C + S_H + P_0)$ でそれぞれ定義され、図 3.1.3(b)の点線で表される。ブレイクアウトが発生する初期応力の範囲は構造物の壁面に流体圧が作用している場合よりもかなり広がるが、それでも 1000m 付近の初期応力状態を表す●印は点線の下方に位置しているので、 $C=175\text{MPa}$ の場合、深度 1000m であっても壁面の一部に圧縮破壊が生じることはないと予測される。

ブレイクアウトは世界の数多くのボーリング孔で観測されているが、その発生頻度は一

般にボーリング孔の深度とともに増加する。ブレイクアウトが発生する深度は、逆断層型、横ずれ断層型および正断層型の応力環境 ( $S_1$  および  $S_3$  の大きさは式 (1.6.7) とまさつ係数  $\mu$  によって制約を受ける) において取り得る水平主応力の限界値と、円周応力によるブレイクアウトの発生条件 (式 (3.1)) から推定できる。これらの関係式から、横ずれ断層型の初期応力環境において岩石の強度とブレイクアウトが発生する深度との関係を導くと図 3.1.4 のようになる。ただし、鉛直応力  $S_v$  は被り地圧に等しく、岩盤の間隙水圧とボーリング孔内部の流体圧は等しい ( $\Delta P=0$ ) と仮定した。図中の  $\phi$  は、中間主応力の大きさを定義するために導入されたパラメータで、 $\phi = (S_v - S_h) / (S_H - S_h)$  である。AN-1 の深度 1000m 付近における  $\phi$  はおよそ 0.35 と見積もられるが、この  $\phi$  の値が 1000m より深部でも変化しなければ、ボアホールブレイクアウトが発生しはじめる深度は 2000m 付近からであると推定される。

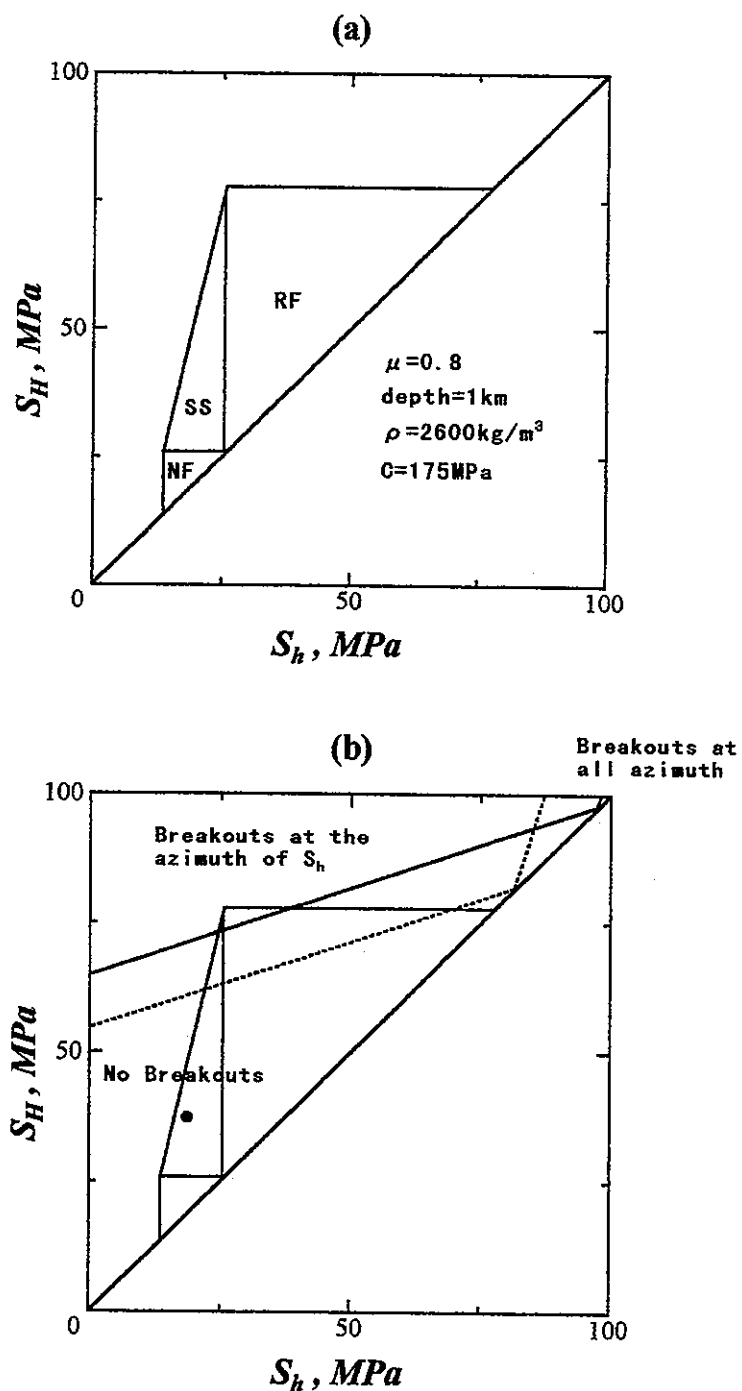


図 3.1.3(a) 断層のまさつ強度から推定される深度 1 km における初期応力状態の範囲。NF、SS および RF は、初期応力場が正断層型、横ずれ断層型および逆断層型の応力環境であることを示している。(b) 岩盤の強度が 175MPa であるときブレイクアウトの発生する応力条件。実線および点線は、それぞれはボーリング孔が清水で満たされている場合と満たされていない場合の応力条件を表している。●印は深度 991.0m において水圧破碎試験によって測定された初期応力状態である。

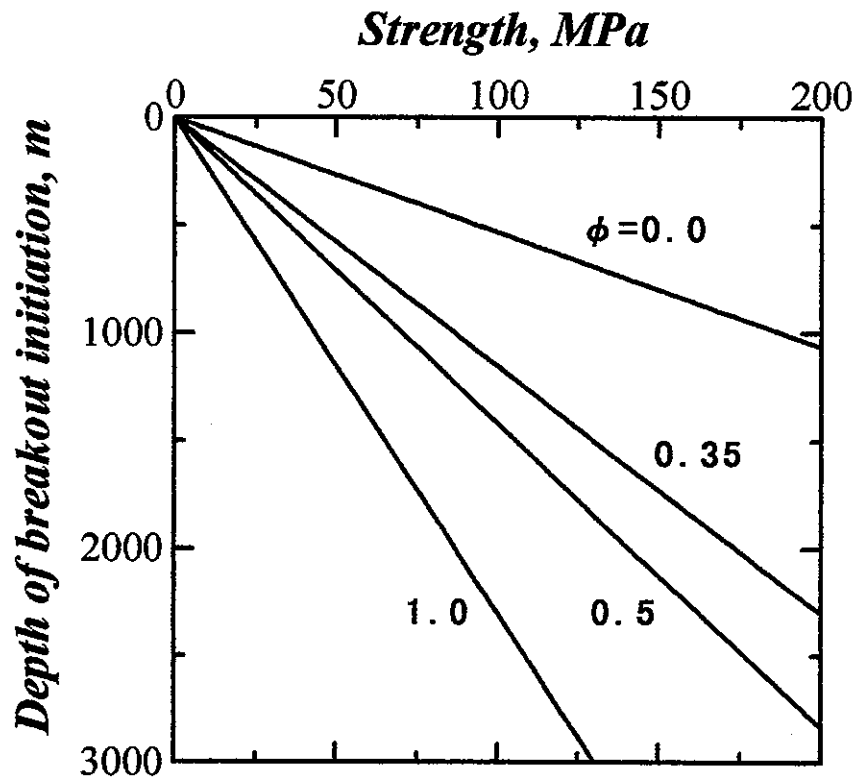


図 3.1.4 横ずれ断層型の応力環境において、ボーリング孔まわりの円周方向の応力集中によってブレイクアウトが発生する最小の深度と岩盤の強度との関係。ここで、 $\phi$ は中間主応力を定義するために導入されたパラメータであり、 $\phi = (S_V - S_H) / (S_H - S_h)$ である。

### 3.4 結言

AN-1 孔から採取された岩石試験片の空隙率および含水比と水圧破碎法によって測定した水平応力の増減傾向との間には正の相関関係が、そして縦波の弾性波速度および低応力下における接線ヤング率と水平応力の増減傾向との間には負の相関関係がみられた。ここでは、配向面が水平な空隙あるいはマイクロクラックによって岩盤に横等方弾性異方性が生じ、そのために岩石の物理特性と初期応力の分布の間に相関関係が生じたのではないかと推定した。次に、AN-1 孔から採取された岩石試験片の各深度におけるポアソン比と見かけ比重から、重力のみを受ける不均質岩盤モデルを用いて水平応力の変化傾向を調べた。本モデルから計算された水平主応力は深度 700m までほぼ線形に増加し、ここから深度 1000m までほぼ一定であった。このような水平応力の分布傾向は、水圧破碎法によって測定された水平応力が深度 700m 付近から全体的に低下するという傾向と比較的よく一致していることから、AN-1 孔における初期応力分布には、岩盤のポアソン比も大きな影響を及ぼしていると推定された。そして、ポアソン比の深度分布を支配する主要な因子が、花崗岩に含まれるマイクロクラックであると考えられることを指摘した。最後に、室内試験から求めた岩石の圧縮強度および比重に基づいて地下 1000m の地殻内部において初期応力が取り得る範囲を推定した。そして、AN-1 孔における水圧破碎試験から得られた深度 1000m 付近の初期応力状態と岩石の圧縮強度から、ボーリング孔まわりの圧縮応力破壊であるポアホールブレイクアウトについても考察を加えた。



### 引用文献

1. Amadei B. & Stephansson O., Rock stress and its measurement, Chapman & Hall, London, Chapter 2, p. 23-76, 1997.
2. Amadei B., Savage W. Z. and Swolfs H. S., Gravity-induced stresses in stratified rock masses. Rock Mech. Rock Eng., 21, p. 1-20, 1988.
3. Moos D. & Zoback MD., Utilization of observations of well bore failure to constrain the orientation and magnitude of crustal stresses: application to continental, Deep Sea Drilling Project, and Ocean Drilling Program boreholes, J. Geophys. Res., V95, NB6, p. 9305-9325, 1990.
4. Barton CA. & Zoback MD., Stress perturbation associated with active faults penetrated by boreholes: possible evidence for near-complete stress drop and a new technique for stress magnitude measurement, J. Geophys. Res., V99, NB5, p. 9373-9390, 1994.
5. Peska P. & Zoback MD., Compressive and tensile failure of inclined well bores and determination of in situ stress and rock strength, J. Geophys. Res., V100, NB7, p. 12791-12811, 1995.

#### 4. 結論

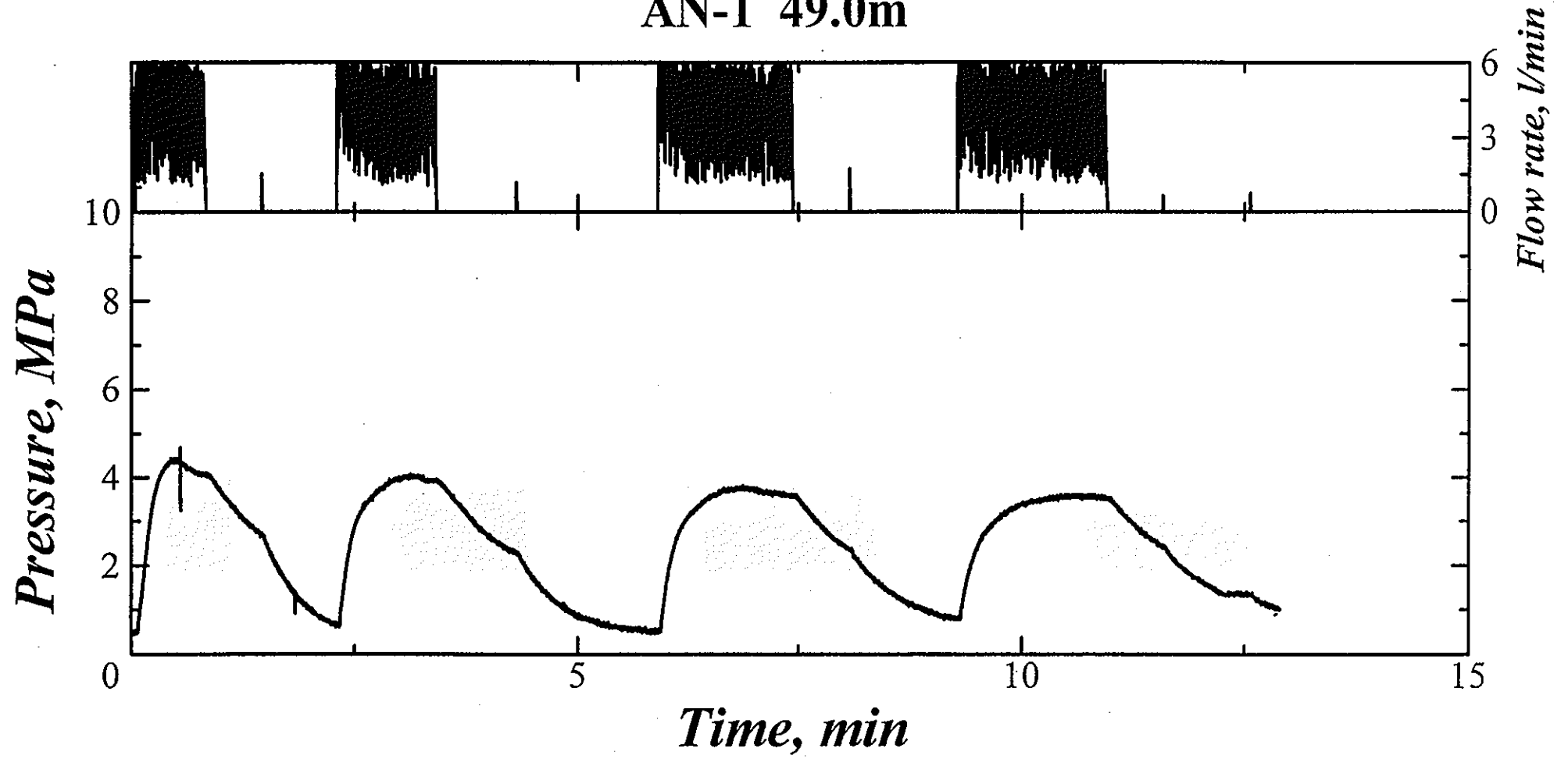
土岐花崗岩体の深度 1000m までの初期応力状態を把握するために、正馬様用地内の AN-1 孔の深度 49m から 991m において 20 回の水圧破碎試験を実施するとともに、水圧破碎試験を実施した深度の近傍から天然き裂を含まないコアを選定し、物理試験、力学試験および熱特性試験を実施した。これらの試験から得られた知見をまとめると次のようである。

- (1) 水圧破碎法によって決定された AN-1 孔における初期応力の環境は深度の増加とともに変化し、地表から深度 250m までは  $S_v < S_h < S_H$  の逆断層型、深度 350m から 650m までは  $S_v \approx S_h < S_H$ 、そして 700m から 1000m までは  $S_h < S_v < S_H$  の横ずれ断層型である。
- (2)  $S_H$  の方位は地表から深度 300m 付近までは N-S 方向であるが、深度 300m を境にして  $S_H$  の方位は反時計まわりに約  $45^\circ$  回転する。深度 300m までの  $S_H$  の方位は月吉断層の走向にほぼ垂直であり、深度 300m から 1000m までの方位は当該地域の地震の発震機構に関するデータおよび測地学的な地表のひずみ変化測定から推定される広域的な最大水平主応力の方位と一致する。
- (3) AN-1 孔の 20 深度から採取された岩石試験片の空隙率と含水比の採取深度に対する分布傾向は一致し、細かな増減傾向は弾性波速度  $V_p$  および低応力における接線ヤング率  $E_o$  のそれと負の相関を示した。かさ比重および見かけ比重は深度 250m 以下でほぼ一定の値を示した。
- (4) 岩石試験片を用いた力学試験から求めた一軸圧縮強度  $S_c$ 、引張強度  $S_t$ 、割線ヤング率  $E_s$ 、接線ヤング率  $E_{so}$ 、ポアソン比  $\nu$  およびせん断強度  $S_s$  の深度分布は、すべて地表から深度 700m 付近までほぼ線形に増加し、700m から 1000m にかけてほぼ一定のままであるか、あるいは減少する傾向を示した。
- (5) 岩石試験片の熱伝導率および比熱の採取深度に対する分布傾向は、いずれも弾性波速度  $V_p$  および低応力における接線ヤング率  $E_o$  の増減傾向と調和的であった。
- (6) AN-1 孔から採取された岩石試験片の空隙率および含水比と水圧破碎法によって測定した深度 500m 以下の水平応力の増減傾向との間には正の相関関係が、そして縦波の弾性波速度および低応力下における接線ヤング率と水平応力の増減傾向との間には負の相関関係がみられた。
- (7) AN-1 孔から採取された岩石試験片の各深度におけるポアソン比と見かけ比重から、重力のみを受ける不均質岩盤モデルを用いて水平応力を計算すると、水平応力は深度 700m までほぼ線形に増加し、そこから深度 1000m までほぼ一定であった。このような水平応力の分布傾向は、水圧破碎法によって測定された水平応力が深度 700m 付近から全体的に低下するという傾向と比較的よく一致することから、ポアソン比も初期応力分布に大きな影響を与えている可能性があるとして推定された。

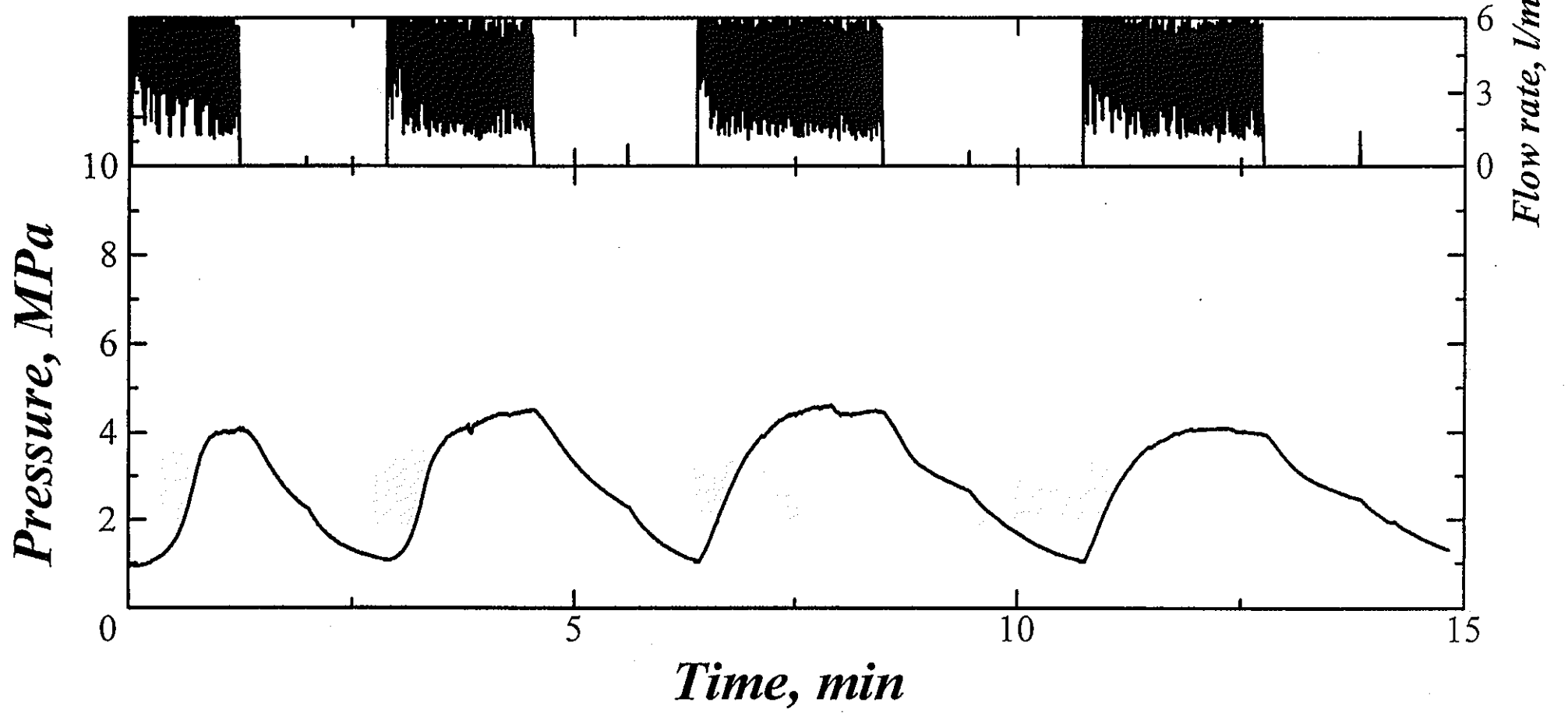
# APPENDIX I

圧力—時間、流量—時間曲線

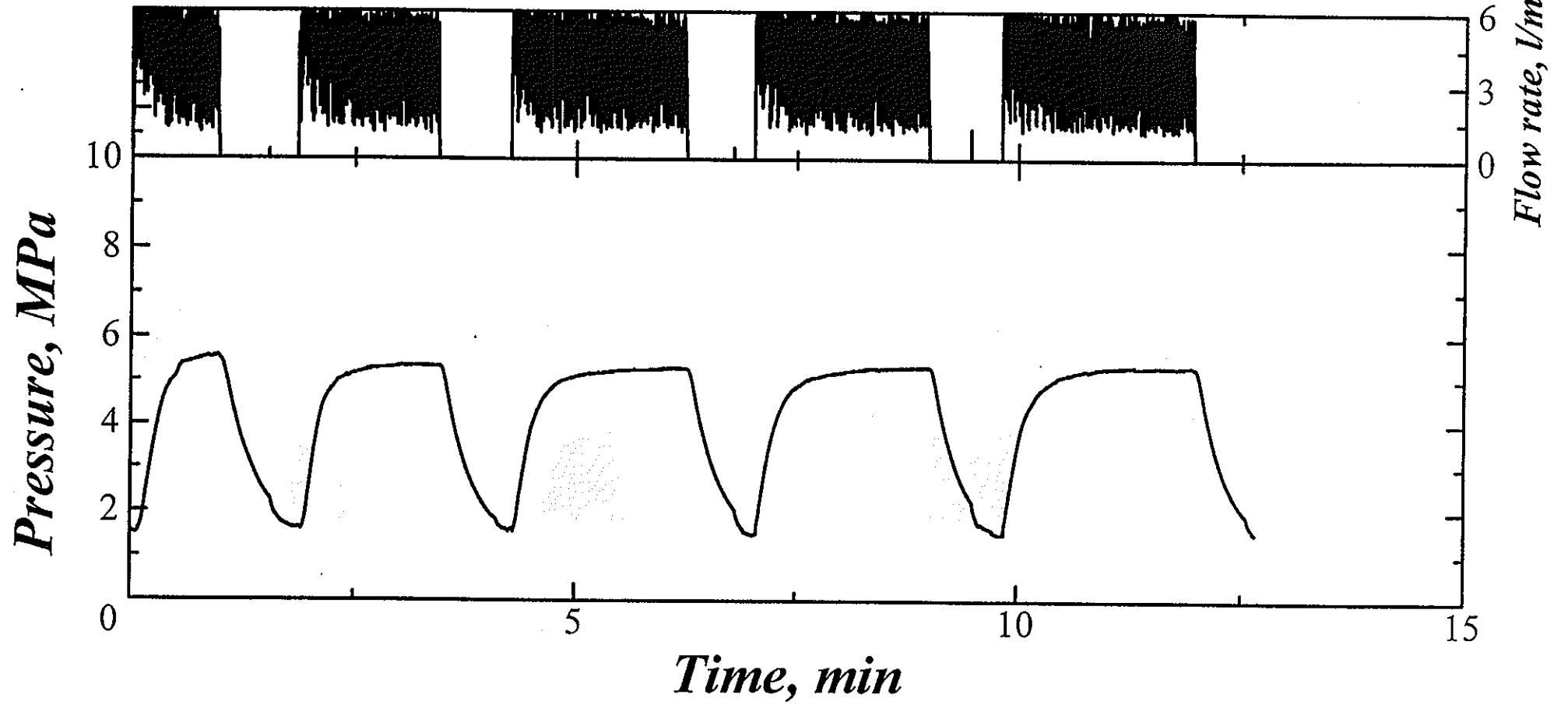
# AN-1 49.0m



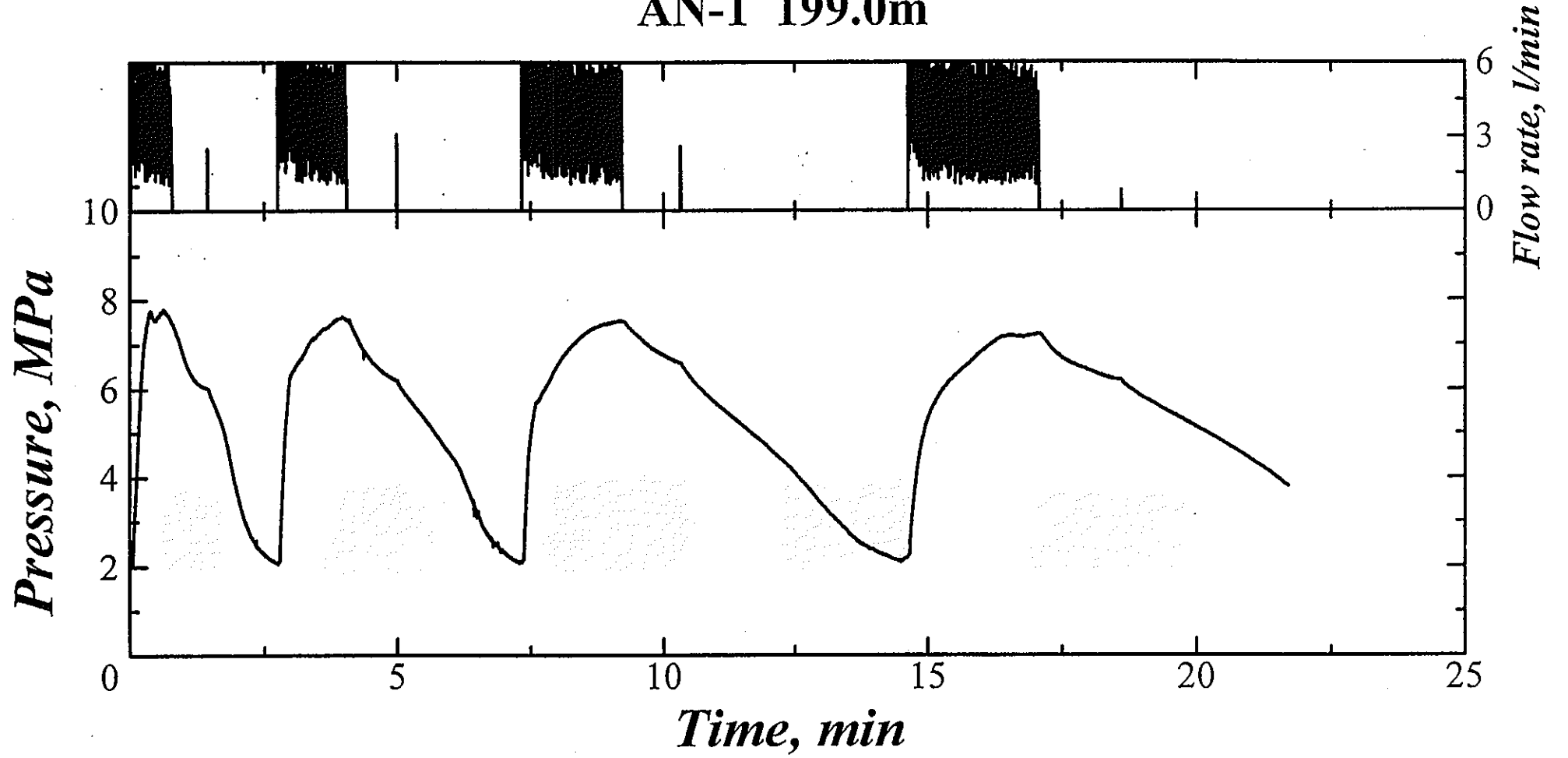
AN-1 97.0m



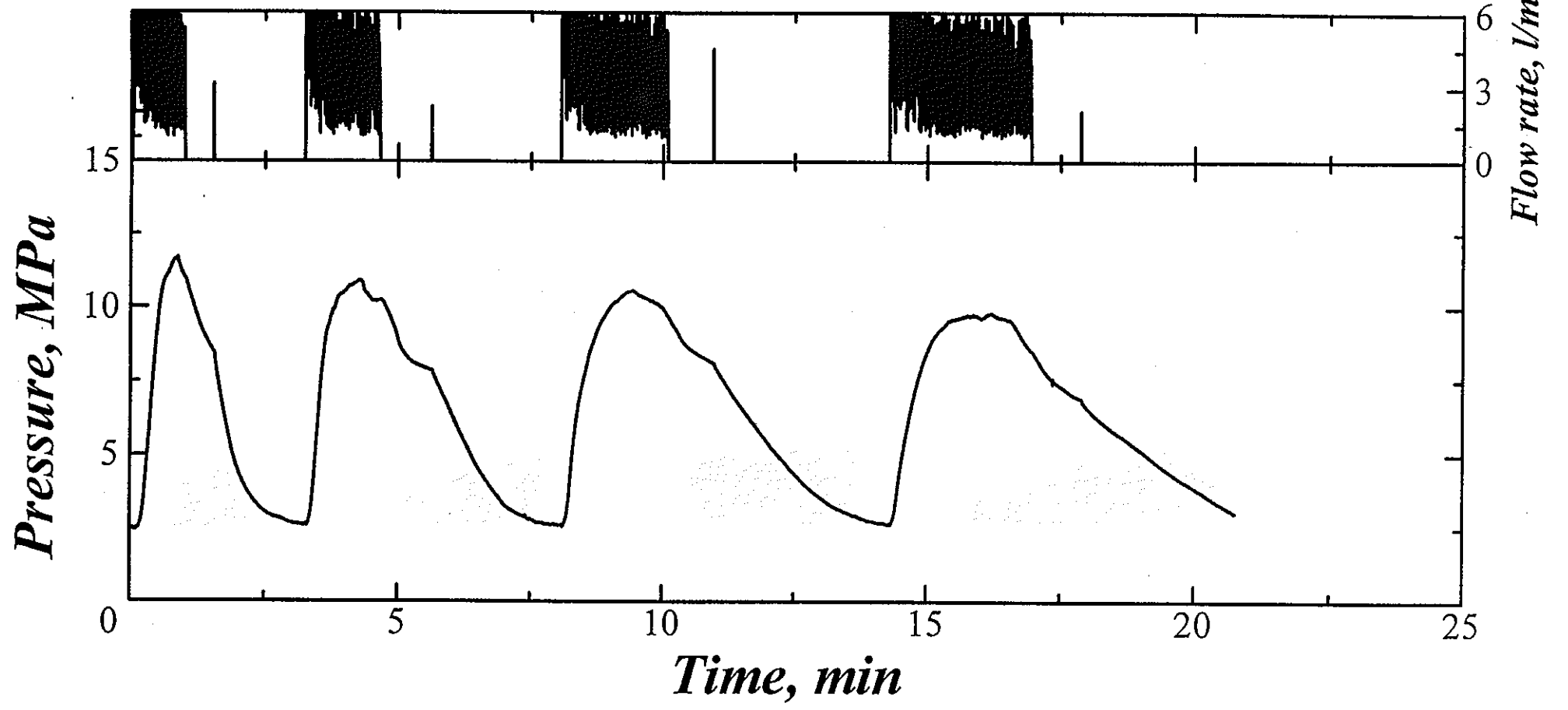
AN-1 156.0m



AN-1 199.0m

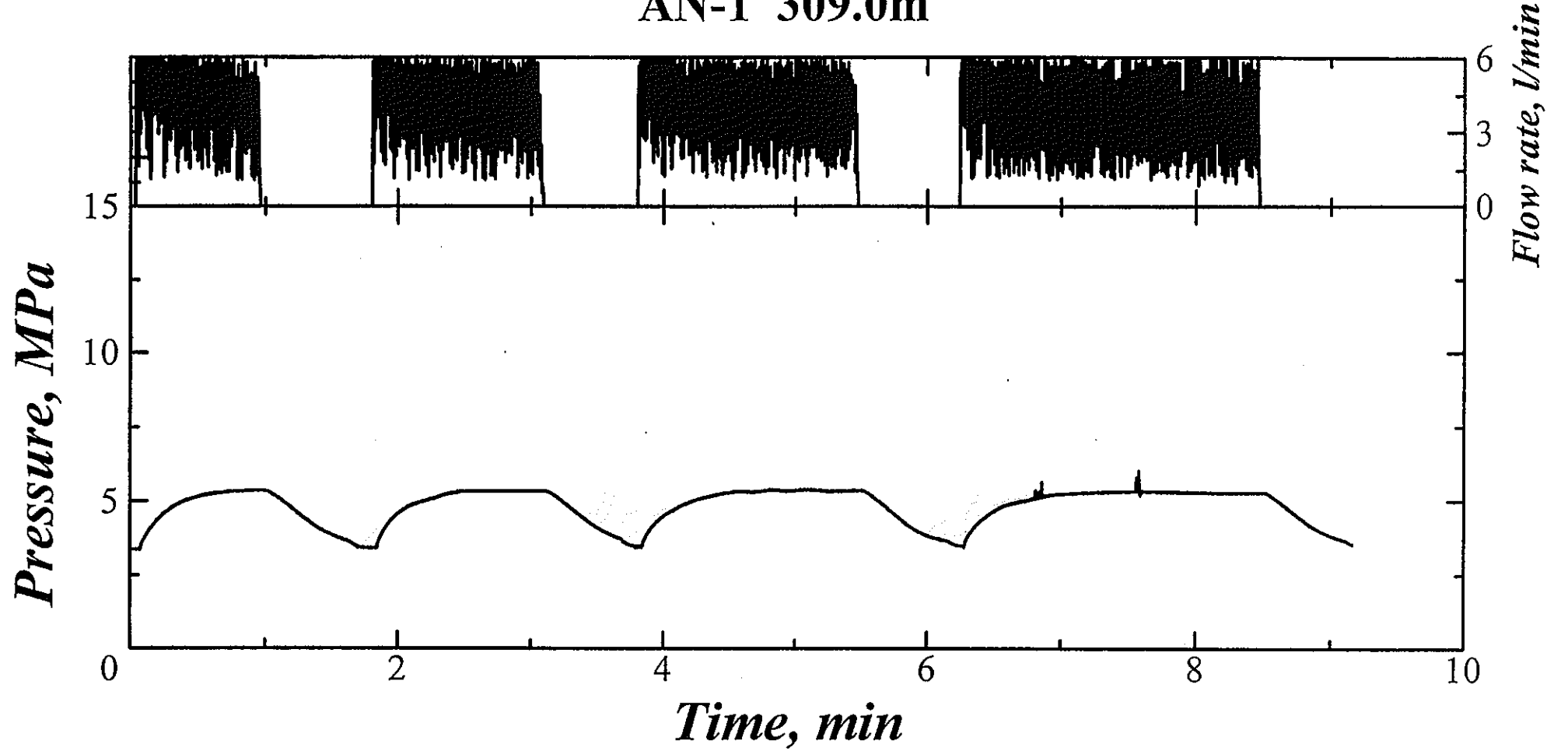


AN-1 249.0m

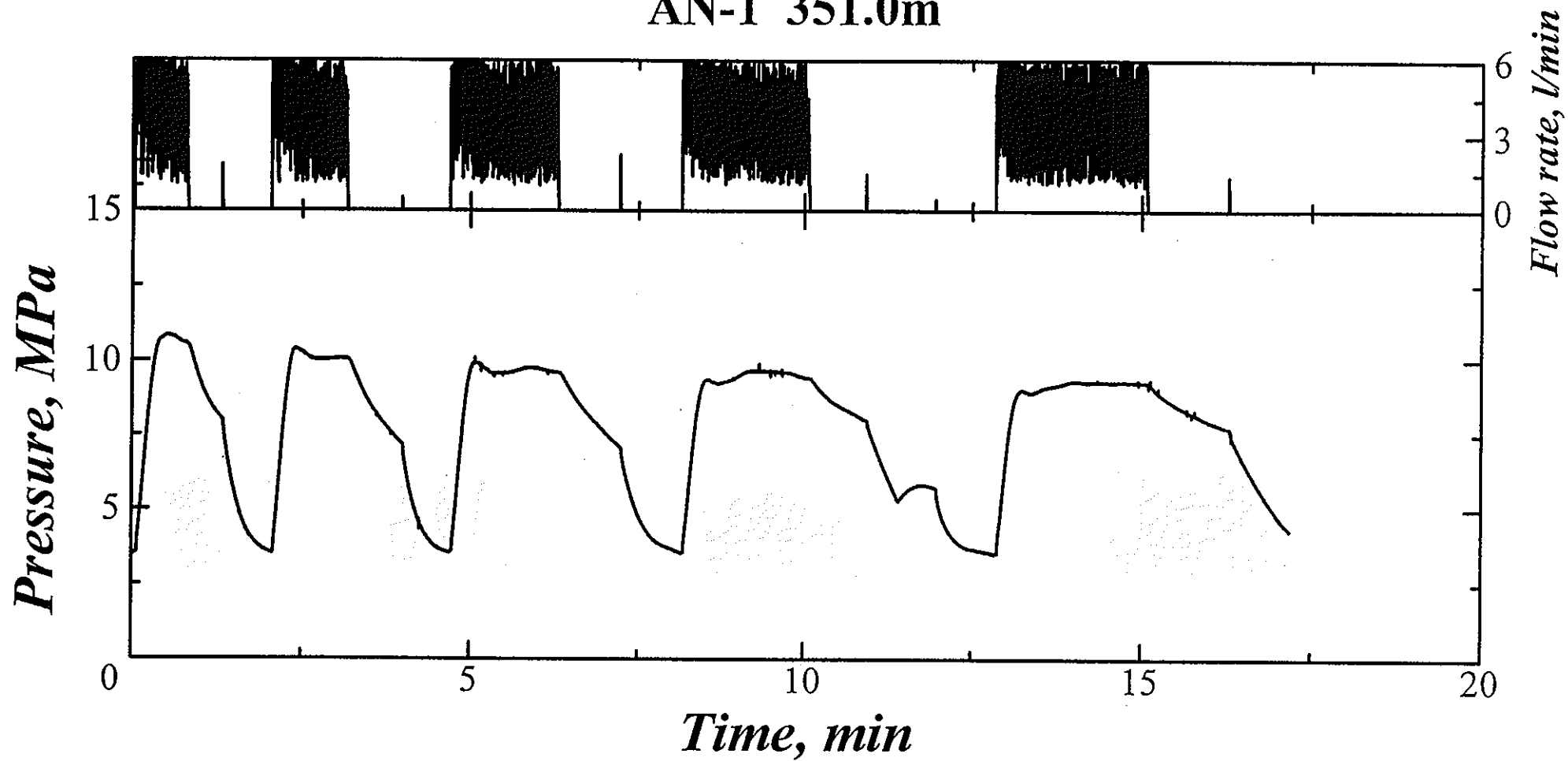




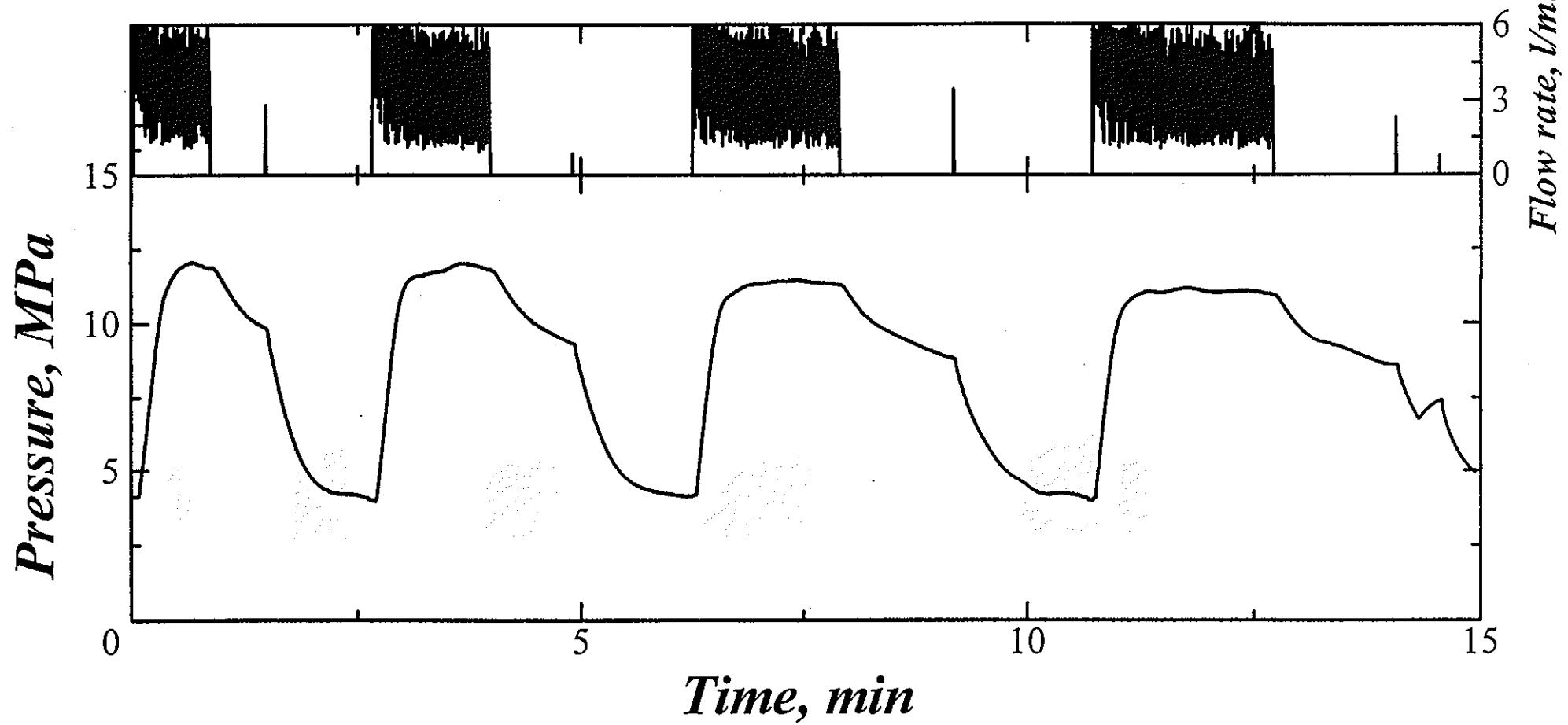
AN-1 309.0m



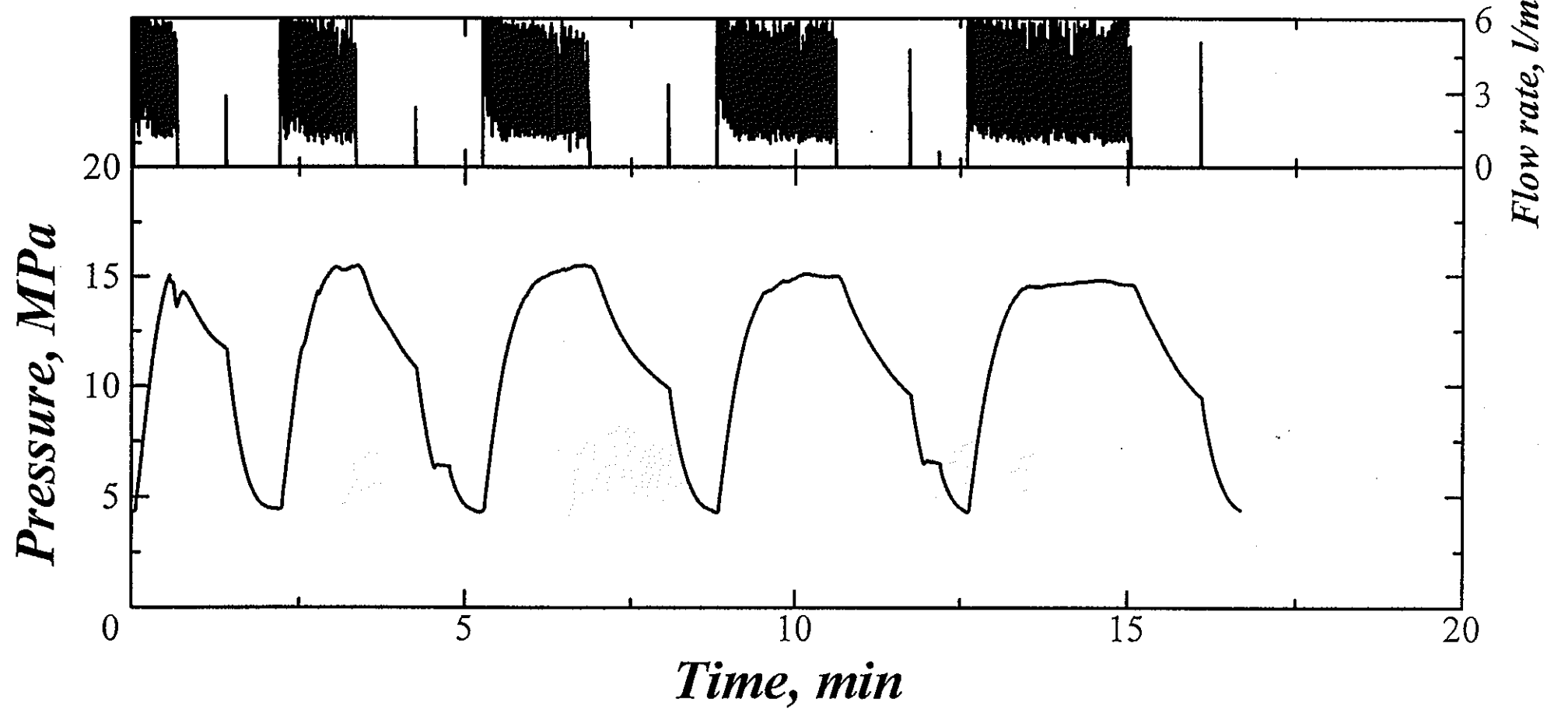
AN-1 351.0m



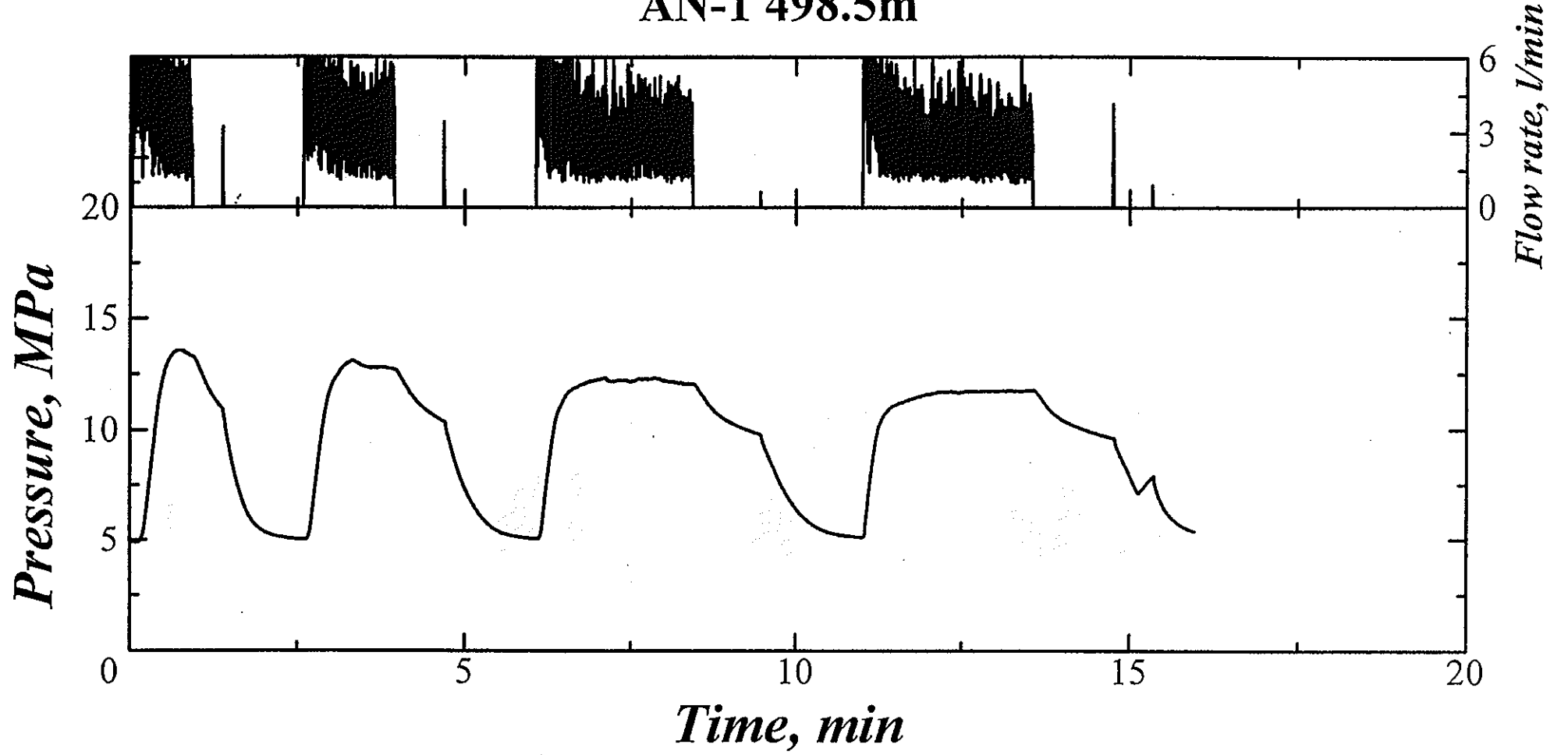
# AN-1 404.0m



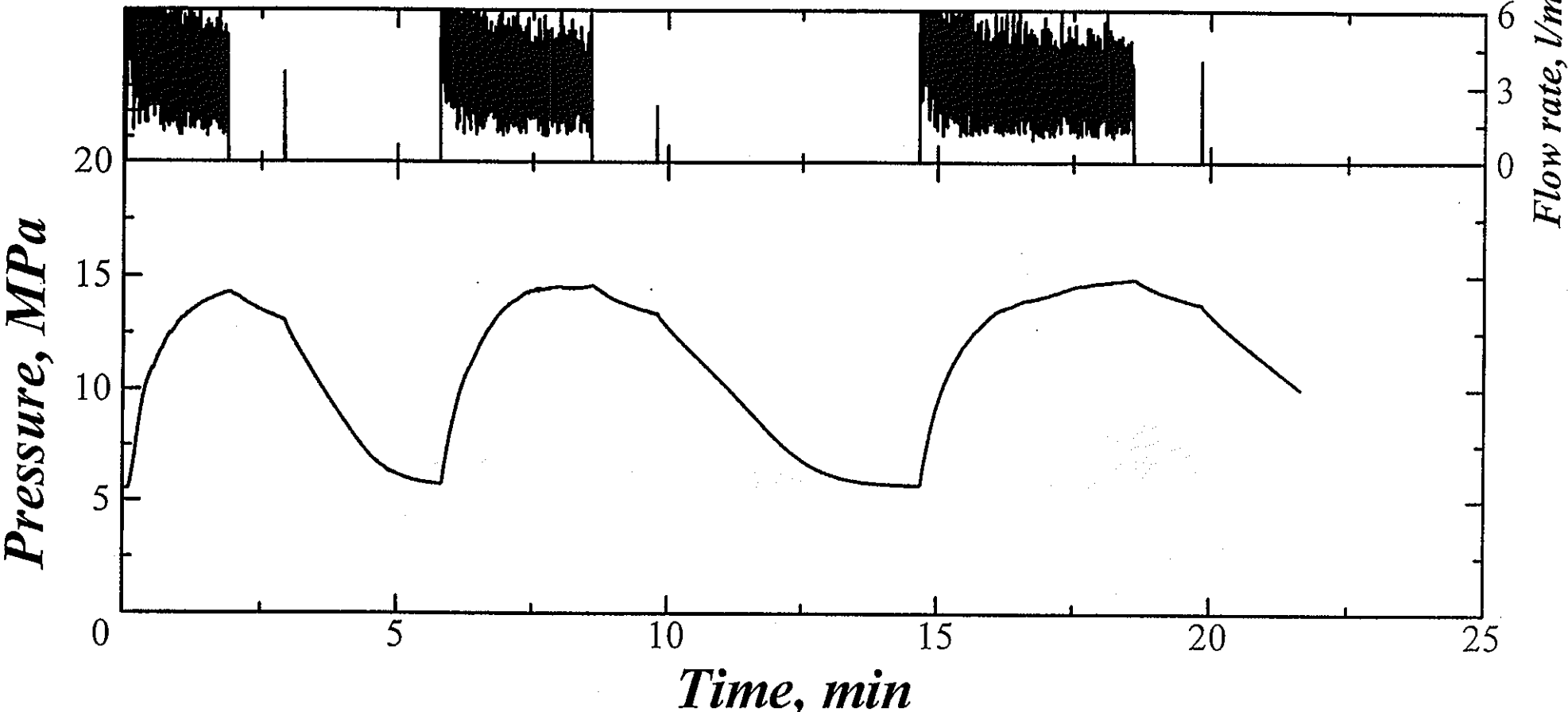
AN-1 439.0m



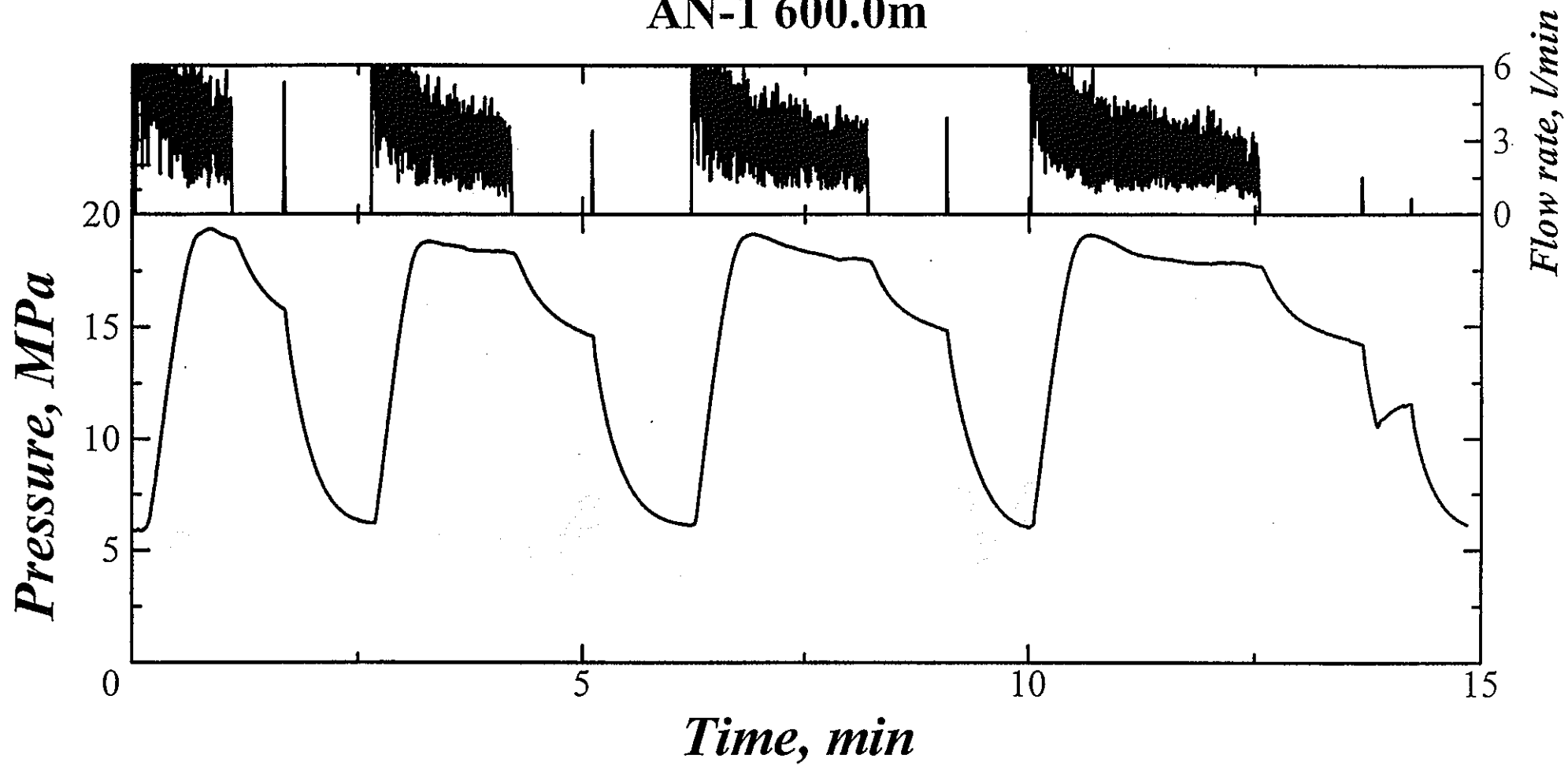
# AN-1 498.5m



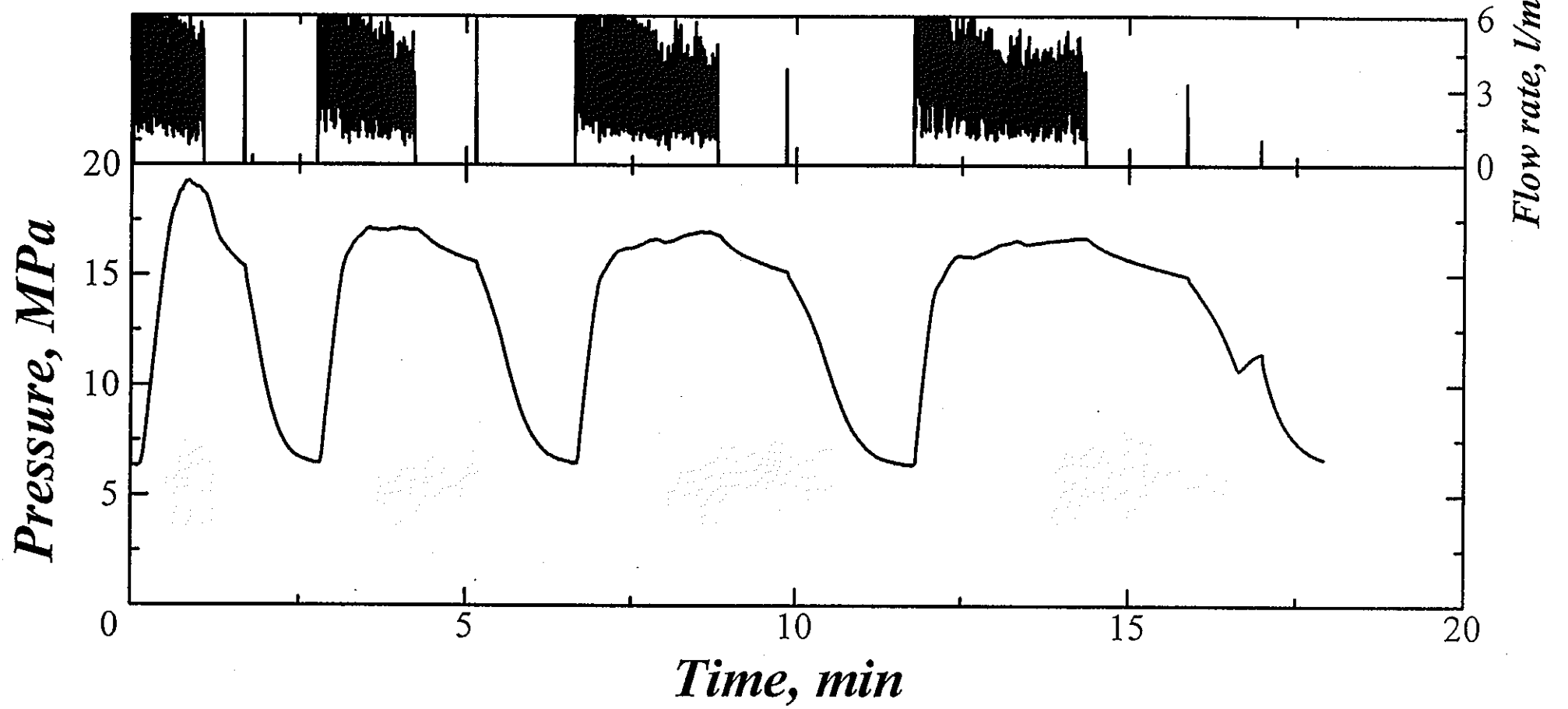
AN-1 564.0m



AN-1 600.0m

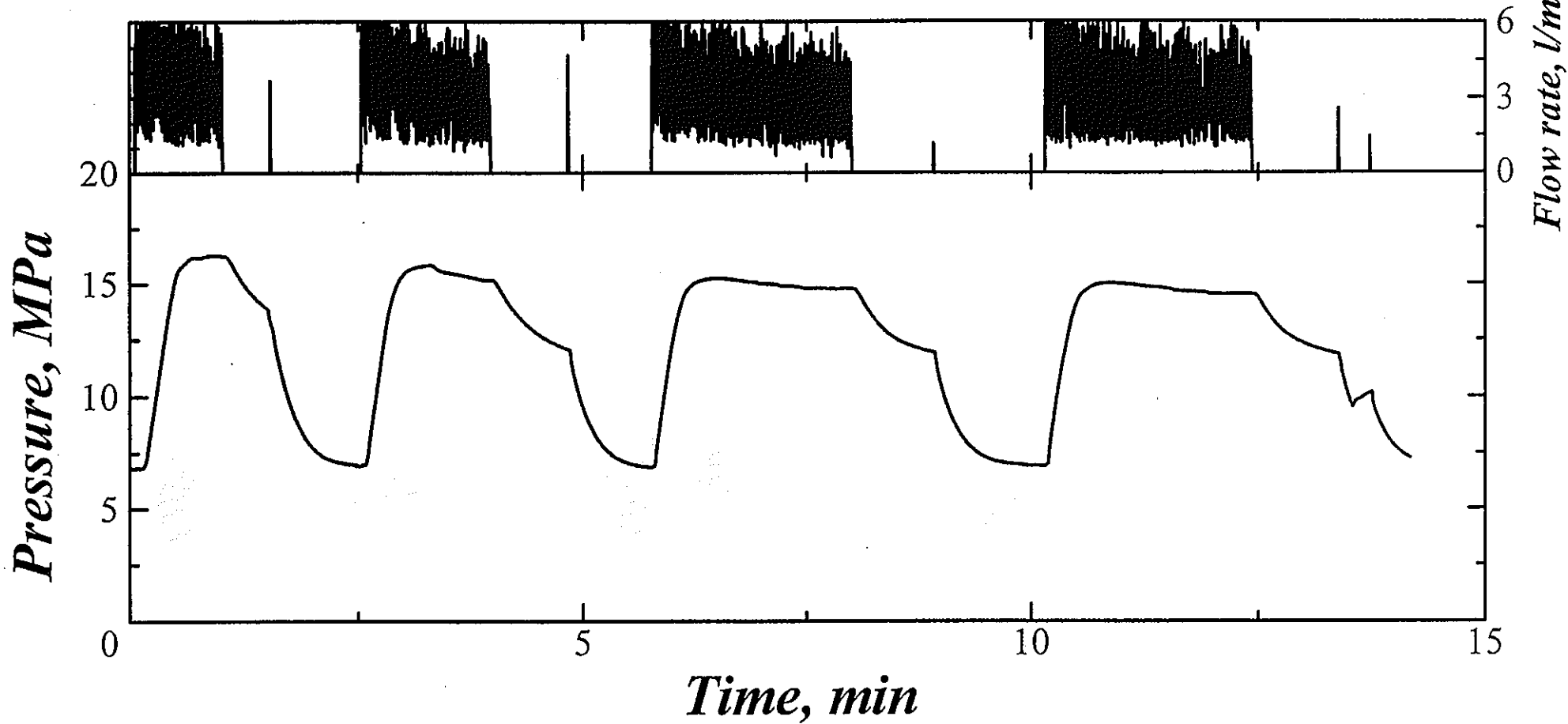


AN-1 651.0m

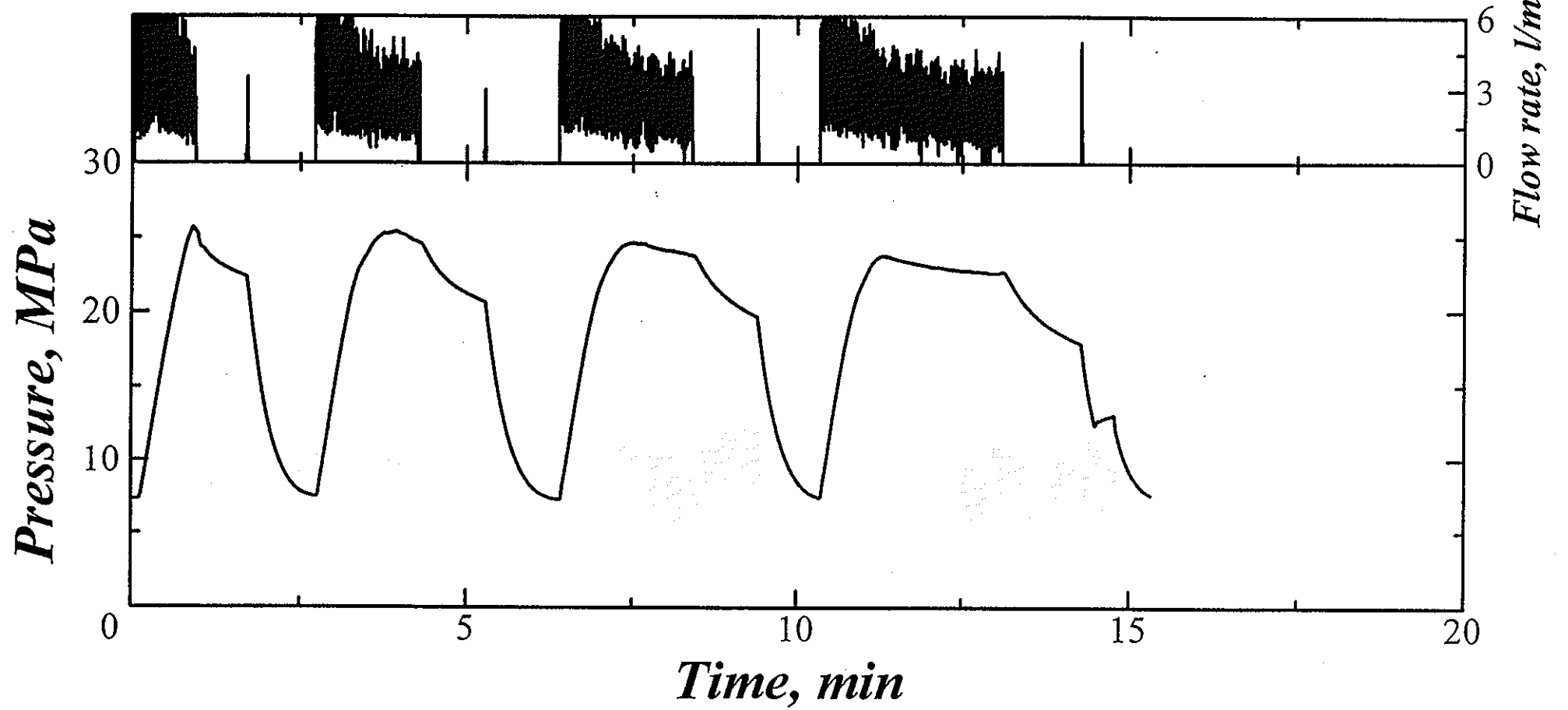




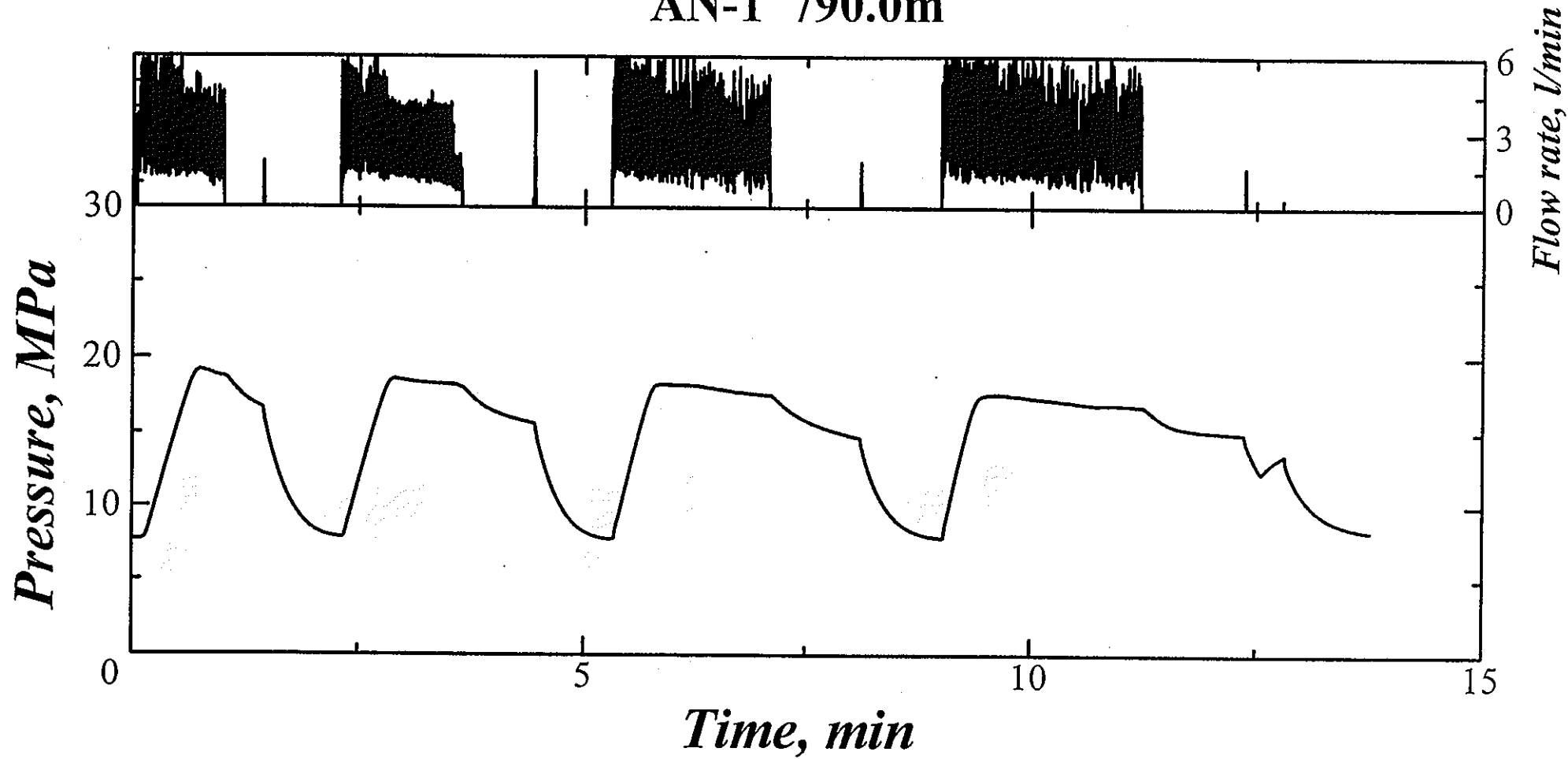
# AN-1 700.0m



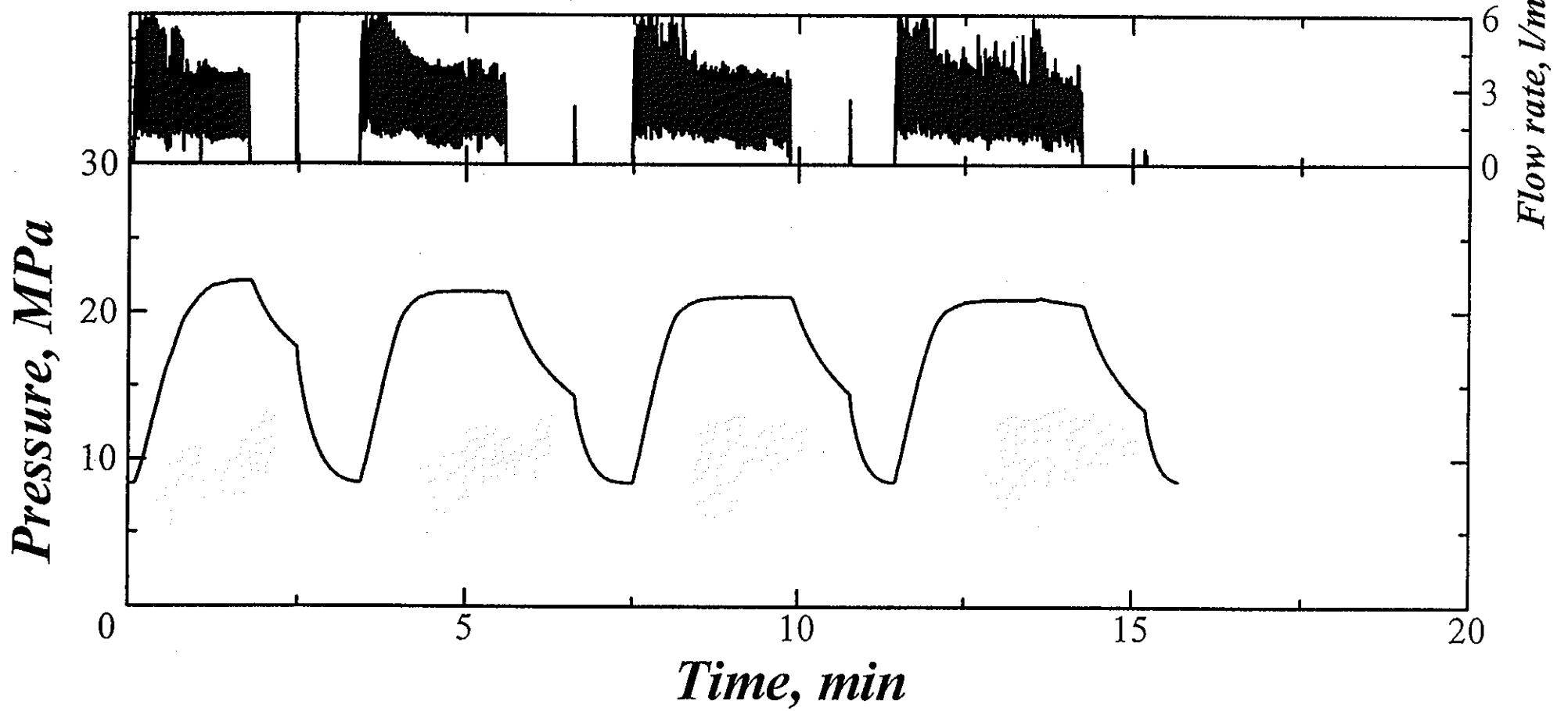
AN-1 749.0m



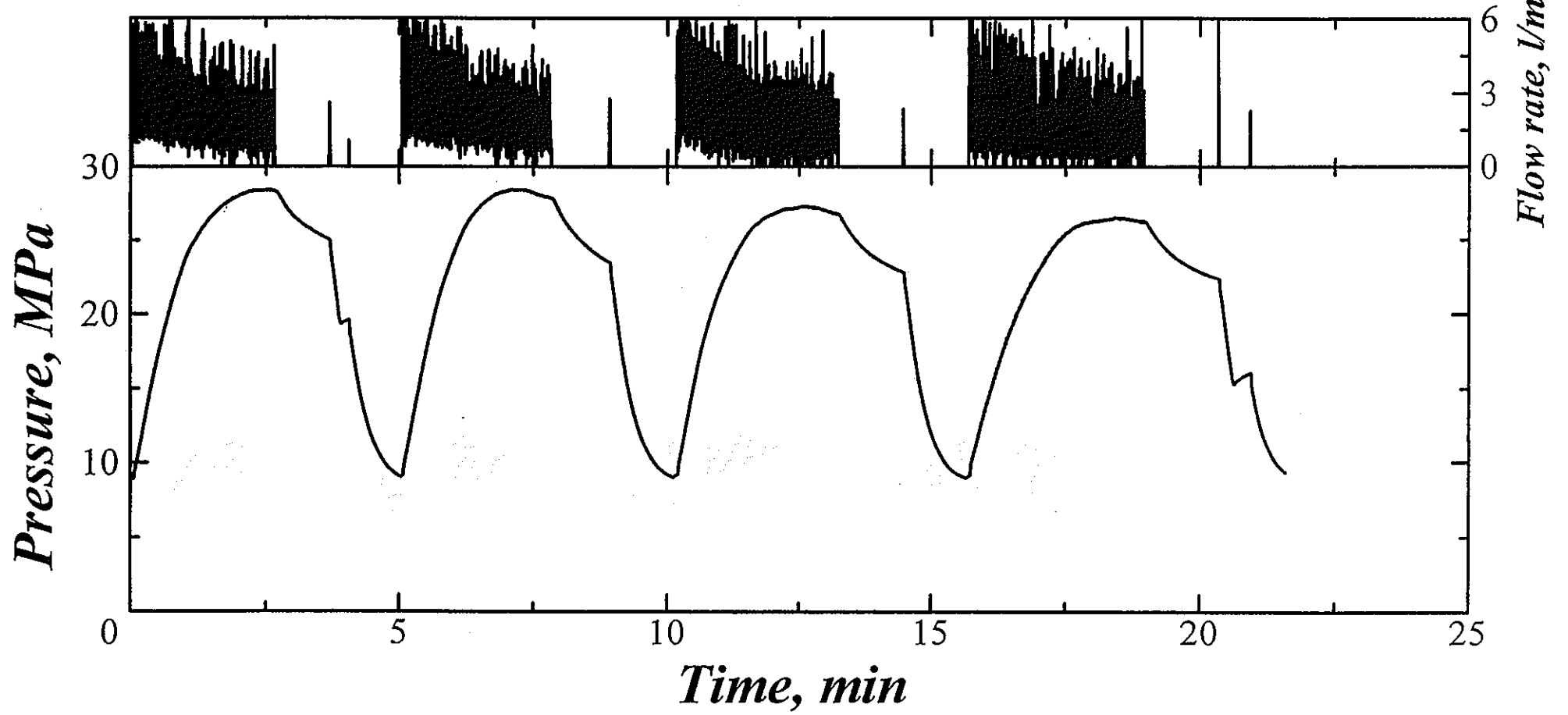
AN-1 790.0m



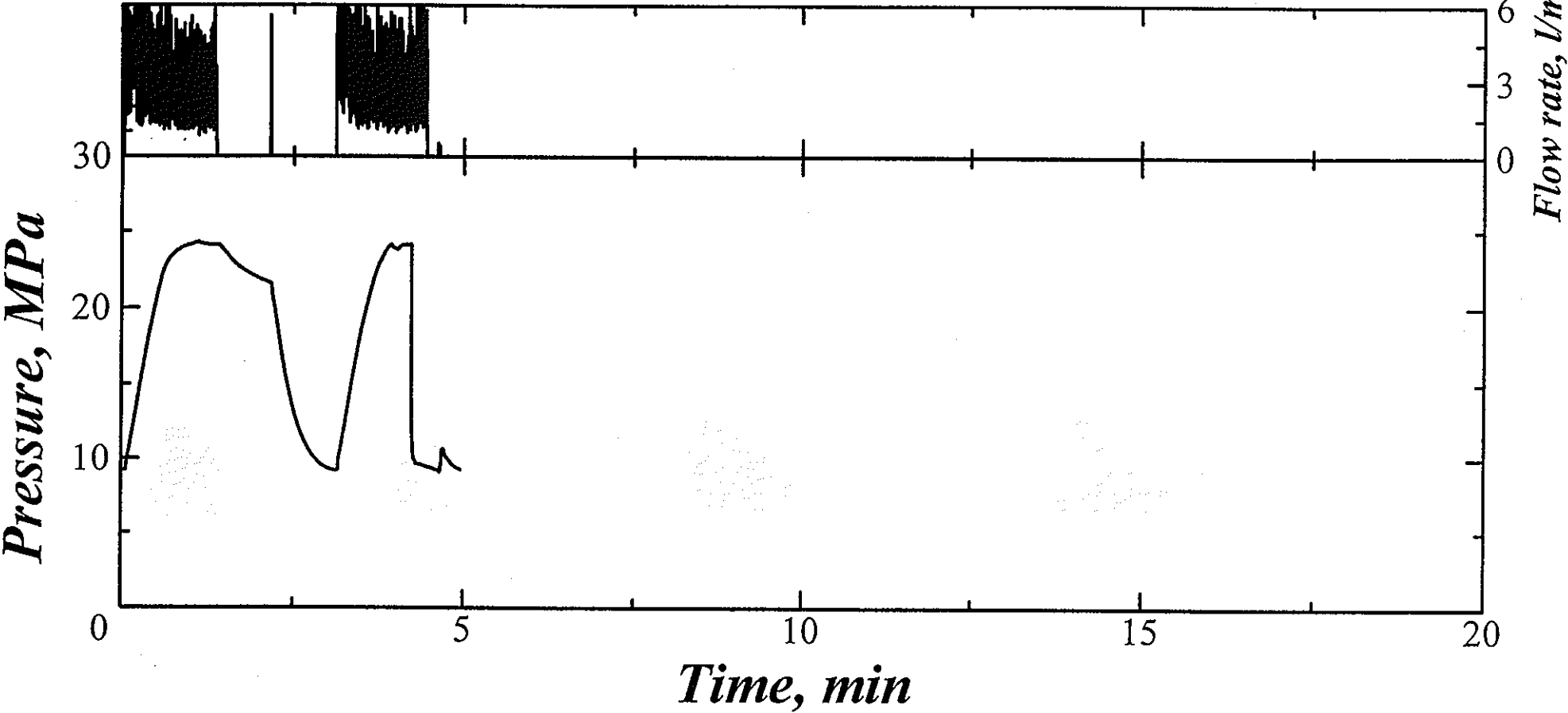
AN-1 850.0m.



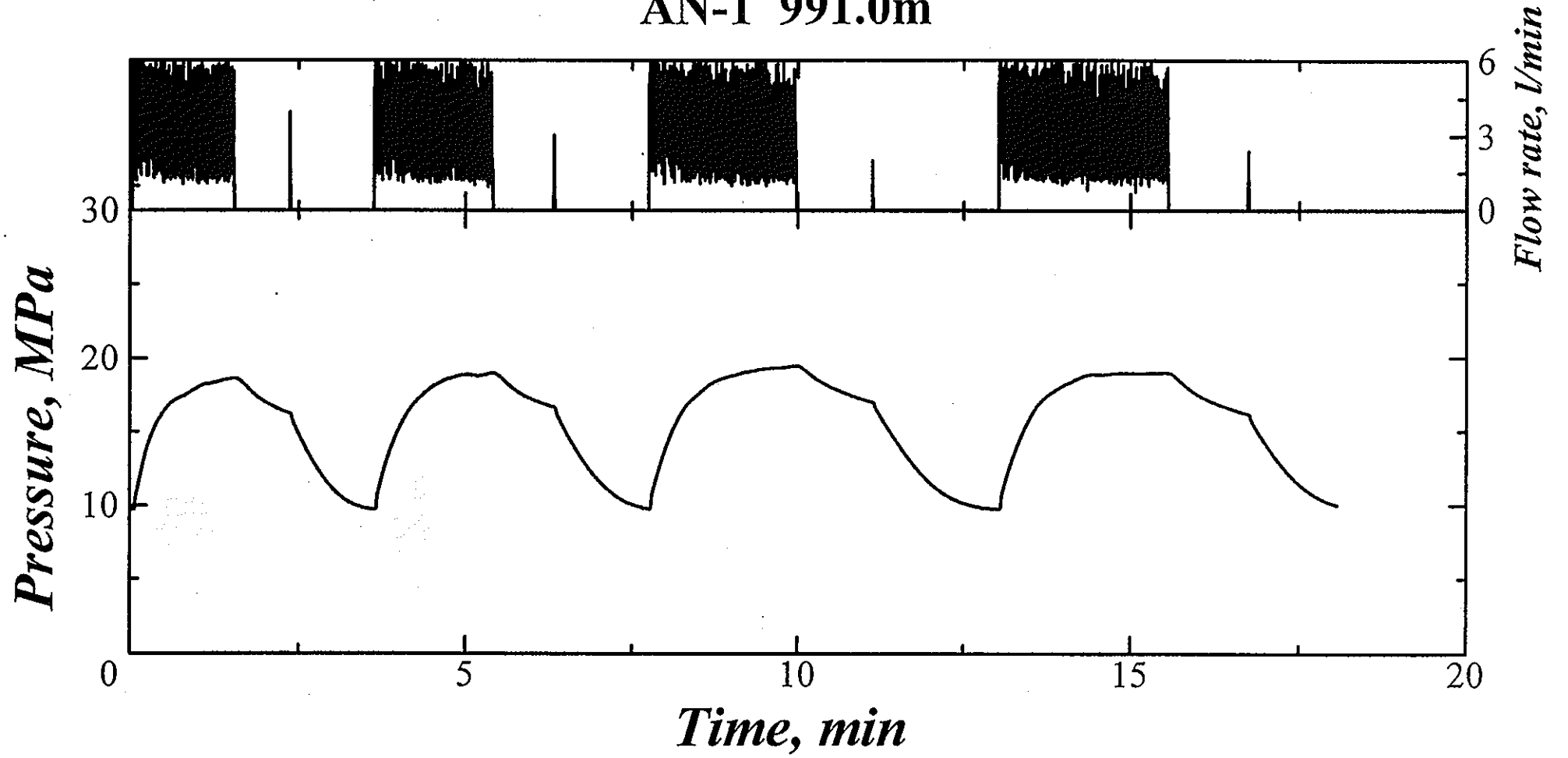
AN-1 900.0m



AN-1 941.0m



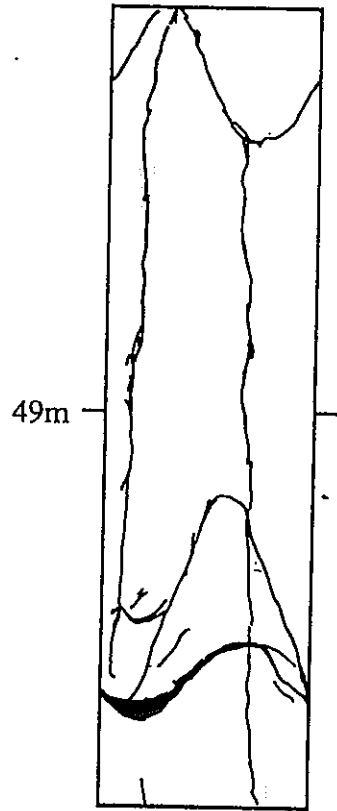
AN-1 991.0m



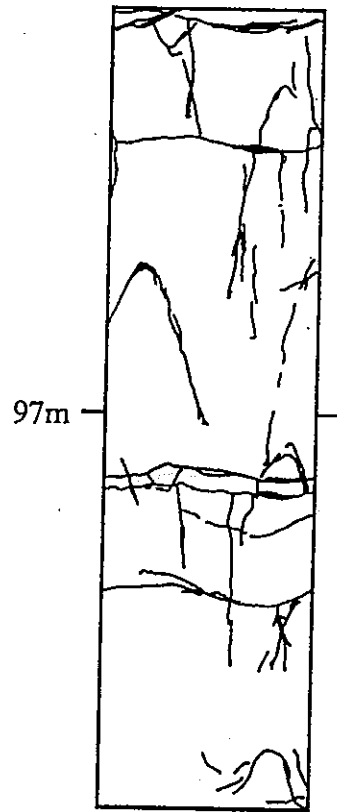
## APPENDIX II

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

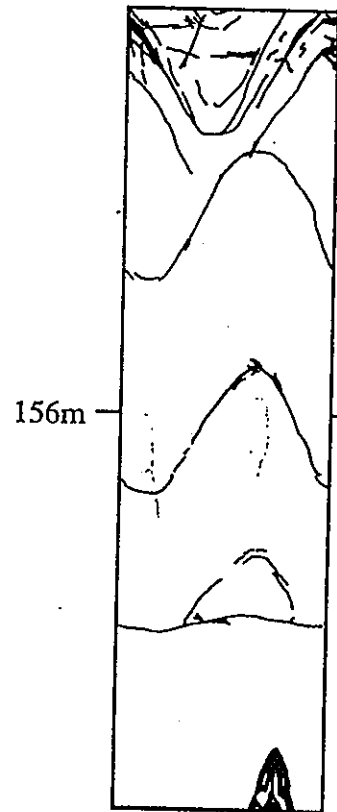




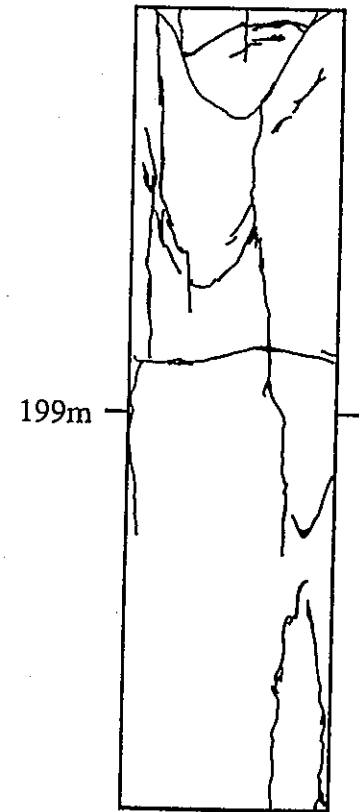
N58E



S80N

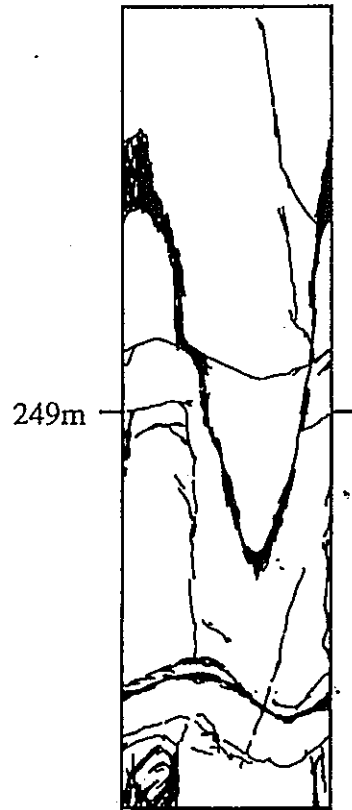


S15W



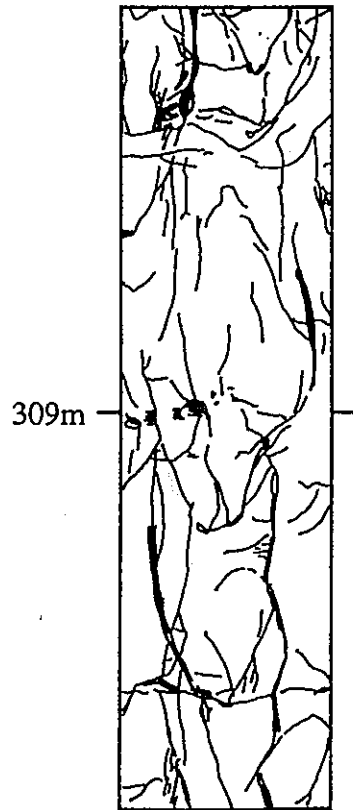
S50W





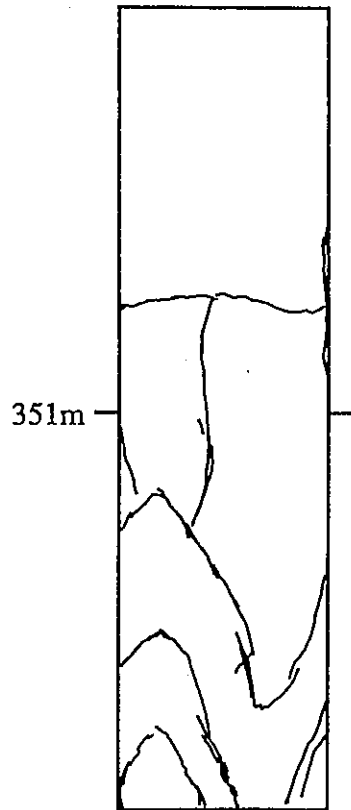
249m

N52W



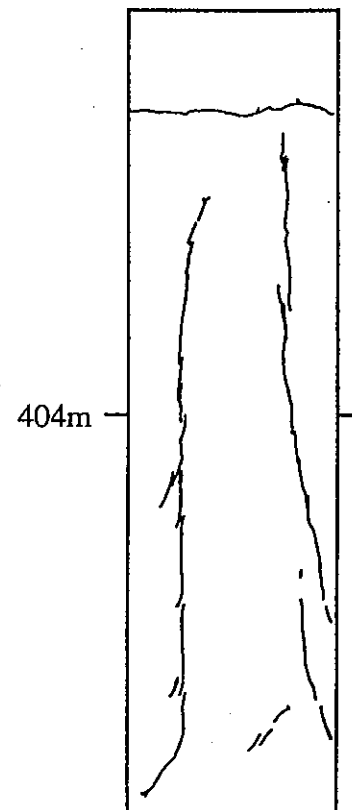
309m

S47W



351m

N41W



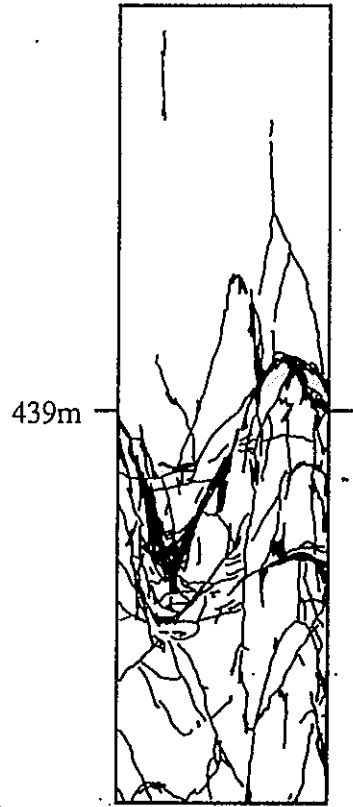
404m

S68W

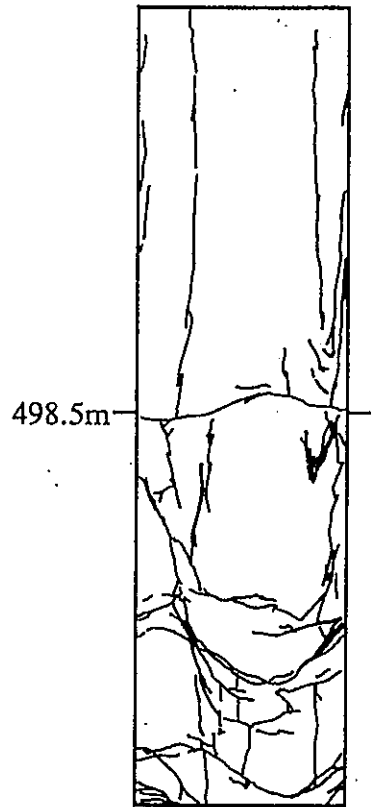


0

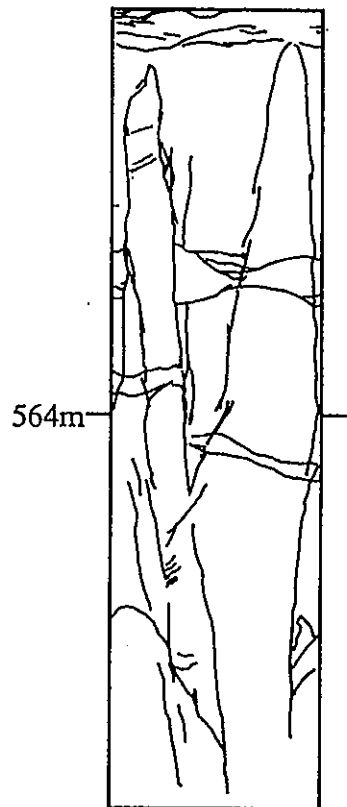
30cm



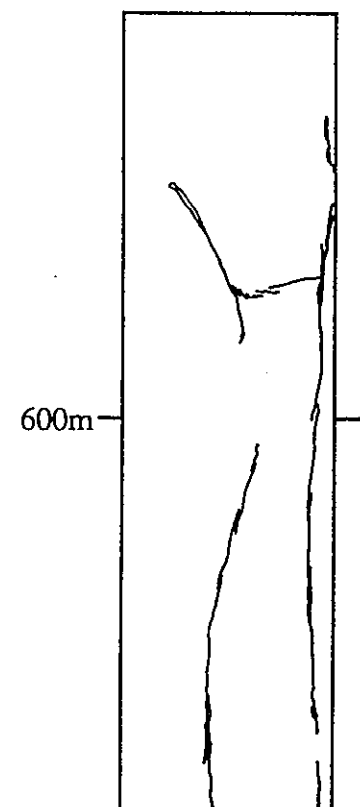
S78W



S62W

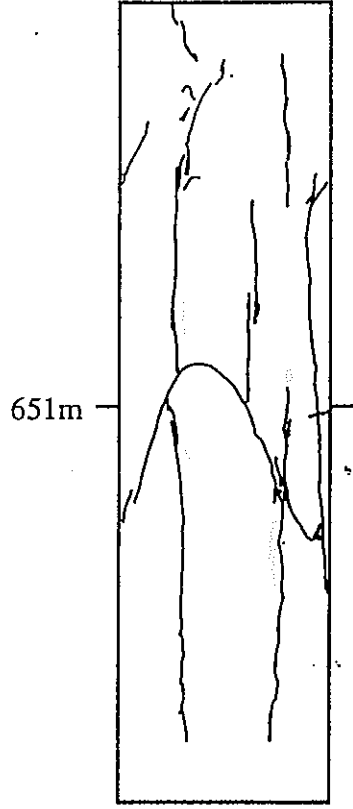


N76W



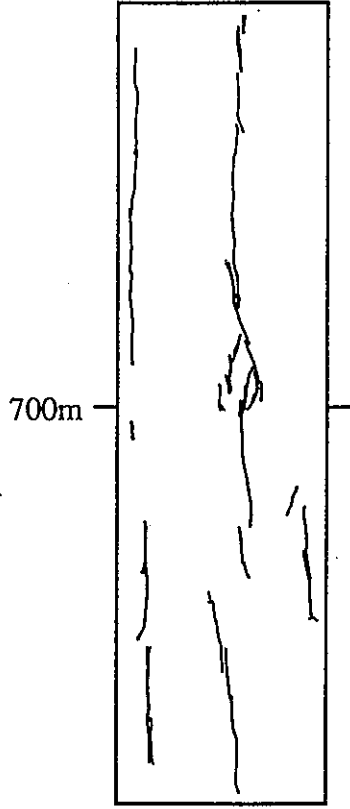
N68W





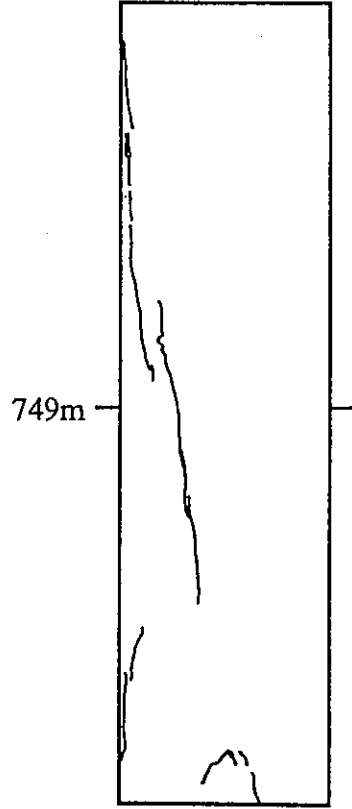
651m

S69W



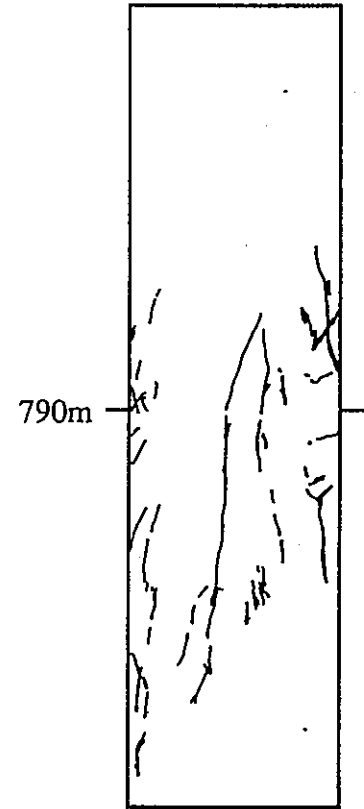
700m

N12W



749m

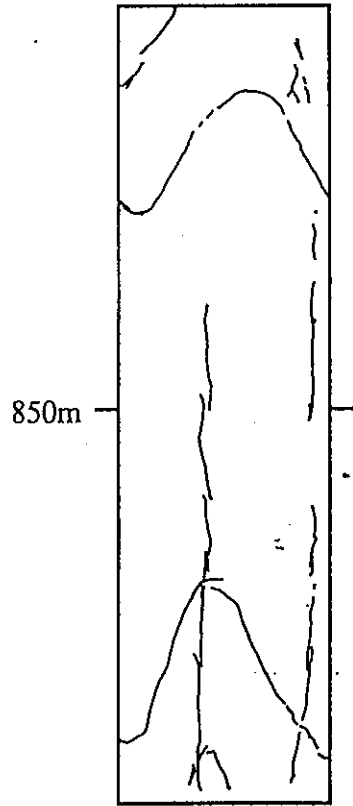
N70W



790m

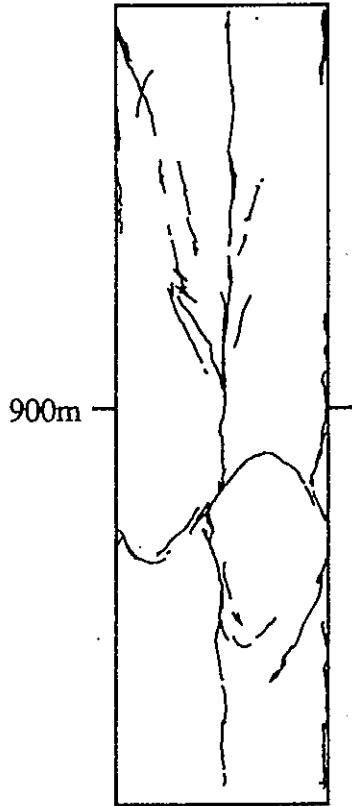
N66W





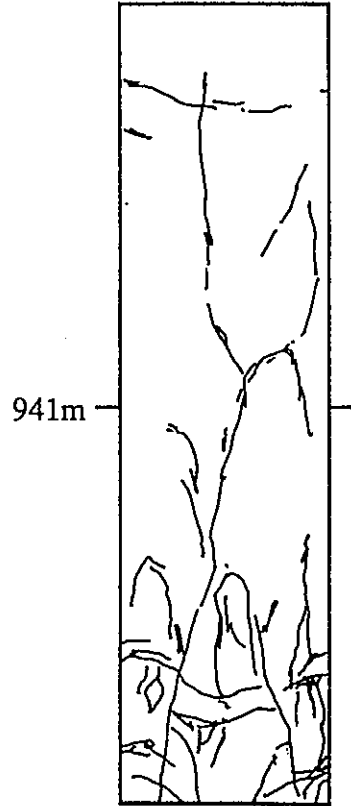
850m

N70W



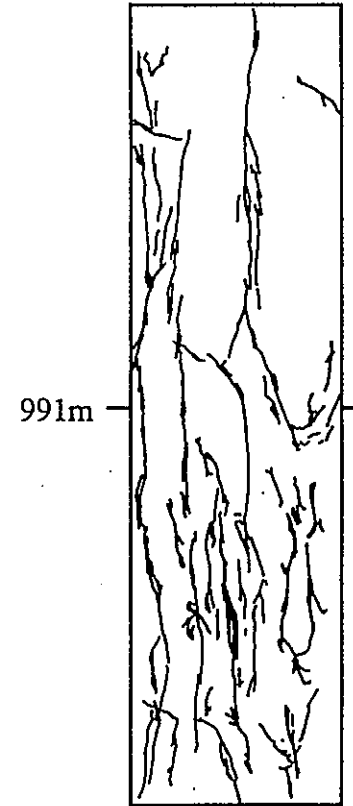
900m

N51W



941m

N55W



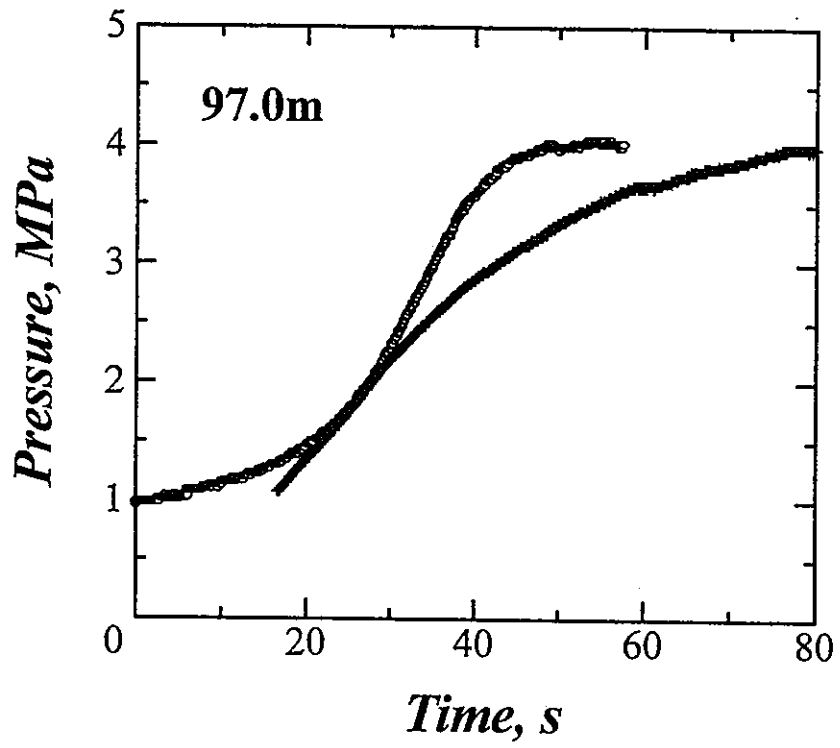
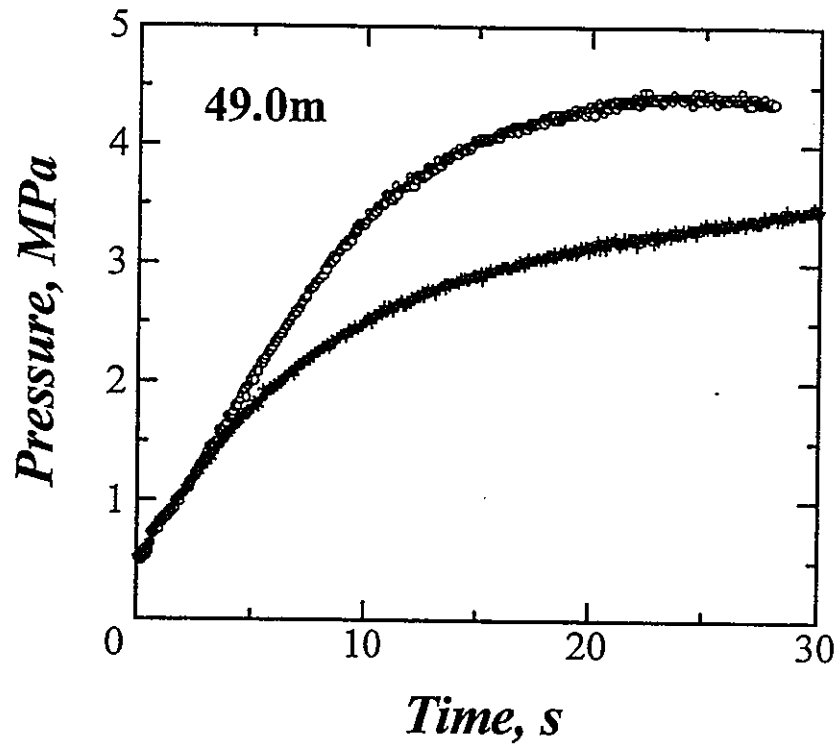
991m

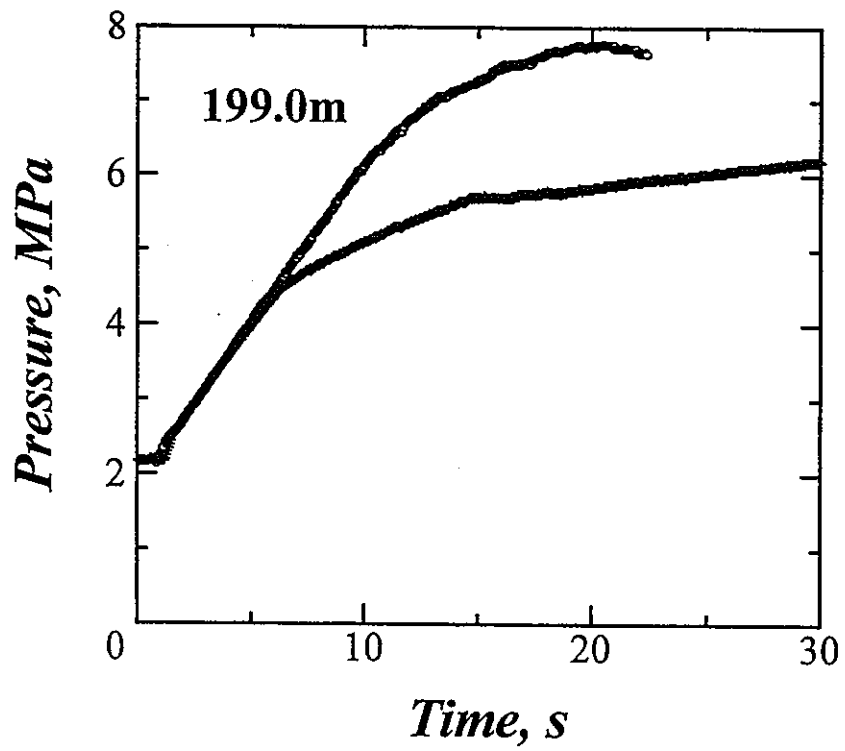
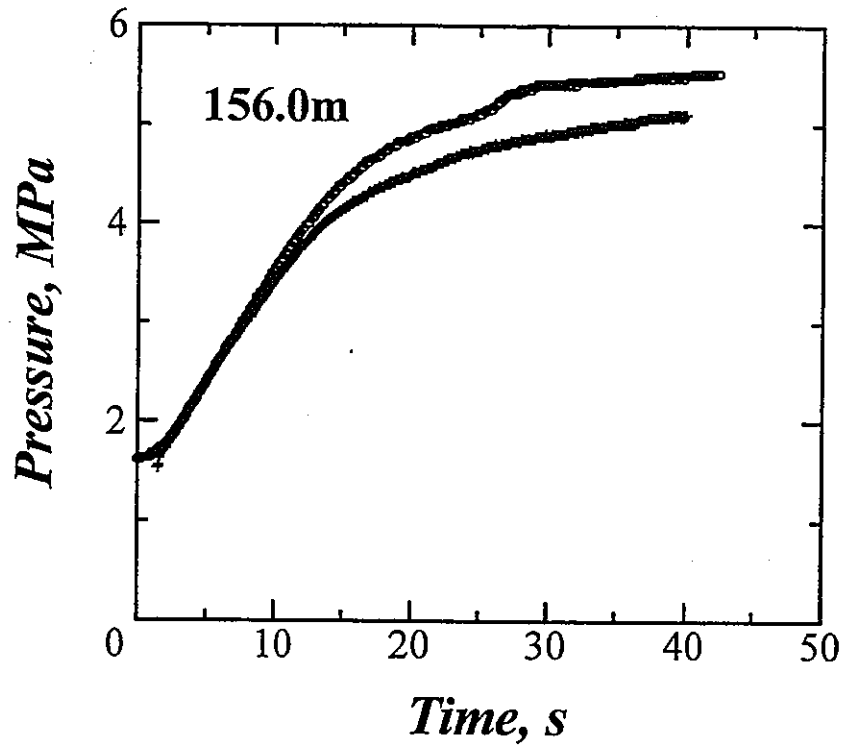
N49W



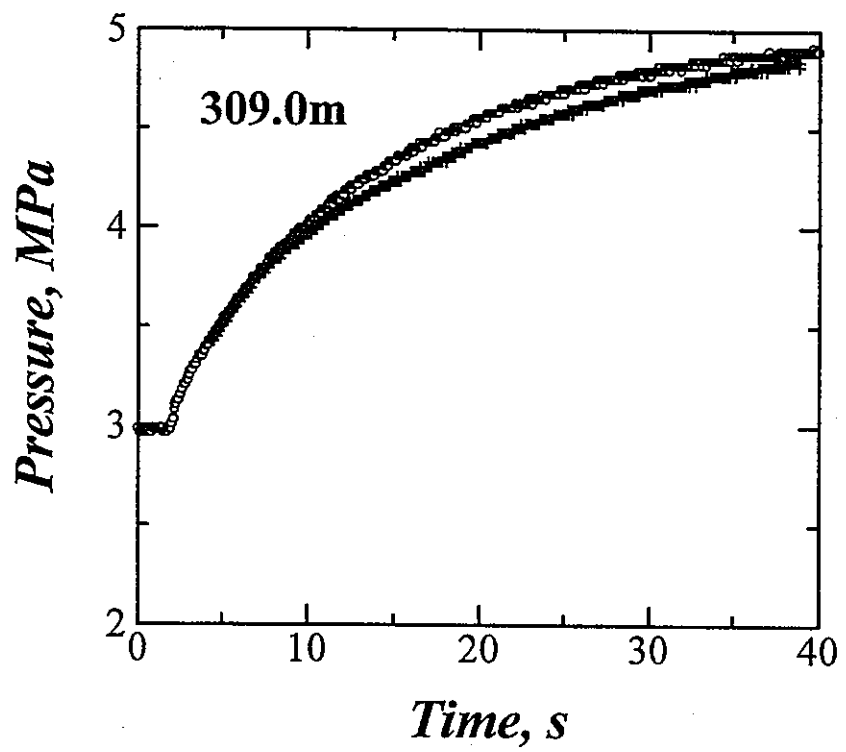
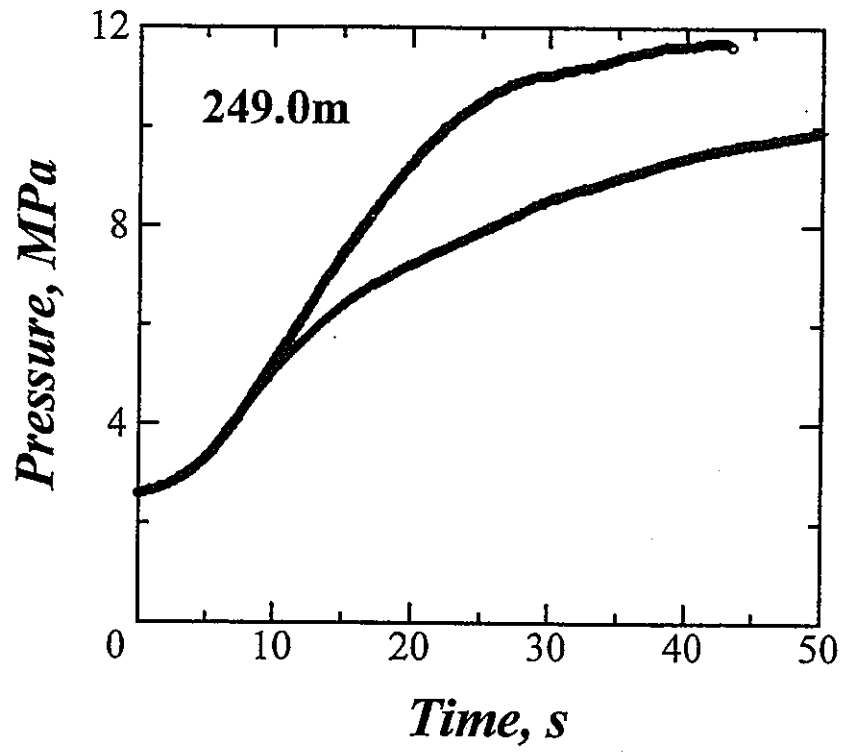
## APPENDIX III

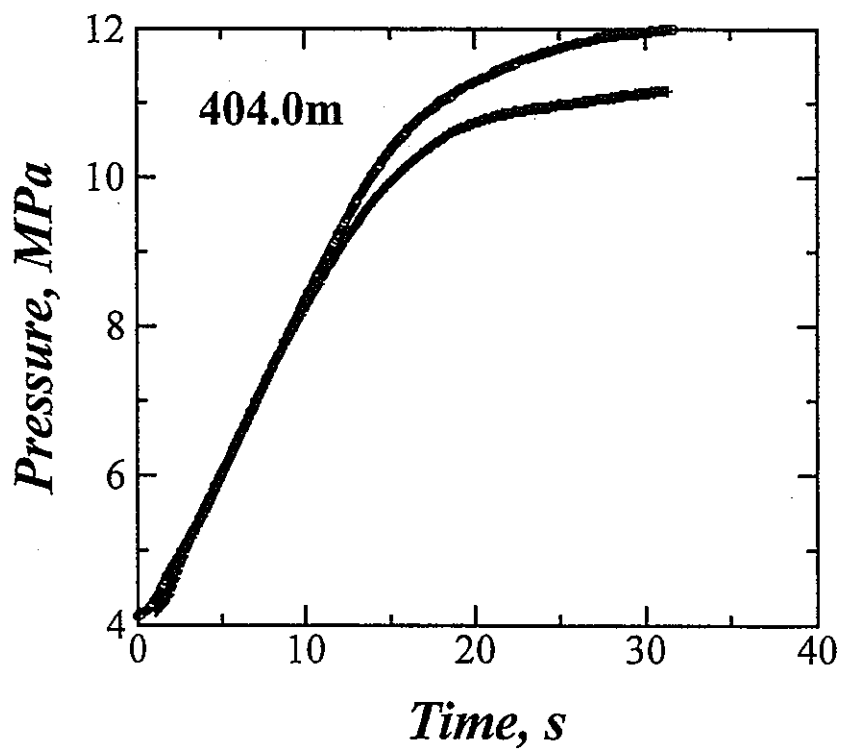
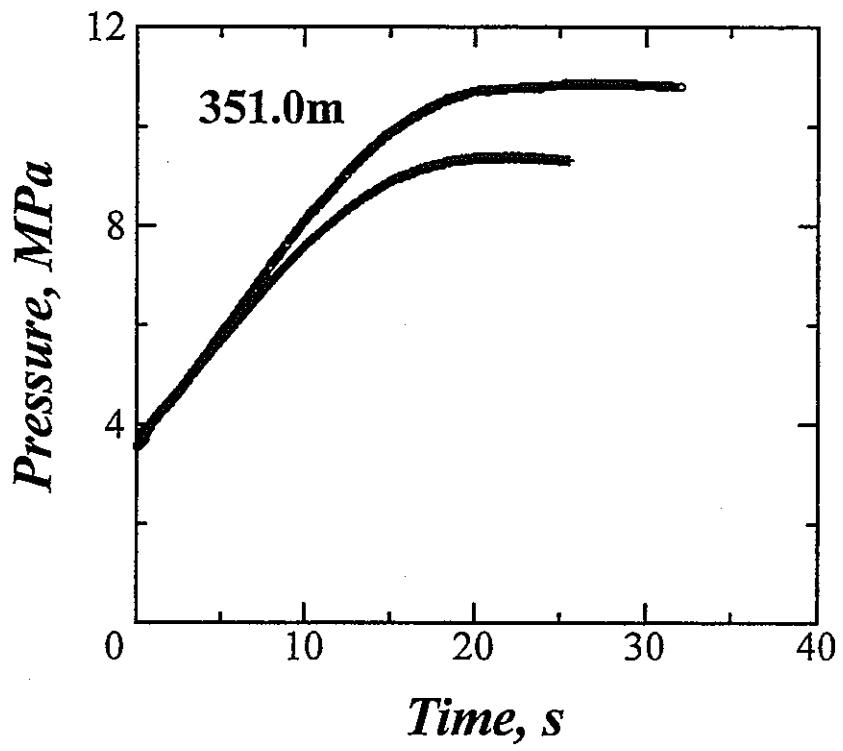
Breakdown および re-opening における圧力-時間曲線の重ね合わせ

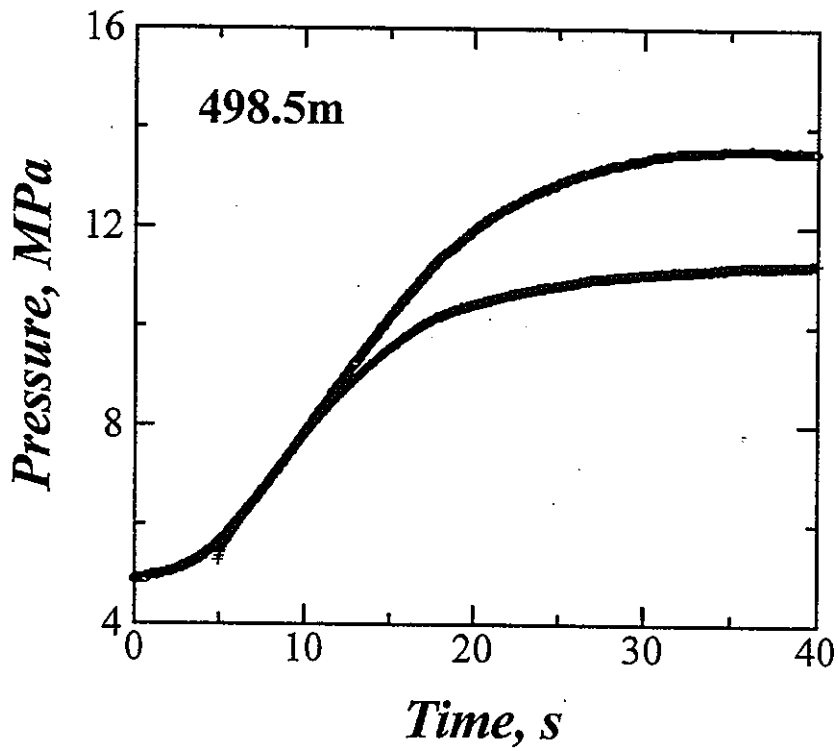
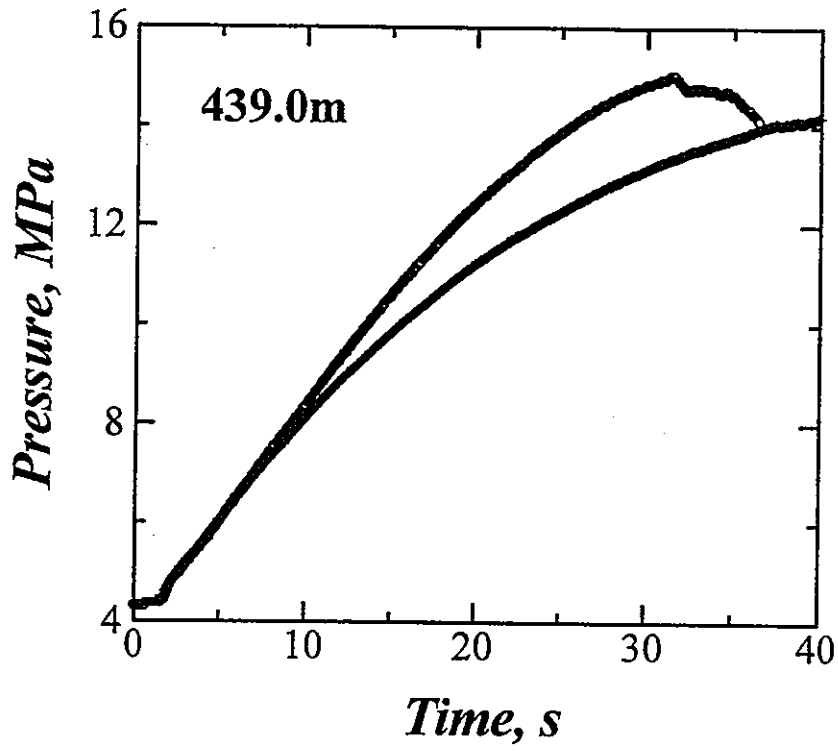


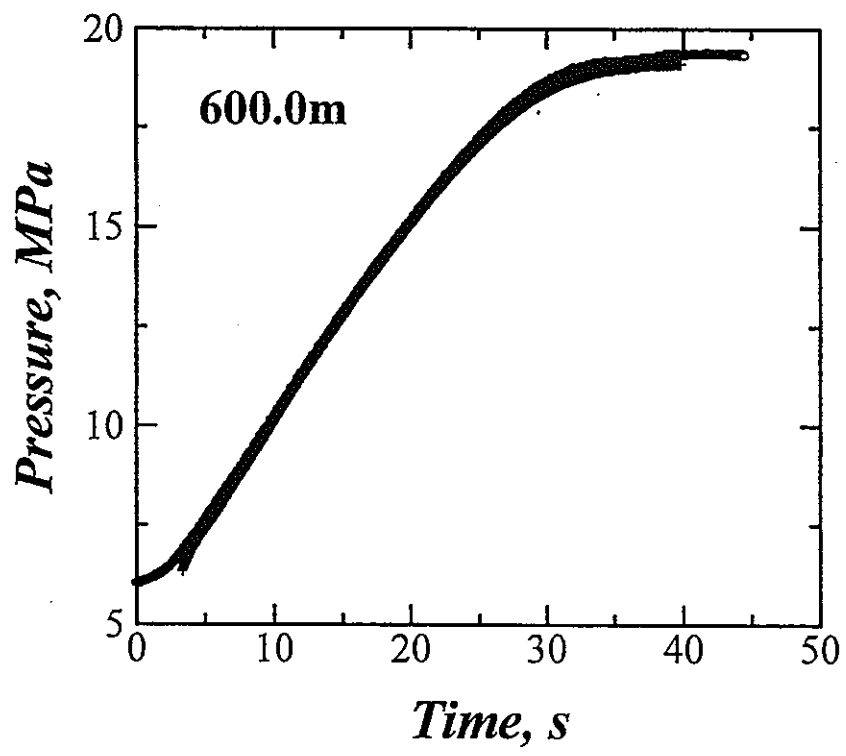
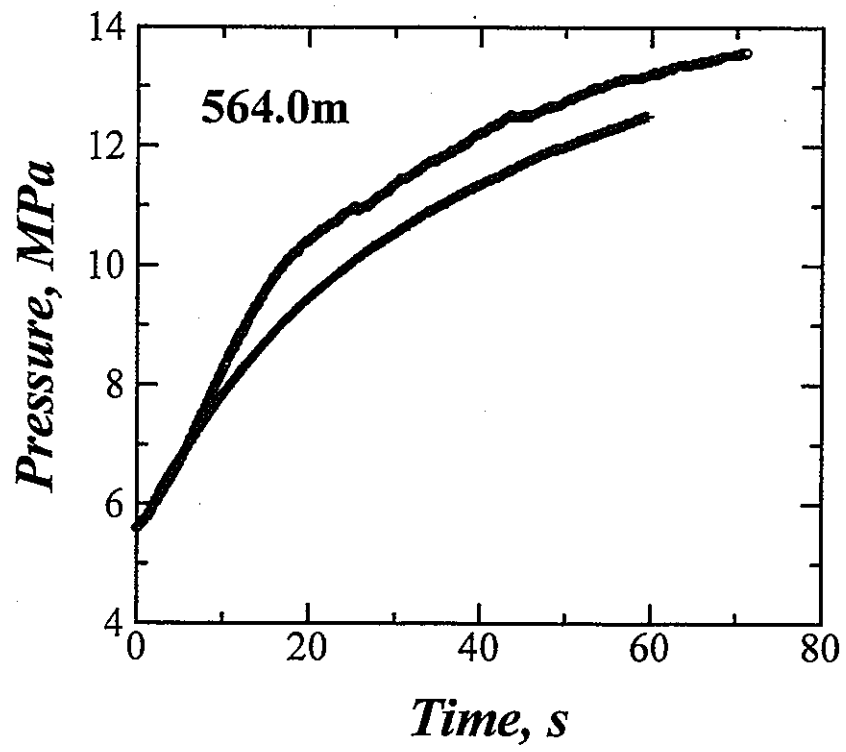


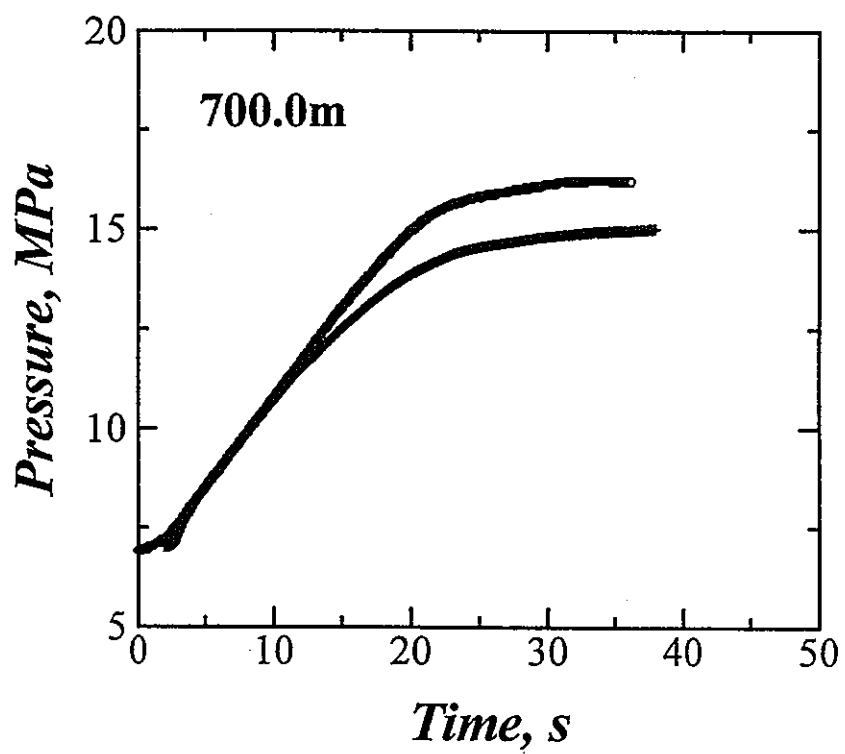
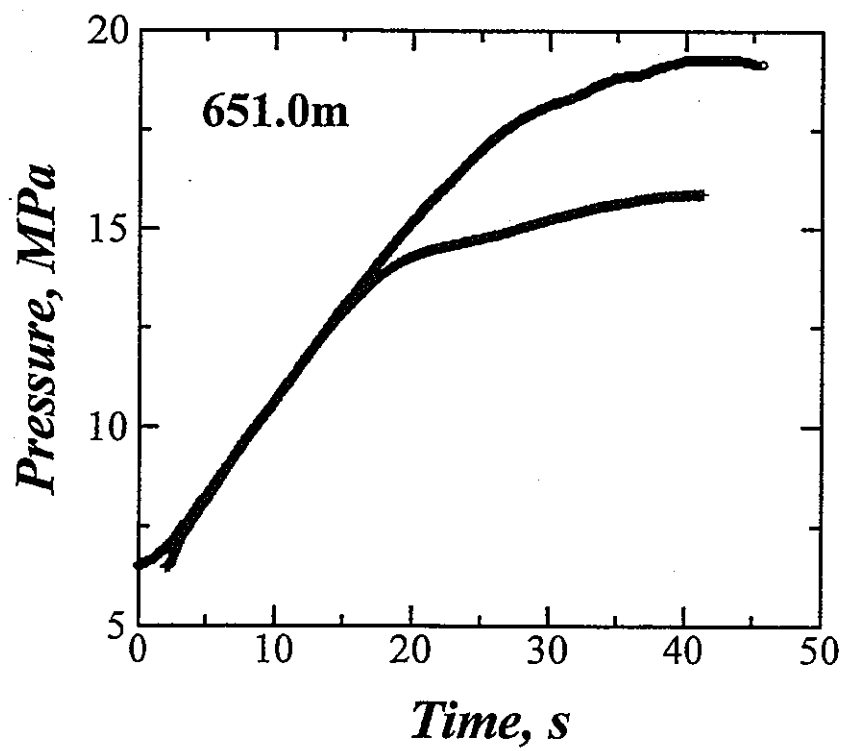


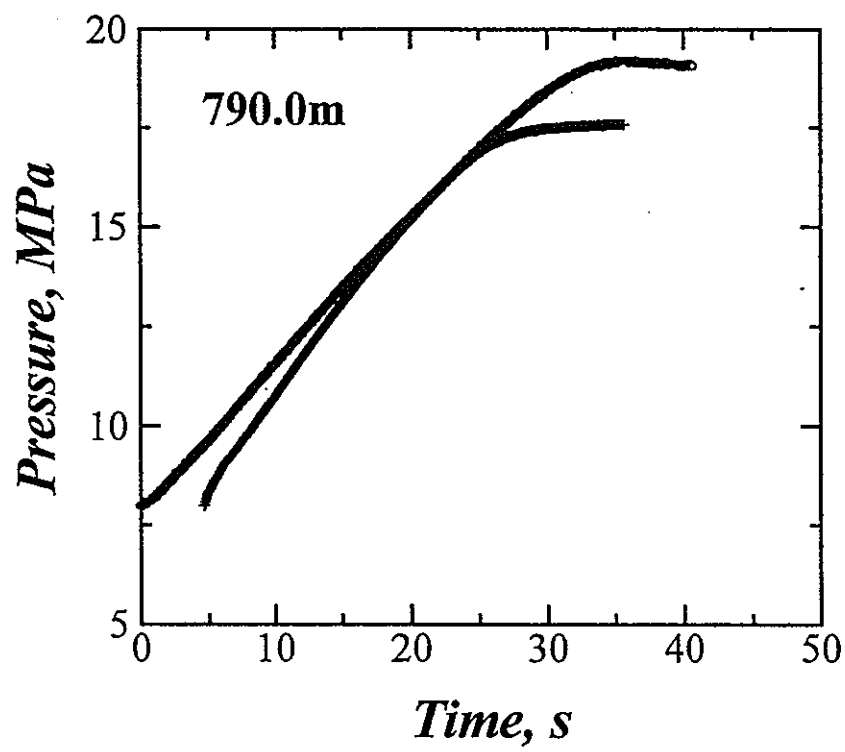
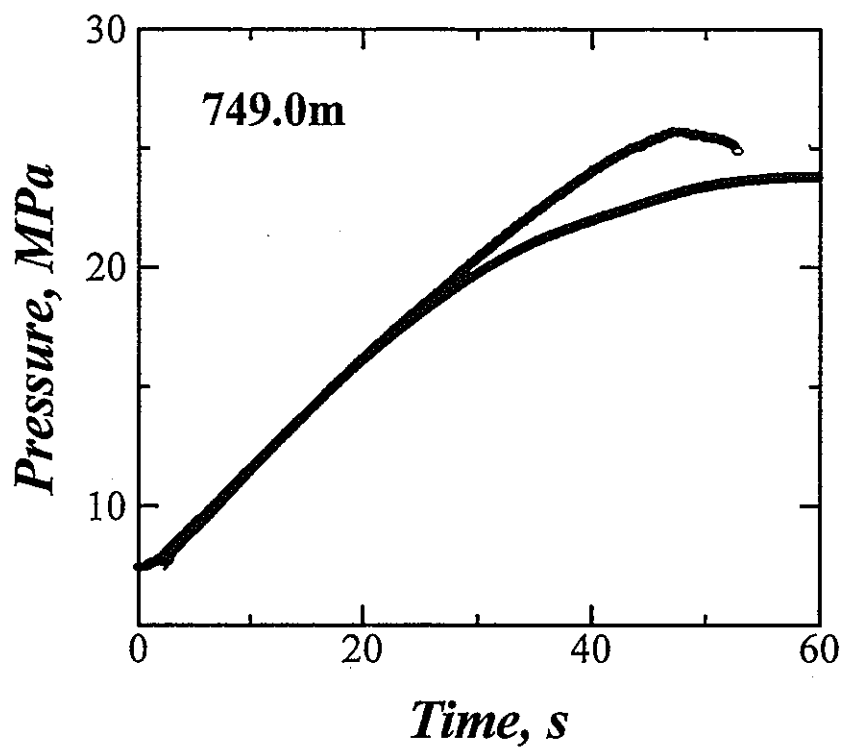


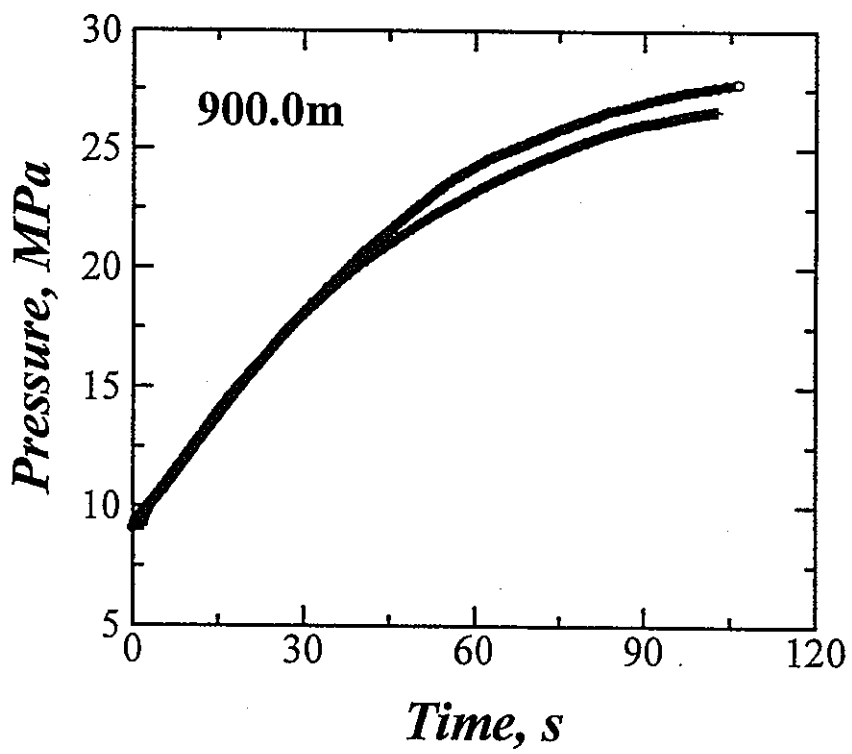
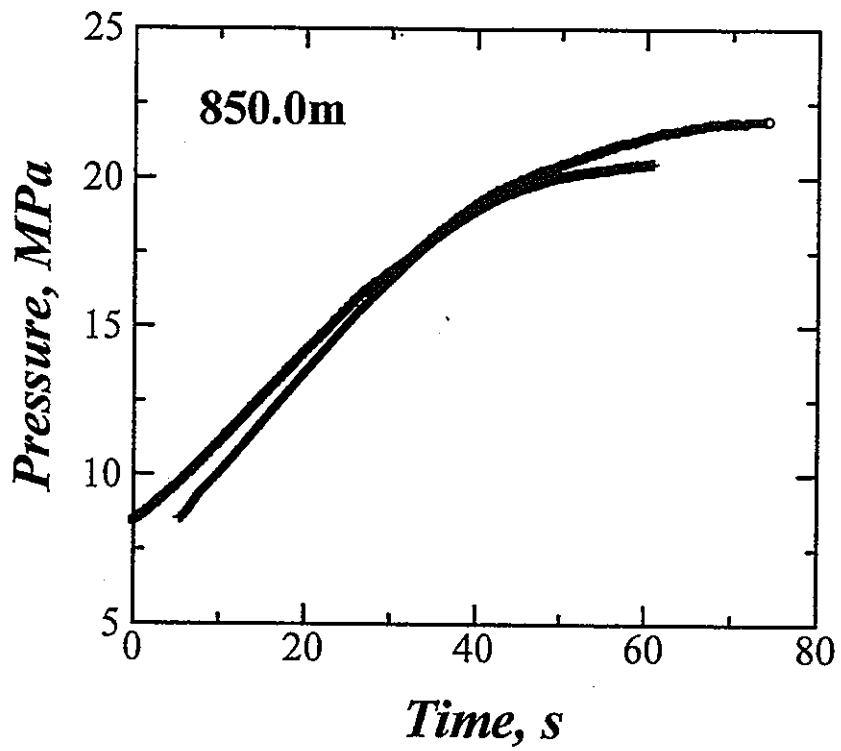


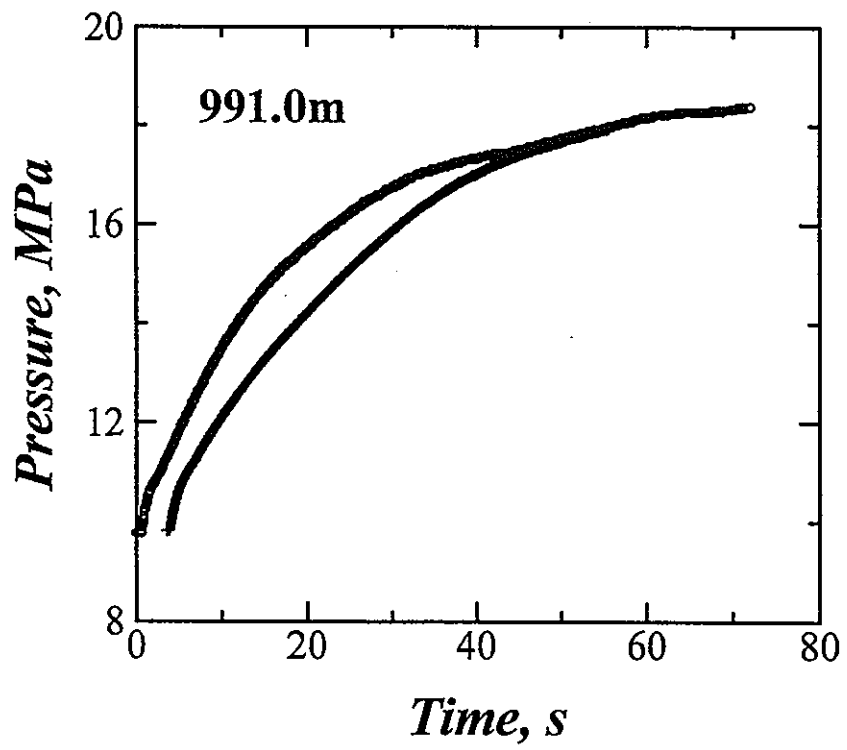
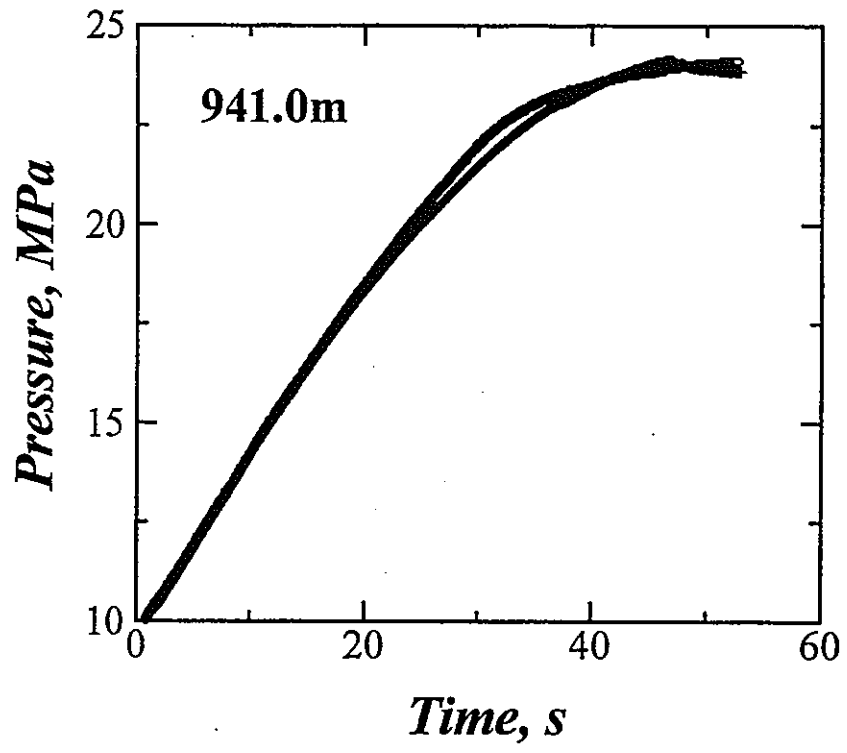








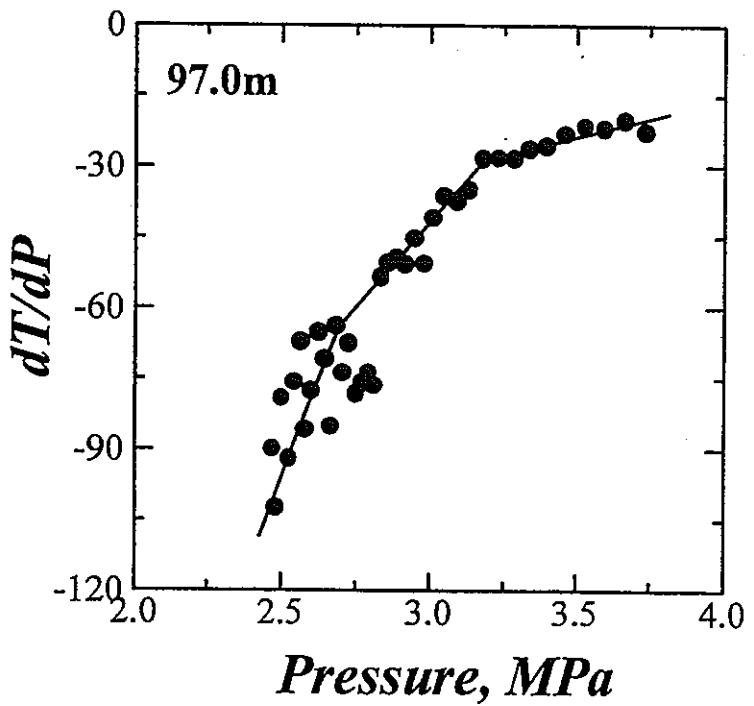
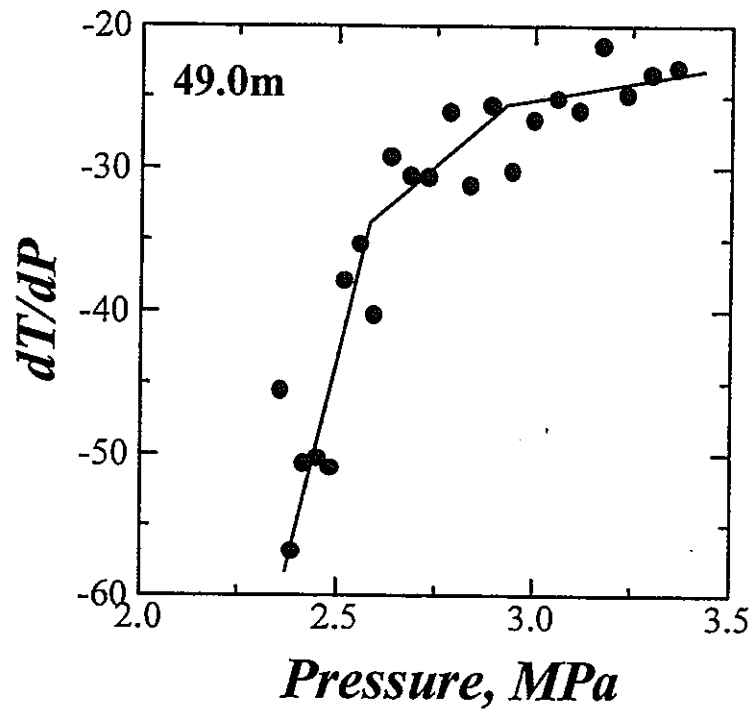


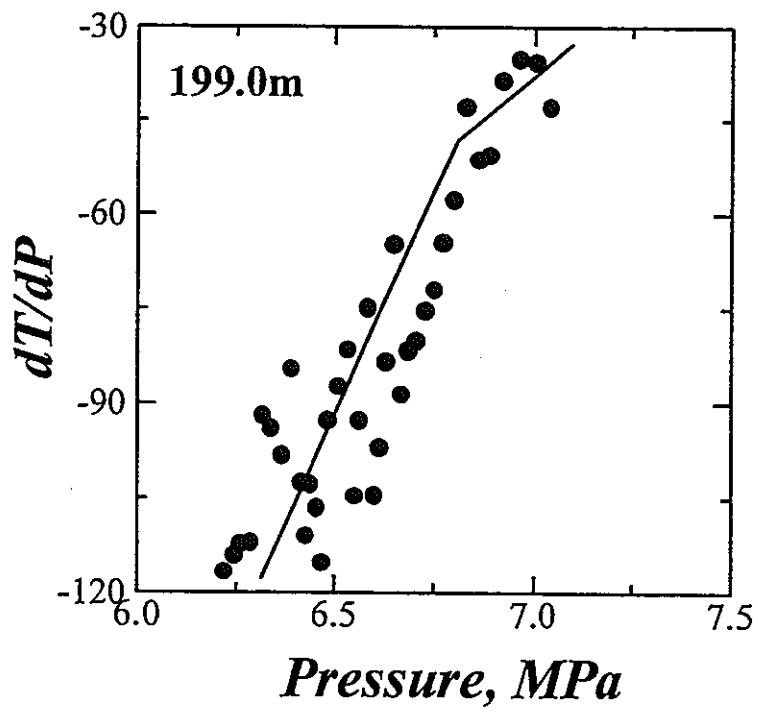
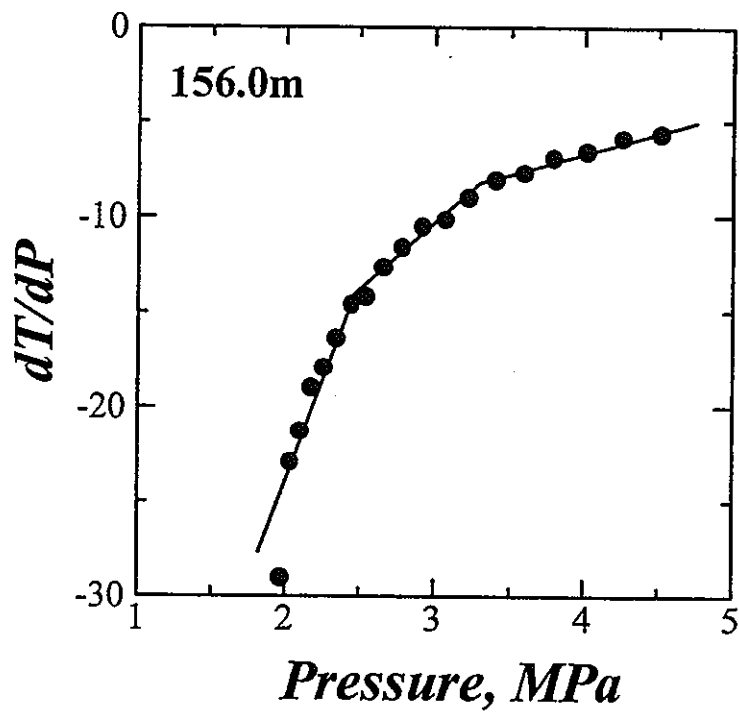


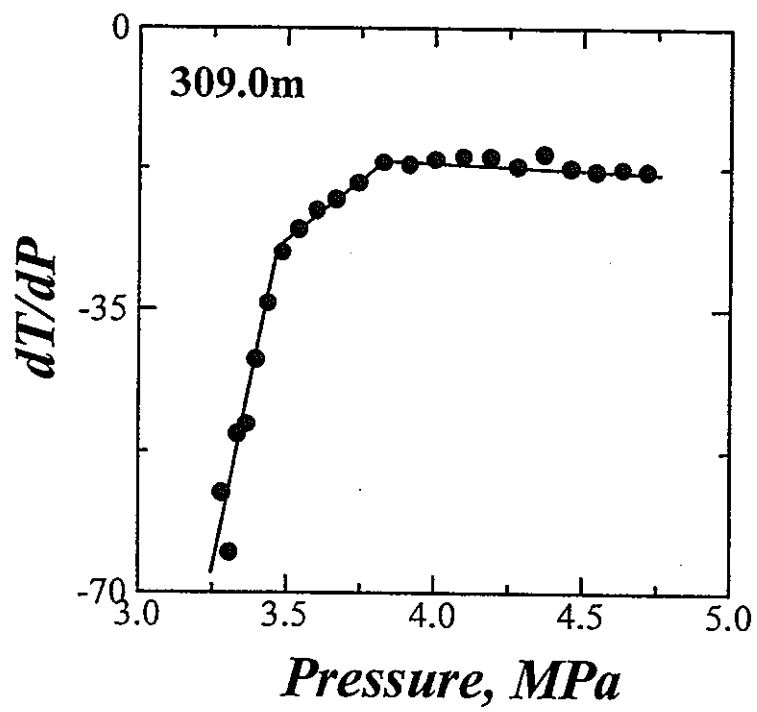
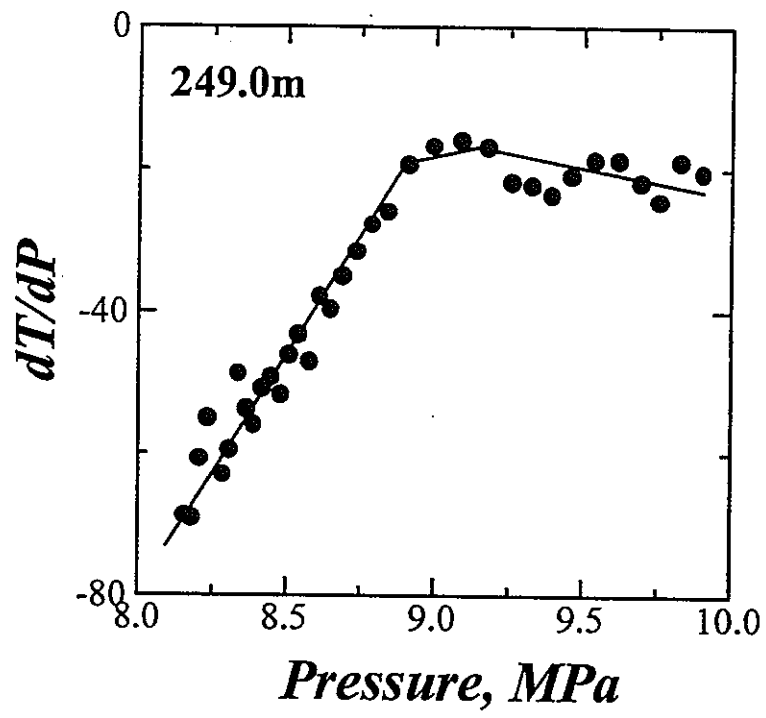


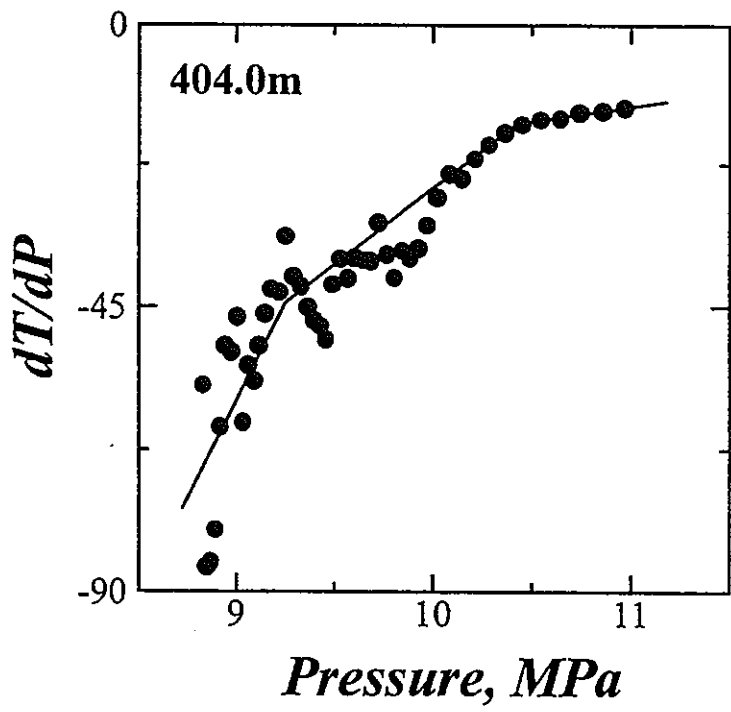
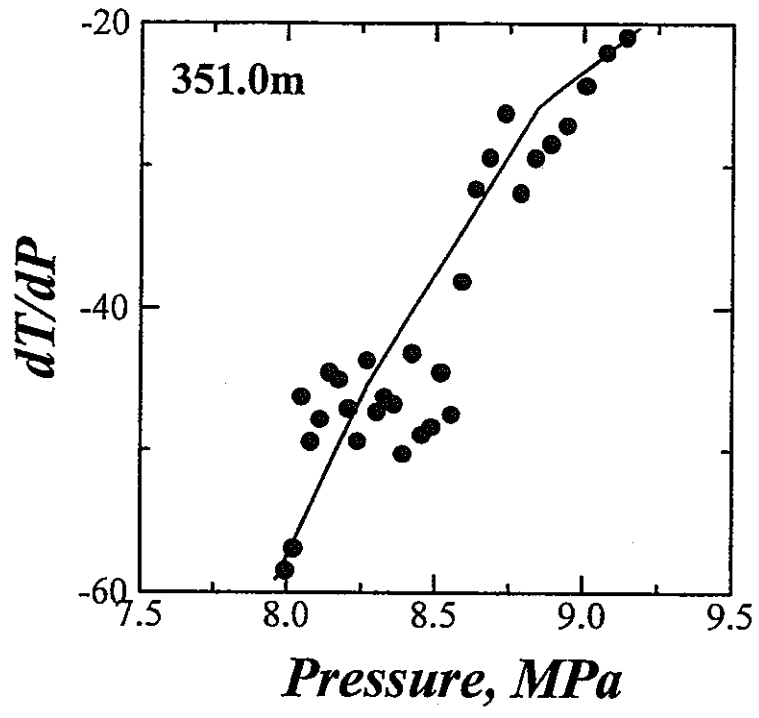
## APPENDIX IV

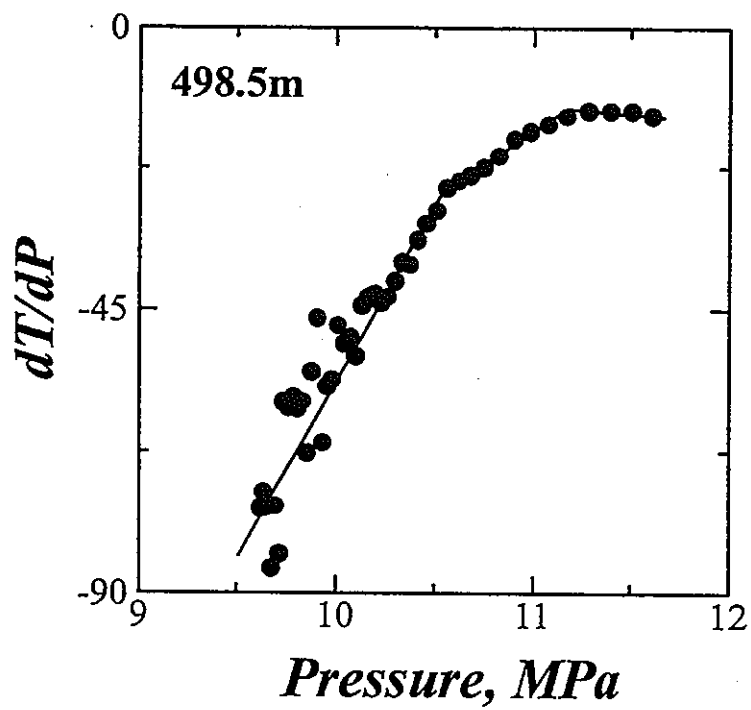
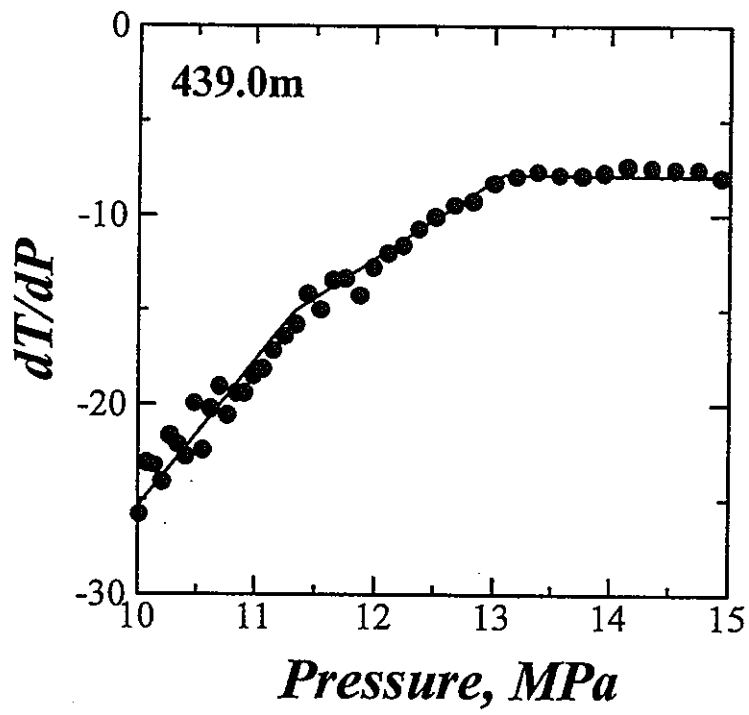
Shut-in 後の圧力減衰速度の逆数と圧力の関係

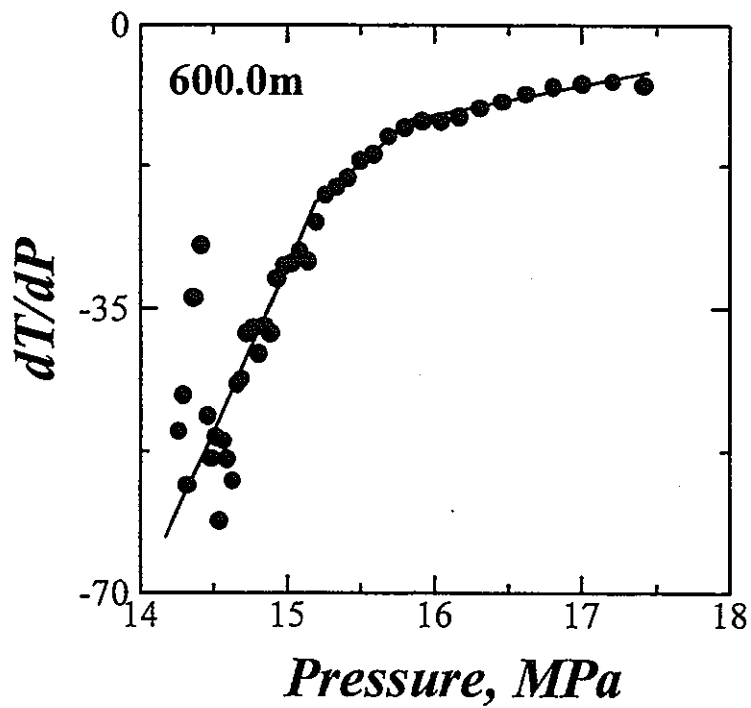
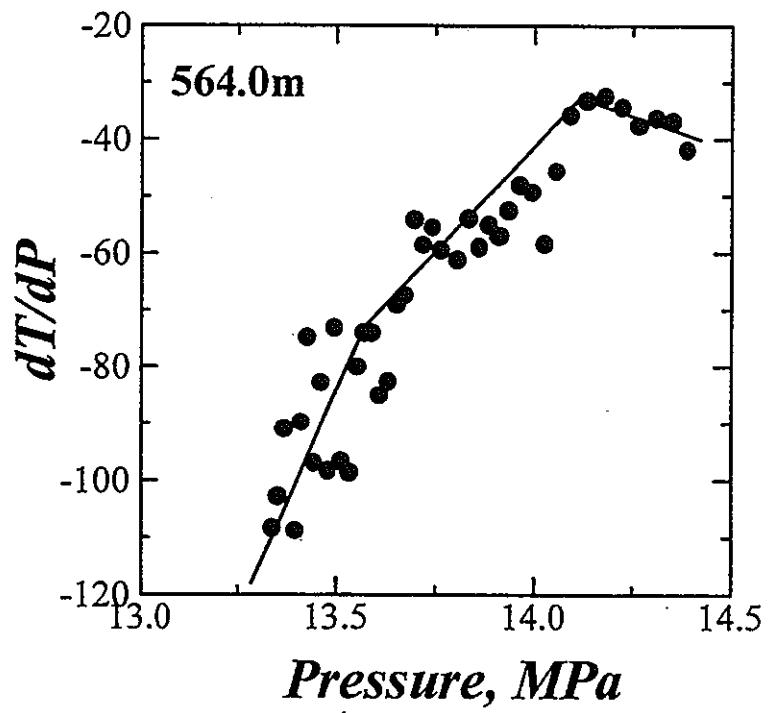


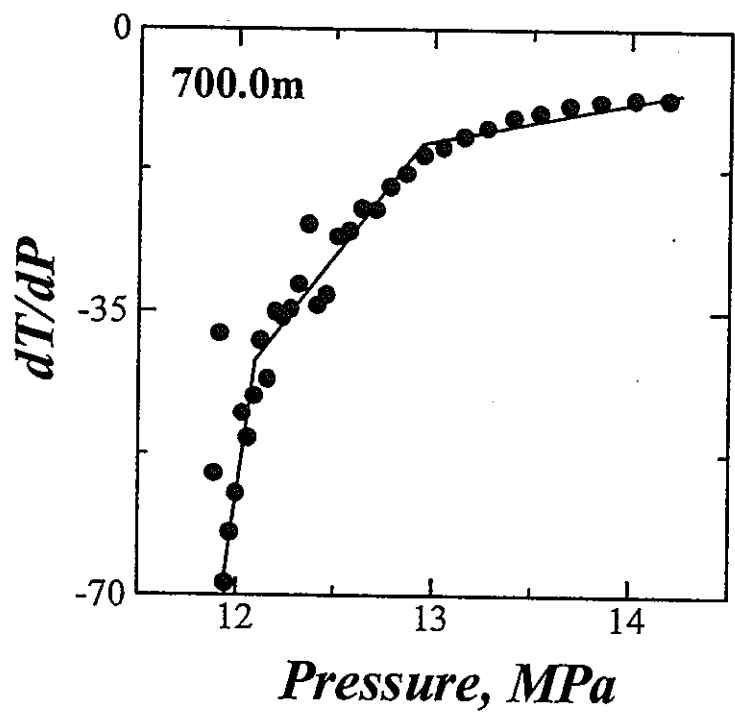
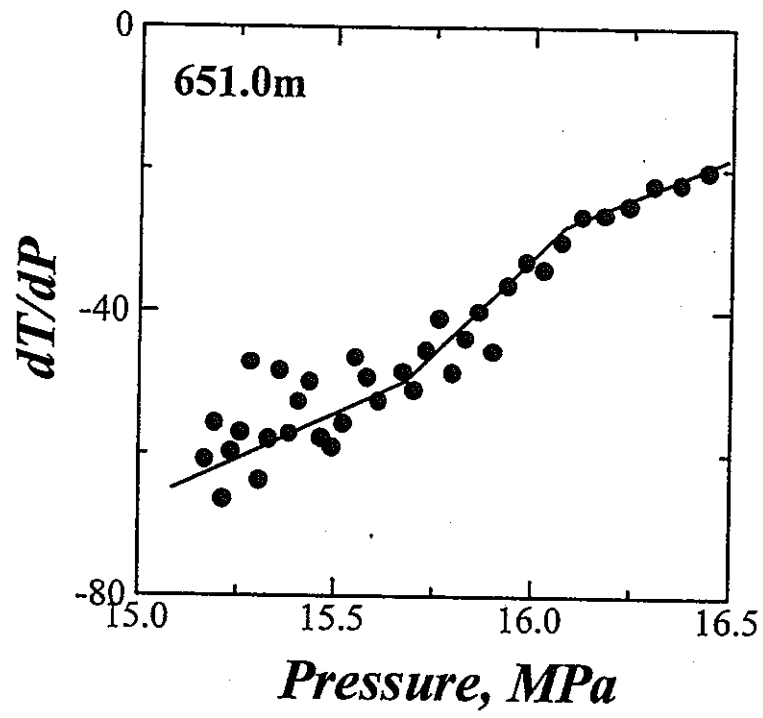




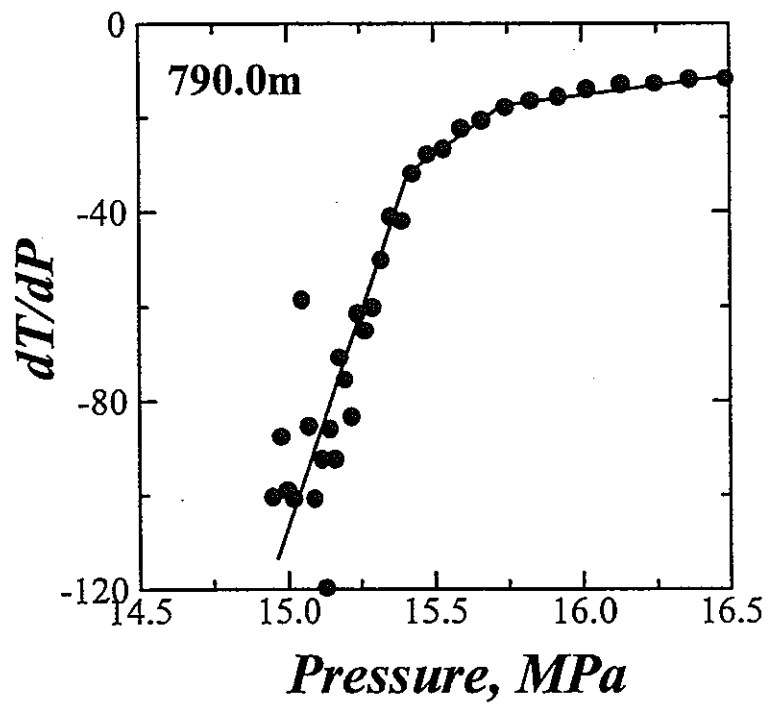
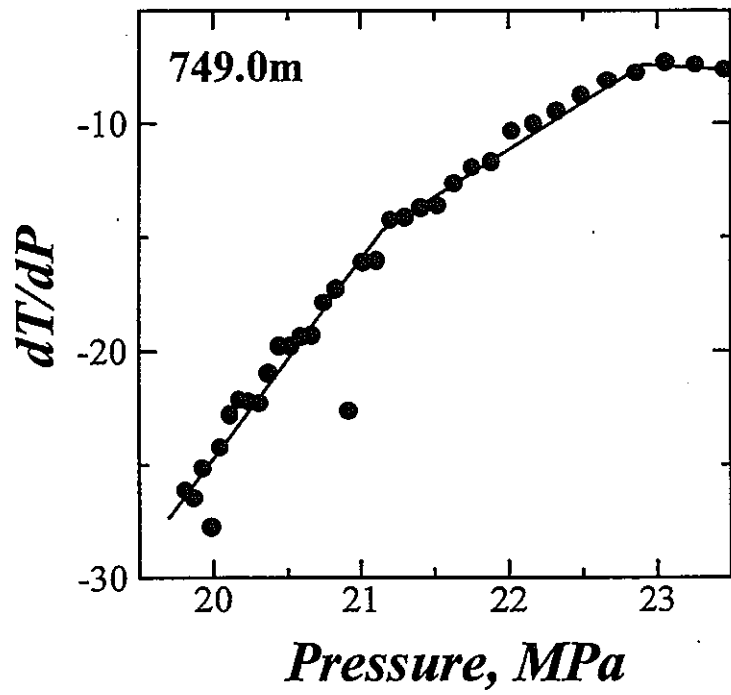


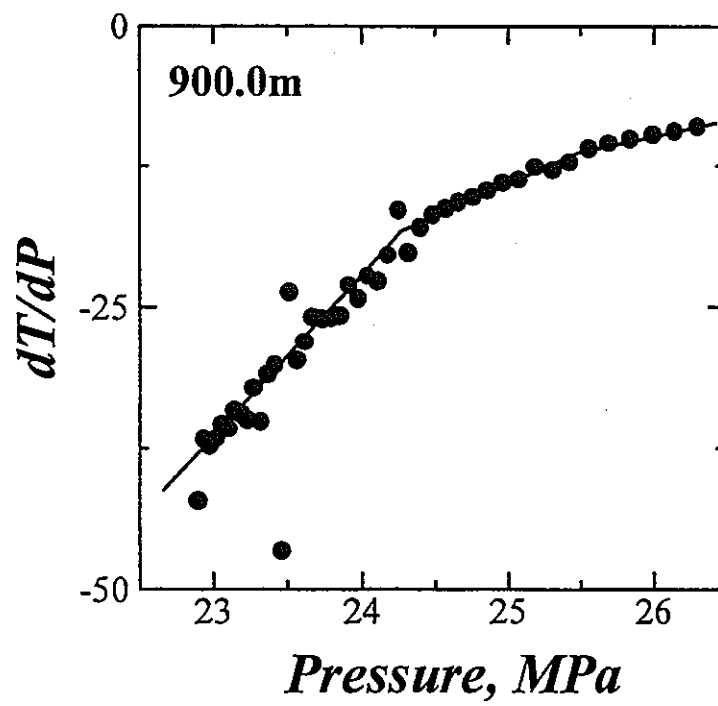
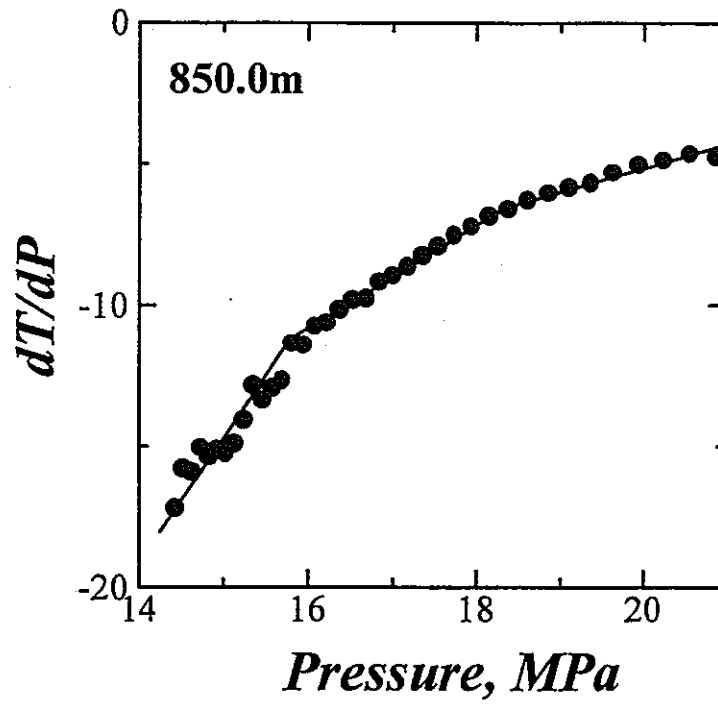


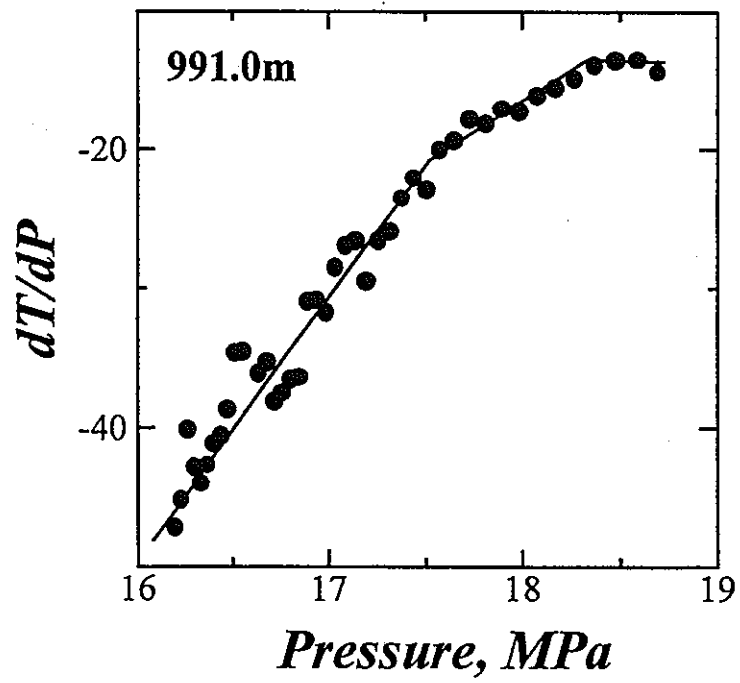
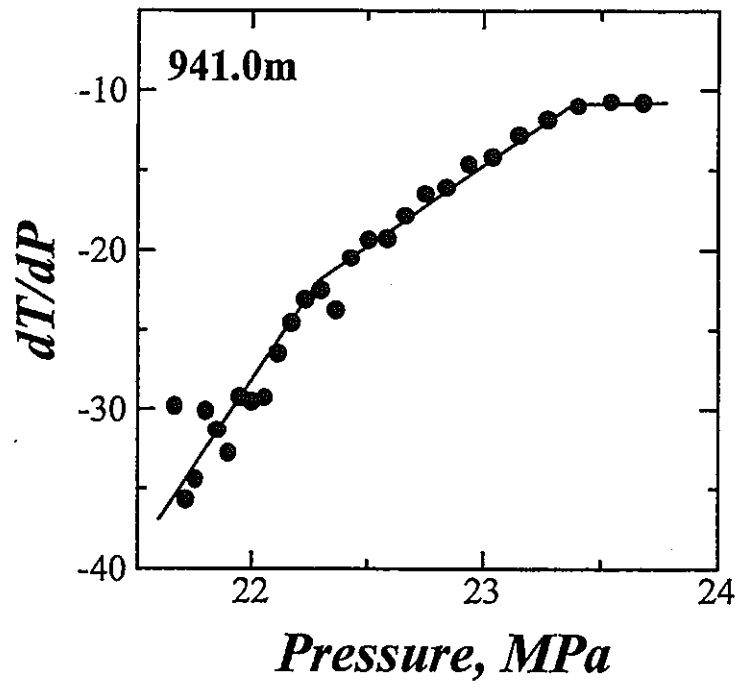










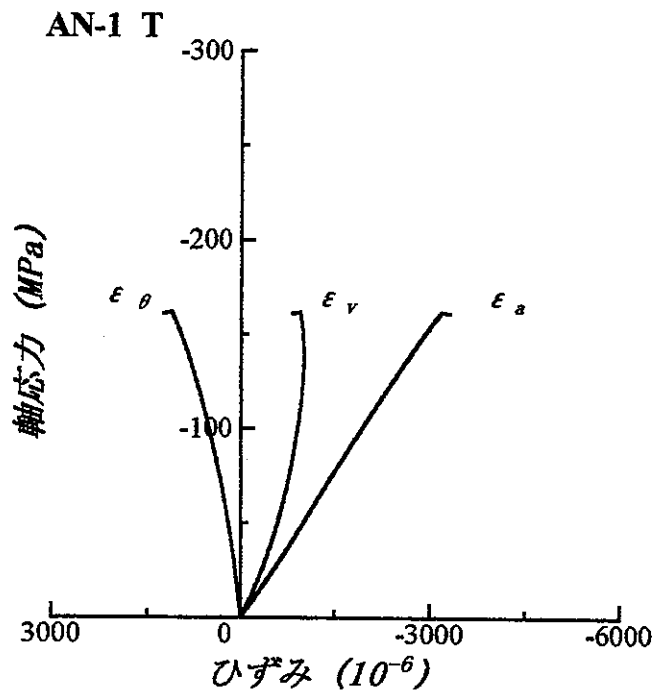
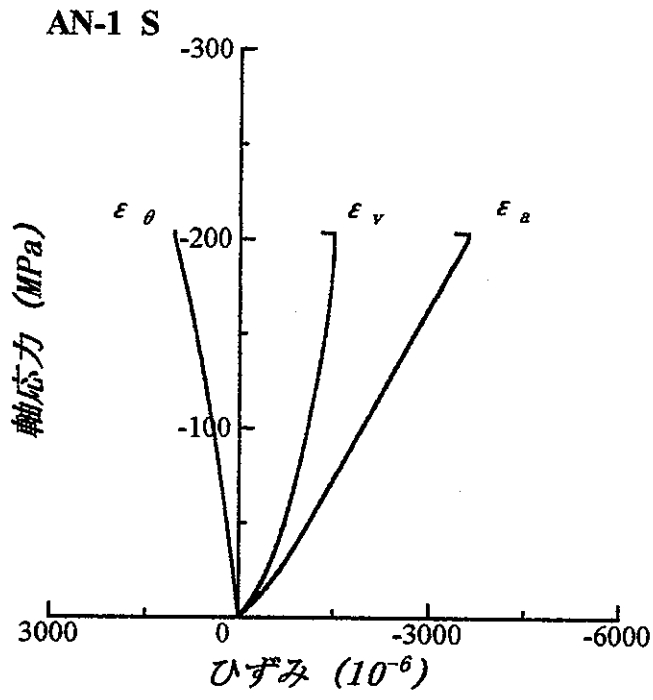


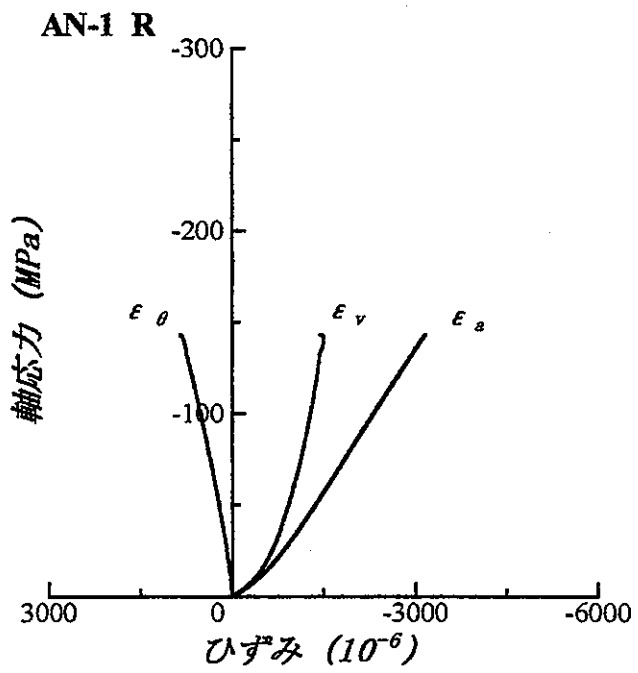
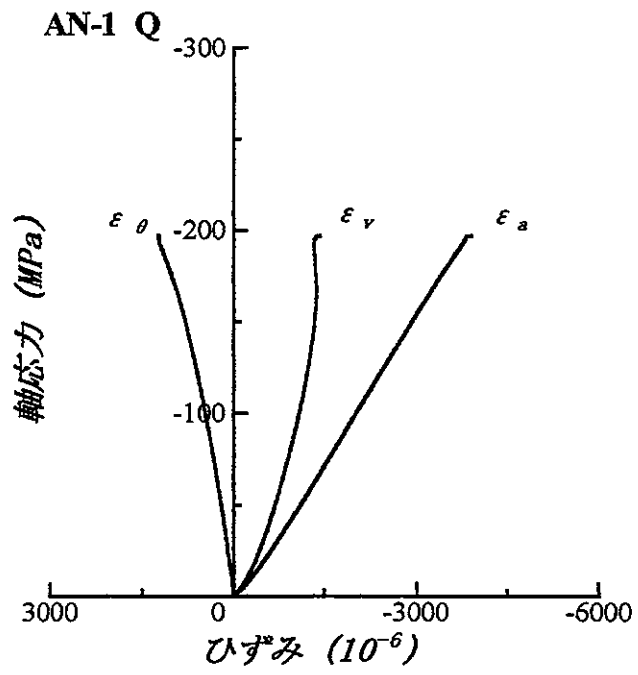
## APPENDIX V

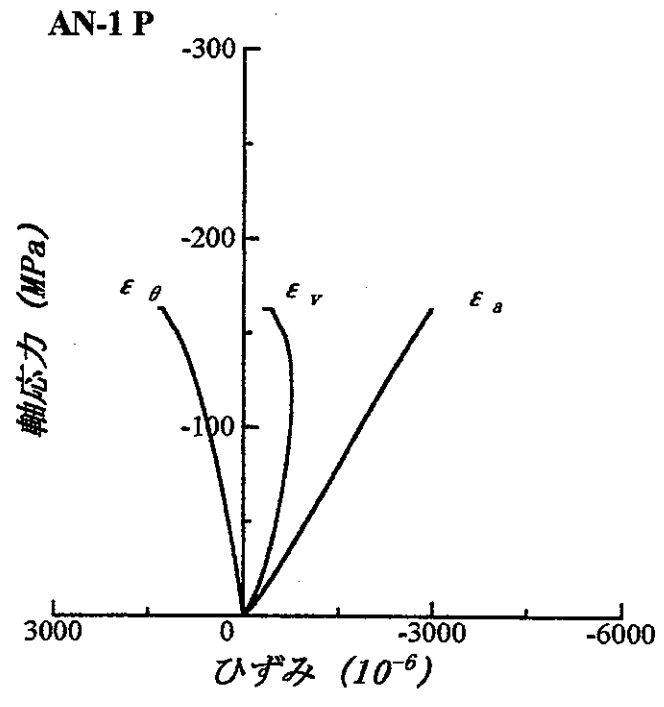
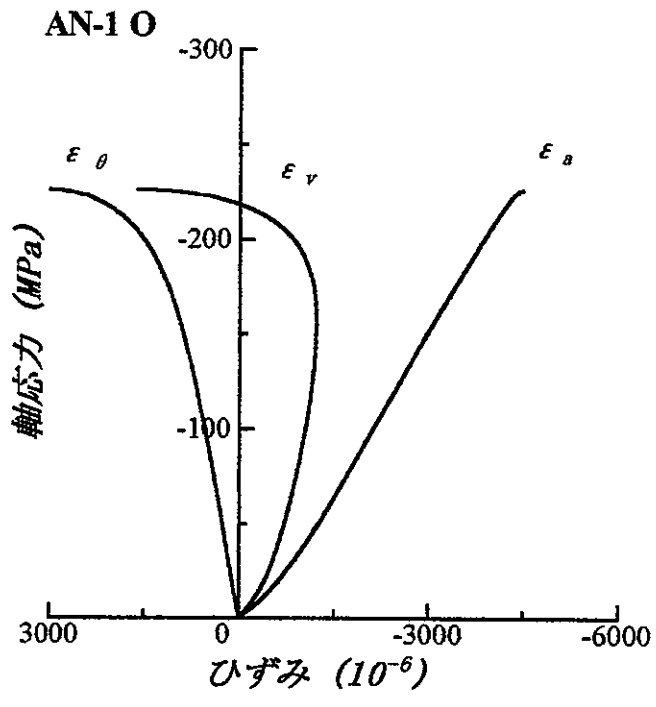
一軸圧縮試験における応力-ひずみ曲線

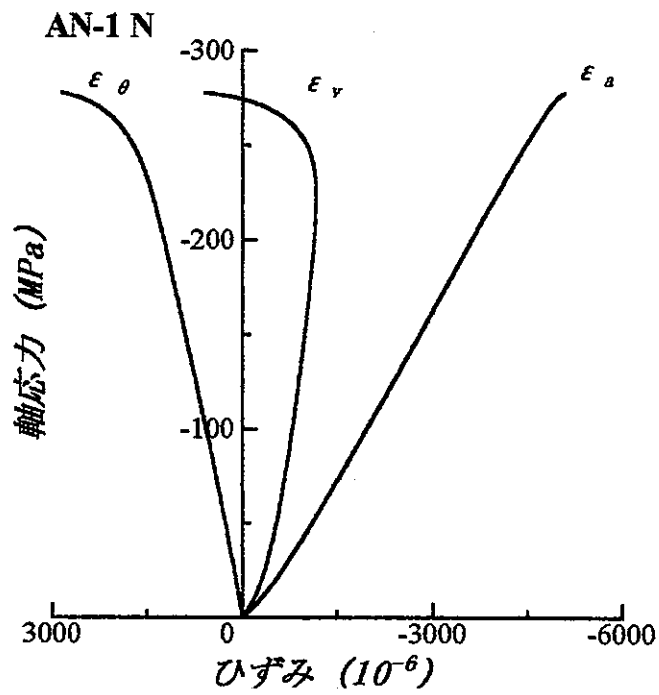
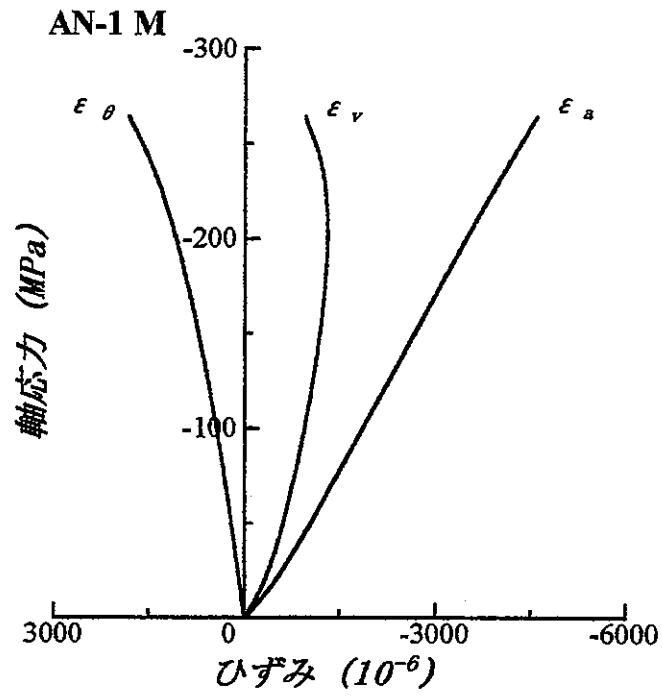
応力およびひずみは、正が引張、負が圧縮を表す。

$\varepsilon_a$ 、 $\varepsilon_\theta$ および $\varepsilon_v$ は、それぞれ軸ひずみ、横ひずみおよび体積ひずみである。

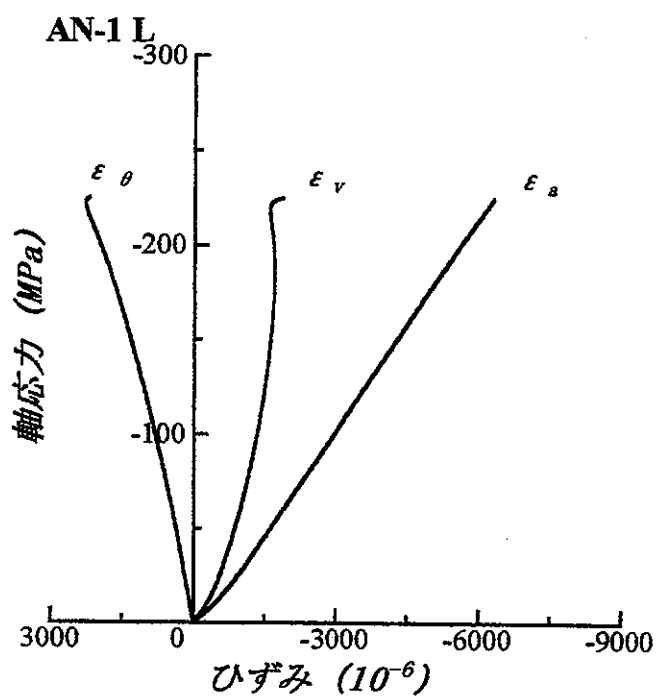
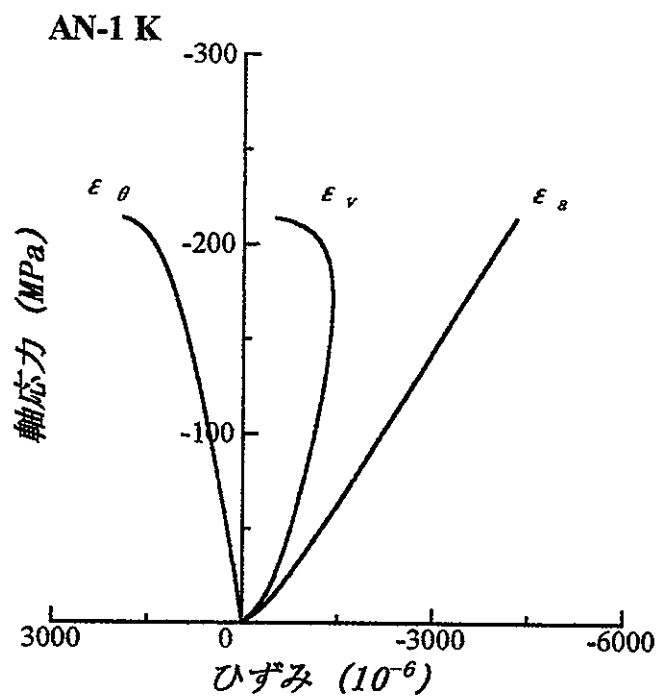


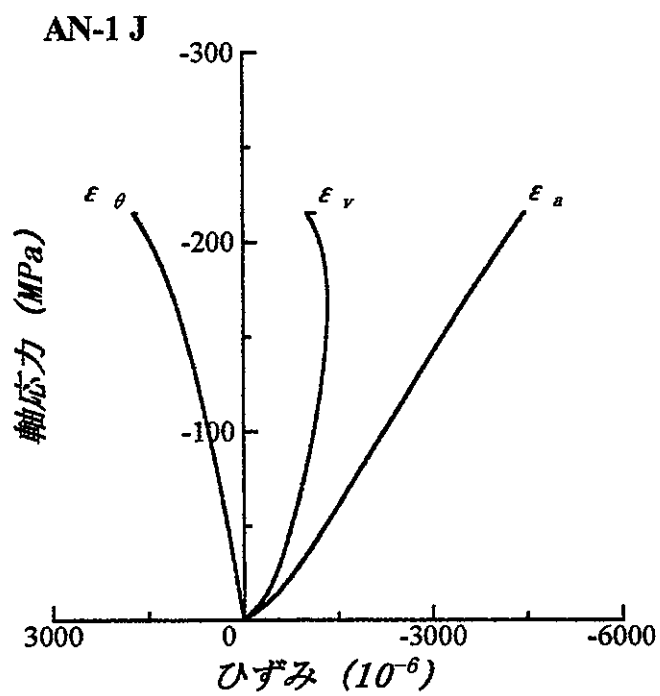
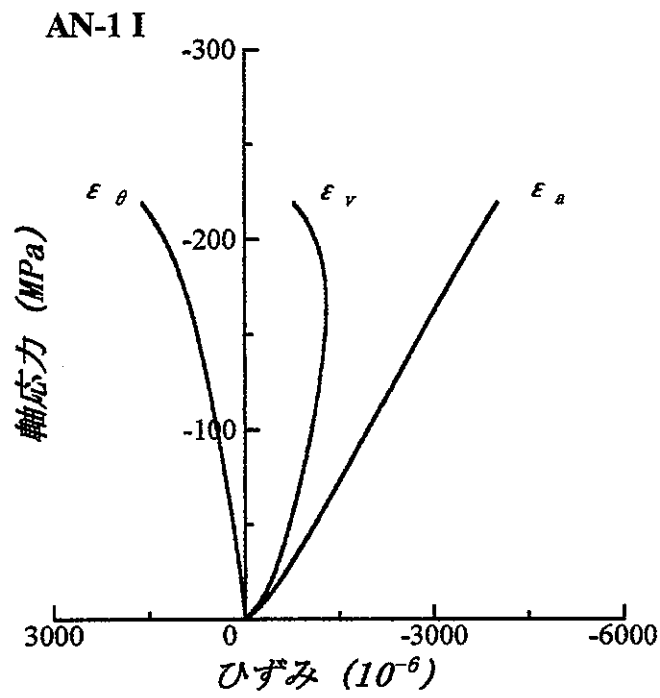


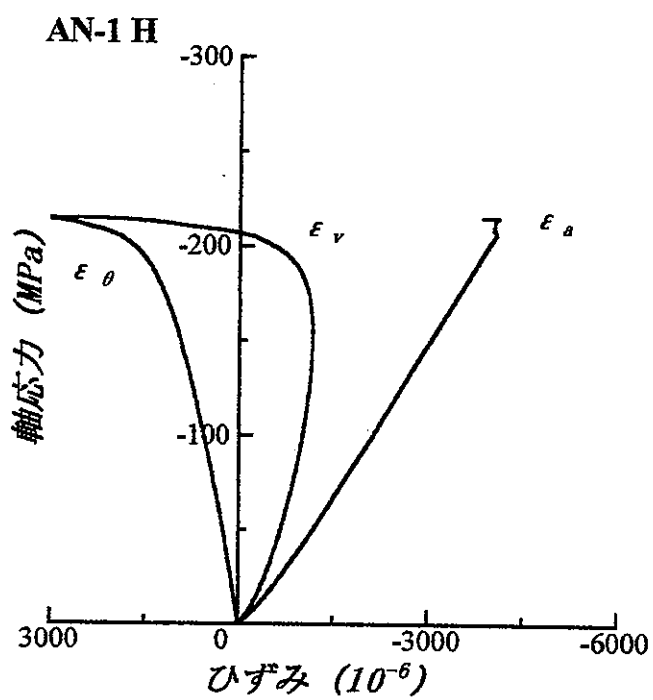
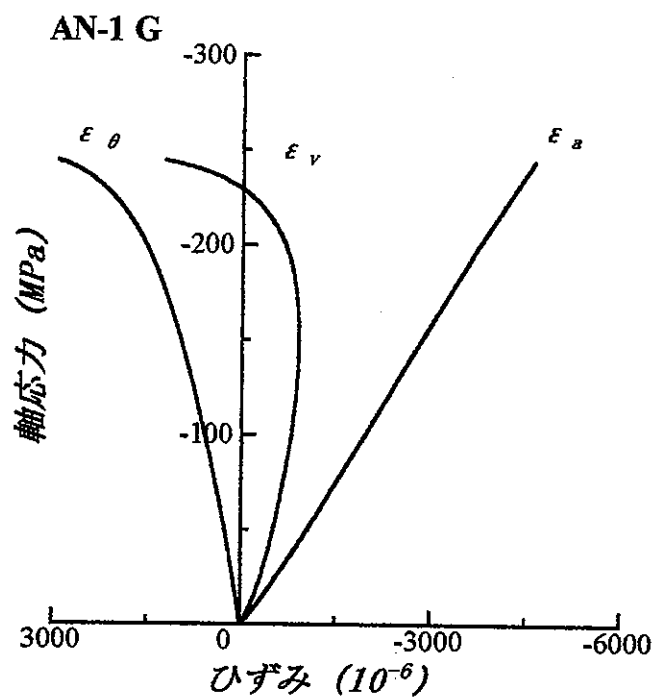


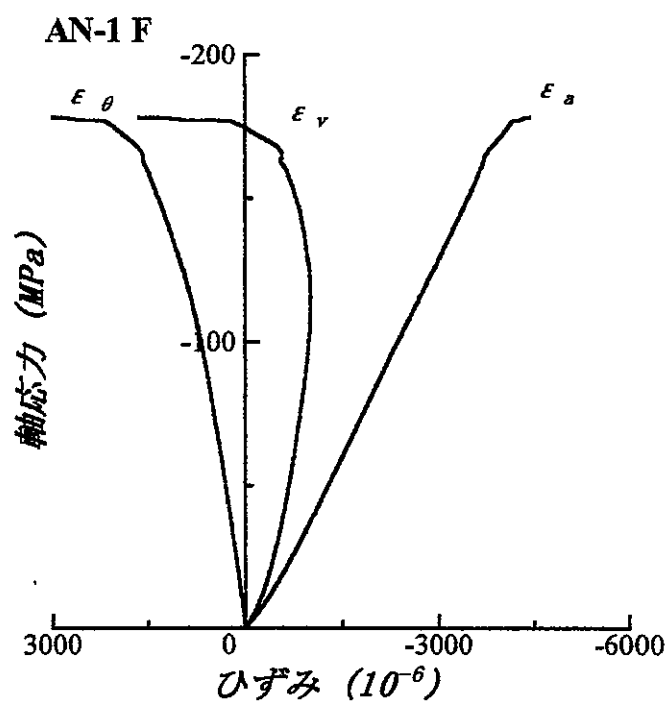
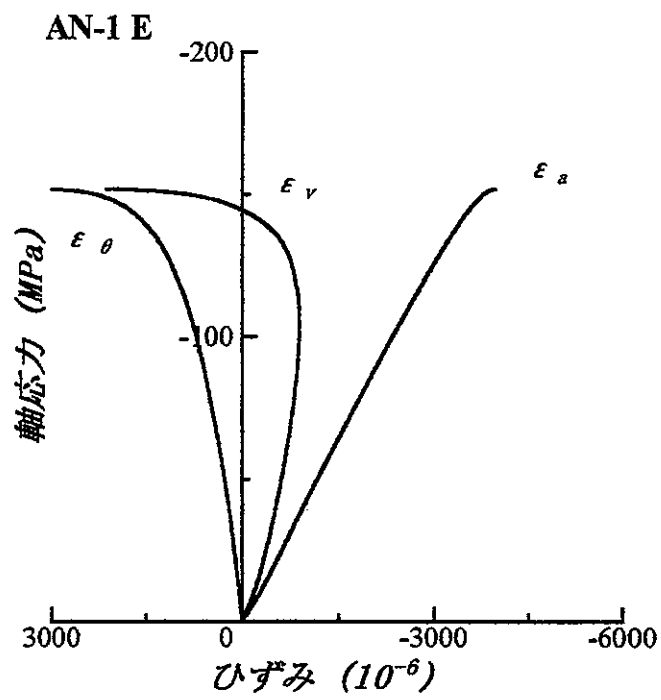


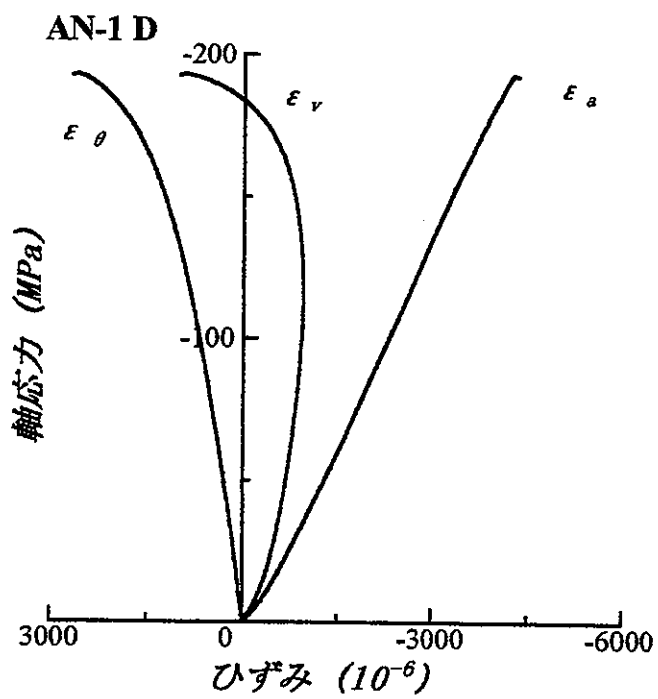
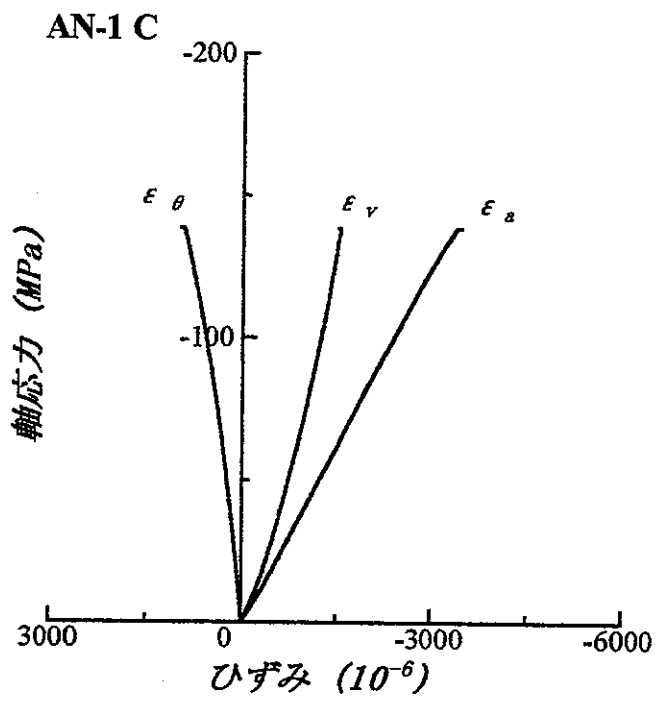


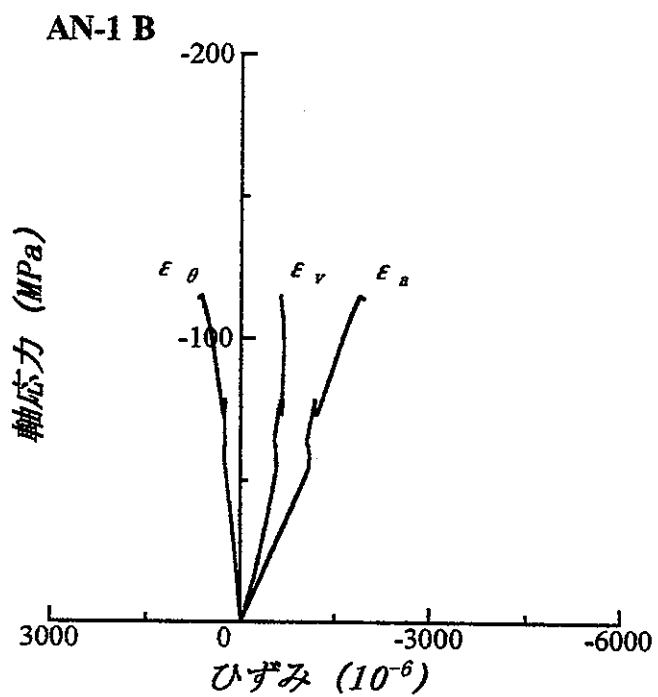
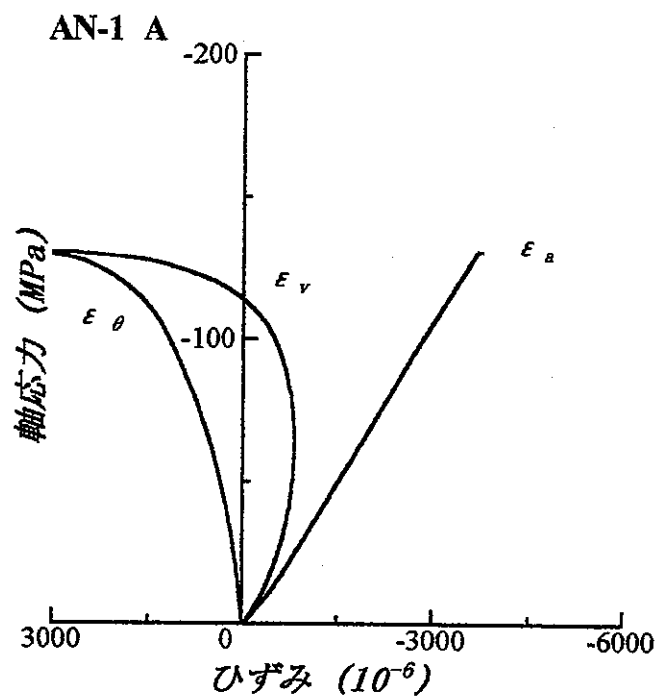












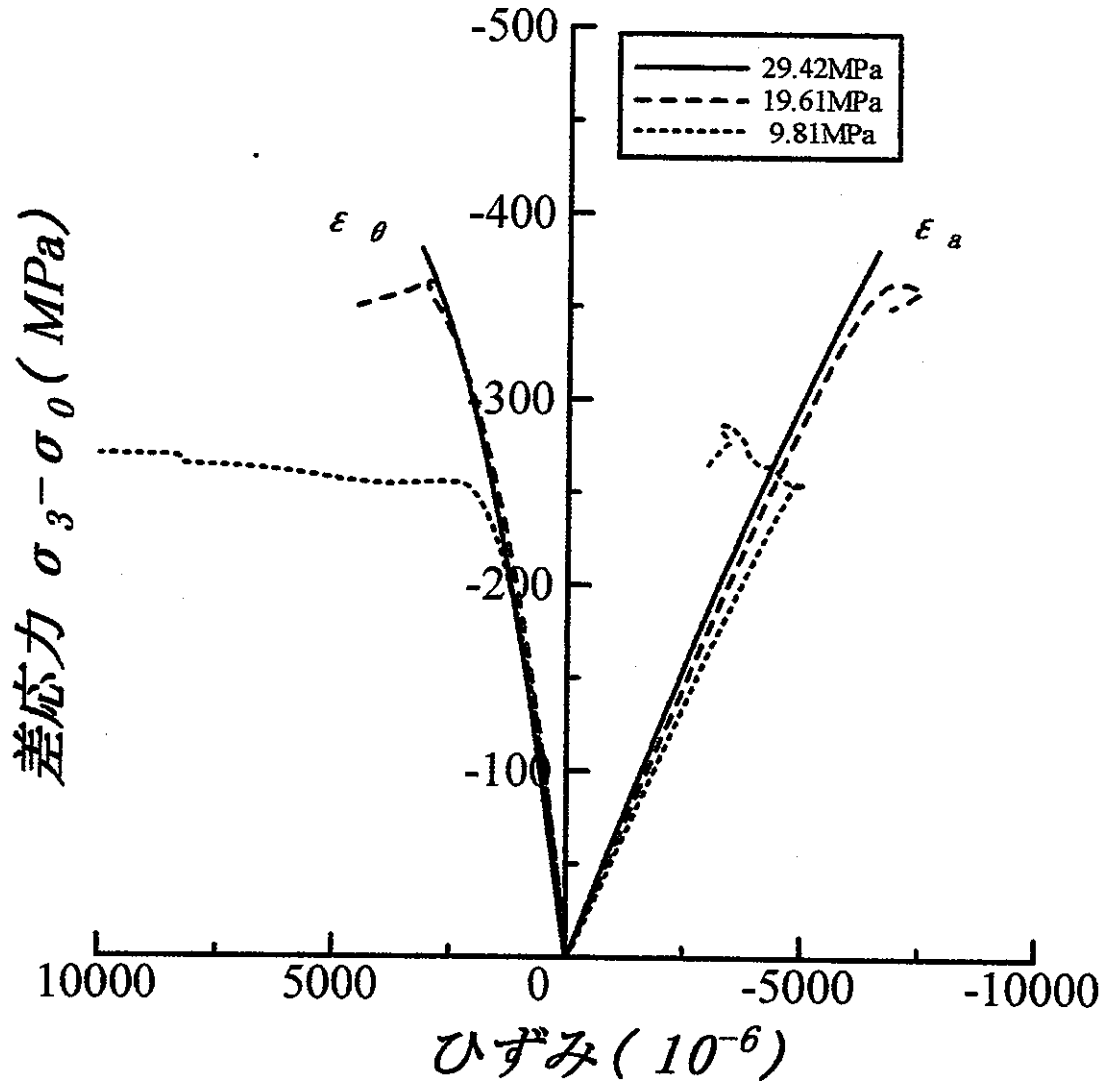
## APPENDIX VI

三軸圧縮試験における応力-ひずみ曲線

応力およびひずみは、正が引張、負が圧縮を表す。

$\varepsilon_x$  および  $\varepsilon_y$  は、それぞれ軸ひずみおよび横ひずみである。

AN-1 T

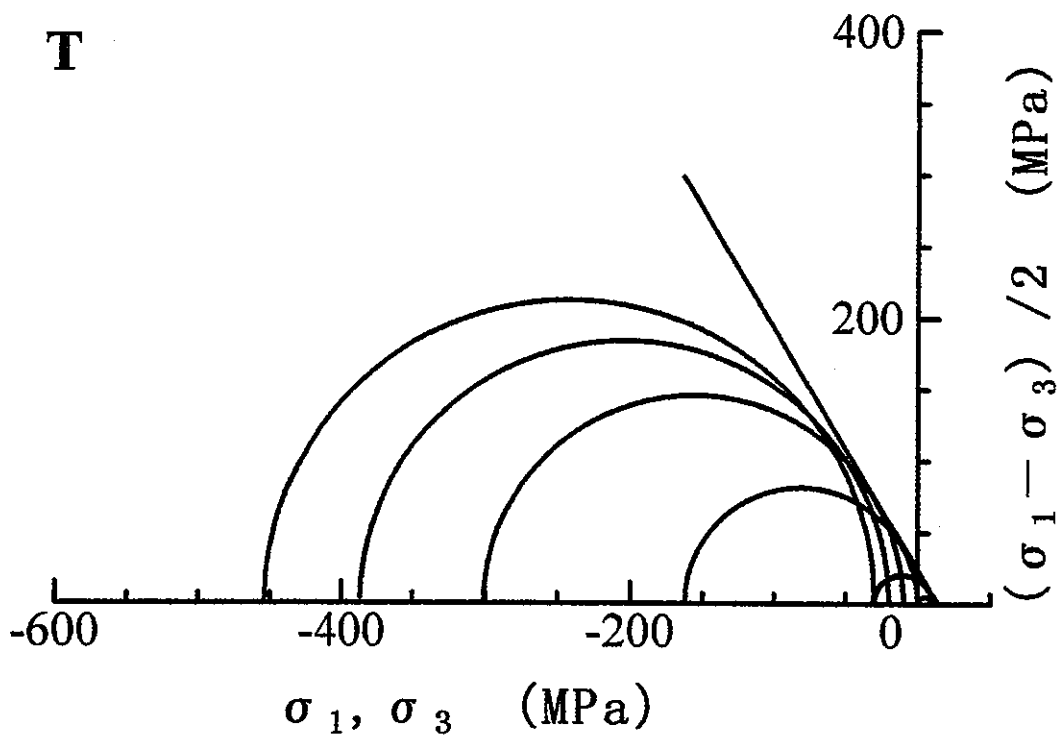




## APPENDIX VII

試験番号Tの破壊応力円

**T**



## APPENDIX VIII

一軸および三軸圧縮試験後の試験片のスケッチ







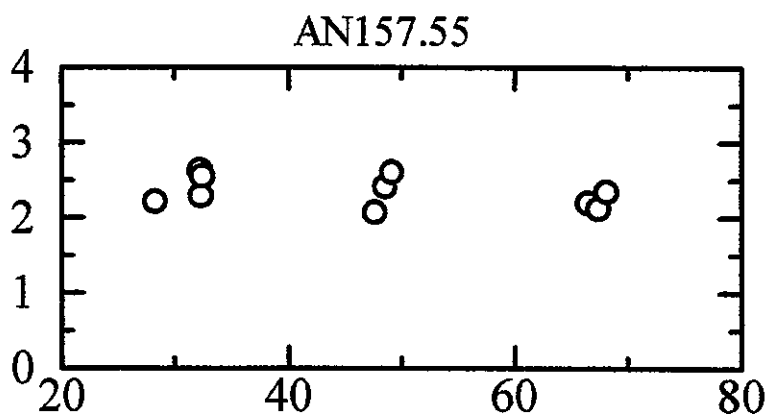
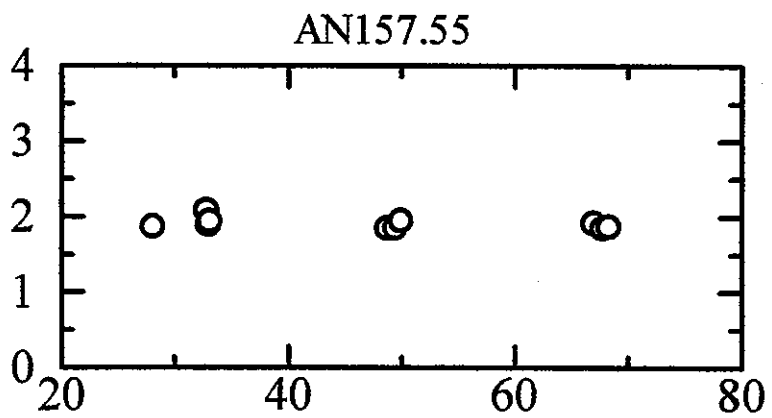
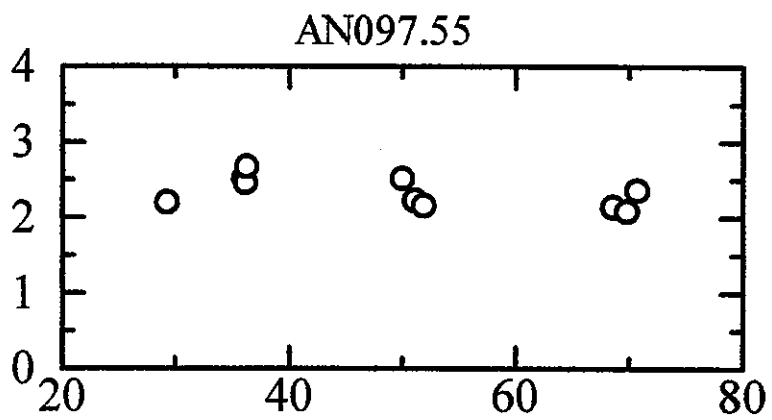
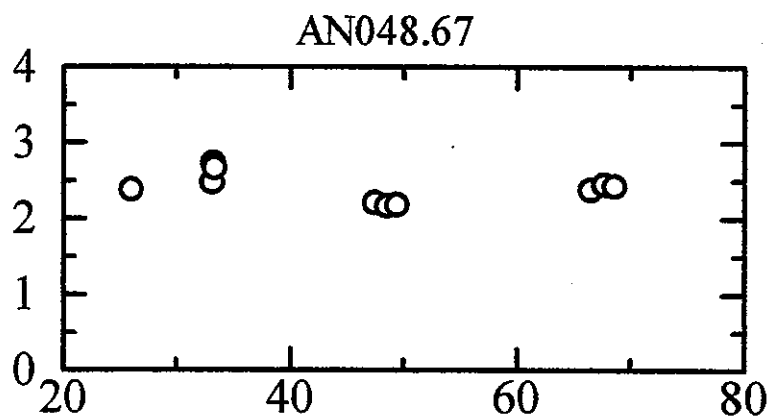


## APPENDIX IX

熱伝導率と試料温度の関係

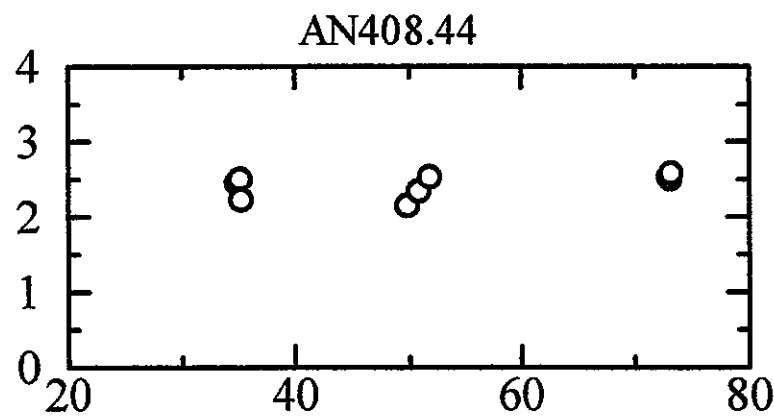
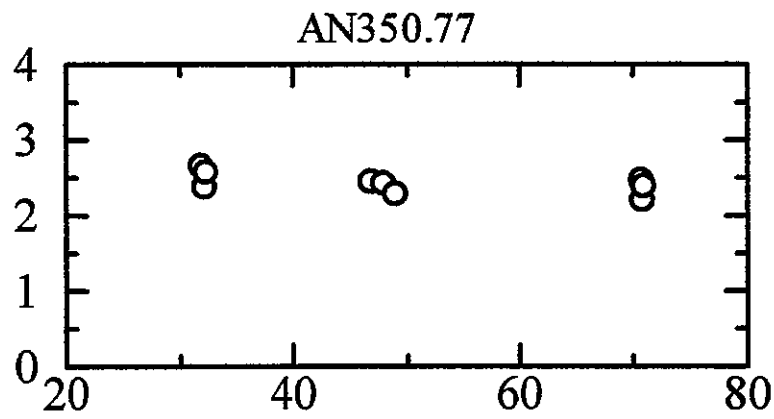
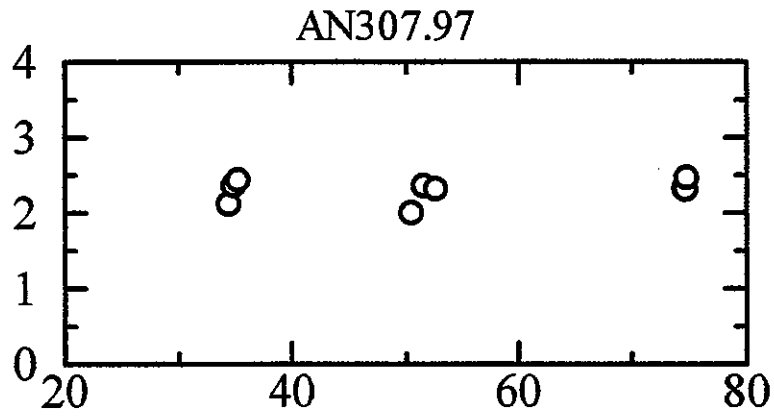
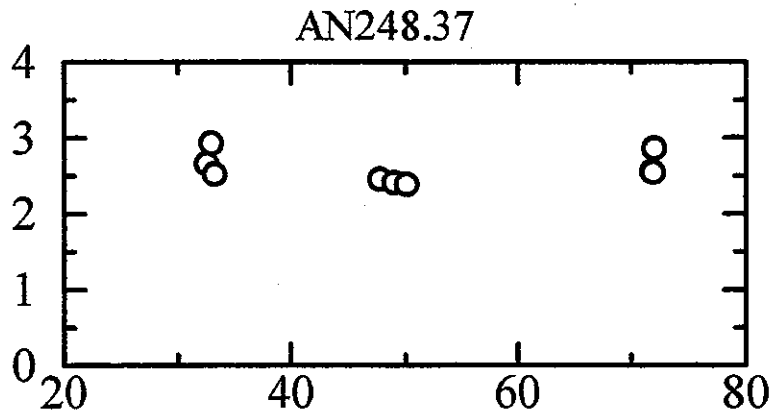


*Thermal conductivity,  $Wm^{-1}K^{-1}$*



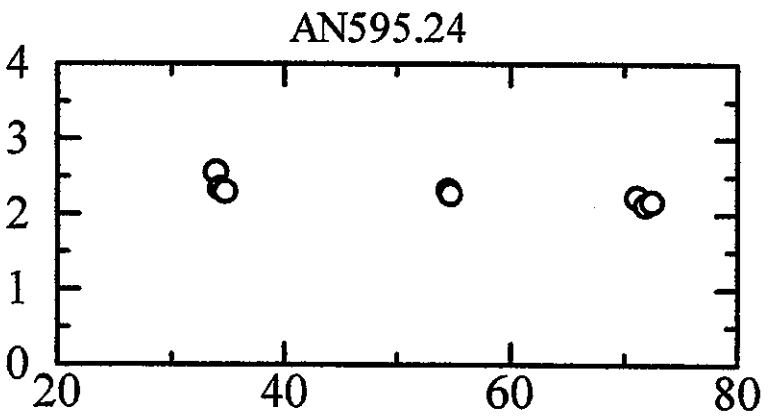
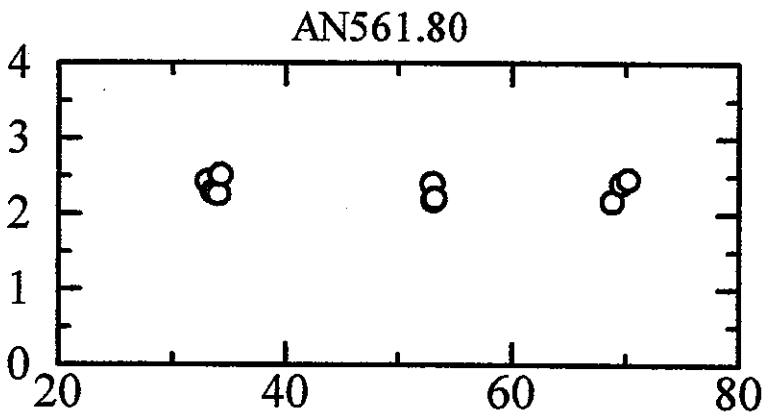
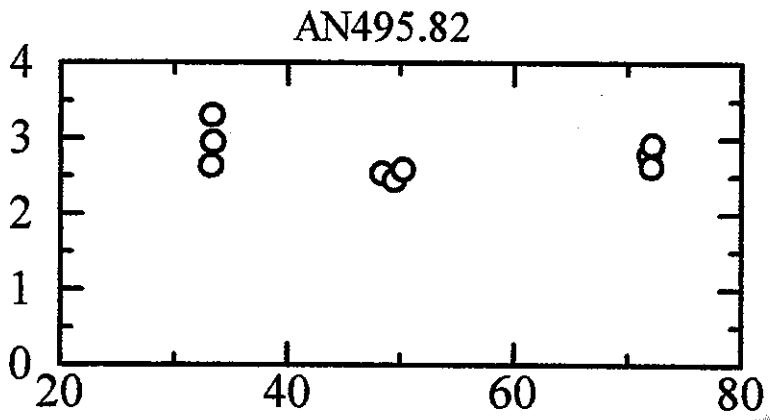
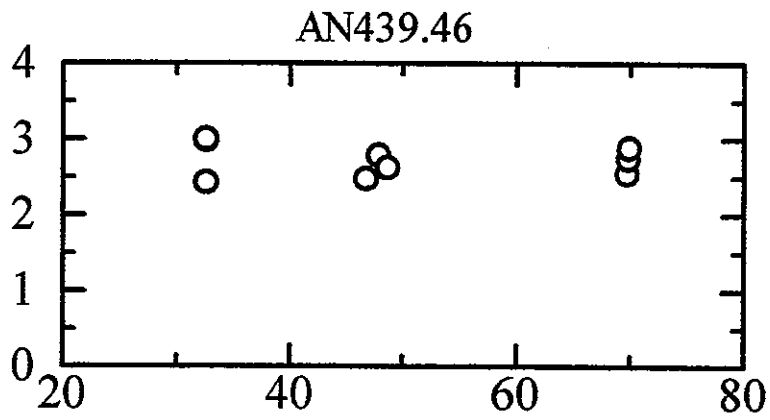
*Temperature, °C*

*Thermal conductivity,  $Wm^{-1}K^{-1}$*



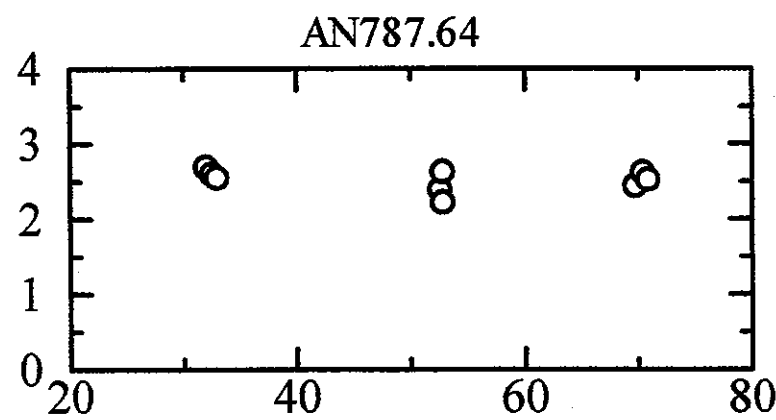
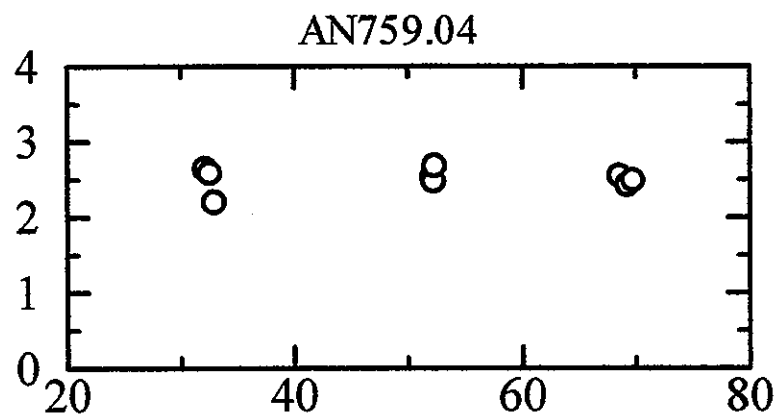
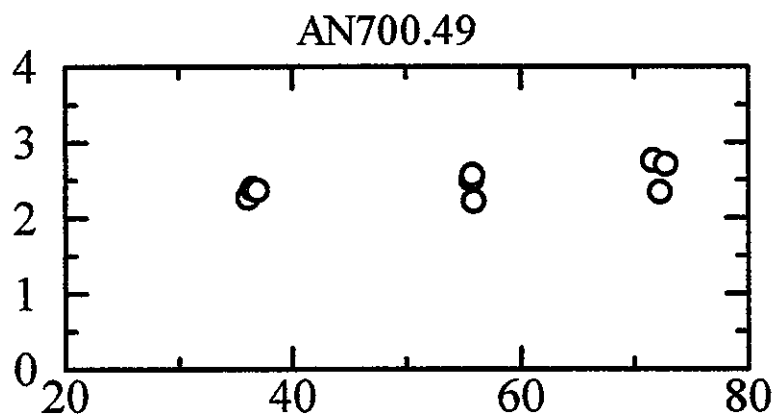
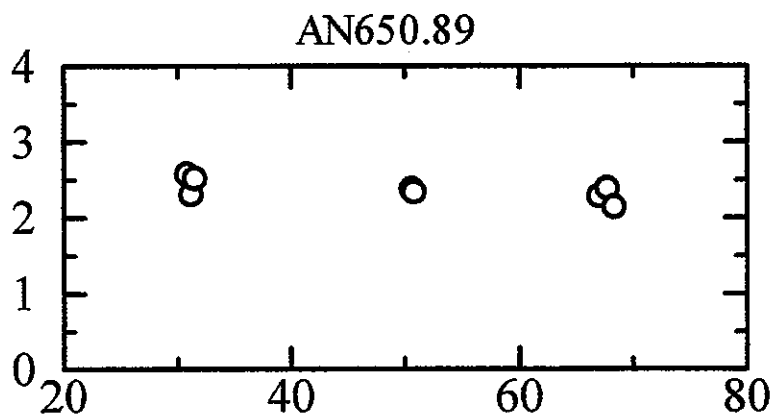
*Temperature, °C*

*Thermal conductivity,  $Wm^{-1}K^{-1}$*



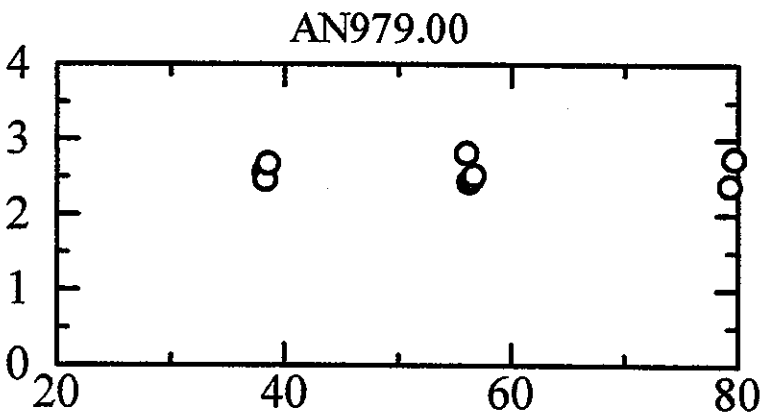
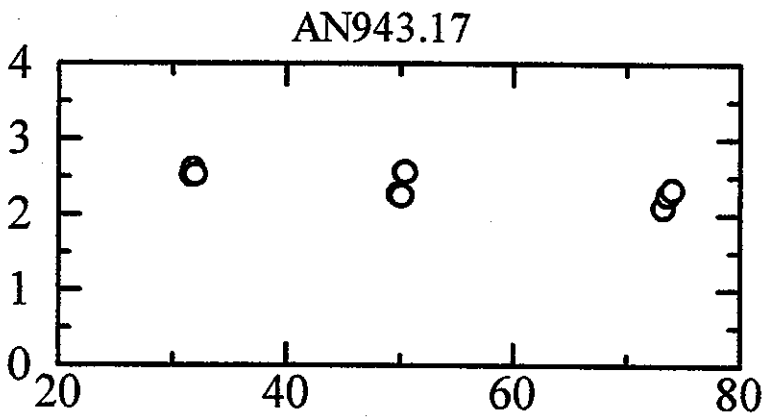
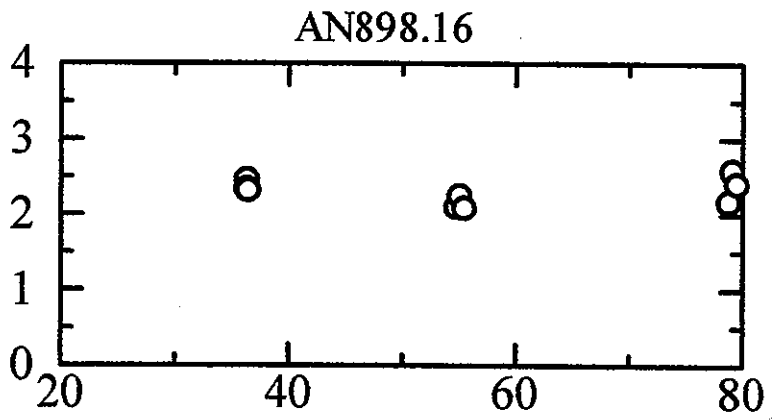
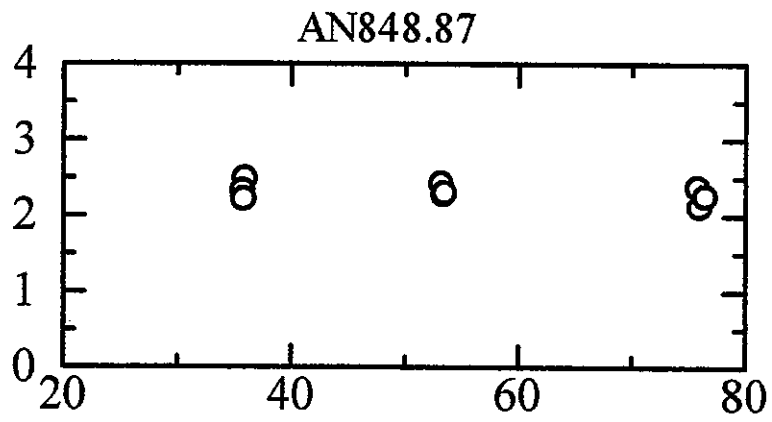
*Temperature, °C*

*Thermal conductivity,  $Wm^{-1}K^{-1}$*



*Temperature, °C*

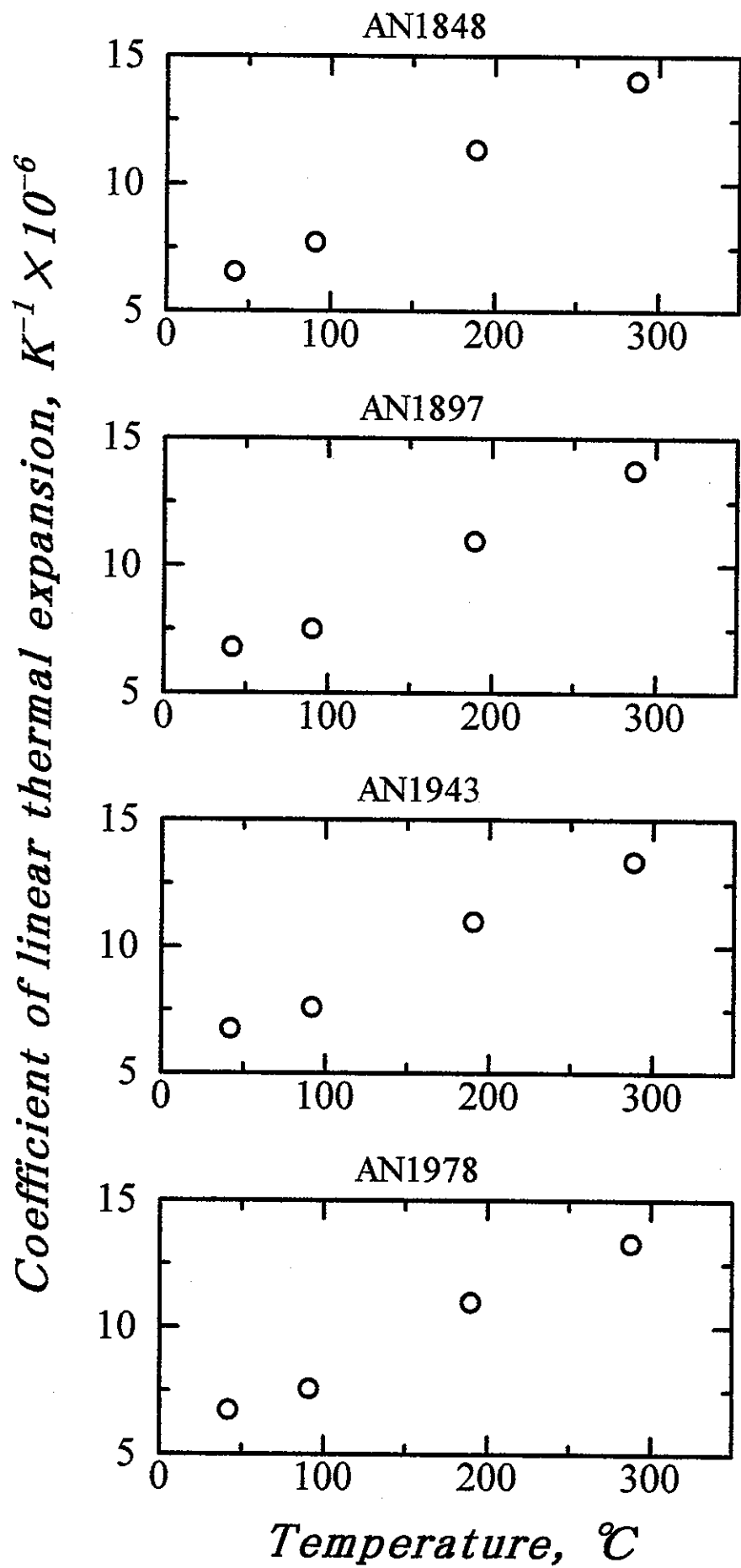
*Thermal conductivity,  $Wm^{-1}K^{-1}$*

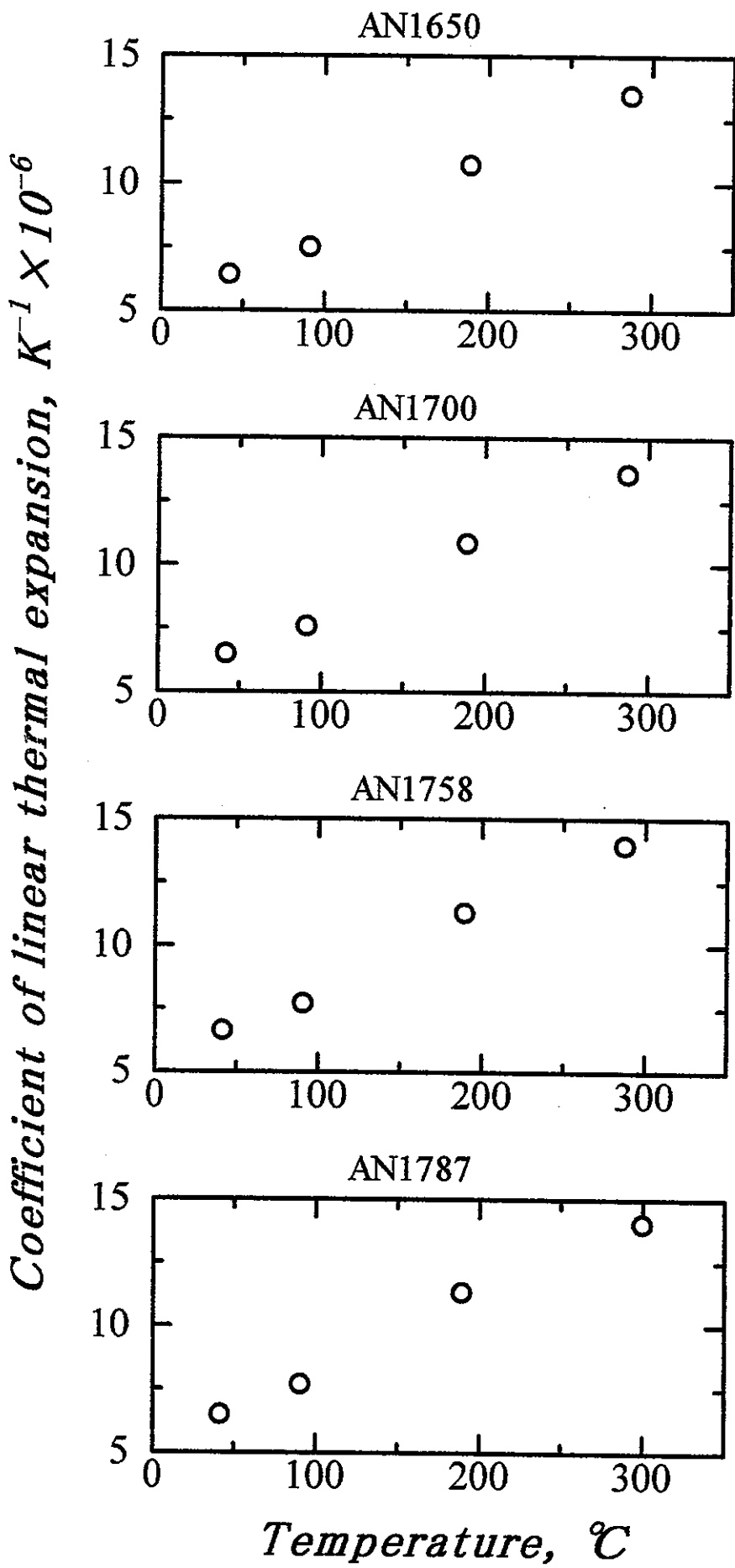


*Temperature, °C*

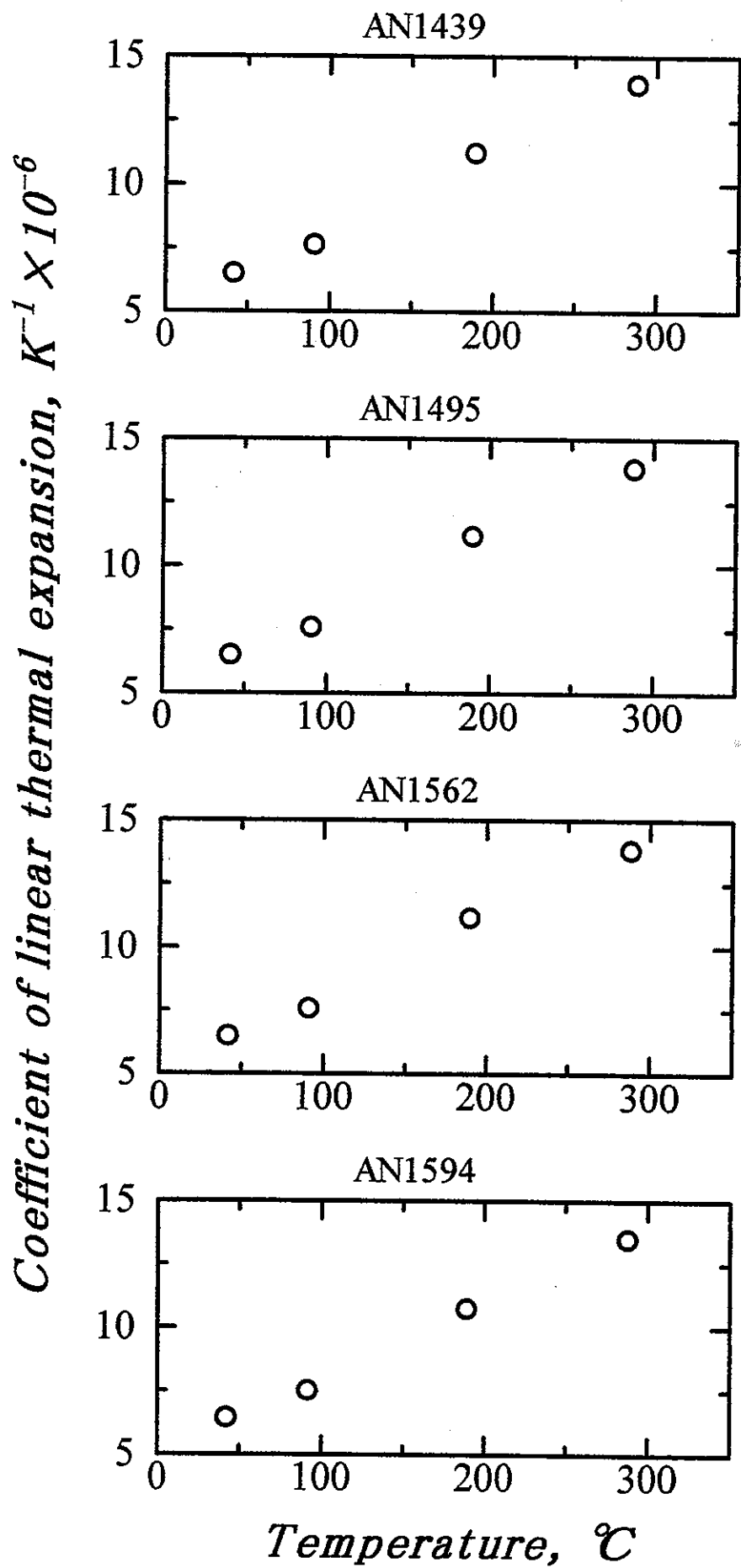
# APPENDIX X

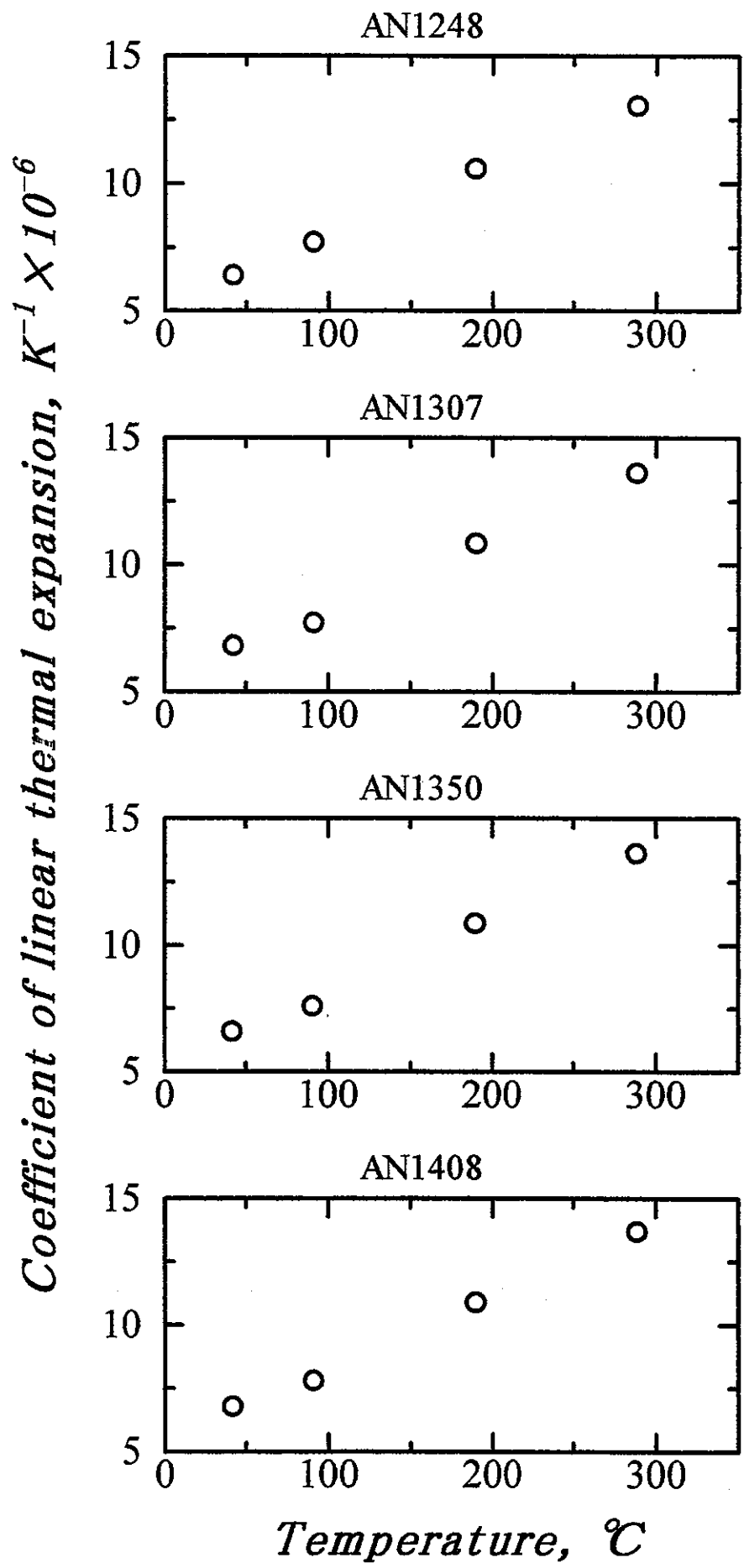
熱膨張率と試料温度の関係

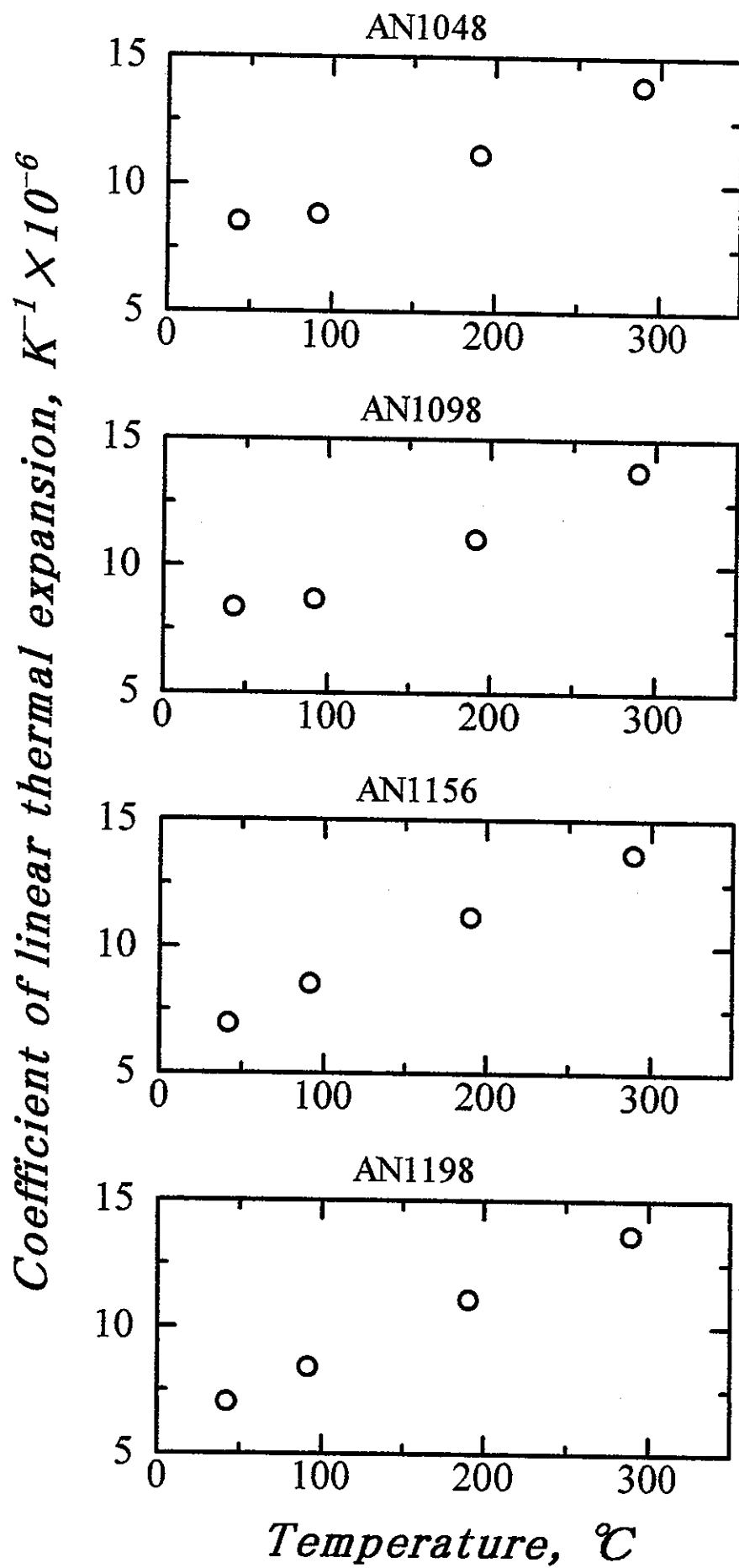








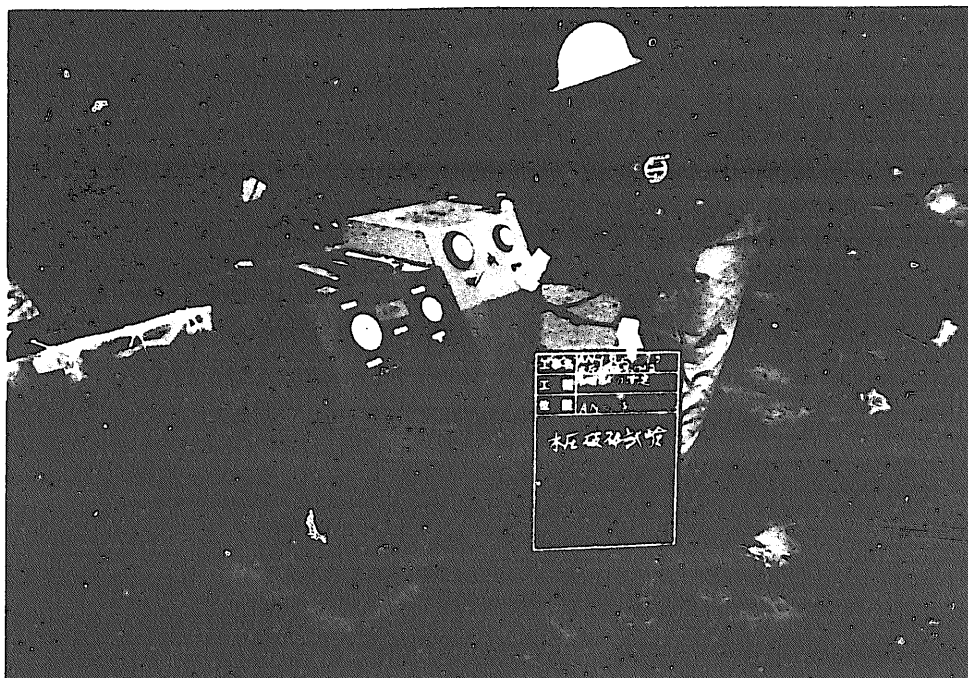




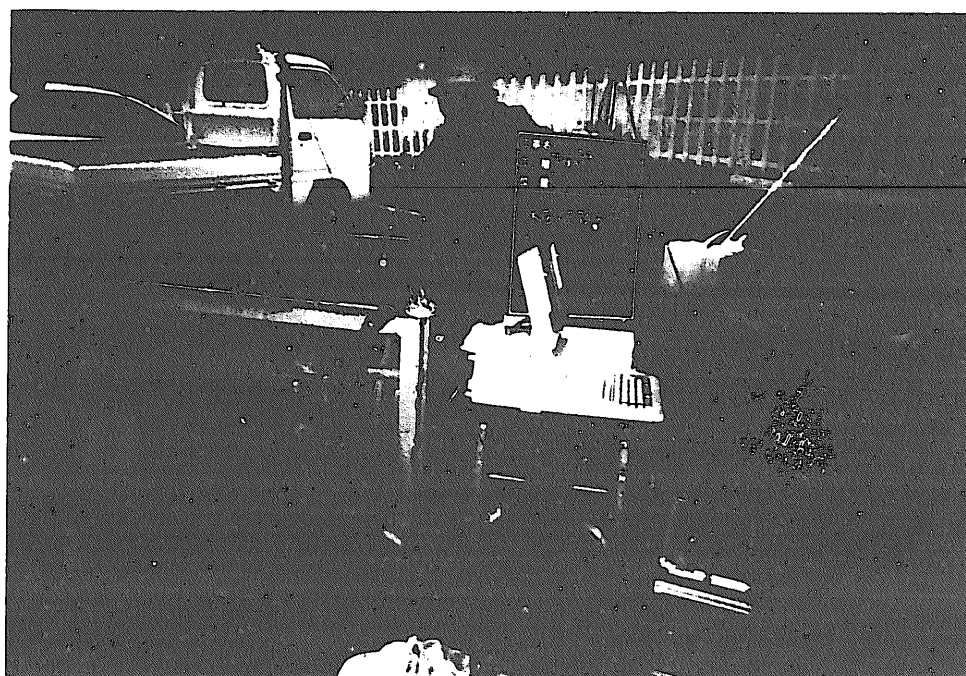
# APPENDIX X I

写真集

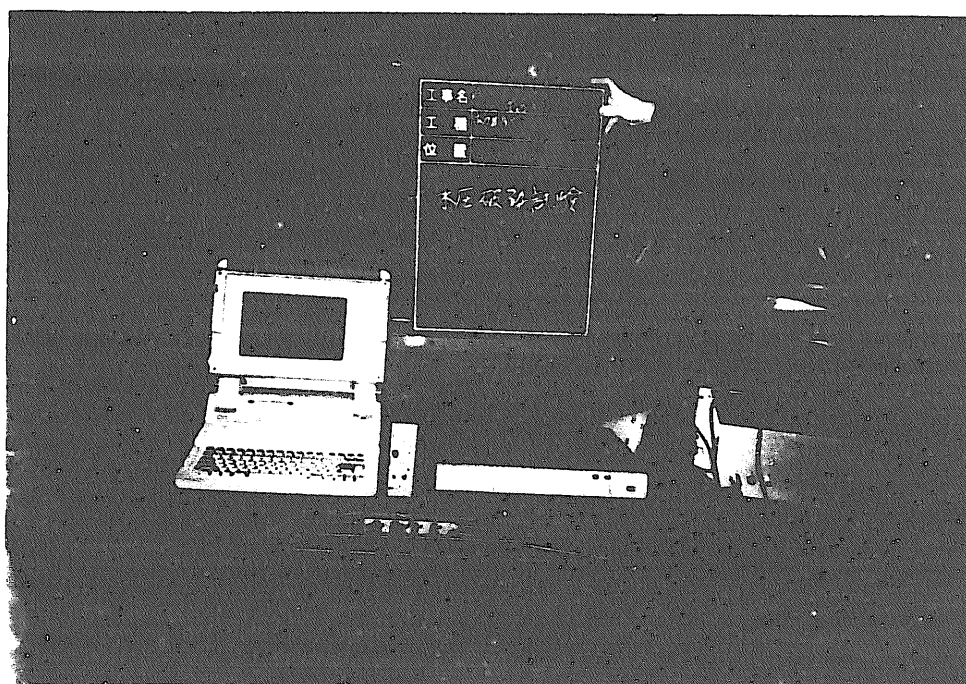
水圧破碎用高圧ポンプ



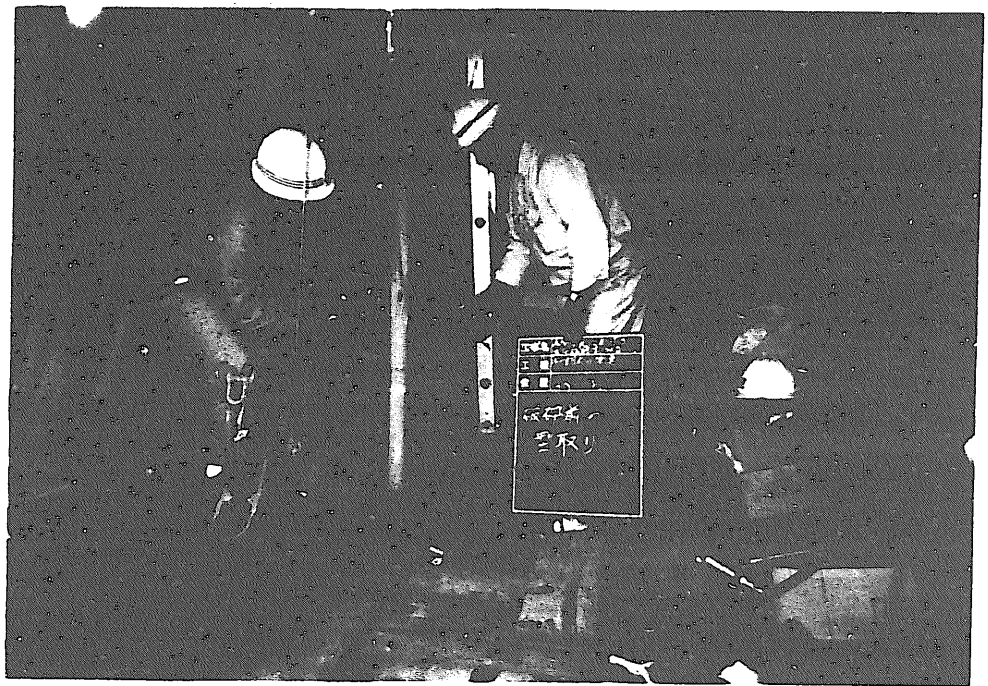
水圧破碎用ケーブル  
ウィンチ



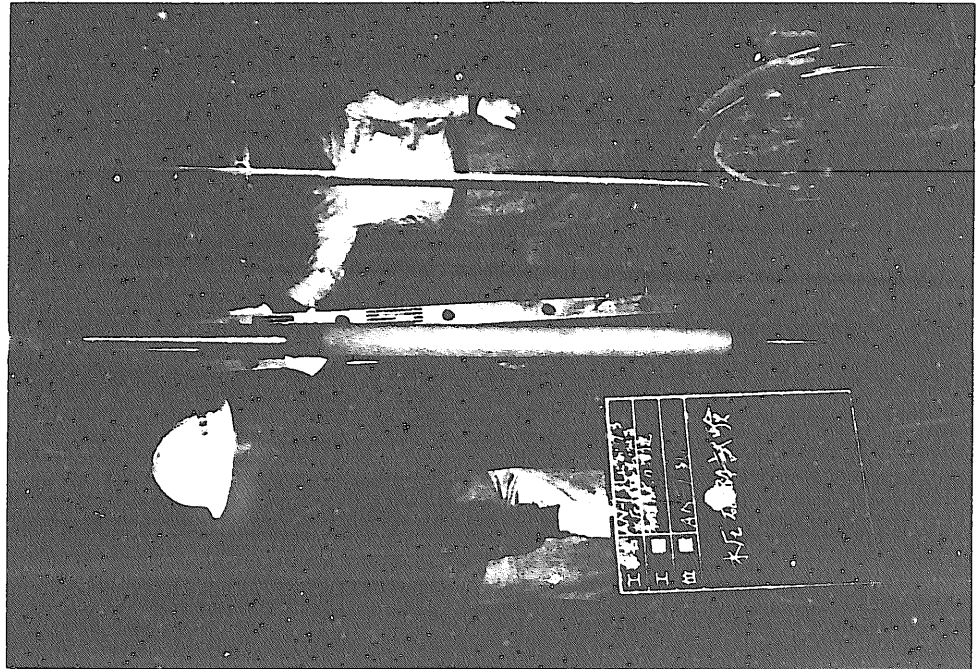
水圧破碎計測システム



破碎前の型取り



水圧破碎試験

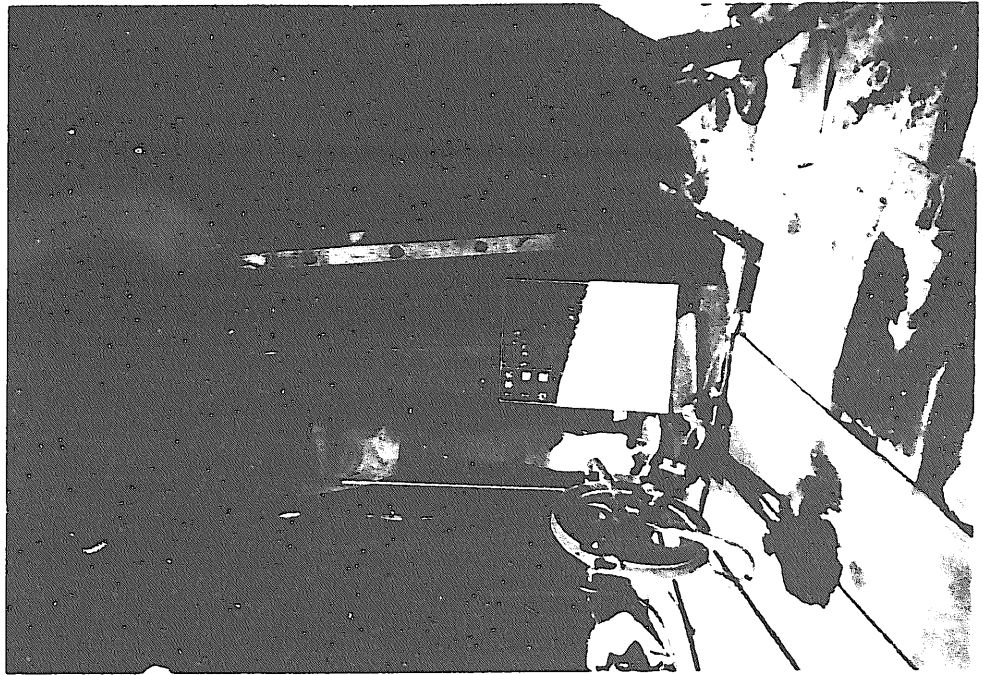


破碎後の型取り  
シングルショット

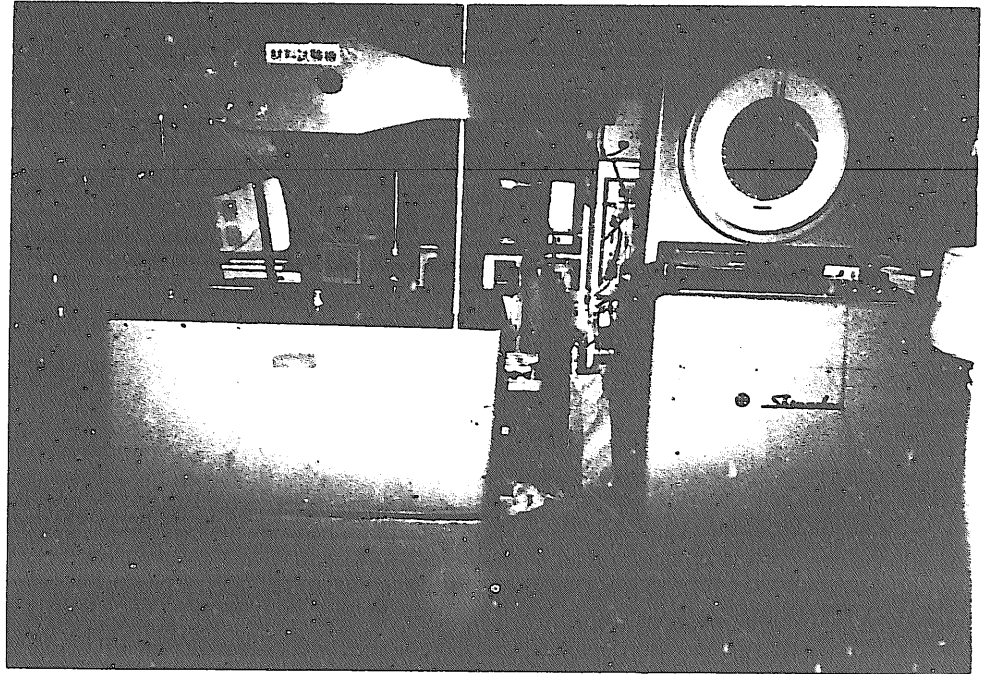




破碎後の型取り



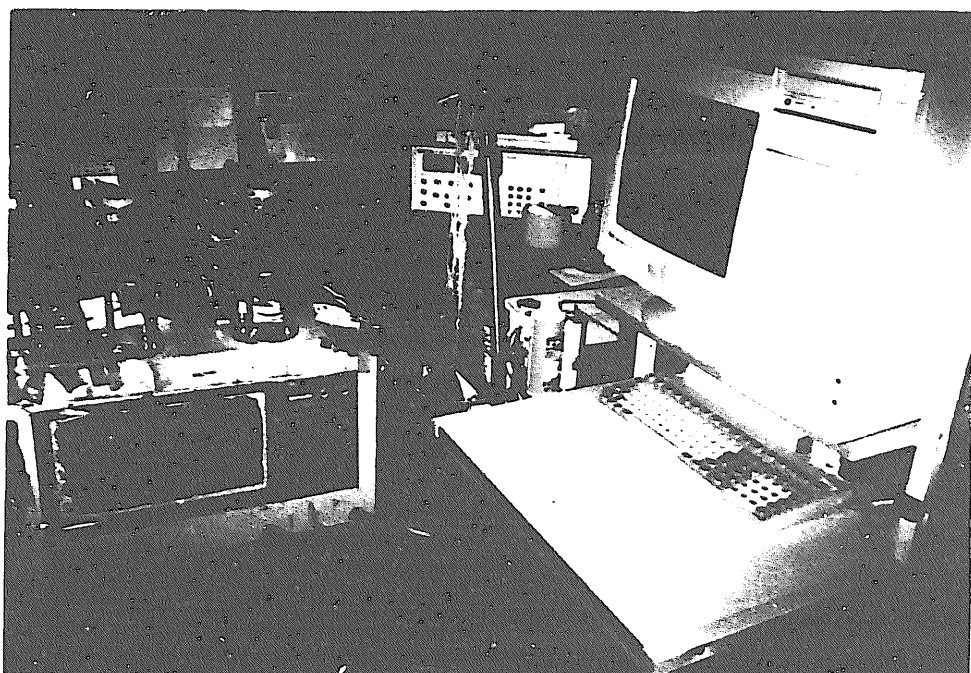
アムスラー型  
材料試験機



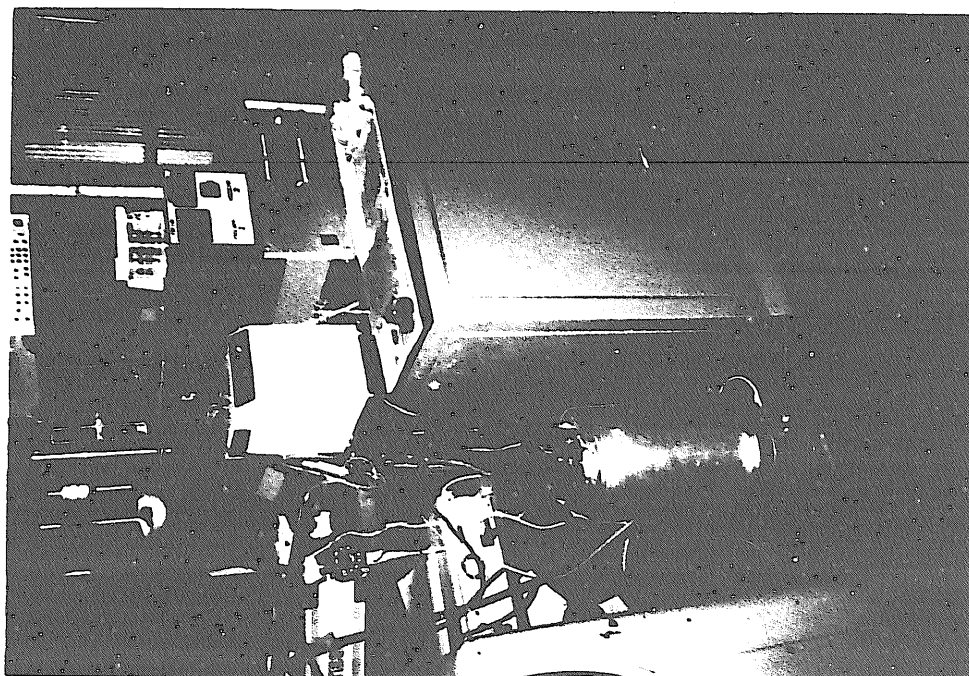
ソニックピュア-SX  
MODEL-5251A



熱伝導率測定システム



比熱測定システム



熱膨張率測定システム

